

N°d'ordre : 2911

THÈSE

PRÉSENTÉE À

L'UNIVERSITÉ BORDEAUX I

ÉCOLE DOCTORALE DE SCIENCES PHYSIQUES ET DE L'INGÉNIEUR

PAR

Damien SELLIER

POUR OBTENIR LE GRADE DE

DOCTEUR

SPÉCIALITÉ : MÉCANIQUE

**ANALYSE NUMÉRIQUE DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE
D'ARBRES SOUS SOLLICITATION AÉRODYNAMIQUE TURBULENTE**

Soutenue le : 16 Décembre 2004

Après avis de :

MM. **R. DUFOUR**, Professeur, Université de Lyon I
M. FOURNIER, Professeur, ENGREF

Rapporteurs

Devant la commission d'examen formée de :

MM. **D. GUITARD**, Professeur, Université de Bordeaux I
T. FOURCAUD, Chargé de Recherche, CIRAD
Y. BRUNET, Directeur de Recherche, INRA
R. DUFOUR, Professeur, Université de Lyon I
M. FOURNIER, Professeur, ENGREF
B. MOULIA, Chargé de Recherche, INRA

**Président
Rapporteur
Examineurs**

Remerciements

Je remercie MM. Pierre Morlier et Patrick Castéra pour leur accueil au sein du Laboratoire de Rhéologie du Bois de Bordeaux.

Je remercie grandement Mme Mériem Fournier, MM. Régis Dufour, Daniel Guitard et Bruno Moulia pour l'intérêt porté à ce travail et pour avoir accepté de le juger.

Je tiens également à remercier Yves Brunet et Thierry Fourcaud pour avoir, trois ans durant, orienté, suivi et supporté ce couple intranquille que forme la thèse et le thésard.

Je souhaite ensuite exprimer ma gratitude à M. Barry Gardiner pour m'avoir accordé un peu de son temps et de ses lumières, sans lesquels le troisième chapitre de ce document n'aurait pas vu le jour.

Enfin, j'adresse mes plus vifs remerciements aux membres du LRBB et à tous ceux qui, par leur aide et leurs conseils, ont participé au bon déroulement de la thèse.

Les travaux présentés sont partie intégrante du projet VENFOR financé par le GIP-ECOFOR.

*A Mister John Keats,
haut de cinq pieds,
dont le nom était écrit dans l'eau.*

Table des matières

Table des figures	xi
Liste des tableaux	xvii
Notations	xix
Introduction générale	1
1 Méthode des Eléments Finis appliquée à la dynamique des structures	9
1.1 Généralités	9
1.2 Modélisation de l'arbre	17
1.2.1 Type d'éléments	17
1.2.2 Propriétés géométriques des éléments	18
1.2.3 Propriétés matérielles des éléments	19
1.3 Import de l'architecture	21
2 Caractérisation dynamique de jeunes pins maritimes en fonction de leur morphologie	25
2.1 Introduction	25
2.2 Matériel et protocole expérimental	26
2.2.1 Présentation des sujets expérimentaux	26
2.2.2 Essais en oscillations libres	28
2.2.3 Protocole expérimental	31
2.3 Résultats expérimentaux	34
2.3.1 Architecture aérienne des arbres	34
2.3.2 Caractéristiques dynamiques des arbres entiers	36
2.3.3 Influence relative des différents éléments architecturaux	38
2.4 Discussion des résultats expérimentaux	41

2.5	Application du modèle numérique aux sujets expérimentaux	45
2.5.1	Discrétisation géométrique	45
2.5.2	Paramétrage des propriétés matérielles	46
2.5.3	Protocole d'essai numérique	47
2.5.4	Calibration des paramètres dissipatifs	48
2.6	Résultats et discussion des simulations numériques	50
2.6.1	Etude du mode fondamental de flexion	50
2.6.2	Etude des autres modes	52
2.6.3	Composantes de l'amortissement	54
2.6.4	Simplification du modèle	56
2.7	Conclusion	57
3	Comportement d'un épicéa de Sitka sous sollicitation aérodynamique	59
3.1	Introduction	59
3.2	Application du modèle	60
3.2.1	Paramétrage du modèle	60
3.2.2	Niveaux de description	66
3.3	Résultats et discussion	68
3.3.1	Etudes préliminaires sur la qualité de prédiction du modèle	68
3.3.2	Mouvement de l'arbre sous sollicitation aérodynamique	70
3.3.3	Analyse temps-échelle des interactions du vent et des mouvements de l'arbre	75
3.4	Conclusion	77
4	Influence de paramètres géométriques et matériels sur la stabilité de l'arbre au vent	79
4.1	Introduction	79
4.2	Etude expérimentale des oscillations induites par le vent chez le Pin maritime . .	80
4.3	Etude paramétrique : matériel et méthodes	82
4.3.1	Modèle arbre	82
4.3.2	Modèle de vent	83
4.3.3	Plans d'expérience	87
4.4	Etude paramétrique : résultats et discussion	91
4.4.1	Caractéristiques dynamiques de l'arbre	91
4.4.2	Comportement aérodynamique de l'arbre	95
4.5	Conclusion	100
	Conclusion générale	103

A Introduction aux ondelettes	107
B Table de Taguchi L27(3**13)	109
Bibliographie	111

Table des figures

1	Stratification schématique de l'écoulement atmosphérique aux abords d'un peuplement forestier homogène	2
2	Les instabilités de l'écoulement atmosphérique au dessus d'un couvert forestier, d'après Finnigan et Brunet [15]	3
3	Repères bibliographiques sur la modélisation de la stabilité de l'arbre au vent	5
1.1	(a) Exemple de discrétisation d'un axe ligneux en éléments de poutre multicouches, d'après Fourcaud et Lac [19]. (b) Élément de poutre et degrés de liberté associés.	18
1.2	Connecteur flexible simulant le comportement de la plaque racinaire d'après [1] et son repère local.	18
1.3	Evolution du coefficient d'amortissement modal en fonction de la pulsation.	20
1.4	Méthodologie pour l'analyse numérique de la tenue aérodynamique des arbres	22
2.1	Les arbres numérisés vues de profil	28

2.2	Visualisation des arbres numérisés dans le plan horizontal. <i>Le Nord correspond au haut de la figure ; X et Y correspondent aux directions dans lesquelles le déplacement a été initié ; d.e. indique la direction d'excentricité du houppier par rapport à la tige.</i>	32
2.3	Variation du diamètre le long de la tige de l'arbre (S2) en Septembre et en Décembre	33
2.4	Scalogramme de l'amplitude des oscillations de la tige de l'arbre (S3) pour (DI.1). <i>On observe un transfert d'énergie des petites échelles vers les grandes.</i>	36
2.5	Scalogrammes de l'amplitude des oscillations à différents niveaux topologiques de l'arbre (S1) après effeuillage pour : (a) la tige, (b) une a2 et (c) une a3. Déplacement initial (DI.1)	39
2.6	Mise en évidence des changements successifs de plan d'oscillation principal au cours du temps. (a) <i>Rotations de la tige de l'arbre (S1) après effeuillage dans deux plans verticaux orthogonaux</i> (b) <i>Rapport des amplitudes en rotation entre les deux plans orthogonaux.</i>	40
2.7	(a) Rotation moyenne de la tige à mi-hauteur et (b) déformations en flexion verticale des axes b1, b2, b3 et b4 pour l'arbre (S1)	41
2.8	Charge appliquée aux arbres simulés en fonction du temps	48
2.9	Maillage des paramètres c_{sol} et α_{bois} pour l'étude paramétrique. <i>Chaque intersection sur la grille représente un calcul. La ligne en gras passe par les valeurs des paramètres tels que $\xi_0^{num} = \xi_0^{msr}$. La ligne en pointillés passe par les valeurs de paramètres retenues pour les calculs ultérieurs.</i>	49
2.10	Evolution de ξ en fonction des paramètres d'amortissement du sol et et du bois .	49
2.11	Illustration des modes propres de l'arbre (S1) : mode fondamental de flexion de la tige, mode d'une branche et second mode de flexion de la tige.	53

3.1	Vitesses du vent dans la direction du vent dominant à trois hauteurs.	66
3.2	Evolution de la fréquence et de la participation des modes de flexion de la tige en fonction du module d'élasticité longitudinal des branches.	69
3.3	Comparaison entre les déplacements prédits et mesurés de la tige de l'arbre à $z = 8$ m. (a) <i>Déplacements mesurés</i> et (b) <i>déplacements calculés avec le modèle de Kerzenmacher et Gardiner [41] et avec le modèle Eléments Finis pour un profil de vent exponentiel.</i>	71
3.4	Moments fléchissants calculés à la base de l'arbre pour deux modèles utilisant un profil de vent exponentiel	72
3.5	Déplacement prédit en $z = 8$ m tracé en noir dans le sens du vent pour un profil interpolé à partir des vitesses de vent mesurées à trois altitudes différentes. Les déplacements mesurés, tracés en gris, servent de référence.	73
3.6	Comparaison des déplacements de la tige à $z = 8$ m selon deux profils de vent différents. <i>Déplacements prédits pour (a) un profil exponentiel et (b) pour un profil interpolé</i>	74
3.7	Scalogrammes de la composante u de vitesse du vent en $z = h$ (a) et en $z = 0,88h$ (b). <i>La ligne rouge marque l'échelle équivalente à la fréquence du balancement de l'arbre, i.e. 0,48 Hz.</i>	75
3.8	Scalogrammes des déplacements de l'épicéa de Sitka en $z = 0,61h$. (a) <i>déplacements mesurés</i> ; (b) <i>déplacements prédits avec un profil de vent exponentiel</i> ; (c) <i>déplacements prédits avec un profil de vent interpolé. La ligne rouge indique l'échelle équivalente à la fréquence du balancement de l'arbre.</i>	76

4.1	Comparaison du LAD (densité d'aire foliaire) cumulé depuis le bas du couvert (trait plein) avec $\overline{u'w'}/u_*^2$ (pointillés) en fonction de la hauteur dans le couvert (d'après [59] et [15])	84
4.2	Profils de vent simulés	85
4.3	Trames temporelles simulées de $u(h, t)$ et $w(h, t)$	86
4.4	Schéma des facteurs mis en jeu dans un plan d'expérience. Le modèle Eléments Finis sert à reproduire des expériences avec différentes valeurs de facteurs de contrôle.	87
4.5	Représentation schématisée de certains des facteurs de contrôle géométriques qui varient dans les plans d'expérience	88
4.6	Exemples de la morphologie de l'arbre lors de la modulation des facteurs géométriques.	90
4.7	Effets moyens des facteurs matériels sur f_0 , la fréquence du mode fondamental de flexion. <i>Légende : 0, 8 = -20%, 1 = ref et 1, 2 = +20% ; les facteurs de contrôle sont définis en section 4.3.3.</i>	91
4.8	Effets moyens des facteurs matériels sur le coefficient d'amortissement du mode fondamental ξ_0	92
4.9	Effets moyens des facteurs géométriques sur la fréquence du mode fondamental de flexion f_0	93
4.10	Effets moyens des facteurs géométriques sur le coefficient d'amortissement du mode fondamental ξ_0	94
4.11	Effets moyens des facteurs matériels sur le moment maximal transmis à l'ancrage MF_{max}	95
4.12	Effets moyens des facteurs matériels sur la contrainte maximale σ_{max}	96
4.13	Effets moyens des facteurs matériels sur la moyenne des contraintes maximales $\bar{\sigma}_{max}$	96
4.14	Effets moyens des facteurs géométriques sur le moment transmis à l'ancrage MF_{max}	97

4.15 Effets moyens des facteurs géométriques du houpier sur la contrainte maximale	
σ_{max}	98
4.16 Effets moyens des facteurs géométriques sur la moyenne des contraintes maximales	
$\bar{\sigma}_{max}$	99
4.17 Effets moyens des facteurs géométriques sur les forces maximales de traînée aérodynamique.	100
A.1 Boîtes de Heisenberg de deux ondelettes. Une échelle plus petite réduit l'étalement en temps mais augmente la taille du support fréquentiel, qui est décalé vers les hautes fréquences	108

Liste des tableaux

1.1	Liste des variables d'entrée matérielles	21
2.1	Caractéristiques morphologiques des sujets expérimentaux. <i>La hauteur donnée entre parenthèses pour (S3) correspond à la hauteur de sa tige. * : valeur massique estimée.</i>	27
2.2	Propriétés massiques et géométriques des arbres par ordre de ramification. * : <i>valeur massique estimée</i>	35
2.3	Caractéristiques dynamiques des arbres issues des essais en oscillations libres. <i>Les valeurs données sont des moyennes dont l'écart-type est entre parenthèses.</i>	37
2.4	Evolution des caractéristiques dynamiques de (S1) et (S2.d) au cours de leur élagage. <i>Le feuillage est présent durant tout l'élagage pour l'arbre (S2) sur les axes restants contrairement à (S1) ou le feuillage a été retiré directement suite à la première phase d'élagage.</i>	38
2.5	Densité linéique de masse d'aiguilles (kg m^{-1}) par ordre de ramification de trois jeunes pins maritimes	46
2.6	Caractéristiques élastiques mesurées pour l'arbre (S1)	47
2.7	Comparaison entre les fréquences mesurées et calculées du mode fondamental de flexion de l'arbre (S1)	50

2.8	Comparaison des fréquences mesurées et calculées du fondamental de flexion pour les arbres (S2.s), (S2.d) et (S3)	51
2.9	Comparaison des propriétés élastiques des arbres (S2.s), (S2.d) et (S3) avant et après calibration	51
2.10	Comparaison des fréquences mesurées et calculées pour le second mode de flexion des jeunes arbres	52
2.11	Participation relative des différentes sources d'amortissement pour ξ_0 de l'arbre (S1)	54
2.12	Valeurs mesurées et calculées de ξ_0 pour de jeunes pins maritimes	55
2.13	Valeurs calculées de f_0 pour des modèles simplifiés du houppier de l'arbre (S1) .	56
3.1	Dimensions et masse du tronc de l'arbre modélisé	61
3.2	Comparaison entre les masses mesurée et calculée des branches portées par chaque segment de tige de l'arbre modélisé	63
3.3	Déformée de l'arbre sous chargement statique en fonction de la modélisation retenue	68
3.4	Fréquence du mode fondamental de flexion de l'arbre modélisé en fonction du niveau de description du modèle	68
4.1	Valeurs des facteurs de contrôle matériels à l'état de référence.	89

Notations

En certaines occasions, des symboles identiques se réfèrent à des variables différentes. On espère que les explications dans le texte des symboles repris dans un contexte mineur permettra d'éviter d'éventuelles confusions.

Variables

x, y, z	coordonnées spatiales
t	temps
u, v, w	composantes du vecteur vitesse du vent
u', v', w'	composantes instantanées du vecteur vitesse
q	déplacement
\dot{q}	vitesse de déplacement
\ddot{q}	accélération de déplacement
l	longueur
d	diamètre
h	hauteur de l'arbre ou de la canopée
V	volume

Grandeurs

K	matrice de rigidité
k	rigidité
C	matrice d'amortissement
c	amortissement
M	matrice de masse
m	masse
ρ	masse volumique
f	fréquence
ω	pulsation
ξ	coefficient d'amortissement
α ¹	coefficient de proportionnalité entre la masse et l'amortissement
β ¹	coefficient de proportionnalité entre la rigidité et l'amortissement
E	module d'élasticité longitudinal
C_d	coefficient de traînée
A	aire humide
τ	contraintes de Reynolds

¹sauf pour les méthodes d'intégration directe

Indices et exposants

<i>air</i>	air
<i>sol</i>	sol
<i>bois</i>	bois
<i>aig</i>	aiguilles
<i>T</i>	tige
<i>H</i>	houppier
<i>B</i>	branches
<i>tot</i>	total(e)
<i>moy</i>	moyen(ne)
<i>msr</i>	mesuré(e)
<i>num</i>	numérique, calculé(e)
<i>r</i>	mode de déformation
<i>a</i>	amorti(e)

Introduction générale

Contexte de l'étude

Les forêts de plantation des régions tropicales et tempérées de la planète sont occasionnellement soumises à de violentes tempêtes. On peut citer l'exemple de Lothar qui a frappé durement l'Allemagne, la France et la Suisse fin Décembre 1999. De tels événements climatiques, bien que peu fréquents à l'échelle régionale ont des conséquences dramatiques en terme de gestion forestière. Les dégâts d'une nuit peuvent représenter un volume de bois détruit équivalent à des années de récolte. Il en résulte non seulement des pertes économiques sévères mais aussi des problèmes d'ordres phyto-sanitaire tels que la prolifération de champignons et d'insectes parasites du bois. A ces conséquences néfastes pour la gestion de la ressource forestière viennent s'ajouter des problèmes de sécurité des biens et des personnes causés par la chute ou la casse des arbres.

Afin d'évaluer les risques de ruine auxquels sont soumis les arbres forestiers, nous proposons d'étudier l'arbre au moyen de l'analyse des structures. Cette approche fait partie de la biomécanique qui est, telle que Niklas [52] la définit, *une discipline qui opère à l'interface entre l'ingénierie et la biologie*. Pour appréhender la stabilité de l'arbre forestier au vent, il est nécessaire en premier lieu de comprendre les spécificités de l'écoulement atmosphérique dans et au-dessus des peuplements forestiers.

Par rapport au terrain qui les précède dans le sens du vent, les forêts représentent d'un point de vue aérodynamique un changement de rugosité, de porosité et de hauteur effective de surface [55]. Cette combinaison de changements fait que l'écoulement est sévèrement modifié lorsqu'il atteint un peuplement forestier (Fig. 1). La couche de surface (CS) s'adapte alors au changement de surface. Les transitions prennent place au sein d'une couche limite interne (CLI). Près de la nouvelle surface et dans la CLI, se développe progressivement une nouvelle couche, dite couche

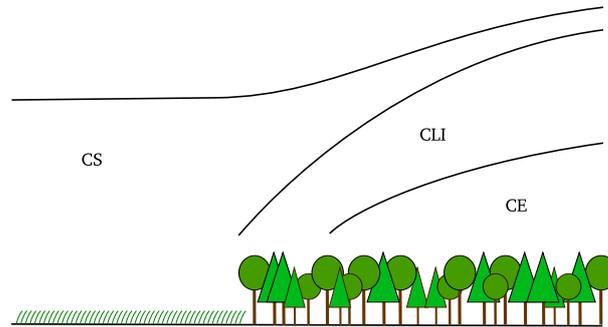


FIG. 1 – Stratification schématique de l’écoulement atmosphérique aux abords d’un peuplement forestier homogène

d’équilibre (CE) car adaptée à la nouvelle surface [39].

Le profil du vent moyen est fortement cisailé au sommet de la canopée où le couvert végétal absorbe par pression ou viscosité la quantité de mouvement de l’écoulement [15]. La vitesse moyenne et le cisaillement décroissent dans la canopée à un taux dépendant de la densité de végétation [61]. L’indice d’aire foliaire (LAI) est un moyen de caractériser la susdite densité à l’échelle du peuplement. Plus cet indice est élevé, plus le cisaillement est marqué. A mesure que le vent progresse dans le peuplement, des instabilités se créent et des processus turbulents apparaissent (Fig. 2). La turbulence dans et au-dessus de la canopée a été reconnue comme cohérente et organisée plutôt qu’aléatoire et chaotique [60]. Elle est dominée par des structures intermittentes dont l’échelle spatiale est de l’ordre de la hauteur moyenne de la canopée. Ces rafales dominantes sont parfois dénommées rafales d’Honami [37]. Néanmoins d’autres échelles spatiales existent au sein de la turbulence, dues à la structure de la canopée, aux oscillations des arbres, au battement des feuilles et aux effets visqueux. Enfin, l’écoulement présente des aspects universels pour les canopées de forêts homogènes, tel le profil vertical de vent moyen, pourvu que les données soient normalisées par la hauteur de la canopée [23].

En résumé, on passe d’une situation où les vitesses de vent sont élevées et peu fluctuantes en lisière de peuplement à une situation où les vitesses présentent des variations temporelles importantes et une moyenne plus faible au-delà de la zone de transition dans le peuplement. Parallèlement, peu de dégâts forestiers sont observés *in situ* en lisière lors des tempêtes [8]. Cette localisation des dégâts n’est pas automatiquement imputable aux phénomènes turbulents, elle

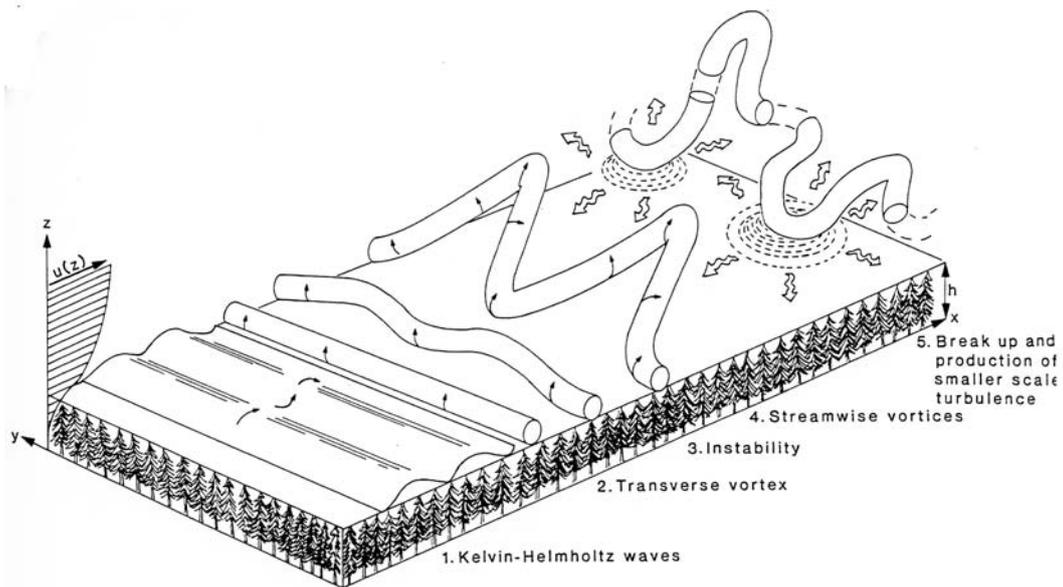


FIG. 2 – Les instabilités de l’écoulement atmosphérique au dessus d’un couvert forestier, d’après Finnigan et Brunet [15]

peut aussi être le résultat d’une adaptation morphologique des arbres de lisière [13].

Néanmoins, le chargement mécanique qui s’applique à une structure prise dans un écoulement dérive de la vitesse des mouvements du fluide. Les fluctuations temporelles de la sollicitation peuvent alors rendre conséquentes les forces d’inerties [55]. Ainsi l’approche statique peut se révéler inadaptée sinon caduque pour prédire les déplacements de la structure. C’est le cas pour les arbres où les vitesses de vent critiques prédites par l’approche statique pour la ruine de la structure sont largement surestimées [56]. D’après Moore [49], les déplacements consécutifs au passage de rafales peuvent théoriquement être jusqu’à dix fois supérieurs aux déplacements prédits sans prendre en compte l’effet des forces d’inertie.

Plusieurs études expérimentales (dont Mayer [46] et Lohou *et al.* [43]) ont été effectuées pour analyser les transferts énergétiques qui s’opèrent entre l’écoulement et la structure arbre. Les fonctions de transfert mécanique mettent en évidence l’activation d’au moins un mode de déformation de l’arbre. En effet, un pic de déplacement est observé pour des fréquences équivalentes à la fréquence naturelle d’oscillation des arbres et qui correspond à leur mode fondamental de flexion [23]. Un second pic de déplacement est parfois observé à des fréquences plus élevées [58]. La nature du second mode activé demeure sujette à hypothèses, *e.g.* mode de torsion, mode de flexion secondaire.

Afin d'analyser le comportement mécanique de l'arbre sous l'action du vent, il apparaît donc indispensable de tenir compte de l'aspect dynamique du problème.

Modélisation et simulation de la stabilité de l'arbre au vent

Pour estimer le risque de ruine des arbres en conditions de tempêtes, il est important de discerner comment l'écoulement atmosphérique, les propriétés du matériau bois et la morphologie de l'arbre affectent les mouvements de la structure. La variabilité des formes et des propriétés mécaniques qui existe entre les arbres rend nécessaire l'analyse numérique.

La réponse mécanique de l'arbre au vent fait l'objet d'une modélisation 'intensive' depuis une trentaine d'années (Fig. 3). Papesch [56] est le premier à notre connaissance à proposer un modèle dynamique du comportement de l'arbre à l'échelle de l'individu. Deux modèles similaires, ceux de Mayer [46] et de Milne [47], sont proposés ultérieurement. Ils conservent l'approche analytique retenue par Papesch et le houppier n'y est pas décrit. Cependant, contrairement au modèle de Papesch, ils sont supportés par des études expérimentales traitant des interactions vent/arbre. Viennent ensuite des modèles analytiques plus raffinés, tels que ceux de Wood [71] et de Guitard et Castéra [30], où le houppier est décrit de manière simplifiée. Le dernier modèle analytique en date est proposé par Saunderson [62]. Il se démarque des autres modèles par l'utilisation de corps déformables pour décrire les éléments ramifiés, bien que n'en modélisant qu'un faible nombre.

Un autre groupe de modèles se distingue par l'usage des méthodes numériques pour simuler la réponse dynamique de l'arbre au vent à l'échelle de l'individu. Le modèle de Fournier et al. [20], basé sur la Méthode des Eléments Finis (M.E.F.), décrit les branches au moyen de corps élastiques. Son domaine d'application se limite à l'étude des modes propres de déformation de l'arbre. Deux autres modèles, ceux de Shinya et Fournier [64] et de Stam [68], permettent de prédire l'histoire des déplacements de l'arbre pour des vents simulés. Les branches et leur mouvement sont décrits dans ces modèles. Ils ne sont cependant destinés qu'à un usage en animation et réalité virtuelle. Le premier modèle utilise une méthode d'intégration temporelle pour résoudre les équations du mouvement alors que le second utilise la superposition modale pour atteindre le même but. Ces modèles ne permettent pas directement l'analyse des contraintes et des déformations dans la structure contrairement à celui de Kerzenmacher et Gardiner [41]. Ce dernier décrit par contre les branches au moyen de masses ponctuelles portées par la tige. Finalement,

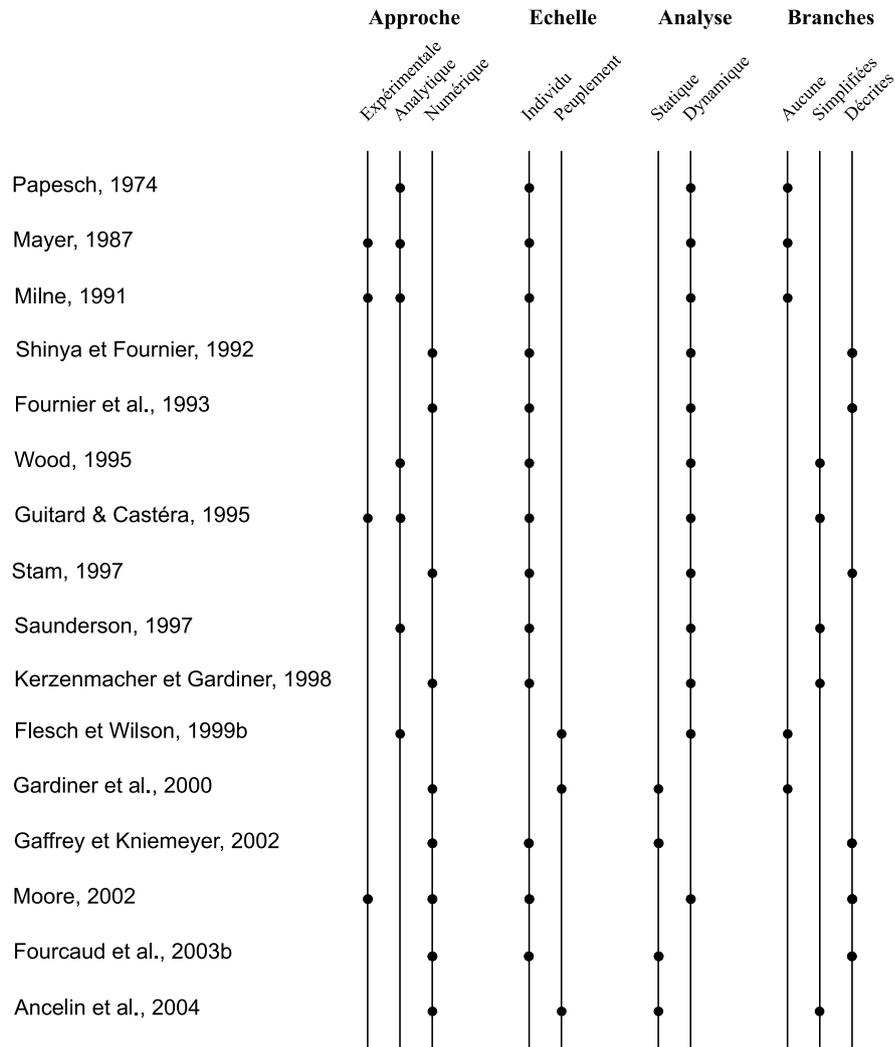


FIG. 3 – Repères bibliographiques sur la modélisation de la stabilité de l'arbre au vent

seul le modèle de Moore [49] combine une approche mécanique et une description des branches par des corps déformables.

On retrouve des modèles mécaniques à l'échelle de l'individu qui décrivent dans le détail non seulement la morphologie du système aérien mais aussi la structure interne du bois. Il s'agit des modèles de Gaffrey et Kniemeyer [21] et de Fourcaud *et al.* [17]. L'analyse mécanique y est cependant conduite avec une approche statique, ce qui ne permet pas de rendre compte de certains aspects expérimentaux du comportement de l'arbre soumis au vent.

L'étude bibliographique serait incomplète sans mentionner les modèles utilisés pour étudier la stabilité de l'arbre au vent à l'échelle du peuplement forestier. Les plus anciens sont HWIND et

GALES [25]. L'approche est statique et le houppier de l'arbre est décrit de façon simplifiée. Les effets dynamiques y sont pris en compte au moyen d'un facteur correctif, couramment dénommé facteur de rafale. Contrairement à ces modèles basés sur l'utilisation d'un arbre moyen, Ancelin *et al.* [3] propose un modèle individu-centré : au sein du peuplement, chaque arbre possède une morphologie propre. L'approche est statique à nouveau. Enfin, Flesh et Wilson [16] ont mis au point un modèle dynamique utilisable en peuplement où les arbres sont modélisés par des oscillateurs simples. Le modèle dynamique est en outre couplé à un modèle d'écoulement turbulent afin d'étudier l'influence de pratiques sylvicoles sur le comportement des arbres et sur l'évolution de la turbulence dans les peuplements. On peut constater qu'en règle générale, le changement d'échelle de travail de l'individu vers le peuplement s'opère au prix d'une description plus grossière des arbres.

L'architecture d'une plante se définit par le développement spatial de la-dite plante au cours du temps. Il s'agit d'une variable clé pour comprendre les efforts qui s'appliquent à l'arbre sous l'action du vent et donc à inclure dans un modèle numérique. Les éléments architecturaux du système aérien constituent en effet l'interface entre le fluide et les éléments susceptibles de provoquer la ruine de l'arbre, *i.e.* le tronc et le système racinaire. Ainsi, le modèle que nous proposons décrit les caractéristiques géométriques et les relations topologiques de l'ensemble des axes ligneux constitutifs du système aérien de l'arbre.

En utilisant la Méthode des Eléments Finis [72], le modèle permet d'analyser l'histoire des déformations et des contraintes d'un arbre soumis à un écoulement atmosphérique. L'usage de méthodes numériques s'avère en outre nécessaire pour étudier le comportement dynamique à ce niveau de description de l'architecture aérienne. Afin de rendre compte de phénomènes tels que le profilage du houppier sous l'action du vent (*streamlining*), le comportement de l'arbre est étudié à l'aide d'une analyse dynamique non-linéaire géométrique.

La description complète des axes aériens de l'arbre et la prise en compte de la non-linéarité des déplacements constituent une avancée dans la modélisation du phénomène par rapport aux modèles dynamiques précédemment cités.

Problématique et traitement

Lors de nos travaux, des simulations aux Eléments Finis du comportement aérodynamique de l'arbre sont effectuées. Ces simulations sont appliquées à des arbres réels mesurés, ainsi qu'à des arbres simulés. L'objectif de l'étude est d'évaluer l'influence des propriétés architecturales du système aérien des arbres sur le risque de ruine à l'occurrence de vents violents. L'étude est réalisée à l'échelle de l'individu et pour des sollicitations représentatives du peuplement forestier.

Le **chapitre 1** présente les modèles de la structure et du matériau employés dans les simulations ainsi que les méthodes d'analyse dynamique utilisées.

Le **chapitre 2** décrit des essais en vibrations libres réalisés sur trois jeunes pins maritimes (*Pinus pinaster* Ait.). Un protocole expérimental conçu pour caractériser les modes propres de déformation des arbres en fonction de leur morphologie y est présenté. Le modèle numérique est ensuite appliqué aux arbres mesurés et testés *in situ*. Sa capacité à reproduire les données expérimentales sur le mouvements des jeunes pins est discutée.

Dans le **chapitre 3**, le modèle est appliqué à un arbre forestier sous forçage aérodynamiques. L'arbre modélisé est un épicéa de Sitka (*Picea Sitchensis*) adulte dont les mouvements et le vent auquel il était soumis sont issus de la mesure. Les résultats expérimentaux et ceux des simulations sont comparés. L'influence du niveau de description utilisé pour modéliser le système aérien de l'arbre est discutée.

Le **chapitre 4** concerne l'étude des paramètres les plus influents sur la stabilité du pin maritime au vent. Des expériences destinées à l'étude des interactions vent/arbre y sont présentées. Comme les mesures n'ont pu être exploitées, la tenue aérodynamique de l'arbre est évaluée uniquement au moyen du modèle numérique. Les simulations sont effectuées pour un pin maritime caractéristique d'un peuplement aquitain. La méthode des plans d'expériences sert à optimiser le nombre d'essais numériques. Les paramètres étudiés sont les propriétés matérielles et la géométrie des éléments aériens de la plante. La stabilité de l'arbre au vent y est évaluée d'une part au travers des caractéristiques dynamiques de l'arbre et d'autre part par l'analyse des niveaux de sollicitation auxquels l'arbre est soumis au cours du temps.

Méthode des Eléments Finis appliquée à la dynamique des structures

1.1 Généralités

L'étude du mouvement d'un système par une méthode numérique repose sur une formulation intégrale des équations de la dynamique. Cette formulation, dite faible, est le principe des travaux virtuels :

$$\int_V f \delta u dV = \int_V F \delta u dV - \int_V \rho \ddot{u} \delta u dV \quad (1.1)$$

où f , la force qui s'applique en un point matériel du domaine, dépend de F , la force extérieure, et de $\rho \ddot{u}$, le terme de d'Alembert ; V est le domaine, u le champ des déplacements et δu le champ de déplacement virtuel.

La Méthode des Eléments Finis (M.E.F.) est une méthode de discrétisation de la forme intégrale (Zienkiewicz et Taylor [72]). Elle repose sur la division du domaine d'intégration en un nombre fini d'éléments ($V = \sum_e V^e$) et sur l'approximation du champ des déplacements des éléments ($u^e = Nq^e$). Les déplacements nodaux élémentaires q^e sont les degrés de liberté du système. Le modèle numérique ainsi obtenu est globalement plus rigide que l'analytique. Deux façons d'améliorer la précision sont d'augmenter le nombre d'éléments ou de prendre une approximation polynomiale de degré plus élevé. Dans les deux cas, si l'élément satisfait à quelques propriétés, la MEF converge vers la solution exacte. Les autres caractéristiques de la réponse d'une structure à un chargement dynamique (contraintes, déformations, efforts internes, etc.) font l'objet de calculs post-déplacements.

Pour un système dissipatif, les équations du mouvement s'écrivent sous la forme matricielle suivante :

$$M\ddot{q} + C\dot{q} + Kq = F(t) \quad (1.2)$$

Kq sont les forces élastiques du système où K est la matrice de rigidité globale. Dans le cas d'une analyse dynamique, ces forces doivent équilibrer à chaque instant non seulement les forces extérieures $F(t)$ mais aussi les forces d'inerties.

$M\ddot{q}$ sont les forces d'inertie du système où M est la matrice de masse globale et \ddot{q} est le vecteur contenant les termes d'accélération. Si ces forces représentent une part sensible du chargement, alors il faut tenir compte du caractère dynamique du problème lors de sa résolution. Si, en revanche, les mouvements sont si lents que les forces d'inertie sont négligeables, le calcul à un instant donné peut se faire par l'analyse statique.

$C\dot{q}$ sont les forces dissipatives du système où C est la matrice d'amortissement globale et \dot{q} est le vecteur contenant les termes de vitesse. L'amortissement structural est une mesure de la dissipation d'énergie dans une structure vibrante qui amène celle-ci à revenir à un état de repos. L'importance de l'amortissement devient plus marquée à mesure que la structure devient élancée et flexible. Ce processus ne dépend pas d'un phénomène physique unique, ce qui rend les caractéristiques réelles d'amortissement très complexes et délicates à déterminer contrairement à celles de masse et de rigidité. Il est cependant d'usage courant d'exprimer l'amortissement du système au moyen de facteurs ou coefficients d'amortissement visqueux équivalents qui présentent des caractéristiques de décroissance comparables dans le cas d'oscillations libres. Le facteur d'amortissement est défini par le rapport de l'amortissement sur l'amortissement critique et se note ξ . Pour les structures en général et les arbres en particulier, le facteur d'amortissement est usuellement inférieur à 1 et le régime amorti est dit subcritique. Dans les cas de structures faiblement amorties, $\xi < 0,2$, la pseudo-fréquence angulaire en oscillation amorties, ω^a , diffère peu de la fréquence en oscillations non-amorties ω (avec $\omega^a = \omega\sqrt{1 - \xi^2}$). On néglige alors la différence pour travailler seulement avec les fréquences angulaires non-amorties.

Une sollicitation dynamique est une sollicitation dont l'intensité, la direction ou le point d'application varient au cours du temps. On distingue deux grandes classes :

- Les **sollicitations périodiques** qui sont constituées de charges répétitives qui conservent la même évolution dans le temps sur un grand nombre de cycles.
- Les **sollicitations non périodiques** qui sont des impulsions de courte durée ou des sollicitations de longue durée et de forme quelconque.

La réponse générale à un chargement harmonique possède deux composantes : la réponse permanente, qui est directement liée à la charge appliquée, et la réponse transitoire liée aux oscillations propres de la structure. Si les deux composantes de la réponse ont des fréquences différentes, elles ont tendance à se mettre en phase puis à s'écarter de nouveau, ce qui crée un effet de battements dans la réponse globale. Si les deux composantes ont des fréquences similaires, elles se superposent et le système entre en résonance. En l'absence de forces dissipatives, l'énergie du système va toujours croissante. Comme l'amortissement est toujours présent dans les systèmes réels, la résonance se produit au sein d'une enveloppe asymptotique.

L'amortissement présente beaucoup moins d'importance pour la réponse maximale dans le cas d'un chargement par impulsion. La réponse maximale sera atteinte dans un laps de temps très court, *i.e.* avant que les forces dissipatives n'aient le temps d'absorber une énergie conséquente. Ce sont principalement la vitesse d'application et la forme d'une charge impulsionnelle qui affectent l'amplitude maximale des déplacements et l'instant où elle est atteinte.

Pour résoudre numériquement les équations de la dynamique, on dispose des méthodes de superposition modale et des méthodes d'intégration directe temporelle. Pour les méthodes d'intégration directe, le calcul peut être effectué de façon implicite ou explicite.

La superposition modale

Elle consiste à résoudre dans un premier temps le problème aux valeurs propres discrétisé par Eléments Finis. Les équations du mouvement admettent la solution générale suivante :

$$q = \varrho e^{\lambda t} \tag{1.3}$$

Le problème aux valeurs propres s'écrit alors pour un système dissipatif :

$$\left(\lambda^2 M + \lambda C + K\right) \varrho = 0 \quad (1.4)$$

où λ est la valeur propre et ϱ est le vecteur propre ou mode propre. La matrice d'amortissement C n'est pas prise en compte par le logiciel ABAQUS dans l'extraction des fréquences propres. C'est donc le système conservatif associé qui est résolu :

$$(K - \omega^2 M) \varrho = 0 \quad (1.5)$$

en ayant pris soin de poser $\lambda = i\omega$. La pulsation ω_r de chaque mode propre r s'exprime en fonction de la rigidité modale k_r et de la masse modale m_r :

$$\omega_r = \sqrt{\frac{k_r}{m_r}} \quad (1.6)$$

Dans un second temps, l'historique des déplacements est calculé en superposant la réponse associée à chaque mode. Pour tous les problèmes de vibration mécanique, ce sont les fréquences les plus basses du spectre qui présentent en général le plus d'intérêt [26]. Le nombre de modes qu'il est nécessaire d'extraire dépend de leur masse modale effective. Afin d'obtenir une précision suffisante sur la prédiction des déplacements, il faut extraire suffisamment de modes pour que le cumul de leur masse effective représente 80 à 90% de la masse totale de la structure. Il faut inclure un plus grand nombre de modes pour représenter les contraintes avec une certaine précision par rapport au nombre de modes requis nécessaire pour représenter les déplacements avec la même précision [10].

La méthode de superposition modale est extrêmement rentable en terme de temps de calcul machine. Une fois les valeurs propres extraites, elle se résume à résoudre le système à un degré de liberté associé à chaque mode représenté. Dans la plupart des cas, on n'ira pas au-delà de l'extraction d'une trentaine de modes. L'efficacité de cette méthode est bonne pour autant que les modes fondamentaux soient dominants dans la réponse [26]. Par contre, dans le cas où le contenu fréquentiel de la réponse est tel qu'un grand nombre de modes doivent être pris en compte, la superposition modale est avantageusement remplacée par les méthodes directes d'intégration temporelle. Ces dernières, en outre, ne se limitent pas au cas des systèmes linéaires.

L'intégration directe selon un schéma implicite

Les méthodes d'intégration directe sont des méthodes numériques basées sur l'intégration directe des équations du mouvement par des algorithmes de progression pas à pas dans le temps. Les opérateurs d'intégration sont le plus souvent construits par différences finies temporelles. Le pas de temps associé est un paramètre fondamental. La taille du pas de temps doit tenir compte non seulement du contenu fréquentiel de la réponse mais aussi de la discrétisation spatiale du système car il doit être cohérent avec la vitesse de propagation des ondes dans le modèle (condition de Courant, cf. équation 1.7).

L'algorithme d'intégration directe de Newmark consiste à approximer le calcul de l'accélération par quadrature numérique. Dans le cas des systèmes linéaires, il se présente ainsi (d'après Géraudin et Rixen [26]) :

1. Les matrices de masse, d'amortissement et de rigidité (M , C , K) sont déterminées. Forces extérieures P connues de même que les champs des déplacements nodaux et des vitesses nodales initiaux.

2. Calcul de l'accélération initiale :

$$\ddot{q}_0 = M^{-1} (P_0 - C\dot{q}_0 - Kq_0)$$

3. Incrémentation temporelle :

$$t_{n+1} = t_n + \Delta t$$

4. Prédiction du déplacement et de la vitesse au pas suivant :

$$q_{n+1}^* = q_n + \Delta t \dot{q}_n + \left(\frac{1}{2} - \beta \right) \Delta t^2 \ddot{q}_n$$

$$\dot{q}_{n+1}^* = \dot{q}_n + (1 - \gamma) \Delta t \ddot{q}_n$$

5. Calcul de l'accélération :

$$S = M + \gamma \Delta t C + \beta \Delta t^2 K$$

$$S \ddot{q}_{n+1} = P_{n+1} - C \dot{q}_{n+1}^* - K q_{n+1}^*$$

6. Correction du déplacement et de la vitesse :

$$q_{n+1} = q_{n+1}^* + \beta \Delta t^2 \ddot{q}_{n+1}$$

$$\dot{q}_{n+1} = \dot{q}_{n+1}^* + \gamma \Delta t \ddot{q}_{n+1}$$

7. Calcul optionnel des énergies et retour en 3.

La méthode HHT (Hilbert Hugues Taylor), similaire à la méthode de l'accélération moyenne, la remplace avantageusement dans le cas des systèmes non linéaires où il est nécessaire de contrôler l'amortissement numérique. Dans l'algorithme de Newmark, on a $\gamma = \frac{1}{2}$ et $\beta = \frac{1}{4}$ pour la méthode de l'accélération moyenne. Pour HHT, on a $\gamma = \frac{1}{2} - \alpha$ et $\beta = \frac{(1-\alpha)^2}{4}$ avec $\alpha \in [-\frac{1}{3}; 0]$. Le paramètre α introduit dans la méthode HHT constitue le moyen de pondérer les forces élastiques et les forces extérieures sur l'intervalle de temps. Il est assimilable à de l'amortissement numérique et prend usuellement la valeur $\alpha = -0,05$. L'algorithme donne lieu à une dissipation numérique importante dans le domaine des hautes fréquences mais conserve une excellente précision dans les basses fréquences. Le schéma est inconditionnellement stable dans le cas des systèmes linéaires.

Pour les systèmes non-linéaires, le calcul implicite de la réponse se fait de la manière suivante (d'après [26]) :

1. La matrice de masse M , les forces intérieures F , les forces extérieures G , la matrice d'itération S (vaut $K^t + \frac{\gamma}{\beta\Delta t}C^t + \frac{1}{\beta\Delta t^2}M$), q_0 , \dot{q}_0 sont connus ou déterminés.

2. Calcul de l'accélération initiale :

$$\ddot{q}_0 = M^{-1}(G_0 - F(q_0, \dot{q}_0))$$

3. Incrémentation temporelle :

$$t_{n+1} = t_n + \Delta t$$

4. Prédiction :

$$q_{n+1} = q_n + \Delta t \dot{q}_n + \left(\frac{1}{2} - \beta\right) \Delta t^2 \ddot{q}_n$$

$$\dot{q}_{n+1} = \dot{q}_n + (1 - \gamma) \Delta t \ddot{q}_n$$

$$\ddot{q}_{n+1} = 0$$

5. Evaluation du résidu :

$$r_{n+1} = M\ddot{q}_{n+1} + F_{n+1} - G_{n+1}$$

6. Convergence? Si oui, retour en 3.

$$\|r_{n+1}\| < \epsilon \|f_{n+1}\|$$

7. Calcul de la correction :

$$S(q_{n+1})\Delta q = -r_{n+1}$$

8. Correction et retour en 5.

$$\begin{aligned}q_{n+1} &= q_{n+1} + \Delta q \\ \dot{q}_{n+1} &= \dot{q}_{n+1} + \frac{\gamma}{\beta \Delta t} \Delta q \\ \ddot{q}_{n+1} &= \ddot{q}_{n+1} + \frac{1}{\beta \Delta t^2} \Delta q\end{aligned}$$

L'intégration directe selon un schéma explicite

Selon Gérardin et Rixen [26], un opérateur d'intégration de type implicite est généralement préféré pour les problèmes où les basses fréquences prédominent et où les forces dissipatives sont importantes. Lorsque la réponse est avant tout dominée par les hautes fréquences, il s'agit d'un problème de propagation d'ondes et un opérateur explicite est préférablement utilisé. Un opérateur explicite se révèle aussi à son avantage pour des problèmes peu dissipatifs et dans les cas de systèmes hautement non-linéaires (déformations et vitesses de déformations importantes). L'intégration explicite par la méthode de la différence centrée (Newmark avec $\beta = 0$ et $\gamma = \frac{1}{2}$) se fait selon l'algorithme suivant (d'après [26]) :

1. La matrice de masse M , les forces intérieures F , les forces extérieures P , q_0 , \dot{q}_0 sont connus ou déterminés.
2. Calcul de l'accélération initiale et de la vitesse au demi pas de temps :

$$\begin{aligned}\ddot{q}_0 &= M^{-1}(P_0 - F(q_0, \dot{q}_0)) \\ \dot{q}_{\frac{1}{2}} &= \dot{q}_0 + \frac{\Delta t_1}{2} \ddot{q}_0\end{aligned}$$

3. Incrémentation temporelle (1) :

$$t_n = t_{n-\frac{1}{2}} + \Delta t_n$$

4. Incrémentation des déplacements :

$$q_n = q_{n-1} + \Delta t_n \dot{q}_{n-\frac{1}{2}}$$

5. Incrémentation temporelle (2) :

$$t_{n+\frac{1}{2}} = t_n + \frac{1}{2} \Delta t_{n+1}$$

6. Calcul des accélérations :

$$\ddot{q}_n = M^{-1}(P_n - F(q_n, \dot{q}_n))$$

7. Incrémentation des vitesses et retour en 3 :

$$\dot{q}_{n+\frac{1}{2}} = \dot{q}_{n-\frac{1}{2}} + \Delta t_{n+\frac{1}{2}} \ddot{q}_n$$

Dans le cas qui nous préoccupe, à savoir la vibration mécanique des arbres, les résultats expérimentaux indiquent que le phénomène est gouverné par les basses fréquences. Les remarques précédentes tendent à montrer que l'utilisation du schéma implicite est préférable. L'utilisation du schéma explicite n'est pourtant pas à exclure et peut même se révéler avantageuse à l'usage. Dans le schéma implicite, le choix du pas de temps est critique sur deux points : la qualité de la réponse prédite et le temps de calcul. Si le pas de temps est trop grand, la périodicité de la réponse calculée est faussée de façon notable ; certains phénomènes transitoires peuvent aussi être masqués. Si le pas de temps est trop petit, le temps de calcul devient considérable. En utilisant un contrôle automatique de l'incrémentation temporelle, on se heurte à un autre problème qui est celui du choix de la précision désirée. L'utilisation d'une telle méthode nécessite de définir une tolérance sur le résidu au demi pas de temps [35]. Si le résidu est supérieur à la tolérance, le pas de temps est alors diminué jusqu'à ce que la valeur du résidu devienne acceptable. Evaluer la tolérance requise se révèle aussi peu évident que le choix d'un pas de temps approprié. Si la tolérance de départ est trop grande, alors la qualité de la réponse prédite peut être dramatiquement altérée. Au contraire, si la tolérance est trop faible, on se ramène à la situation de pas de temps trop faibles et à des temps de calcul conséquents.

Le pas de temps Δt pour assurer la stabilité du calcul explicite est, pour un système conservatif, tel que :

$$\Delta t \leq \frac{2}{\omega_{max}} \quad (1.7)$$

où ω_{max} est la pulsation propre la plus élevée du système. En d'autres termes, le pas de temps nécessaire à la stabilité de l'algorithme correspond au temps de propagation d'onde de dilatation le plus faible dans les éléments. La limite de stabilité est donc réécrite comme :

$$\Delta t = \min_e \left(\frac{L^e}{c_{od}} \right) \quad (1.8)$$

où L^e est la longueur élémentaire et c_{od} la vitesse de l'onde de dilatation. Cela conduit à une valeur très faible qui peut cependant entraîner une réduction sensible du temps de calcul total par rapport au calcul implicite. En effet, moins de calculs sont effectués à chaque itération pour

le schéma explicite que pour l'implicite. Il est nécessaire néanmoins d'introduire artificiellement de l'amortissement pour dissiper le bruit numérique dans les hautes fréquences si l'on souhaite utiliser ce schéma. Par contre, l'ajout d'amortissement dans le système impacte négativement la valeur du pas de temps critique comme le montre la relation suivante :

$$\Delta t \leq \frac{2}{\omega_{max}}(\sqrt{1 + \xi_{max}^2} - \xi_{max}) \quad (1.9)$$

où ξ_{max} correspond dans ce cas au facteur d'amortissement du mode le plus élevé.

Les calculs Eléments Finis ont été effectués en utilisant le logiciel ABAQUS (ABAQUS inc., Pawtucket, EUA [1]). Les trois méthodes d'analyse dynamique sont disponibles dans le logiciel. Puisque nous avons décidé d'étudier le comportement mécanique de l'arbre en non-linéaire, nous avons utilisé les méthodes d'intégration directe. Le choix d'un opérateur explicite ou implicite pour prédire l'histoire des déplacements dépend des cas d'application. L'analyse modale a été employée pour identifier les modes propres des arbres modélisés.

1.2 Modélisation de l'arbre

1.2.1 Type d'éléments

Dans le modèle, chaque axe ligneux aérien est maillé par un ensemble d'éléments finis de poutre (Fig. 1.1) dont l'identificateur dans ABAQUS est B31. Ce sont des éléments de type Timoshenko sur lesquelles toutes les composantes de déplacement $(u, v, w, \omega_x, \omega_y, \omega_z)$ sont interpolées linéairement (cf. Abaqus Theory Manual [1]).

L'utilisation d'éléments de poutre est justifiée par le fait que les axes ligneux sont des corps élancés. Leurs dimensions transverses sont faibles devant leur dimension longitudinale. Le choix d'un polynôme d'interpolation linéaire plutôt que quadratique ou cubique s'est fait en raison du grand nombre d'éléments dans les structures modélisées. Dans certains cas d'application, les axes ligneux sont discrétisés en masses ponctuelles ou en corps rigides à partir d'un ordre de ramification donné.

La liaison au sol de l'arbre est modélisée soit par un encastrement parfait soit par un con-

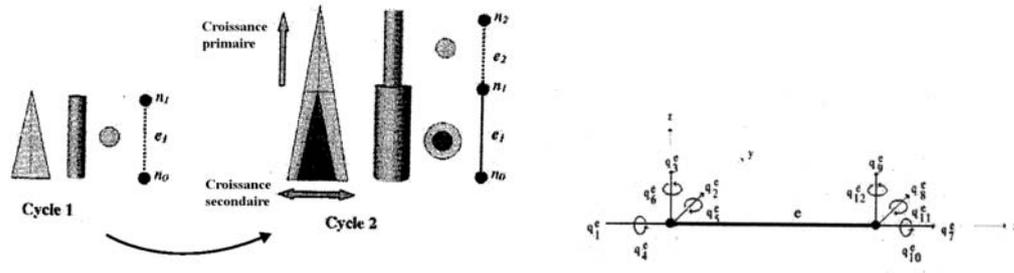


FIG. 1.1 – (a) Exemple de discrétisation d'un axe ligneux en éléments de poutre multi-couches, d'après Fourcaud et Lac [19]. (b) Elément de poutre et degrés de liberté associés.

necteur (Fig. 1.2). Le connecteur utilisé autorise deux degrés de liberté en rotation autour d'axes horizontaux et orthogonaux.

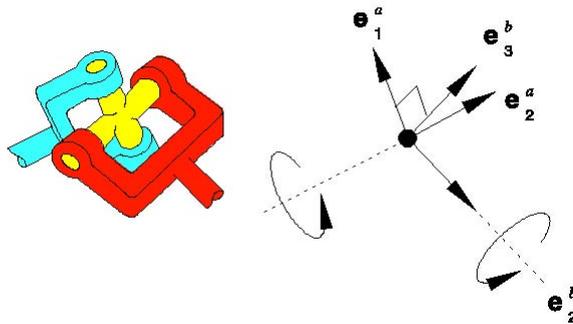


FIG. 1.2 – Connecteur flexible simulant le comportement de la plaque racinaire d'après [1] et son repère local.

1.2.2 Propriétés géométriques des éléments

La section des éléments de poutre est choisie circulaire pleine. La conicité d'un axe ligneux est simulée par la discrétisation de l'axe en éléments de section différentes égales à la section réelle de l'axe au milieu de l'élément. Enfin, les éléments sont cylindriques de section circulaire. Les variations de section le long d'un axe ligneux sont représentées par une discrétisation de l'axe en plusieurs éléments de sections différentes (Fig. 1.1). Le nombre d'éléments utilisé pour mailler chaque axe est décrit pour chaque d'application du modèle. Il est choisi de façon à assurer la convergence de la solution. Il est aussi conditionné par la nécessité de placer un noeud au point où les branches portées viennent s'insérer dans l'axe porteur à mailler.

1.2.3 Propriétés matérielles des éléments

Le bois est un matériau hétérogène et orthotrope [31]. Le repère d'orthotropie est formé par les directions longitudinale, radiale et tangentielle. La direction longitudinale dans un axe est orientée par la direction de la fibre. Nous faisons ici l'hypothèse que la génératrice des éléments et la direction longitudinale du repère sont confondues. Les propriétés dans les directions transverses sont négligées puisqu'on travaille avec des éléments de type poutre.

Le bois est mise en place dans l'arbre au cours de la croissance. Ses propriétés, tels que sa masse volumique et son module d'élasticité longitudinal, varient entre autre en fonction son âge physiologique. Dans le modèle nous travaillons avec des valeurs équivalentes de ces grandeurs, *i.e.* homogénéisées sur le volume de bois d'un axe ligneux. En outre, nous faisons l'hypothèse d'un comportement élastique du bois en traction/compression. Les hypothèses de travail sur le matériau sont relativement fortes. Elles ne se justifient que par l'échelle de l'étude menée au niveau de la structure arbre. Il est de plus envisageable d'affiner la modélisation du matériau si les hypothèses formulées sont trop fortes pour étudier le phénomène.

Si les axes ligneux du système aériens sont entièrement décrits, ce n'est pas le cas du feuillage. Nos travaux se limitant à l'étude des conifères, il est plus approprié de parler d'aiguilles. Leur présence sur un élément d'axe modifie la masse volumique de l'élément en question. Celle-ci est recalculée en fonction de la densité linéique de masse d'aiguilles, $dlma$, et du volume de l'élément porteur. Le module d'élasticité longitudinal d'un élément n'est pas affecté par le port d'aiguilles. La loi de comportement du connecteur modélisant le comportement du système racines/sol est élastique. A nouveau il s'agit d'une hypothèse simplificatrice car le comportement de véritables plaques racinaires met en évidence de la plasticité et de l'endommagement [12]. L'usage du connecteur autorise des lois de comportement plus complexes. Il est envisageable de simuler un comportement expérimental ou fourni par des modèles d'ancrage plus évolués [7].

Une manière simple de construire la matrice d'amortissement d'un système dynamique est de suivre l'hypothèse de Rayleigh [26].

$$C = \alpha M + \beta K \tag{1.10}$$

Les termes d'amortissement forment alors une somme pondérée des termes des matrices de masse

et de rigidité du système. Les coefficients d'amortissement modaux s'expriment alors :

$$\xi_r = \frac{1}{2} \left(\frac{\alpha}{\omega_r} + \beta \omega_r \right) \quad (1.11)$$

L'inconvénient de cette méthode est qu'elle donne lieu à un amortissement particulièrement marqué pour les modes de basses et de hautes fréquences mais plus faible dans la gamme des fréquences intermédiaires (Fig. 1.3).

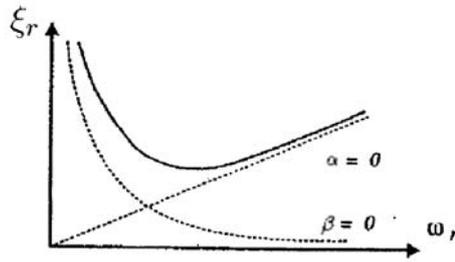


FIG. 1.3 – Evolution du coefficient d'amortissement modal en fonction de la pulsation.

Dans notre cas, seuls les modes de basses fréquences nous intéressent et on se limite à une matrice d'amortissement proportionnelle à la seule matrice de masse. Le bois est un matériau visqueux et par conséquent induit de l'amortissement dans le système. En d'autres termes, lorsque le matériau est contraint, une partie de l'énergie mécanique est dissipée sous forme de chaleur par friction interne [29]. Les aiguilles induisent de l'amortissement dans le système par friction sur l'air. Pour chaque élément e , le coefficient de proportionnalité α^e est tel que :

$$\alpha^e = \begin{cases} \alpha_{bois} & \text{sans aiguille} \\ \alpha_{bois} \frac{\rho_{bois}^e}{\rho^e} + \alpha_{aig} \frac{dlma^e l^e}{\rho^e V^e} & \text{avec aiguilles} \end{cases} \quad (1.12)$$

L'amortissement induit par la friction des racines sur le sol est pris en compte dans le comportement du modèle d'ancrage par connecteur.

L'ensemble des variables d'entrée nécessaires pour modéliser le matériau de chaque élément e ainsi que le comportement de l'ancrage sont décrits dans le tableau 1.1.

E_l^e Pa	Module d'élasticité longitudinal du bois
ν^e	Coefficient de poisson du bois (0,38)
ρ_{bois} kg m ⁻³	Masse volumique du bois
$dlma$ kg m ⁻¹	densité linéique de masse d'aiguilles
α_{bois}^e	Coefficient de proportionnalité pour l'amortissement lié au bois
α_{aig}^e	Coefficient de proportionnalité pour l'amortissement lié aux aiguilles
$K_{sol}^{X,Y}$ N m rad ⁻¹	Rigidité en rotation autour des axes X et Y du connecteur d'ancrage
$c_{sol}^{X,Y}$ Pl (Pa s)	Amortissement autour des axes X et Y lié au système racines/sol

TAB. 1.1 – Liste des variables d'entrée matérielles

1.3 Import de l'architecture

L'arbre est une structure mécanique composée d'axes ligneux ramifiés et de feuilles ou d'aiguilles. Si l'on rencontre dans la nature une grande variété de formes, c'est que l'arbre évolue et s'adapte en fonction de son environnement. La morphologie de l'arbre suit trois grandes logiques régulatrices [66]. La première de ces logiques est la recherche de lumière. Les notions de concurrence et de gêne entre les arbres d'un peuplement sont par ailleurs liées à l'interception de la ressource lumineuse. La forme de l'arbre est ensuite optimisée pour assurer efficacement le transport hydrique au sein de la plante. Enfin, l'arbre est susceptible de modifier sa forme pour contrer les effets du champ gravitationnel et ainsi assurer sa stabilité mécanique [45]. Ce phénomène est couramment dénommé gravitropisme. D'autres facteurs, tel le matériel génétique, affectent aussi le développement architectural des plantes.

D'après Oliver et Mayhead [55], la durée des tempêtes excède rarement cinq heures. Il est alors possible dans ces conditions de découpler l'étude de la tenue aérodynamique de l'arbre et celle de la dynamique de croissance. La stabilité de l'arbre au vent est donc analysée pour un état architectural correspondant à un âge et un environnement donné.

Le maillage aux Eléments Finis est réalisé pour des arbres dont les données architecturales sont contenues dans des fichiers au format MTG (Multiscale Tree Graph, [27]). Dans ce format, les axes ligneux ou les segments d'axes d'une plante sont codés selon leur position topologique. Chaque axe ou portion d'axe est doté d'attributs tels que ses coordonnées spatiales, son diamètre ou l'éventuelle présence d'aiguilles. Ce format est utilisé pour coder l'architecture de plantes mesurées (AMAPmod [28]) ou celle de plantes issues de modèles de croissance (AMAP-

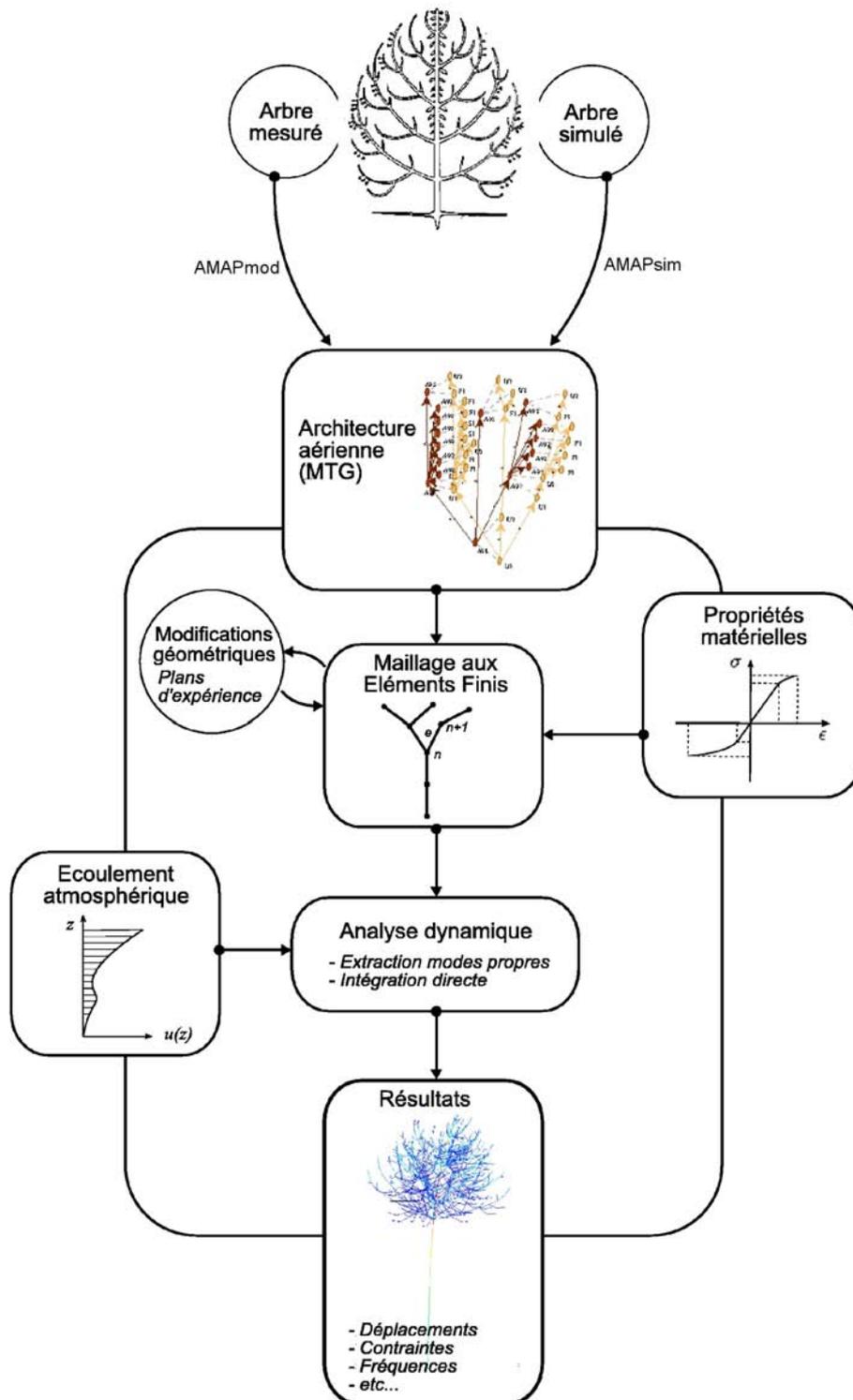


FIG. 1.4 – Méthodologie pour l'analyse numérique de la tenue aérodynamique des arbres

sim [5]). Le modèle numérique est donc capable d'analyser des arbres réels et des arbres simulés. L'utilisation des fichiers MTG pour générer le maillage aux Eléments Finis de la structure fait appel à un outil numérique développé initialement sous le logiciel Matlab (Matworks Inc., Natick, Massachusetts, EUA). Cette méthodologie (Fig. 1.4) est maintenant utilisée de façon systématique au LRBB pour l'analyse numérique du comportement biomécanique de structures topologiques complexes [18]. L'outil d'interface a été porté en langage Python et adapté par nos soins pour satisfaire aux besoins spécifiques de l'étude. Il permet de s'affranchir partiellement du pas de discrétisation spatial utilisé dans les MTG originaux en rediscrétisant la géométrie disponible. Il permet en outre d'opérer des transformations géométriques sur le système aérien des arbres étudiés. Les paramètres géométriques modifiables sont la longueur, le diamètre et l'angle d'insertion des axes.

Caractérisation dynamique de jeunes pins maritimes en fonction de leur morphologie

2.1 Introduction

Nous avons vu précédemment que les déplacements des arbres forestiers étaient amplifiés autour de leur fréquence naturelle de balancement. Il est par conséquent intéressant de déterminer la valeur de la fréquence du mode fondamental de flexion car les risques de ruine sont accrus lorsque l'arbre est sollicité à cette fréquence. Dans ce contexte, il existe une autre caractéristique dynamique qu'il importe de déterminer car elle exprime la capacité de la structure à dissiper efficacement les mouvements. Il s'agit du coefficient d'amortissement associé à ce même mode. Pour l'arbre, on dénombre cinq sources d'amortissement. Milne [47] a quantifié la participation relative de trois de ces sources à l'amortissement total. La plus influente d'entre elles est l'amortissement par contact avec les arbres voisins (50%), la deuxième est la traînée aérodynamique du feuillage (40% du total) et la moins influente est l'amortissement dû à la viscosité du bois (10 %). Dans nos travaux, les arbres voisins ne sont pas pris en compte car l'étude est menée à l'échelle de l'individu. Au contraire, l'amortissement induit par la friction entre les éléments racinaires et le sol est considéré. Cette variable a déjà été intégrée dans le modèle de England *et al.* [14]. Enfin, une dernière source d'effets dissipatifs est le mouvement des branches qui peut contrarier celui du tronc. L'importance de ces deux dernières sources n'a pas, en l'état de nos

connaissances, été quantifiée expérimentalement. On cherchera alors, dans la mesure du possible, à estimer leur participation aux mécanismes dissipatifs.

Scannell [63] a proposé une théorie selon laquelle les branches amortissent le mouvement de la tige par une hiérarchisation des fréquences oscillatoires des branches selon leur ordre de ramification. Moore [49] a constaté que de faibles variations du module d'élasticité longitudinal des branches pouvaient grandement influencer les vibrations de l'arbre. De tels aspects mettent l'accent sur la nécessité de décrire le système aérien de manière satisfaisante pour appréhender la dynamique de l'arbre.

Les essais présentés dans ce chapitre visent à identifier et caractériser les modes propres de vibration de jeunes pins maritimes (*Pinus Pinaster* Ait.). Ils ont été conçus pour évaluer la teneur du rôle joué par les éléments architecturaux dans la réponse transitoire de l'arbre et les forces dissipatives. Aux essais expérimentaux succèdent des simulations numériques dont l'objectif est double. Lors d'une première phase, il s'agit d'évaluer la capacité du modèle numérique à simuler les oscillations en régime libre des jeunes pins mesurées *in situ*. Ensuite, si le modèle présente un comportement prédictif acceptable, il peut servir d'outil d'analyse supplémentaire à la compréhension du phénomène.

2.2 Matériel et protocole expérimental

2.2.1 Présentation des sujets expérimentaux

Site et sujets expérimentaux

Les expériences ont été réalisées sur trois pins maritimes (*Pinus Pinaster* Ait.) situés à l'INRA de Pierroton (Sud-Ouest de la France ; 44,73 Nord, 0,68 Ouest, 53m au dessus du niveau de la mer). Les arbres, nommés respectivement (S1), (S2) et (S3), ont poussé dans deux blocs distants de 50 m. Le premier bloc, de forme circulaire, a été ventilé artificiellement lors d'expériences précédentes [6]. Les arbres (S1) et (S2) étaient situés sur la première rangée intérieure de ce bloc dont le centre ne contenait pas d'arbres. Le second bloc constituait le bloc témoin et n'a été soumis qu'à un vent d'origine naturelle. L'arbre (S3) appartenait à ce dernier bloc et, contrairement aux deux autres sujets, n'avait pas de voisins proches.

Les expériences portant sur la ventilation ont cessé un an avant que les nôtres aient lieu. Lorsque

celles-ci ont débuté en Juillet 2002, chaque sujet était alors âgé de quatre ans. Les éventuels arbres voisins ont été fléchis ou coupés de manière à ne pas gêner le mouvement des arbres choisis pour l'étude.

La morphologie générale des trois sujets est décrite dans le tableau 2.1 au moyen des paramètres suivants :

- d_{130} , le diamètre de la tige à 130 mm de la base.
- h , la hauteur totale de l'arbre
- m , la masse totale de l'arbre
- m_H/m_T , la masse du houppier ramenée à la masse de la tige
- z_G/h , la hauteur relative du centre d'inertie de l'arbre
- e_H l'excentricité du houppier définie par la distance séparant les centres de gravité du houppier et de la tige projetés dans le plan horizontal

	(S1)	(S2.s)	(S2.d)	(S3)
d_{130} (cm)	5,1	4,3	4,6	5,7
h (m)	2,57	2,29	2,29	1,76 (0,93)
m (kg)	6,6	-	4,64	6,67*
m_H/m_T	1,38	-	1,44	3,07
z_G/h	0,42	-	0,43	0,42
e_H (m)	0,13	0,13	-	0,14

TAB. 2.1 – Caractéristiques morphologiques des sujets expérimentaux. *La hauteur donnée entre parenthèses pour (S3) correspond à la hauteur de sa tige. * : valeur massique estimée.*

Numérisation de l'architecture aérienne

Le choix des arbres a été effectué en raison des différences architecturales prononcées de leur système aérien. Leur architecture a été numérisée avant de procéder à tout essai destructif. La numérisation a été réalisée au moyen d'un numériseur 3D (Polhemus, EUA, 3space FASTRACK) connecté à un ordinateur personnel servant de centrale d'acquisition. Le numériseur génère un champ électromagnétique d'un rayon de 4 mètres. Cette contrainte technique a largement influencé notre décision de travailler sur de jeunes arbres. Un stylet relié au numériseur permet d'envoyer une impulsion qui perturbe le champ et ainsi de relever les coordonnées spatiales de la pointe du stylet. Outre les coordonnées spatiales, les mesures comprenaient le diamètre et l'ordre de ramification courants ainsi que l'éventuelle présence d'aiguilles. Les mesures ont été effectuées

pour chaque axe aérien aux emplacements suivants : début et fin de l'axe, début et fin d'une zone portant des aiguilles, point d'insertion de branches d'ordre supérieur et, si besoin, points supplémentaires nécessaires pour décrire la courbure de l'axe.

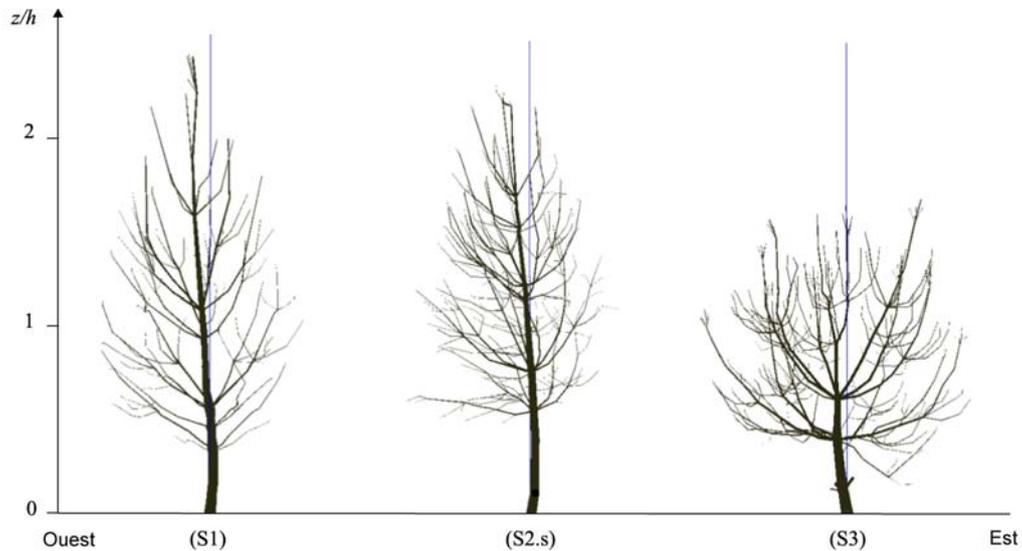


FIG. 2.1 – Les arbres numérisés vues de profil

Les données recueillies ont été codées au format MTG au moyen du logiciel DIPLAMI [65]. Rappelons que le format MTG a été développé spécialement pour coder la géométrie et les relations topologiques au sein des plantes. Il est utilisé par les logiciels AMAP (CIRAD, France) dont AMAPmod [28] qui nous a permis de faire le rendu visuel (Fig. 2.1) et l'analyse architecturale des sujets expérimentaux.

2.2.2 Essais en oscillations libres

Equations du mouvement

En oscillations libres, le système n'est pas soumis à l'action des forces extérieures. On néglige dans cette étude l'action du champ gravitationnel. Puisqu'il n'existe pas de terme de forçage, le système ne se déplace que selon ses modes propres. Le déplacement associé à chaque mode d'indice r s'exprime par l'équation suivante :

$$m_r \ddot{q} + c_r \dot{q} + k_r q = 0 \quad (2.1)$$

La solution de l'équation s'écrit :

$$q(t) = \varrho_r e^{-\xi_r \omega_r t} \cos(\omega_r^a t - \theta_r) \quad (2.2)$$

où ϱ_r est l'amplitude de mouvement et θ_r le déphasage, qui dépendent tous deux de la vitesse et du déplacement initiaux ainsi que de ω_r et ξ_r ; leur expression n'est pas donnée ici (cf. [10]).

Pour obtenir la réponse globale du système, on combine linéairement les réponses en déplacement associées à chaque mode propre actif. A l'inverse, on obtiendra le déplacement selon chaque mode en décomposant la réponse globale. Une telle décomposition est rendue possible par l'utilisation des techniques de traitement du signal.

Extraction des caractéristiques oscillatoires

La fréquence oscillatoire f_r et le coefficient d'amortissement ξ_r de chaque mode propre ont été extraits des courbes expérimentales à partir de régressions utilisant la réponse théorique (Eq. 2.2) du système en régime libre. On aura pris soin au préalable de découpler les réponses de chaque mode par analyse en ondelettes (cf. section suivante).

La valeur de f_r est déterminée comme étant l'inverse de la période du signal étudié. Dans le cas d'un système faiblement amorti, on ne distingue pas la fréquence non amortie, f_r , de la fréquence amortie, f_r^a (ou pseudo-fréquence). La formulation de f_r en fonction des propriétés du système s'écrit :

$$f_r = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_r}{m_r}} \quad (2.3)$$

Par conséquent, la masse et la rigidité associées au mode propre actif influencent la fréquence des oscillations de façon concurrente. Plus la structure a d'inertie (à rigidité constante), plus ses oscillations sont lentes. A l'inverse, plus la structure étudiée est rigide (à masse constante), plus ses oscillations sont rapides. En outre, f_r est susceptible de varier en fonction des distributions spatiales de rigidité et de masse quand bien même leur valeur globale resterait constante.

ξ_r est déterminé au moyen d'une régression exponentielle décroissante correspondant à la courbe des amplitudes maximales et successives des déplacements modaux. Certaines formulations empiriques permettent d'estimer ξ_r en fonction des propriétés du système. C'est le cas pour l'amortissement induit par traînée aérodynamique qui peut s'exprimer par la relation suivante :

$$c_{air} = \rho_{air} \frac{C_d A}{2} \dot{q}^2 \quad (2.4)$$

Néanmoins cette expression ne représente pas toute la complexité du phénomène. Elle ne rend pas compte, par exemple, du fait que l'amortissement aérodynamique est partiellement dépendant de l'amplitude de déplacement et pas seulement de la vitesse de déplacement comme l'a fait remarquer Moore [49]. En outre, de telles relations restent informulées pour d'autres types d'effets dissipatifs.

La transformée en ondelettes

La transformée en ondelettes a été utilisée pour traiter les courbes expérimentales et découpler les réponses modales. Les ondelettes sont des séries de fonctions de support fini et d'intégrale nulle sur le support (condition d'admissibilité) qui permettent de décomposer un signal. Elles consistent en des versions dilatées et translatées de l'ondelette parente (cf. Annexe A). La différence essentielle entre la transformée en ondelettes et la transformée de Fourier est que la première peut distinguer des événements locaux de même fréquence à des temps différents. Pour cette raison, l'analyse par ondelettes constitue une méthode adaptée pour observer la performance des systèmes mécaniques dépendant du temps [33].

Il existe deux types de transformées : discrète et continue. La transformée discrète est un procédé visant à déterminer comment une série de fonctions ondelettes parvient à représenter le signal analysé. Le résultat est un ensemble de coefficients associés à deux variables indépendantes, la dilatation et la translation. La translation représente ici le temps alors que la dilatation, ou l'échelle, représente le contenu fréquentiel. Les grandes échelles correspondent aux basses fréquences et inversement, les petites échelles correspondent aux hautes fréquences. La qualité de la régression est décrite par les coefficients d'ondelettes. La transformée continue est en bien des points similaire si ce n'est que le domaine des échelles n'est pas discrétisé. Elle s'accompagne d'un sur-échantillonnage du signal qui conduit généralement à une meilleure résolution mais qui peut entraîner des redondances.

Dans ce chapitre, la transformée continue en ondelettes complexes a été utilisée afin de découpler module et argument des oscillations. L'ondelette parente choisie pour ce travail est l'ondelette de Morlet. Elle offre une meilleure résolution fréquentielle qu'une ondelette gaussienne mais en contrepartie perd de la précision sur le temps [34]. Ce choix est justifié par l'un des objectifs de l'étude qui est l'extraction des fréquences propres.

2.2.3 Protocole expérimental

Initiation du mouvement

Les oscillations libres des trois arbres ont été obtenues en appliquant trois déplacements initiaux différents sur leur tige. Les déplacements ont été appliqués au moyen d'une corde en nylon dont la masse (0,02 kg) est négligeable devant celle des arbres.

Dans le premier cas (DI.1), le déplacement est appliqué au tiers de la hauteur de l'arbre. La tige est initialement fléchie puis relâchée après que le système ait atteint à nouveau son état d'équilibre. Dans le second cas (DI.2), le déplacement est appliqué au tiers de la hauteur trois fois successivement en synchronisant chaque déplacement imposé avec les aller-retours initiaux de l'arbre. Ce cas de déplacement initial se distingue des autres par le fait qu'il introduit une vitesse de déplacement non-nulle au début des oscillations libres. Enfin, dans le troisième et dernier cas (DI.3), le déplacement initial est appliqué une fois et au sommet de l'arbre. Pour chaque cas de déplacement initial, deux directions différentes (Fig. 2.2) ont été testées.

En Septembre 2002, les arbres ont été soumis aux cas de déplacements initiaux (DI.1) et (DI.2). Les essais ont été répétés quatre fois pour chaque cas et chaque direction pour les arbres (S1) et (S2). Les essais sur l'arbre (S3) n'ont été répétés que deux fois dans chaque configuration car le vent s'est levé soudainement lors des essais. En Décembre 2002, l'arbre (S2) a été soumis aux cas de déplacements (DI.1) et (DI.3). Les essais ont alors été répétés deux fois pour chaque configuration de déplacement initial. L'arbre (S2) est référencé (S2.s) pour les essais effectués en Septembre et (S2.d) pour les essais de Décembre. L'architecture aérienne de (S2.d) n'a pas été numérisée, seul le défilement de sa tige a été remesuré (Fig. 2.3).

Des essais statistiques d'analyse de variance ANOVA monodimensionnels (un seul facteur testé à la fois) ont été effectués pour estimer s'il existait des différences significatives entre les valeurs de f et ξ selon la direction et la nature des déplacements initiaux testés.

Elagage progressif

Deux protocoles d'élagage ont été conçus afin d'évaluer le rôle respectif des éléments du système aérien sur les caractéristiques dynamiques des jeunes arbres. Le premier protocole, appliqué à l'arbre (S1), consistait à retirer toutes les aiguilles de l'arbre, puis à couper les axes d'ordre 3 (a3) et enfin les axes d'ordre 2 (a2). Le second protocole a été appliqué à l'arbre (S2.d) : les a3

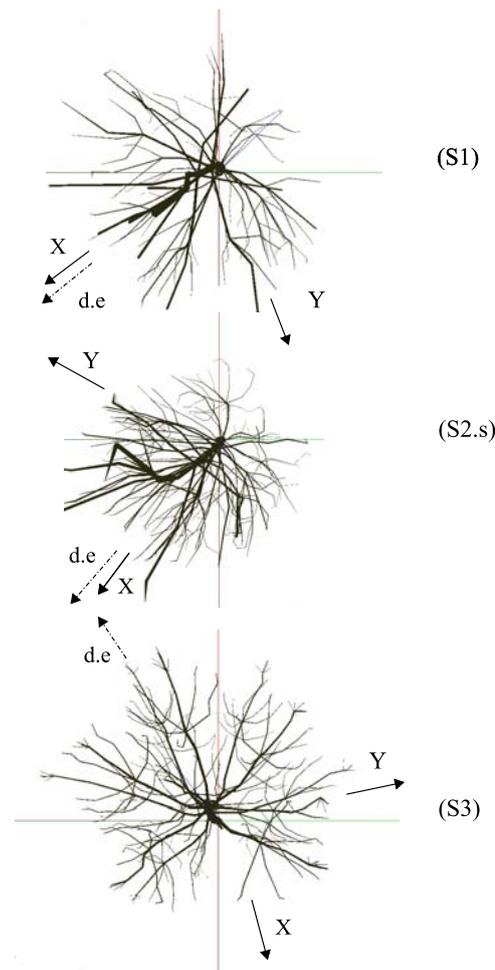


FIG. 2.2 – Visualisation des arbres numérisés dans le plan horizontal. *Le Nord correspond au haut de la figure ; X et Y correspondent aux directions dans lesquelles le déplacement a été initié ; d.e. indique la direction d'excentricité du houppier par rapport à la tige.*

ont d'abord été élagués, puis les a2. Il n'y a alors pas eu d'intervention directe sur les aiguilles. Les essais en oscillations libres ont été effectués pour chaque phase intermédiaire des élagages. Les aiguilles et les axes ont été pesés consécutivement aux élagages. La masse de l'arbre (S3) a été estimée sur la base des masses volumiques obtenues pour (S1) et (S2.d) et de son volume (extrait de la numérisation), l'arbre n'ayant pas été coupé.

Mesure des oscillations de la tige

Le mouvement de la tige de chaque arbre a été mesuré au moyen de trois inclinomètres (Sensorex, France, 6900461). Ils ont été attachés sur la tige à 0,1 m de la base, au tiers et à

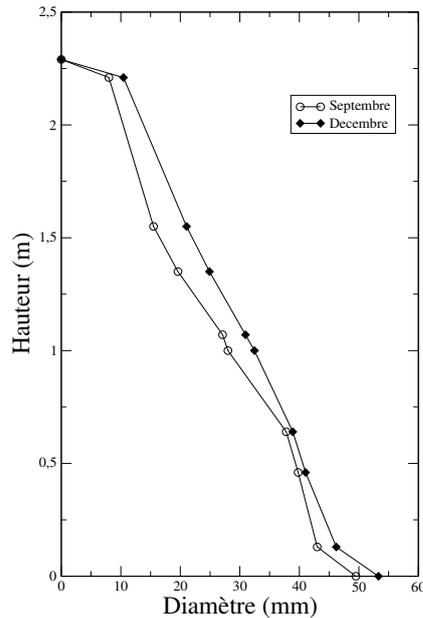


FIG. 2.3 – Variation du diamètre le long de la tige de l'arbre (S2) en Septembre et en Décembre

la moitié de la hauteur totale de l'arbre, respectivement. La masse des inclinomètres, bien que faible (0,2 kg chacun), n'est pas négligeable par rapport à la masse des jeunes arbres. En d'autres termes, les oscillations mesurées sont celles du système composé de l'arbre et des capteurs, et non celles de l'arbre seul. On a cependant pris soin de ne pas placer les inclinomètres dans la partie supérieure des arbres afin de minimiser leur influence.

Les inclinomètres mesurent l'inclinaison de la tige dans deux plans verticaux et orthogonaux. Leur fréquence d'échantillonnage est limitée à 10 Hz, ce qui semble suffisant pour mesurer la fréquence d'oscillation de jeunes arbres, celle-ci ne dépassant pas 3 Hz d'après des études précédentes ([48], [30]). L'acquisition a été faite au moyen d'une carte (National Instruments, EUA, NI6023E) reliée à un ordinateur personnel. La durée d'un essai en oscillations libres est de 30 secondes. Sauf indication contraire, les inclinaisons renvoyées par les inclinomètres ont été moyennées sur les deux directions de mesure des capteurs.

Mesure des oscillations des branches

L'arbre (S1) a été instrumenté avec des jauges de déformation réversibles (Kyowa, Japon, KFG-10-120-C11, longueur 100 mm, résistance 120 Ω) pour mesurer les oscillations des branches. Les jauges ont été connectées en mode quart de pont. Un montage en demi-pont pour la compen-

sation en température ne nous a pas semblé nécessaire car nous cherchions avant tout à mesurer la variation temporelle des déformations et non leur amplitude. En outre, un montage en demi-pont aurait nécessité de l'appareillage supplémentaire qui se serait inévitablement traduit par un surplus de masse et une modification de la dynamique des branches instrumentées. Les jauges ont été collées sur le bois de l'arbre avec de la colle cyanoacrylate (Loctite, EUA, 401 liquide multi-usage) après avoir retiré localement l'écorce et le cambium. Elles ont été disposées à cinq centimètres du point d'insertion dans la branche parente. Douze jauges ont été utilisées au total.

Une paire de branches a été équipée avec deux jauges sur chaque branche de façon à mesurer simultanément les oscillations verticales et latérales. Les deux branches étaient orientées selon des directions diamétralement opposées et étaient insérées dans la tige au niveau du même verticille. Deux autres paires de branches ont été instrumentées de façon à ne mesurer que les oscillations verticales de chaque branche. La première paire était insérée dans la partie inférieure de la tige de l'arbre (S1), l'autre dans la partie supérieure. L'orientation dans le plan horizontal de chaque paire était équivalente. Les branches constitutives de chaque paire présentaient une disposition semblable à celle des branches équipées de deux jauges chacune. Enfin, une branche a2 insérée dans la partie supérieure de la tige a été instrumentée ainsi que les trois branches a3 qu'elle portait. Chacune d'elles était équipée d'une jauge pour la mesure des oscillations verticales.

2.3 Résultats expérimentaux

2.3.1 Architecture aérienne des arbres

Les distributions des quantités massiques et géométriques par ordre de ramification sont présentées dans le tableau 2.2.

La masse totale de l'arbre (S2) est 30% inférieure à celle de l'arbre (S1) tandis que sa hauteur totale est inférieure de 10%. Le diamètre moyen à la base de ses axes est de 11 à 17% moins important que celui des axes de (S1) suivant l'ordre de ramification. Malgré ces différences morphologiques marquées, les systèmes aériens des deux arbres étaient très similaires. Les quantités relatives de biomasse allouée aux aiguilles seules et à l'ensemble du houppier, *i.e.* branches et aiguilles, étaient respectivement de 45% et 60% pour chacun des deux arbres. Leur houppier était

excentré par rapport au tronc dans les mêmes proportions, *i.e.* 13 cm, et selon des directions comparables (Fig. 2.2). Pendant la croissance de l'arbre (S2), le développement des a3 a été significativement plus important que pour l'arbre (S1). Cela est remarquable si l'on compare la longueur totale de ces axes (23 m pour (S2) *vs.* 11 m pour (S1)), leur biomasse relative (19% *vs.* 11%) et leur nombre (114 *vs.* 46).

		a1	a2	a3
(S1)	<i>nombre d'axes</i>	1	30	46
	<i>longueur totale (m)</i>	2,6	19,6	10,9
	<i>diamètre basal moyen (cm)</i>	5,1	0,89	0,35
	<i>masse de bois (kg)</i>	2,48	0,98	0,14
	<i>masse d'aiguilles (kg)</i>	0,3	2,06	0,65
(S2)	<i>nombre d'axes</i>	1	38	114
	<i>longueur totale (m)</i>	2,3	19,3	22,7
	<i>diamètre basal moyen (cm)</i>	4,3	0,79	0,29
	<i>masse de bois (kg)</i>	1,68	0,7	0,16
	<i>masse d'aiguilles (kg)</i>	0,22	1,1	0,78
(S3)	<i>nombre d'axes</i>	1	20	160
	<i>longueur totale (m)</i>	0,93	16,9	40,8
	<i>diamètre basal moyen (cm)</i>	5,7	1,6	0,41
	<i>masse de bois (kg)</i>	1,61*	1,93*	0,69*
	<i>masse d'aiguilles (kg)</i>	0,03*	1,16*	1,25*

TAB. 2.2 – Propriétés massiques et géométriques des arbres par ordre de ramification. * : *valeur massique estimée*

L'arbre (S3) est apparu comme un sujet à part d'un point de vue architectural. Une différence majeure survenue au cours de sa croissance a été la mort prématurée de l'apex de son axe primaire (tige), entraînant l'apparition à 0,93 m du sol d'une fourche composée de deux a2 de dimensions équivalentes. La hauteur totale de l'arbre est inférieure d'un tiers à celle de l'arbre (S1) quand sa masse totale est presque identique. La masse relative du houppier de (S3) est égale à 75% alors que celle-ci ne vaut que 60% pour les deux autres arbres. L'arbre (S3) constitue en outre le sujet le plus ramifié avec 181 branches pour une longueur totale de ramifications atteignant 59m. L'arbre apparaît aussi comme étant le plus rigide avec un diamètre basal moyen supérieur à celui des deux autres quelque soit l'ordre de ramification. Comme c'est le cas pour les deux autres arbres, le houppier de (S3) est excentré par rapport à sa tige. Toutefois, la direction d'excentrement est radicalement différente de celle observée pour (S1) et (S2).

Le rapport entre les largeurs du houppier dans les directions X et Y de déplacement initial prend

respectivement les valeurs de 1,16 pour (S1), 0,86 pour (S2) et 1,10 pour (S3). Ce rapport a été calculé afin d'estimer la forme elliptique de chaque houppier.

La hauteur relative du centre d'inertie est invariable entre les trois sujets et située approximativement aux deux cinquièmes de la hauteur totale.

2.3.2 Caractéristiques dynamiques des arbres entiers

Modes de vibration

Un seul mode de vibration est observé dans les oscillations consécutives aux cas de déplacements initiaux (DI.2) et (DI.3). Au contraire, deux modes participent à la réponse pour le cas de déplacement (DI.1). Le premier de ces deux modes correspond à celui observé pour les autres cas de déplacements initiaux. Le mode supplémentaire présente des oscillations initialement de même amplitude que le premier mode mais décroissant plus rapidement. Le second mode est un phénomène de courte durée se produisant seulement au début des oscillations libres. Il est intéressant de noter que l'énergie des oscillations associée au second mode est en majeure partie dissipée selon ce mode mais aussi partiellement transférée vers le premier mode (Fig. 2.4). La participation éventuelle des différents modes n'est pas affectée par la direction de déplacement initial. Tous les sujets ont présentés des réponses qualitativement semblables pour chaque cas de déplacement (DI).

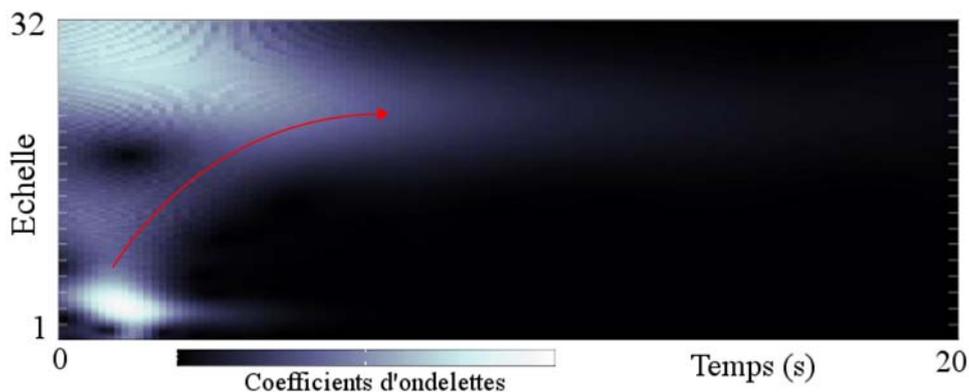


FIG. 2.4 – Scalogramme de l'amplitude des oscillations de la tige de l'arbre (S3) pour (DI.1). *On observe un transfert d'énergie des petites échelles vers les grandes.*

Fréquences oscillatoires

La fréquence des oscillations associées au premier mode, f_0 , était proche pour les arbres (S2.s) et (S3) avec des valeurs respectives de 0,76 Hz et 0,80 Hz. Dans le cas de l'arbre (S1), f_0 est sensiblement moins élevée avec une valeur de 0,60 Hz. L'arbre (S2) testé en Décembre, *i.e.* (S2.d), oscille à une fréquence plus élevée et égale à 1,03 Hz. Puisque les fréquences de ce mode sont les plus basses, nous nous y référons comme étant le mode fondamental. Les valeurs de f_0 ne dépendent ni de la direction ni du cas de déplacement initial.

La fréquence des oscillations associée au second mode, f_1 , est supérieure à celle du premier mode. Les valeurs de f_1 sont données à titre indicatif car on ne peut espérer les déterminer précisément à partir de signaux échantillonnés à 10 Hz. Les fréquences ainsi que les coefficients d'amortissement sont donnés dans le Tab. 2.3

	(S1)	(S2.s)	(S2.d)	(S3)
f_0 (Hz)	0,60 (0,03)	0,76 (0,02)	1,03 (0,02)	0,80 (0,01)
f_1 (Hz)	2,14 (0,07)	2,61 (0,09)	3,30 (0,06)	2,98 (0,09)
ξ_0^X	0,118 (0,015)	0,056 (0,013)	0,048 (0,008)	0,065 (0,004)
ξ_0^Y	0,078 (0,006)	0,071 (0,010)	0,054 (0,004)	0,061 (0,004)
ξ_0	0,098	0,064	0,051	0,062

TAB. 2.3 – Caractéristiques dynamiques des arbres issues des essais en oscillations libres. *Les valeurs données sont des moyennes dont l'écart-type est entre parenthèses.*

Amortissement des oscillations de la tige

Seuls les coefficients d'amortissement pour le mode fondamental, ξ_0 , sont présentés dans cette section puisque d'une part la présence de ce mode n'est pas affectée par la nature du déplacement initial (DI) et que, d'autre part, il est dominant dans la réponse temporelle des arbres. ξ_0 atteint une valeur moyenne de 0,098 pour l'arbre (S1). En d'autres termes, l'amplitude des oscillations de cet arbre est divisée par deux à chaque cycle. Les mouvements de la tige sont moins efficacement amortis dans le cas des arbres (S2.s) et (S3) avec des valeurs moyennes de ξ_0 égales à 0,064 et 0,062 respectivement. Le coefficient d'amortissement moyen mesuré pour (S2) en Décembre montre une diminution sensible par rapport à celui mesuré en Septembre avec une valeur de ξ_0 égale à 0,051 pour (S2.d) contre 0,064 pour (S2.s).

La cas de déplacement initial (DI) n'introduit aucune différence significative sur ξ_0 .

Par contre, la direction selon laquelle le déplacement est appliqué a une influence majeure. La différence entre les coefficients d'amortissement pour les directions X et Y, ξ_0^X et ξ_0^Y , est significative ($p < 0.05$) pour les arbres (S2.s) et (S2.d) et très significative ($p < 0.001$) pour l'arbre (S1). L'anisotropie de ξ_0 n'est pas observée pour l'arbre (S3). Les essais statistiques sont réalisés sur deux lots de huit valeurs chacun pour (S1) et (S2.s) et sur deux lots de quatre valeurs chacun pour (S2.d) et (S3).

2.3.3 Influence relative des différents éléments architecturaux

Le rôle des aiguilles

		sans aiguilles	sans a3	sans a2
(S1)	f_0 (Hz)	1,12 (0,03)	1,09 (0,02)	1,39 (0,01)
	ξ_0^X	0,038 (0,005)	0,054 (0,004)	0,048 (0,003)
	ξ_0^Y	0,044 (0,006)	0,050 (0,006)	0,045 (0,008)
(S2.d)	f_0 (Hz)	-	1,07 (0,02)	1,98 (0,03)
	ξ_0^X	-	0,055 (0,004)	0,043 (0,003)
	ξ_0^Y	-	0,063 (0,008)	0,053 (0,002)

TAB. 2.4 – Evolution des caractéristiques dynamiques de (S1) et (S2.d) au cours de leur élagage. *Le feuillage est présent durant tout l'élagage pour l'arbre (S2) sur les axes restants contrairement à (S1) ou le feuillage a été retiré directement suite à la première phase d'élagage.*

Les résultats obtenus (Tab. 2.4) pour l'arbre (S1) mettent en évidence que l'amortissement aérodynamique induit par la présence des aiguilles constitue la source principale d'amortissement. En effet, après avoir retiré les aiguilles, ξ_0^X diminue de 0,118 à 0,038 et ξ_0^Y de 0,078 à 0,044. En l'absence d'aiguilles, la différence observée entre ξ_0^X et ξ_0^Y cesse en outre d'être significative. L'anisotropie d'amortissement demeure significative ($p < 0,05$) au cours de l'élagage de l'arbre (S2.d) alors que, contrairement à (S1), les aiguilles sont toujours présentes sur les axes non élagués. En outre, le retrait des aiguilles de l'arbre (S1) conduit à un accroissement sensible de la fréquence d'oscillation f_0 , qui passe de 0,60 à 1,12 Hz. Dans le même temps, le houppier perd 75% de sa masse et le centre d'inertie de la structure est abaissé de 25%.

Des observations supplémentaires peuvent être faites à partir de l'analyse du mouvement des branches. Que le feuillage soit présent ou absent de l'arbre (S1), le mode fondamental (et éventuellement le second mode, s'il est initialement excité) est actif aussi bien dans les oscillations de la tige que celles des branches. Toutefois, après l'effeuillage, un mode de vibration additionnel apparaît dans les oscillations des branches uniquement (Fig. 2.5). La fréquence de ce mode diffère

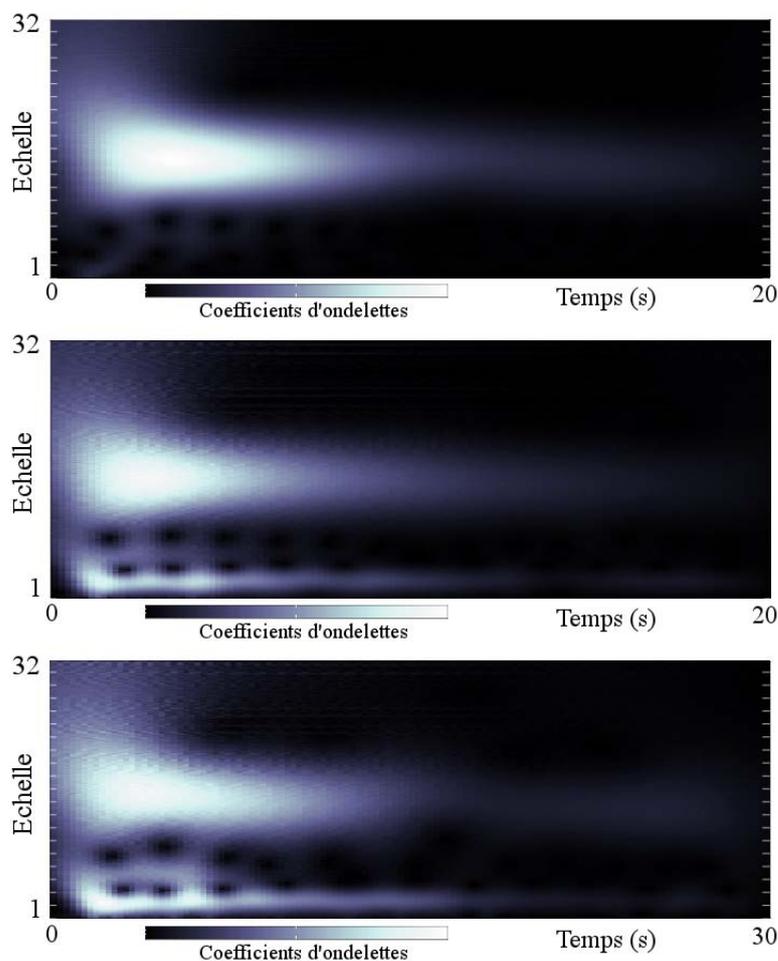


FIG. 2.5 – Scalogrammes de l'amplitude des oscillations à différents niveaux topologiques de l'arbre (S1) après effeuillage pour : (a) la tige, (b) une a2 et (c) une a3. Déplacement initial (DI.1)

entre les branches a2 instrumentées, variant sur une plage de valeurs comprises entre 2,50 et 4,17 Hz. En d'autres termes il s'agit d'un mode bien distinct pour chaque branche.

Enfin, sans aiguilles, le plan principal d'oscillation de la tige change plusieurs fois d'orientation au cours du temps d'un essai (Fig. 2.6). L'orientation de ce plan reste au contraire constante au cours de chaque essai effectué sur les arbres entiers bien que leur trajectoire soit elliptique.

Le rôle des axes ligneux

La tige et les branches de l'arbre (S1) entier oscillent à la même fréquence de 0,60 Hz, c'est à dire selon le mode fondamental. Le second mode observé pour le cas de déplacement initial

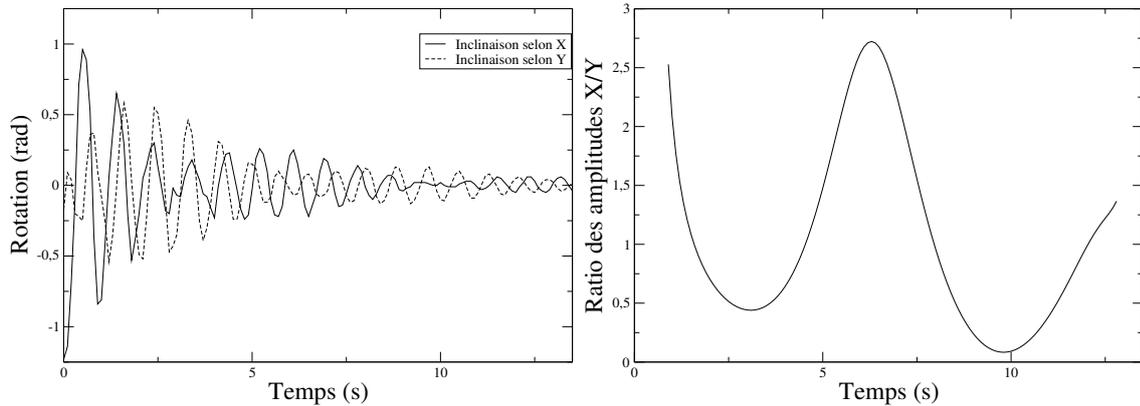


FIG. 2.6 – Mise en évidence des changements successifs de plan d’oscillation principal au cours du temps. (a) Rotations de la tige de l’arbre (S1) après effeuillage dans deux plans verticaux orthogonaux (b) Rapport des amplitudes en rotation entre les deux plans orthogonaux.

(DI.1) dans les mouvements de la tige, caractérisé par une fréquence de 2,14 Hz, se retrouve dans les mouvements des branches instrumentées. Cependant seul le premier mode participe aux oscillations de toutes les branches. Le second ne participe qu’aux oscillations de certaines d’entre elles. Aucune corrélation n’a été trouvée entre la position des branches dans le houppier et l’éventuelle activation du second mode.

Sur les branches équipées pour cela, aucune différence significative n’a été trouvée entre la fréquence des oscillations latérales et verticales. Les a2 insérés de part et d’autre dans la tige (diamétralement opposées) oscillent en opposition de phase. Au contraire, les branches appartenant au même demi-plan vertical oscillent en phase. Quand la tige est en mouvement, les a2 orientés dans la direction du mouvement fléchissent vers le haut tandis que les a2 orientés dans la direction opposée oscillent vers le bas (Fig. 2.7). Il semble alors que les a2 s’opposent au mouvement de la tige. Les oscillations des a2 sont de plus globalement déphasées par rapport à la tige et ce probablement à cause de leur inertie.

Les trois a3 instrumentés oscillent sur l’ensemble des essais selon les mêmes modes que leur axe a2 parent et sans déphasage. Ceci est vérifié avec ou sans aiguilles sur les branches.

Enfin, le coefficient d’amortissement moyen augmente de façon significative suite à l’élagage des a3 pour les arbres (S1) et (S2.d) (Tab. 2.4). Pour l’arbre (S2.d), la valeur moyenne de ξ_0 augmente de 0,051 à 0,059. Dans le cas de l’arbre (S1), elle augmente de 0,041 à 0,052 ce qui est remarquable si l’on considère qu’avant cette phase d’élagage les a3 ne portaient pas d’aiguilles et représentaient moins de 1% de la biomasse

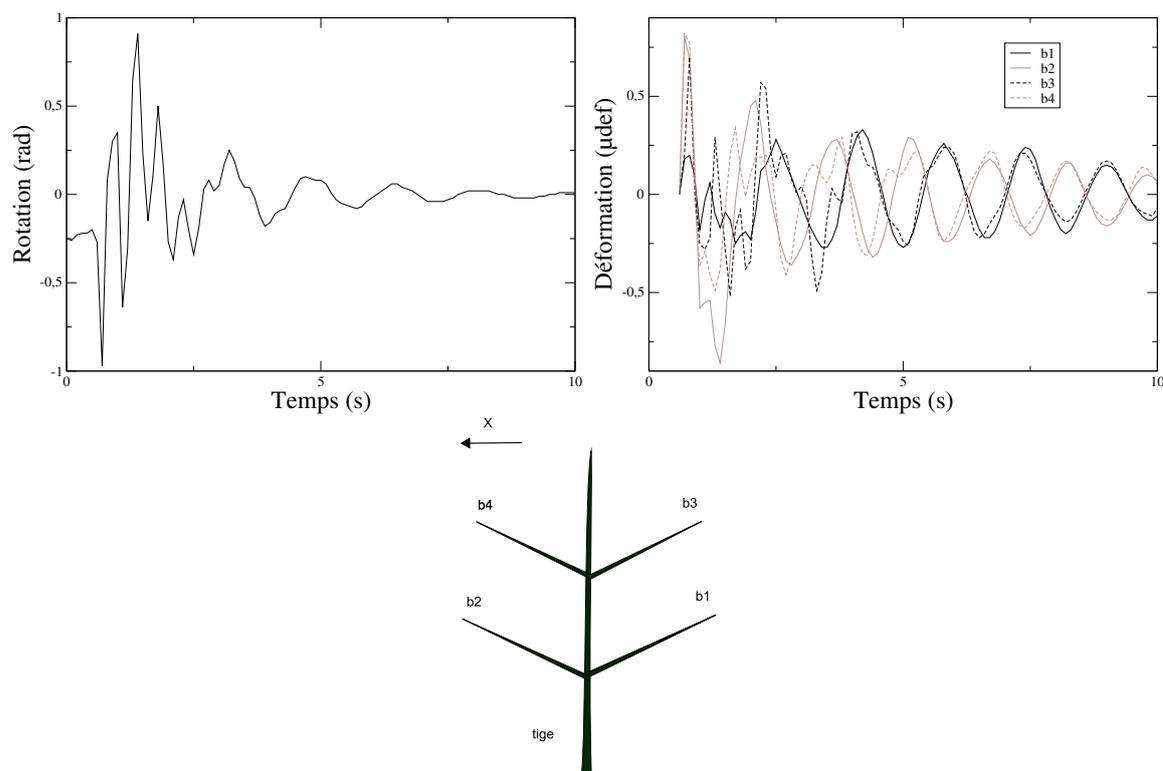


FIG. 2.7 – (a) Rotation moyenne de la tige à mi-hauteur et (b) déformations en flexion verticale des axes b1, b2, b3 et b4 pour l'arbre (S1)

On note toutefois que la fréquence f_0 n'a sensiblement pas évolué pour l'arbre (S2.d) suite à l'élagage des a3. Cet élagage conduit simultanément à un abaissement très faible du centre d'inertie (-2 cm) et correspond à une perte de 35% de la biomasse du houppier.

2.4 Discussion des résultats expérimentaux

Lorsqu'ils sont soumis à un chargement dynamique, les arbres se comportent comme un système d'oscillateurs couplés et amortis. Dans le cas des oscillations en régime libre, la nature du couplage entre les différents éléments dépend de leur position topologique dans le système. Pour les essais menés lors de cette étude, les mouvements des axes ligneux sont forcés par le mouvement de leur axe parent. La tige de l'arbre, ou axe primaire, apparaît immédiatement gouverner les oscillations du système dans son ensemble. Ses modes de déplacements sont en effet transmis aux a2, et des a2 sont transmis aux a3. Cet effet purement 'topologique' résulte de l'application

du chargement mécanique sur la tige. L'effet est en outre renforcé par le fait que, pour tout système dynamique, les éléments prépondérants dans la réponse sont les plus rigides et les plus lourds. Or, dans le cas des arbres, les propriétés massiques, géométriques et élastiques décroissent à mesure que l'ordre de ramification croît. Ceci accentue encore la prépondérance de la tige dans la réponse globale.

Le feuillage affecte significativement l'efficacité du couplage entre les mouvements de chaque axe du système aérien.

Dans un premier temps, en présence de feuillage, le mouvement des branches semble directement lié à leur positionnement par rapport à la tige. Sans le feuillage cependant, ce lien entre le mouvement individuel de la branche et sa position disparaît.

Dans un second temps, une fois l'arbre effeuillé, les oscillations des branches résultent simultanément du forçage par la tige et de leur propre régime libre. L'hypothèse selon laquelle les branches oscillent alors en partie selon leur fréquence naturelle est avancée puisque les oscillations des branches mettent en évidence un mode dont la fréquence varie d'une branche à l'autre et qui n'est pas observé dans les oscillations de la tige. Néanmoins, des essais en oscillations libres entrepris indépendamment sur ces mêmes branches après les avoir séparées du reste du système seraient nécessaires pour supporter totalement une telle hypothèse.

Quoiqu'il en soit, le feuillage, ou dans ce cas précis les aiguilles, assume un rôle majeur qui permet au système d'osciller de concert.

Le mode de vibration activé indépendamment du cas de déplacement initial lors des essais correspond au mode fondamental de flexion de la tige. Sa fréquence équivaut approximativement à la fréquence de la tige seule diminuée en raison de la masse et l'inertie additionnelles introduites par le port des branches.

Le second mode identifié peut être le second mode de flexion ou le premier de torsion. Néanmoins, le fait que ce mode participe aux mouvements de l'arbre uniquement lorsque la tige est fléchie au tiers de la hauteur de l'arbre semble indiquer qu'il s'agit d'un mode de flexion, en l'occurrence du second. En effet la partie haute de la tige et les branches étant initialement libres de toute contrainte mécanique, elles sont entraînées par la partie basse de la tige, initialement chargée, avec un certain retard à cause de leur inertie. Le mode est alors actif le temps que l'énergie élastique se propage à tout le système et que les mouvements des deux parties deviennent synchrones. Il est

cependant difficile d'affirmer avec certitude qu'il ne s'agit pas d'un mode de torsion étant donnée l'asymétrie prononcée des houppiers et le possible rôle de la fibre torse. Il serait nécessaire de mesurer la torsion dans la tige afin de vérifier ces hypothèses.

La fréquence des oscillations selon le premier mode, *i.e.* la fréquence naturelle, varie d'un arbre à l'autre. Le fait que l'arbre (S3) oscille à une fréquence plus élevée que l'arbre (S1) est cohérent avec la formulation théorique de la fréquence (Eq. 2.3). En effet, on peut comparer les deux arbres sur la base de leur rigidité apparente puisqu'ils ont une biomasse totale équivalente. L'arbre (S3) étant moins élancé et plus rigide que l'arbre (S1), il semble logique que la fréquence oscillatoire de son mode fondamental soit plus importante.

Comparer l'arbre (S2.s) aux deux autres sujets est plus ardu car sa masse et les caractéristiques géométriques de sa tige en sont éloignées. Il est remarquable de noter que sa fréquence naturelle d'oscillation est plus proche de l'arbre (S3), avec lequel il partage pourtant le moins de similarités d'un point de vue architectural.

L'augmentation de fréquence de (S2) qui a eu lieu entre Septembre à Décembre est cohérente avec l'accroissement de diamètre qui s'est produit durant la même période. Bien que une croissance radiale tardive d'une telle intensité n'était pas attendue, elle a déjà été observée chez le Pin maritime [36]. L'accroissement en diamètre mesuré correspond en effet à ce qu'on peut trouver dans la littérature [42].

Les variations de la fréquence naturelle d'oscillation observées pour les arbres (S1) et (S2.d) pendant leur élagage sont cohérentes avec des observations précédemment faites pour des arbres adultes. Moore [49] a mis en évidence par exemple qu'un pourcentage important (80%) de la masse du houppier devait être élagué pour qu'un changement notable de fréquence ait lieu. Sugden [69] a aussi proposé que plus le centre d'inertie est élevé, plus la fréquence des oscillations naturelles est faible. Le corollaire est qu'un élagage entraînant un abaissement notable du centre d'inertie conduit à un accroissement de la fréquence naturelle. Ces deux aspects se retrouvent dans les résultats présentés pour les deux jeunes arbres.

Nos résultats placent la trainée aérodynamique du feuillage comme étant la source principale d'amortissement du système, à hauteur de 60% de l'amortissement total de l'arbre (S1). Cette prépondérance du feuillage a déjà été soulignée par Milne [47] en l'absence d'arbres avois-

nants. Cela semble aussi logique d'un point de vue physique puisque les aiguilles, dans notre cas, sont généralement placées dans la partie terminale des branches, là où la vitesse relative de déplacement est la plus importante, et que l'amortissement par frottement aérodynamique est proportionnel au carré de la dite vitesse. L'influence des autres sources dissipatives (sol, viscosité matérielle, oscillations des branches) n'est cependant pas négligeable, à hauteur de 40%. Il n'est pas possible de déterminer le rôle spécifique de chacune de ces sources à partir des seuls essais effectués.

On observe que la présence des a_3 a un effet négatif sur le coefficient d'amortissement : les oscillations des arbres sont au minimum 15% moins amorties avant d'extraire les a_3 qu'après. Un tel effet est totalement inattendu étant donné les propriétés structurales (masse et géométrie) faibles de ces axes au regard des autres ordres de ramifications. L'effet peut être le résultat de la position topologique de ces axes. Le rôle négatif des a_3 sur l'amortissement expliquerait alors pourquoi les mouvements des arbres (S2.s) et (S3) sont moins amortis que ceux de l'arbre (S1). Ceux-là ont en effet développé sensiblement plus de a_3 durant leur croissance que l'arbre (S1). Nos observations ont en outre mis en avant une dépendance du coefficient d'amortissement à la direction initiale du chargement appliqué. L'anisotropie du coefficient d'amortissement est directement liée à la présence du feuillage et, par voie de conséquence, à la traînée aérodynamique. Or celle-ci dépend de l'aire frontale du feuillage qui s'oppose au mouvement. Nous ne disposons malheureusement pas de cette donnée. Seul le rapport entre les plus grandes largeurs suivant les directions de chargement permet de l'estimer. Dans le cas des arbres (S1), (S2.s) et (S2.d), la direction initiale pour laquelle le coefficient d'amortissement est maximal coïncide effectivement avec la direction dans laquelle le houppier est le plus large. Une fois le feuillage extrait de l'arbre (S1), l'anisotropie de l'amortissement n'est plus significative. Ceci peut s'expliquer par le fait que la traînée aérodynamique induite par les seuls axes ligneux est négligeable vis-à-vis de celle induite par les aiguilles. Cependant on remarque que les oscillations de l'arbre sans feuillage se font alors selon un plan principal dont l'orientation change constamment. En d'autres termes, l'aire frontale qui s'oppose au mouvement change plusieurs fois au cours des oscillations libres. L'amortissement aérodynamique est alors en quelque sorte moyenné. Les écart-types importants sur les valeurs du coefficient d'amortissement appellent néanmoins à la prudence. Ils soulignent la complexité et le caractère partiellement aléatoire des processus physiques mis en jeu par les mécanismes dissipatifs.

Bien que les équations du mouvement prennent en compte la géométrie et les propriétés matérielles des systèmes étudiés, on évitera d'extrapoler les résultats directement aux arbres adultes. La variabilité de forme et de matériau entre les arbres ainsi que les nombreux facteurs susceptibles d'interagir rendent hasardeuse l'extrapolation.

La mesure de l'architecture aérienne n'a pas apporté une solution définitive pour prédire le comportement dynamique de la plante. Comme illustré précédemment, deux arbres d'architectures dissemblables peuvent offrir des réponses dynamiques comparables en régime libre. Pour autant, ceci ne signifie pas que la morphologie du houppier n'est pas influente. Cela ne fait que mettre l'accent sur le nombre de paramètres mis en jeu pour décrire l'architecture et dont les influences respectives peuvent se compenser. Pour s'affranchir des limites inhérentes à l'approche expérimentale dans le traitement de problèmes multifactoriels, on se propose d'appliquer le modèle aux trois pins mesurés.

2.5 Application du modèle numérique aux sujets expérimentaux

2.5.1 Discrétisation géométrique

La géométrie des éléments dérive directement des mesures architecturales contenues dans les fichiers MTG obtenus par numérisation. Le maillage aux Eléments Finis des arbres est effectué à partir de ces fichiers (cf. 1.3).

Le nombre d'éléments utilisés varie suivant l'ordre de ramification de l'axe à mailler. Le nombre minimal est :

- ★ 16 éléments pour la tige
- ★ 8 éléments pour chaque a2
- ★ 4 éléments pour chaque a3

Ces valeurs ont été fixées suite à une étude de convergence en fonction du raffinement du maillage. La convergence sur la fréquence du mode fondamental d'une poutre cylindrique de section constante est assurée à partir de 8 éléments. La tige est sur-discrétisée pour représenter fidèlement sa conicité. Les a3 sont sous-discrétisés car ils sont de faibles longueurs. Le choix de 8 éléments mène à un pas de temps trop faible pour conserver des temps de calculs acceptables (cf. 1.1).

2.5.2 Paramétrage des propriétés matérielles

Les propriétés massiques et dissipatives du bois et des aiguilles des jeunes arbres sont nécessaires pour définir le matériau des éléments de poutre. Ces propriétés ont été choisies constantes par ordre de ramification à l'exception de la tige dont la masse volumique est constante entre chaque verticille mais varie sur sa longueur totale.

Les valeurs de masse volumique sont calculées pour obtenir la masse totale des axes ligneux qui a été mesurée pour chaque ordre de ramification. La masse volumique varie sur une plage de valeurs comprises entre 1100 et 1350 kg m⁻³, selon l'arbre et l'ordre de ramification. Etant extrêmement improbable que la masse volumique du bois vert dépasse la masse volumique de l'eau, les masses volumiques utilisées dans le modèle matériel reflètent une sous-estimation du volume total des arbres numérisés. Les erreurs sur le volume sont imputables à l'imprécision des mesures du défilement en diamètre et de la courbure des axes. Cette imprécision est due à un manque de points de mesure lors de la procédure de numérisation (cf. 2.2.1).

La densité linéique de masse d'aiguilles (*dlma*) a été déterminée à partir des mesures de masse d'aiguilles et de longueur totale des zones porteuses d'aiguilles. Les valeurs de *dlma* ont été calculées pour chaque ordre de ramification et pour chaque sujet (cf. Tab. 2.5).

	a1	a2	a3
(S1)	0,29	0,17	0,09
(S2)	0,26	0,12	0,06
(S3)	0,18	0,14	0,06

TAB. 2.5 – Densité linéique de masse d'aiguilles (kg m⁻¹) par ordre de ramification de trois jeunes pins maritimes

Deux essais statiques de flexion ont été effectués sur la tige seule de l'arbre (S1) pour déterminer son module d'élasticité équivalent. La tige a été déplacée de sa position d'équilibre au moyen d'une corde en nylon au tiers de la hauteur dans les mêmes directions que celles des essais de vibration. La force appliquée a été mesurée au moyen d'un capteur de force et les inclinomètres ont mesuré la rotation en trois points de la tige (cf. 2.2.3.0). Deux essais numériques correspondant aux conditions de chargement expérimentales ont ensuite été effectués en modélisant la tige seule. Ils ont permis de calibrer non seulement le module équivalent de la tige E_T mais aussi la rigidité en rotation K_{sol} de la liaison au sol. Les valeurs obtenues sont données dans le tableau 2.6.

E_T^X (GPa)	E_T^Y (GPa)	K_{sol}^X (Nm rad ⁻¹)	K_{sol}^Y (Nm rad ⁻¹)
1,05	1,20	335	349

TAB. 2.6 – Caractéristiques élastiques mesurées pour l’arbre (S1)

La différence entre les modules pour les deux directions d’essais s’explique vraisemblablement par l’ovalisation des sections de la tige. Celle-ci entraîne une anisotropie de la rigidité à la flexion car elle induit des différences de produits d’inertie. Le modèle ne prenant en compte que des sections circulaires, l’anisotropie de rigidité se traduit par une anisotropie du module, ce dont on ne peut rendre compte dans le modèle. On utilise alors la valeur moyenne de E_T^X et E_T^Y . Le module moyen est appliqué lors des essais numériques suivants à tous les éléments de la structure indifféremment de l’ordre de ramification. La rigidité en rotation du connecteur d’ancrage prend aussi la valeur moyenne de K_{sol}^X et K_{sol}^Y .

Les valeurs moyennes de E et K_{sol} obtenues pour l’arbre (S1) sont utilisées pour les autres arbres avant calibration.

La détermination des paramètres d’amortissement se fait au moyen de calibrations supplémentaires (cf. 2.5.4). Avant de détailler cette procédure de calibration, nous définissons succinctement le protocole d’essai numérique repris dans cette procédure.

2.5.3 Protocole d’essai numérique

Les essais numériques ont été réalisés de manière à reproduire les conditions d’essais expérimentales. Les trois arbres (S1), (S2) et (S3) ont fait l’objet de simulations. Les deux directions initiales de sollicitation ont été reproduites. Seul le premier cas de déplacement initial (cf. 2.2.3) a été utilisé pour induire les mouvements des structures modélisées. Cependant, contrairement aux expériences, les essais numériques ont été effectués à force imposée et non à déplacement imposé. Ceci n’affecte pas les résultats dans la mesure où nous ne nous sommes intéressés qu’aux oscillations en régime libre (*i.e.* sans force externe ni contrainte extérieure sur les déplacements). La force est appliquée progressivement sur la tige à partir d’une valeur nulle jusqu’à atteindre un palier ; la structure est alors relâchée (Fig. 2.8).

Les fréquences oscillatoires des arbres simulés ont été obtenues par extraction modale. Les

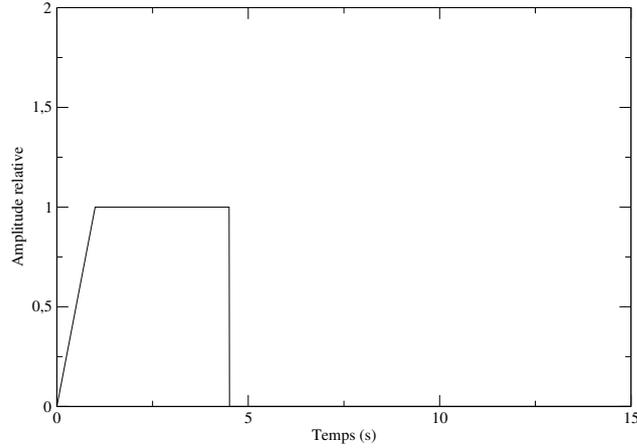


FIG. 2.8 – Charge appliquée aux arbres simulés en fonction du temps

valeurs du coefficient d'amortissement ont été déterminées à partir des séries temporelles de déplacement calculées de façon analogue aux courbes expérimentales (cf. 2.2.2). La simulation des réponses en déplacement a été effectuée par calcul explicite.

2.5.4 Calibration des paramètres dissipatifs

L'amortissement induit par le bois, le sol et les aiguilles a été calibré à partir des essais réalisés *in situ* au cours de l'élagage de l'arbre (S1). Dans les grandes lignes, la calibration a consisté à trouver le triplet de paramètres c_{sol} , α_{aig} et α_{bois} pour lequel l'égalité suivante soit satisfaite pour les états de l'arbre considérés :

$$\xi_0^{num} = \xi_0^{msr} \quad (2.5)$$

La calibration s'est faite en trois étapes correspondant à trois phases d'élagage différentes.

Dans un premier temps, on effectue des essais numériques en oscillations libres sur la tige seule de (S1). En l'absence d'aiguilles, le paramètre α_{aig} est nul. Un premier essai est réalisé avec $\alpha_{bois} = 0$ pour déterminer la valeur de c_{sol}^{max} telle que l'égalité 2.5 se vérifie pour $\xi_0^{num} = 0,047$ (*i.e.* la valeur mesurée pour la tige seule). On réalise un deuxième essai avec $c_{sol} = 0$ pour trouver la valeur de α_{bois}^{max} telle que l'égalité précédente soit aussi vérifiée. On réalise alors une étude paramétrique du couple de paramètres $(c_{sol}; \alpha_{bois})$ sur le domaine $([0, c_{sol}^{max}]; [0, \alpha_{bois}^{max}])$. Chaque paramètre peut prendre une valeur parmi neuf régulièrement réparties sur leur intervalle

associé (Fig. 2.9). 81 essais numériques sont donc effectués pour obtenir un ensemble de couples solutions de l'égalité 2.5.

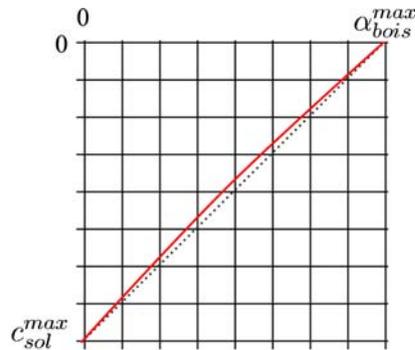


FIG. 2.9 – Maillage des paramètres c_{sol} et α_{bois} pour l'étude paramétrique. Chaque intersection sur la grille représente un calcul. La ligne en gras passe par les valeurs des paramètres tels que $\xi_0^{num} = \xi_0^{msr}$. La ligne en pointillés passe par les valeurs de paramètres retenues pour les calculs ultérieurs.

Dans un deuxième temps, les couples solutions sont utilisés dans des essais numériques réalisés sur la tige et ses branches d'ordre 2. Là encore, $\alpha_{aig} = 0$. On obtient une courbe de ξ_0^{num} en fonction du couple $(c_{sol}; \alpha_{bois})$ (Fig. 2.10). On détermine ainsi les deux paramètres qui satisfont à l'égalité 2.5 pour $\xi_0^{msr} = 0,052$. L'amortissement lié au sol et au matériau bois sont alors calibrés.

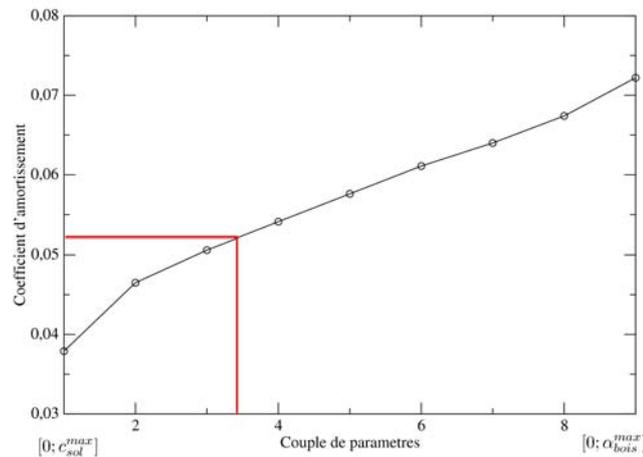


FIG. 2.10 – Evolution de ξ en fonction des paramètres d'amortissement du sol et et du bois

Finalement, on réalise un essai pour l'arbre complet. On calibre le paramètre manquant α_{aig}

de telle sorte que l'égalité 2.5 soit vérifiée pour $\xi_0^{num} = 0,098$. L'intégralité des paramètres définissant l'amortissement dans le modèle est alors calibrée.

2.6 Résultats et discussion des simulations numériques

2.6.1 Etude du mode fondamental de flexion

La fréquence du mode fondamental de flexion a été calculée pour l'arbre (S1) lors de ses différents états pendant l'élagage (Tab. 2.7). L'erreur maximale par rapport aux fréquences mesurées pour ce même mode n'excède pas 5%. Le mode fondamental de flexion de la tige est aussi le mode de plus basse fréquence pour l'ensemble de la structure. La prédiction de f_0 faite par le modèle est acceptable dans la mesure où l'on dispose des données matérielles et géométriques suffisantes pour caractériser la structure comme c'est le cas pour l'arbre (S1). L'hypothèse attribuant aux branches un module d'Young égal à celui de la tige ne semble pas avoir altéré la qualité de la prédiction.

	Arbre complet	Arbre sans aiguilles	Arbre sans a3	Arbre sans a3 ni a2
f_0 (Hz) mesurée	0,60	1,13	1,09	1,39
f_0 (Hz) calculée	0,58	1,08	1,10	1,38

TAB. 2.7 – Comparaison entre les fréquences mesurées et calculées du mode fondamental de flexion de l'arbre (S1)

Les fréquences des autres jeunes pins, à savoir (S2.s), (S2.d) et (S3), calculées en utilisant les caractéristiques élastiques du bois et de la plaque racinaire de l'arbre (S1), sont par contre plus éloignées des fréquences mesurées (Tab. 2.8). L'erreur sur la valeur prédite de f_0 sans calibration peut atteindre 10% de la valeur de f_0 mesurée pour les arbres testés en Septembre.

A caractéristiques élastiques égales, les valeurs de f_0 prédites pour les arbres (S2.s) et (S3) sont supérieures à celle de l'arbre (S1). Leur architecture aérienne est donc en partie responsable de leur fréquence naturelle d'oscillation plus élevée.

En comparant les valeurs obtenues sans calibration pour les arbres (S2.s) et (S2.d), on observe que la valeur de f_0 est supérieure pour l'arbre (S2.d), à savoir 0,75Hz contre 0,69 Hz pour l'arbre (S2.s). La seule différence entre les deux arbres modélisés est le diamètre de la tige, qui a

augmenté en l'intervalle de trois mois. L'accroissement de diamètre se traduit bien par une augmentation de la fréquence oscillatoire. L'augmentation de f_0 , de l'ordre de 9%, est néanmoins beaucoup plus faible que celle qui a été mesurée, de l'ordre de 35%.

		(S1)	(S2.s)	(S2.d)	(S3)
	f_0^{msr} (Hz)	0,60	0,76	1,03	0,80
sans calibration	f_0^{num} (Hz)	0,58	0,69	0,75	0,88
avec calibration	f_0^{num} (Hz)	-	0,76	1,07	0,81

TAB. 2.8 – Comparaison des fréquences mesurées et calculées du fondamental de flexion pour les arbres (S2.s), (S2.d) et (S3)

Le module d'élasticité du bois est une des causes pouvant expliquer l'erreur de prédiction sur f_0 . La forte variabilité inter-arbre des propriétés du bois est largement connue au sein d'une même essence [73]. L'erreur sur f_0 peut aussi s'expliquer par une mauvaise estimation de la masse de (S2.S) et (S3) ou par un comportement d'ancrage différent de l'arbre (S1). En l'absence de mesure des éventuelles sources d'erreur, la méthode de calibration proposée s'en tient à l'hypothèse de variations de E entre les arbres (Tab. 2.9).

$(E; K_{sol})$ (GPa; Nm rad ⁻¹)	(S2.s)	(S2.d)	(S3)
sans calibration	(1,12 ;342)	(1,12 ;342)	(1,12 ;342)
avec calibration	(1,51 ;342)	(2,52 ;684)	(0,93 ;342)

TAB. 2.9 – Comparaison des propriétés élastiques des arbres (S2.s), (S2.d) et (S3) avant et après calibration

La calibration du modèle pour (S2.d) s'est révélée plus délicate. Sans calibration (S2.d), la valeur de f_0 prédite pour (S2.d) est inférieure de plus de 25% à la valeur mesurée. Une calibration sur le seul paramètre E ne suffit pas pour retrouver la valeur expérimentale de f_0 . Le paramètre K_{sol} de rigidité en rotation de l'ancrage a été recalibré dans le même temps.

La calibration de (S2.d) a tout d'abord été effectuée sur la tige seule pour laquelle la mesure de f_0 était de 1,98 Hz. Pour que le modèle renvoie une fréquence équivalente, il faut une valeur de E_T égale à 2,52 GPa, soit 66% plus élevée que la valeur de E calibrée pour l'arbre (S2.s) et une rigidité d'ancrage K_{sol} égale à 684 Nm rad⁻¹, soit le double de la valeur initiale. L'augmentation

de E s'explique relativement bien car d'une part, le bois produit à l'automne se trouve être du bois final, connu pour avoir un module d'élasticité notablement plus élevé que le bois de printemps et d'autre part, certaines propriétés du bois juvénile telle que E augmentent rapidement d'année en année. Le bois produit lors de la dernière année de croissance de l'arbre (S2) est alors le plus rigide. L'augmentation de K_{sol} peut éventuellement s'expliquer par une altération des propriétés du sol entre la fin de l'été et le début de l'hiver (*e.g.* humidité, cohésion).

Le modèle a ensuite été calibré à partir de la tige et des a2. En choisissant, le module d'élasticité des branches tel que $E_B = E_T$, le modèle prédit alors $f_0 = 1,23$ Hz. Par contre, si $E_B = 1,51$ GPa, *i.e.* la valeur calibrée pour le bois de Septembre, on observe alors une gain en précision sur f_0 : le modèle prédit 1,16 Hz soit une erreur relative de 8% par rapport à la mesure contre 15% précédemment.

En appliquant $E_T = 2,52$ GPa, $E_B = 1,51$ GPa et $K_{sol} = 684$ Nm rad⁻¹ à l'arbre (S2.d) complet, le modèle prédit une valeur de $f_0 = 1,07$ Hz contre une valeur expérimentale de $f_0 = 1,03$ Hz. Il existe donc une erreur résiduelle de prédiction après calibration du modèle de (S2.d). Celle-ci est néanmoins inférieure à 4% et devrait permettre de calculer l'histoire des déplacements avec une précision acceptable pour déterminer le coefficient d'amortissement.

2.6.2 Etude des autres modes

L'extraction modale a en outre permis de quantifier la fréquence du second mode de flexion de la tige. Les valeurs de f_1 calculées pour l'arbre (S1) complet et les autres arbres après calibration sont données dans le tableau 2.10.

	(S1)	(S2.s)	(S2.d)	(S3)
f_1 (Hz) mesurée	2,14	2,61	3,30	2,98
f_1 (Hz) calculée	1,90	2,59	n/a	3,04

TAB. 2.10 – Comparaison des fréquences mesurées et calculées pour le second mode de flexion des jeunes arbres

Les valeurs prédites de f_1 semblent indiquer que le second mode observé lors des essais est bien le second mode de flexion de la tige. Le cas de l'arbre (S2.d) forme une exception car nous n'avons pas pu déterminer numériquement la fréquence du second mode. L'imprécision sur f_1 n'est pas seulement imputable au modèle mais aussi aux valeurs expérimentales déterminées à partir d'un nombre trop faible de points en raison de l'échantillonnage à 10 Hz du signal. Cette

considération étant faite, la qualité de la prédiction apparaît néanmoins acceptable pour les arbres (S2.s) et (S3).

Pour chaque arbre un grand nombre de modes s'intercalent entre le premier et le second mode de flexion de la tige. Ces modes correspondent aux vibrations de branches individuelles ou d'un groupe de branches. Pour l'arbre (S1), il s'agit de près de 100 modes de vibration dont la fréquence est comprise entre f_0 et f_1 (Fig. 2.11). Pour l'arbre (S2.s), il s'agit de 140 modes et pour l'arbre (S3) plus de 200 modes. La théorie de Scannell ([63]) selon laquelle la fréquence du premier mode de flexion des branches d'un ordre donné équivaut à la fréquence du second mode de leur branche parente ne se vérifie donc pas pour les jeunes pins. L'hypothèse a aussi été remise précédemment en question par Moore [49] pour des sapins de Douglas adultes (*Pseudotsuga menziesii*).

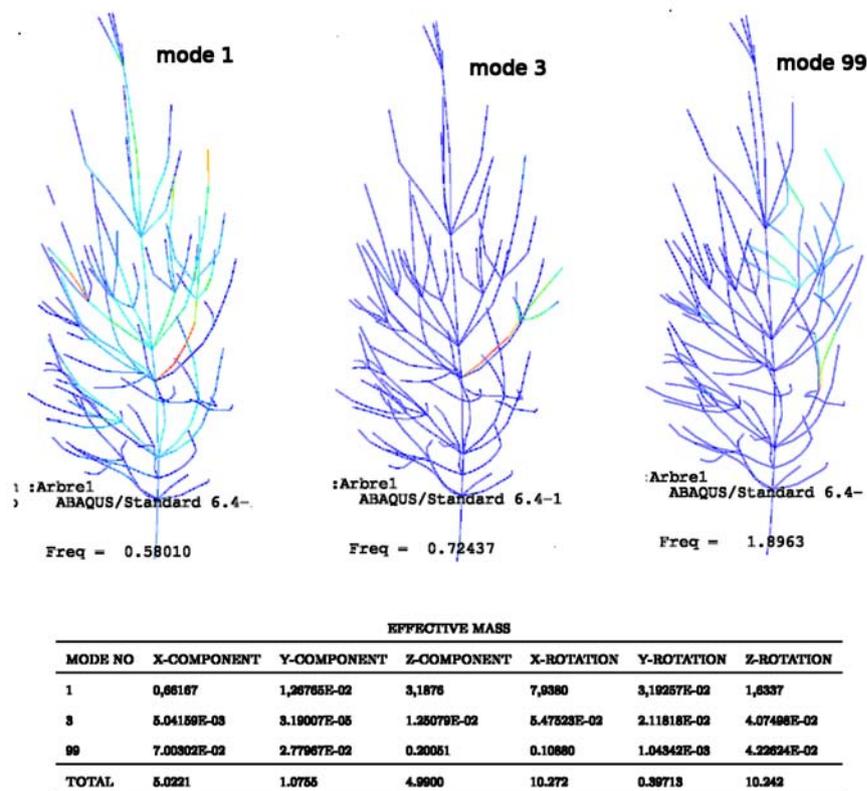


FIG. 2.11 – Illustration des modes propres de l'arbre (S1) : mode fondamental de flexion de la tige, mode d'une branche et second mode de flexion de la tige.

L'analyse numérique ne fait pas montre d'un mode de torsion mais de plusieurs dont la

participation n'excède jamais 15 % du moment d'inertie total en torsion. Ces modes sont étroitement liés à des modes de vibration d'un groupe de branches. Leur fréquence propre est toujours supérieure au mode dominant de la structure et de la tige.

Pour les arbres (S1), (S2.s) et (S3), le mode fondamental de flexion de la tige domine avec une masse effective égale à 50% de la masse totale des arbres.

Dans le cas de l'arbre (S3) en particulier, les deux modes fondamentaux de flexion associés aux deux branches constitutives de la fourche ne sont pas négligeables. Leurs masses effectives cumulées correspondent à un peu plus de 5% de la masse totale, *i.e.* équivalentes en terme de participation au second mode de flexion de la tige (6%).

Pour chaque arbre, la masse effective cumulée des 250 premiers modes correspond à approximativement 75% de la masse totale. Cela apparaît comme étant trop faible pour prédire avec une précision acceptable les déplacements par la méthode de superposition modale. Nous avons alors préféré l'emploi de la méthode d'intégration directe. L'arbre (S2.d) forme un cas à part en ceci que la masse effective de son mode fondamental constitue à elle seule 90% de la masse totale de la structure. La même méthode de résolution que celle retenue pour les autres arbres a néanmoins été utilisée afin de ne pas introduire de biais numérique entre les essais.

Les essais en oscillations libres simulés ont mis en évidence une participation du second mode de flexion dans la réponse en déplacements. Celle-ci est par contre largement sous-estimée par rapport à ce qui a été observé dans les réponses expérimentales.

2.6.3 Composantes de l'amortissement

Il a été possible de quantifier numériquement la participation relative de différentes sources d'amortissement telles que les aiguilles, le bois et le sol en réalisant trois essais numériques successifs sur l'arbre (S1) complet. Pour chacun des essais numériques, une seule source d'amortissement était non-nulle.

	Aiguilles	Bois	Sol
ξ_0	79%	10%	11%

TAB. 2.11 – Participation relative des différentes sources d'amortissement pour ξ_0 de l'arbre (S1)

Les aiguilles dominant largement et sont à l'origine de 80% des effets dissipatifs (Tab. 2.11). Cette évaluation s'avère supérieure à l'estimation faite *in situ* (cf. Chapitre 1) où 60% de l'amor-

tissement global leur était attribué. Dans le cas présent, l'influence des composantes est calculée à partir de l'arbre complet. Dans le cas précédent, l'estimation reposait sur la comparaison de l'arbre avec aiguilles et sans aiguille. La structure n'était alors pas directement comparable, en termes de masse notamment, ce qui peut expliquer l'écart dans l'estimation du rôle de chaque élément.

Le frottement entre le sol et les racines, d'une part, et les frictions internes au matériau bois d'autre part, ont une participation équivalente et faible, de l'ordre de 10% de l'amortissement global des mouvements de la structure.

Le modèle numérique n'a pas été en mesure de reproduire l'anisotropie observée sur site pour l'arbre (S1) avec ses aiguilles. Cela résulte sans doute d'un défaut de modélisation lié aux hypothèses simplificatrices sur l'amortissement aérodynamique. En effet, nous avons supposé celui-ci linéaire et proportionnel à la masse d'aiguilles alors qu'il est en réalité de forme quadratique et proportionnel à la surface d'aiguilles. Pourtant, même cette dernière formulation est partiellement inexacte et incapable de retranscrire la complexité du processus physique, l'amortissement dépendant par exemple de l'amplitude des déplacements, du mouvement des aiguilles et de la micro-turbulence.

Un essai numérique a été effectué pour l'arbre (S1) doté de toutes ses branches mais sans feuillage. Le coefficient d'amortissement ξ_0 prédit par l'essai numérique est égal à 0,047, donc supérieur à la valeur mesurée de 0,041. Néanmoins, dans le modèle comme lors des essais expérimentaux, ξ_0 est plus faible lorsque les a3 sont présents que lorsqu'ils sont absents. Cela tend à confirmer que les a3 ont bien un impact négatif sur l'amortissement.

Les valeurs des paramètres α_{aig} , α_{bois} et c_{sol} obtenues pour l'arbre (S1) ont finalement été reprises pour effectuer des essais numériques sur les autres arbres. Les valeurs moyennes de ξ_0 renvoyées par le modèle sont alors proches de celles qui ont été mesurées (cf. 2.12).

	(S2.s)	(S2.d)	(S3)
ξ_0 mesuré	0,064	0,051	0,062
ξ_0 calculé	0,064	0,056	0,059

TAB. 2.12 – Valeurs mesurées et calculées de ξ_0 pour de jeunes pins maritimes

Les résultats tendent à montrer qu'il y a peu de variabilité des paramètres utilisés pour modéliser l'amortissement entre les arbres étudiés. Il est cependant nécessaire de déterminer

avec une précision suffisante la distribution de masse d'aiguilles et de bois au sein de chaque houppier. Rappelons que le modèle numérique, s'il délivre une qualité prédictive acceptable pour les valeurs moyennes de ξ_0 , est néanmoins incapable de reproduire le caractère anisotrope de ξ_0 .

2.6.4 Simplification du modèle

De nombreux modèles développés dans le passé utilisent une description simplifiée des branches où celles-ci sont en général modélisées par leur seule masse. Nous avons souhaité comparer une telle approche avec celle consistant à modéliser tous les axes ligneux du système aérien par des corps élastiques (ici des éléments de poutre). La comparaison inclut en outre un modèle où les branches sont représentées par des corps indéformables. Ces corps, s'ils ont une rigidité infinie, n'en conservent pas moins les mêmes propriétés de masse (valeur et distribution dans l'espace) que des éléments déformables.

Le tableau 2.13 montre les valeurs prises par f_0 pour chaque type de modélisation retenu.

f_0	a3	a2 et a3
corps déformables		0,58
masses ponctuelles	0,59	0,72
corps indéformables	0,58	0,63

TAB. 2.13 – Valeurs calculées de f_0 pour des modèles simplifiés du houppier de l'arbre (S1)

Lorsque seuls les axes d'ordre 3 sont modélisés de manière simplifiée, l'erreur relative sur f_0 est négligeable et ce quelle que soit l'approche. Ceci peut être attribué à une importance limitée des a3 d'un point de vue structural (masse et rigidité) par rapport à l'ensemble de la structure. Au contraire, l'erreur devient significative quand l'ensemble des branches est modélisé par des corps rigides (9%) et importante quand il est modélisé par des masses ponctuelles (24%). La distribution de masse dans l'arbre lors d'une modélisation par corps indéformables reste inchangée. Dans le cas des masses ponctuelles, on peut attribuer l'accroissement sensiblement plus important de f_0 par le fait de placer les masses aux points d'insertion des branches. Cela a pour effet d'abaisser le centre d'inertie de la structure.

La mise au point d'un modèle simplifié pour prédire la fréquence naturelle des arbres (*e.g.* pour un modèle de type peuplement) tirera avantage d'une modélisation des branches par corps rigides. Cela nécessite par contre de décrire fidèlement le système aérien de la plante, ce qui peut se révéler fastidieux à l'échelle d'un arbre adulte. Dans le cadre d'une étude du comportement de

l'arbre sous l'action du vent, où les efforts sont cette fois transmis des branches d'ordre le plus élevé vers le tronc, la question de la simplification du houppier reste totalement ouverte.

Nous avons ensuite cherché à estimer l'amortissement induit par les oscillations des branches. A cette fin, un essai numérique en oscillations libres a été effectué à partir du modèle où toutes les branches sont décrites par des corps indéformables. La valeur de ξ_0 ainsi obtenue est de 0,046 soit moins de la moitié de celle obtenue avec le modèle où les branches sont déformables (0,098). Nous avons déjà vu que le mouvement des branches s'opposait au mouvement de la tige (cf. 2.3.3). Les oscillations des branches, dès lors que celles-ci sont indéformables, sont entièrement gouvernées par les oscillations de la tige (sans déphasage). Les branches ont alors tendance à entraîner la tige. Il nous semble cependant peu vraisemblable que ce phénomène à lui seul puisse être responsable d'une telle diminution de l'amortissement. Les branches ne se déformant plus, leur vitesse de déplacement ne correspond plus à la somme de leur vitesse relative et de la vitesse d'entraînement mais à la vitesse d'entraînement seule. L'amortissement étant modélisé comme directement proportionnel à la vitesse de déplacement, cet aspect peut aussi expliquer la diminution de ξ_0 qui est observée.

2.7 Conclusion

Les résultats de simulations illustrent le bon comportement du modèle numérique pour prédire les fréquences oscillatoires de l'arbre.

La prédiction requiert toutefois de connaître avec une précision acceptable la biomasse et la rigidité des éléments du système étudié. Dans les cas où l'un des deux paramètres, voire les deux, étaient estimés ou sujets à hypothèse, on observe un biais non négligeable dans la prédiction des fréquences propres. L'erreur relative par rapport aux valeurs expérimentales peut alors atteindre jusqu'à 25 %. La connaissance précise de la morphologie de l'arbre ne suffit donc pas pour déterminer les fréquences oscillatoires d'arbres.

Au contraire, lorsque les propriétés du bois et l'architecture de l'arbre sont issues de la mesure, le modèle prédit de façon réaliste les caractéristiques dynamiques de la structure. Ainsi on essaiera dans la mesure du possible de déterminer expérimentalement la masse volumique et le module d'élasticité longitudinal du bois de l'arbre modélisé lors d'études à venir.

En matière d'amortissement, le modèle numérique révèle un bon comportement quantitatif. A partir de paramètres calibrés sur un arbre de référence, la valeur moyenne du coefficient d'amortissement prédite pour les autres arbres présente une erreur relative toujours inférieure à 10 %.

En résumé, la méthode des Eléments Finis s'est avérée concluante pour évaluer les caractéristiques dynamiques des arbres étudiés. Le modèle a cependant montré ses limites pour reproduire des phénomènes observés sur site parmi lesquels l'anisotropie du coefficient d'amortissement et la participation du second mode de flexion. De telles limites peuvent être attribuées aux hypothèses simplificatrices posées d'une part pour décrire le matériau bois et d'autre part les processus dissipatifs mis en jeu au cours du balancement de l'arbre.

L'usage des simulations numériques a par ailleurs permis d'approfondir les résultats expérimentaux.

On note que le feuillage est responsable de 80% de l'amortissement des mouvements de l'arbre. L'amortissement induit par le système racines/sol et celui induit par la viscosité du matériau bois ont un poids réduit et équivalent.

Le modèle numérique a permis de reproduire l'influence négative de la présence des a3 sur l'amortissement, confirmant de fait l'existence lié à la topologie de la plante.

Enfin, la participation des branches en mouvement aux forces dissipatives a été mise en évidence pour les jeunes arbres. En présence du feuillage, l'influence de l'oscillation des branches sur la capacité de la structure à dissiper rapidement le mouvement s'avère conséquente.

L'approche numérique souligne le rôle joué par l'architecture aérienne dans la dynamique des arbres. La réponse en oscillations libres de l'arbre ne se réduit cependant pas à ce seul facteur. En outre, la recherche des caractéristiques dynamiques d'un arbre ne suffit pas pour évaluer sa stabilité au vent. La prise en compte de l'écoulement atmosphérique s'avère indispensable pour appréhender cet aspect.

Comportement d'un épicéa de Sitka sous sollicitation aérodynamique

3.1 Introduction

L'analyse des caractéristiques dynamiques de l'arbre constitue un premier pas pour évaluer sa réponse au vent. La prise en compte de l'action des forces extérieures sur la structure forme la seconde étape. Celle-ci permet de déterminer l'histoire du chargement auquel sont soumis l'ancrage et la tige de l'arbre. En comparant, par exemple, l'histoire des contraintes dans la tige à la contrainte à rupture du bois, il devient possible de déterminer si le tronc va casser et, si oui, à quel moment. L'ajout de l'action du vent dans le modèle permet en outre d'analyser dans quelles conditions s'opère la mise en mouvement de l'arbre.

L'étude du régime oscillatoire de l'arbre sous sollicitation aérodynamique se fait au moyen du modèle Eléments Finis précédemment développé au chapitre 1. L'objectif de l'étude est d'évaluer l'aptitude du modèle à reproduire le comportement dynamique d'un arbre *in situ* sujet à des vents violents. Pour ce faire, le modèle numérique est appliqué à un épicéa de Sitka (*Picea Sitchensis*) avec des vitesses de vent et des mouvements induits mesurés. Les déplacements expérimentaux sous chargement statique et dynamique sont comparés aux résultats des simulations. Le modèle numérique fait appel à plusieurs niveaux de description de l'architecture aérienne, du plus grossier au plus fin. Les données géométriques et matérielles utilisées pour modéliser l'arbre sont directement issues de la mesure.

3.2 Application du modèle

Le problème mécanique est similaire à celui rencontré au chapitre précédent si ce n'est qu'un terme supplémentaire est ici introduit dans les équations du mouvement. Ce terme correspond à l'action des forces extérieures. Il s'agit ici des forces de traînée aérodynamique auxquelles sont soumises les structures prises dans l'écoulement atmosphérique. En première approche, les forces de portance ne sont pas considérées et, sauf indication contraire, les forces gravitationnelles non plus.

3.2.1 Paramétrage du modèle

Choix de l'arbre modélisé

L'arbre retenu pour effectuer la modélisation est un épicéa de Sitka provenant du peuplement de Rivox (Forestry Commission, Ecosse). Il a été choisi pour sa proximité du mât de mesure anémométrique en raison de la nature grandement localisée des trames de vitesses de vent en peuplement forestier. En effet, les chances que les rafales enregistrées coïncident avec les rafales auxquelles l'arbre est soumis faiblissent rapidement à mesure que la distance croît entre l'arbre et les anémomètres.

Auparavant, l'arbre avait fait l'objet d'une étude expérimentale sur les interactions du vent et du mouvement des arbres [24]. Lors de l'étude, des capteurs de déplacements (PST-900A, LCM Systems, Royaume-Uni) équipaient la tige de l'arbre à des hauteurs respectives de 2, 4, 6 et 8m. Un nombre important de données est ainsi disponible sur son comportement sous chargement aérodynamique.

L'arbre modélisé, référencé arbre n° 2 dans [24], mesurait 13,2 m de haut et son diamètre à 1,30 m valait 17,6 cm. Il était âgé de 26 ans et sa masse totale était de 161,4 kg dont 20% étaient constitués de branches et de feuillage.

Maillage de la structure

La tige de l'arbre est discrétisée en éléments de poutre longs de 0,5 m. La discrétisation des branches varie selon les essais numériques effectués. Les branches sont décrites soit par des masses ponctuelles attachées à la tige en leur point d'insertion soit par des éléments analogues à ceux utilisés pour décrire la tige longs de 0,2 m. Les axes ligneux dont l'ordre de ramification est supérieur ou égal à trois ainsi que les aiguilles ne sont pas décrits explicitement. Leur masse est

néanmoins intégrée dans celle des axes d'ordre 2.

L'arbre retenu pour l'étude a déjà fait l'objet d'une modélisation antérieure par Kerzenmacher et Gardiner [41]. Le tronc y était discrétisé par un ensemble de corps rigides reliés par des connecteurs déformables de type ressort-amortisseur. Signalons que notre approche va à l'opposé puisque la structure y est décrite par des corps déformables et liés entre eux de façon rigide, ce qui se rapproche de la réalité physique.

Caractérisation de la tige

La géométrie et la masse de la tige sont détaillées dans le tableau 3.1.

Segment	L (m)	d_{moy} (cm)	M_{tige} (kg)	M_{bra} (kg)
1	1	18,4	20,4	-
2	1	17,5	18,4	-
3	1	16,6	16	-
4	1	15,6	14	-
5	1	14,6	12,5	-
6	1	13,6	11,3	-
7	1	13,1	9,8	3,5
8	1	12,8	8,2	7,2
9	1	11,4	6,6	5,6
10	1	10,0	4,7	4,5
11	1	9,5	2,8	8,1
12	1	7,6	1,1	6,6
13	1,2	2,7	0,2	-

TAB. 3.1 – Dimensions et masse du tronc de l'arbre modélisé

Le module d'élasticité longitudinal de la tige, E_T , a été mesuré [22] égal à 6,35 GPa. Cette valeur est obtenue en considérant que l'ancrage de l'arbre est parfaitement encasté dans le sol. Si, au contraire, on considère que la plaque racinaire présente un comportement flexible [51], on obtient alors $E_T = 7,85 \text{ GPa}$ et une rigidité en rotation de l'ancrage, K_{sol} , égale à 634 kNm rad⁻¹. La valeur moyenne de la masse volumique du bois de la tige, ρ_{tige} , a été calculée égale à 765 kg m⁻³.

La fréquence amortie du mode fondamental de l'arbre a été mesurée [22] égale à 0,48 Hz. Le coefficient d'amortissement de ce même mode, ξ_0 , a été mesuré égal à 0,216. Comme $\xi_0 > 0,2$, on ne peut pas négliger le rôle de l'amortissement sur la fréquence. On détermine la valeur de la

fréquence non-amortie f_0 à partir de :

$$f_0^a = f_0 \sqrt{1 - \xi_0^2} \quad (3.1)$$

L'application numérique donne $f_0 = 0,49$ Hz, *i.e.* $\omega_0 = 3,09$ rad s⁻¹. Seul le paramètre α est utilisé pour modéliser l'amortissement (cf. eq. 1.10) car le problème est dominé par les basses fréquences :

$$\xi_0 = \frac{\alpha}{2\omega_0} \quad (3.2)$$

Le coefficient α prend alors la valeur de 1,335. On pose $\beta = 0,001$ plutôt qu'une valeur nulle pour éviter l'apparition de bruit numérique haute fréquence car les déplacements sont calculés avec un opérateur explicite.

Reconstruction biométrique et architecturale du houppier

Les données disponibles pour les branches sont :

- la masse de branches portée par chaque segment de tige long de 1 m.
- le diamètre individuel à l'insertion des branches.

Ceci se révèle insuffisant pour mailler les branches par des éléments de poutre. Ces données ont été extrapolées et complétées au moyen de relations et d'observations faites pour l'épicéa de Sitka.

La masse individuelle de chaque branche est déterminée par une relation empirique établie par Milne [48] et qui s'exprime :

$$m = 4,46d^2 - 63,87d + 262,54 \quad (3.3)$$

où m est la masse de la branche en g et d le diamètre à l'insertion de la branche en cm.

Une fois la masse de chaque branche ainsi déterminée à partir de son diamètre à l'insertion, il est possible d'en déduire la longueur à partir de la relation suivante :

$$m = 0,45l \quad (3.4)$$

Cette relation a été établie à partir de six épiceas de Sitka situés à Rivox pour lesquels les longueurs de branche étaient disponibles ainsi que leur masse. La valeur moyenne de la constante

reliant m à l (0,45) s'accompagne d'un écart-type de 0,03.

On dispose alors de données suffisantes pour dimensionner les branches individuellement. Leur position dans l'espace reste cependant inconnue. Afin d'établir celle-ci, il est nécessaire de connaître les valeurs moyennes de l'angle d'insertion, de l'angle de phyllotaxie et de la distance entre deux verticilles.

D'après les observations architecturales faites sur l'épicéa de Sitka, l'angle d'insertion d'une branche dans la tige prend la valeur moyenne de 70° . Ne disposant d'aucune observation relative à l'angle de phyllotaxie, la valeur de celui-ci a été prise égale à zéro. La distance entre deux verticilles est égale à la longueur d'une unité de croissance (UC), sauf cas de polycylisme. Etant donné la hauteur de l'arbre (13,2 m) et son âge (26 ans), il a semblé cohérent de fixer la longueur moyenne d'UC égale à 0,5 m.

Les valeurs de E et de α manquantes pour caractériser le matériau des branches ont été fixées égales à celles du matériau de la tige. A partir de l'ensemble de ses données, il est désormais possible de reconstruire le houppier de l'arbre modélisé de façon approchée. La reconstruction s'accompagne bien évidemment d'imprécision puisque les expériences réalisées sur l'arbre n'avaient pas dès le départ pour but d'étudier le rôle des branches. L'erreur introduite par l'utilisation de la relation 3.3 semble toutefois acceptable au regard de la distribution de biomasse le long de la tige (Tab. 3.2). On note que les plus grands écarts sont dans le sommet de l'arbre.

Section	M_{msr} (kg)	M_{num} (kg)	Erreur relative
7	3,5	3,48	< 1%
8	7,2	7,11	1,3%
9	5,6	5,4	3,6%
10	4,5	4,23	6%
11	8,1	7,8	4,7%
12	6,6	6,02	8,8%
Total	35,5	34,02	4,8%

TAB. 3.2 – Comparaison entre les masses mesurée et calculée des branches portées par chaque segment de tige de l'arbre modélisé

Le houppier reconstruit est constitué de plusieurs verticilles, chacun d'eux étant composé d'un groupe de quatre ou cinq branches importantes (*i.e.* $L > 1$ m) et d'un groupe de branches mineures (*i.e.* $L < 0,5$ m). Les branches majeures au sein d'un verticille ont été orientées de façon à être également disposée sur le diamètre de la tige ; les branches mineures venant alors

s'insérer entre les branches de dimensions plus conséquentes. Cette disposition a été effectuée avec le souci de ne pas générer un houppier par trop asymétrique.

Trainée aérodynamique

Les forces de trainée aérodynamique $T(z,t)$ auxquelles l'arbre est soumis varient en fonction de la hauteur d'application et de la variable temporelle. Elles s'expriment par l'équation suivante :

$$T(z,t) = \rho_{air} \frac{A(z)C_d(z)}{2} |u(z,t)|u(z,t) \quad (3.5)$$

Il s'agit d'une formulation simplifiée des forces de trainée qui n'inclut pas le mouvement relatif de la structure. L'hypothèse simplificatrice est conservée à des fins de comparaison avec le modèle précédemment appliqué au même arbre [41].

Pour des vitesses basses d'écoulement, *i.e.* inférieure à 100 m s^{-1} , les effets de compressibilité sont négligeables (Axisa [4]). La masse volumique du fluide est alors choisie constante, prenant ici la valeur $\rho_{air} = 1,27 \text{ kg m}^{-3}$.

Sur la base des mesures d'aire foliaire réalisées par Milne et Brown [48], une distribution gaussienne $G(z)$ de l'aire d'aiguilles en fonction de la hauteur a été établie par Kerzenmacher et Gardiner [41]. L'aire $A(k)$ du segment de tige de hauteur $k = 0, 1, \dots, h$ vaut alors :

$$A(k) = G(k)A_{tot} \quad (3.6)$$

Avec :

$$G(k) = \frac{0,0979}{0,1234\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{k-0,6553}{0,1234} \right)^2} \quad (3.7)$$

Et :

$$A_{tot} = LAI.D^2 \quad (3.8)$$

D'après Milne et Brown [48], l'index d'aire foliaire (LAI) valait 10,9 pour le peuplement de Rivox et l'espacement moyen entre deux arbres, D , y était de 1,73 m.

Le coefficient de trainée C_d a été déterminé en utilisant la méthode décrite par Amiro [2] qui utilise la relation suivante :

$$C_d(z) = \frac{\partial \tau}{\partial z} \frac{1}{\rho_{air} A(z) \bar{u}^2} \quad (3.9)$$

Les profils verticaux des contraintes de Reynolds $\tau = \rho_{air} \overline{u'w'}$ qualifient le cisaillement de l'é-

coulement au niveau la canopée. Plus le couvert végétal est dense, plus le cisaillement est marqué. D'après les profils mesurés [23] de $\overline{u'w'}$ et de u , on obtient la meilleure corrélation sur A entre les relations 3.6 et 3.9 pour les valeurs de C_d suivantes :

$$C_d = \begin{cases} 0,1 & \text{pour } z > 8 \\ 0,2 & \text{pour } z < 8 \end{cases} \quad (3.10)$$

Il ne reste plus qu'à déterminer $u(z, t)$ pour connaître les forces de traînée aérodynamique qui s'appliquent à la structure.

Distribution verticale des vitesses de vent

Deux distributions verticales de $u(z, t)$, la composante du vecteur vitesse dans le sens du vent dominant, ont été exploitées pour les besoins de la simulation.

Dans le premier cas, un profil de vent moyen exponentiel caractéristique de l'intérieur d'un peuplement a été utilisé. La distribution verticale de $u(z, t)$ est donnée par la loi suivante [9] :

$$u(z, t) = u(h, t)e^{a(\frac{z}{h}-1)} \quad (3.11)$$

La vitesse au sommet de l'arbre $u(h, t)$ est donnée par les vitesses mesurées par un anémomètre à hélice 3 axes (RM Young, Traverse City, EUA) situé à une hauteur de 13,07 m sur le mât. Le facteur d'atténuation a , qui décrit quantitativement les variations de densité de houppier, prend la valeur de $a = 6$ pour le peuplement forestier de Rivox [38].

Dans le second cas, le profil a été calculé à partir des vitesses de vent mesurées par trois anémomètres de hauteurs respectives 7, 13 m, 11, 40 m et 13,07 m. Les trois composantes des vitesses de vent u (direction du vent dominant), v (direction transverse) et w (direction verticale) ont dans ce cas été utilisées. Les vitesses de vent aux hauteurs intermédiaires (Fig. 3.1) ont été interpolées linéairement entre les points de mesure. La vitesse du vent au niveau du sol a été supposée nulle.

La comparaison du modèle avec les résultats expérimentaux a été effectuée avec les données de vent du 21 Décembre 1988. Ce jour-là, la vitesse moyenne du vent dominant était de 3,5 m s⁻¹ tandis les rafales atteignaient jusqu'à 14,5 m s⁻¹. Le vent soufflait directement du mât anémométrique vers l'arbre situé 4,65 m plus loin. Pour prendre en compte la distance les séparant, un léger décalage temporel, $\Delta t = 4,65/3,5 = 1.33$ s, a été introduit dans les séries

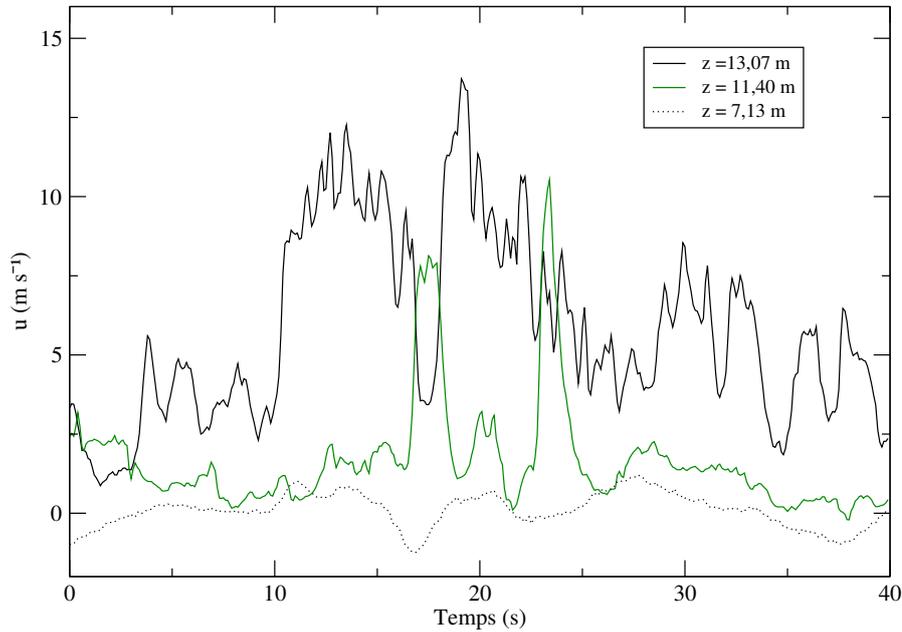


FIG. 3.1 – Vitesses du vent dans la direction du vent dominant à trois hauteurs.

temporelles de déplacements prédites par le modèle, afin de pouvoir les comparer directement aux déplacements mesurés sur site.

Les séries temporelles des vitesses de vent et des déplacements de l'arbre ont été soumises à la transformée continue en ondelettes (TCO). L'ondelette utilisée est l'ondelette de Daubechery du 4^e ordre (db4) [32]. La représentation de ces variables dans le domaine temps-échelle a facilité l'identification des variations énergétiques et des singularités dans les signaux étudiés.

3.2.2 Niveaux de description

Analyse statique du comportement de l'arbre

La flexibilité de l'épicéa a été évaluée sur site en appliquant une force de 579 N sur sa tige à une hauteur de 10 m au moyen d'un treuil. Les conditions de chargement ont été reproduites dans les simulations avant d'entreprendre les analyses dynamiques. La structure a été modélisée de quatre manières différentes :

- ❶ Les branches sont décrites par des masses ponctuelles ; les forces gravitationnelles sont ignorées ; $E_{bois} = 7,85 \text{ GPa}$.
- ❷ Les branches sont décrites par des masses ponctuelles ; les forces gravitationnelles sont

ignorées ; $E_{bois} = 7,12$ GPa.

- ③ Les branches sont décrites par des masses ponctuelles ; les forces gravitationnelles sont prises en compte ; $E_{bois} = 7,85$ GPa.
- ④ Les branches sont décrites par des éléments de type poutre ; les forces gravitationnelles sont prises en compte ; $E_{bois} = 7,85$ GPa.

Pour chaque cas, la connexion au sol a été considérée flexible avec une rigidité en rotation de valeur $K_{sol} = 634$ kNm rad⁻¹. Les analyses ont été conduites en prenant en compte la non-linéarité géométrique.

Réponse en fréquence de l'arbre

Nous avons étudié la réponse en fréquence de l'arbre modélisé en sus de l'analyse statique avant d'effectuer les essais sous forçage aérodynamique. Il s'avère nécessaire de vérifier que les caractéristiques dynamiques de la structure modélisée sont comparables à celles de la structure réelle. L'extraction des valeurs propres du système est faite par l'algorithme de Lanczos. On s'intéresse ici uniquement à la fréquence du mode fondamental de flexion, le coefficient d'amortissement étant issu de la mesure. On cherche à qualifier l'influence du niveau de description utilisé pour mailler la structure sur la qualité prédictive du modèle.

Trois niveaux de description sont utilisés, du plus grossier au plus fin. Dans le premier cas, les branches sont modélisées par des masses ponctuelles et la liaison au sol est assimilée à un encastrement parfait. Dans le second cas, la description de la liaison au sol est affinée : un connecteur avec une loi de comportement élastique en flexion vient remplacer l'encastrement. Les branches restent modélisées par des masses ponctuelles. Enfin dans le dernier cas, les branches sont modélisées par des poutres encastrees-libres ; la liaison au sol demeure flexible.

Lors de ces calculs, le module d'élasticité longitudinal de la tige était fixé à 7,12 GPa afin d'intégrer l'action du poids propre de la structure. Lorsque les branches ont été modélisées par des poutres, leur module d'élasticité E_B a été pris égal à celui de la tige en l'absence de valeur mesurée. Dans la réalité, les branches sont vraisemblablement plus souples que la tige car constituées de bois physiologiquement plus jeune [67]. Afin de qualifier les éventuelles erreurs liées à la valeur de E_B , une étude de sensibilité de f_0 à E_B a été effectuée (Fig. 3.2).

3.3 Résultats et discussion

3.3.1 Etudes préliminaires sur la qualité de prédiction du modèle

Comportement statique de l'arbre

Les résultats (Tab. 3.3) mettent en avant le bon comportement du modèle sauf dans le premier cas où le poids propre n'est pas modélisé. L'erreur sur la déformée à 10 m dépasse alors 10 %. Cependant qu'on abaisse artificiellement le module d'élasticité du matériau pour compenser l'absence de poids propre ou qu'on le prenne en compte directement, l'erreur sur la déformée prédite devient acceptable. Un gain de précision supplémentaire est encore observé en modélisant les branches par des poutres bien que celui-ci reste marginal. Dans le cas de l'arbre modélisé, l'ajout de complexité résultant de la description accrue du houppier ne semble pas justifié pour rendre compte du comportement statique.

z (m)	flèche mesurée (cm)	flèche calculée (cm)			
		①	②	③	④
4	16,8	14,5	15,7	16,1	16,3
6	36,2	31,9	34,8	35,6	36
8	64,6	57	62,5	63,6	64,4
10	102,5	89,4	98,5	99,8	101,5

TAB. 3.3 – Déformée de l'arbre sous chargement statique en fonction de la modélisation retenue

Réponse en fréquence de l'arbre modélisé

f_0 (Hz) - mesure	f_0 (Hz) - calcul		
	ancrage rigide	ancrage flexible	ancrage flexible
	branches = masses	branches = masses	branches = poutres
0,49	0,58	0,55	0,51

TAB. 3.4 – Fréquence du mode fondamental de flexion de l'arbre modélisé en fonction du niveau de description du modèle

L'erreur relative sur la valeur de f_0 va décroissante à mesure que la description se rapproche de l'arbre existant comme le montre le tableau 3.4. L'erreur s'élève à 18 % pour le niveau de description le plus grossier. Elle n'est que de 4 % pour le niveau de description le plus fin. Ainsi,

pour la fréquence oscillatoire, et par opposition à la réponse en statique, une description plus fine des branches se traduit par un gain significatif en terme de précision sur f_0 .

Influence de la rigidité des branches sur la réponse en fréquence de l'arbre

On peut observer sur la figure 3.2 que, pour un module d'élasticité longitudinal des branches $E_B \in [3, 56; 14, 24]$ GPa, la fréquence du fondamental de flexion croît faiblement avec E_B . La rigidification des branches conduit à l'accroissement de la valeur de f_0 . L'accroissement est cependant peu marqué car le mode fondamental, qui est alors aussi le mode dominant, correspond au mode de flexion de la tige. C'est donc en très grande partie la rigidité de la tige qui influe sur la rigidité associée au fondamental et par conséquent sur la fréquence de ce mode.

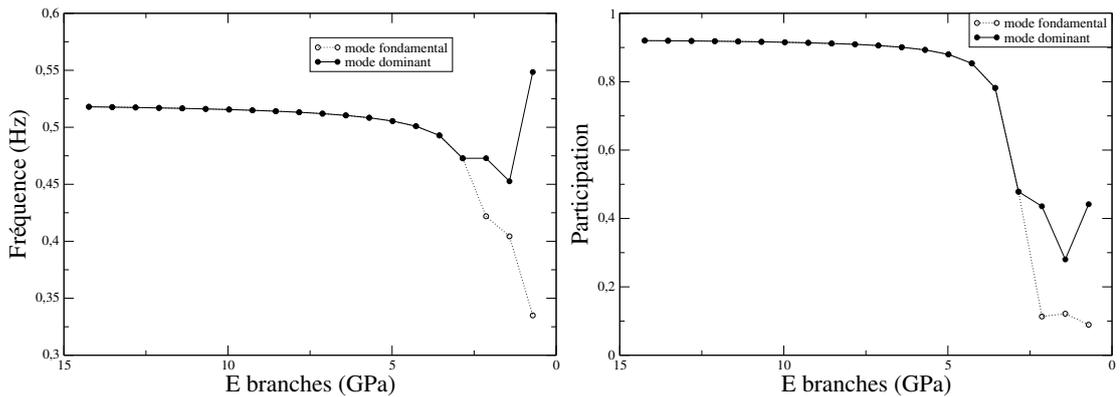


FIG. 3.2 – Evolution de la fréquence et de la participation des modes de flexion de la tige en fonction du module d'élasticité longitudinal des branches.

Pour des valeurs de E_B inférieures ou égales à 40% de E_T , la fréquence et la participation du mode fondamental sont significativement plus faibles. La réponse en fréquence de l'arbre devient composite.

En effet, elle n'est plus dominée par un seul mode mais par deux à trois modes de participation élevée. La masse effective de chacun de ces modes est au minimum supérieure à 10 % de la masse totale de la structure. En outre, la diminution de E_B se traduit par un abaissement de la fréquence des modes de vibration liés aux branches. Tandis que pour des valeurs de $E_B \geq 3,56$ GPa, les modes propres des branches sont de fréquences toujours distinctes et supérieures à celle de la tige, celles-ci deviennent équivalentes voire moins élevées que la fréquence de la tige pour

$E_B < 3,56$ GPa. Des modes complexes apparaissent alors où les déformations de la tige et celles de plusieurs branches sont couplées. Ce phénomène explique la fragmentation modale observée qui augmente à mesure que E_B diminue.

Lorsque le module des branches n'excède pas 10% de celui de la tige, le mode dominant de la structure présente une fréquence de 0,55 Hz. La rigidité des branches devenue très petite en comparaison de celle de la tige, la fréquence du mode dominant dérive quasiment de la seule rigidité de la tige. C'est pourquoi la fréquence est alors très proche de celle calculée pour l'arbre dont les branches sont modélisées par des masses et n'ont donc pas de rigidité, *i.e.* 0,55 Hz.

La nature de la réponse fréquentielle de l'arbre varie donc considérablement en deçà d'une valeur seuil de E_B , ici égale à 3,56 GPa. Il en ressort toute l'importance du choix de E_B en l'absence de valeurs mesurées *in situ*. La réponse en déplacements étant par ailleurs conditionnée par les modes propres de la structure, une valeur inadéquate de E_B peut compromettre la qualité prédictive du modèle numérique. Cet aspect a été précédemment observé par Moore [49] lors de ses simulations conduites sur le sapin de Douglas (*pseudotsuga menziesii*). Les branches d'un arbre sont généralement constituées de bois juvénile et ont un module d'élasticité longitudinal moins élevé que le module moyen de la tige [67]. Afin de rendre compte de cet aspect, la valeur de E_B a été fixée à 85 % de E_T pour les modélisations ultérieures où les branches sont décrites. Ce choix est cohérent avec les fonctions de transfert mécanique obtenues expérimentalement [24] qui ne mettent pas en évidence une réponse multi-modale autour du mode fondamental de la tige.

On note que le rôle important de E_B illustre en fait le rôle de la rigidité en flexion EI des branches où I est l'inertie de la section et dépend du diamètre. Dans le modèle, le diamètre d_B des branches reste fixe. Dans la réalité, c'est à la fois E_B et d_B qui influent sur la rigidité et donc sur l'éventualité d'une réponse modale composite.

Le deuxième mode parfois observé se situe à une fréquence deux à trois fois plus élevée que celle du fondamental et ne présente pas de rapport évident avec les modes relatés dans cette section.

3.3.2 Mouvement de l'arbre sous sollicitation aérodynamique

Modèle simplifié

Dans un premier temps, le modèle où les branches sont décrites par des masses ponctuelles est utilisé pour prédire les déplacements de l'arbre. Les deux profils de vent, exponentiel et interpolé,

sont utilisés pour charger la structure. Les déplacements sont calculés sur une période de 40s où la vitesse de vent peut atteindre jusqu'à $13,7 \text{ m s}^{-1}$.

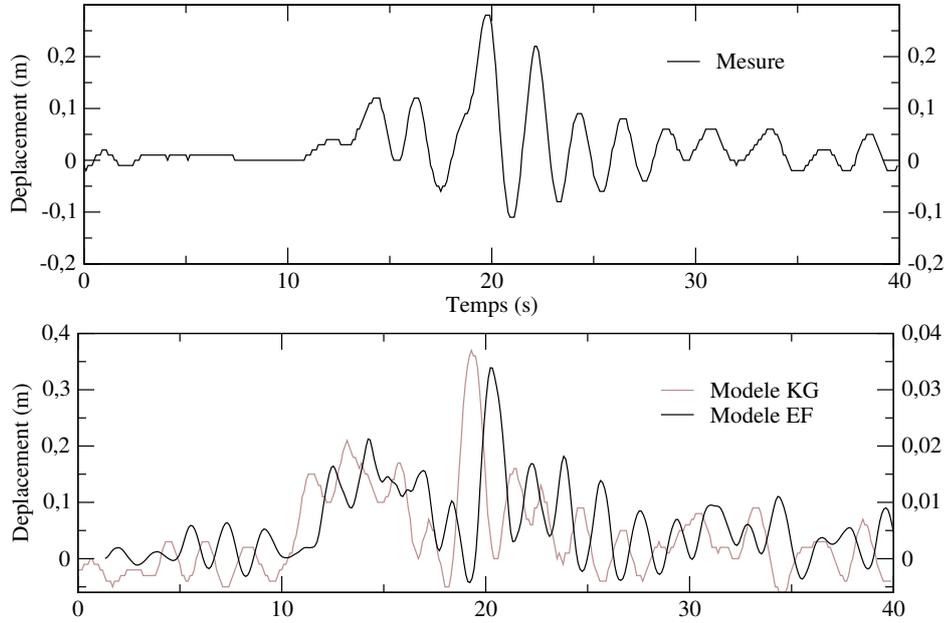


FIG. 3.3 – Comparaison entre les déplacements prédits et mesurés de la tige de l'arbre à $z = 8$ m. (a) Déplacements mesurés et (b) déplacements calculés avec le modèle de Kerzenmacher et Gardiner [41] et avec le modèle *Eléments Finis* pour un profil de vent exponentiel.

Les déplacements prédits par le modèle *Eléments Finis* (EF) avec un profil de vent exponentiel (Fig. 3.3) présentent une trame similaire à ceux prédits par le modèle de Kerzenmacher et Gardiner (KG). L'amplitude des déplacements est cependant bien moindre que celle du modèle KG et celle des déplacements mesurés.

Les moments fléchissants transmis à l'ancrage calculés par les deux modèles sont semblables (Fig. 3.4). La trame temporelle des moments fléchissants du modèle KG est directement proportionnelle à la trame des vitesses de vent. Au contraire, les moments prédits par le modèle EF sont plus lissés et présentent des oscillations plus marquées. Néanmoins, les moments transmis au système racinaire sont du même ordre de grandeur et n'expliquent pas l'écart entre les déplacements prédits par les deux modèles. Ainsi, l'arbre modélisé par *Eléments Finis* se révèle plus rigide que l'arbre modélisé par Kerzenmacher et Gardiner et, dans une moindre mesure, que l'arbre mesuré. L'écart par rapport au modèle KG n'est pas discuté car la rigidité des connecteurs utilisés a été

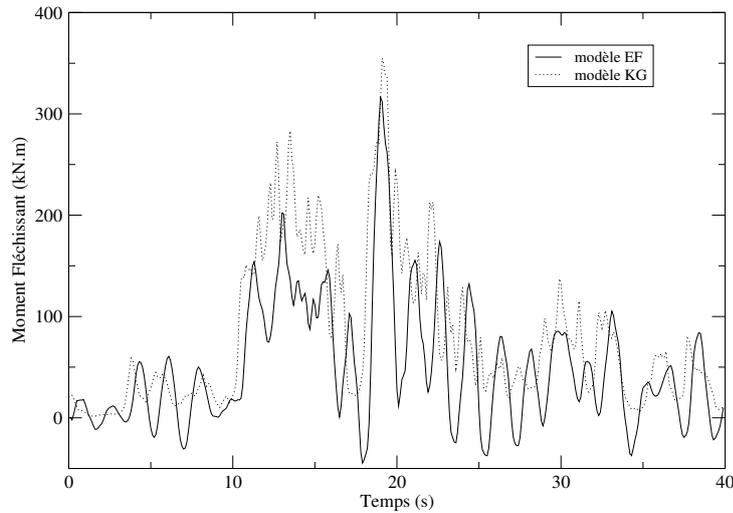


FIG. 3.4 – Moments fléchissants calculés à la base de l'arbre pour deux modèles utilisant un profil de vent exponentiel

ajustée (cf. 3.2.1) pour remplacer l'absence de description des branches. Les causes possibles d'un tel écart avec les déplacements mesurés sont multiples. Il peut résulter, entre autres, d'une mauvaise prise en compte des facteurs suivants :

Le houppier Dans le cas où les branches sont décrites par des masses, la fréquence oscillatoire du système est de 0,55 Hz, soit 12 % plus élevée que celle de l'arbre mesuré. Cette différence peut faire que l'arbre modélisé est moins sensible à l'énergie turbulente du vent. En outre, l'utilisation de masses ponctuelles entraîne la nécessité d'appliquer le chargement à même la tige de l'arbre. Or dans le cas de branches réelles, des moments fléchissants dus à l'élanement des axes viennent se superposer aux effort tranchants transmis à la tige. Des déplacements accrus peuvent alors résulter de ce chargement supplémentaire.

Le poids propre Les forces gravitationnelles ne sont pas appliquées lors de l'analyse dynamique en déplacements. Lors des essais statiques, les effets de la gravité étaient responsables de 10% de la déformée et ce pour une flèche s'élevant à 64,6 cm en $z = 8$ m. Sachant que l'action de la gravité augmente à mesure que l'arbre s'écarte de la verticale et que la flèche mesurée à $z = 8$ m sous l'action du vent ne dépassait pas 30 cm, il apparait peu vraisemblable que le poids propre induise une différence d'un ordre de grandeur, telle qu'observée entre prédiction et mesure. Les déplacements ont cependant été recalculés en incluant la gravité dans l'assemblage des forces extérieures à des fins de vérification. La

simulation prédit alors les mêmes déplacements que ceux de l'analyse précédente, ce qui confirme que l'action de la gravité est négligeable pour des déplacements aussi faibles.

Le chargement aérodynamique Le profil exponentiel théorique du vent moyen peut être inapproprié pour représenter les rafales qui pénètrent la canopée. Un tel profil masque les pics de vitesses de vent mesurés sous le sommet de la canopée. Une autre négligence peut être de ne pas prendre en compte les composantes transverse et verticale du vecteur vitesse.

Les résultats expérimentaux [24] ont montré que les déplacements structuraux de l'arbre choisi pour l'étude étaient le mieux corrélés avec la vitesse du vent à $z = 0,88h$. On effectue alors un essai numérique en utilisant le second profil dérivé des vitesses de vent expérimentales à plusieurs hauteurs dont $z = 0,88h$ (Fig. 3.5). Les déplacements ainsi calculés demeurent bien inférieurs à ceux mesurés. Ils sont cependant significativement plus élevés que ceux calculés avec un profil exponentiel. Leur amplitude accrue est le résultat de vitesses de vent plus élevées aux hauteurs

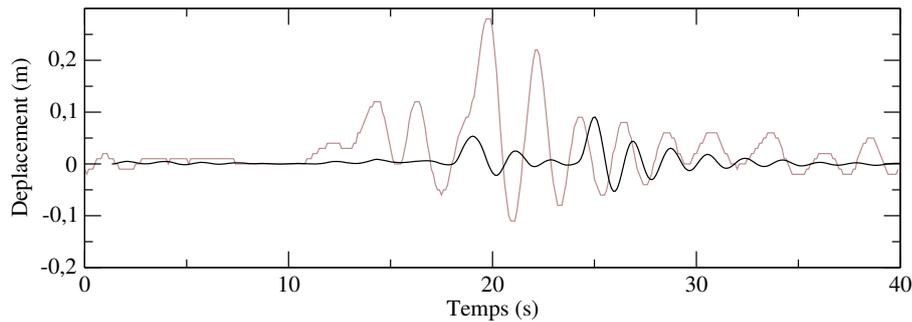


FIG. 3.5 – Déplacement prédit en $z = 8$ m tracé en noir dans le sens du vent pour un profil interpolé à partir des vitesses de vent mesurées à trois altitudes différentes. Les déplacements mesurés, tracés en gris, servent de référence.

intermédiaires où la végétation soumise aux forces de traînée présente une surface exposée plus importante. La trame temporelle des déplacements est altérée en raison du changement de profil de vitesses. Les deux pics de déplacements observés correspondent à l'incidence de deux rafales à la hauteur relative de $z = 0,88h$.

Modèle avec houppier

Les essais numériques sous sollicitation aérodynamique ont été reproduits en utilisant cette fois le modèle où les branches sont décrites par des corps élancés. Afin d'être cohérent avec la modélisation retenue, l'aire des éléments pris dans l'écoulement ne dérive plus de la distribution

gaussienne proposée par Milne mais directement de la position des branches dans l'espace. On suppose que la surface de chaque branche est uniformément répartie sur sa longueur et proportionnelle à celle-ci. Une densité linéique de surface est calculée à partir de l'aire totale du houppier divisée par la longueur totale des branches modélisées. On obtient ainsi la valeur de $0,4 \text{ m}^2 \text{ m}^{-1}$. L'approche a pour effet majeur d'élever le centre de poussée du houppier par rapport au modèle simplifié. Puisque les vitesses de vent sont plus élevées vers le sommet de la canopée, cela a pour effet d'accroître la sollicitation totale qui s'applique à l'arbre. Il en résulte des déplacements accrus comme le montrent les courbes de déplacements (Fig. 3.6) obtenues pour les deux cas de chargement (profil exponentiel et profil interpolé).

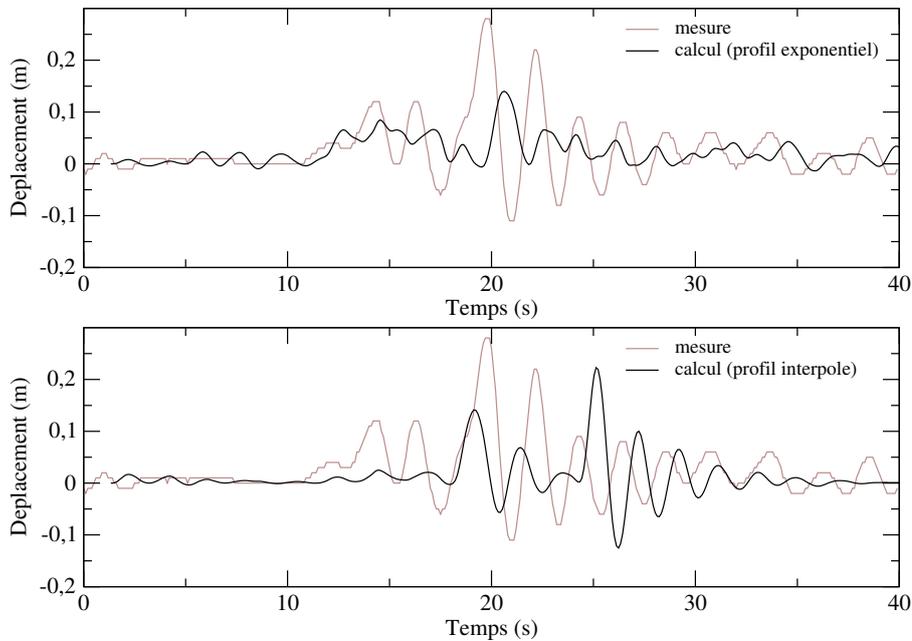


FIG. 3.6 – Comparaison des déplacements de la tige à $z = 8 \text{ m}$ selon deux profils de vent différents. Déplacements prédits pour (a) un profil exponentiel et (b) pour un profil interpolé

L'amplitude des déplacements prédits selon le modèle avec houppier est nettement supérieure à ce que nous avons obtenu sans décrire le houppier. Selon le cas de chargement, l'histoire des déplacements est radicalement différente. Les déplacements obtenus sur la base d'un profil de vent exponentiel présente un trame similaire à la trame mesurée. Leur amplitude est cependant sous-estimée de façon importante. On observe le contraire pour les résultats liés au profil de vent obtenu par interpolation : la trame du signal est plus éloignée de la trame expérimentale tandis

que l'amplitude des déplacements est plus importante. Les difficultés du modèle à reproduire la réponse expérimentale, outre sa rigidité excessive, sont en partie liées à la nature même du phénomène. En effet, la corrélation entre les mouvements de l'arbre et le passage des rafales ne dépasse pas 50 % expérimentalement [24]. Bien au contraire, l'arbre modélisé réagit à la totalité des rafales de vent auquel il est soumis.

Les résultats mettent en évidence le rôle central joué par la distribution spatiale de matière au sein de l'arbre et celle des vitesses de vent. La mesure du vent au plus proche de l'arbre et à différentes hauteurs est donc cruciale. Les données disponibles pour cette étude satisfaisaient à ce critère. Il n'en est pas de même pour le houppier qui n'a pu être modélisé que par une suite d'approximations. Celles-ci peuvent être à l'origine des erreurs constatées sur les déplacements prédits par le modèle. La forme simplifiée des forces de traînée utilisée peut aussi être source d'erreur.

3.3.3 Analyse temps-échelle des interactions du vent et des mouvements de l'arbre

Les variations énergétiques au sein de l'écoulement sont analysées à l'aide des scalogrammes de vitesses de vent à deux altitudes différentes, à savoir au sommet et dans la canopée (Fig. 3.7).

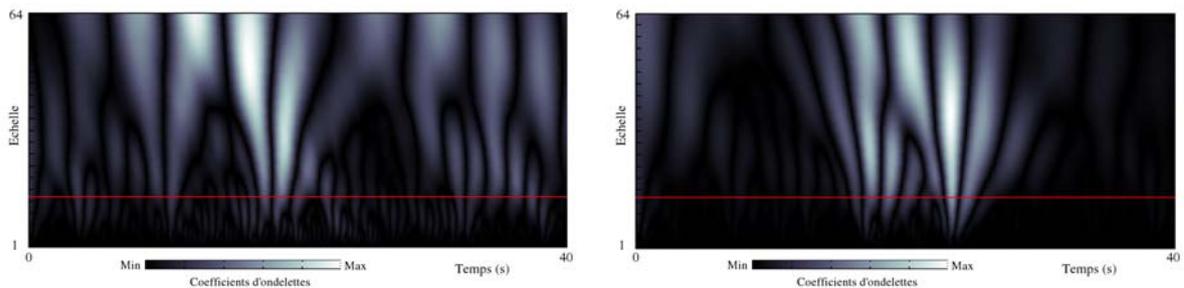


FIG. 3.7 – Scalogrammes de la composante u de vitesse du vent en $z = h$ (a) et en $z = 0,88h$ (b). La ligne rouge marque l'échelle équivalente à la fréquence du balancement de l'arbre, i.e. 0,48 Hz.

Le vent au sommet de la canopée est dominé par les structures turbulentes de grande échelle. L'énergie turbulente est cependant présente sur l'ensemble des échelles à l'exception de celles qui correspondent à une fréquence inférieure à celle du balancement de l'arbre dans son mode fondamental. La sous-représentation des petites échelles provient du fait que la végétation absorbe

les mouvements de haute fréquence. La végétation se comporte comme un filtre passe-bas [46] et court-circuite la cascade énergétique caractéristique de la turbulence.

Le vent dans la canopée est caractérisé sur cet échantillon par deux structures d'échelle supérieure à celle des mouvements de l'arbre. Les deux rafales observées en $z = 0,88h$ sont localisées et distinctes dans le temps. Il s'agit bien d'un phénomène de nature intermittente [23].

Quelque soit la hauteur, l'échantillon de vent ne met pas en évidence un éventuel forçage sur la fréquence propre de l'arbre. Il est donc improbable d'observer dans ces conditions la mise en résonance de la structure.

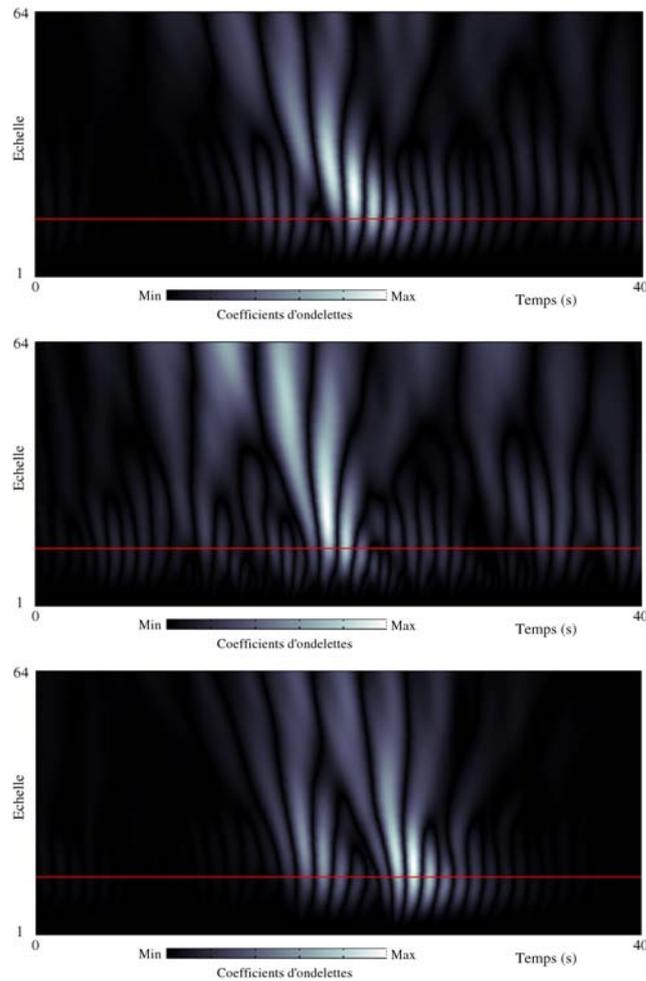


FIG. 3.8 – Scalogrammes des déplacements de l'épicéa de Sitka en $z = 0,61h$. (a) déplacements mesurés ; (b) déplacements prédits avec un profil de vent exponentiel ; (c) déplacements prédits avec un profil de vent interpolé. La ligne rouge indique l'échelle équivalente à la fréquence du balancement de l'arbre.

Les déplacements de l'arbre mesurés vont par ailleurs dans ce sens (Fig. 3.8). En effet, la structure est principalement déplacée par des mouvements d'échelles intermédiaires, quasi-statiques. L'énergie des oscillations est rapidement transférée vers une échelle plus petite, centrée sur la fréquence de balancement du système. On observe alors des oscillations résiduelles qui sont consécutives au passage de structures turbulentes à caractère intermittent.

L'arbre ne réagit pas au passage de la seconde rafale dans le couvert. Le scalogramme des déplacements mesurés apparaît mieux corrélé avec celui de la vitesse du vent au sommet de la canopée. On observe cependant que de hautes vitesses de vent n'engendrent pas systématiquement chez l'arbre des mouvements de grande amplitude.

Les mouvements prédits sur la base d'un profil de vent exponentiel présente sans surprise un scalogramme proche de celui des vitesses de vent au sommet de la canopée. En effet dans ce cas, le chargement dérive exclusivement de la vitesse de l'écoulement en $z = h$. On note cependant qu'au contraire du vent, le contenu du signal est plus énergétique pour des échelles correspondant à la fréquence de balancement de l'arbre.

Les mouvements prédits à partir d'un profil de vent interpolé présente une trame temporelle plus éloignée des déplacements expérimentaux. Ils illustrent par contre clairement le transfert d'énergie des échelles intermédiaires vers les échelles plus petites, équivalentes aux oscillations résiduelles.

3.4 Conclusion

Le modèle numérique développé présente un bon comportement en statique. Il est de plus capable de prédire la fréquence oscillatoire de l'arbre avec une précision satisfaisante. La qualité de la prédiction est toutefois fortement dépendante du niveau de description utilisé dans le modèle. En considérant un ancrage flexible et des branches déformables, l'erreur relative de prédiction sur la fréquence du fondamental ne dépasse pas 4%.

Les capacités prédictives du modèle sont par contre insatisfaisantes pour prédire la réponse dynamique de l'arbre au vent. Les difficultés rencontrées sont en partie liées à la modélisation explicite du houppier qui, en l'absence de données mesurées, a été effectuée au moyen d'hypothèses et d'approximations. Afin d'évaluer pleinement le modèle numérique, il est nécessaire de procéder à des essais *in situ* avec un arbre dont la structure spatiale du houppier est décrite avec une précision acceptable. C'est pourquoi des essais ont été réalisés sur le pin maritime

en mesurant simultanément le vent et les mouvements de l'arbre induits. Ces expériences sont décrites dans le chapitre suivant qui se consacre à l'étude de l'influence architecturale. Cependant, les inexactitudes accompagnant la description de la couronne ne sont pas seules en cause. Le problème consistant à déterminer précisément les rafales auxquelles l'arbre est soumis reste entier tant numériquement qu'expérimentalement. En effet, la corrélation *in situ* entre les pics de vitesses de vent et les mouvements de l'arbre n'est que partielle.

Outre l'évaluation du modèle, l'étude a permis de dégager deux aspects notables. Premièrement, la flexibilité des branches affecte significativement la réponse modale de la structure arbre. Au dessus d'une valeur seuil de rigidité, les modes de vibration des branches sont entièrement découplés de celui de la tige. La réponse de la structure est alors très largement dominée par le mode fondamental de flexion de la tige. En-deça de cette valeur, la réponse modale devient fragmentée et bien qu'un mode prédomine, d'autres modes interviennent de façon non-négligeable. Deuxièmement, il a été observé que l'arbre se met en mouvement au passage de structures turbulentes dont l'occurrence est intermittente. Le contenu énergétique de ces rafales est situé à des fréquences significativement plus faibles que la fréquence d'oscillation dominante de l'arbre. Elles sont perçues par la structure comme des sollicitations quasi-statiques. Les mouvements de l'arbre sont essentiellement constitués d'oscillations consécutives aux rafales et ne mettent pas en évidence de phénomène de résonance. L'arbre est néanmoins particulièrement vulnérable à l'occurrence d'une seconde rafale pendant ces phases d'oscillations résiduelles où les forces d'inertie sont encore actives.

Influence de paramètres géométriques et matériels sur la stabilité de l'arbre au vent

4.1 Introduction

Dans ce chapitre, nous cherchons à déterminer les paramètres les plus influents sur la réponse dynamique d'un pin maritime (*Pinus Pinaster* Ait.) au vent. L'objectif de l'étude est double. Premièrement, l'identification des paramètres clés permet de définir les mesures à effectuer en priorité dans le cadre d'expériences destinées à la calibration/validation d'un modèle numérique. En outre, dans le cas d'un modèle numérique déjà validé, la connaissance des paramètres les plus pertinents peut faciliter l'estimation du risque de ruine pour un arbre donné, jetant ainsi les bases d'un éventuel système d'expertise ou de modèles simplifiés utilisables à l'échelle du peuplement.

L'étude porte sur deux jeux distincts de paramètres. Les paramètres du premier ensemble sont ceux utilisés pour décrire les propriétés massiques, dissipatives et élastiques des matériaux présents dans l'arbre. Le second ensemble de paramètres permet de définir la configuration géométrique des axes ligneux constitutifs de la structure arbre. L'étude paramétrique est découplée : chaque jeu de paramètres est évalué séparément.

Les essais sont de nature numérique et effectués avec le modèle Eléments Finis déjà employé dans les chapitres précédents. Afin d'optimiser le nombre de simulations à réaliser, l'étude

paramétrique reprend la méthode des plans d'expérience en employant les tables de Taguchi [57]. On s'intéresse dans un premier temps à l'influence qu'ont les paramètres sur la fréquence et le coefficient d'amortissement du mode fondamental de flexion qui, nous l'avons vu, régit en grande partie la réponse de l'arbre au vent. Dans un second temps, nous cherchons à déterminer l'incidence des paramètres étudiés sur le niveau de chargement mécanique auquel est soumis l'arbre pris dans un écoulement atmosphérique représentatif des peuplements forestiers.

4.2 Etude expérimentale des oscillations induites par le vent chez le Pin maritime

Deux pins maritimes situés au Bray ont été instrumentés pour la mesure des oscillations de leur tronc. Les vitesses de vent ont été enregistrées en parallèle par une tour anémométrique placée à proximité des deux arbres. La campagne de mesure a été effectuée au début de l'été 2004 pendant deux mois. Elle est destinée à valider par l'expérience le modèle numérique que nous avons développé. Les expériences ayant démarré tardivement pour des raisons indépendantes de notre volonté, les données expérimentales ne sont pas traitées à ce jour. Seul le protocole de mesure est décrit dans cette partie.

Les deux sujets expérimentaux étaient âgés de 31 ans et situés dans un rayon de 10 m autour de l'emplacement de la tour anémométrique. La hauteur du premier arbre était de 21,6 m et son diamètre à 1,3 m valait 25,7 cm sous écorce. Le second arbre mesurait 19,2 m de haut ; son diamètre à 1,3 m était égal à 22,3 cm sous écorce. Le tronc de chaque arbre était instrumenté de quatre inclinomètres fixés respectivement aux hauteurs suivantes : 0,5 m, 4 m, 7 m et 10 m. L'arbre de plus faibles dimensions a été équipé de quatre jauges de déformation montées en pont complet de façon à mesurer le cisaillement de torsion pure. Les jauges ont été collées à même le bois avec de la colle cyanoacrylate (Loctite, EUA, 401 liquide multi-usage) après avoir retiré localement l'écorce.

La tour était équipée d'anémomètres soniques 3D pour mesurer le vent à des hauteurs différentes, à savoir :

- ★ $z = 40$ m, soit une hauteur relative de deux fois la hauteur moyenne de la canopée.
- ★ $z = 20$ m, au sommet de la canopée.

- ★ $z = 17,40$ m, dans le houppier des arbres.
- ★ $z = 12,80$ m, à hauteur des premières branches vertes.
- ★ $z = 5,3$ m, c'est à dire sous le houppier des arbres, où il n'y a pas de feuillage.

La mesure des composantes du vecteur vitesse de l'écoulement devrait permettre de déterminer l'évolution des profils du vent moyen et de la turbulence au cours du temps dans la canopée. Ces données devraient incidemment permettre d'évaluer l'importance de la sollicitation aérodynamique appliquée aux deux arbres.

La structure du système aérien des arbres a été mesurée suite aux expériences. Le choix des paramètres descriptifs a été établi avant de disposer des résultats des plans d'expérience. Les paramètres utilisés et mesurés pour décrire chaque branche d'ordre 2 de l'arbre sur pied sont les suivants :

- hauteur d'insertion dans la tige
- azimuth
- angle d'insertion

Les branches ont été coupées à mesure qu'on s'élevait dans le houppier. Une fois coupées, la masse, le diamètre à l'insertion et la longueur des a2 étaient mesurés.

La disposition dans l'espace des troncs a été déterminée par la méthode des trois piquets. Cette méthode consiste à mesurer la distance d'un point du tronc de hauteur donnée à trois piquets placés au sol dont on a repéré au préalable la position par rapport à la base de l'arbre. La mesure est répétée pour plusieurs points le long du tronc situés à des altitudes différentes.

Les deux troncs ont ensuite été abattus puis coupés en segments de 1 m de long. Chaque segment a été pesé et son diamètre a été mesuré à la base sous écorce.

Les données géométriques et massiques recueillies devraient permettre de réaliser un maillage aux éléments finis des deux arbres. Les données n'étant pour l'instant pas exploitées, l'étude du comportement du pin maritime s'est poursuivie avec un arbre simulé.

4.3 Etude paramétrique : matériel et méthodes

4.3.1 Modèle arbre

Discrétisation géométrique

La maquette numérique de l'arbre utilisé dans les simulations numériques a été fournie par le CIRAD-AMAP sous la forme d'un fichier MTG. Il s'agit d'un Pin maritime virtuel âgé de 35 ans dont la croissance a été simulée par le logiciel AMAPsim [5]. Les paramètres du modèle de croissance ont été calibrés pour rendre compte de l'architecture caractéristique des pins maritimes. Ces paramètres sont le résultat d'analyses de la croissance du Pin maritime issues d'une campagne d'échantillonnage effectuée sur des peuplements aquitains [11].

L'arbre simulé mesure 14,59 m en hauteur et son diamètre à 1,30 m vaut 19,2 cm.

L'architecture de l'arbre fournie par la maquette a été importée pour réaliser un maillage aux Eléments Finis de la structure. L'importation a été effectuée au moyen des outils numériques que nous avons développés (cf. 1.3). Les axes ligneux dont l'ordre de ramification était inférieur ou égal à 3 ont été maillés par des éléments de poutre. Les axes d'ordre supérieur à 3 n'ont pas été décrits afin de conserver des temps de calcul raisonnables. La longueur de chaque élément, l^e , vaut :

$$l^e = \min(l_1, l_2) \quad (4.1)$$

où l_1 est la plus petite distance entre deux verticilles successifs sur l'axe à mailler et où l_2 est une longueur arbitraire dépendante de l'ordre de ramification de l'axe qui prend la valeur suivante : 0,5 m pour l'a1, 0,3 m pour les a2 et 0,2 m pour les a3. La liaison de l'arbre au sol est modélisée par un encastrement parfait.

Forces extérieures

Différentes méthodes ont été employées pour résoudre les équations du mouvement. L'étude des oscillations libres de l'arbre a été effectuée par la méthode d'intégration directe avec un schéma numérique explicite. La fréquence et le coefficient d'amortissement ont été extraits à partir des courbes de réponse (cf. 2.2.2). L'étude des mouvements de l'arbre sous forçage aérodynamique a été réalisée avec un schéma implicite (algorithme HHT). Le cas échéant, les forces de traînée

ont été calculées par la formule suivante (Axisa [4]) :

$$T(z, t) = \rho_{air} \frac{A(z)C_d(z)}{2} | (u(z, t) - \dot{q}) | (u(z, t) - \dot{q}) \quad (4.2)$$

On note que la vitesse de déplacement des éléments structuraux est désormais prise en compte dans le calcul des sollicitations induites par l'écoulement. Les calculs étant non-linéaires, la géométrie de la structure est réactualisée à chaque pas de temps. Par conséquent, le profilage du houppier qui se produit sous l'action du vent (*streamlining*) et qui réduit partiellement la voilure exposée¹ de l'arbre est pris en compte lors de la résolution des équations du mouvement.

4.3.2 Modèle de vent

Profil de vent moyen

Le vent employé dans les simulations numériques a été modélisé de sorte à être représentatif des écoulements en milieu forestier. Seule la composante du vecteur vitesse dans la direction du vent dominant, u , a été retenue pour calculer les sollicitations appliquées à l'arbre. Elle se décompose ainsi :

$$u = \bar{u} + u' \quad (4.3)$$

où \bar{u} est la vitesse moyenne sur la période d'analyse et u' se définit comme la vitesse fluctuante. $\bar{u}(h)$ prend la valeur arbitraire de 10 m s^{-1} , ce qui correspond à des situations de tempête [55]. Le profil de vent moyen dans le couvert forestier ($z < h$) suit la loi suivante [54] :

$$\bar{u}(z) = \bar{u}(h) e^{\nu_e \left(1 - \left(\frac{z}{h} \right)^{\beta_u} \right)} \quad (4.4)$$

où, d'après Ogée [54], $\nu_e = 1, 2$ et $\beta_u = 1, 5$ fournissent la meilleure régression pour le site du Bray, un peuplement aquitain constitué exclusivement de pins maritimes. Un profil exponentiel comme celui que nous avons retenu ne permet pas de représenter la reprise du vent sous le houppier, marquée par un deuxième point d'inflexion dans le profil [60], [40]. Or, nous considérons dans le modèle arbre que seuls les éléments porteurs d'aiguilles sont soumis à la traînée. L'évolution du profil en dessous de la zone d'atténuation marquée dans le houppier n'intervient donc pas dans le chargement mécanique appliqué à l'arbre.

¹aire soumise à la traînée aérodynamique

Profil de vent fluctuant

La valeur maximale de la vitesse horizontale fluctuante $u'(z = h)$ a été prise égale à $\bar{u}(z = h)$, soit 10 m s^{-1} . La vitesse verticale fluctuante $w'(h)$ s'obtient à partir des relations suivantes :

$$\overline{u'w'} = u_*^2 \quad (4.5)$$

$$\frac{\bar{u}(h)}{u_*} = 2,8 \quad (4.6)$$

L'équation 4.5 est valable pour des conditions de flux constant, qui se vérifient juste au dessus de la végétation. u_* se définit comme la vitesse de friction de l'écoulement. La relation 4.6 a été obtenue pour le site du Bray [54]. Cela nous conduit à la valeur maximale au cours du temps $w'(h) = 1,28 \text{ m s}^{-1}$, cohérente au regard des mesures réalisées *in situ* par Ogée [54]. Nous ne disposons pas d'un profil théorique pour la vitesse fluctuante sous la canopée. Afin d'en obtenir un, nous avons cherché à mettre en relation les profils de LAD (densité de surface foliaire) donnés par Porté *et al* [59] avec des profils mesurés de $\overline{u'w'}$ [15]. Les profils d'aire foliaire et de $\overline{u'w'}$ ont été déterminés pour le même site, celui du Bray. Il apparaît alors que le LAD cumulé permet de reproduire correctement les variations de $\overline{u'w'}$ au sein du houppier (Fig. 4.1).

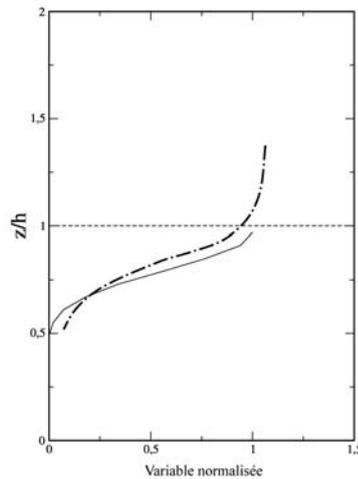


FIG. 4.1 – Comparaison du LAD (densité d'aire foliaire) cumulé depuis le bas du couvert (trait plein) avec $\overline{u'w'}/u_*^2$ (pointillés) en fonction de la hauteur dans le couvert (d'après [59] et [15])

Nous formulons alors l'hypothèse que l'atténuation de $\overline{u'w'}$ est proportionnelle à la surface

foliaire. En supposant que w' reste constante dans la hauteur du houppier, on obtient alors la relation suivante :

$$u'(z) = (u'(h) - u'(z_H)) \cdot \left(1 - \frac{\int_z^h LAD(z) dz}{Atot}\right) + u'(z_H) \quad (4.7)$$

où $u'(z_H)$ est non-nul car le profil de $\overline{u'w'}$ montre que le moment n'est pas totalement atténué au dessous du houppier ($z < z_H$). La distribution cumulée d'aire foliaire de l'arbre modélisé a été déduite de la distribution de masse d'aiguilles et du SLA (aire foliaire spécifique) donné par Porté [59] pour des pins maritimes de 26 ans, à savoir approximativement $8 \text{ m}^2 \text{ kg}^{-1}$. Les profils verticaux obtenus sont décrits par la Figure 4.2.

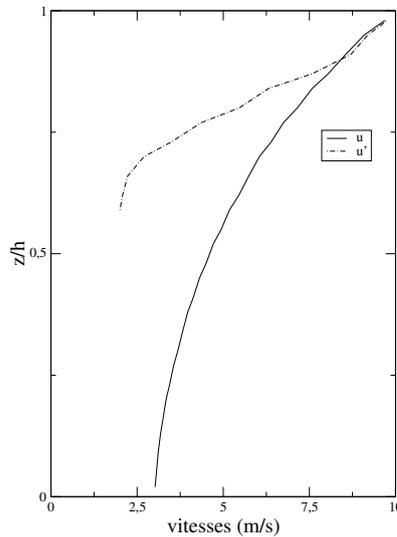


FIG. 4.2 – Profils de vent simulés

Trame temporelle du vent

Lors des simulations numériques, l'arbre est soumis à l'action du vent pour une durée de 30 secondes. Les cinq premières secondes correspondent à la mise en charge de la structure sous l'action du vent moyen (Fig. 4.3). La vitesse horizontale \bar{u} croît linéairement de 0 à 10 m s^{-1} de manière à minimiser l'action des forces d'inertie dans le système. Pendant les 25 secondes restantes, \bar{u} demeure constante à la valeur de 10 m s^{-1} . Durant cette période, deux rafales de vent de type Honami [37] surviennent. Il s'agit de structures turbulentes dont l'échelle est similaire à celle de la canopée, *i.e.* de taille h . Chaque rafale étant convectée par le vent moyen, elle dure

$t_{u'} = \frac{h}{u}$ soit approximativement 1,5 s en supposant que la hauteur de l'arbre et la hauteur de la canopée sont égales. La première rafale se produit arbitrairement à l'instant $t_1 = 8,3$ s au sommet de la canopée et cesse donc à $t'_1 = 9,8$ s. La mise en charge n'est pas instantanée : $u'(h)$ augmente linéairement de 0 à 10 m s^{-1} en 0,2 s.

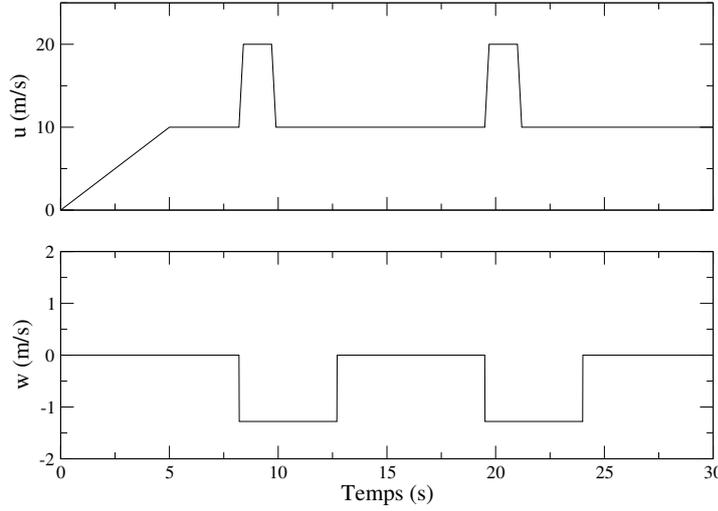


FIG. 4.3 – Trames temporelles simulées de $u(h, t)$ et $w(h, t)$.

La pénétration de la rafale dans le couvert n'est pas instantanée mais dépend de la vitesse fluctuante de vent verticale w' . Il en résulte un déphasage temporel qui est fonction de la hauteur dans le couvert et qui prend alors la valeur $\Delta t_{u'}(z)$ suivante :

$$\Delta t_{u'}(z) = -w' \left(1 - \frac{z}{h} \right) \quad (4.8)$$

L'occurrence de la seconde rafale se produit au sommet de la canopée à l'instant t_2 qui dérive de la longueur d'onde Λ_u des instabilités en peuplement forestier. Celle-ci ne dépend que de la hauteur de la végétation et de la direction du vent. Pour la vitesse horizontale dans le sens du vent dominant, on a d'après Finnigan et Brunet [15] :

$$\Lambda_u = 6,56h = \frac{u(h)}{f_u} \quad (4.9)$$

où f_u est la fréquence d'apparition des rafales, qui une fois déterminée, nous permet d'obtenir la période entre deux rafales. La seconde rafale se produit alors à l'instant $t_2 = 19,6$ s au sommet du couvert, soit moins de 10 s après la disparition de la première.

Nous tenons à préciser que la structure spatiale et temporelle du vent, établie pour l'arbre de référence, ne varie pas lorsque la géométrie de l'arbre est modifiée au cours des analyses paramétriques (cf. 4.3.3.0). La seule exception est la variable h correspondant à la hauteur au sommet de la canopée qui est réaffectée lorsque la taille de l'arbre varie.

4.3.3 Plans d'expérience

Introduction à l'étude multifactorielle

L'origine des plans d'expérience remonte à plus d'un siècle. Ils sont couramment utilisés de nos jours dans la conception d'un produit ou d'un procédé. Les plans d'expériences sont des méthodes destinées à mener des essais de façon à déterminer l'incidence de facteurs sur une variable de sortie donnée. Dans notre cas, il s'agit de minimiser le nombre d'essais nécessaires pour évaluer l'influence des paramètres intervenant dans le modèle numérique de l'arbre. La méthode de Taguchi [57], employée ici, est un plan fractionné : elle ne nécessite qu'une partie des combinaisons de facteurs utilisées dans un plan factoriel complet. La méthode est dite équilibrée puisque tous les facteurs ont un poids égal dans chaque essai. Les facteurs mis en jeu sont supposés indépendants, par conséquent aucune interaction n'est étudiée. L'utilisation des plans d'expérience s'est faite au moyen du logiciel MINITAB (Minitab Inc., Pennsylvanie, EUA).

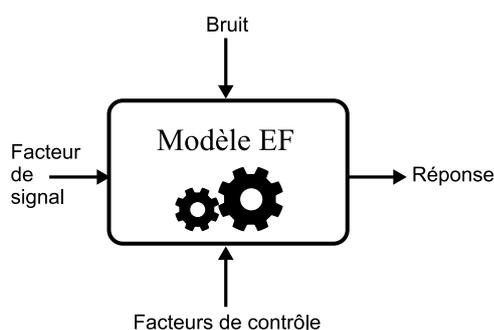


FIG. 4.4 – Schéma des facteurs mis en jeu dans un plan d'expérience. Le modèle Eléments Finis sert à reproduire des expériences avec différentes valeurs de facteurs de contrôle.

Le plan d'expérience est statique car le facteur de signal n'existe pas dans notre étude. On peut très bien envisager une étude ultérieure avec la variable âge en facteur de signal pour réaliser un plan d'expérience dynamique. Le bruit n'est pas pris en compte dans le plan d'expérience car tous les facteurs sont contrôlés.

Facteurs de contrôle

Les facteurs de contrôle sont ici les paramètres utilisés pour décrire l'arbre en tant que structure mécanique. Deux jeux de facteurs ont été employés et chacun fait l'objet d'un plan d'expérience distinct. Le premier jeu rassemble les paramètres définissant les matériaux présent dans la structure, à savoir :

- $E(i)$, le module d'élasticité longitudinal du bois (en fonction de l'ordre de ramification i , $i \in [1, 3]$).
- $\rho(i)$ ou $rho(i)$, la masse volumique du bois (en fonction de l'ordre de ramification i , $i \in [1, 3]$).
- $dlma(i)$, la densité linéique de masse d'aiguilles (en fonction de l'ordre de ramification i , $i \in [1, 3]$).
- α_{bois} dont dérive l'amortissement induit par le matériau bois (paramètre global)
- α_{aig} dont dérive l'amortissement induit par la présence des aiguilles (paramètre global)

Etant donné que l'arbre modélisé comporte trois ordres de ramification, le nombre total de facteurs matériels étudiés s'élève à 11.

Le second jeu de facteurs rassemble les paramètres définissant la géométrie de la structure (Fig. 4.5), soit :

- $l(i)$, la longueur d'un axe ligneux (en fonction de l'ordre de ramification i , $i \in [1, 3]$).
- $d(i)$, le diamètre d'un axe ligneux (en fonction de l'ordre de ramification i , $i \in [1, 3]$).
- θ , l'angle d'insertion des a2 par rapport à l'horizontale (contrairement à l'usage courant).

Le nombre total des facteurs géométriques s'élève alors à 7.

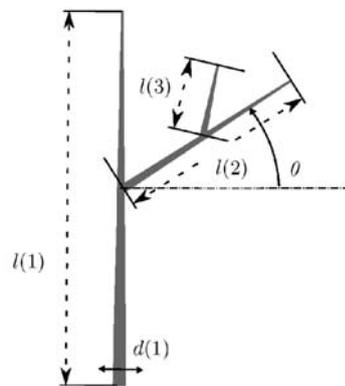


FIG. 4.5 – Représentation schématisée de certains des facteurs de contrôle géométriques qui varient dans les plans d'expérience

Modalités

Chaque facteur de contrôle est étudié selon trois modalités : sa valeur de référence, -20% et $+20\%$ de cette valeur. L'utilisation de trois modalités (plutôt que deux) permet de détecter une

influence éventuellement non-linéaire des facteurs sur la réponse. La table de Taguchi (matrice orthogonale) correspondante est L27(3**13) (cf. Annexe B). Elle conduit à la réalisation de 27 essais pour chaque plan.

L'état de référence des facteurs géométriques correspond à l'architecture de la maquette numérique fournie par AMAPsim. Les valeurs des facteurs matériels ont été établies à partir de la littérature (module et masse volumique) et à l'aide des valeurs obtenues pour les jeunes pins maritimes étudiés au chapitre 2 (Tab. 4.1).

facteur	valeur de référence		
	a1	a3	a3
E (GPa)	8,5	8,5	8,5
ρ (kg m ⁻³)	850	850	850
$dlma$ (kg m ⁻¹)	0,25	0,125	0,0625
α_{bois}	0,03	0,03	0,03
α_{aig}	0,08	0,08	0,08

TAB. 4.1 – Valeurs des facteurs de contrôle matériels à l'état de référence.

Les variations des paramètres matériels ont été effectuées au moyen des outils d'études paramétriques du logiciel ABAQUS. L'arbre à l'état de référence pèse 230 kg. La hauteur de son centre d'inertie vaut $z_G = 6,1$ m. Un programme a été développé pour réaliser les transformations géométriques données par la table de Taguchi sur la structure maillée. Les variations des facteurs géométriques autour de leur valeur de référence ont permis de tester des formes très diverses (Fig. 4.6).

Critères d'évaluation de la réponse de l'arbre

Pour chaque jeu de facteurs, deux plans d'expérience sont effectués. L'objectif du premier est l'analyse du comportement de l'arbre en régime oscillatoire libre. L'objectif du second est l'analyse du comportement de l'arbre sous sollicitation aérodynamique. La réponse du modèle Eléments Finis est alors évaluée selon différents critères. Dans l'étude en régime libre, la fréquence et le coefficient d'amortissement du mode fondamental de flexion sont utilisés pour caractériser la réponse. Pour quantifier la réponse en régime forcé, trois critères sont employés :

- ★ MF_{max} , le moment fléchissant maximal transmis à la base de l'arbre au cours du temps.
- ★ σ_{max} , la contrainte longitudinale maximale en traction dans la tige au cours du temps.
- ★ $\bar{\sigma}_{max}$ la moyenne sur les éléments de la tige de leur contrainte maximale au cours du temps.

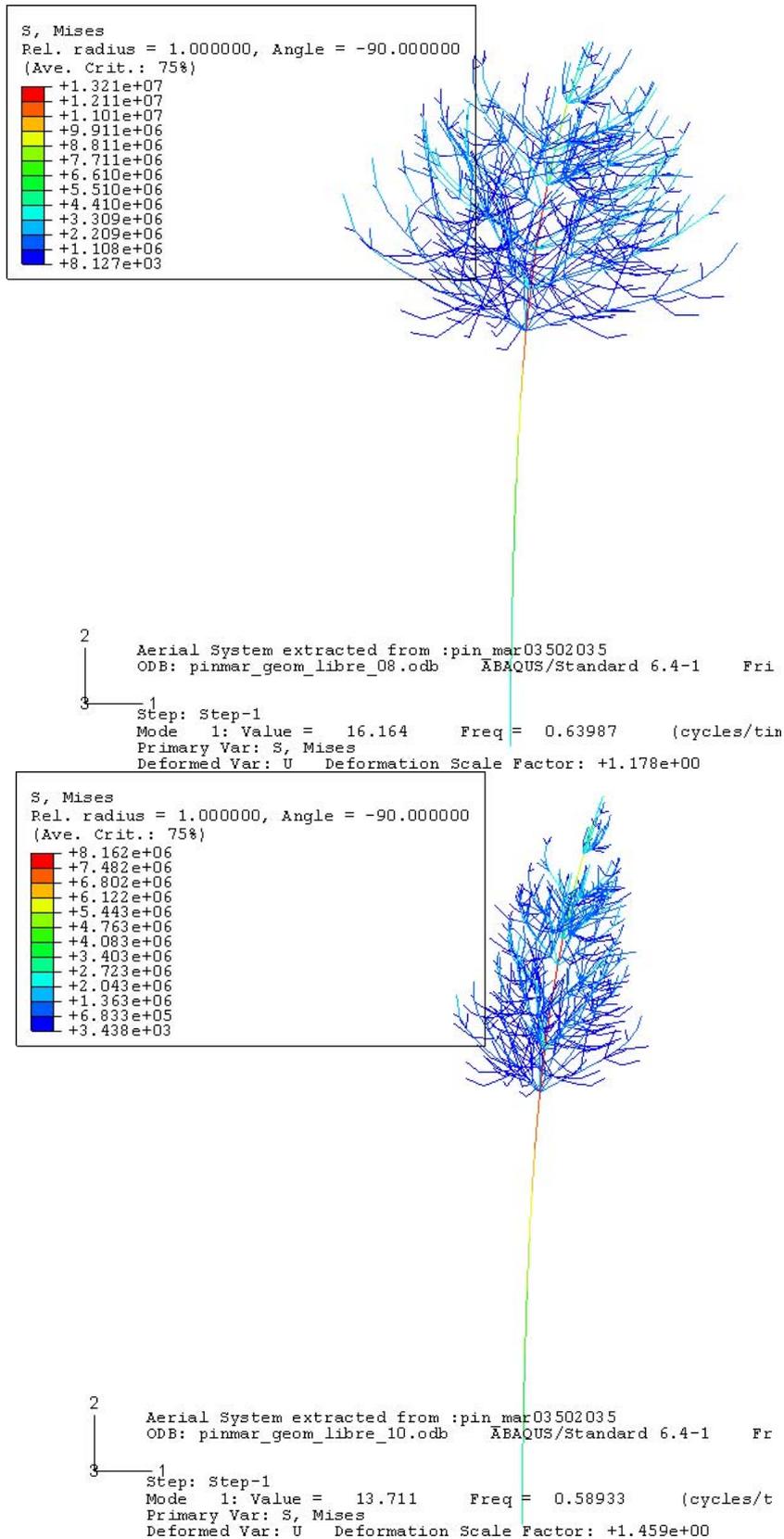


FIG. 4.6 – Exemples de la morphologie de l'arbre lors de la modulation des facteurs géométriques.

Au total, quatre plans d'expérience ont été effectués, chacun représentant environ un mois de temps de calcul machine. L'étude paramétrique n'a évidemment de sens qu'autour des valeurs de référence choisies pour chaque paramètre. Elle ne permet en aucun cas d'étendre les résultats à des arbres dont les propriétés matérielles ou le modèle architectural sont par trop dissemblables de ceux de l'arbre modélisé.

L'influence des facteurs de contrôle est quantifiée par des analyses de variance sur le critère de réponse. Les résultats se présentent sous forme de tableaux d'effets moyens. La valeur moyenne du critère sur neuf essais est donnée pour chaque modalité des facteurs de contrôle (-20% , référence, $+20\%$). Plus la variation du critère entre les modalités est importante, plus le facteur de contrôle est influent sur le critère.

4.4 Etude paramétrique : résultats et discussion

4.4.1 Caractéristiques dynamiques de l'arbre

Influence des matériaux

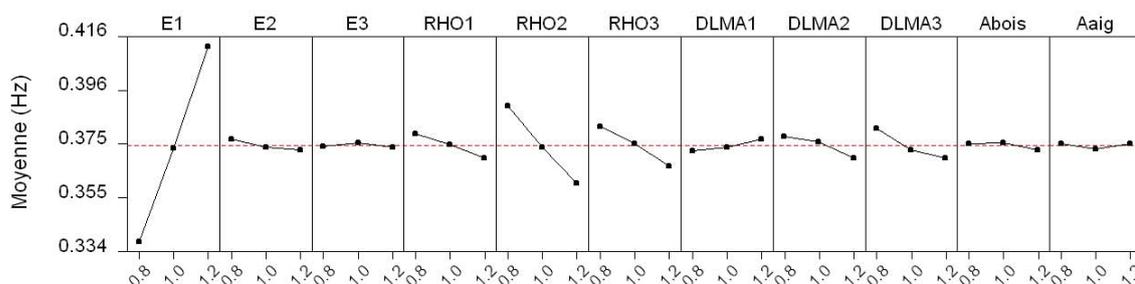


FIG. 4.7 – Effets moyens des facteurs matériels sur f_0 , la fréquence du mode fondamental de flexion. *Légende* : 0,8 = -20% , 1 = ref et 1,2 = $+20\%$; les facteurs de contrôle sont définis en section 4.3.3.

Le module d'élasticité longitudinal du tronc est le facteur le plus influent sur f_0 . Au contraire, les modules de branches ont un effet négligeable. Ces résultats sont cohérents avec le fait que la rigidité associée au mode fondamental dérive principalement de la rigidité de la tige (cf. 3.3.1). Rappelons que dans le cadre de cette étude, $E_B > 40\% E_T$ pour toutes les modalités. La réponse en fréquence de la structure est donc dominée par un seul mode de flexion de la tige.

La masse volumique attribuée aux différents ordres de ramification a une incidence négative sur f_0 . Cela rejoint la formulation théorique de la fréquence où celle-ci décroît à mesure que la masse de la structure croît. L'effet est d'autant plus marqué pour les branches car elles sont insérées dans la partie haute de l'arbre. En conséquence, une augmentation de leur masse se traduit par l'élévation du centre d'inertie de l'ensemble de la structure, phénomène reconnu pour diminuer la fréquence oscillatoire du système [69]. L'effet 'masse' et l'effet 'centre d'inertie' se superposent donc dans le cas des branches. Pour la tige, on observe l'inverse : l'effet 'centre d'inertie' atténue l'effet 'masse'. Le phénomène est plus prononcé pour les a2 car ces axes représentent un volume de bois 72% plus important que celui des a3 à l'état de référence.

La masse des aiguilles joue un rôle semblable sur f_0 , bien que moins marqué. La masse des aiguilles portées par l'axe primaire est petite (0,3 kg) devant celle des a2 et des a3 (4,4 kg et 8,3 kg, respectivement). Les paramètres α_{aig} et α_{bois} qui définissent l'amortissement ont sans surprise un effet nul sur la fréquence étant donné que $\xi < 0,2$.

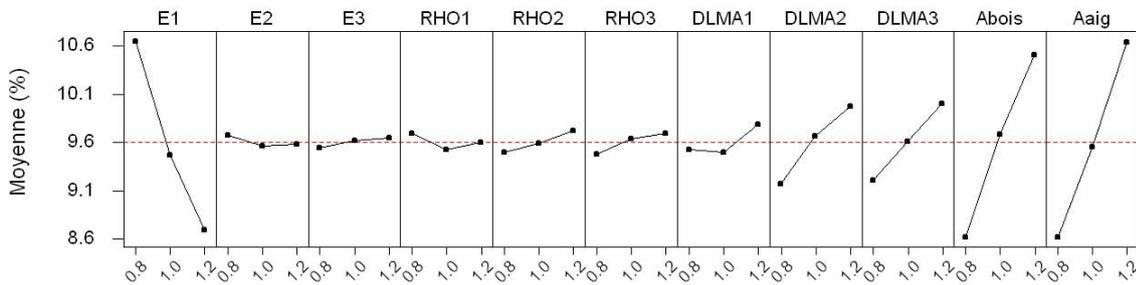


FIG. 4.8 – Effets moyens des facteurs matériels sur le coefficient d'amortissement du mode fondamental ξ_0

A l'inverse ces deux paramètres ont une influence majeure et positive sur le coefficient d'amortissement du fondamental (Fig. 4.8). On retrouve de plus une influence prononcée du module d'élasticité la tige sur ξ_0 qui, rappelons-le, se définit ainsi :

$$\xi_0 = \frac{c_0}{4\pi m_0 f_0} \tag{4.10}$$

C'est donc indirectement, au travers de l'accroissement de f_0 qu'il induit, que l'augmentation de $E(1)$ conduit à une diminution de ξ_0 .

On observe en outre une tendance globale des paramètres définissant la masse des matériaux ($\rho(i)$ et $dlma(i)$) à agir positivement sur ξ_0 , ce qui est normal compte tenu de l'hypothèse de Rayleigh. L'influence de la masse des aiguilles sur le coefficient d'amortissement est particulièrement marquée dans le cas des aiguilles portées par les a2 et les a3. Ainsi, l'incidence de la quantité d'aiguilles sur la capacité de la structure à dissiper efficacement les mouvements est de nouveau mise en avant.

Influence de la géométrie

Les paramètres affectant la morphologie de l'arbre ont un effet linéaire sur la fréquence à l'exception de la longueur des branches. L'analyse de l'influence de la longueur des a2 et a3 pourrait se faire en utilisant un plus grand nombre de modalités lors d'un plan d'expérience ultérieur. Cette étude n'est pas présentement effectuée car ces deux facteurs se révèlent les moins incidents sur la fréquence. Globalement, on observe que les paramètres géométriques entraînent des variations de f_0 plus marquées que ne le font les paramètres matériels.

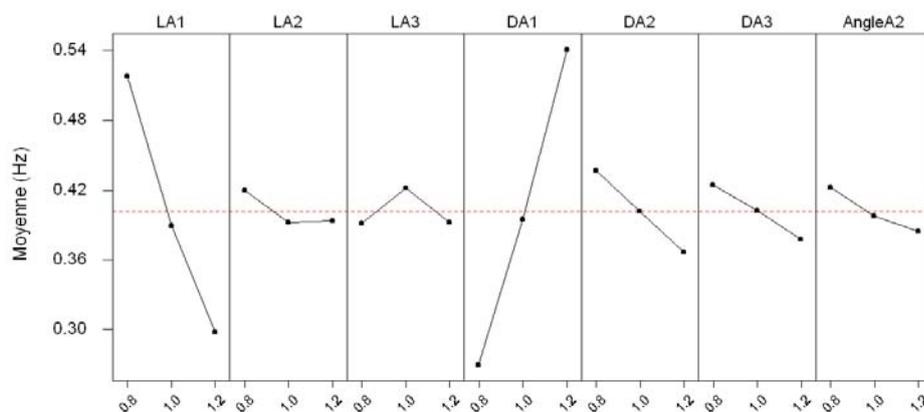


FIG. 4.9 – Effets moyens des facteurs géométriques sur la fréquence du mode fondamental de flexion f_0

Le diamètre du tronc est le facteur qui a l'effet le plus prononcé sur la fréquence du fondamental. L'augmentation du diamètre s'accompagne d'un surcroît de rigidité qui outrepassé largement le surcroît de masse et conduit à une augmentation majeure de la fréquence.

L'allongement du tronc conduit à une baisse de la fréquence. La longueur intervient au dénominateur dans le calcul de la fréquence des modes propres. Pour rappel, dans le cas plus simple des

poutres de section constante, on a :

$$\omega_r \# k^2 \sqrt{\frac{EI}{\bar{m}L^4}} \tag{4.11}$$

où k dépend des conditions d'appui. En outre, l'allongement du tronc conduit à une élévation du centre d'inertie. Les deux effets concourent alors à une réduction sensible de f_0 .

On observe un effet négatif du diamètre des branches sur la fréquence. L'effet est très vraisemblablement lié à la masse des branches (qui croît avec le diamètre) plus qu'à leur rigidité, puisque nous avons déjà vu dans l'analyse des facteurs matériels que la rigidité des branches n'impacte pas la fréquence du fondamental alors que f_0 diminue sensiblement quand la masse volumique des a2 et a3 augmente.

Enfin, l'angle d'insertion des a2 a un effet négatif sur f_0 : plus les branches sont proches de l'horizontale, plus le centre d'inertie de l'arbre est bas et donc plus f_0 est élevée. Inversement, plus les branches se rapprochent de la verticale, plus f_0 diminue puisque la hauteur du centre d'inertie augmente.

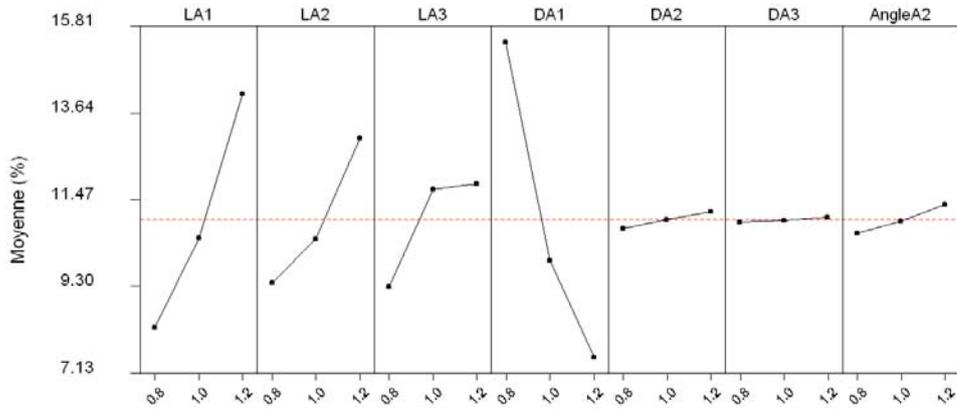


FIG. 4.10 – Effets moyens des facteurs géométriques sur le coefficient d'amortissement du mode fondamental ξ_0

Les deux facteurs clés agissant sur ξ_0 , d'influence contraire, sont ceux définissant la géométrie de l'axe primaire. A nouveau, c'est par leur influence sur f_0 que ces deux facteurs impactent fortement ξ_0 .

La longueur des axes secondaires et tertiaires a un effet non-linéaire mais globalement positif sur le coefficient d'amortissement. On peut expliquer ce phénomène par le fait qu'à vitesse angulaire

égale, des axes plus élancés offrent des vitesses de déplacement plus élevées à leur extrémité libre que des axes plus courts. L'amortissement induit par le frottement des branches sur l'air étant directement proportionnel² à la vitesse de déplacement, il est alors plus important pour des branches longues que pour des branches courtes.

Les facteurs restants ont une influence réduite sur ξ_0 . On note cependant que l'angle d'insertion des a2 a un effet légèrement positif. Dans l'ensemble, comme pour f_0 , les variations maximales de ξ_0 induites par les facteurs géométriques sont beaucoup plus prononcées que celles induites par les facteurs matériels.

4.4.2 Comportement aérodynamique de l'arbre

Influence des matériaux

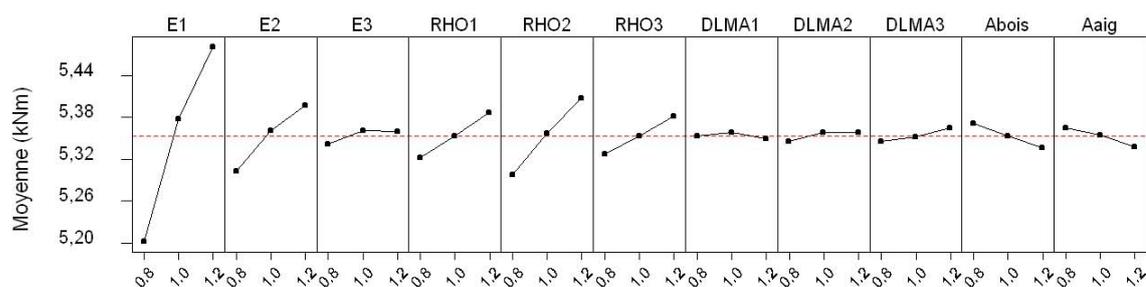


FIG. 4.11 – Effets moyens des facteurs matériels sur le moment maximal transmis à l'ancrage MF_{max}

Le module d'élasticité longitudinal du tronc a un effet dominant et positif sur le moment transmis au système racinaire. En effet plus la tige est rigide, plus les efforts sont transmis efficacement. Il en va de même pour le module d'élasticité des a2 dans une moindre mesure. L'effet peut aussi être relié au profilage du houppier sous l'action du vent. Plus les branches sont souples, plus elles se déforment, réduisant d'autant l'aire exposée au fluide.

La masse volumique de tous les ordres de ramification a aussi un effet positif sur le moment maximal à l'ancrage. On suppose que l'augmentation de biomasse entraîne des forces d'inertie plus importantes dans le système. L'influence de la masse des aiguilles est faible autour des valeurs de référence choisies. L'amortissement a sans surprise un effet négatif sur le moment maximal.

²dans le modèle du moins

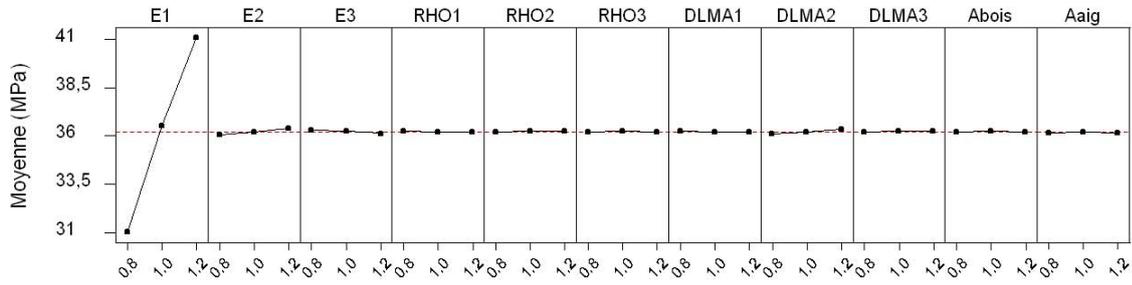


FIG. 4.12 – Effets moyens des facteurs matériels sur la contrainte maximale σ_{max}

Seul le module d'élasticité du tronc semble avoir un effet notable sur la contrainte maximale mesurée dans la tige au cours des 30 s que dure l'essai. L'influence des autres facteurs matériels est masquée par l'importance des variations de σ_{max} induite par les variations de $E(1)$. La contrainte σ_{max} est obtenue dans une région située juste en-dessous le sommet de l'arbre. L'emplacement du maximum ne varie pas au cours des simulations numériques. On note cependant que dans le cas d'arbres mesurés, E est significativement plus faible à la cime de l'arbre car celle-ci est constituée de bois juvénile. Or ce n'est pas le cas dans le modèle où E est constant sur la longueur de la tige. A cet égard, la localisation du pic de contrainte calculé n'est pas significatif du comportement réel d'un arbre. L'influence déterminante de E sur le niveau de contrainte mécanique dans la tige est par contre largement significative.

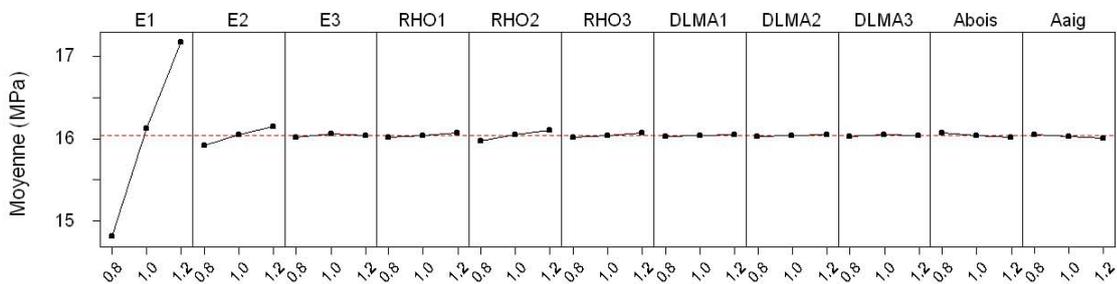


FIG. 4.13 – Effets moyens des facteurs matériels sur la moyenne des contraintes maximales $\bar{\sigma}_{max}$

La moyenne des contraintes maximales sur les éléments de la tige, $\bar{\sigma}_{max}$, est aussi largement

affectée par le module d'élasticité de la tige. On distingue en outre les effets positifs du module d'élasticité et de la masse volumique des a_2 sur $\bar{\sigma}_{max}$. Leur influence relative est bien plus faible que celle de $E(1)$. Il n'en demeure pas moins qu'il serait intéressant de travailler sur des gammes de rigidités plus faibles pour les axes a_2 , avec un module d'élasticité de l'ordre de 40% de celui du tronc (cf. 3.3.1).

Influence de la géométrie

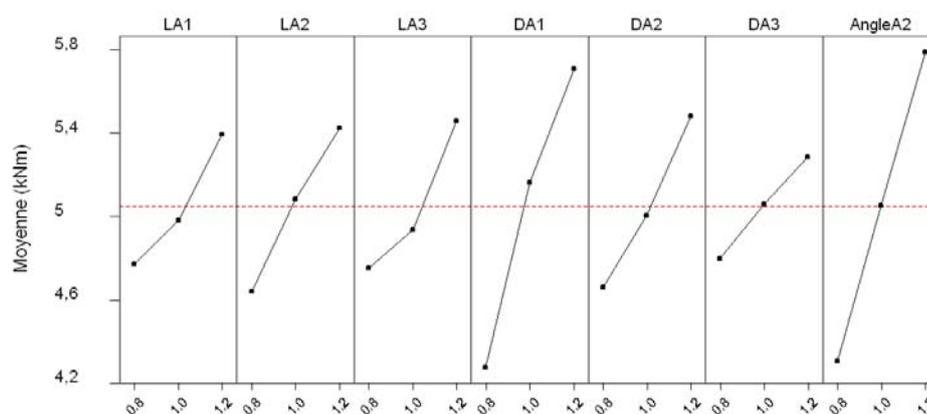


FIG. 4.14 – Effets moyens des facteurs géométriques sur le moment transmis à l'ancrage MF_{max}

La longueur des axes ligneux a un effet positif sur le moment maximal à l'ancrage. Ce résultat est cohérent avec le fait que des longueurs d'axes plus importantes se traduisent par un accroissement de l'aire exposée à l'écoulement et par des bras de levier accrus. L'ordre de grandeur des variations dues à la longueur d'axe est équivalent entre les ordres de ramification.

Le diamètre des axes ligneux de la plante présente lui aussi un effet positif sur le moment maximal. Un diamètre croissant entraîne une augmentation simultanée de la rigidité et de la masse du système, qui explique des moments plus importants. Le surplus de rigidité fait que, à sollicitation égale, l'énergie de déformation de la structure est plus faible et donc les efforts sont transmis plus efficacement. Le surplus de masse entraîne quant à lui un accroissement des forces d'inertie dans le système et donc une aggravation des effets dynamiques. Si l'effet diamètre, au contraire de celui des longueurs d'axes, devient moins marqué à mesure que l'ordre de ramification des axes augmente, c'est en partie que le rôle structural des axes n'est pas égal dès le départ. En effet la rigidité et la masse de la tige est supérieure à l'état de référence à celles des a_2 , elles-mêmes

plus conséquentes que celles des a3.

On observe finalement que le moment maximal croît avec θ , l'angle d'insertion des branches d'ordre 2. C'est le facteur géométrique le plus influent avec $d(1)$. Le phénomène est lié à la nature des profils du vent en peuplement forestier. Plus l'angle d'insertion est important, plus les branches sont proches de la verticale. Elles sont ainsi soumises à des vitesses plus élevées et donc à des forces de traînée accrues.

En résumé, plus l'arbre est de dimensions importantes, plus le moment transmis à l'ancrage est important. Ce phénomène ne suffit pourtant pas à mettre en évidence une sensibilité plus grande au châblis des arbres de taille conséquente. Des résultats antérieurs concernant le pin maritime mettent en évidence que le moment critique d'ancrage de l'arbre est proportionnel à la masse de la tige (Cucchi *et al.* [13]).

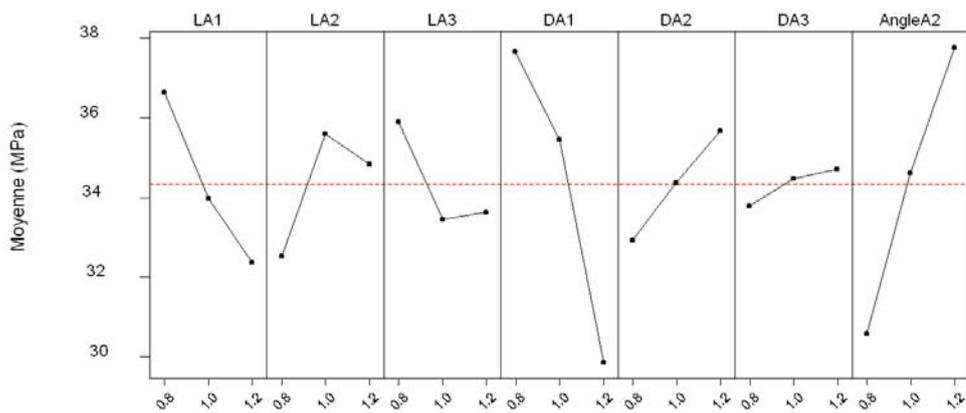


FIG. 4.15 – Effets moyens des facteurs géométriques du houppier sur la contrainte maximale σ_{max}

On observe une influence négative de la longueur et du diamètre de la tige sur la contrainte maximale en traction dans la tige. L'effet négatif du diamètre sur la contrainte s'explique par les variations de section et donc d'inertie. L'incidence négative de la longueur de tige sur σ_{max} sera expliquée par la suite.

La longueur des a2 et a3 ont des effets non linéaires prononcés. L'analyse de leur influence sur σ_{max} nécessiterait l'utilisation d'un plus grand nombre de modalités pour ces facteurs de contrôle. Le facteur le plus influent avec $d(1)$ est à nouveau l'angle d'insertion des a2. Plus l'angle que forment ces branches avec l'horizontale est grand, plus elles sont soumises à des vitesses de vent élevées. Cet aspect est directement lié au profil de vent caractéristique du peuplement forestier.

Le résultat n'est donc pas extensible au cas de l'arbre isolé.

Enfin le diamètre des branches affecte σ_{max} pour les mêmes raisons qu'elles ont un effet positif sur MF_{max} .

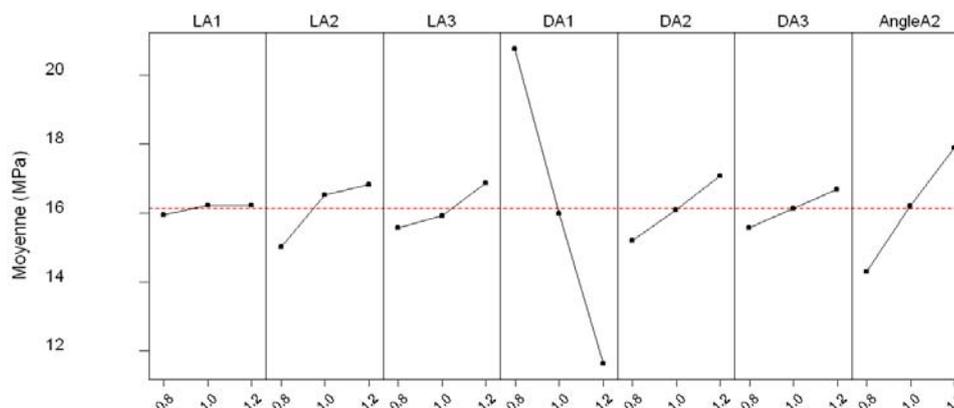


FIG. 4.16 – Effets moyens des facteurs géométriques sur la moyenne des contraintes maximales $\bar{\sigma}_{max}$

L'effet positif du diamètre de la tige est dominant sur la moyenne des contraintes maximales sur l'ensemble des éléments de la tige.

L'influence de l'angle d'insertion des branches est moins marquée pour $\bar{\sigma}_{max}$ qu'elle ne l'est pour σ_{max} . Elle reste cependant loin d'être négligeable.

La longueur et le diamètre des a2 et a3 ont un effet positif sur le niveau de contrainte dans la tige.

Enfin, $\bar{\sigma}_{max}$ est peu affectée par la longueur de la tige. Pour mieux appréhender l'influence de ce facteur, nous avons analysé l'influence des facteurs géométriques sur la force totale de traînée qui s'applique à l'arbre.

Tous les paramètres sauf un ont un effet positif notable sur la force maximale de traînée appliquée.

L'exception est le paramètre longueur de tige qui, lorsqu'il augmente, entraîne une diminution sensible des forces de traînée. Si l'effort global est moins important, alors la contrainte maximale dans la tige, située près de la cime de l'arbre, est logiquement plus faible. La traînée plus faible est compensée par une hauteur et donc un bras de levier plus importants du sujet qui induit un moment fléchissant plus important au niveau de l'ancrage. Les deux aspects se conjuguent et

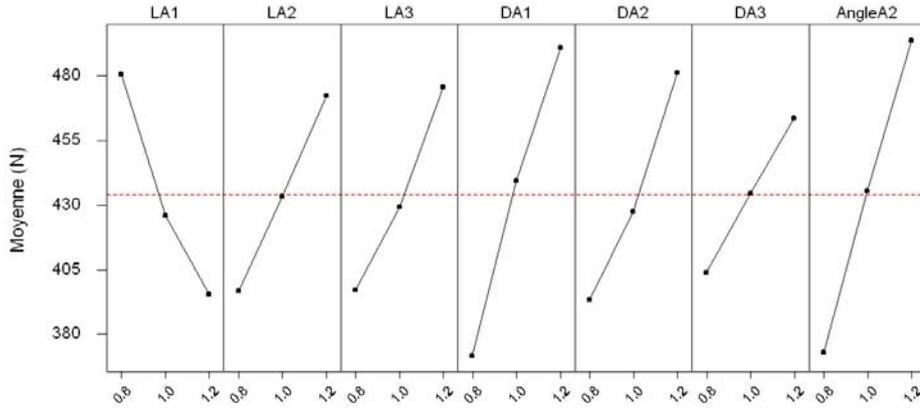


FIG. 4.17 – Effets moyens des facteurs géométriques sur les forces maximales de traînée aérodynamique.

expliquent pourquoi la moyenne des contraintes maximales n'est pas affectée significativement par la longueur de tige.

4.5 Conclusion

Les propriétés matérielles de la structure se révèlent globalement moins influentes sur l'ensemble des critères d'étude que les caractéristiques géométriques. Le module d'élasticité longitudinal de la tige présente néanmoins des effets extrêmement marqués, outrepassant significativement l'influence des autres facteurs matériels. Ce résultat fait apparaître clairement la nécessité de décrire plus finement ce paramètre dans les modélisations futures pour rendre compte efficacement du comportement de l'arbre tant en statique qu'en dynamique. On peut, par exemple, envisager de décrire les variations du module le long de la tige.

Les paramètres définissant l'amortissement dans le modèle, α_{aig} et α_{bois} , sont à l'évidence influents sur la capacité de l'arbre à dissiper efficacement les mouvements dans son mode fondamental. Bien que ces paramètres ne constituent pas des grandeurs physiques mesurables, il demeure possible de les relier à des quantités mesurables telles l'aire foliaire spécifique pour α_{aig} ou la viscosité du matériau bois pour α_{bois} . L'accent devra alors être mis sur une mesure précise de ces variables lors d'essais *in situ*.

Cependant, l'influence de ces paramètres est nettement moins prononcée sur la réponse de l'arbre à une sollicitation aérodynamique qu'elle ne l'est en régime libre. Ceci découle de la nature

intermittente et impulsionnelle du chargement induit par le passage des rafales de vent. En effet, dans l'ensemble des simulations numériques effectuées, les oscillations consécutives au passage de la première rafale sont entièrement dissipées quand survient la seconde rafale. Juste avant que celle-ci se produise, l'arbre se trouve à l'état d'équilibre statique sous l'action du vent moyen (non-fluctuant). Les deux rafales peuvent alors être considérées comme des événements découplés d'un point de vue dynamique. Les forces dissipatives n'ont alors pas la possibilité de jouer leur rôle comme elles pourraient le faire dans le cas d'un forçage périodique soutenu du vent sur la structure.

Il serait intéressant de poursuivre l'étude dans un contexte où les séries temporelles proviendraient directement de la mesure. Les rafales qui se produisent en couvert forestier peuvent en effet durer plus longtemps que celles que nous avons simulées. Cependant la durée de la rafale est peu susceptible d'affecter les forces d'inertie dans le système. Certains aspects tels que le temps de mise en charge ou l'intervalle séparant l'occurrence deux rafales de vent apparaissent d'ores et déjà bien plus critiques sur l'amplitude des déplacements de l'arbre. Un écoulement réel présente en outre un vecteur vitesse dont les composantes fluctuent de manière plus prononcée que pour le vent simulé dans ce chapitre. Cet aspect peut se révéler important pour déterminer le forçage aérodynamique qui s'applique aux branches. Si l'hypothèse d'une mise en résonance de l'arbre entier semble peu crédible, rien n'indique toutefois que le phénomène ne se produit pas au niveau plus local des axes ligneux secondaires. L'exploitation des données obtenues expérimentalement pour le site du Bray devrait permettre d'étudier la question, qui pour l'instant reste ouverte.

Parmi les facteurs géométriques, la longueur et le diamètre de la tige ont des effets très importants sur f_0 . Ces effets sont opposés de telle sorte qu'un arbre de forme élancée (haut et de faible diamètre) aura une fréquence de balancement notablement plus basse qu'un arbre de forme trapue. Ces deux facteurs ont d'ailleurs utilisés par Moore [50] comme variables dans des lois statistiques pour prédire la fréquence naturelle de balancement des arbres .

Si l'on considère, en zone de peuplement forestier, que l'énergie turbulente du vent est plus importante pour des fréquences plus faibles, alors les arbres élancés présente un risque de ruine plus élevé. Cette hypothèse est à mettre en regard des peuplements à haute densité de plantation où la compétition inter-individus est telle que les arbres, en recherche de lumière, privilégient la croissance en hauteur au détriment de la croissance radiale. Un tel comportement serait à même d'augmenter les risques de ruine des arbres à l'occurrence de vents violents.

Tous les facteurs conduisant à un volume de houppier accru (longueur et diamètre des branches) tendent à rendre l'arbre instable. En effet ces facteurs mènent non seulement à une fréquence naturelle plus faible mais aussi à un moment maximal à l'ancrage et à des niveaux de contraintes dans la tige plus élevés. Le résultat est cohérent car un houppier plus volumineux offre d'une part une prise au vent plus grande et d'autre part, la masse croissant avec le volume, induit des forces d'inertie plus importantes dans le système.

L'étude met finalement en avant le rôle joué par l'angle d'insertion des axes secondaires dans le cas de vitesses de vent qui s'atténuent fortement dans la profondeur de la canopée. Plus ces branches sont proches de la verticale, plus leurs extrémités sont soumises à des vitesses de vent élevées. Il en résulte un niveau de sollicitation accru sur l'ensemble de la structure.

Conclusion générale

Les mouvements de la structure arbre sont composés de vibrations à basse fréquence et caractérisées par des vitesses de déformation peu ou modérément élevées. Malgré la nature fluctuante des vitesses de vent en peuplement forestier, une mise en résonance du système est apparue improbable. L'influence des forces d'inertie dans le système n'est pour autant pas négligeable et, par conséquent, rend légitime une approche dynamique du problème. L'analyse non-linéaire des déplacements de la structure est souhaitable puisque le chargement, aussi bien les forces de traînée que les forces d'inertie, dépend grandement de l'état géométrique du système aérien.

Les présents travaux ont permis de développer un modèle numérique pour l'analyse de la réponse mécanique d'un arbre soumis à des sollicitations induites par l'écoulement atmosphérique. Le modèle prédit avec une précision acceptable les caractéristiques dynamiques d'arbres réels à partir de données exclusivement issues de la mesure. L'usage d'un houppier décrit de façon détaillée a mené à une capacité prédictive accrue par rapport aux tentatives de modélisation plus anciennes. Il reste cependant à valider le modèle pour l'étude des mouvements de l'arbre sous forçage aérodynamique. Actuellement, la validation expérimentale ne peut s'effectuer en l'absence de données mesurées pour l'ensemble des variables d'entrée requises par le modèle.

Les résultats de nos travaux ont mis en évidence une influence déterminante de l'architecture aérienne sur la dynamique de l'arbre. Tout d'abord, l'architecture conditionne la distribution spatiale de biomasse de la structure, distribution qu'il est critique de connaître pour déterminer les forces d'inertie du système et pour caractériser les modes de déformation de la structure. L'architecture est en outre complètement imbriquée dans les processus dissipatifs. En effet, des éléments architecturaux tels que le feuillage, par frottement aérodynamique, ou les branches, par leurs oscillations, influent largement sur l'amortissement des mouvements de la plante. Un

dernier exemple du rôle joué par l'architecture est qu'à voilure de houppier égale, l'orientation des branches dans l'espace affecte significativement l'importance des forces de traînée auxquelles est soumis l'arbre en peuplement.

Plusieurs axes de recherche futurs sont envisageables. Le premier d'entre eux serait d'étendre le domaine d'application du modèle numérique. En effet, si le rôle de l'architecture aérienne a bien été confirmé, l'étude n'a porté que sur des gymnospermes (conifères) de plantation qui n'ont pas atteint un stade de métamorphose caractérisé par l'apparition d'axes réitérés. Il s'agit donc généralement d'arbres de complexité topologique limitée, *i.e.* dont le tronc est la composante principale de la structure. Il nous semble intéressant de poursuivre l'analyse architecturale sur des angiospermes (feuillus), ou sur des conifères plus âgés, dont certaines branches rivalisent d'importance avec l'axe primaire.

Un deuxième axe d'étude serait d'approfondir nos connaissances sur l'influence de la nature de la sollicitation aérodynamique sur la réponse mécanique de l'arbre. Deux approches sont envisageables pour effectuer cette étude. La première approche consisterait à évaluer les mouvements de l'arbre pour des trames de vitesses de vent données qui tiendraient compte des instabilités secondaires de l'écoulement turbulent. Un plan d'expérience numérique destiné à évaluer l'influence des propriétés de l'écoulement atmosphérique sur les mouvements de l'arbre pourrait par ailleurs compléter cette étude.

Une seconde approche serait de procéder à un changement d'échelle pour étudier le couplage mécanique fluide/structure. En travaillant à des échelles plus petites, celle de la branche ou du feuillage, on pourrait alors analyser localement les transferts énergétiques. D'une meilleure connaissance du comportement à l'interface, on peut espérer mieux rendre compte des efforts qui s'appliquent réellement à l'échelle du houppier.

Enfin un dernier axe pour poursuivre nos travaux serait d'intégrer la croissance de la plante dans le modèle. Un moyen pour cela est de mettre progressivement en place le matériau dans la structure et donc d'inclure la notion d'âge physiologique dont dépend les propriétés du bois. Il en résulterait une représentation plus fine de la structure interne du bois [19]. On pourrait aussi évaluer des hypothèses sur d'éventuelles adaptations de la forme de l'arbre en fonction de la sollicitation à laquelle il est soumis [53], [70]. Cela permettrait de déterminer si l'allocation de

matière dans la structure correspond un état de contrainte mécanique et de savoir s'il existe un couplage entre la dynamique de l'arbre en tant que structure et la dynamique de croissance.

A

Introduction aux ondelettes

Une ondelette est une fonction de moyenne nulle :

$$\int_{-\infty}^{+\infty} \psi(t) dt = 0 \quad (\text{A.1})$$

Elle est dilatée par un paramètre d'échelle s , et translatée de u :

$$\psi_{u,s}(t) = \frac{1}{\sqrt{s}} \psi\left(\frac{t-u}{s}\right) \quad (\text{A.2})$$

La transformée en ondelettes d'un signal f à l'échelle s et à la position u se calcul en corrélant f avec l'ondelette correspondante :

$$Wf(u, s) = \int_{-\infty}^{+\infty} f(t) \frac{1}{\sqrt{s}} \psi^*\left(\frac{t-u}{s}\right) dt \quad (\text{A.3})$$

où $*$ marque le complexe conjugué. La transformée est une représentation bidimensionnelle d'un signal $f(t)$ monodimensionnel.

Comme la transformée de fourier à fenêtre, la transformée en ondelettes permet, de représenter un signal dans le domaine temps-fréquence, mais sa résolution est différente (Fig. A.1). Une transformée en ondelettes analytiques, *i.e.* obtenue avec une ondelette mère dont la transformée de Fourier est nulle pour les fréquences négatives, définit une densité d'énergie en temps-fréquence $P_W f$. Celle-ci mesure l'énergie du signal f dans la boîte de Heisenberg de chaque ondelette $\psi_{u,s}$:

$$P_W f = |Wf(u, s)|^2 \quad (\text{A.4})$$

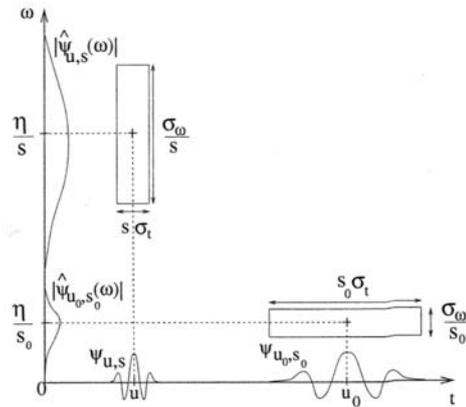


FIG. A.1 – Boîtes de Heisenberg de deux ondelettes. Une échelle plus petite réduit l'étalement en temps mais augmente la taille du support fréquentiel, qui est décalé vers les hautes fréquences

Cette densité d'énergie s'appelle un scalogramme.

La transformée par ondelettes permet en outre de détecter et de caractériser les singularités d'un signal. Puisque ψ est de moyenne nulle, le coefficient d'ondelette $Wf(u, s)$ mesure les variations dans un voisinage de u , de largeur proportionnelle à s . Les variations brusques d'un signal produisent de grands coefficients d'ondelettes. Les singularités sont détectées en suivant les maxima locaux de la transformée en ondelettes le long des échelles.

Au lecteur désireux d'en savoir plus sur les ondelettes, nous recommandons la lecture de Mallat [44].

B

Table de Taguchi L27(3**13)

	Facteurs de contrôle												
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1	-20%	-20%	-20%	-20%	-20%	-20%	-20%	-20%	-20%	-20%	-20%	-20%	-20%
2	-20%	-20%	-20%	-20%	ref								
3	-20%	-20%	-20%	-20%	+20%	+20%	+20%	+20%	+20%	+20%	+20%	+20%	+20%
4	-20%	ref	ref	ref	-20%	-20%	-20%	ref	ref	ref	+20%	+20%	+20%
5	-20%	ref	ref	ref	ref	ref	ref	+20%	+20%	+20%	-20%	-20%	-20%
6	-20%	ref	ref	ref	+20%	+20%	+20%	-20%	-20%	-20%	ref	ref	ref
7	-20%	+20%	+20%	+20%	-20%	-20%	-20%	+20%	+20%	+20%	ref	ref	ref
8	-20%	+20%	+20%	+20%	ref	ref	ref	-20%	-20%	-20%	+20%	+20%	+20%
9	-20%	+20%	+20%	+20%	+20%	+20%	+20%	ref	ref	ref	-20%	-20%	-20%
10	ref	-20%	ref	+20%									
11	ref	-20%	ref	+20%	ref	+20%	-20%	ref	+20%	-20%	ref	+20%	-20%
12	ref	-20%	ref	+20%	+20%	-20%	ref	+20%	-20%	ref	+20%	-20%	ref
13	ref	ref	+20%	-20%	-20%	ref	+20%	ref	+20%	-20%	+20%	+20%	ref
14	ref	ref	+20%	-20%	ref	+20%	-20%	+20%	-20%	ref	-20%	ref	+20%
15	ref	ref	+20%	-20%	+20%	-20%	ref	-20%	ref	+20%	ref	+20%	-20%
16	ref	+20%	-20%	ref	-20%	ref	+20%	+20%	-20%	ref	ref	+20%	-20%
17	ref	+20%	-20%	ref	ref	+20%	-20%	-20%	ref	+20%	+20%	-20%	ref
18	ref	+20%	-20%	ref	+20%	-20%	ref	ref	+20%	-20%	-20%	ref	+20%
19	+20%	-20%	+20%	ref									
20	+20%	-20%	+20%	ref	ref	-20%	+20%	ref	-20%	+20%	ref	-20%	+20%
21	+20%	-20%	+20%	ref	+20%	ref	-20%	+20%	ref	-20%	+20%	ref	-20%
22	+20%	ref	-20%	+20%	-20%	+20%	ref	ref	-20%	+20%	+20%	ref	-20%
23	+20%	ref	-20%	+20%	ref	-20%	+20%	+20%	ref	-20%	-20%	+20%	ref
24	+20%	ref	-20%	+20%	+20%	ref	-20%	-20%	+20%	ref	ref	-20%	+20%
25	+20%	+20%	ref	-20%	-20%	+20%	ref	+20%	ref	-20%	ref	-20%	+20%
26	+20%	+20%	ref	-20%	ref	-20%	+20%	-20%	+20%	ref	+20%	ref	-20%
27	+20%	+20%	ref	-20%	+20%	ref	-20%	ref	-20%	+20%	-20%	+20%	ref

Bibliographie

- [1] Abaqus Inc. www.abaqus.com.
- [2] AMIRO B.D. Drag coefficients and turbulence spectra within three boreal forest canopies. *Boundary-Layer Meteorology*, 52 :227–246, 1990.
- [3] ANCELIN P., COURBAUD B., FOURCAUD T. Development of an individual tree-based mechanical model to predict wind damage within forest stands. *Forest Ecology et Management*, pages 787–796, 2004. in press.
- [4] AXISA F. *Vibrations sous écoulements*. Hermes, 4eme edition, 2001.
- [5] BARCZI J.F., DE REFFYE P., CARAGLIO Y. Essai sur l'identification et la mise en oeuvre des paramètres nécessaires à la simulation d'une architecture végétale : le logiciel amapsim. In P. de Reffye J. Bouchon and D. Barthélémy, editors, *Science Update*, pages 205–254. INRA Editions, Paris, France, 1997.
- [6] BERTHIER S. *Effets des sollicitations daérodynamiques sur la croissance et le développement du pin maritime*. PhD thesis, Université de Bordeaux I, 2001.
- [7] BLACKWELL P.G., RENNOLLS K., COUTTS M.P. A root anchorage model for shallowly rooted sitka spruce. *Forestry*, 63(1) :73–91, 1990.
- [8] CHIBA Y. Modelling stem breackage caused by typhoons in plantation *Cryptomeria japonica* forests. *Forest Ecology and Management*, 135 :123–131, 2000.

-
- [9] CIONCO R.M. Analysis of canopy index values for various canopy densities. *Boundary-Layer Meteorology*, 15 :81–93, 1978.
- [10] CLOUGH R.W. ET PENZIEN J. *Dynamics of Structures*. McGraw Hill inc., New-York, 1975.
- [11] COUDURIER T., BARTHELEMY D., CHANSON B., COURDIER F., LOUP C. Premier résultats sur la modélisation du pin maritime *Pinus pinaster* ait. (pinecae). In Boucher J., editor, *Architecture des arbres fruitiers et forestiers*, pages 306–321. INRA Editions, Paris, France, 1993.
- [12] COUTTS M.P. Components of tree stability in sitka spruce on peaty gley soil. *Forestry*, 59(2) :173–193, 1986.
- [13] CUCCHI V., MEREDIEU C., STOKES A., BERTHIER S., BERT D. NAJAR M., DENIS A. ET LASTENT R. Root anchorage of inner and edge trees in stands of maritime pine (*Pinus Pinaster* ait) growing in different podzolic soil conditions. *Trees*, 18 :460–466, 2004.
- [14] ENGLAND A.H., BAKER C.J., SAUNDERSON S.E.T. A dynamic analysis of windthrow of trees. *Forestry*, 73(3) :225–237, 2000.
- [15] FINNIGAN J.J., BRUNET Y. Turbulent airflow in forests on flat and hilly terrain. In M. P. Coutts and J. Grace, editors, *Wind and Trees*, pages 3–40. Cambridge University Press, 1995.
- [16] FLESCH T.K., WILSON J.D. Wind and remnant tree sway in forest cutblocks ii. relating measured tree sway to wind statistics. *Agricultural and Forest Meteorology*, 93 :243–258, 1999.
- [17] FOURCAUD T., BLAISE F., LAC P., CASTÉRA P., DE REFFYE P. Numerical modelling of shape regulation and growth stresses in trees - ii. implementation in the amappara software and simulation of tree growth. *Trees*, 17(2) :31–39, 2003.

-
- [18] FOURCAUD T., DUPUY L., SELIER D., ANCELIN P., LAC P. Application of plant architectural models to biomechanics. In *Plant growth modeling and applications*, pages 384–397. Tsinghua university press - Springer, 2003.
- [19] FOURCAUD T., LAC P. Numerical modelling of shape regulation and growth stresses in trees - i. an incremental static finite element formulation. *Trees*, 17 :23–30, 2003.
- [20] FOURNIER M., ROGIER P., COSTES E., JAEGER M. Modélisation mécanique des vibrations propres d'un arbre soumis aux vents, en fonction de sa morphologie. *Annales Sciences Forestières*, 50 :401–412, 1993.
- [21] GAFFREY D., KNIEMEYER O. The elasto-mechanical behaviour of douglas fir, its sensitivity to tree specific properties, wind and snow loads, and implications for stability - a simulation study. *Journal of Forest Science*, 48(2) :49–69, 2002.
- [22] GARDINER B.A. Mechanical characteristics of sitka spruce. *Forestry Commission Occasional Paper*, 24, 1989.
- [23] GARDINER B.A. Wind and wind forces in a plantation spruce forest. *Boundary-Layer Meteorology*, 55 :161–86, 1994.
- [24] GARDINER B.A. The interactions of wind and tree movement in forest canopies. In M. P. Coutts and J. Grace, editors, *Wind and Trees*, pages 41–59. Cambridge University Press, Cambridge, 1995.
- [25] GARDINER B.A., PELTOLA H., KELLOMÄKI. Comparision of two models for predicting the critical wind speeds required to damage coniferous trees. *Ecological Modelling*, 2000.
- [26] GERARDIN M., RIXEN D. *Théorie des vibrations - application à la dynamique des structures*. Masson, 1993.

-
- [27] GODIN C., CARAGLIO Y. A multiscale model of plant topological structures. *Journal of Theoretical Biology*, 15 :83–90, 2000.
- [28] GODIN C., COSTES E., CARAGLIO Y. Exploring plant topological structure with the amapmod software. *Silva Fennica*, 31 :357–368, 1997.
- [29] GREEN D.W., WINANDY J.E., KRETSCHMANN D.E. Mechanical properties of wood. In *Wood handbook : wood as an engineering material*, pages 4.1–4.45. USDA forest service, Madison, WI, EUA, 1999.
- [30] GUITARD D.G.E., CASTERA P. Experimental analysis and mechanical modelling of wind-induced tree sways. In M.P. Coutts and J. Grace, editors, *Wind and Trees*, pages 182–94. Cambridge University Press, Cambridge, 1995.
- [31] GUITARD D.G.E, FOURNIER M. Le comportement mécanique du bois. In *Le bois : matériau d'ingénierie*, pages 91–125. ARBOLOR, Nancy, France, 1994.
- [32] GURLEY K., KAREEM, A. Analysis interpretation modelling and simulation of unsteady wind and pressure data. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 71 :657–669, 1997.
- [33] GURLEY K., KAREEM A. Applications of wavelet transforms in earthquake, wind and ocean engineering. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 21 :149–167, 1999.
- [34] HANGAN H., KOPP G.A., VERNET A., MARINUZZI R. A wavelet pattern recognition technique for identifying flow structures in cylinder generated wakes. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 89 :1001–1005, 2001.
- [35] HIBBIT H.D., KARLSSON B.I. Analysis of pipe whip. Technical report, EPRI, Report NP-1208, 1979.

-
- [36] ILLY G., CASTAIN J-P. Rythme saisonnier de croissance en diamètre et en hauteur chez le pin maritime. *bulletin de la Société botanique de France*, 114, 1966.
- [37] INOUE E. On the turbulent structure of airflow within crop canopies. *J. Met. Soc. Japan*, 41 :317–26, 1963.
- [38] IRVINE M.R. *Turbulence and turbulent transport above and within coniferous forests*. PhD thesis, Université de Liverpool, Royaume-Uni, 1994.
- [39] IRVINE M.R., GARDINER B.A., HILL M.K. The evolution of turbulence across a forest edge. *Boundary Layer Meteorology*, 84 :467–496, 1997.
- [40] KAIMAL J.C., FINNIGAN J.J. *Atmospheric boundary layer floaws*. Oxford University Press, 1994.
- [41] KERZENMACHER T., GARDINER B. A mathematical model to describe the dynamic response of a spruce tree to the wind. *Trees*, 12 :385–394, 1998.
- [42] LEMOINE B. Pin maritime et sécheresses dans les landes de gascogne - croissances en circonférences. *Académie d'Agriculture de France*, pages 694–702, 1979.
- [43] LOHOU F., LOPEZ A, DRUILHET A., BRUNET Y., IRVINE M. ET LAMAUD E. The venfor project : Response of an homogeneous forest canopy to wind stress though the analysis of accelerometer measurements. In *Wind effects on trees*, pages 109–116. Université de Karlsruhe, 2003.
- [44] MALLAT S. *A wavelet tour of signal processing, 2^e édition*. Academic Press, 1999.
- [45] MATTHECK C., KUBLER H. *Wood : the internal optimization of trees*. Springer Verlag, Heidelberg, 2nd edition, 1997.
- [46] MAYER H. Wind-induced tree sways. *Trees*, 1 :195–206, 1987.
- [47] MILNE R. Dynamics of swaying *Picea sitchensis*. *Tree physiology*, 9 :383–99, 1991.

-
- [48] MILNE R., BROWN T.A. Tree stability and form. Technical report, CEC/NERC contract no. MA-0061-UK(BA), 1990.
- [49] MOORE J.R. *Mechanical behavior of coniferous trees subjected to wind loading*. PhD thesis, Oregon State University, 2002.
- [50] MOORE J.R., MAGUIRE D.A. Natural sway frequencies and damping ratios of trees : concepts, review and synthesis of previous studies. *Trees*, 18 :195–796, 2004.
- [51] NEILD S.A., WOOD C.J. Estimating stem and root-anchorage flexibility in trees. *Tree Physiology*, 19 :141–151, 1998.
- [52] NIKLAS K.J. *Plant biomechanics - An engineering approach to plant form and function*. University of Chicago press, 1992.
- [53] NIKLAS K.J. Effects of vibration on mechanical properties and biomass allocation pattern of *Capsella bursa-pastoris* (cruciferae). *Annals of Botany*, 82 :147–156, 1998.
- [54] OGÉE J. *Etude des échanges gazeux d'eau et de carbone entre une pinède landaise et l'atmosphère*. PhD thesis, Université Paul Sabatier, Toulouse, France, 2000.
- [55] OLIVER H.R., MAYHEAD G.J. Wind measurements in a pine forest during a destructive gale. *Forestry*, pages 185–94, 1974.
- [56] PAPESCH A.J.G. A simplified tyheoretical analysis of the factors that influence windthrow of trees. In *fifth australasian conference on hydraulics and fluid dynamics*, pages 235–242, 1974.
- [57] PEACE G.S. *Taguchi Methods*. Adislon-Wesley Publishing Company, 1993.
- [58] PELTOLA H. *et al.* Swaying of trees as caused by wind : analysis of field measurements. *Silva Fennica*, 27(2) :113–126, 1993.
- [59] PORTE A., BOSCH A., CHAMPION I., LOUSTEAU D. Estimating the foliage area of maritime

-
- pine (*Pinus pinaster* ait.) branches and crowns with application to modelling the foliage area distribution in the crown. *Annals of Forest Science*, 57 :73–86, 2000.
- [60] RAUPACH M.R. Canopy transport process. In W. L. Steffan and O. T. Denmead, editors, *Flow an Transport in the Natural Environment : Advances and Application*, pages 95–127. Springer-Verlag, Berlin, 1988.
- [61] RAUPACH M.R. Simplified expressions for vegetation roughness length and zero-plane displacement as functions of canopy height and area index. *Boundary-Layer Meteorology*, 71 :211–216, 1994.
- [62] SAUNDERSON S.E.T. *The aerodynamic behaviour of trees in high winds*. PhD thesis, University of Nottingham, 1997.
- [63] SCANNELL B. *Quantification of the interactive motions of the atmospheric surface layer and a conifer canopy*. PhD thesis, Cranfield Insitute of Technology, Bedford, 1984.
- [64] SHINYA M., FOURNIER A. Stochastic motion - motion under the influence of wind. In *Proceedings of Eurographics '92*, pages 119–128, 1992.
- [65] SINOQUET H., RIVET P. AND GODIN C. Assessment of the three-dimensional architecture of the walnut trees using digitizing. *Silva Fennica*, 31 :265–273, 1997.
- [66] SKATTER S., KUCERA, B. Tree breakage from torsional wind loading due to crown asymmetry. *Forest Ecology and Management*, 135 :97–103, 2000.
- [67] SPATZ H.-C., BRUECHERT, F. Basic biomechanics of self-supporting plants : wind loads and gravitationnal loads on a norway spruce tree. *Forest Ecology and Management*, 135 :33–44, 2000.
- [68] STAM J. Stochastic dynamics : simulating the effects of turbulence on flexible structures.

-
- In D. Fellner and L. Szirmay-Kalos, editors, *EUROGRAPHICS '97*. Blackwell Publishers, Oxford, 1997.
- [69] SUGDEN M.J. Tree sway period - a possible new parameter for crown classification and stand competition. *Forestry Chronical*, 38 :336–344, 1962.
- [70] TELEWSKI F.W. Wind-induced physiological and developmental responses in trees. In M.P. Coutts and J. Grace, editors, *Wind and Trees*, pages 237–63. Cambridge University Press, 1995.
- [71] WOOD C.J. Understanding wind forces on trees. In M. P. Coutts and J. Grace, editors, *Wind and Trees*, pages 133–64. Cambridge University Press, Cambridge, 1995.
- [72] ZIENKIEWICZ O.C., TAYLOR R.L. *The finite element method, 4th edition*. McGraw-Hill, London, 1989. 2 volumes.
- [73] ZOBEL B.J., VAN BUITJENEN J.P. *Wood Variation*. Springer-Verlag, 1989.

Résumé

Tempêtes et ouragans causent des dégâts considérables dans les forêts de plantation du globe, entraînant ainsi des pertes économiques sévères. La question de la tenue aérodynamique du système aérien de l'arbre est centrale pour déterminer les risques de ruine lors de tels événements.

Un modèle de dynamique non-linéaire des structures basé sur la Méthode des Eléments Finis a été développé afin d'évaluer le comportement mécanique de l'arbre soumis à l'écoulement atmosphérique, de nature turbulente en milieu forestier. L'analyse numérique est nécessaire pour appréhender toute la variabilité et la complexité de l'architecture aérienne des arbres.

Les oscillations libres de trois jeunes Pins maritimes (*Pinus Pinaster* Ait.) sont caractérisées expérimentalement et par des simulations numériques. L'influence de la morphologie des sujets est prise en compte. En outre, le modèle est appliqué à un Epicéa de Sitka (*Picea Sitchensis*) sous forçage aérodynamique. Enfin, la méthode des plans d'expérience est employée pour identifier les facteurs clés affectant la stabilité d'un Pin maritime soumis à un vent simulé. Les paramètres étudiés sont les caractéristiques géométriques et matérielles de la structure.

Les résultats mettent en évidence l'aptitude du modèle à prédire les caractéristiques dynamiques d'arbres réels. Ils confirment de plus l'incidence de l'architecture aérienne sur les mouvements de l'arbre induits par le vent.

Mots-clés : Arbre, Architecture aérienne, Biomécanique, Dynamique, Vent.

Abstract

Occurrence of strong winds leads to important damage in forest stands, thus causing severe economical losses. The aerodynamic behaviour of the aerial system is a key component to understand risks and process of tree failure due to wind loading.

A non-linear dynamic model of tree structure, based on the Finite Element Method, was developed in order to assess the mechanical behaviour of trees submitted to the atmospheric flow which is characterized by turbulent motions in forest environment. Numerical analysis is necessary to investigate the variability and the complex arrangement of tree aerial architecture.

Free oscillations of three *Pinus Pinaster* saplings are studied with field measurements and numerical simulations. The role of crown structure is taken into account. In addition, the Finite Element model is applied to a mature Sitka Spruce (*Picea Sitchensis*) submitted to measured aerodynamic drag. Furthermore, design of experiments is carried out to indentify primary factors involved in the wind-firmness of a Maritime pine. Wind speeds and turbulence are simulated. The parameters that are studied belong to the material and geometrical characteristics of the tree.

Results show the model ability to determine the dynamic characteristics of existing trees. They also highlight the influence of aerial architecture on the movement of trees induced by wind.

Keywords : Aerial architecture, Biomechanics, Dynamics, Tree, Wind.