



HAL
open science

Influence des jonctions sur le comportement vibro-acoustique d'assemblages de structures bois pour le bâtiment

David Blon

► **To cite this version:**

David Blon. Influence des jonctions sur le comportement vibro-acoustique d'assemblages de structures bois pour le bâtiment. Vibrations [physics.class-ph]. Université du Maine, 2016. Français. NNT : 2016LEMA1034 . tel-01442609

HAL Id: tel-01442609

<https://theses.hal.science/tel-01442609>

Submitted on 20 Jan 2017

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

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

THÈSE DE DOCTORAT

David BLON

Mémoire présenté en vue de l'obtention du
grade de Docteur de l'Université du Maine
sous le sceau de L'Université Bretagne Loire

École doctorale : SPIGA

Discipline : 60

Spécialité : Acoustique

Unité de recherche : Laboratoire d'Acoustique de l'Université du Maine — UMR CNRS 6613

Soutenu le 28 septembre 2016

Thèse N° :

INFLUENCE DES JONCTIONS SUR LE COMPORTEMENT VIBRO-ACOUSTIQUE D'ASSEMBLAGES DE STRUCTURES BOIS POUR LE BÂTIMENT

JURY

Rapporteurs : **Delphine BARD**, Senior Lecturer, Lund University
Frédéric DUBOIS, Professeur des Universités, GEMH, Egletons

Examineurs : **Jean-François DEÛ**, Professeur des Universités, LMSSC, Paris

Invité(s) : **Romain BRÉVART**, ingénieur d'études, CRITT Bois, Épinal
Antonin TRIBALEAU, responsable laboratoire menuiserie, Bois HD, Nantes

Directeur de thèse : **Olivier DAZEL**, Professeur des Universités, LAUM, le Mans

Co-directeurs de Thèse : **Bruno BROUARD**, Maître de Conférences, LAUM, le Mans
Jean-Michel GÉNEVAUX, Professeur des Universités, LAUM, le Mans

Résumé

La forte sensibilité des ouvrages bois aux transmissions latérales, vibrations et autres sons basses fréquences représente un obstacle à leur développement. En réponse à cette problématique, le projet VIBRACOUBOIS, dans lequel s'inscrivent ces travaux, vise à développer la caractérisation ainsi que la modélisation des transferts vibro-acoustiques au sein de ces structures. L'objectif principal de ces travaux est donc d'élargir le champ de l'étude expérimentale et numérique à une structure complète constituée de différents parois et de cavités couplées. Les jonctions, véritables nœuds des systèmes constructifs, sont placées au centre de l'étude. Pour ce faire, un protocole expérimental est développé, permettant d'effectuer des mesures en laboratoire mais également *in-situ* sur des structures réelles. Les résultats de campagnes d'essais effectuées au sein de deux maquettes d'ouvrages bois (ossature et bois massif) grandeur nature sont présentés. Par ailleurs, en vue de se rapprocher des jonctions réelles du bâtiment, des méthodes numériques de couplage incluant des effets locaux de dissipation sont développées. Une méthode hybride est présentée. Un modèle numérique de la maquette en bois massif, basé sur la méthode des éléments-finis, est créé. L'utilisation de cette méthode est justifiée de par la prépondérance des comportements modaux aux basses fréquences. Ce modèle intègre la méthode hybride en vue d'obtenir un couplage souple entre les parois, par opposition au couplage classique rigide des éléments-finis. Les résultats d'un processus de recalage portant sur les propriétés des parois et des jonctions ainsi que sur le couplage vibro-acoustique sont présentés.

Mots-clés : vibro-acoustique, bâtiment, bois, jonction, transmissions latérales, éléments-finis, ondes planes

Abstract

Wooden buildings are very sensitive to flanking transmissions, vibrations and low frequency sounds, which interferes with their development. The VIBRACOUBOIS project, in which this research work is part of, aims to respond to this problem by improving the vibro-acoustic transfers characterisation and modelling of these structures. This research work mainly focuses on expanding the experimental and the numerical scope of the study to an entire structure made of coupled walls and air cavities. The junctions, considered critical for the vibration propagation in these buildings, are placed at the center of this work. First, an experimental protocol is presented. It allows to measure both the vibro-acoustic behaviour of laboratory and real structures. The results of test campaigns run on two full-scale experimental mock-ups (timber frame and CLT) are then presented. Secondly, numerical coupling methods that include local dissipation effects are developed, in order to get closer to real junctions behaviour. A hybrid coupling method is presented. A numerical model of the CLT mock-up, based on the finite-elements method, is then created. The use of this method is justified because of the strong modal behaviour of these structures at low frequencies. This model implements the hybrid coupling method in order to create flexible junctions, as opposed to the classic rigid coupling of the finite-elements. Based on the CLT mock-up experimental measurements, the results of an adjustment process of the wall and the junction properties used in the numerical model is finally presented.

Key words : vibro-acoustics, lightweight buildings, timber, junction, flanking transmissions, finite-elements, plane waves

Remerciements

En premier lieu, mes plus sincères remerciements vont aux personnes ayant accepté la délicate tâche d'être les rapporteurs de ces travaux, Madame Delphine BARD et Monsieur Frédéric DUBOIS, ainsi qu'à Monsieur Jean-François DEÛ pour sa contribution en tant qu'examineur. Leur expertise et leurs conseils avisés ont permis de faire aboutir jusqu'à sa forme finale ce manuscrit.

J'aimerais ensuite exprimer toute ma gratitude et ma reconnaissance envers le trio scientifique qui a principalement encadré ces travaux, à savoir Olivier DAZEL, Jean-Michel GÉNEVAUX et Bruno BROUARD. Leurs encouragements, leur écoute et leur patience m'ont permis de mener à bien l'épreuve d'endurance et de persévérance qu'est le doctorat. Merci Olivier pour m'avoir en tout premier lieu donné cette chance. Ta virtuosité mathématique n'a d'égale que ta bienveillance, et tes conseils toujours pertinents ont permis d'ajouter de la cohérence et du sens à ces travaux. Merci à toi Jean-Michel, pédagogue redoutable et bouillonnant expérimentateur. Ton dynamisme pétillant et ta faculté de ne jamais être à cours d'idées nouvelles ont été un moteur et une grande source d'inspiration durant ces travaux. Merci également à toi Bruno. Ton calme et ta sérénité face aux deux autres phénomènes sont complémentaires et indispensables pour l'équipe, et m'ont permis d'avancer d'un pas plus serein. Longue vie à cette symbiose Laumatique !

Mes remerciements vont également à toute l'équipe du CRITT Bois d'Épinal, au sein de laquelle j'ai eu plaisir à travailler durant la majorité de mes activités de recherche. Merci à son directeur, Stéphane OHNIMUS, et aux ingénieurs d'études Jean-Sébastien LAUFFER et Romain BRÉVART, pour m'avoir fait confiance et m'avoir permis de mener avec une grande liberté les travaux présentés ici. Merci à Antonin TRIBALEAU pour ta patience et tes explications dans de nombreux domaines qui m'étaient jusqu'alors inconnus, il est clair que tu as ouvert la voie à ces travaux. Merci par ailleurs aux partenaires de bureau fantastiques qu'ont été Christophe VAUCOURT et Bertrand MARTIN. Leur générosité et leur gentillesse sans failles furent particulièrement importantes durant les hauts et les bas qu'a vécu la structure. Enfin pêle-mêle, merci à Baptiste MORON pour son ouverture musicale rafraîchissante, à Antoine PRATS et sa vivacité intellectuelle (le Libre vaincra), au discret et infatigable travailleur Éric MASSON, à la franche et souriante Maelenn JOSSET (ce n'est évidemment pas toi qui casse les appareils électroniques, ce sont eux qui sont faibles), à la gentillesse d'Elise BALDENBERGER, au professionnalisme et à l'investissement de Coralie PELLETIER, à l'écoute et l'ouverture de Jean-Baptiste FOUCAUT, à l'assistance administrative précieuse de Véronique DONEL et d'ODILE MEAUSOONE, et à celle technique de Pierre VONDERFLICK. Merci par ailleurs aux partenaires industriels du projet, Michel PERRIN (ARBONIS), Walter Mignot (SOCOPA), Michel DIDIER (LIGNATEC) et le cabinet d'architectes François Lausecker. Sans votre connaissance du terrain et votre investissement sérieux dans le projet, aucune des études expérimentales présentées ici n'aurait pu être menée.

Je salue également au passage tous les membres du laboratoire d'acoustique avec qui j'ai eu la chance d'échanger, et qui ont contribué d'une manière ou d'une autre à l'accomplissement de ces travaux.

Je pense notamment au directeur du LAUM Joël GILBERT, à tous les professeurs et en particulier Najat TAHANI, Pierrick LOTTON et Laurent SIMON, aux personnels techniques Alann RENAULT et Pierre-Arnaud LECOMTE, et aux nombreux doctorants qui participent à la vie et à la dynamique du laboratoire. J'ai également une pensée pour le directeur de l'ENSTIB à Épinal, Pascal TRIBOULOT, ainsi que pour tous les étudiants, les professeurs et les membres permanents qui font de ce campus un lieu unique et magique, un microcosme où l'apprentissage s'effectue dans la joie, la bonne humeur et l'odeur des copeaux frais.

Enfin un grand merci aux résidents (membres permanents et temporaires) et amis du Sapin Bleu, sans qui ces trois années n'auraient certainement pas été aussi riches d'enseignements et aussi folles. Je pense notamment à Lulu, Titou, Lauré, Thomas, Monsieur PUISSANT, Le Tohic, Francis, Dr. Drey et Mougin. Je remercie également les doctorants et amis de tous horizons scientifiques, avec qui le partage de nos travaux de recherche respectifs a toujours été un plaisir. Je pense notamment à Benoît, Rodrigue, Côme, Julien, Grzegorz et tous les autres... Enfin, Sarah, merci pour ta relecture appliquée malgré des délais très courts, et pour tes paroles toujours rassurantes dans les nombreux moments de doute.

Apparemment, il y a une panne de micro dans la pièce du fond.

Sommaire

Résumé	i
Abstract	iii
Remerciements	v
Table des figures	xi
Liste des tableaux	xv
Table des sigles	xvii
Introduction	1
1 Développement et validation d'un protocole d'essai expérimental	9
1.1 Introduction	9
1.2 Description du protocole d'essai	11
1.2.1 Choix des capteurs	11
1.2.2 Validation de la chaîne de mesure force-accélération	12
1.2.3 Choix de la source	13
1.2.4 Caractéristiques des fonctions de réponse	15
1.3 Validation sur maquettes expérimentales	16
1.3.1 Position de l'opérateur	16
1.3.2 Répétabilité des mesures	17
1.3.3 Extraction des formes modales d'un plancher solivé	18
1.3.4 Effet d'une modalité constructive sur la pression dans la cavité	19
1.4 Validation <i>in-situ</i> sur structure réelle	20
1.4.1 Influence du cadre support	20
1.4.2 Influence de la masse d'acier	22
1.4.3 Effet de rigidificateurs parasismiques sur les formes modales d'une paroi	23
1.5 Conclusion	24
2 Conception et caractérisation de maquettes d'ouvrages bois grandeur nature	27
2.1 Conception des structures d'essai	27
2.1.1 Maquette à ossature bois	28
2.1.2 Maquette en bois massif	28
2.2 Caractérisation expérimentale d'une structure en ossature bois	29
2.2.1 Orientation du solivage	29
2.2.2 Couplage des modes acoustiques et structurels	30

2.2.3	Synthèse de différentes modalités constructives	33
2.3	Caractérisation expérimentale d'une structure en bois massif	39
2.3.1	Transmissions latérales	40
2.3.2	Sensibilité aux modes propres de cavité	41
2.3.3	Installation d'un résilient acoustique	42
2.4	Conclusion	46
3	Adaptation numérique de méthodes classique et hybride de couplage	47
3.1	Introduction	47
3.1.1	De la nécessité d'interfaces imparfaites	47
3.1.2	Le logiciel libre FreeFem++	48
3.1.3	Automatisation par un script Shell	48
3.2	Couplage fluide-structure classique	49
3.2.1	Problème aux limites	49
3.2.2	Formulations variationnelles associées	50
3.2.3	Discrétisation par éléments-finis	51
3.3	Couplage fluide-structure hybride	51
3.3.1	Formulation variationnelle	52
3.3.2	Discrétisation par éléments-finis	53
3.3.3	Couplage par ondes planes	53
3.3.4	Cas de validation	55
3.4	Couplage solide-solide hybride	55
3.4.1	Formulation variationnelle	56
3.4.2	Discrétisation par éléments-finis	58
3.4.3	Couplage par ondes planes	58
3.4.4	Cas de validation	59
3.5	Conclusion	62
4	Modélisation numérique et recalage de la maquette en bois massif	65
4.1	Introduction	65
4.2	Le modèle éléments-finis	65
4.2.1	Maillage et conditions aux limites	65
4.2.2	Propriétés mécaniques des panneaux de CLT	67
4.2.3	Couplage aux jonctions	68
4.3	Évaluation et recalage des paramètres	69
4.3.1	Méthodologie	69
4.3.2	Propriétés mécaniques des panneaux	71
4.3.3	Assouplissement des jonctions	74
4.3.4	Couplage vibro-acoustique	76
4.4	Conclusion	77
	Conclusion	79
	Annexes	84
	A. Plans directeurs maquette expérimentale SOCOPA	85
	B. Plans directeurs maquette expérimentale LIGNATEC	102
	Bibliographie	104

Table des figures

1	Données environnementales de l'industrie du bois et de divers matériaux de construction.	1
2	Principaux systèmes constructifs et cartographie de la filière construction bois en France.	2
3	Mesure moyenne du niveau de pression acoustique L_P en dB(A) sur des planchers béton et bois à l'aide d'un ballon d'impact [Bal15].	4
4	Mise en évidence de singularités dans le comportement vibro-acoustique des structures légères bois.	5
1.1	Maquettes expérimentales d'essai à taille réelle réalisées au CRITT BOIS.	10
1.2	Exemples de structures réelles ayant fait l'objet de mesures expérimentales <i>in-situ</i>	11
1.3	Deux configurations différentes des accéléromètres sur les parois. La seconde, permettant l'étude des formes modales de parois, sera privilégiée.	12
1.4	Illustration du protocole expérimental mis en place pour la validation de la chaîne de mesure force-accélération à l'aide d'un pot vibrant et d'une masse rigide.	12
1.5	Quotient F/a mesuré pour une poutre d'acier suspendue dans le cadre de la validation de la chaîne de mesure force-accélération. Malgré quelques résonances dues aux imperfections du système de suspension, la mesure est très proche de la masse de la poutre.	13
1.6	Comparaison des FRF des accéléromètres et du microphone entre 20 Hz et 220 Hz obtenues à l'aide de 3 sources vibratoires différentes (machine à chocs, marteau d'impact et pot vibrant) sur la maquette en bois massif. La machine à choc génère un bruit important sur les mesures.	14
1.7	Photos du montage du pot vibrant sur les maquettes expérimentales.	15
1.8	Évaluation du rapport signal/bruit (RSB) sur les mesures des accéléromètres et du microphone lors d'un essai sur la maquette en bois massif entre 20 Hz et 220 Hz. Le RSB est supérieur à 20 dB à partir de 25 Hz.	16
1.9	Cohérence des signaux (microphone et accéléromètre) pour l'excitation d'un plancher (maquette en bois massif) par le pot vibrant. Les valeurs indiquent une bonne qualité des mesures.	16
1.10	Influence de la position de l'opérateur sur le plancher. L'écart maximal constaté sur les mesures entre toutes les positions est de seulement 2 dB. La position sur le mur mitoyen est retenue pour des raisons pratiques.	17
1.11	Comparaison des FRF d'un accéléromètre et du microphone entre 20 Hz et 220 Hz, obtenue lors d'essais vibratoires effectués à deux semaines d'intervalle sur la maquette à ossature bois. L'écart constaté entre les mesures est très faible.	18
1.12	Reconstitution des formes modales du plancher longitudinal de la maquette à ossature bois en combinant les positions et les mesures des accéléromètres.	18
1.13	Visualisation des fréquences des formes modales du plancher aux solives longitudinales. La croix verte indique la position du pot vibrant sur le plancher.	19

TABLE DES FIGURES

1.14	Mise en évidence de l'augmentation de la fréquence d'un mode propre de cavité suite à l'installation d'un doublage des parois en plaque de plâtre. Les traits noirs pointillés symbolisent les fréquences théoriques des modes propres de la cavité.	20
1.15	Photographies des deux montages expérimentaux utilisés pour l'étude de l'influence du cadre support ainsi que le tracé du coefficient d'absorption des pads positionnés sous le cadre support.	21
1.16	Influence de la présence du cadre support du pot vibrant sur le plancher dans le cas du montage expérimental destiné aux essais in-situ. Trois perturbations minimales sont identifiées à des fréquences similaires sur les FRF des accéléromètres et du microphone.	21
1.17	Influence de la présence de la masse sur le sol dans le cas d'essais expérimentaux in-situ. Sa présence augmente le niveau des vibrations du plancher entre 50 Hz et 150 Hz, le ballonnement de celle-ci génère également un bruit important sur les mesures à partir d'environ 170 Hz.	22
1.18	Détails structuraux et pratiques de la résidence Jules Ferry (88).	23
1.19	Détail de la position des accéléromètres (points jaunes) sur la paroi instrumentée et des créneaux permettant de rigidifier la structure (rayures vertes).	24
1.20	Reconstitution des formes modales du mur mitoyen en combinant les positions et les mesures des accéléromètres. Les créneaux présents dans la paroi influent sur les déformées modales.	24
1.21	Moyenne des FRF des accéléromètres situés sur le mur mitoyen. Corrélation des pics avec les fréquences des formes modales de la paroi.	24
2.1	Détail du type de jonction (a), et exemple des cavités (b) et des planchers (c) de la maquette expérimentale à ossature bois.	27
2.2	Maquette à ossature bois : détails des planchers solivés. La croix verte indique la position du pot vibrant sur l'une des solives de chacun des planchers lors des essais expérimentaux.	28
2.3	Maquette en bois massif : détails des planchers. La croix verte indique la position du pot vibrant sur chacun des planchers lors des essais expérimentaux.	29
2.4	FRF du microphone dans chaque cavité. Des résonances plus marquées sont observées dans la cavité gauche (solives transversales) que dans la cavité de droite (solives longitudinales).	30
2.5	Comparaison des modes théoriques de la cavité aux pics de résonance des accéléromètres et du microphone dans le cas des solives transversales. Couplage important observé autour du premier mode de cavité.	31
2.6	Comparaison des modes théoriques de la cavité aux pics de résonance des accéléromètres et du microphone dans le cas des solives transversales. Couplage important observé autour du troisième mode de cavité.	31
2.7	Comparaison des modes théoriques de la cavité aux pics de résonance des accéléromètres et du microphone dans le cas des solives transversales. Couplage important observé autour du mode situé à 150 Hz.	32
2.8	Comparaison des modes théoriques de la cavité aux pics de résonance des accéléromètres et du microphone dans le cas des solives longitudinales. Mise en évidence des premiers modes de plancher à 22 Hz et 30 Hz.	33
2.9	Comparaison des modes théoriques de la cavité aux pics de résonance des accéléromètres et du microphone dans le cas des solives longitudinales. Mise en évidence de l'absence de couplage autour du mode de cavité théorique à 39 Hz.	33
2.10	Vues détaillées des planchers flottants à proximité d'une jonction (a) et sur la maquette expérimentale entière (b).	34

2.11	Comparaison des mesures obtenues sur la structure nue puis après installation de la chape sèche avec fixation de la tête du pot vibrant à l'aide de vis longues et courtes. Diminution du bruitage et amélioration de la résolution avec des vis longues.	35
2.12	Installation du doublage des parois à l'aide de plaques de plâtre sur tasseaux.	35
2.13	FRF des signaux mesurés dans la cavité aux solives longitudinales avant et après avoir doublé le nombre de vis placo. Peu d'influence <i>in-fine</i> sur le comportement vibro-acoustique.	36
2.14	Installation du doublage des parois à l'aide de plaques de plâtre sur rails désolidarisés.	36
2.15	FRF du microphone dans les cavités avant et après installation d'un doublage par deux couches de plaques de plâtre sur rails désolidarisés. Les nombreux pics de résonance coïncident avec les modes propres théoriques des cavités (lignes en pointillés noirs). Ce qui n'était pas observé dans le cas de la structure nue.	37
2.16	Description du montage ayant servi à la simulation d'une charge d'exploitation sur la maquette expérimentale.	38
2.17	FRF en tiers d'octave du microphone dans les cavités avant et après installation des cuves d'eau de pluie permettant de simuler une charge d'exploitation. Faible incidence sur les mesures.	38
2.18	Maquette en bois massif : vue globale et détails des parois et des planchers. La croix verte indique la position du pot vibrant sur les planchers lors des essais expérimentaux.	40
2.19	Mesure de l'influence du chemin de propagation latéral vertical sur les parois mitoyennes.	40
2.20	Mesure de l'influence du chemin de propagation latéral diagonal sur les parois mitoyennes.	41
2.21	FRF du microphone dans les cavités de la maquette en bois massif. On remarque sur les courbes que les nombreux pics de résonance coïncident avec les modes propres théoriques des cavités (lignes en pointillés noirs).	42
2.22	Comparaison de la FRF du microphone placé dans la cavité associée au plancher bois massif transversal avec porte ouverte/fermée. Disparition du mode de cavité théorique situé à 95 Hz lorsque la porte est ouverte.	42
2.23	Mise en œuvre et installation des gommés acoustiques dans la maquette bois massif.	43
2.24	FRF du microphone en tiers d'octave dans les cavités de la maquette en bois massif. Dégradation des performances acoustiques suite à l'installation de gommés avec solidarisation par vissage des parois. Hausse du niveau sonore autour de la fréquence naturelle des gommés.	43
2.25	Moyenne des FRF des accéléromètres en tiers d'octave sur les planchers de la maquette en bois massif.	45
2.26	Moyenne des FRF des accéléromètres en tiers d'octave sur les parois mitoyennes de la maquette en bois massif.	45
3.1	Étapes de découpe d'une structure multi-matériaux.	49
3.2	Cavité acoustique Ω_F incluse au sein d'un solide Ω_S	50
3.3	Domaines fluide Ω_F et solide Ω_S dont la frontière commune $\partial\Omega_{FS}$ est séparée en deux. Les champs inconnus situés sur ses bords sont (\mathbf{u}_F, p_F) du côté fluide et (\mathbf{u}_S, p_S) du côté solide.	52
3.4	Domaines fluide Ω_F et solide Ω_S dont la frontière commune $\partial\Omega_{FS}$ est séparée en deux frontières, au niveau desquelles le couplage des degrés de liberté éléments-finis est effectué grâce à la propagation d'ondes planes.	53
3.5	Géométries des cas de validation F/S classique et hybride. En vert la face sur laquelle est appliquée l'excitation.	55
3.6	Cas de validation F/S du couplage hybride par rapport au couplage classique éléments-finis. Distance d de 1 cm sur le domaine de fréquence [1 Hz-10 kHz].	56

3.7	Domaines solides Ω_1 et Ω_2 dont la frontière commune $\partial\Omega_{12}$ est séparée en deux frontières au niveau desquelles les champs inconnus sont $(\bar{\sigma}_1, \mathbf{u}_1)$ et $(\bar{\sigma}_2, \mathbf{u}_2)$	57
3.8	Domaines solides Ω_1 et Ω_2 dont la frontière commune $\partial\Omega_{12}$ est séparée en deux frontières, au niveau desquelles le couplage des degrés de liberté éléments-finis est effectué grâce à la propagation d'ondes planes.	58
3.9	Géométrie du cas de validation S/S en traction/compression. En vert la face sur laquelle est appliquée l'excitation.	60
3.10	Cas de validation S/S en traction/compression du couplage hybride par rapport au couplage classique éléments-finis. Distance d de 1 mm sur le domaine de fréquence [1 Hz-5 kHz]. . .	61
3.11	Géométrie du cas de validation S/S en flexion/cisaillement. En vert la face sur laquelle est appliquée l'excitation et en orange la face encastrée.	62
3.12	Cas de validation S/S en flexion/cisaillement du couplage hybride par rapport au couplage classique éléments-finis. Distance d de 1 mm sur le domaine de fréquence [1 Hz-700 Hz]. . .	62
4.1	Modèle éléments-finis de la maquette expérimentale en bois massif.	66
4.2	Vue en coupe des parois de la maquette.	66
4.3	Position de l'excitation (point rouge) appliquée sur le plancher longitudinal et de direction normale au plan (XY).	67
4.4	Propriétés de rigidité orthotropes d'un panneau de CLT selon la direction principale de ses plis.	67
4.5	Illustration du couplage des degrés de liberté au niveau d'une jonction entre deux parois.	68
4.6	Visualisation des six premières formes modales expérimentales du mur mitoyen.	69
4.7	Repérage des fréquences expérimentales des formes modales du mur mitoyen.	70
4.8	Identification des formes modales du mur mitoyen pour les propriétés mécaniques moyennes issues de la littérature scientifique.	71
4.9	Identification des formes modales du mur mitoyen après diminution des propriétés mécaniques.	72
4.10	Recalage des fréquences des formes modales du mur mitoyen après diminution des propriétés mécaniques.	72
4.11	Comparaison des vitesses quadratiques moyennes du modèle pour un amortissement du matériau variant de 2 % à 5 %.	73
4.12	Vue en coupe de la structure. Les jonctions (en jaune) entourant le mur mitoyen (en bleu) sont rendues plus souples par la diminution du coefficient de couplage.	74
4.13	Identification et analyse des formes modales du mur mitoyen après diminution du coefficient de couplage aux jonctions (C=50 %).	75
4.14	Comparaison des vitesses quadratiques moyennes expérience/modèle après diminution du coefficient de couplage aux jonctions (C=50 %).	76
4.15	Vue globale des deux cavités d'air (en bleu et rouge) de la structure.	76
4.16	Analyse des fréquences et des formes modales du mur mitoyen après avoir ajouté les cavités d'air au modèle.	77

Liste des tableaux

1	Coût du bruit de jour (6h-22h) pour un logement de 100 m ² selon les propositions du rapport <i>AFSSE</i> [AFF04].	3
2.1	Niveau moyen de pression acoustique L_p dans chaque cavité pour les deux orientations du solivage ($p_{\text{ref}} = 2 \cdot 10^{-5}$ Pa).	30
2.2	Niveau moyen de pression acoustique L_p dans chaque cavité entre 20 Hz et 220 Hz pour les deux orientations du solivage avant et après installation d'un doublage par deux couches de plaques de plâtre sur rails désolidarisés ($p_{\text{ref}} = 2 \cdot 10^{-5}$ Pa).	37
2.3	Niveau moyen de pression acoustique L_p dans chaque cavité pour les deux orientations des planchers bois massif ($p_{\text{ref}} = 2 \cdot 10^{-5}$ Pa).	44
3.1	Propriétés et caractéristiques physiques du problème fluide-structure couplé.	56
3.2	Propriétés et caractéristiques physiques du problème solide/solide couplé.	60
4.1	Détails des différentes typologies de matériaux de la maquette.	66
4.2	Propriétés mécaniques orthotropes de panneaux de CLT issues de différentes sources bibliographiques.	68
4.3	Propriétés mécaniques des panneaux de CLT issues du recalage.	74
4.4	Résumé des variations des fréquences propres et des indices de MAC associés (valeurs max en rouge) en fonction du coefficient de couplage des jonctions du mur mitoyen au sein du modèle.	75

Table des sigles

ADEME	Agence de l'environnement et de la maîtrise de l'énergie
AFSSET	Agence française de sécurité sanitaire de l'environnement et du travail (ex-AFSSE)
CD	Cavité droite
CG	Cavité gauche
CLT	<i>Cross laminated timber</i> - lamellé-croisé
COST	<i>(European) cooperation in science and technology</i>
CRITT Bois	Centre régional d'innovation et de transferts technologiques des industries du bois
CSTB	Centre scientifique et technique des industries du bois
DAQ	<i>Data acquisition</i>
FCBA	(Institut) forêt cellulose bois-construction ameublement
FEM	<i>Finite element method</i>
FRF	<i>Frequency response function</i>
IDE	<i>Integrated development environment</i>
LAUM	Laboratoire d'acoustique de l'université du Maine
MAC	<i>Modal assurance criterion</i>
PIB	Produit intérieur brut
RSB	Rapport signal/bruit
SEA	<i>Statistical energy analysis</i>

Introduction

Le matériau bois et la filière construction

Bois et environnement

Le bois est un tissu végétal dont les propriétés uniques ont permis aux arbres de se hisser au plus haut rang parmi les êtres vivants en termes de taille et de longévité. Son anatomie complexe varie non seulement d'une essence à une autre (variabilité interspécifique), mais aussi au sein d'une même essence (variabilité intraspécifique), et également au sein d'un même arbre [TTT12]. Au même titre, il voit ses propriétés physiques ou mécaniques soumises à une grande variabilité en fonction de la sylviculture, du milieu extérieur (climat, sol, altitude), de facteurs structuraux liés à son anatomie, et enfin selon l'histoire des éventuels traitements appliqués (séchage, reprise d'humidité). Le bois est par ailleurs composé d'environ 50 % de carbone, 43 % d'oxygène, 6 % d'hydrogène et 1 % d'azote en masse, par rapport à la masse anhydre du bois. Le carbone contenu dans le bois provient du CO₂ atmosphérique synthétisé en matière organique par l'arbre lors de sa croissance grâce à la photosynthèse (cf. FIGURE 1(a)). Utiliser le bois comme matériau de construction permet donc de stocker du carbone. On considère qu'un mètre cube de bois mis en œuvre permet de stocker en moyenne 1 t de CO₂ (cf. FIGURE 1(b)). À titre indicatif, une

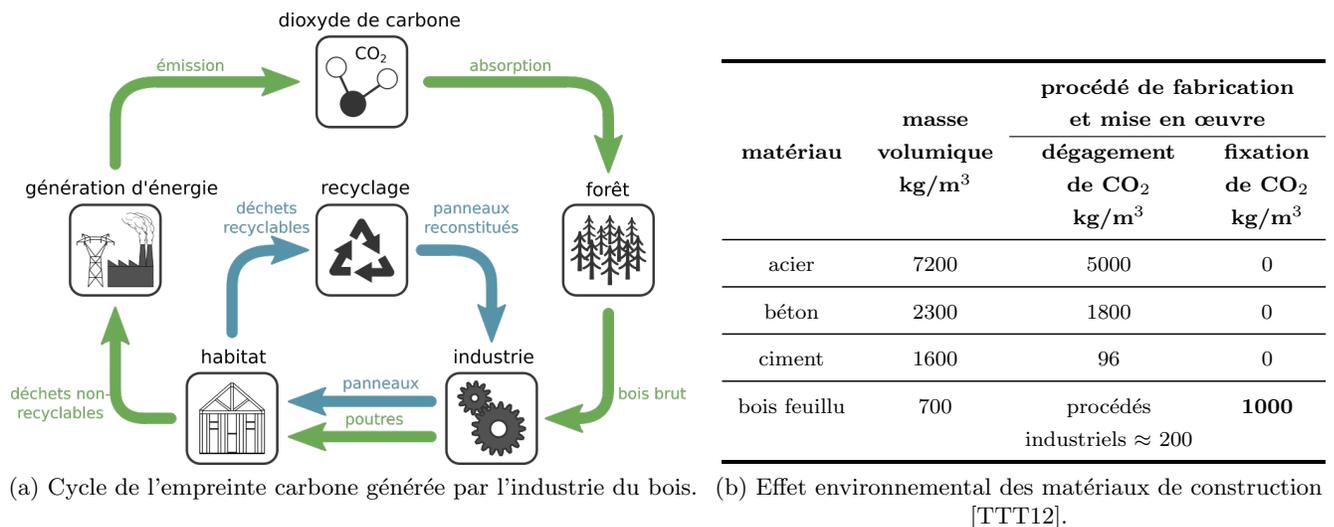


FIGURE 1 – Données environnementales de l'industrie du bois et de divers matériaux de construction.

maison classique à ossature bois de 100 m² stocke l'équivalent de 15 t de CO₂ dans la charpente, les murs, l'ossature et 3 t dans les parquets, les lambris, le bardage et les menuiseries. Enfin le bois est, comme toutes les matières organiques naturelles, en intégralité biodégradable. Grâce à un travail d'organismes dits "détritovores" (bactéries, champignons) et dans des conditions adéquates, ce matériau va suivre un lent processus de décomposition et permettre une réutilisation perpétuelle de ses éléments. Les déchets

de fabrication et les produits en fin de vie de l'industrie du bois sont donc avantageusement valorisables comme matière secondaire ou encore comme source d'énergie.

Le bois dans la construction

Le contexte actuel de lutte contre le réchauffement climatique amène à une réflexion nouvelle portée sur l'écologie et la protection de notre environnement. Face à cette problématique, le bois est amené à jouer un rôle primordial dans notre industrie, notamment dans le domaine de la construction. L'ossature bois (cf. FIGURE 2(a)) et la construction en panneaux de bois massifs contrecollés (CLT) (cf. FIGURE 2(b)) sont les deux principaux systèmes constructifs aujourd'hui mis en œuvre dans le secteur de la construction bois. En 2012, l'observatoire national de la construction bois a publié, à l'initiative de l'interprofession France Bois Forêt, ses premiers chiffres [FC13]. Selon eux, la part des maisons individuelles construites en bois en France représente 12 % de la totalité des maisons individuelles tous systèmes constructifs confondus. Les régions de l'Est de la France présentent les parts les plus élevées du marché de la construction bois dans le secteur individuel diffus, avec près de 20 % de maisons individuelles construites en bois (cf. FIGURE 2(c)). Le marché de la construction bois en France compte 2197 entreprises employant au total 30 660 salarié(e)s soit 2,6 % de l'effectif total du secteur du bâtiment, et a réalisé un chiffre d'affaires de 2,2 milliards d'euros. Mais ce chiffre est encore modeste dans l'ensemble de l'activité liée au bâtiment en France, en effet il ne représente qu'une part de 3 % de celui-ci. On constate que la construction neuve représente 79 % du chiffre d'affaire de l'activité construction bois, la rénovation (principalement liée à la recherche de la performance énergétique) assure le complément. 68 % des constructions neuves sont liées au logement, 32 % au secteur non résidentiel. Le rapport Caultet [Cau13], édité en 2013, rappelle enfin que les enjeux climatiques, sociaux et environnementaux sont d'une telle urgence, que la mobilisation rapide des énergies en vue de dynamiser la filière bois et la forêt française est une réelle opportunité qui permettra d'aider à relever ces défis de grande envergure.

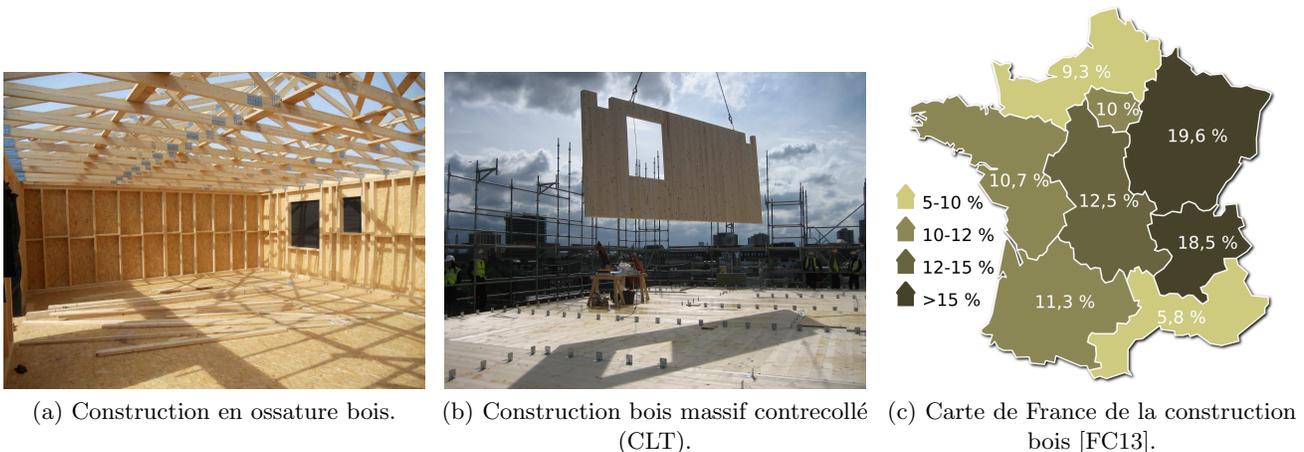


FIGURE 2 – Principaux systèmes constructifs et cartographie de la filière construction bois en France.

Conséquences économiques et sanitaires du bruit

La qualité de l'isolation acoustique d'une habitation vis à vis de l'environnement sonore extérieur est aujourd'hui un critère déterminant pour les usagers en terme de confort. En effet, d'après le rapport du comité opérationnel "bruit" du Grenelle Environnement publié en 2008 [oB08], le bruit est considéré par les français comme la première nuisance à domicile, déclarée par 54 % des personnes résidant dans des

villes de plus de 50 000 habitants. Cependant, paradoxalement le bruit n’occupe qu’une place mineure en tant que problème de santé lié à l’environnement. En effet le bruit ne génère pas les mêmes préoccupations que les autres nuisances ou risques environnementaux : il ne conduit pas à des événements catastrophiques comme pourrait le faire le feu, l’air ou l’eau. Cette hiérarchie des problèmes environnementaux est par ailleurs renforcée par les médias, incluant rarement le thème du bruit, difficile à traduire en images. Les enquêtes montrent également que la sensibilité au bruit s’accroît avec la taille des agglomérations. Le niveau de revenu est un facteur déterminant, les ménages les plus pauvres étant statistiquement plus exposés au bruit. Le rapport de l’*AFSSET* [AFF04] fait le bilan de l’impact sanitaire du bruit en France. Ainsi, le document expose le dommage annuel du bruit en fonction du niveau de pression acoustique équivalent, L_{eq} (cf. TABLEAU 1). Les dommages comptabilisent le prix que les riverains seraient prêts à payer pour un environnement sonore acceptable, c’est à dire pour une diminution voire une suppression totale de la gêne. On observe logiquement que la hausse du niveau de bruit se répercute directement sur l’évaluation financière du dommage. Cette augmentation est également observable sur le taux de dépréciation, mesurant l’impact d’un environnement sonore dégradé sur la valeur du logement. Par ailleurs,

bruit en façade L_{eq} dB	taux de dépréciation %	dommage annuel log. €
55	0	0
65	6	395
80	24	1591

TABLEAU 1 – Coût du bruit de jour (6h-22h) pour un logement de 100 m² selon les propositions du rapport *AFSSE* [AFF04].

les tentatives d’évaluation monétaristes du coût du bruit des transports oscillent entre 0.26 % et 0.51 % du PIB. En euros constants (chiffage basé sur le PIB de l’année d’étude), cette fourchette correspond à un coût annuel dont l’ordre de grandeur varie entre 3.4 et 7.3 milliards d’euros [oB08]. Ces montants ne sont pas négligeables, d’autant plus que ces évaluations ne prennent en compte que l’impact des différents modes de transport. Cette évaluation du coût du bruit pour la collectivité n’intègre donc ni les risques liés à l’exposition au bruit au travail (baisse de productivité, stress, surdité et accidents du travail dus à un environnement bruyant), ni les retards scolaires dus aux difficultés d’apprentissage (dans les écoles mal insonorisées situées en zones bruyantes). Les répercussions des bruits de voisinage (activités et comportements) ne sont pas non plus prises en compte en termes de stress, de dépression et autres effets extra-auditifs, ni la détérioration du climat social dans les zones à forte densité de population. En conclusion, la prise de conscience et le développement actuel des moyens et des méthodes en faveur d’une amélioration de notre environnement sonore quotidien est positif. Cependant, la réduction du niveau des bruits les plus forts s’accompagnant logiquement d’une augmentation de la perception des bruits de niveaux plus faibles, une distinction entre les différentes nuisances sonores est nécessaire, afin de placer le curseur du niveau de bruit tolérable au bon endroit.

L'acoustique et les structures bois

État de l'art de la recherche

La prise en compte, grâce au progrès social, des dangers que peuvent représenter pour la santé des travailleurs une exposition à de forts niveaux sonores, mais également la continuité du progrès technique observé depuis le siècle passé, a pu faire émerger dès les années 1950 les premières réglementations acoustiques. Celles-ci ont ensuite mené dans les années 1990 aux premières réglementations concernant l'isolement acoustique au sein des bâtiments. Aujourd'hui, parmi la multitude de documents normatifs français et internationaux traitant des performances d'isolement acoustique des bâtiments, on peut distinguer d'un côté les réglementations **traitant du calcul prédictif de ces performances** et d'un autre côté celles **traitant de leur évaluation expérimentale**. Cependant, un certain nombre d'études sociales et scientifiques tendent à montrer que ces réglementations ne sont pas toujours la méthode la plus adaptée pour décrire la qualité de l'environnement sonore dans les structures dites "légères", en bois [FKB08, Neg13, LSH13, HLS⁺13, BGCV14]. Ceci s'expliquant par la sensibilité accrue de ce type de structures aux sons basses fréquences en comparaison aux structures dites "lourdes" en béton (cf. FIGURE 3), cette partie du spectre fréquentiel n'étant pas ou mal prise en compte par les indices caractérisant la performance acoustique des bâtiments. En réponse à ce constat, l'action COST FP0702

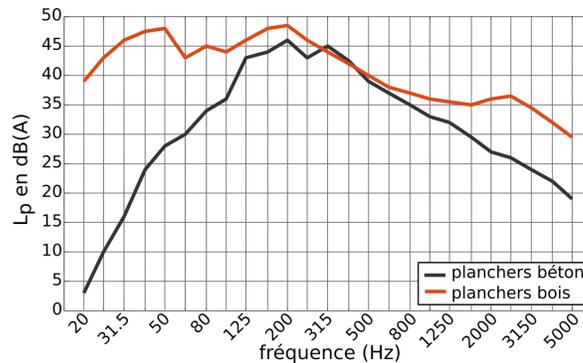


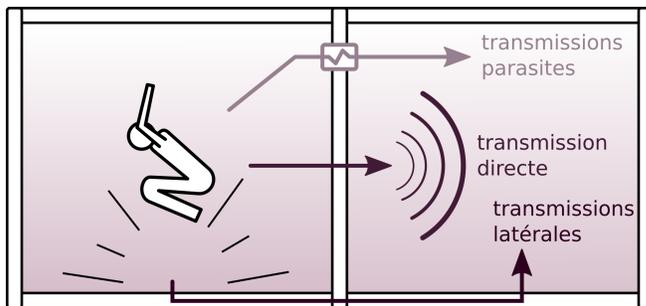
FIGURE 3 – Mesure moyenne du niveau de pression acoustique L_P en dB(A) sur des planchers béton et bois à l'aide d'un ballon d'impact [Bal15].

est lancée en 2008, réunissant 15 pays de l'Union européenne ainsi que l'Australie et la Nouvelle-Zélande. Ce programme scientifique international permet la coopération entre les laboratoires participants ainsi que la mise en commun des travaux passés et actuels sur l'étude des vibrations et des nuisances sonores basses fréquences dans les structures légères. En France, le projet ACOUBOIS réunissait de 2010 à 2014 les principaux centres d'études du bâtiment (CSTB et FCBA) ainsi que le label QUALITEL, en vue de redéfinir et d'améliorer les exigences acoustiques des bâtiments à ossature bois à vocation de logements. Au terme de ces travaux, une nouvelle méthode de prédiction ainsi que différentes classes de jonctions ont été proposées à la discussion au sein du groupe de travail européen chargé de la mise à jour des normes permettant l'évaluation des performances des ouvrages. Toutefois, de nombreux écarts apparaissent encore entre les mesures obtenues en laboratoire et celles obtenues *in-situ* [GCLV10]. Également dans le cadre de cette action, en Suède, trois projets de recherche sur le sujet se sont succédés depuis 2009, à savoir AkuLite, AcuWood et Silent Spaces. Leur objectif commun est de considérer la plus large gamme possible de techniques de construction et de mener à bien des activités complémentaires de recherche en vue de transformer les connaissances acquises en normes internationales pour une application rapide dans l'industrie. La quantité considérable de données expérimentales acquises durant l'ensemble de ces travaux préliminaires sert actuellement au développement d'un modèle de prédiction (hybride FEM-SEA) du confort acoustique adapté aux structures légères (projet européen Silent Timber Build).

En parallèle de ces diverses actions de recherche animées en France par les plus grands centres d'études du bâtiment, le projet VIBRACOUBOIS, dans lequel s'inscrivent ces travaux, est lancé en 2012 à l'initiative du CRITT BOIS d'Épinal et du LAUM au Mans, grâce à l'obtention d'un financement ADEME et de partenariats avec divers industriels du secteur de la construction bois (ARBONIS, SOCOPA, LIGNATEC, NRGAÏA et le cabinet d'architectes François LAUSECKER). L'objectif principal étant de tenter de répondre en trois ans à la question de la caractérisation puis de la modélisation des transferts vibro-acoustiques dans les constructions en bois et les éco-matériaux. Si l'on remarque une similarité au niveau des problématiques auxquelles tentent de répondre les projets de recherche précédemment cités et le projet VIBRACOUBOIS, les approches sont cependant différentes. En effet les travaux présentés ici se caractérisent notamment par une focalisation sur la partie très basses fréquences du spectre (0-200 Hz), menant à une approche plus globale de l'étude du comportement vibro-acoustique des structures légères. Par ailleurs, de part la prépondérance des comportements modaux ainsi que des nombreux phénomènes de couplage prenant place sur cette partie du spectre fréquentiel, la focalisation de cette étude mène donc naturellement à l'utilisation des éléments-finis pour tenter de modéliser le comportement des structures légères soumises à ce type de sollicitations.

Singularités des structures légères bois

En 2008, la fondation scandinave VINNOVA [FKB08] présentait, en partenariat avec des acteurs industriels, son état de l'art de l'acoustique dans les bâtiments en bois. Ce rapport scientifique développe les problématiques liées à ce type de structures, mais également les avancées en termes d'outils de prédiction et de mesure du comportement acoustique des bâtiments, ainsi que les opportunités et les perspectives de développement. De nombreux travaux scientifiques, études sociales et expertises du terrain établissent le fait que la plupart des structures légères possèdent une forte sensibilité aux vibrations et sons basses fréquences [FKB08, Tri13, Bol13, Neg13, Bru02]. Les différents chemins de propagation des ondes considérés en acoustique du bâtiment sont représentés sur la FIGURE 4(a). Lors de l'évaluation



(a) Chemins de propagation des ondes en acoustique du bâtiment.

configuration de l'essai	fréquence naturelle Hz	amortissement %
plancher en appui simple	19.1	6.2
plancher fixé	21.8	6.3
parois/plancher étage 3	25.7	4.5
parois/plancher étage 4	26.6	5.3
parois/plancher étage 7	29.0	9.1

(b) Variation des caractéristiques du plancher du troisième étage au cours de son installation [JOK09].

FIGURE 4 – Mise en évidence de singularités dans le comportement vibro-acoustique des structures légères bois.

des performances d'isolation entre deux locaux, le chemin de propagation principal considéré est la transmission directe. La sensibilité des structures légères à cette transmission concerne à la fois les parois, plutôt sensibles aux bruits aériens, et les planchers, plutôt sensibles aux bruits d'impacts. Cependant, à ces diverses sensibilités s'ajoute celle aux transmissions latérales, plus importantes au sein des structures

légères en comparaison aux structures dites lourdes, en béton. Par ailleurs, lors de la prédiction ou de la mesure des performances acoustiques d'éléments ou de bâtiments, les hypothèses invoquées incluent souvent la diffusivité du champ mesuré (pression ou vibration). Or, au regard des longueurs d'ondes mises en jeu dans le cadre d'une étude aux très basses fréquences, cette hypothèse n'est plus valable. Par ailleurs, l'amortissement structurel des éléments légers étant généralement plus important que celui des éléments lourds, la condition de diffusivité du champ y est moins facilement applicable. Enfin, l'approximation considérant les propriétés mécaniques du bois comme étant proches d'un matériau orthotrope cylindrique ne favorise pas non plus l'utilisation de cette hypothèse. Une grande variabilité est également observée entre les mesures des propriétés vibro-acoustiques effectuées en laboratoire sur des éléments séparés et celles effectuées *in-situ* au sein de bâtiments [JOK09]. La FIGURE 4(b) montre par exemple la variation de la fréquence naturelle d'un plancher et de son amortissement à mesure que celui-ci est monté et que la construction de l'ouvrage est finalisée. En effet, en dehors des incertitudes apportées dans le cas de structure réelles par le grand nombre de corps de métiers intervenant sur le chantier, il existe une très forte influence du couplage des éléments constructifs entre eux à l'échelle du bâtiment, menant à une incertitude globale importante sur les résultats issus de mesures isolées ou de prédictions.

Objectifs et plan de la thèse

Dans le contexte actuel, favorable au développement durable et à l'écologie, le bois constitue un matériau stratégique incontournable pour la construction de bâtiments. Cependant, la forte sensibilité de ce type de structures aux transmissions latérales, vibrations et autres sons basses fréquences représente un obstacle à leur développement. En réponse à ces problématiques, un consortium de partenaires coordonné par le CRITT BOIS d'Épinal a créé le projet VIBRACOUBOIS, dans lequel s'inscrivent ces travaux. Démarré en 2012, ce projet vise à développer la caractérisation ainsi que la modélisation des transferts vibro-acoustiques au sein des constructions bois. Pour ce faire, de nombreux moyens sont mobilisés par les industriels partenaires du projet, incluant la mise à disposition de structures réelles ainsi que la participation au financement de maquettes d'ouvrages bois grandeur nature. Ces travaux se déroulent par ailleurs dans le prolongement de ceux d'Antonin TRIBALEAU dont la thèse [Tri13], soutenue en 2013, initia la création de protocoles expérimentaux et d'outils numériques focalisés sur la caractérisation d'un assemblage constructif courant de la construction bois.

L'objectif principal de ces travaux est donc d'élargir le champ de l'étude vibro-acoustique expérimentale et numérique à une structure complète constituée de différentes parois et de cavités couplées. Les jonctions, véritables nœuds des systèmes constructifs à travers lesquelles se propagent les ondes formant les transmissions latérales, sont placées au centre de l'étude. Ces travaux se distinguent également par l'utilisation d'un modèle numérique basé sur la méthode des éléments-finis. En effet cette méthode, peu souvent utilisée en acoustique du bâtiment, est ici justifiée de part la prépondérance des comportements modaux ainsi que des phénomènes de couplage vibro-acoustiques prenant place aux très basses fréquences au sein de ce type de structures. En vue de répondre à ces problématiques, ces travaux se divisent donc en quatre grandes parties : dans un premier temps le développement d'un protocole d'essai original ainsi que l'organisation de campagnes d'essais expérimentaux sur maquettes et *in-situ*, puis dans un second temps l'adaptation de méthodes numériques de couplage et la création d'un modèle numérique de maquette grandeur nature.

Développement d'un protocole d'essai

En réponse à la problématique de la compréhension du comportement vibro-acoustique de structures bois, l'un des objectifs majeurs de ces travaux est la création d'un protocole expérimental d'essai. En effet, la sensibilité de ces structures aux vibrations et aux sons basses fréquences pose de nombreux problèmes, et il n'existe pas, au commencement de ces travaux, de protocole d'essai permettant la caractérisation des

phénomènes vibro-acoustiques mis en jeu. Celui-ci est par ailleurs conçu de telle sorte qu'il puisse s'adapter à des essais en laboratoire sur des structures artificielles, mais également à des essais *in-situ* sur des structures réelles. En effet, ces derniers sont indispensables car ils permettent d'évaluer le comportement de structures dont l'appréhension est plus complexe en raison des conditions aux limites particulières (descente de charge, ancrage des parois) difficiles à reproduire en laboratoire, et des fortes incertitudes qui caractérisent ces structures. Le choix d'une source et d'un matériel de mesure adaptés aux contraintes des structures étudiées est également exposé. En effet la transportabilité du matériel et la minimisation de son impact à la fois sur les mesures et sur le logement en lui-même, doivent être prises en compte. D'après la bibliographie, les phénomènes vibro-acoustiques mis en jeu aux très basses fréquences au sein des structures légères sont étroitement liés à des comportements modaux à la fois de la structure et des cavités. Le matériel expérimental doit donc permettre d'une part d'effectuer l'analyse modale de parois, et d'autre part de mesurer l'émergence de résonances au sein des cavités. La validation du protocole est enfin établie à travers l'évaluation de la qualité des signaux des capteurs (fonctions de réponse) et de sa capacité à mettre en évidence des phénomènes vibratoires et acoustiques complexes pouvant être couplés.

Essais expérimentaux sur maquettes

En vue d'étudier de manière précise le comportement vibro-acoustique de structures légères, deux maquettes d'ouvrages bois grandeur nature sont construites au CRITT BOIS d'Épinal. En effet, la construction de structures en laboratoire permet d'une part une plus grande maîtrise des incertitudes de montage qui caractérisent les structures légères réelles, et d'autre part d'étudier l'influence de différentes solutions constructives au sein de celles-ci. Les deux types de systèmes constructifs les plus employés dans la construction d'ouvrages bois sont utilisés pour la construction de ces maquettes, à savoir l'ossature bois et le bois massif (CLT). L'intégration, au cœur des deux structures, d'une jonction en "X" autour de deux cavités permet d'étudier les nombreux chemins de propagation possibles entre les parois séparant ces cavités. Les ondes se propageant à travers le matériau bois ayant une célérité plus importante dans la direction des fibres, l'orientation des planchers, transversale ou longitudinale, constitue un paramètre important. Ces structures intègrent donc chacune deux planchers orientés selon ces deux directions, afin d'étudier l'influence de l'orientation sur le champ de pression des cavités et sur la réponse vibratoire des parois environnantes. Par ailleurs, de nombreuses modalités constructives peuvent être intégrées aux ouvrages bois par les constructeurs, mais l'influence de celles-ci sur le comportement vibro-acoustique des structures est d'après eux parfois difficile à appréhender. Les structures à l'étude sont donc conçues de sorte qu'il est possible d'y implémenter différentes modalités (plancher flottant, doublage des parois, charge d'exploitation, résilient acoustique) en vue d'en étudier leur influence. Enfin, dans le cadre du développement d'un modèle numérique de structure légère, des mesures expérimentales de référence permettant d'effectuer une confrontation en vue d'un recalage sont nécessaires. Celles-ci sont effectuées au sein de la maquette en bois massif en raison de la simplicité de ce système constructif en comparaison à l'ossature bois.

Adaptation de méthodes numériques de couplage

Les essais expérimentaux déjà effectués sur le terrain au sein de structures bois montrent que les éléments de couplage entre deux éléments constructifs possèdent une certaine souplesse et/ou subissent des effets locaux de dissipation. Il est de plus observé que les différents chemins de propagation des ondes sont très sensibles selon qu'il y ait ou non des contacts non-désirés ou non-prédits au cœur de ces interfaces. Le type de jonction utilisé est par conséquent critique lors de la construction de structures bois, de même que les paramètres des modèles numériques qui tentent de modéliser leur comportement vibro-acoustique. Le développement de méthodes numériques permettant d'effectuer un couplage "imparfait", incluant des effets de dissipation entre les éléments couplés, est donc exploré ici. Pour ce faire, une manipulation

précise des équations décrivant les milieux couplés est nécessaire. Le logiciel libre FreeFem++, permettant de résoudre des équations aux dérivées partielles par éléments-finis, est donc utilisé pour l'implémentation de ces méthodes. Par ailleurs, ce logiciel ne possède pas d'environnement de développement intégré (IDE) permettant de dessiner et de visualiser directement un maillage éléments-finis. Une méthode permettant l'automatisation de ce processus grâce à un script Shell est donc développée. Enfin, la méthode permettant de réaliser un couplage "imparfait" nécessite de séparer en deux frontières distinctes l'interface entre les deux domaines couplés. Les degrés de liberté, ou champs inconnus, situés de part et d'autre de l'interface ne sont alors plus continus mais doivent être couplés par une fonction. Dans le cadre de ces travaux, une formulation de type propagation d'ondes plane est choisie, en raison de sa simplicité de mise en œuvre. Des cas de validation de couplage fluide-structure et solide-solide sont développés dans un second temps.

Modèle numérique de la maquette en bois massif

En vue d'améliorer la compréhension des phénomènes vibro-acoustiques mis en jeu, un modèle éléments-finis à taille réelle de la maquette en bois massif est donc créé. Celui-ci intègre la méthode de couplage hybride en vue d'obtenir un couplage souple entre les parois, par opposition au couplage classique rigide des éléments-finis, permettant de se rapprocher des jonctions réelles du bâtiment. Une méthodologie de recalage des différents paramètres par rapport à l'expérimental est également présentée : l'identification des formes modales expérimentales et numériques grâce à l'outil de visualisation des déformées est dans un premier temps effectuée, puis le calcul et le tracé des critères de MAC viennent compléter de manière plus précise cette identification. Enfin, le recalage des fréquences est effectué grâce au calcul de la fonction coût et au tracé des vitesses quadratiques moyennes. La modélisation des propriétés mécaniques des panneaux de CLT constitue par ailleurs un réel défi. En effet, d'une part les propriétés des matériaux qui les composent sont complexes, anisotropes et variables selon les conditions de l'environnement, et d'autre part les propriétés globales de ces panneaux dépendent du nombre et de l'orientation des couches qui les composent. Cependant, les conditions dans lesquelles sont effectuées ces travaux permettent de considérer ceux-ci comme ayant des propriétés mécaniques orthotropes. L'influence de telles propriétés, issues de différentes sources bibliographiques, sur le comportement vibro-acoustique d'une paroi est donc évaluée. Enfin, l'influence de l'ajout de cavités d'air au sein du modèle est également observée.

Plan du document

Ce document présente dans un premier chapitre le protocole d'essai original développé durant ces travaux. Le cadre d'application, le matériel expérimental ainsi que les différentes configurations des essais sont décrits. La validation de celui-ci à travers différents types de mesures y est enfin présentée. Les essais expérimentaux effectués sur les maquettes d'ouvrage bois grandeur nature sont développés dans un second chapitre. La conception des structures y est détaillée, ainsi que les résultats des essais effectués sur la maquette à ossature bois et celle en bois massif. Le troisième chapitre explore par la suite l'adaptation de méthodes numériques de couplage. Les formulations variationnelles ainsi que la discrétisation par éléments-finis des méthodes de couplage fluide-structure classique, fluide-structure hybride et solide-solide hybride y sont détaillées. Des cas de validation sont également proposés. Enfin, le quatrième chapitre décrit la création d'un modèle numérique éléments-finis de la maquette en bois massif. Les paramètres du modèle y sont présentés, ainsi qu'une méthodologie de recalage entre modèle numérique et mesures expérimentales. Les résultats du processus de recalage portant sur les propriétés des parois et des jonctions ainsi que sur le couplage vibro-acoustique y sont présentés.

Chapitre 1

Développement et validation d'un protocole d'essai expérimental

1.1 Introduction

Ce chapitre concerne le développement et la validation d'un protocole expérimental d'essai afin de répondre à la problématique de la compréhension du comportement vibro-acoustique de structures légères en bois. Pour ce faire, le cadre d'application de ce protocole est tout d'abord défini. Il concerne les essais effectués sur deux maquettes expérimentales réalisées à taille réelle au CRITT BOIS, ainsi que les essais effectués *in-situ* au sein de structures réelles. La description détaillée du montage expérimental, incluant le choix des capteurs (accéléromètres, microphone), la validation de la chaîne de mesure force-accélération, le choix de la source ainsi que la présentation des caractéristiques des fonctions de réponse, est ensuite effectuée.

Par la suite, la validation de ce protocole sur maquettes expérimentales est développée. L'évaluation de l'influence de la position de l'opérateur et de la répétabilité des mesures est dans un premier temps présentée. Dans un second temps, deux exemples de mesures expérimentales sont développés. Tout d'abord l'extraction des formes modales d'un plancher solivé grâce aux mesures accélérométriques, puis l'évaluation de l'effet d'une modalité constructive sur la pression dans la cavité grâce aux mesures microphoniques.

Finalement, la validation de ce protocole *in-situ* sur structures réelles est développée. L'influence sur les mesures du matériel spécifique (cadre support, masse d'acier) utilisé pour ce type d'essai est tout d'abord évaluée, puis un exemple de mesure *in-situ* est présenté. Celui-ci présente l'effet de rigidificateurs parasismiques situés derrière une paroi sur ses formes modales.

Essais sur maquettes expérimentales

Le protocole expérimental présenté ici a permis d'effectuer des essais de caractérisation du comportement vibro-acoustique de deux maquettes expérimentales, représentant une solution constructive à ossature bois et une solution constructive en bois massif (cf. FIGURES 1.1(a) et 1.1(b)). Ces maquettes ont été réalisées à taille réelle au CRITT BOIS d'Épinal.

L'ensemble du processus de conception de ces deux maquettes a été élaboré conjointement par le CRITT BOIS, les partenaires industriels SOCOPA, SATOB et LIGNATEC, ainsi que le LAUM. Durant les différentes campagnes d'essais expérimentaux menées sur ces maquettes, un certain nombre de modalités constructives ont été implémentées afin d'observer l'influence de ces modifications sur le comportement vibro-acoustique. Dans un premier temps, la maquette expérimentale en ossature bois a permis de tester l'influence des modalités suivantes : l'installation d'un plancher flottant de type chape sèche, de plaques de plâtre sur tasseaux puis sur rails désolidarisés, l'influence du nombre de vis de fixation des plaques,



(a) Maquette à ossature bois.

(b) Maquette en bois massif.

FIGURE 1.1 – Maquettes expérimentales d'essai à taille réelle réalisées au CRITT Bois.

la simulation d'une charge d'exploitation et enfin la présence ou non de bardage. Les modalités à l'étude sur cette première maquette expérimentale étaient en grande partie liées à des problématiques concrètes, évoquées par les partenaires industriels et ne concernant pas immédiatement le monde de la recherche. La maquette expérimentale en bois massif a permis dans un second temps l'étude de l'influence de modalités constructives différentes, en vue d'apporter cette fois-ci des réponses aux problématiques en partie industrielles (présence de gommages acoustiques, avec et sans vis de fixation), mais plus largement à celles de la recherche à travers l'acquisition de données expérimentales : l'extraction de déformées modales de parois, l'influence des chemins de transmission, l'influence de l'ouverture/fermeture des cavités.

L'un des intérêts principaux de la construction de maquettes expérimentales à taille réelle réside dans la réduction significative des incertitudes liées au montage de celles-ci. En effet, les structures légères réelles nécessitent pour leur construction l'intervention de nombreux corps de métiers différents, chacun ajoutant leur contribution à la somme globale des incertitudes, se combinant également avec les multiples aléas du chantier, qui bien souvent s'étend sur plusieurs mois. Le fait que presque tout le processus de montage et d'installation des maquettes expérimentales soit effectué par un nombre très réduit de personnes, incluant les expérimentateurs, sur un temps très court (inférieur à une semaine), permet d'avoir une conscience précise des spécificités de celle-ci ainsi qu'une grande maîtrise des paramètres de construction qui pourraient influencer les résultats des essais expérimentaux.

Essais *in-situ*

Malgré tous les efforts fournis en laboratoire pour se rapprocher le plus possible des conditions réelles de montage, d'assemblage et d'utilisation des structures expérimentales, rien ne peut remplacer les tests effectués *in-situ*. En effet, ces essais permettent d'évaluer le comportement de structures dont l'appréhension est généralement plus complexe, du fait notamment de phénomènes de couplage aux basses fréquences, de conditions aux limites particulières (descente de charges, ancrage des parois) difficiles à reproduire en laboratoire, et des fortes incertitudes qui les caractérisent. Ces incertitudes sont par ailleurs en grande partie liées au travail de montage et d'assemblage effectué sur le chantier, dont le suivi détaillé, par opposition aux structures reproduites en laboratoire, est incompatible avec les multiples contraintes des constructeurs.

Les essais menés *in-situ* représentent également une opportunité pour la caractérisation expérimentale de solutions constructives innovantes, dont les performances acoustiques ou vibratoires n'ont pas encore fait l'objet d'études approfondies. Dans le cadre de ces travaux, trois futures résidences locatives ont fait l'objet de mesures vibro-acoustiques : la résidence rue des Roissis à Clamart (92), la résidence quartier

Borderouge à Toulouse (31) (cf. FIGURE 1.2(a)) et enfin la résidence Jules Ferry à Saint-Dié-Des-Vosges (88) (cf. FIGURE 1.2(b)), le plus haut bâtiment de France dont la structure est en bois massif. En dehors de la caractérisation expérimentale de solutions constructives innovantes, ces essais ont également permis de développer et d'améliorer le protocole expérimental à travers l'exploration des problématiques du choix de la source, de la configuration des capteurs et des différentes méthodes de post-traitement des données.



(a) Résidence quartier Borderouge (31).



(b) Résidence Jules Ferry (88).

FIGURE 1.2 – Exemples de structures réelles ayant fait l'objet de mesures expérimentales *in-situ*.

1.2 Description du protocole d'essai

1.2.1 Choix des capteurs

L'une des principales problématiques de ces travaux étant la caractérisation de phénomènes vibro-acoustiques prenant place au sein de structures complexes, le choix d'outils expérimentaux permettant de mesurer de manière précise les vibrations des structures considérées est dans un premier temps nécessaire. Deux options s'offrent alors à nous : l'utilisation d'accéléromètres ou bien d'un vibromètre laser. La modélisation du comportement vibro-acoustique des structures étudiées étant encore trop complexe, l'utilisation d'un outil tel que le vibromètre laser constituerait un avantage considérable dans le cadre d'essais expérimentaux, en raison de sa capacité à enregistrer les vibrations d'une paroi entière avec une résolution de l'ordre de plusieurs centaines de points de mesure [ECM⁺06]. En revanche, dans le cadre d'essais expérimentaux *in-situ* au sein d'ouvrages bois de parfois plusieurs étages, l'excitation générée par la source vibratoire se propage sur toutes les surfaces, y-compris celle servant de support au vibromètre laser. L'appareil ne tenant pas compte de cette perturbation, son utilisation se cantonne donc à des lieux où la vibration de son support pourra être considérée comme négligeable. Le choix d'utiliser des accéléromètres en vue d'effectuer la mesure des vibrations des structures étudiées a donc été retenu. Dans un second temps, dans le but de mettre en évidence les relations de couplage entre vibrations des parois et pression acoustique dans les cavités, le choix de combiner les mesures des accéléromètres à celles d'un microphone à large bande a été fait. Un sonomètre intégrateur classique est également utilisé en vue d'obtenir, lorsque nécessaire, des mesures expérimentales sous l'angle des normes de l'acoustique du bâtiment. En revanche, en raison de l'impossibilité d'effectuer avec celui-ci des mesures précises en bandes fines sur un spectre allant en deçà de 50 Hz, la majorité des mesures sont effectuées grâce au microphone à large bande.

Plusieurs stratégies de placement des accéléromètres ont pu être testées au fil des essais expérimentaux. Les premiers résultats de ces travaux ont été obtenus lors d'une campagne d'essais réalisés *in-situ* selon la méthode décrite par Ljunggren [LA12] permettant d'évaluer les transmissions latérales à l'aide d'une

source vibratoire (cf. FIGURE 1.3(a)). Dans un premier temps, ces essais ont permis de se familiariser avec le matériel d'essai ainsi que de jeter les bases du protocole expérimental présenté dans ce chapitre. Dans un second temps, pour permettre l'étude des relations de couplage entre vibrations des parois et pression acoustique dans les cavités, une topographie étendue de la paroi étudiée est nécessaire en vue d'extraire ses formes modales caractéristiques. Pour ce faire, un placement en grille des accéléromètres est utilisé. Dans le cadre de ces travaux, 16 capteurs *Bruel & Kjaer* sont utilisés, formant une grille de 4 colonnes et 4 lignes (cf. FIGURE 1.3(b)).

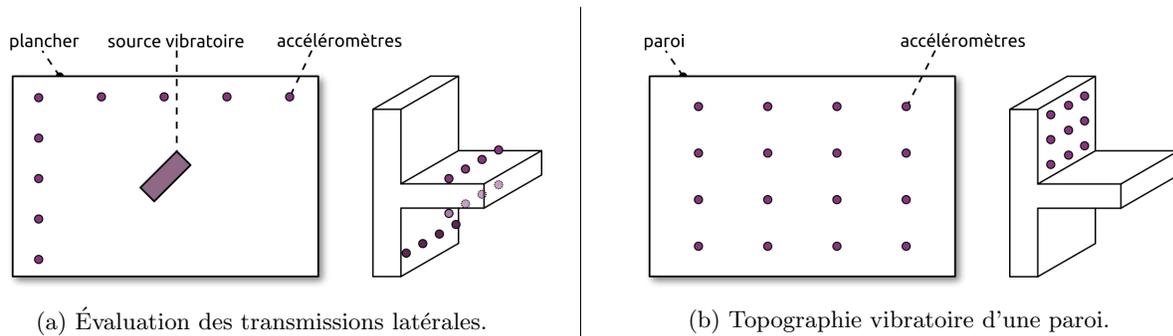


FIGURE 1.3 – Deux configurations différentes des accéléromètres sur les parois. La seconde, permettant l'étude des formes modales de parois, sera privilégiée.

La pression acoustique dans la cavité est quant à elle mesurée à l'aide d'un microphone à large bande placé dans l'un des coins de la cavité instrumentée. En effet, dans l'étude des relations de couplage entre résonances des parois et modes de cavité, un seul point de mesure pour le microphone suffit à obtenir les positions des pics de résonance recherchés, tandis que leurs amplitudes, variant en fonction de la position de la mesure, ne sont pas l'objet de notre étude. Son positionnement permet de plus de détecter les pics de résonance sur une large bande spectrale, y compris aux très basses fréquences.

1.2.2 Validation de la chaîne de mesure force-accélération

Dans le but de vérifier la validité des mesures effectuées par la chaîne d'acquisition dédiée aux mesures vibratoires, une mesure de la réponse en fréquence sur un solide rigide de masse $m = 1.7 \text{ kg}$ a été effectuée grâce au montage visible sur la FIGURE 1.4. Le solide étant suspendu par des tendeurs élastiques, l'action

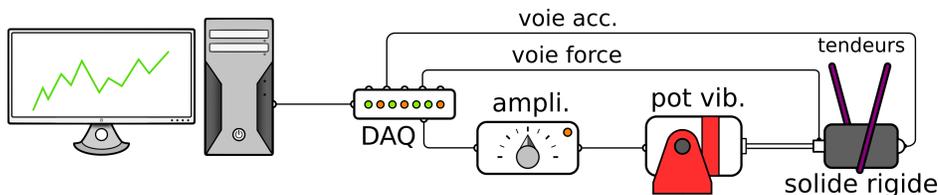


FIGURE 1.4 – Illustration du protocole expérimental mis en place pour la validation de la chaîne de mesure force-accélération à l'aide d'un pot vibrant et d'une masse rigide.

de la gravité peut être négligée et l'on considère donc que celui-ci n'est soumis qu'à la force exercée par le pot vibrant. D'après le principe fondamental de la dynamique, le quotient de la force F exercée par le pot vibrant sur l'accélération a du solide est donc théoriquement égale à m , la masse du solide, et ce indépendamment de la fréquence. Cependant, cette hypothèse n'est valable que dans le cas d'un solide rigide en dessous de sa première fréquence propre de résonance. Le calcul de la n^{ieme} fréquence propre

d'une poutre libre-libre soumise à des vibrations longitudinales s'effectue de la façon suivante :

$$f_{n,L} = \frac{n}{2\pi} \frac{\pi c}{L} \quad \text{avec} \quad c = \sqrt{E/\rho} \quad , \quad (1.1)$$

avec n un entier naturel, $f_{n,L}$ la fréquence du n^{ieme} mode propre, c la célérité des ondes longitudinales dans le matériau, E son module de Young et ρ sa masse volumique.

Dans notre cas un cylindre de révolution en acier de dimensions $L = 30$ cm et $d = 3$ cm a été utilisé pour cette mesure. Celui-ci, pour une vibration longitudinale, possède donc en théorie une première fréquence propre de l'ordre de 13 kHz. On observe sur la FIGURE 1.5 que le quotient F/a est pratiquement constant sur la gamme de mesure 20 – 600 Hz et très proche de la valeur de la masse du solide rigide (1.7 kg).

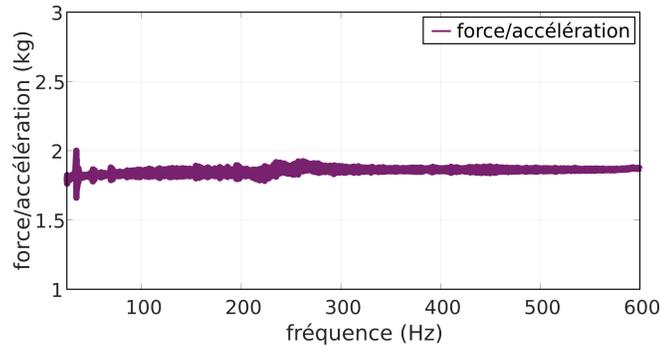


FIGURE 1.5 – Quotient F/a mesuré pour une poutre d'acier suspendue dans le cadre de la validation de la chaîne de mesure force-accélération. Malgré quelques résonances dues aux imperfections du système de suspension, la mesure est très proche de la masse de la poutre.

L'écart constaté est dû aux diverses pertes par frottements ainsi qu'à la légère tension exercée par les tendeurs élastiques positionnés en biais pour suspendre le solide, freinant ses oscillations et augmentant donc artificiellement sa masse. Les pics également observés sur le spectre sont dus à des résonances du système (support, tendeurs).

1.2.3 Choix de la source

L'une des premières questions posées lors de l'élaboration du protocole expérimental d'essai a été le choix de la source. En croisant les outils de l'analyse modale et ceux de l'acoustique du bâtiment, plusieurs options s'offrent à nous. Ainsi, **le pot vibrant**, **le marteau d'impact** et **la machine à chocs** peuvent être identifiés comme des sources vibratoires potentiellement pertinentes. La balle japonaise (*impact ball*) ainsi que la source d'impact pour sols lourds (*bang machine*) n'ont pas été retenues du fait de la difficulté que représente la modélisation de l'excitation qu'elles génèrent d'une part, et d'autre part des dommages qu'elles peuvent causer lors des essais sur les planchers légers [JRJT06]. Également, deux autres types de sources ont pu être testées lors d'essais expérimentaux *in-situ* : la source aérienne omnidirectionnelle avec bruit rose, ainsi que le saut aléatoire de personnes sur le plancher (équivalent à une excitation de type *rain on the roof*). La première, même à volume maximal, ne génère pas assez d'énergie pour suffisamment exciter les parois avoisinantes, tandis que la seconde représente comme précédemment une difficulté dans sa modélisation et retourne des résultats biaisés par une cohérence médiocre des signaux.

Une étude comparative entre les sources potentielles (pot vibrant, marteau d'impact, machine à chocs) est donc menée sur la maquette expérimentale en bois massif. Le choix de cette structure est notamment motivé par la simplicité et le nombre plus faible d'éléments constructifs constituant cette maquette, produisant un comportement vibro-acoustique plus simple à appréhender. Les sources sont positionnées sur la diagonale du plancher à environ 40 cm des bords. Un accéléromètre est placé sur le plancher à proximité

de la zone d'excitation, tandis qu'un autre est placé dans la cavité située en dessous, approximativement au centre de l'une des parois. Le microphone est enfin placé dans l'un des angles de la cavité, suspendu à environ 10 cm des parois. On peut voir sur les FIGURES 1.6(a) et 1.6(b), respectivement la comparaison de la moyenne des fonctions de réponse en fréquence (FRF) des accéléromètres et du microphone entre 20 Hz et 220 Hz, obtenues à l'aide des trois sources vibratoires. Ce tracé nous permet de repérer de nombreux pics de résonance sur toute la largeur du spectre d'étude.

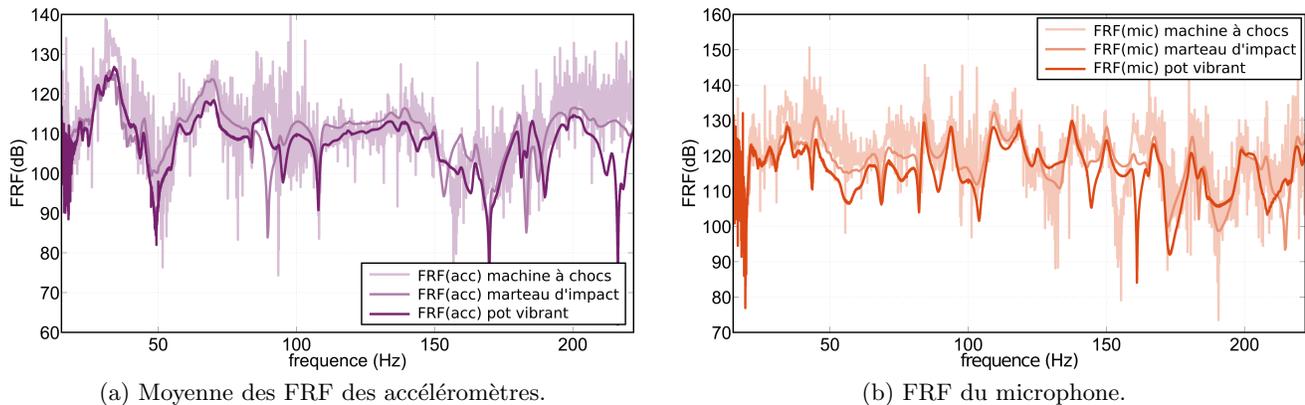


FIGURE 1.6 – Comparaison des FRF des accéléromètres et du microphone entre 20 Hz et 220 Hz obtenues à l'aide de 3 sources vibratoires différentes (machine à chocs, marteau d'impact et pot vibrant) sur la maquette en bois massif. La machine à choc génère un bruit important sur les mesures.

On peut conclure, d'après ces courbes, que la machine à chocs n'est pas ou peu adaptée à l'analyse modale d'une structure du fait de l'important bruit sur les mesures associées à celle-ci. En revanche, les FRF du marteau d'impact et du pot vibrant sont très proches et peu bruitées, et permettent d'identifier de nombreux pics de résonance.

Le pot vibrant est finalement sélectionné, comme dans un certain nombre d'autres travaux [ECM⁺06, Bol08], du fait de son excellente répétabilité ainsi que pour sa capacité à exciter la structure sur des plages de fréquences programmables, avantages que ne possède pas le marteau d'impact. Dans le cadre de ces travaux, un modèle de pot vibrant *LDS V400* est suspendu par des tendeurs élastiques à une solive reposant au sommet des acrotères sur deux supports en matériau résilient (cf. FIGURE 1.7(a)), dans le but de limiter au maximum toute perturbation que celui-ci pourrait engendrer sur la réponse vibro-acoustique de la structure. Son placement, proche de l'un des coins du plancher, permet d'exciter un maximum de modes de résonance dans la gamme fréquentielle choisie tout en réduisant la probabilité d'être positionné sur un nœud de vibration. La tige métallique du pot vibrant, du fait qu'elle soit longue donc souple en flexion, possède une forte rigidité longitudinale ce qui permet de ne transmettre aucun effort transversal ni de couple au plancher. Visible sur la FIGURE 1.7(b), la liaison entre le pot vibrant et la paroi mise en vibration est assurée par un ensemble constitué de la tige métallique du pot vibrant, au bout de laquelle est vissé un capteur de force, lui-même fixé sur une platine métallique vissée à la paroi. Le montage/démontage de cette interface est facilité par l'ajout sur la tige du pot vibrant d'un système d'embrayage dévissable conçu et réalisé au CRITT BOIS.

En écho aux travaux de Jarnerö [JBO10] et Bolmsvik [BE13], un signal d'excitation de type sinus glissant (*chirp*) entre 20 Hz et 220 Hz est utilisé. La largeur de cet intervalle de fréquence permet d'exciter les planchers légers dès leurs premiers modes de résonance (en moyenne autour de 25 Hz), mais également de couvrir tout le spectre des nuisances sonores basses fréquences de l'acoustique du bâtiment. Le choix d'un tel intervalle entre par ailleurs dans le cadre des limites imposées par notre volonté de confronter les résultats expérimentaux avec un modèle éléments-finis à la même échelle. Lors des essais

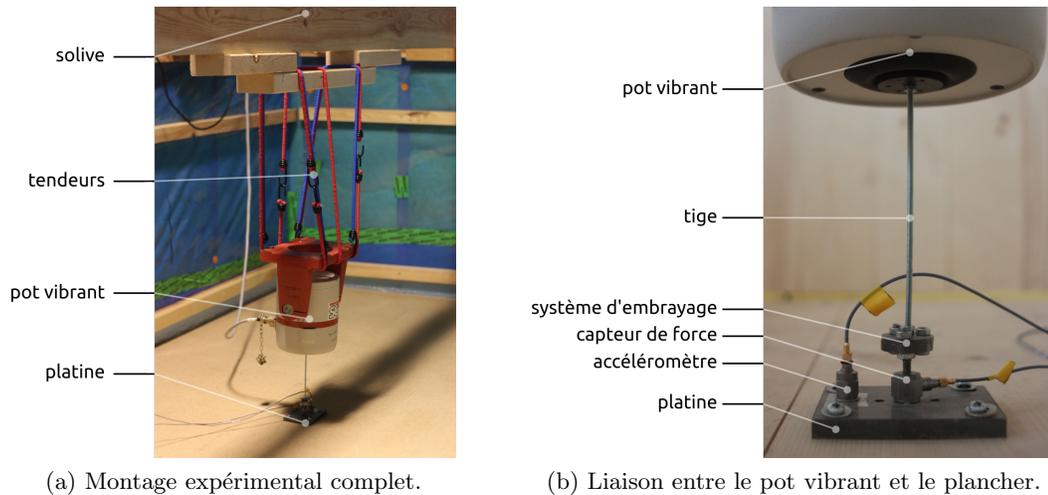


FIGURE 1.7 – Photos du montage du pot vibrant sur les maquettes expérimentales.

expérimentaux, une montée en fréquence logarithmique est utilisée permettant d'insister plus longtemps sur les basses fréquences, améliorant ainsi la résolution des FRF des capteurs tout en affichant une cohérence satisfaisante. Dans une publication plus récente, Bolmsvik [BB13] conseille d'utiliser un signal de type *pseudo-random noise* en raison de l'amélioration de la cohérence observée sur ses résultats. Malheureusement, le temps a manqué pour effectuer une comparaison avec ce type de signal dans le cadre de ces travaux.

1.2.4 Caractéristiques des fonctions de réponse

1.2.4.1 Rapport signal/bruit

Grâce à un essai vibratoire effectué suivant le protocole décrit dans le présent chapitre sur la maquette expérimentale en bois massif, on trace sur la FIGURE 1.8 le rapport signal/bruit (RSB) des signaux issus de l'un des accéléromètres et du microphone en fonction de la fréquence, pour un signal compris entre 20 Hz et 220 Hz. Dans le but de se positionner dans le cas le plus défavorable, le choix du signal de l'accéléromètre étudié s'est porté sur celui ayant la plus faible amplitude. Le RSB en fonction de la fréquence a été évalué de la façon suivante : la transformée de Fourier des signaux bruts de l'accéléromètre sélectionné et du microphone sont calculées lors de l'essai vibratoire (pendant environ 50 s), puis le même procédé est répété, cette fois sans excitation vibratoire (pendant environ 10 s) en vue de mesurer uniquement le bruit de fond. Les transformées de Fourier des signaux sont converties en dB puis celles du bruit de fond sont soustraites à celles obtenues lors de l'essai vibratoire, et le résultat est tracé sur le graphique FIGURE 1.8. On observe sur cette courbe un RSB supérieur à 20 dB à partir d'environ 25 Hz, la valeur de ce ratio oscillant ensuite entre 30 dB et 70 dB sur le reste du spectre. La valeur moyenne de ce ratio, largement supérieure à la valeur limite usuelle de 10 dB, confirme donc la bonne qualité des mesures.

1.2.4.2 Cohérence des signaux

La cohérence spectrale, ou cohérence, est un outil statistique exprimant la relation pouvant exister entre deux signaux. Appliquée entre le signal d'entrée et de sortie d'un système, l'évaluation de la cohérence permet de juger de la bonne ou mauvaise qualité des mesures effectuées grâce à celui-ci. Sa valeur est comprise entre 0 et 1, 1 étant la valeur idéale indiquant une parfaite corrélation entre les mesures. La

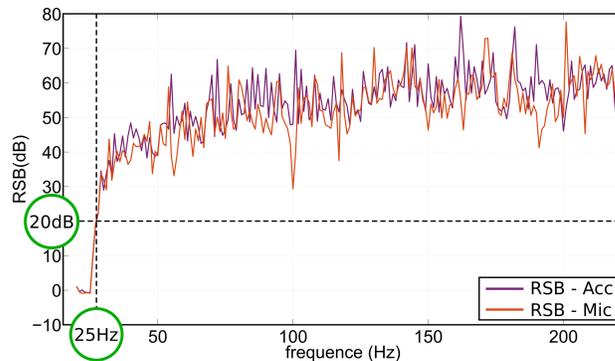


FIGURE 1.8 – Évaluation du rapport signal/bruit (RSB) sur les mesures des accéléromètres et du microphone lors d'un essai sur la maquette en bois massif entre 20 Hz et 220 Hz. Le RSB est supérieur à 20 dB à partir de 25 Hz.

cohérence entre deux signaux $x(t)$ et $y(t)$ s'exprime ainsi de la façon suivante :

$$C_{xy}(f) = \frac{|G_{xy}(f)|^2}{G_{xx}(f)G_{yy}(f)} \quad , \quad (1.2)$$

avec G_{xy} l'interspectre entre les signaux $x(t)$ et $y(t)$, G_{xx} et G_{yy} respectivement les autospectres des signaux $x(t)$ et $y(t)$.

Un exemple de la cohérence des signaux du microphone et d'un accéléromètre, obtenu lors de l'excitation du plancher de la maquette en bois massif par le pot vibrant, est tracé FIGURE 1.9. On peut voir sur ce graphique que la cohérence des signaux a une valeur moyenne très proche de 1 sur toute la largeur du spectre, indiquant donc des mesures de bonne qualité.

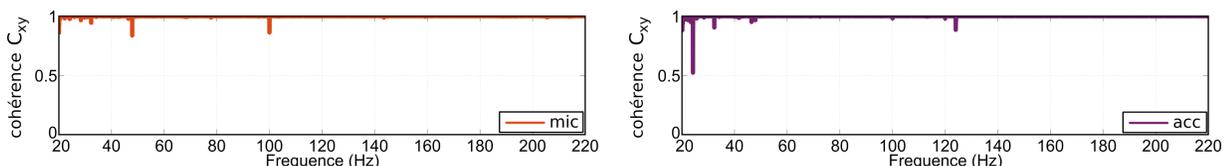


FIGURE 1.9 – Cohérence des signaux (microphone et accéléromètre) pour l'excitation d'un plancher (maquette en bois massif) par le pot vibrant. Les valeurs indiquent une bonne qualité des mesures.

1.3 Validation sur maquettes expérimentales

1.3.1 Position de l'opérateur

L'opérateur, en raison de la masse localisée qu'il représente sur le plancher, peut, selon sa position, altérer la répétabilité des mesures. L'influence lors des essais expérimentaux de cette position a donc été évaluée dans le cadre d'une étude paramétrique sur la maquette en bois massif. La maquette à ossature n'est volontairement pas incluse dans cette étude du fait de la structure simplifiée de ses planchers pour les besoins des essais. En effet, le rayonnement acoustique des panneaux de particules formant la partie supérieure des planchers solivés est fortement influencé par la présence ou non de l'opérateur, ce qui n'est pas représentatif des solutions constructives employées dans les bâtiments réels. Le cas où l'opérateur aurait été positionné à l'extérieur de la maquette expérimentale n'a par ailleurs pas été exploré en raison de la nécessité pour celui-ci d'être à proximité du matériel d'acquisition (ordinateur, amplificateur, switch Ethernet) qui, pour des raisons pratiques, a été placé au sommet des parois de la maquette. Quatre positions différentes de l'opérateur (cf. FIGURE 1.10(a)) ont donc été envisagées :

1. debout au centre du plancher,
2. debout à proximité de la source vibratoire,
3. assis sur le mur mitoyen,
4. debout sur le plancher voisin non instrumenté.

L'étude paramétrique, basée sur la comparaison des FRF des accéléromètres et du microphone pour chacune des positions de l'opérateur, montre que l'écart maximal entre les mesures, pour n'importe quelle position de l'opérateur, est égal à 2 dB (cf. FIGURE 1.10(b)). L'écart le plus important est constaté sur la FRF des accéléromètres, au niveau du premier mode de résonance du plancher entre l'opérateur positionné au centre de celui-ci (position 1) et sur le plancher voisin non excité (position 4). Finalement, pour des raisons pratiques et du fait de son influence minimale sur les mesures, la position de l'opérateur assis sur le mur mitoyen (position 3) sera retenue.

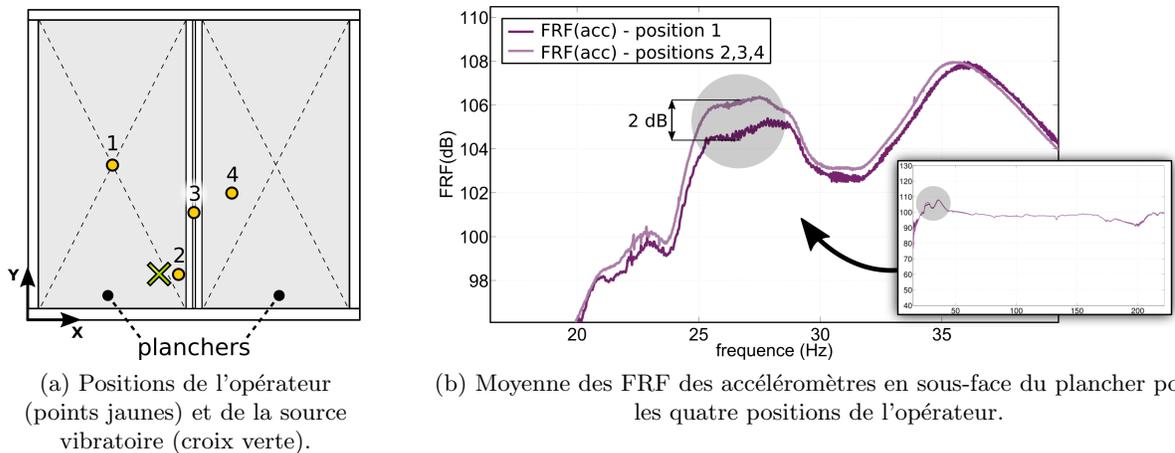


FIGURE 1.10 – Influence de la position de l'opérateur sur le plancher. L'écart maximal constaté sur les mesures entre toutes les positions est de seulement 2 dB. La position sur le mur mitoyen est retenue pour des raisons pratiques.

1.3.2 Répétabilité des mesures

De part sa structure fibreuse et sa nature organique, le bois possède une sensibilité et une plasticité exceptionnelles face aux changements parfois brusques de son environnement (température, hygrométrie). En conséquence, tout au long de sa vie ce matériau verra sa structure et son aspect sculptés par le temps et les spécificités de son environnement. C'est pourquoi, essayant de caractériser le comportement vibro-acoustique de structures conçues grâce à ce matériau, il semble utile d'éviter toute mesure unique qui par malchance serait erronée suite à un craquement soudain des fibres ou un tassement naturel de la structure, ou encore suite à des variations d'ordre climatique (saisons, climatisation du bâtiment, etc.). En conséquence, chacune des mesures effectuées au cours de ces travaux a été effectuée deux fois de suite, et la première comparée à la deuxième pour s'assurer de la bonne répétabilité de celle-ci. Également, lorsque cela était possible, les mesures effectuées en début de campagne d'essai ont été comparées à des mesures similaires effectuées quelques semaines plus tard en fin de campagne, dans le même but. La FIGURE 1.11 présente par exemple la comparaison entre les FRF d'un accéléromètre et du microphone entre 20 Hz et 220 Hz obtenues lors d'essais vibratoires effectués à deux semaines d'intervalle sur la maquette à ossature bois. Seules quelques différences mineures sont observées entre les courbes, permettant de valider une répétabilité suffisante des mesures issues du protocole expérimental développé.

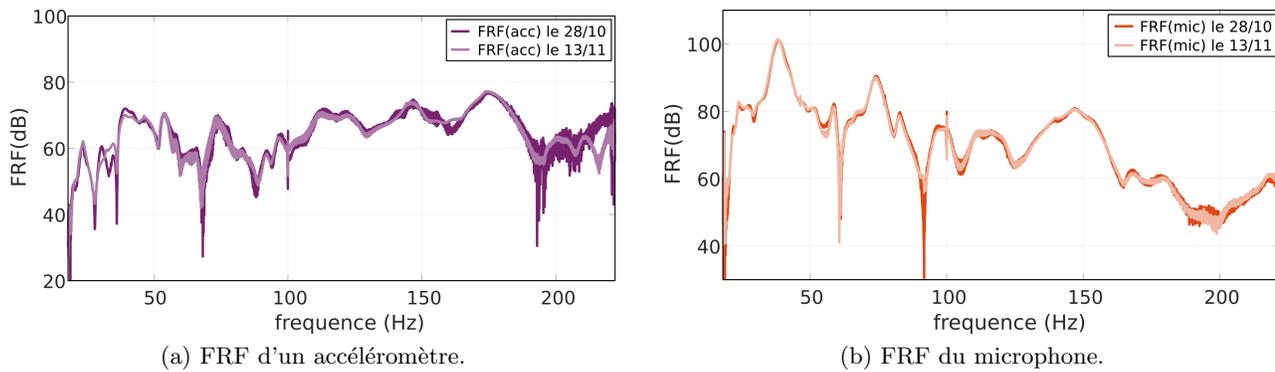


FIGURE 1.11 – Comparaison des FRF d'un accéléromètre et du microphone entre 20 Hz et 220 Hz, obtenue lors d'essais vibratoires effectués à deux semaines d'intervalle sur la maquette à ossature bois. L'écart constaté entre les mesures est très faible.

1.3.3 Extraction des formes modales d'un plancher solivé

Le positionnement en grille des accéléromètres sur la paroi instrumentée permet d'obtenir une topographie simple et étendue de celle-ci. Un outil a été créé pour visualiser les déformées des parois instrumentées à une fréquence donnée. Cet outil prend la forme d'un script Matlab calculant dans un premier temps les déplacements et les phases des accéléromètres à partir de leurs transformées de Fourier. Les positions des capteurs sur la paroi sont renseignées et une grille dans le plan (\vec{x}, \vec{y}) reproduisant la paroi instrumentée est créée. À une fréquence donnée, la coordonnée selon l'axe \vec{z} de chaque point de la grille est programmée de sorte qu'elle soit égale au déplacement du capteur associé à ce point, multiplié par le cosinus de sa phase. La variation de la phase permet d'animer les déplacements des points de mesure et ainsi de reconstituer les mouvements de la paroi à chaque fréquence. Une analyse visuelle de ces mouvements, par pas de 1 Hz, est alors menée sur toute la largeur du spectre d'étude, basée sur l'observation du caractère symétrique des déformées ainsi que sur le déphasage des ventres de résonance. On notera qu'aux résonances de la paroi, ces déformées coïncident avec les formes modales. Ainsi, quatre formes modales expérimentales du plancher peuvent être identifiées à 22 Hz, 30 Hz, 39 Hz et 50 Hz. Ces déformées sont tracées sur la FIGURE 1.12.

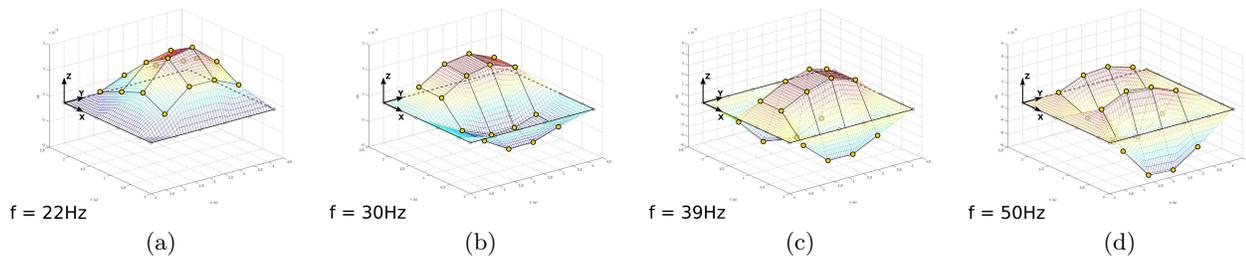
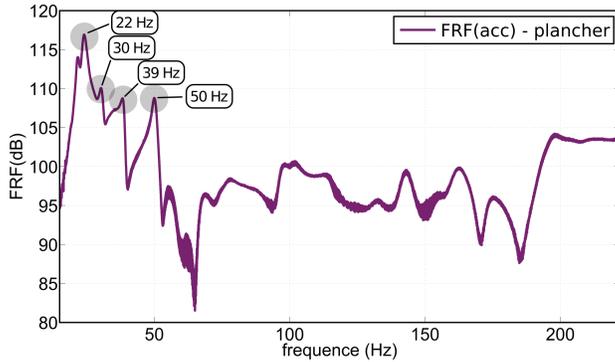


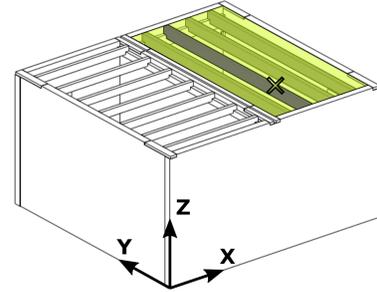
FIGURE 1.12 – Reconstitution des formes modales du plancher longitudinal de la maquette à ossature bois en combinant les positions et les mesures des accéléromètres.

On trace par la suite la moyenne globale des FRF des accéléromètres (cf. FIGURE 1.13(a)) disposés sur les solives du plancher solivé longitudinal (cf. FIGURE 1.13(b)). On observe donc que cette courbe permet de corréliser les fréquences des formes modales identifiées précédemment avec les pics d'accélération de la paroi. Cependant, la structure étudiée étant complexe, de nombreux pics sont observés sur la courbe.

Ces pics correspondent aux résonances propres à la paroi mais également à celles des différents éléments constructifs de la maquette. Naturellement, les amplitudes de ces pics dépendent directement des positions des capteurs sur la paroi, selon qu'ils se trouvent sur des ventres ou des nœuds de résonance. Ces positions particulières n'étant pas connues à l'avance, on notera que les modes propres de la paroi ne correspondent donc pas systématiquement aux pics de vitesse d'amplitudes maximales.



(a) Moyenne des FRF des accéléromètres sur les solives.



(b) Plancher longitudinal.

FIGURE 1.13 – Visualisation des fréquences des formes modales du plancher aux solives longitudinales. La croix verte indique la position du pot vibrant sur le plancher.

1.3.4 Effet d'une modalité constructive sur la pression dans la cavité

La position du microphone dans l'un des angles de la cavité permet de détecter un maximum de pics de résonance sur une large bande spectrale, y compris aux basses fréquences. Grâce à ces mesures, il est donc possible d'étudier l'influence de modifications des propriétés constructives de la structure ou bien de l'environnement, ou encore d'étudier les relations de couplage avec les mesures des accéléromètres. Les fréquences des modes propres d'une cavité parallélépipédique sont calculés grâce à la relation suivante :

$$f_{(p,q,r)} = \frac{c}{2} \cdot \sqrt{\frac{p^2}{L^2} + \frac{q^2}{W^2} + \frac{r^2}{H^2}} \quad , \quad (1.3)$$

avec c la célérité des ondes sonores dans le milieu considéré, p , q et r des entiers naturels, L , W et H les dimensions selon x , y et z de la cavité.

De cette relation, on déduit que les modes les plus simples sont les modes axiaux, obtenus uniquement lorsqu'un seul des trois indices p , q ou r n'est pas égal à zéro. Dans ce cas, la valeur de l'indice en question correspond au nombre de demi-longueurs d'ondes dans la cavité selon la direction considérée. Ensuite, les modes dits tangentiels apparaissent, lorsque seulement deux des indices sont différents de zéro. Enfin, lorsque aucun des indices n'est égal à zéro, les modes dits obliques prennent place dans la cavité, divisant alors le champ de pression au sein de celle-ci selon les trois directions de l'espace.

On peut voir sur la FIGURE 1.14(a) la FRF du microphone avant et après l'installation d'un doublage en plaques de plâtre sur les parois de la maquette expérimentale à ossature bois. De nombreux pics de résonance sont observés sur toute la largeur du spectre d'étude. Les positions correspondant aux premiers modes propres théoriques de la cavité sont indiquées par les lignes verticales en pointillés noirs. On observe sur les deux courbes, avant et après l'installation des plaques de plâtre, un pic de résonance situé à environ 40 Hz, en coïncidence avec la position du mode propre axial (0,1,0) de la cavité (41 Hz). On observe par ailleurs, au niveau du second mode propre axial (0,0,1) de la cavité (66 Hz), que seule le champ de pression dans le cas de la structure nue semble résonner. En effet, l'installation des plaques de plâtre ayant réduit la hauteur de plafond d'environ 30 cm, la fréquence théorique de ce mode propre passe après calcul à

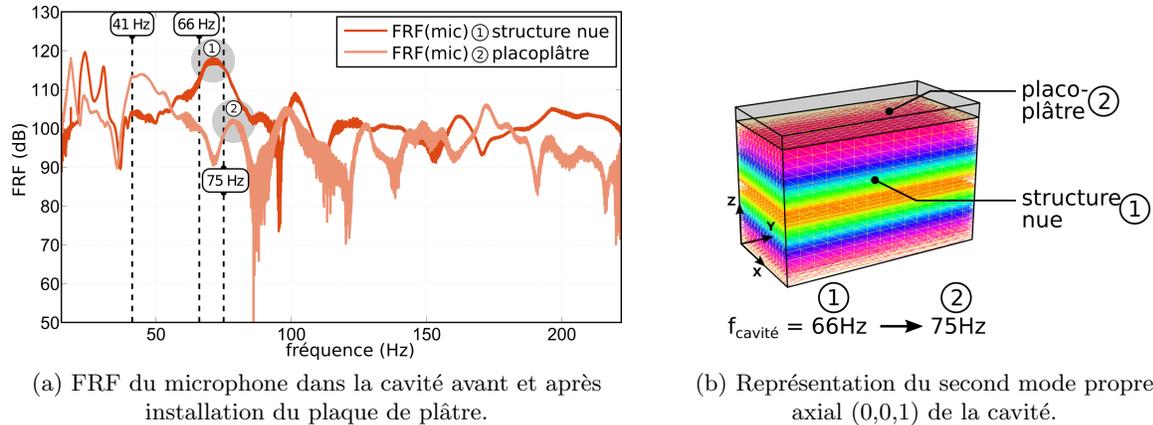


FIGURE 1.14 – Mise en évidence de l'augmentation de la fréquence d'un mode propre de cavité suite à l'installation d'un doublage des parois en plaque de plâtre. Les traits noirs pointillés symbolisent les fréquences théoriques des modes propres de la cavité.

75 Hz (cf. FIGURE 1.14(b)), ce qui est en adéquation avec les observations sur la courbe. L'utilisation d'un seul microphone placé dans l'un des angles de la cavité permet donc de recueillir suffisamment d'informations pour permettre l'étude de l'influence de paramètres constructifs sur le comportement acoustique de la structure, mais également d'effectuer les premiers recalages entre modèles théoriques et essais expérimentaux. Les relations de couplage mises en évidence ici entre cavité et structure justifient par ailleurs l'approche vibro-acoustique originale de ces travaux.

1.4 Validation *in-situ* sur structure réelle

À la différence des essais menés sur maquette expérimentale, les essais menés *in-situ* dans les bâtiments ne permettent pas l'ancrage au sol de la platine du pot vibrant car cela dégraderait le plancher du logement. Le choix a donc été fait de concevoir une structure dédiée simple, démontable, transportable, permettant de suspendre le pot vibrant tout en évitant de l'ancrer au sol. Ce cadre support est posé sur quatre pieds anti-vibratiles en paille d'acier et composé d'un assemblage de profilés d'aluminium au sein duquel le pot vibrant est suspendu par des tendeurs. L'influence de ce cadre support sur les mesures expérimentales est dans un premier temps évaluée. L'ancrage au sol de la tige du pot vibrant est évité en reliant celle-ci à une masse en acier suffisamment lourde (20 kg) posée sur le sol, en appui stabilisé sur trois points. L'influence de cette masse et de son inertie de rotation sur les résultats expérimentaux est évaluée dans un second temps. Les résultats de mesures vibratoires effectuées au sein de la résidence Jules Ferry (88) sont finalement présentés.

1.4.1 Influence du cadre support

L'influence sur les mesures vibratoires d'un plancher de la présence du cadre support destiné à accueillir le pot vibrant lors d'essais expérimentaux *in-situ* doit être testée. Pour cela, une étude comparative est menée sur la maquette expérimentale bois massif car celle-ci, en raison de la simplicité de ce type de système constructif, bénéficie d'une réduction des incertitudes de mesure. Cette étude est effectuée entre 20 Hz et 220 Hz à l'aide d'accéléromètres disposés en sous-face du plancher ainsi que d'un microphone placé dans l'un des angles de la cavité. Deux montages différents du pot vibrant sont ainsi étudiés : sans contact du support sur le plancher (pot suspendu à une solive, cf. FIGURE 1.15(a)), et avec contact du support sur le plancher (pot suspendu au sein du cadre, cf. FIGURE 1.15(b)). Le second montage étant effectué avec les pieds-antivibratiles positionnés sous le cadre support, la connaissance des caractéristiques vibratoires

de ceux-ci s'impose. Grâce à leur documentation technique, le coefficient d'absorption de vibration des pads en fonction de la fréquence est tracé sur la FIGURE 1.15(c).

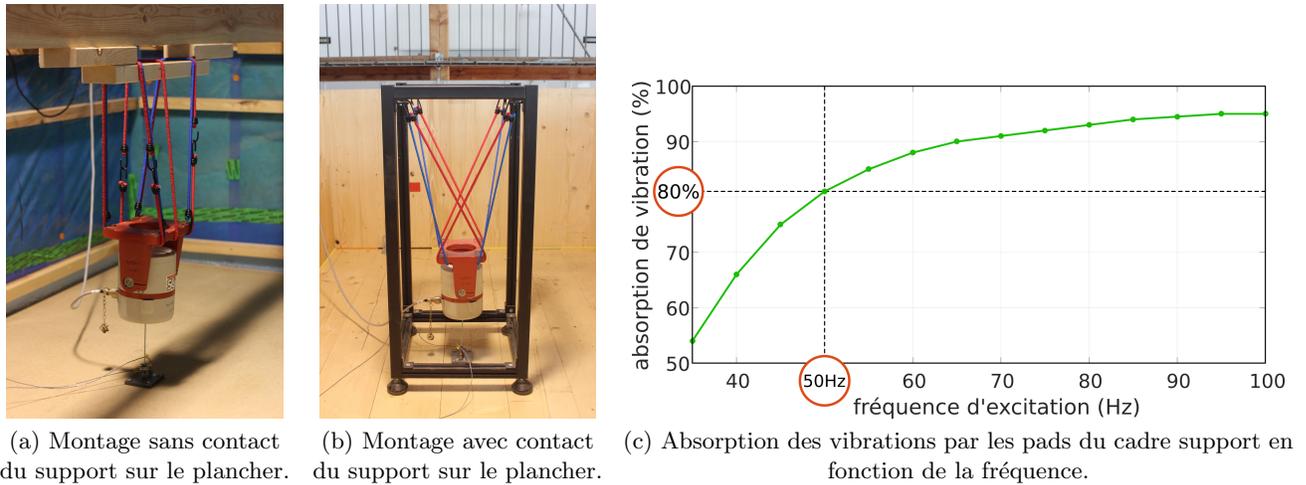


FIGURE 1.15 – Photographies des deux montages expérimentaux utilisés pour l'étude de l'influence du cadre support ainsi que le tracé du coefficient d'absorption des pads positionnés sous le cadre support.

Leur fréquence naturelle étant située à environ 20 Hz et leur coefficient d'absorption de vibration étant supérieur à 80 % à partir de 50 Hz, leur éventuelle influence sur les mesures devrait à priori se cantonner aux très basses fréquences (< 50 Hz). La FIGURE 1.16 présente les différences sur les FRF d'un accéléromètre (éloigné de la source) et du microphone entre ces deux cas de figure.

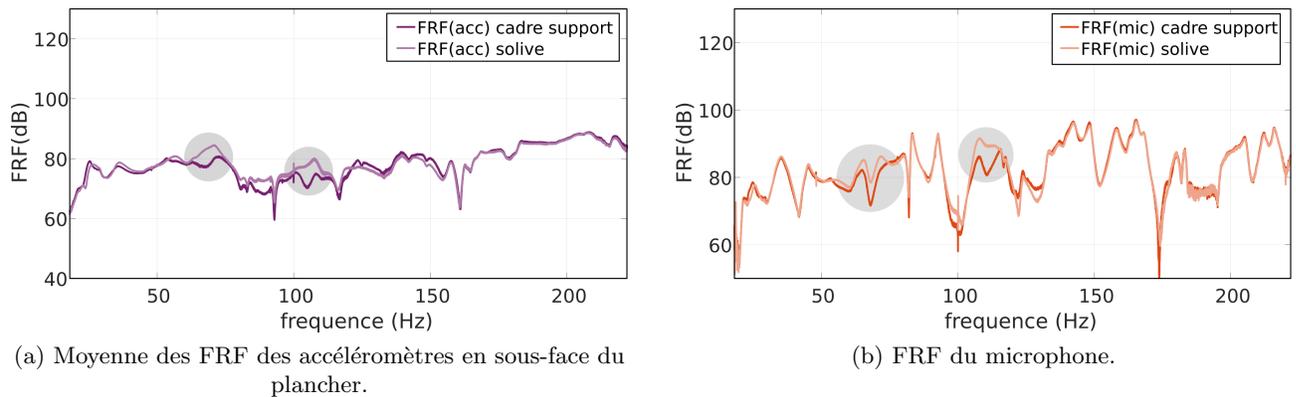


FIGURE 1.16 – Influence de la présence du cadre support du pot vibrant sur le plancher dans le cas du montage expérimental destiné aux essais in-situ. Trois perturbations minimales sont identifiées à des fréquences similaires sur les FRF des accéléromètres et du microphone.

Deux perturbations, pour les plus importantes de l'ordre de 6 dB sur les mesures de l'accéléromètre et de l'ordre de 8 dB sur les mesures du microphone, peuvent être identifiées sur les pics de résonance à des fréquences similaires entre les deux mesures. D'après l'observation des courbes, la présence du cadre support sur le plancher semble logiquement diminuer l'amplitude de certains pics de résonance. En effet sa présence implique sur le plancher une augmentation locale de la masse (d'environ 15 kg), la force exercée par le pot vibrant étant constante, l'inertie du plancher se trouve de fait diminuée. Par ailleurs, du fait

que ces perturbations apparaissent à des fréquences supérieures à 50 Hz, les pads anti-vibratiles ne sont à priori pas liés à celles-ci. Il resterait malgré tout à vérifier qu'elles sont dues à des résonances locales de la structure support équipée de ces silent-blocs métalliques. Par manque de temps, cette étude n'a malheureusement pas été effectuée dans le cadre de ces travaux. L'utilisation pour des mesures vibratoires *in-situ* du système de cadre support s'accompagne donc de légères perturbations sur les mesures. Celles-ci sont considérées comme négligeables au regard de leur faible amplitude mais également du fait qu'elles ne modifient que sensiblement la position de certains pics de résonance sur les mesures des accéléromètres et du microphone.

1.4.2 Influence de la masse d'acier

En vue d'éviter de visser directement au plancher l'extrémité de la tige du pot vibrant, celle-ci est fixée à une masse d'acier posée sur le sol. L'influence sur les mesures de la présence de cette masse doit être évaluée. Une étude comparative au cours de laquelle le pot vibrant est suspendu à une solive par des tendeurs est donc menée, permettant d'expérimenter deux types d'ancrages différents au plancher : pot vibrant relié à la masse simplement posée sur le plancher, pot vibrant vissé directement au plancher.

La FIGURE 1.17 présente sur les FRF des accéléromètres et du microphone les différences entre ces deux cas de figure. On observe tout d'abord sur les deux graphiques une augmentation du niveau entre 50 Hz et 150 Hz, au maximum de l'ordre de 10 dB, liée à la présence de la masse sur le plancher. En effet, on mesure par là l'influence de son inertie locale sur le comportement global du plancher. La position des pics de résonance observés reste en revanche sensiblement la même, ce qui correspond à nos attentes dans le cadre de ces travaux. La présence de la masse sur le plancher lors de mesures *in-situ* incite donc dans un premier temps à rester prudent quant à l'amplitude des pics de résonance observés sur cette gamme de fréquence.

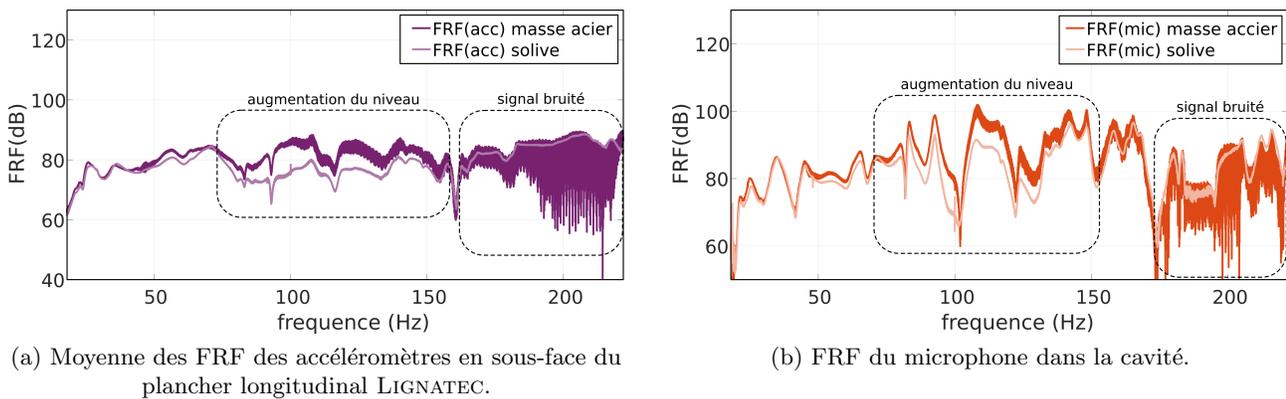


FIGURE 1.17 – Influence de la présence de la masse sur le sol dans le cas d'essais expérimentaux *in-situ*.

Sa présence augmente le niveau des vibrations du plancher entre 50 Hz et 150 Hz, le ballottement de celle-ci génère également un bruit important sur les mesures à partir d'environ 170 Hz.

On observe également sur les deux graphiques que la présence de la masse constitue une source de bruit important à partir d'environ 170 Hz. Ce bruit était audible lors des mesures et semblait venir de la masse d'acier. En effet, celle-ci étant posée sur appuis rigides, la vibration du plancher entraîne son ballottement, phénomène de surcroît amplifié par la hauteur importante de son centre de gravité. Pour palier ce problème, l'utilisation d'une masse dont le centre de gravité serait plus bas et dont l'appui au sol serait assuré par un matériau résilient est envisagé. En revanche, on remarque de nouveau que seule l'amplitude des FRF semble être influencée par la présence ou non de la masse sur le plancher, la position

des pics de résonance sur chacune des courbes étant globalement conservée entre les deux cas de figure. Le montage expérimental destiné aux essais *in-situ* peut donc à terme être amélioré, mais les résultats actuellement obtenus grâce à celui-ci, du fait de la non-modification des fréquences de résonance, forment malgré tout un bon compromis entre qualité des mesures et praticité sur le terrain.

1.4.3 Effet de rigidificateurs parasismiques sur les formes modales d'une paroi

Située à Saint-Dié-Des-Vosges (88), la résidence Jules Ferry est l'ouvrage le plus haut de France construit en panneaux de bois massif, ou lamellés-croisés (CLT). Il contient 26 logements passifs sur 7 étages et est situé en zone sismique 3 (modéré). Cette dernière caractéristique a pour conséquence que sa structure primaire, pour permettre une meilleure résistance en cas de séisme, est constituée de 3 tours indépendantes (cf. FIGURE 1.18(a), en bleu) reliées entre elles sur toute la hauteur du bâtiment par des créneaux en bois s'emboîtant les uns dans les autres (cf. FIGURE 1.18(b), en jaune). Des plaques métalliques, vissées également sur toute la hauteur du bâtiment, permettent de lier les tours entre elles.

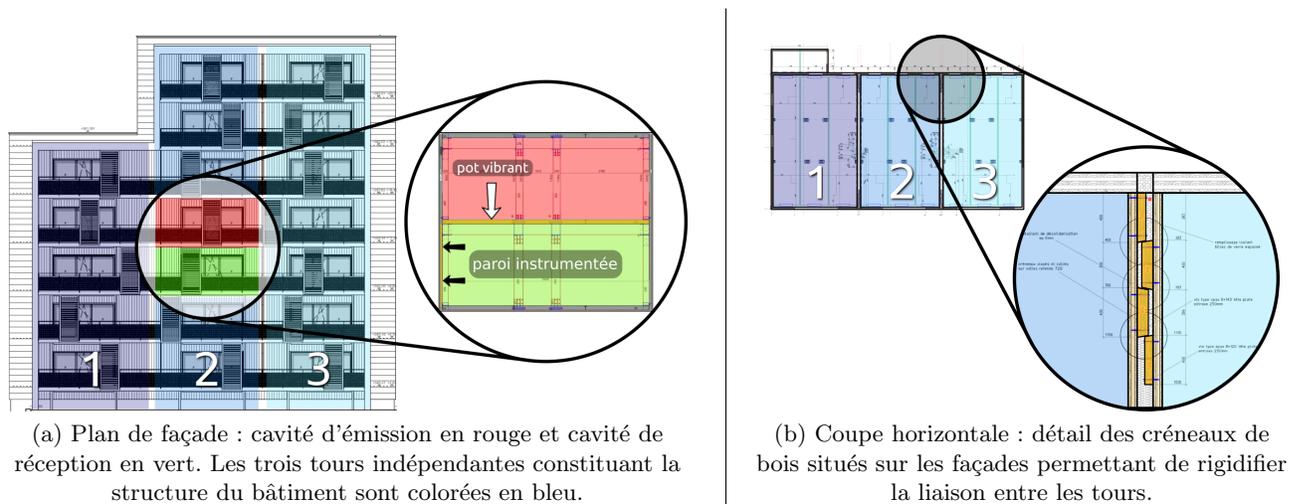


FIGURE 1.18 – Détails structuraux et pratiques de la résidence Jules Ferry (88).

La campagne d'essais menée dans cette structure consiste en l'étude de la transmission des vibrations générées par le pot vibrant positionné sur le plancher de l'étage supérieur vers les parois de l'étage inférieur (cf. FIGURE 1.18(a)). Hélas, l'étude des phénomènes de couplage vibro-acoustiques n'étant encore qu'au stade de réflexion au moment de cette campagne, aucune mesure microphonique n'a été effectuée durant ces essais. La paroi instrumentée est visible sur la FIGURE 1.19.

Comme dans le cas précédent de la maquette expérimentale, suite aux essais expérimentaux une grille reproduisant la paroi instrumentée est créée sous Matlab. Une analyse visuelle des mouvements de la paroi à chaque fréquence est alors menée, permettant d'identifier les formes modales à 26 Hz, 36 Hz, 42 Hz et 71 Hz. Celles-ci sont reconstituées sur la FIGURE 1.20. Ces déformées sont naturellement proches de celles d'une plaque encastrée mais on remarque cependant qu'elles ne sont pas symétriques, l'amplitude de celles-ci étant plus faible du côté gauche de la paroi.

En effet, la présence des créneaux en bois rigidifie fortement la partie gauche de la paroi mitoyenne, agissant naturellement sur les déformées globales de la paroi de sorte que la partie droite résonne avec une plus grande amplitude. Ces résultats ne permettent cependant pas d'établir l'influence positive ou négative des créneaux. En complément, on trace sur la FIGURE 1.21 la moyenne globale des FRF des accéléromètres. De nombreux pics sont de nouveau observés sur la courbe, et on note comme précédemment que celle-ci permet de corréler les fréquences des formes modales avec les pics d'accélération de la paroi. Le protocole



FIGURE 1.19 – Détail de la position des accéléromètres (points jaunes) sur la paroi instrumentée et des créneaux permettant de rigidifier la structure (rayures vertes).

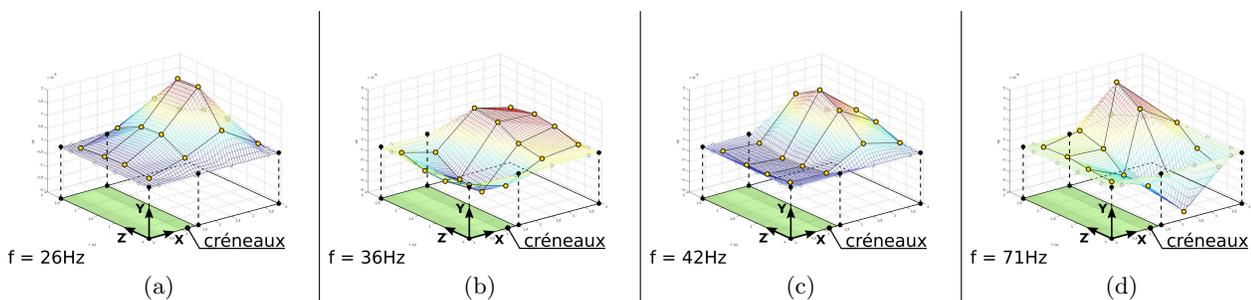


FIGURE 1.20 – Reconstitution des formes modales du mur mitoyen en combinant les positions et les mesures des accéléromètres. Les créneaux présents dans la paroi influent sur les déformées modales.

expérimental nous permet donc également d'extraire les déformées modales de parois dans sa configuration adaptée aux essais *in-situ*.

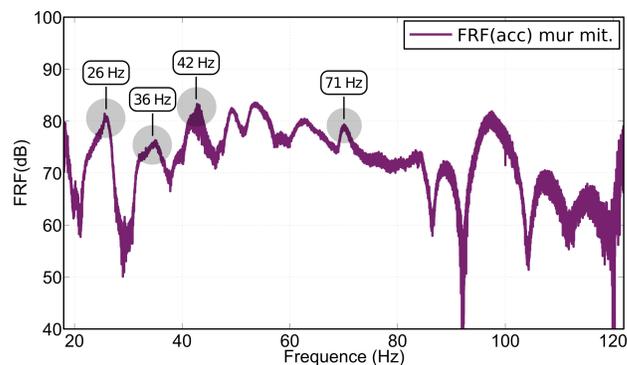


FIGURE 1.21 – Moyenne des FRF des accéléromètres situés sur le mur mitoyen. Corrélation des pics avec les fréquences des formes modales de la paroi.

1.5 Conclusion

Ce premier chapitre concerne le développement et la validation d'un protocole expérimental d'essai en vue de caractériser le comportement vibro-acoustique de structures légères en bois. Le cadre d'application sur des maquettes expérimentales en laboratoire et sur des structures réelles *in-situ* est tout d'abord présenté. Dans le cadre de l'étude menée en laboratoire, deux maquettes expérimentales à ossature bois et en bois massif ont été conçues et réalisées au CRITT BOIS, de sorte qu'il soit possible d'y implémenter

différentes solutions constructives pour en mesurer l'influence. Dans le cadre de l'étude *in-situ* menée en parallèle, trois campagnes d'essais ont été organisées en France dans de futures résidences locatives, dont les mesures ont permis de faire évoluer le protocole jusqu'à sa forme finale.

La description détaillée du protocole d'essai est ensuite effectuée. Dans le but d'étudier les relations de couplage vibro-acoustiques entre structure et cavité, le choix d'associer des accéléromètres et un microphone placé dans l'un des coins de la cavité est retenu. En vue d'obtenir une topographie étendue de la paroi, 16 accéléromètres disposés en grille sont utilisés. Par la suite, la validation de la chaîne de mesure force-accélération est présentée. Les mesures indiquent sur la gamme 20 Hz-600 Hz un comportement cohérent des capteurs. Le choix de la source permettant d'exciter la structure est également développé. Le pot vibrant associé à un signal de type *chirp* entre 20 Hz et 220 Hz est retenu. Les caractéristiques des fonctions de réponse, à savoir le rapport signal/bruit et la cohérence des signaux, sont finalement mesurées. Les résultats indiquent que le protocole permet d'obtenir des signaux de bonne qualité.

Par la suite, la validation de ce protocole sur maquettes expérimentales est développée. La faible influence de la position de l'opérateur et la répétabilité des mesures vibratoires et acoustiques sur une période de deux semaines sont présentées. Par la suite, deux exemples de mesures expérimentales sont développés. Grâce aux mesures accélérométriques, une analyse visuelle des déformées permet l'extraction des quatre premières formes modales d'un plancher solivé. Les mesures microphoniques permettent par ailleurs d'observer le glissement de la fréquence théorique d'un mode de cavité suite à la réduction de sa taille par l'ajout de plaques de plâtre. Ainsi, le protocole présenté permet de potentiellement mettre en évidence les phénomènes de couplage qui peuvent exister entre les modes propres des cavités et ceux de la structure.

La description du protocole dans sa version adaptée aux contraintes des essais *in-situ* est ensuite développée. L'étude de l'influence du cadre support et de la masse d'acier utilisés pour ce type d'essais montre un bruitage des mesures effectuées avec ce matériel supplémentaire. Cependant le comportement vibro-acoustique de la structure ne s'en trouve pas significativement perturbé sur la gamme fréquentielle choisie. Par la suite, un exemple de mesure *in-situ* effectué dans la résidence Jules Ferry (88) est développé. Celui-ci présente l'effet de rigidificateurs parasismiques situés derrière une paroi sur ses formes modales. On observe nettement l'influence de ceux-ci sur les déformées globales de la paroi, de sorte que la partie non-rigidifiée résonne avec une plus grande amplitude.

Chapitre 2

Conception et caractérisation de maquettes d'ouvrages bois grandeur nature

2.1 Conception des structures d'essai

L'un des principaux axes de recherche du projet VIBRACOUBOIS vise à comprendre les phénomènes vibro-acoustiques prenant place au sein de l'immense diversité des structures bois dans le domaine du bâtiment. Cette diversité, que l'on retrouve aussi bien dans les types d'assemblages que dans les matériaux ou les technologies de mise en œuvre, s'oppose à la durée limitée d'un tel projet de recherche, impliquant donc de restreindre le choix des paramètres constructifs qui pourront faire l'objet d'études vibro-acoustiques approfondies.

Parmi les systèmes constructifs les plus employés dans le domaine de la construction bois, deux grandes catégories peuvent être distinguées : les ouvrages à ossature bois et les ouvrages en bois massif (CLT). Dans le but d'effectuer une étude non pas exhaustive mais la plus complète possible, le choix a donc été fait de créer deux maquettes expérimentales implémentant chacune l'un des deux systèmes. L'idée générale qui a servi de base à l'élaboration de ces maquettes expérimentales a été d'intégrer au cœur de la structure une jonction en "X" autour de deux cavités (cf. FIGURES 2.1(a) et 2.1(b)), permettant ainsi d'étudier les nombreux chemins de propagation possibles entre les parois séparant ces cavités. De plus, ces structures intègrent chacune deux planchers orientés selon deux directions différentes (exemple des planchers solivés

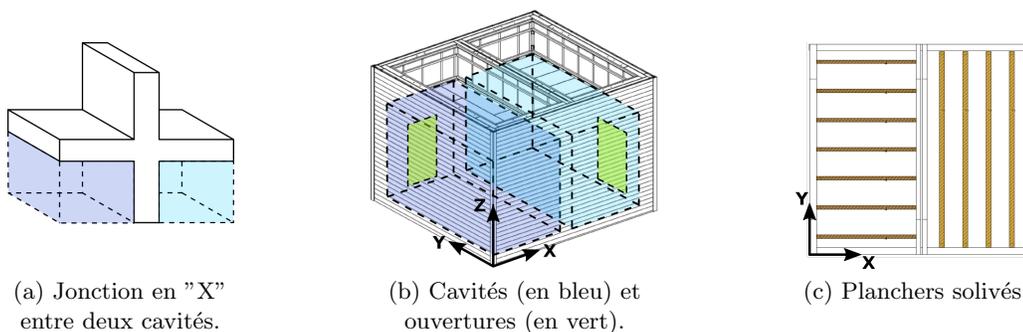


FIGURE 2.1 – Détail du type de jonction (a), et exemple des cavités (b) et des planchers (c) de la maquette expérimentale à ossature bois.

FIGURE 2.1(c)), afin d'étudier l'influence de leur orientation sur le champ de pression dans chacune des cavités et sur la réponse vibratoire des parois environnantes. Les structures sont par ailleurs conçues de sorte qu'il est possible d'y implémenter différentes modalités constructives (plancher flottant, doublage des parois, charge d'exploitation, etc.) en vue d'étudier leur influence sur le comportement vibro-acoustique global de celles-ci.

2.1.1 Maquette à ossature bois

Dans le cas de la maquette expérimentale à ossature bois, les ouvertures permettant l'accès aux cavités pour les expérimentateurs et le matériel ont été positionnées de telle sorte qu'elles soient placées au cœur d'une paroi sur laquelle les solives portant le plancher ne reposent pas (cf. FIGURE 2.1(b)). En effet, les ondes se propageant à travers le matériau bois ayant une célérité plus importante dans la direction des fibres, les vibrations créées par le pot vibrant sur le plancher auront tendance à se propager de manière plus rapide et intense en direction des parois porteuses du plancher [SB13], par conséquent ces parois sont instrumentées en priorité par rapport à celles non-porteuses. De plus, durant les essais expérimentaux, le pot vibrant est positionné de telle sorte que la vibration soit transmise directement à l'une des solives du plancher plutôt qu'au milieu de l'une des plaques (cf. FIGURE 2.2), permettant ainsi de moins solliciter les modes locaux du plancher entre les solives mais également d'obtenir une meilleure excitation structurelle et d'éviter la création d'éventuels bruits de chocs liés aux imperfections du contact plaques-solives. En effet, les plaques de plancher n'étant pas collées mais simplement vissées à intervalles réguliers sur les solives, les mouvements de va-et-viens générés par le pot vibrant pourraient engendrer des chocs entre ces deux éléments, ce qui n'est pas souhaitable pour la qualité des mesures.

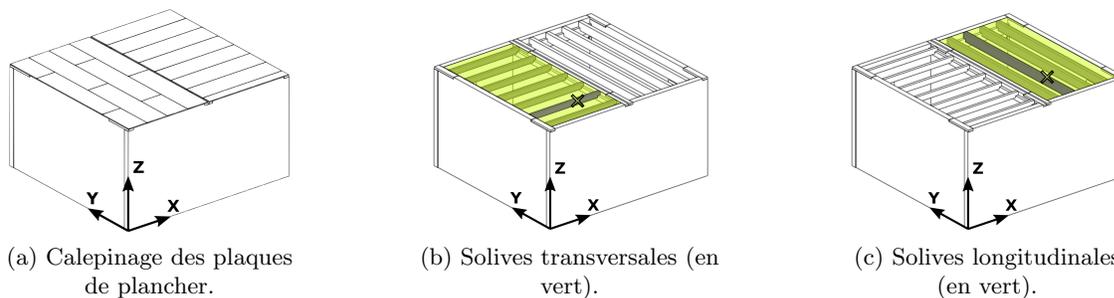


FIGURE 2.2 – Maquette à ossature bois : détails des planchers solivés. La croix verte indique la position du pot vibrant sur l'une des solives de chacun des planchers lors des essais expérimentaux.

2.1.2 Maquette en bois massif

Dans le cas de la maquette en CLT, les parois formées de panneaux de bois massif présentent une anisotropie de comportement moins forte que dans le cas des parois de la maquette en ossature. Cependant, constitués d'un nombre impair de "plis" (un pli correspondant à une couche de bois collé) orientés à 90° (cf. FIGURE 2.3(a)), les panneaux possèdent de fait un sens privilégié pour l'application d'une charge lorsqu'ils sont installés au sein d'une structure. Dans notre cas, les parois de la maquette expérimentale en bois massif sont majoritairement constituées de panneaux 3 plis, exceptés les planchers qui eux sont constitués de panneaux 5 plis. Par ailleurs, dans ce cas d'étude le plancher longitudinal n'est constitué que d'un seul panneau, tandis que le plancher transversal est constitué de deux panneaux, couturés au centre par des vis. Grâce à la meilleure homogénéité des planchers de bois massif en comparaison aux planchers solivés, le pot vibrant peut ainsi être positionné plus proche des coins durant les essais vibratoires, en vue de minimiser le risque d'être situé sur un nœud de vibration (cf. FIGURES 2.3(b) et 2.3(c)).

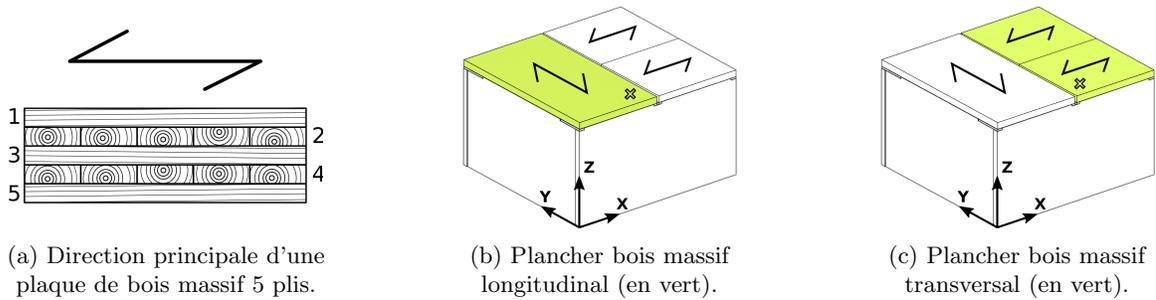


FIGURE 2.3 – Maquette en bois massif : détails des planchers. La croix verte indique la position du pot vibrant sur chacun des planchers lors des essais expérimentaux.

2.2 Caractérisation expérimentale d'une structure en ossature bois

Cette partie synthétise les résultats des essais expérimentaux menés dans le cadre du projet VIBRACOUBOIS sur la maquette à ossature bois. Une étude préliminaire de l'influence de l'orientation du solivage des planchers sur les champs de pression acoustique des cavités de la maquette est tout d'abord effectuée. L'étude de l'influence des phénomènes de couplage entre modes propres acoustiques et structurels sur le comportement vibro-acoustique global de la structure est ensuite présentée. Les différentes réponses des deux types de planchers (solives longitudinales et solives transversales) sont étudiées. Finalement, la mise en œuvre et l'étude de l'influence de différentes modalités constructives sur le comportement vibro-acoustique de la maquette sont également explorées. L'ajout d'une chape sèche de type plancher flottant est évaluée. L'étude de l'influence de l'installation de deux couches de plaques de plâtre sur rails désolidarisés est également effectuée, ainsi que celle du nombre de vis de fixation des plaques de plâtre et de la présence d'une charge d'exploitation sur le plancher.

2.2.1 Orientation du solivage

L'étude de l'influence de l'orientation du solivage sur le comportement vibro-acoustique de maquettes d'ouvrages bois grandeur nature est menée sur la maquette expérimentale à ossature bois à l'aide du protocole d'essai décrit précédemment. Les résultats sont obtenus grâce à des accéléromètres placés sur les solives de chaque plancher et grâce au microphone placé dans le coin de chacune des deux cavités. Une analyse vibro-acoustique approfondie de chaque plancher est menée, permettant de mettre en avant les différentes relations de couplage qui existent entre structure et cavités, pour ainsi tenter de déterminer l'influence de chaque solution.

Dans un premier temps, les mesures de pression acoustique de chaque cavité sont divisées par la force d'excitation pour obtenir la fonction de réponse en fréquence (FRF) puis sont tracées sur le graphique de la FIGURE 2.4(a) en bandes fines et sur la FIGURE 2.4(b) en tiers d'octave. On observe que pour des volumes de cavités identiques, les pics de résonance semblent plus marqués et de plus grande amplitude dans la cavité gauche (solives transversales). De plus, en vue d'ajouter un critère discriminant permettant d'établir la meilleure des deux orientations des solivages des planchers, l'évaluation du niveau moyen de pression acoustique dans chacune des cavités est effectuée. Pour cela, la pression efficace est déterminée sur la longueur totale de l'essai grâce à la mesure du microphone placé dans les cavités, puis le niveau moyen de pression acoustique est déterminé de la façon suivante :

$$L_p = 20 \cdot \log_{10} \left(\frac{p_{\text{eff}}}{p_{\text{ref}}} \right) \quad \text{avec} \quad p_{\text{eff}} = \sqrt{\frac{1}{t_f} \cdot \int_0^{t_f} p^2(t) dt} \quad , \quad (2.1)$$

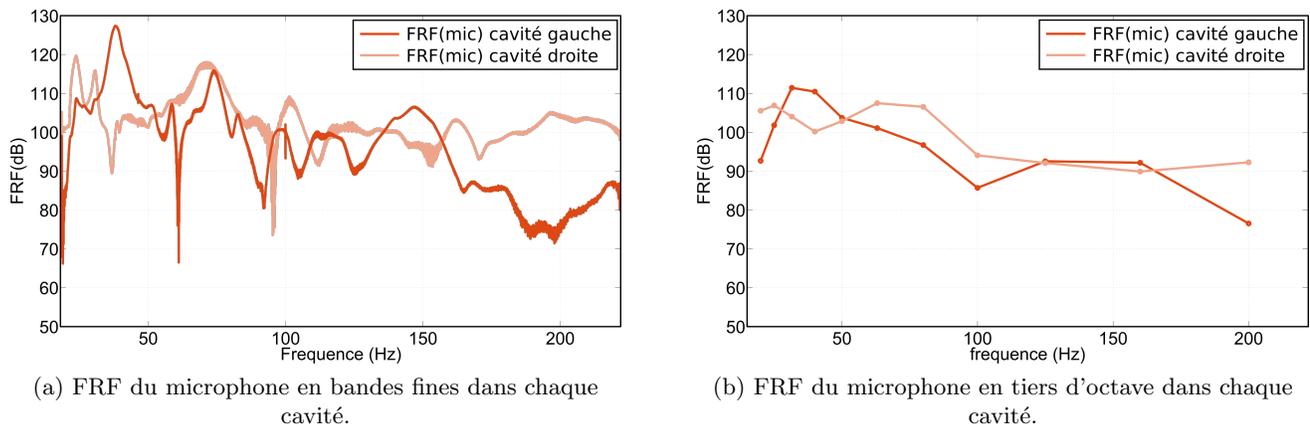


FIGURE 2.4 – FRF du microphone dans chaque cavité. Des résonances plus marquées sont observées dans la cavité gauche (solives transversales) que dans la cavité de droite (solives longitudinales).

avec L_p le niveau moyen de pression acoustique dans la cavité, p_{eff} la pression acoustique efficace, p_{ref} la pression acoustique de référence ($2 \cdot 10^{-5}$ Pa), t_f la durée totale de l'essai et $p(t)$ la pression acoustique mesurée par le microphone à l'instant t .

Les résultats obtenus dans chacune des cavités sont présentés dans le TABLEAU 2.1. Pour l'essai présenté, on remarque que le plancher aux solives transversales engendre entre 20 Hz et 220 Hz un niveau de pression acoustique moyen de 4 dB supérieur à celui mesuré pour le plancher aux solives longitudinales. L'étude approfondie des résonances de chacun des planchers va permettre de mieux comprendre les phénomènes vibro-acoustiques entrant en jeu et permettra ainsi de formuler des hypothèses d'explication.

configuration	L_p (dB) cavité gauche plancher transversal	L_p (dB) cavité droite plancher longitudinal
structure nue	61	57

TABLEAU 2.1 – Niveau moyen de pression acoustique L_p dans chaque cavité pour les deux orientations du solivage ($p_{\text{ref}} = 2 \cdot 10^{-5}$ Pa).

2.2.2 Couplage des modes acoustiques et structurels

2.2.2.1 Plancher aux solives transversales

En croisant les mesures des accéléromètres placés en sous-face du plancher constitué des solives transversales avec la mesure du microphone dans la cavité située en dessous, il est possible d'identifier, entre 20 Hz et 220 Hz, trois pics de résonance du plancher dont les fréquences coïncident avec celles de modes propres théoriques de la cavité. Les fréquences des modes propres théoriques de la cavité, considérée avec des parois infiniment rigides, sont calculées entre 20 Hz et 150 Hz puis représentées sur les graphiques suivants par les lignes verticales en pointillés noirs. Dans le but d'améliorer la lisibilité des graphiques, les fréquences de ces modes propres ne sont pas indiquées au delà de 150 Hz en raison de la densité modale trop importante. Le premier pic de résonance (cf. FIGURE 2.5(a)) se situe aux alentours de 37 Hz, soit très proche de la fréquence théorique du premier mode propre axial (0,1,0) de la cavité à parois rigides,

située à 41 Hz (cf. FIGURE 2.5(b)). D'après l'examen de la forme modale du plancher à cette fréquence (cf. FIGURE 2.5(c)), ce pic de résonance semble dû uniquement à la résonance d'une seule solive selon son premier mode propre de flexion. Sur celle-ci est connecté le pot vibrant, dont l'emplacement est symbolisé par la croix verte sur la FIGURE 2.2(b). Par ailleurs, l'emplacement de cette solive coïncide avec l'une des zones de pression élevée liée à ce mode de cavité, maximisant ainsi le couplage. On constate de ce fait que les pics de résonance observés sur les courbes des accéléromètres et du microphone à cette fréquence ont une amplitude très élevée. La même observation s'applique au pic de résonance du plancher situé aux

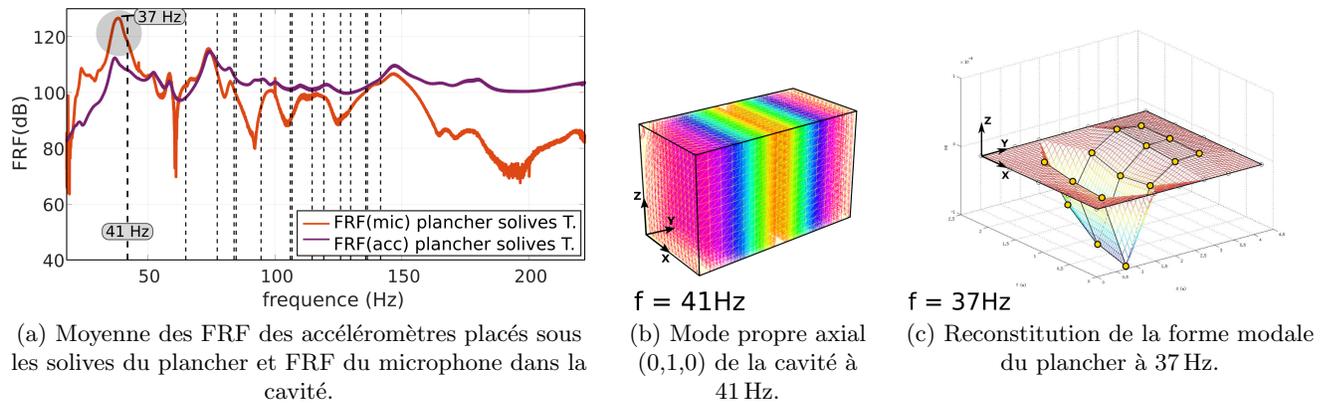


FIGURE 2.5 – Comparaison des modes théoriques de la cavité aux pics de résonance des accéléromètres et du microphone dans le cas des solives transversales. Couplage important observé autour du premier mode de cavité.

alentours de 74 Hz (cf. FIGURE 2.6(a)), à proximité de la fréquence du premier mode propre de cavité tangentiel (0,1,1), se situant théoriquement à 78 Hz (cf. FIGURE 2.6(b)). En observant la forme modale du plancher à cette fréquence (cf. FIGURE 2.6(c)), on remarque à nouveau une coïncidence entre les zones de pression élevée du mode de cavité et la forme modale du plancher associée à cette fréquence, ce qui se traduit sur les courbes des accéléromètres et du microphone par deux pics jumelés de forte amplitude. Logiquement, plus les fréquences sont proches et les zones de pression élevée dans la cavité coïncident à des ventres de vibration de la structure, et plus le couplage est grand. On observe enfin sur la FIGURE

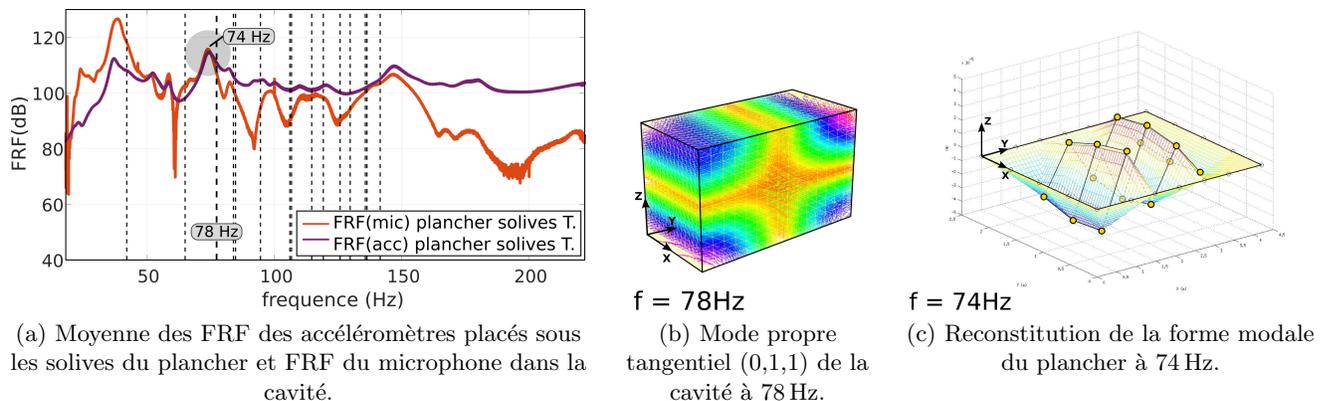


FIGURE 2.6 – Comparaison des modes théoriques de la cavité aux pics de résonance des accéléromètres et du microphone dans le cas des solives transversales. Couplage important observé autour du troisième mode de cavité.

2.7(a) qu'autour de 148 Hz une troisième zone de couplage important entre les mesures du microphone et des accéléromètres apparaît. D'après l'examen de la forme modale du plancher à cette fréquence (cf. FIGURE 2.7(c)), ce pic de résonance semble dû au second mode propre de flexion de la solive sur laquelle est connecté le pot vibrant (cf. FIGURE 2.2(b)). Il est une nouvelle fois possible d'établir la correspondance entre la forme propre de la solive à 148 Hz et les zones de pression élevée associées au mode propre de cavité tangentiel (1,3,0) situé théoriquement à 150 Hz (cf. FIGURE 2.7(b)). Grâce aux mesures croisées des accéléromètres et du microphone, on observe donc dans le cas du plancher aux solives transversales un fort couplage fluide-structure dû à la coïncidence à certaines fréquences des modes acoustiques et structurels.

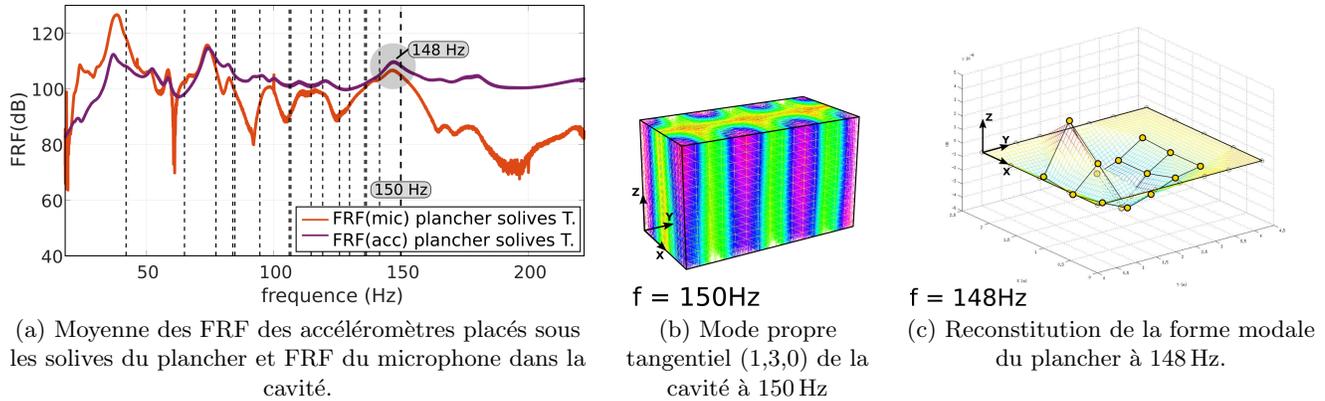


FIGURE 2.7 – Comparaison des modes théoriques de la cavité aux pics de résonance des accéléromètres et du microphone dans le cas des solives transversales. Couplage important observé autour du mode situé à 150 Hz.

2.2.2.2 Plancher aux solives longitudinales

Une analyse similaire peut être faite pour le plancher aux solives longitudinales. D'après l'observation des courbes de la FIGURE 2.8(a), les mesures des accéléromètres situés en sous-face du plancher constitué des solives longitudinales et la mesure du microphone dans la cavité située en dessous, indiquent que le couplage entre les résonances du plancher et les modes propres théoriques de la cavité est globalement moins fort que dans le cas précédent. En effet, aucune coïncidence entre les pics de résonance des courbes expérimentales et les modes propres théoriques de la cavité (lignes verticales en pointillés noirs) n'est observée. On remarque en revanche que le nombre de formes modales identifiées pour le plancher aux solives longitudinales est plus important aux basses fréquences en raison de la longueur importante des solives : il est en effet possible d'identifier sur ce plancher cinq formes modales en dessous de 100 Hz contre deux seulement dans le cas du plancher aux solives transversales. On remarque par ailleurs sur les courbes de la FIGURE 2.8(a) qu'un couplage existe entre les mesures expérimentales des accéléromètres et du microphone au niveau des deux premiers pics de résonance situés à 22 Hz et 30 Hz. Grâce aux données des accéléromètres permettant de reconstituer les déformées du plancher (cf. FIGURES 2.8(b) et 2.8(c)), ces deux pics de résonance peuvent être identifiés comme étant ses deux premiers modes propres. L'indépendance entre les pics observés sur les mesures expérimentales et les modes propres théoriques de la cavité est donc établie du fait que les pics sont observés plus de 10 Hz avant la fréquence théorique du premier mode propre de la cavité. Il est également intéressant de remarquer FIGURE 2.9(a) que le pic de résonance situé à 39 Hz, soit très proche du premier mode propre axial (0,1,0) de la cavité, situé théoriquement à 41 Hz, est nettement moins amplifié que dans le cas précédent du plancher aux solives transversales. D'après l'examen de la forme modale du plancher à cette fréquence (cf. FIGURE 2.9(c)), on remarque que les ventres de ce mode de résonance ne sont pas situés sur les zones de pression élevée

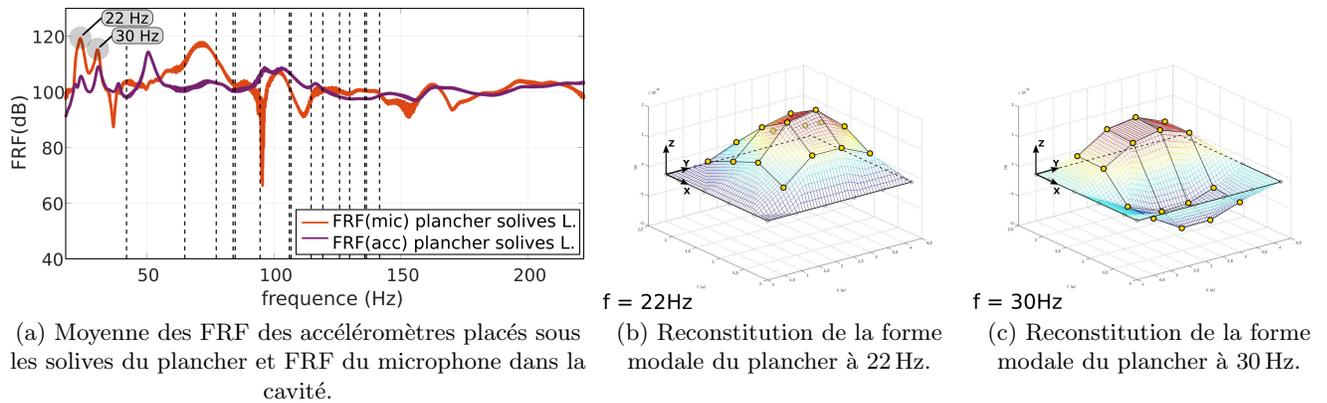


FIGURE 2.8 – Comparaison des modes théoriques de la cavité aux pics de résonance des accéléromètres et du microphone dans le cas des solives longitudinales. Mise en évidence des premiers modes de plancher à 22 Hz et 30 Hz.

du mode propre théorique de la cavité (cf. FIGURE 2.9(b)) mais sur la zone centrale où la pression est minimale. De façon tout à fait logique, le phénomène d'amplification de la résonance n'a pas lieu, expliquant le faible couplage entre les mesures du microphone et des accéléromètres à cette fréquence. Les mesures effectuées dans la cavité au plancher longitudinal montrent donc un faible couplage fluide-structure dû à l'absence de coïncidence entre les modes acoustiques et structurels. A la vue des ces deux

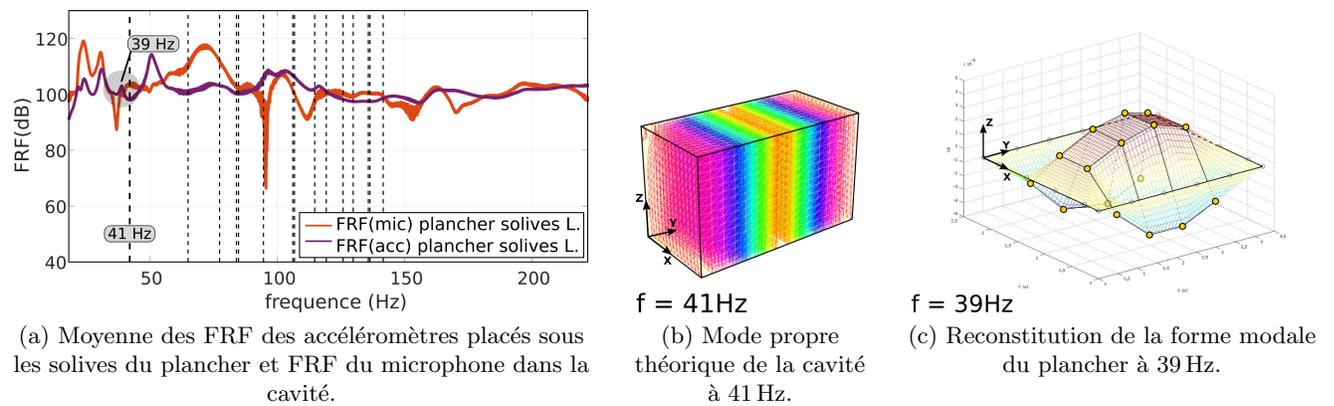


FIGURE 2.9 – Comparaison des modes théoriques de la cavité aux pics de résonance des accéléromètres et du microphone dans le cas des solives longitudinales. Mise en évidence de l'absence de couplage autour du mode de cavité théorique à 39 Hz.

résultats expérimentaux on peut donc conseiller, pour minimiser les niveaux sonores dans les pièces, de ne pas faire coïncider les fréquences propres de plancher avec les fréquences propres théoriques des cavités. Si malheureusement celles-ci coïncident, il faudrait dans ce cas que les ventres de la forme modale du plancher ne coïncident pas avec les zones de niveaux de pression élevés associées à la forme propre de la cavité.

2.2.3 Synthèse de différentes modalités constructives

L'influence de différentes modalités constructives sur le comportement vibro-acoustique de la maquette expérimentale à ossature bois est maintenant détaillée. Les résultats présentés ici sont issus

d'une campagne d'essais vibratoires menée d'octobre 2014 à mars 2015. Tout d'abord, l'influence de l'ajout d'une chape sèche de type plancher flottant est évaluée. Par la suite, plusieurs modalités constructives utilisant des plaques de plâtre sont expérimentées. Cette partie explore plus précisément l'influence du nombre de vis de fixation des plaques ainsi que l'installation de deux couches de plaques des plâtre sur rails désolidarisés. Dans un troisième temps, l'évaluation de l'influence d'une charge d'exploitation matérialisée par quatre cuves d'eau de pluie sur le plancher est effectuée. Enfin, la dernière partie de cette étude vise à étudier l'influence des modalités constructives testées sur l'isolement au bruit aérien entre les deux cavités.

2.2.3.1 Planchers flottants

Dans un premier temps, l'influence sur le comportement vibro-acoustique de la maquette expérimentale à ossature bois suite à la mise en place d'une chape sèche de type plancher flottant (cf. FIGURE 2.10) est évaluée. La particularité de ce type de plancher réside dans le fait qu'aucun de ses bords n'est directement

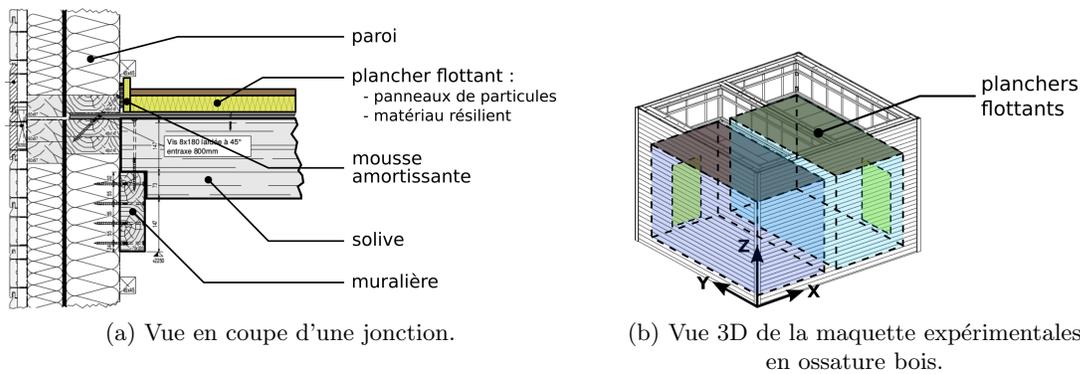


FIGURE 2.10 – Vues détaillées des planchers flottants à proximité d'une jonction (a) et sur la maquette expérimentale entière (b).

en contact avec la paroi : en effet, une mousse amortissante est placée à l'interface avec les parois. Sur un plancher nu est donc installée une couche de matériau résilient, en l'occurrence des panneaux de laine de roche d'épaisseur 25 mm, puis est ajoutée par dessus une couche solide supportant la marche des usagers, ici des panneaux de particules rainurés d'épaisseur 19 mm. Cette modalité constructive a été étudiée dans le cadre de ces travaux du fait de sa popularité et de son usage quasi-systématique dans les ouvrages récents. Suite à un essai vibratoire, les résultats obtenus dans la cavité aux solives transversales grâce aux accéléromètres et au microphone sont tracés sur la FIGURE 2.11. La fixation de la tête du pot vibrant dans le plancher flottant à l'aide de vis courtes ou longues permet soit d'exciter la structure via le plancher flottant, la couche résiliente puis les solives, ou bien directement les solives.

On remarque sur les courbes, dans le cas des vis de fixation courtes, la présence de bruit après installation de la chape sèche. Ce bruit, également audible à l'oreille, semble par ailleurs augmenter en amplitude avec la fréquence. Le mode de fixation de la tête du pot vibrant sur le plancher est soupçonné d'être à l'origine de cette perturbation sur les mesures. En effet, celui-ci n'est pas directement vissé à travers le plancher dans l'une des solives (comme dans le cas précédent de la structure nue) mais vissé simplement sur la couche supérieure du plancher. Cette couche flottante étant désolidarisée du reste de la structure et pouvant vibrer librement, le pot vibrant excite celle-ci de manière indépendante, ce qui crée les vibrations parasites observées sur les courbes. Dans le but de confirmer cette hypothèse, des vis plus longues ont été utilisées en vue de fixer la tête du pot vibrant à travers la chape sèche jusque dans une solive du plancher. On observe ainsi que dans les deux cas la réponse vibratoire du plancher est similaire jusqu'à environ 50 Hz, puis les courbes s'écartent et des différences apparaissent. D'après l'observation des courbes des accéléromètres et du microphone obtenues suite à l'installation de la chape sèche, et en

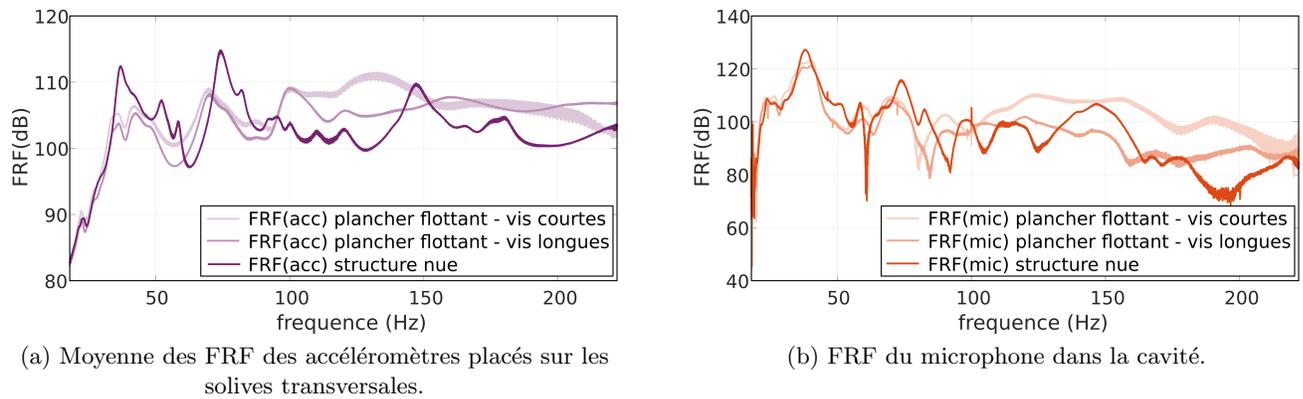


FIGURE 2.11 – Comparaison des mesures obtenues sur la structure nue puis après installation de la chape sèche avec fixation de la tête du pot vibrant à l'aide de vis longues et courtes. Diminution du bruitage et amélioration de la résolution avec des vis longues.

utilisant les vis longues, on remarque que les pics de résonance du plancher sont lissés à partir d'environ 100 Hz et que les pics de résonance de la cavité sont moins nombreux et également plus amortis. Ces observations sont en parfaite cohérence avec les résultats que l'on pourrait attendre suite à l'installation d'un plancher flottant dans un ouvrage.

2.2.3.2 Doublage sur tasseaux et influence du nombre de vis

L'installation sur toutes les parois intérieures, y-compris le plafond, d'un doublage constitué d'une simple couche de plaques de plâtre vissée sur tasseaux est tout d'abord effectuée. Une couche d'isolant de 50 mm est d'abord fixée entre les tasseaux sur les parois verticales, puis des rails métalliques sont suspendus au plafond à partir des solives et de l'isolant d'épaisseur 100 mm est glissé au dessus. Enfin, des plaques de plâtre de 13 mm sont vissées tous les 20 cm sur les tasseaux des parois et sur les rails du plafond (cf. FIGURES 2.12(a), 2.12(b), 2.12(c) et 2.12(d)). La première partie de cette étude s'attarde à

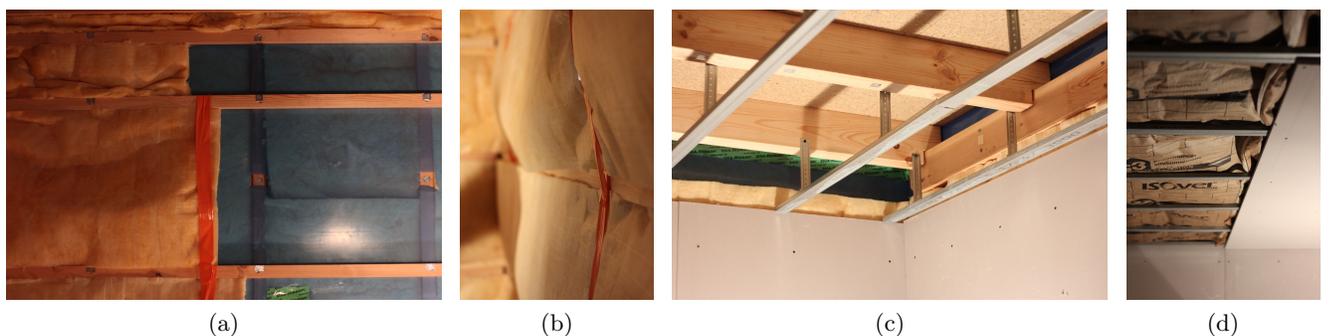


FIGURE 2.12 – Installation du doublage des parois à l'aide de plaques de plâtre sur tasseaux.

évaluer l'influence du nombre de vis de fixation par plaque de plâtre. En effet, celui-ci influe sur la rigidité des plaques et donc potentiellement sur leur rayonnement acoustique au sein des cavités. Classiquement, les vis permettant de fixer les plaques de plâtre au mur sont vissées à environ 20 cm d'intervalle. Cette solution est donc expérimentée, puis de nouvelles vis de fixation sont ajoutées, réduisant l'intervalle à 10 cm seulement entre chaque vis. Les résultats issus des mesures des accéléromètres et du microphone sont tracés sur la FIGURE 2.13.

On remarque finalement peu de changement dans le comportement vibro-acoustique de la structure suite au doublage du nombre de vis de fixation. Les résultats sont très similaires jusqu'à environ 50 Hz en

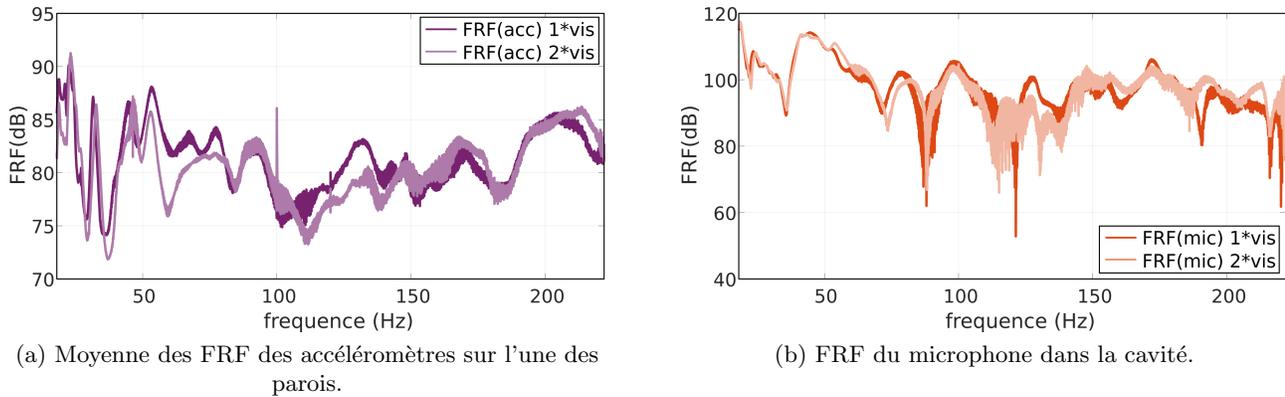


FIGURE 2.13 – FRF des signaux mesurés dans la cavité aux solives longitudinales avant et après avoir doublé le nombre de vis placés. Peu d'influence *in-fine* sur le comportement vibro-acoustique.

raison du couplage important aux basses fréquences entre les parois en ossature et les plaques quel que soit le mode de fixation de celles-ci. L'amplitude et la position de certains pics de résonance change ensuite à mesure que la fréquence augmente en raison de la modification des conditions de fixation (nombre de vis) et donc que le couplage entre les parois et les plaques change. Enfin, on remarque qu'un léger bruitage des mesures apparaît à certaines fréquences suite à l'ajout de nouvelles vis de fixation. La cause de celui-ci n'a pas précisément été élucidée, car l'ajout de vis de fixation sur les plaques a tendance à résorber les jeux entre rails et plaques de plâtre, diminuant ainsi la probabilité de comportements vibro-acoustiques non-linéaires.

2.2.3.3 Doublage sur rails désolidarisés

Dans un second temps, l'influence du doublage des parois par deux couches de plaques de plâtre montées sur rails désolidarisés est évaluée (cf. FIGURE 2.14). Cette solution est reconnue sur le marché

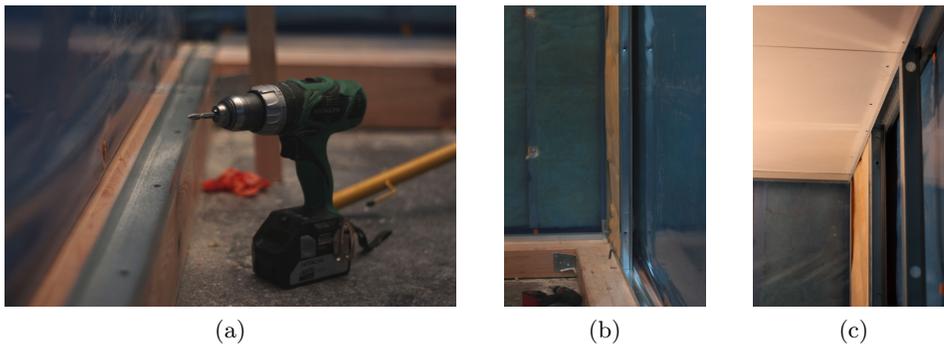


FIGURE 2.14 – Installation du doublage des parois à l'aide de plaques de plâtre sur rails désolidarisés.

de la construction comme l'une de celles permettant d'atteindre les meilleures performances en terme d'isolation acoustique. Cette étude se focalise donc uniquement sur la modification du comportement acoustique des cavités suite à l'installation d'un doublage en plaques de plâtre désolidarisé (cf. FIGURE 2.15). Cette modalité constructive a des conséquences très nettes sur les mesures de pression au sein des deux cavités. En effet, d'après l'observation des FRF du microphone dans les deux cavités, on remarque

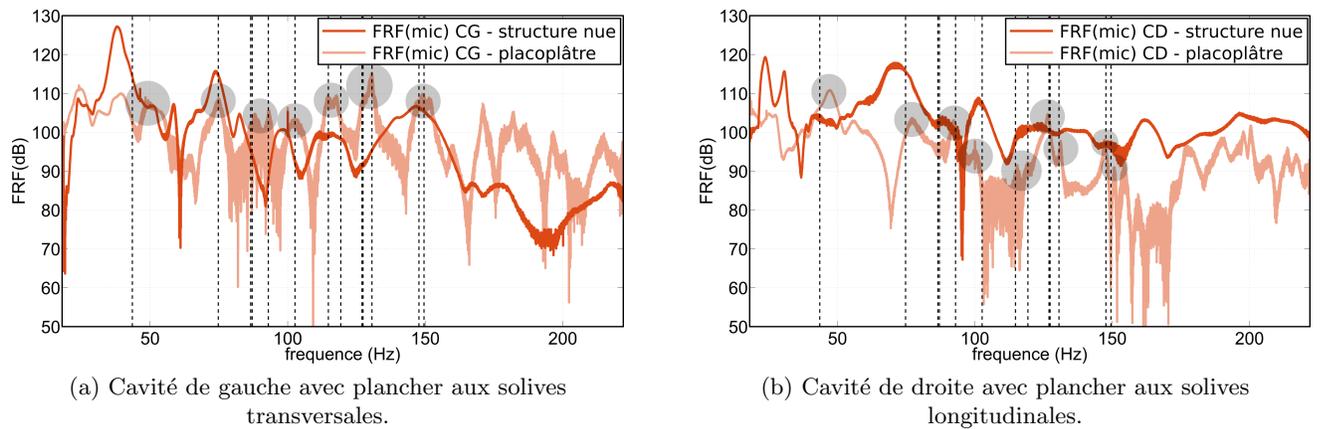


FIGURE 2.15 – FRF du microphone dans les cavités avant et après installation d'un doublage par deux couches de plaques de plâtre sur rails désolidarisés. Les nombreux pics de résonance coïncident avec les modes propres théoriques des cavités (lignes en pointillés noirs). Ce qui n'était pas observé dans le cas de la structure nue.

que la majorité des pics de résonance coïncident avec les fréquences des modes propres théoriques des deux cavités (lignes en pointillés noirs) suite à l'installation des plaques de plâtre. Ce qui n'est pas observé dans le cas de la structure nue, où le comportement acoustique est largement dépendant des modes de résonance du plancher, particulièrement dans la cavité de gauche (plancher aux solives transversales). On observe donc sur notre spectre d'étude [20 Hz-220 Hz], indépendamment de l'orientation du solivage, une tendance des cavités recouvertes d'un doublage en plaques de plâtre désolidarisé, à être nettement plus sensible aux modes propres de celle-ci. Cependant, on observe tout de même une diminution naturelle de l'ordre de 10 dB des valeurs de niveau de pression dans chaque cavité suite à l'installation du doublage désolidarisé (cf. TABLEAU 2.2), montrant bien l'efficacité du doublage. Enfin comme dans le cas précédent, il est probable que le bruitage des mesures s'explique par des comportements vibro-acoustiques non-linéaires dus à des vissages défectueux des plaques de plâtre sur les rails.

configuration	L_p (dB) cavité gauche plancher transversal	L_p (dB) cavité droite plancher longitudinal
structure nue	61	57
doublage désolidarisé	51	48

TABLEAU 2.2 – Niveau moyen de pression acoustique L_p dans chaque cavité entre 20 Hz et 220 Hz pour les deux orientations du solivage avant et après installation d'un doublage par deux couches de plaques de plâtre sur rails désolidarisés ($p_{\text{ref}} = 2 \cdot 10^{-5}$ Pa).

2.2.3.4 Charge d'exploitation

La dernière modalité à l'étude soumet la maquette expérimentale à une charge d'exploitation de l'ordre de 65 kg/m^2 . Dans la pratique, une charge statique d'environ 600 kg est appliquée sur le plancher de chaque cavité, soit 1,2 t au total sur la maquette expérimentale. Cette charge est matérialisée par deux réserves d'eau de pluie de 300 l reposant aux extrémités de chaque plancher (cf. FIGURE 2.16). D'après l'observation des résultats (cf. FIGURE 2.17), on peut voir que cette modalité modifie globalement peu

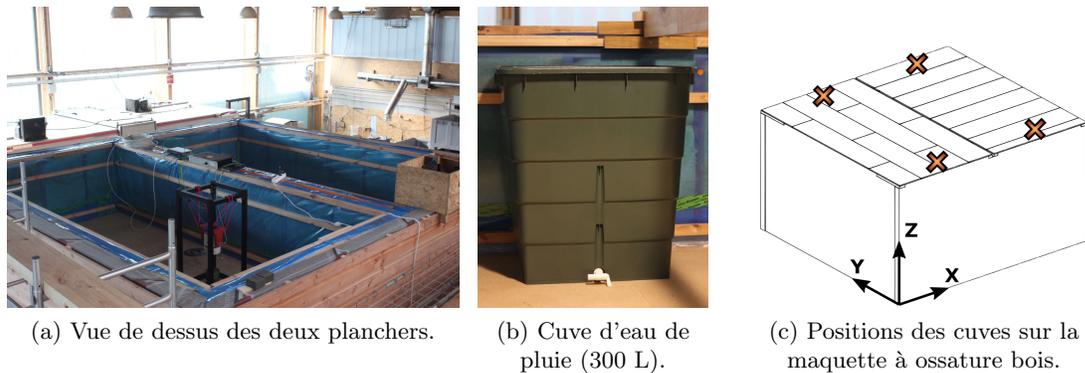


FIGURE 2.16 – Description du montage ayant servi à la simulation d'une charge d'exploitation sur la maquette expérimentale.

le comportement acoustique des cavités instrumentées. En effet, les écarts entre les courbes obtenues dans le cas de la structure chargée et non chargée ne dépassent pas 5 dB. Du fait de l'ajout de masse,

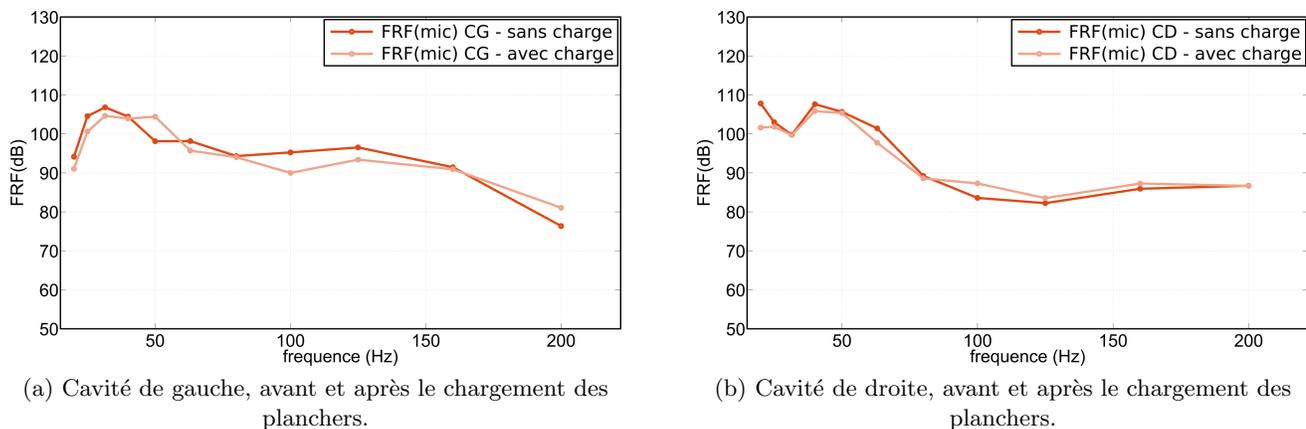


FIGURE 2.17 – FRF en tiers d'octave du microphone dans les cavités avant et après installation des cuves d'eau de pluie permettant de simuler une charge d'exploitation. Faible incidence sur les mesures.

on peut s'attendre à ce que les amplitudes de vibration soient moindres si les points où sont posés ces masses sont sur des ventres de vibration, tout en observant une diminution des fréquences de résonance associées. Un autre effet de cet ajout est la précontrainte des liaisons entre sous-structures. Si ces liaisons se rigidifient avec le préchargement, une montée des fréquences propres associées et une diminution des niveaux vibratoires devraient alors être observées. Si les niveaux globaux diminuent bien pour les deux cavités, on remarque tout de même des augmentations du bruit aux alentours de 100 Hz pour la cavité de droite (plancher longitudinal) et aux alentours de 50 Hz pour la cavité de gauche (plancher transversal). Ces légères augmentations localisées n'ont pas trouvé d'explication à ce jour.

Il apparaît ici que la taille de la maquette expérimentale utilisée n'est pas suffisamment importante pour permettre d'étudier dans toute sa complexité la problématique de la charge d'exploitation. En effet, un ouvrage réel sera de par sa hauteur, le poids de sa structure mais également le poids que représente une charge d'exploitation réelle répartie sur tous les étages, un problème autrement plus complexe à aborder. Cette modalité constructive n'a donc dans notre cas que peu d'influence sur le comportement vibro-acoustique de la maquette et nécessiterait des investigations supplémentaires.

Conclusions et observations

L'étude des phénomènes de couplage entre modes propres acoustiques et structurels sur la maquette expérimentale à ossature bois nous permet de conclure sur le fait que ces phénomènes sont nettement influents sur le comportement vibro-acoustique global d'une structure légère de ce type. Les modes propres de cavité et les résonances des parois sont autant de phénomènes formant la réponse vibro-acoustique unique de la structure, agissant séparément ou bien s'associant en fonction de la rigidité des assemblages et des géométries, pouvant causer *in-fine* des nuisances sonores ou vibratoires néfastes pour l'habitant. Les résultats de cette étude expérimentale tendent à montrer que dans le cas de notre structure d'essai, le plancher aux solives longitudinales, dont les fréquences propres sont éloignées des fréquences des modes de cavité théoriques, influe de manière positive sur le comportement acoustique de celle-ci, réduisant le couplage et diminuant ainsi globalement le niveau moyen de pression acoustique mesuré sur le spectre d'étude. En revanche, cette étude ne permet pas d'affirmer que l'orientation d'un plancher solivé dans le sens longitudinal sera préférable dans le cas général. En effet le point d'excitation, la section des solives, les conditions d'assemblage, le volume des pièces, la largeur du spectre d'étude, etc. sont autant de paramètres influents non pris en compte ici, susceptibles de modifier les résultats de l'étude : seule la non-coïncidence des fréquences propres structure/cavité et des formes modales structure/cavité apparaît comme un facteur pouvant améliorer de manière certaine le confort vibro-acoustique.

Dans cette partie, la mise en œuvre et l'étude de l'influence de différentes modalités constructives sur le comportement vibro-acoustique de la maquette expérimentale à ossature bois ont également été explorées. L'ajout d'une chape sèche de type plancher flottant est évaluée. À travers cette étude, l'identification de l'origine de bruits parasites au sein du montage expérimental est effectuée et une solution à la réduction de ce bruit est proposée. Les résultats expérimentaux montrent que l'installation d'un plancher flottant amortit les pics de résonance du plancher et de la cavité et réduit leur nombre, ce qui est cohérent avec les objectifs de l'installation d'un tel système dans un ouvrage réel. L'étude de l'influence de l'installation de deux couches de plaques de plâtre sur rails désolidarisés montre que, suite à cette modification, le champ de pression acoustique dans les pièces devient nettement plus sensible aux modes propres de cavité, indépendamment de l'orientation du solivage. Le nombre de vis de fixation des plaques de plâtre et la simulation d'une charge d'exploitation sur le plancher n'ont que peu d'influence sur le comportement vibro-acoustique global de la structure. Enfin, il est apparu au cours de l'étude de cette dernière modalité que la taille de la maquette expérimentale utilisée n'est pas suffisamment importante pour permettre d'étudier dans toute sa complexité la problématique de la charge d'exploitation.

2.3 Caractérisation expérimentale d'une structure en bois massif

Cette partie synthétise les résultats des essais expérimentaux menés dans le cadre du projet VIBRACOUBOIS sur la maquette en bois massif. La structure globale sur laquelle a été effectuée l'étude est visible sur la FIGURE 2.18(a), le détail et les noms des parois instrumentées sont visibles sur la FIGURE 2.18(b) et la vue en coupe de la couture effectuée au centre des deux panneaux constituant le plancher transversal est visible sur la FIGURE 2.18(c). Une étude portant sur les transmissions latérales au sein de cette structure est dans un premier temps présentée. Celle-ci a pour but de montrer l'importance de l'orientation des plis des planchers bois massif sur les vibrations transmises aux parois inférieures. Dans un second temps, l'influence des modes propres de cavité sur le champ de pression acoustique au sein de la structure est mesurée. Finalement, une étude des conséquences sur les champs de pression acoustique et vibratoire de l'installation d'un matériau résilient entre les planchers et les parois verticales est présentée.

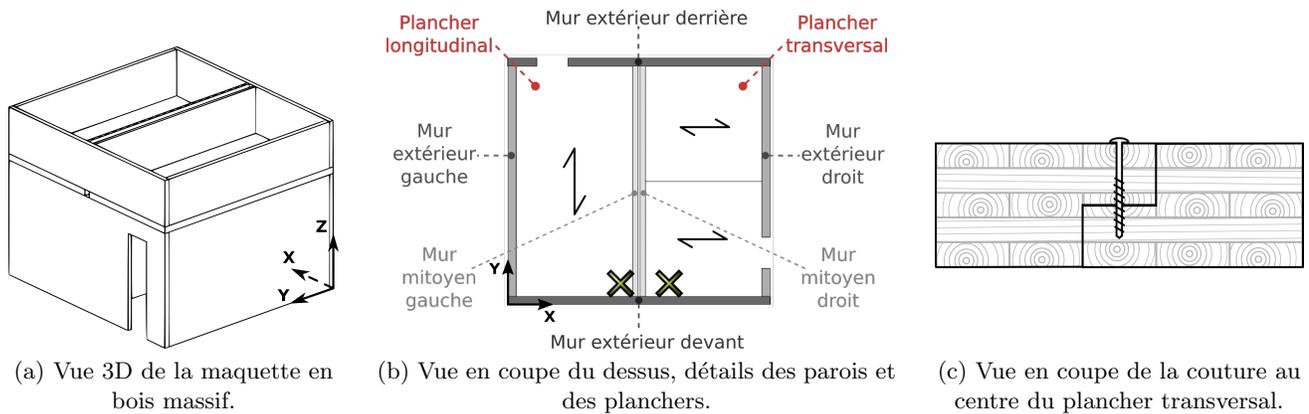
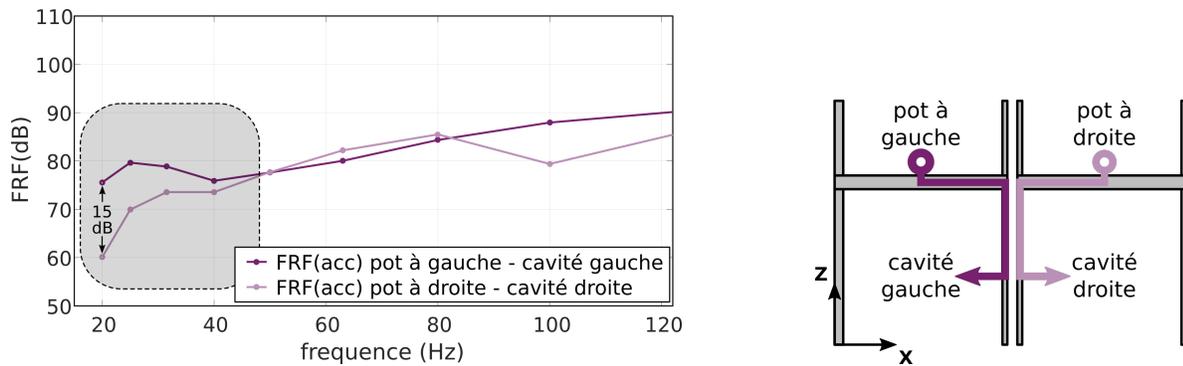


FIGURE 2.18 – Maquette en bois massif : vue globale et détails des parois et des planchers. La croix verte indique la position du pot vibrant sur les planchers lors des essais expérimentaux.

2.3.1 Transmissions latérales

Les courbes de la FIGURE 2.19(a) représentent les moyennes en tiers d'octave des FRF des accéléromètres disposés sur les parois mitoyennes gauche et droite lors d'une excitation par le pot vibrant des planchers gauche (longitudinal) et droit (transversal), respectivement. Les transmissions étudiées ici concernent donc les chemins de propagation latéraux verticaux (cf. FIGURE 2.19(b)). On remarque grâce



(a) Moyenne en tiers d'octave des FRF des accéléromètres sur le mur mitoyen gauche avec excitation du plancher gauche (longitudinal).

(b) Chemins de propagation latéraux verticaux.

FIGURE 2.19 – Mesure de l'influence du chemin de propagation latéral vertical sur les parois mitoyennes.

à ces mesures que les parois mitoyennes, pourtant de dimensions similaires, possèdent un comportement vibratoire très différent aux très basses fréquences. En effet un écart de près de 15 dB est constaté sur la première bande de tiers d'octave centrée à 20 Hz. Plusieurs hypothèses peuvent être avancées pour expliquer cette différence, les plus probables étant un mauvais vissage (conditions aux limites) des parois mitoyennes et le type de plancher de la cavité associée (longitudinal ou transversal). La première hypothèse étant faiblement probable du fait que le suivi quotidien du chantier de montage de la structure ait permis de limiter au maximum le développement de ce type de malfaçons. En revanche, le plancher étant l'élément constructif recevant directement les vibrations puis les transmettant aux autres parois, son comportement particulier peut potentiellement être mis en cause.

La vérification de cette hypothèse vient avec la FIGURE 2.20(a). En effet ces mesures ont été obtenues

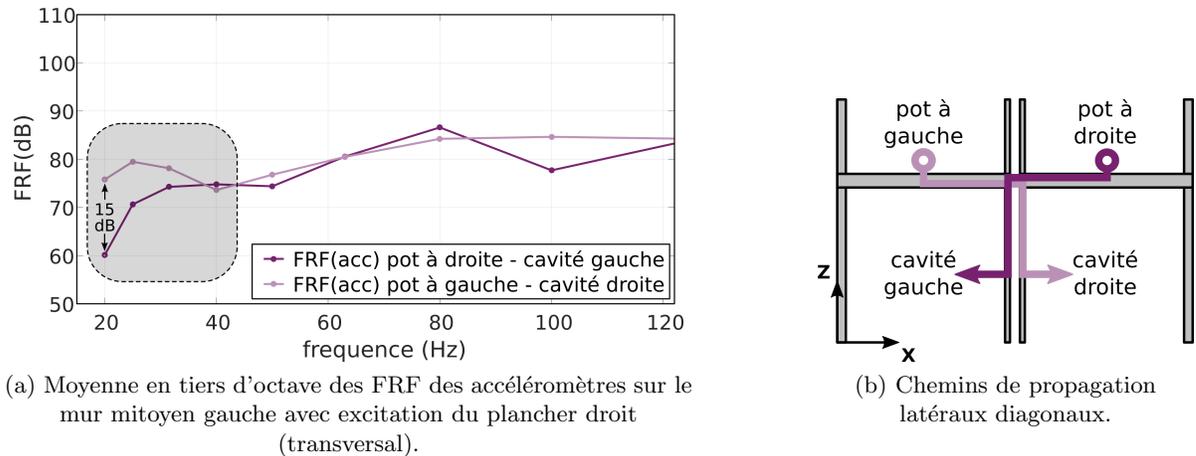


FIGURE 2.20 – Mesure de l'influence du chemin de propagation latéral diagonal sur les parois mitoyennes.

sur les parois mitoyennes gauche et droite en inversant le plancher d'excitation par rapport au cas précédent. Les transmissions étudiées ici concernent donc les chemins de propagation latéraux diagonaux (cf. FIGURE 2.20(b)). On observe ici une inversion spectaculaire des courbes, le mur mitoyen de gauche devenant nettement moins mobile lorsque excité par le plancher de droite (transversal) et inversement pour le mur mitoyen de droite excité par le plancher de gauche (longitudinal). On observe donc que les mêmes parois mitoyennes excitées par les planchers opposés retournent des résultats opposés. Le plancher de gauche (longitudinal) est dans notre cas un générateur important de vibrations très basses fréquences, en comparaison au plancher de droite (transversal). En effet ce dernier a un comportement naturellement plus rigide du fait que ses plis soient orientés dans le sens transversal et qu'il soit constitué de deux panneaux différents, couturés ensuite lors du montage de la structure.

Ces observations permettent de montrer que dans ce cas d'étude, le comportement vibratoire des parois mitoyennes légères est fortement dépendant du comportement vibratoire des planchers. L'étude des transmissions latérales présentée à travers ces essais expérimentaux permet donc de rendre compte de différences supposées mais encore peu caractérisées qui existent entre différentes solutions constructives légères.

2.3.2 Sensibilité aux modes propres de cavité

2.3.2.1 Ouverture/fermeture d'une cavité

Dans un premier temps, l'évaluation du comportement acoustique des deux cavités de la structure en bois massif "nue" (sans modifications) est effectuée. Les mesures issues du microphone placé dans chaque cavité sont visibles sur la FIGURE 2.21. On remarque dans un premier temps une caractéristique commune aux deux cavités, qui est la coïncidence d'un grand nombre de pics de pression avec les fréquences des modes propres théoriques de celles-ci (lignes en pointillés noirs). En effet, de la même manière que la structure à ossature bois suite à l'installation du doublage par deux couches de plaques de plâtre, les parois des cavités sont, dans le cas de la structure en bois massif, à la fois rigides et réverbérantes, ce qui se traduit naturellement sur les mesures par une grande sensibilité aux modes propres de cavité. Cette sensibilité est confirmée ici dans un second temps par l'étude des conséquences de l'ouverture ou de la fermeture de la porte de l'une des deux cavités sur le champ de pression acoustique au sein de celles-ci (cf. FIGURE 2.22). En effet, du fait du positionnement géométrique de la porte sur la structure, les conséquences de son ouverture/fermeture sont particulièrement bien observables sur le pic de résonance

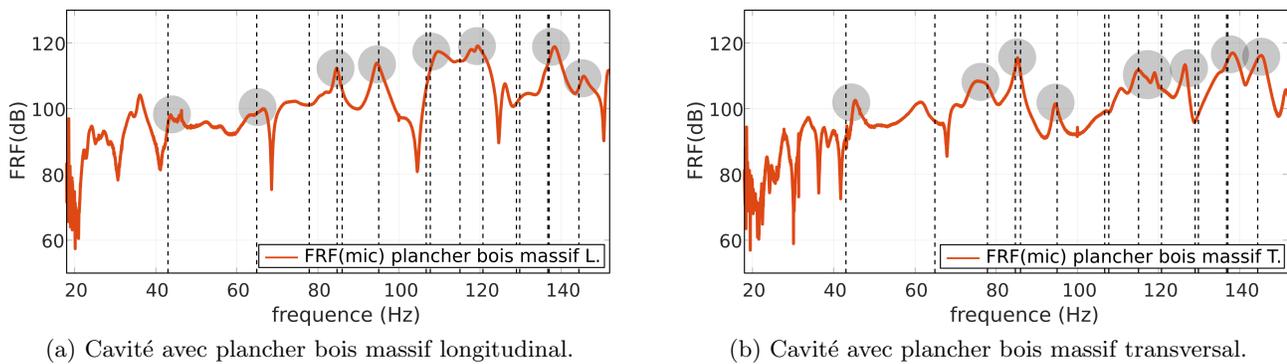


FIGURE 2.21 – FRF du microphone dans les cavités de la maquette en bois massif. On remarque sur les courbes que les nombreux pics de résonance coïncident avec les modes propres théoriques des cavités (lignes en pointillés noirs).

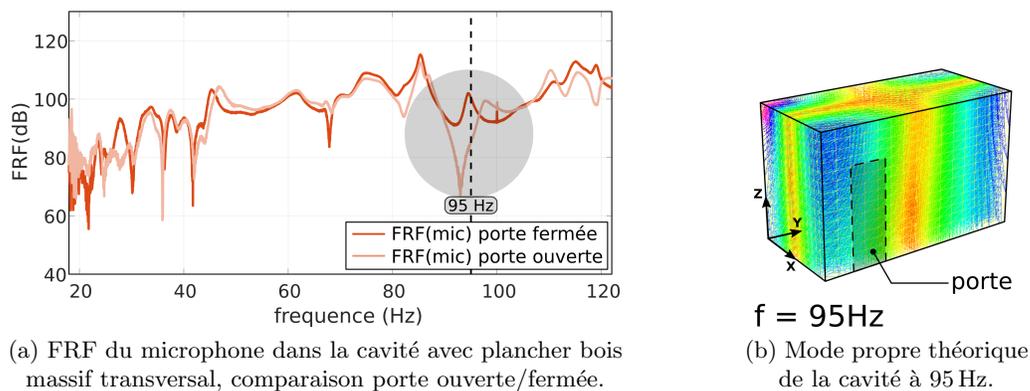


FIGURE 2.22 – Comparaison de la FRF du microphone placé dans la cavité associée au plancher bois massif transversal avec porte ouverte/fermée. Disparition du mode de cavité théorique situé à 95 Hz lorsque la porte est ouverte.

situé théoriquement à 95 Hz, celui-ci correspondant au mode propre de cavité tangentiel (1,1,0). L'allure du champ de pression théorique à cette fréquence est représentée sur la FIGURE 2.22(b). La porte de la cavité étant située sur l'une des zones de pression maximales (en bleu) générées par les ondes stationnaires associées à ce mode, l'ouverture de la porte impacte fortement le phénomène de résonance et le pic associé disparaît, marquant ainsi nettement la sensibilité de la structure à ce type de phénomène.

2.3.3 Installation d'un résilient acoustique

L'influence de l'installation d'un résilient sur le champ de pression acoustique dans les cavités de la maquette expérimentale en bois massif est ici évaluée. Les matériaux résilients sont utilisés en acoustique du bâtiment, principalement au sein des structures légères, en vue de limiter les transmissions latérales de vibrations et de bruits de chocs. Ces matériaux résilients se présentent sous la forme de bandes, installées manuellement entre les étages (cf. FIGURES 2.23(a) et 2.23(b)), simplement déposées ou bien pouvant être collées ou vissées. Les murs environnants sont finalement solidarifiés par vissage directement à travers celles-ci ou bien par le biais d'équerres dans le but de lier mécaniquement les étages entre eux (cf. FIGURE 2.23(c)). L'une des modalités d'essai testée lors de cette campagne fut la présence ou l'absence de vis de fixation à travers les gommages acoustiques. En effet, dans le cas d'une structure réelle ces vis sont

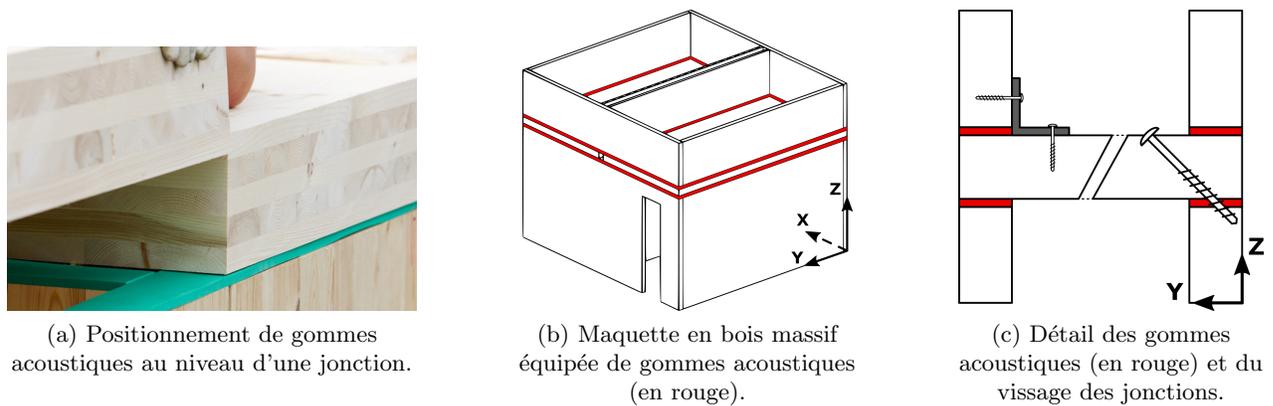


FIGURE 2.23 – Mise en œuvre et installation des gommages acoustiques dans la maquette bois massif.

indispensables pour des raisons évidentes de résistance mécanique du bâtiment. Cependant, étant donné que celles-ci traversent les gommages acoustiques censés isoler des vibrations les étages entre eux, elles représentent par conséquent un chemin de propagation privilégié pouvant potentiellement mener à une dégradation imprévisible de l'isolement et favoriser les transmissions latérales. Les conditions de l'essai expérimental présenté ici rendant possible le retrait de ces vis, la comparaison entre le cas de la structure nue, de la structure avec gommages et vis, et de la structure avec gommages et sans vis a pu être effectuée.

2.3.3.1 Champ de pression acoustique

Les FRF du microphone en tiers d'octave dans les deux cavités de la maquette en bois massif sont tracées sur la FIGURE 2.24 dans le cas de la structure nue, structure avec gommages et vis et structure avec gommages et sans vis. On remarque ici que de manière similaire entre les deux cavités, l'ajout des

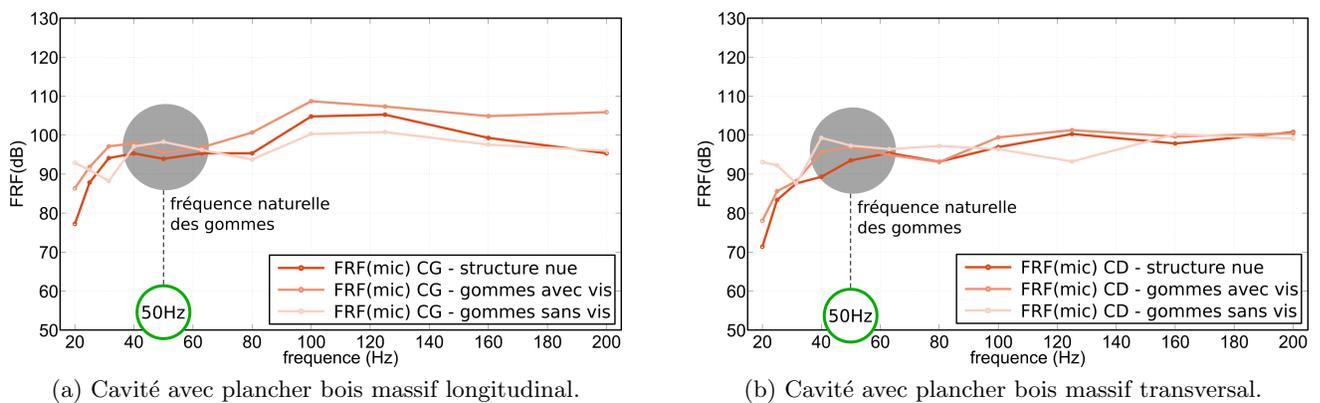


FIGURE 2.24 – FRF du microphone en tiers d'octave dans les cavités de la maquette en bois massif.

Dégradation des performances acoustiques suite à l'installation de gommages avec solidarisation par vissage des parois. Hausse du niveau sonore autour de la fréquence naturelle des gommages.

gommages acoustiques avec vissage des parois dégrade de manière sensible à moyenne les performances au regard des niveaux mesurés en tiers d'octave dans chaque cavité sous l'effet de l'excitation des planchers par le pot vibrant. On constate en effet dans le cas de la cavité de gauche (plancher longitudinal), une augmentation de près de 10 dB entre les mesures effectuées sur la structure nue et celles effectuées avec l'ajout des gommages et le vissage des parois, au niveau de la première et de la dernière bande de tiers

d'octave de notre spectre d'étude. Les écarts constatés entre les deux courbes dans le cas de la cavité de droite (plancher transversal) se concentrent principalement sur les bandes de tiers d'octave situées à 20 Hz (écart de 8 dB) et 40 Hz (écart de 7 dB). Une hypothèse d'explication avancée est que l'ajout de gommages acoustiques augmente la flexibilité des jonctions concernées, maintenant ainsi les planchers de manière moins rigide et leur donnant plus de liberté pour vibrer. Ce comportement devrait particulièrement être renforcé au niveau de la fréquence naturelle des gommages, où leur absorption des vibrations est minimale.

Cette hypothèse se confirme lorsque le retrait des vis aux travers des parois est effectué, augmentant ainsi un peu plus la flexibilité des jonctions, ce qui visiblement sur les courbes dégrade nettement les performances acoustiques aux très basses fréquences (+7 dB dans la cavité de gauche et +15 dB dans la cavité de droite sur la bande de tiers d'octave 20 Hz). On observe également suite au retrait des vis, une dégradation de la performance aux alentours des bandes de tiers d'octave 40 Hz, 50 Hz et 63 Hz. En effet d'après la faible charge spécifique à laquelle sont soumises les gommages acoustiques (environ 0.005 N/mm^2), la fréquence naturelle de celles-ci se situerait d'après leur documentation technique aux alentours de 50 Hz, provoquant donc une absorption minimale des vibrations dans cette partie du spectre.

Finalement, les valeurs uniques des niveaux de pression acoustique dans les deux cavités sont présentées dans le TABLEAU 2.3. On note que l'ajout des gommages acoustiques avec vissage des parois augmente bien de quelques dB les niveaux de pression acoustique au sein des cavités. En revanche, on observe que lorsque les vis sont retirées, les niveaux de pression acoustique dans les deux cavités diminuent globalement légèrement malgré la dégradation locale aux très basses fréquences.

configuration	L_p (dB) cavité gauche plancher transversal	L_p (dB) cavité droite plancher longitudinal	écart (dB)
structure nue	53	51	2
gommages avec vis	56	52	4
gommages sans vis	50	50	0

TABLEAU 2.3 – Niveau moyen de pression acoustique L_p dans chaque cavité pour les deux orientations des planchers bois massif ($p_{\text{ref}} = 2.10^{-5} \text{ Pa}$).

2.3.3.2 Champ vibratoire des planchers

Les résultats de mesures vibratoires effectuées sur les deux planchers sont présentés sur la FIGURE 2.25. L'hypothèse d'une hausse du niveau sonore centrée sur la bande de tiers d'octave 50 Hz, qui serait provoquée par une absorption minimale des vibrations du plancher autour de la fréquence naturelle des gommages, est ici confirmée par les mesures vibratoires. En effet, on remarque sur ces mesures que les deux planchers équipés de gommages acoustiques sans vis voient leur niveau vibratoire moyen augmenter d'environ 5 dB autour de cette bande de fréquence. Les gommages dissipant un maximum d'énergie au niveau de leur fréquence naturelle, on observe logiquement une hausse du niveau vibratoire des planchers (ici générateurs de vibrations) autour de cette fréquence, qui devrait s'accompagner d'une baisse du niveau vibratoire des parois mitoyennes (ici réceptrices des vibrations). Cette observation sera confirmée par la suite. Par ailleurs, on observe également que la présence des gommages acoustiques provoque une hausse non négligeable du niveau vibratoire au niveau des premiers tiers d'octave du spectre d'étude. En effet d'après leur documentation technique, l'efficacité de l'absorption des vibrations par les gommages diminue nettement pour des fréquences inférieures à leur fréquence naturelle, tandis que cette efficacité augmente pour des fréquences supérieures. On remarque malgré tout que sur la globalité du spectre d'étude, l'adjonction des gommages acoustiques favorise une diminution du niveau vibratoire des deux planchers.

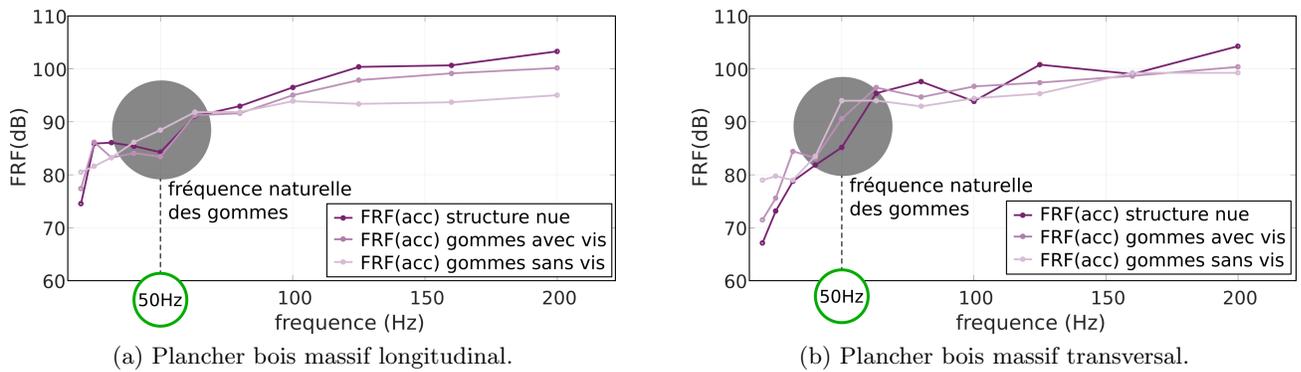


FIGURE 2.25 – Moyenne des FRF des accéléromètres en tiers d'octave sur les planchers de la maquette en bois massif.

2.3.3.3 Champ vibratoire des parois mitoyennes

Les résultats des mesures vibratoires effectuées sur les parois mitoyennes gauche et droite sont présentés respectivement sur les FIGURES 2.26(a) et 2.26(b). On constate globalement d'après ces mesures, en

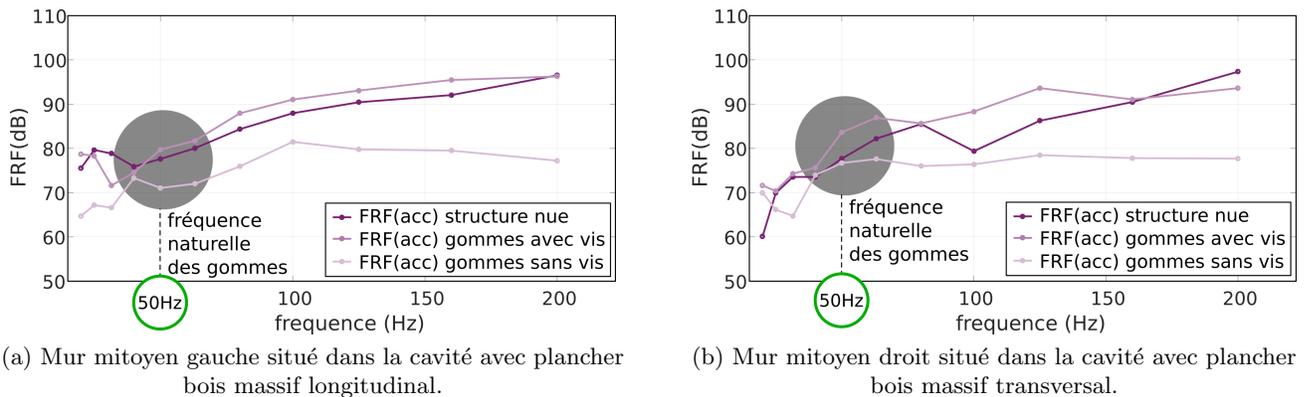


FIGURE 2.26 – Moyenne des FRF des accéléromètres en tiers d'octave sur les parois mitoyennes de la maquette en bois massif.

comparant les trois configurations de jonctions testées, que lorsque la maquette est équipée des gomes acoustiques sans la présence de vis, une diminution du niveau vibratoire moyen des deux parois mitoyennes autour de la bande de tiers d'octave centrée sur 50 Hz est observée. Ce constat vient confirmer l'influence de la fréquence naturelle des gomes, et plus particulièrement lorsque les parois entourant celles-ci ne sont pas vissées entre elles, sur le comportement acoustique et vibratoire de la maquette expérimentale.

Ces mesures expérimentales viennent également confirmer ici l'influence négative, du moins dans ce cas d'étude, que peut avoir l'installation "classique" de gomes acoustiques entre des parois, à savoir lorsque celles-ci sont mécaniquement reliées entre elles par des vis. En effet on constate pour les deux parois une altération des performances sur la quasi-totalité du spectre dans la configuration avec gomes et vis par rapport à celle de la structure nue, se traduisant sur les courbes par des niveaux vibratoires moyens allant jusqu'à 12 dB plus élevés.

Conclusions et observations

L'étude portant sur les transmissions latérales au sein de la maquette expérimentale a permis de montrer l'importance de l'orientation des plis des planchers bois massif sur les niveaux vibratoires moyens des parois inférieures. On constate en effet que dans les conditions de l'essai, le plancher aux plis transversaux génère moins de vibrations au sein de la structure, du fait notamment de sa rigidité intrinsèquement plus élevée que le plancher aux plis longitudinaux. De manière plus générale, ces résultats donnent à réfléchir sur l'importance que peut revêtir le choix du sens de portée d'un plancher en bois massif au sein d'une structure du même type. Des études complémentaires seraient à envisager en vue de déterminer dans le cas plus général *in-situ* quelle orientation de plancher serait préférable.

Dans un second temps, la mesure du champ de pression acoustique dans chacune des cavités a permis de démontrer que, de manière similaire entre les deux types de planchers, celui-ci était fortement influencé par les modes propres de cavité. Naturellement, les parois intérieures des structures légères construites en bois massif ne sont la plupart du temps pas laissées nues mais recouvertes d'un doublage isolant. Cependant, comme il a été montré plus haut dans le cas d'un doublage en plaques de plâtre, la présence de celui-ci favorise également un champ de pression acoustique fortement influencé par les modes propres de cavité. Une analyse psycho-acoustique complémentaire serait nécessaire pour déterminer l'influence de ce type de champ sur notre perception.

Finalement, l'influence de l'installation d'un résilient sur les champs de pression acoustique et vibratoire des cavités et des parois a été étudiée. Les résultats de cette étude montrent une influence positive du résilient sur le comportement global de la structure lorsque les parois qui l'entourent ne sont pas vissées entre elles. En revanche, cette influence devient négative lorsque les parois sont vissées, ce qui est en général le cas pour les structures habitées. Ces résultats ne sont pas transposables tels quels au cas de structures plus grandes, mais ils incitent malgré tout à la prudence lors de l'installation de telles gommages au sein de ce type de bâtiments.

2.4 Conclusion

Les essais expérimentaux menés au sein des maquettes à ossature bois et bois massif ont permis la caractérisation et la compréhension d'un certain nombre de phénomènes vibro-acoustiques complexes. L'importance des phénomènes de couplage entre modes acoustiques et structurels a été démontrée dans la structure à ossature bois. Plus généralement, l'influence non négligeable des modes de cavité basses fréquences sur le champ de pression acoustique au sein de celles-ci a été confirmée pour les deux types de structures. Cependant, les conséquences d'un champ de pression acoustique fortement influencé par les modes propres de cavité étant inconnues sur notre perception, une analyse psycho-acoustique complémentaire resterait à mener.

Il a également été montré au cours de l'étude sur les transmissions latérales l'importance de l'orientation des plis des planchers bois massif sur les vibrations transmises aux parois inférieures. Par ailleurs, l'installation d'un résilient acoustique a permis de montrer une influence mitigée de celui-ci sur le comportement acoustique et vibratoire de la structure en bois massif. Des études complémentaires seraient à envisager en vue de déterminer dans le cas plus général *in-situ* si l'influence de ces modalités reste similaire.

Ces essais expérimentaux ont enfin permis d'améliorer de nombreux points de dysfonctionnement du protocole expérimental, le rendant ainsi plus robuste et permettant finalement l'acquisition de mesures de meilleure qualité. Ces mêmes mesures serviront ainsi de base à une confrontation en vue d'un recalage avec un modèle numérique de la structure en éléments-finis.

Chapitre 3

Adaptation numérique de méthodes classique et hybride de couplage

3.1 Introduction

Ce chapitre détaille la résolution, par différentes méthodes, de problèmes de couplage entre deux milieux séparés par une interface. Dans un premier temps, une courte introduction présentant l'enjeu de la modélisation d'interfaces de couplage dites "imparfaites" dans le cas de structures légères est effectuée. Le logiciel libre FreeFem++, utilisé pour l'implémentation de ces méthodes, ainsi qu'un processus original de création de maillages éléments-finis, sont présentés. Par la suite, le principe déjà bien connu de la méthode de couplage fluide-structure dite "classique" est décrit. Les formulations variationnelles associées aux deux milieux et le détail de la discrétisation du problème par éléments-finis sont développés. Les méthodes de couplage fluide-structure et solide-solide dites "hybrides" sont également présentées. Des cas de validation permettant de vérifier la cohérence de ces méthodes hybrides par rapport aux méthodes classiques sont enfin détaillés.

3.1.1 De la nécessité d'interfaces imparfaites

Les essais expérimentaux effectués sur le terrain au sein de structures bois tendent à montrer que la plupart des couplages entre deux éléments constructifs, réalisés couramment par des vis, des pointes ou encore par collage, possèdent une certaine souplesse et/ou subissent des effets locaux de dissipation [Tri13]. De plus, il a été observé que les différents chemins de propagation des ondes, traversant un grand nombre de frontières séparant des milieux solides, sont très sensibles selon qu'il y ait ou non des contacts non-désirés ou non-prédits au cœur de ces interfaces [GCCBV13]. Le type de jonction utilisé est par conséquent critique lors de la construction de structures bois, de même que les paramètres des modèles numériques qui tentent de modéliser leur comportement vibro-acoustique [Chu06, BHA04, Bol13]. Le développement et l'implémentation, au sein des modèles numériques, de jonctions "imparfaites" incluant des effets de dissipation entre les éléments constructifs, sont donc nécessaires.

Par ailleurs, la prise en compte des phénomènes de couplage fluide-structure entre les différentes parois et l'air d'une cavité constitue également un enjeu critique pour les modèles numériques de structures légères à basses fréquences. En effet ces structures sont intrinsèquement plus sensibles à cette gamme de fréquences du fait de leur légèreté [FKB08]. En revanche, de la même manière que pour les contacts "imparfaits" entre solides, il n'est pas réaliste de considérer un couplage "parfait", c'est à dire assurant une continuité parfaite en vitesse et contrainte à l'interface, entre air et parois. De fait, les parois réelles d'un logement n'étant pas purement réverbérantes, une partie de l'énergie incidente est dissipée du fait de pertes visco-élastiques au niveau de l'interface. Ces phénomènes ayant une potentielle incidence sur le

comportement vibro-acoustique des structures légères, leur prise en compte dans les modèles numériques s'avère nécessaire. La méthode de couplage hybride présentée dans ce chapitre est une réponse possible à ces problématiques.

3.1.2 Le logiciel libre FreeFem++

Logiciel libre et gratuit, FreeFem++ [idlFV16] permet de résoudre numériquement des équations aux dérivées partielles par éléments-finis. Il possède son propre langage de programmation, proche du *C++*, qui décrit le problème aux limites à travers l'écriture des formulations variationnelles. Il peut ainsi résoudre des problèmes multi-physiques, comportant éventuellement des non-linéarités, en bi comme en tri-dimensionnel, sur des maillages pouvant aller de l'ordre du million de nœuds (ordinateur de calcul standard) jusqu'à quelques milliards de nœuds (système multi-processeurs dédié au calcul). Depuis le début du projet de recherche VIBRACOUBOIS, ce logiciel a été choisi pour son développement, de type open source, sa simplicité ainsi que la liberté immense qu'offre la flexibilité de son langage. Sa validité a par ailleurs été démontrée à plusieurs reprises, à travers le calcul de modes propres de structures de type poutre 2D/3D, le calcul de modes propres de cavités acoustiques parallélépipédiques 3D, et en comparant ces résultats soit à d'autres codes éléments-finis *RDM6* et *Solidworks*, soit à des solutions analytiques. Ce logiciel a donc été le principal outil de calcul pour l'ensemble des modélisations numériques effectuées durant ces travaux : prédiction et représentation 3D des modes propres de cavités acoustiques, calcul des fréquences et des formes propres de structures et d'assemblages de structures solides pour le bâtiment, et étude des phénomènes de couplage entre cavité fluide et structure solide au sein d'un ouvrage.

3.1.3 Automatisation par un script Shell

En informatique, un script Shell permet d'automatiser une série d'opérations. Il se présente sous la forme d'un fichier contenant une ou plusieurs commandes qui seront exécutées de manière séquentielle. Le recours à l'utilisation d'un tel script dans le cadre de ces travaux se justifie par le fait que différents outils informatiques sont utilisés pour l'obtention de la solution finale du modèle numérique. C'est pour des raisons de rapidité et d'efficacité que l'exécution et le contrôle de ces opérations sont délégués à un script Shell dans le cadre de ces travaux. Ainsi, les opérations majeures pilotées par le script lors de la résolution d'un problème vibro-acoustique sont les suivantes :

- la génération puis l'exécution d'un fichier permettant la création des maillages éléments-finis,
- l'adaptation des fichiers de maillages à la parallélisation du calcul,
- la génération du fichier de calcul principal puis sa résolution pour chaque fréquence.

Le processus de création de maillages éléments-finis de structures complexes utilisé dans ces travaux résultant d'une approche originale, la description de cette opération est succinctement développée dans la section ci-après.

3.1.3.1 Création des maillages

Le logiciel FreeFem++ ne possède pas d'environnement de développement intégré (IDE) permettant de dessiner et de visualiser directement un maillage éléments-finis. L'approche utilisée en réponse au problème de création des maillages de structures complexes consiste donc à créer ceux-ci à partir d'un fichier FreeFem++ dont la génération est automatisée grâce à une routine Matlab. Cette automatisation est rendue possible du fait que toutes les structures étudiées dans ces travaux peuvent être découpées en parallélépipèdes. Cependant, la numérotation des labels de couplage des différentes faces en contact peut par exemple s'avérer complexe, fastidieuse, et potentiellement source d'erreurs lorsqu'elle est effectuée à la main. C'est pourtant cette première solution qui avait été envisagée au début des travaux, mais

face aux difficultés et aux incertitudes inhérentes à cette méthode "manuelle" la création d'une routine automatisée s'est imposée d'elle-même. L'objectif de cette routine allait être également de pouvoir généraliser l'automatisation de la création de maillages à des structures différentes des cas étudiés dans ces travaux.

Le principe repose simplement sur le renseignement au préalable des différents plans de coupe de la structure à modéliser (cf. FIGURES 3.1(a) et 3.1(b)).

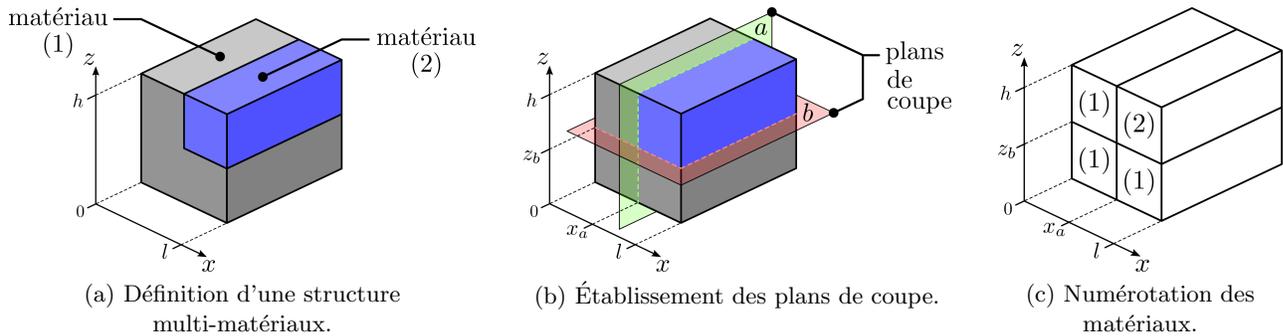


FIGURE 3.1 – Étapes de découpe d'une structure multi-matériaux.

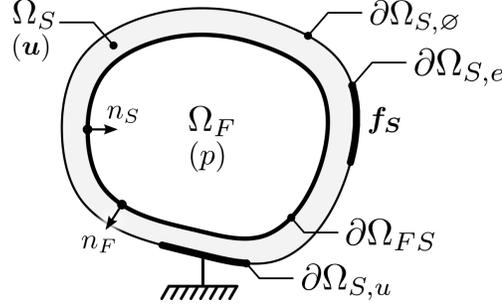
Un plan de coupe étant le plan séparant deux matériaux consécutifs aux propriétés différentes (bois, isolant, air, etc.) selon l'une des trois directions de l'espace. Ces plans de coupe forment donc autant de frontières qu'il est nécessaire de numéroter et de stocker, en vue de les réutiliser par la suite lors de la rédaction des formulations variationnelles. À partir du renseignement du nombre de plans de coupe, une matrice en trois dimensions est créée permettant ainsi d'obtenir une représentation virtuelle selon les trois directions de l'espace des enchaînements des différents matériaux constituant la structure à modéliser (cf. FIGURE 3.1(c)). L'étape suivante étant l'attribution à la main d'un numéro unique, selon une convention établie au préalable, à chaque matériau se situant entre ces plans de coupe et ayant des propriétés différentes. Une boucle parcourt ensuite la matrice dans sa totalité et compare les numéros des matériaux partageant une face commune. Si une frontière entre un solide et un fluide ou bien entre deux solides aux propriétés différentes est détectée, celle-ci est mémorisée puis sera réutilisée lors de la rédaction des formulations variationnelles dans le fichier de calcul principal. Enfin, à l'issue de cette récolte d'informations, un fichier exécutable par FreeFem++ permettant de générer les maillages de la structure à modéliser est finalement créé.

3.2 Couplage fluide-structure classique

Le couplage fluide-structure classique entre un domaine fluide et un domaine solide permet d'accorder dans un modèle numérique toute leur importance aux résonances des cavités. En effet, pour les structures légères réelles soumises à une excitation basses fréquences, ces résonances peuvent être nombreuses et fortement influencer leur réponse vibro-acoustique. Pour chaque domaine du problème considéré, ce couplage se traduit dans les formulations variationnelles par un terme de surface s'exprimant à l'aide des variables de l'autre domaine. L'établissement de ces formulations variationnelles et leur discrétisation éléments-finis sont développés dans cette partie.

3.2.1 Problème aux limites

Le problème de vibration harmonique à la pulsation ω d'une structure solide Ω_S contenant un fluide Ω_F (cf. FIGURE 3.2) est ici étudié. L'état du fluide est défini par son champ de pression p et celui de la structure par son champ de déplacement \mathbf{u} . La frontière du domaine solide est divisée en quatre parties : $\partial\Omega_{FS}$ sur


 FIGURE 3.2 – Cavité acoustique Ω_F incluse au sein d'un solide Ω_S .

laquelle les domaines fluide et solide sont couplés, $\partial\Omega_{S,u}$ sur laquelle les déplacements sont imposés nuls, $\partial\Omega_{S,e}$ sur laquelle une excitation uniforme est appliquée, et $\partial\Omega_{S,\emptyset}$ sur laquelle aucune contrainte n'est appliquée.

D'après les niveaux vibratoires observés dans l'habitat, généralement trop faibles pour voir l'apparition de non-linéarités (sauf en cas d'assemblages défectueux qui, par la présence de jeux, impliquent des contacts intermittents), on considère le système couplé soumis à l'hypothèse des petites perturbations et de la vibro-acoustique linéaire. L'équation de l'élastodynamique associée au domaine solide s'écrit :

$$\text{dans } \Omega_S, \quad \nabla \cdot \bar{\boldsymbol{\sigma}}(\mathbf{u}) + \omega^2 \rho_S \mathbf{u} = 0 \quad , \quad (3.1)$$

avec $\bar{\boldsymbol{\sigma}}(\mathbf{u})$ le tenseur des contraintes et ρ_S la masse volumique du solide. Une excitation unitaire et uniforme est appliquée sur une partie de la frontière du solide :

$$\text{sur } \partial\Omega_{S,e}, \quad \bar{\boldsymbol{\sigma}}(\mathbf{u}) \mathbf{n}_S = \mathbf{f}_S \quad , \quad (3.2)$$

avec \mathbf{n}_S la normale sortante au milieu solide. On considère \mathbf{f}_S connue. On peut ensuite écrire l'équation de Helmholtz associée au domaine fluide :

$$\text{dans } \Omega_F, \quad \frac{\nabla^2 p}{\omega^2 \rho_F} + \frac{p}{c^2 \rho_F} = 0 \quad , \quad (3.3)$$

avec ρ_F la masse volumique du fluide et c la célérité des ondes se propageant dans le fluide.

La continuité des déplacements et des contraintes normales sur la frontière $\partial\Omega_{FS}$ séparant les deux domaines donne :

$$\text{sur } \partial\Omega_{FS}, \quad \begin{cases} \mathbf{u}_S \cdot \mathbf{n}_F = \mathbf{u}_F \cdot \mathbf{n}_F \quad , \\ \bar{\boldsymbol{\sigma}}(\mathbf{u}) \mathbf{n}_S = -p \mathbf{n}_S \quad , \end{cases} \quad (3.4)$$

avec \mathbf{u}_S et \mathbf{u}_F respectivement les champs de déplacement du solide et du fluide sur la frontière $\partial\Omega_{FS}$. Ces relations de continuité restant valables quelle que soit la normale considérée. Le problème d'interaction fluide-structure consiste alors, en tenant compte des relations de continuité, à résoudre simultanément les deux problèmes fluide et structure.

3.2.2 Formulations variationnelles associées

La première étape dans la résolution d'un problème éléments-finis est d'écrire les formulations variationnelles associées au problème considéré. Ces expressions, une fois intégrées à l'aide des formules de Green, font apparaître, dans le cas d'un problème fluide-structure, des termes de couplage sur les frontières des domaines. Tout le principe du couplage fluide-structure consiste ensuite, à travers l'utilisation judicieuse des relations de continuité (3.4), à faire apparaître au sein de ces termes de couplage, les champs inconnus associés aux domaines couplés. Les formulations variationnelles associées aux domaines solide et fluide s'écrivent de la façon suivante :

domaine solide Ω_S :

$$\forall \mathbf{v} \in V_S, \quad \int_{\Omega_S} \bar{\boldsymbol{\sigma}}(\mathbf{u}) : \bar{\boldsymbol{\epsilon}}(\mathbf{v}) \, d\Omega - \omega^2 \rho_S \int_{\Omega_S} \mathbf{u} \cdot \mathbf{v} \, d\Omega - \int_{\partial\Omega_{FS}} [-p \, \mathbf{n}_S] \cdot \mathbf{v} \, d\Gamma = \int_{\partial\Omega_{S,e}} \mathbf{f}_S \cdot \mathbf{v} \, d\Gamma \quad , \quad (3.5)$$

avec V_S l'espace des fonctions solutions du domaine solide. En dehors des termes de volumes s'appliquant sur Ω_S , les termes de surface de l'équation (3.5) s'appliquant sur les frontières du domaine solide sont répartis en deux intégrales : une première sur $\partial\Omega_{FS}$, prenant en compte le couplage avec les degrés de liberté du fluide, et une seconde sur $\partial\Omega_{S,e}$, prenant en compte l'excitation appliquée sur Ω_S .

domaine fluide Ω_F :

$$\forall q \in V_F, \quad \frac{1}{\omega^2 \rho_F} \int_{\Omega_F} \nabla \mathbf{p} \cdot \nabla \mathbf{q} \, d\Omega - \frac{1}{c^2 \rho_F} \int_{\Omega_F} p \, q \, d\Omega - \int_{\partial\Omega_{FS}} [\mathbf{u}_S \cdot \mathbf{n}_F] \, q \, d\Gamma = 0 \quad , \quad (3.6)$$

avec V_F l'espace des fonctions solutions du domaine fluide. Dans le problème considéré, la frontière du domaine fluide est uniquement en contact avec le domaine solide. Le terme de surface de l'équation (3.6) s'exprime donc en une seule intégrale sur $\partial\Omega_{FS}$, représentant le couplage avec les degrés de liberté du solide.

3.2.3 Discrétisation par éléments-finis

Les formulations variationnelles (3.5) et (3.6) peuvent être discrétisées sous forme de matrices et écrites de la façon suivante :

$$\begin{bmatrix} [\mathbf{K}] - \omega^2 [\mathbf{M}] & [\mathbf{C}] \\ -[\mathbf{C}]^t & \frac{1}{\omega^2} [\mathbf{H}] - [\mathbf{N}] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{U} \\ \mathbf{P} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \mathbf{F} \\ 0 \end{Bmatrix} \quad , \quad (3.7)$$

avec $[\mathbf{K}]$ et $[\mathbf{M}]$, respectivement les matrices de raideur et de masse caractérisant le solide, $[\mathbf{H}]$ et $[\mathbf{N}]$ les matrices d'énergie cinétique et de compression caractérisant le fluide, \mathbf{U} et \mathbf{P} les vecteurs contenant les degrés de liberté des milieux solide et fluide, $[\mathbf{C}]$ la matrice de couplage entre ces milieux, et \mathbf{F} l'excitation appliquée sur le solide (connue).

3.3 Couplage fluide-structure hybride

Le couplage fluide-structure classique entre deux domaines se traduit dans les formulations variationnelles de chacun par un terme de surface s'appliquant sur la frontière commune et s'exprimant à l'aide des variables de l'autre domaine. La formulation hybride décrite ici propose de séparer en deux cette frontière commune, et, grâce à la propagation d'ondes planes, d'effectuer le couplage des degrés de liberté des domaines séparés. Ceci va permettre par la suite de simuler une impédance de paroi. Il est à noter ici que l'utilisation de la propagation d'ondes planes est un choix propre à ces travaux, motivé notamment par la simplicité de mise en œuvre de la méthode, mais que d'autres approches pourraient être envisagées. L'établissement des formulations variationnelles et leur discrétisation éléments-finis sont ainsi développés dans cette partie.

3.3.1 Formulation variationnelle

Le problème de vibration harmonique d'une structure solide Ω_S contenant un fluide Ω_F est ici repris, mais la frontière commune $\partial\Omega_{FS}$ entre les domaines est maintenant séparée en deux (cf. FIGURE 3.3), ses bords éloignés d'une distance d fictive, très petite par rapport aux autres dimensions.

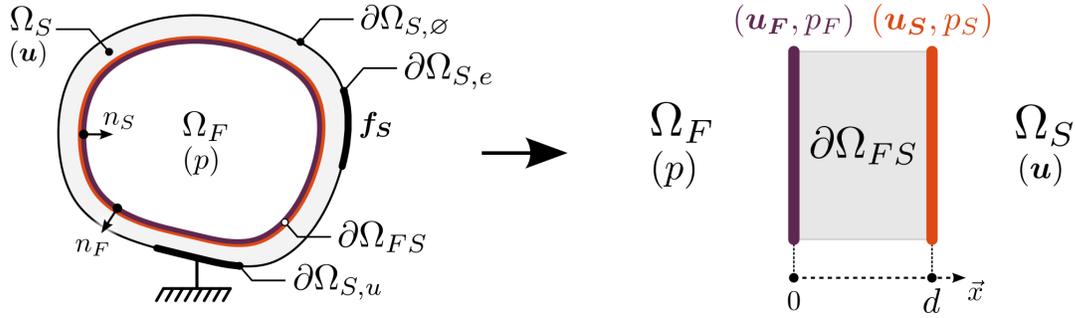


FIGURE 3.3 – Domaines fluide Ω_F et solide Ω_S dont la frontière commune $\partial\Omega_{FS}$ est séparée en deux. Les champs inconnus situés sur ses bords sont (\mathbf{u}_F, p_F) du coté fluide et (\mathbf{u}_S, p_S) du coté solide.

Les frontières des domaines sont considérées comme des couches planes, minces, homogènes et de dimensions infinies. La distance normale entre ces frontières est quantifiée par l'abscisse x . Soient alors $\mathbf{u}(x)$ et $p(x)$ les fonctions égales aux déplacements et à la pression à l'intérieur de l'interface $\partial\Omega_{FS}$:

$$\text{soit } \begin{cases} \mathbf{u}(0) = \mathbf{u}_F \\ p(0) = p_F \end{cases} \quad \text{et} \quad \begin{cases} \mathbf{u}(d) = \mathbf{u}_S \\ p(d) = p_S \end{cases} . \quad (3.8)$$

Dans le cas présent, les champs inconnus recherchés sont les déplacements \mathbf{u}_S à la frontière du domaine solide et la pression p_F à la frontière du domaine fluide (cf. FIGURE 3.3). Ainsi, on exprimera donc les champs inconnus restants, à savoir les déplacements \mathbf{u}_F à la frontière du domaine fluide et la pression p_S à la frontière du domaine solide, en fonction des champs inconnus recherchés. Ce qui peut s'écrire :

$$\begin{Bmatrix} \mathbf{u}_F \\ p_S \end{Bmatrix} = [\mathbf{T}] \begin{Bmatrix} \mathbf{u}_S \\ p_F \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} T_{11} & T_{12} \\ T_{21} & T_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{u}_S \\ p_F \end{Bmatrix} \quad \text{soit} \quad \begin{cases} \mathbf{u}_F = T_{11}\mathbf{u}_S + T_{12}p_F \\ p_S = T_{21}\mathbf{u}_S + T_{22}p_F \end{cases} . \quad (3.9)$$

Il reste alors, au niveau des deux frontières, à effectuer le couplage des degrés de liberté en remplaçant les champs inconnus \mathbf{u}_F et p_S par leurs nouvelles expressions au sein des termes de surface des formulations variationnelles (3.5) et (3.6) précédemment établies :

domaine solide Ω_S :

$$\forall \mathbf{v} \in V_S, \quad \int_{\Omega_S} \bar{\boldsymbol{\sigma}}(\mathbf{u}) : \bar{\boldsymbol{\epsilon}}(\mathbf{v}) \, d\Omega - \omega^2 \rho_S \int_{\Omega_S} \mathbf{u} \cdot \mathbf{v} \, d\Omega - \boxed{\text{Couplage F/S}} = \int_{\partial\Omega_{S,e}} \mathbf{f}_S \cdot \mathbf{v} \, d\Gamma, \quad (3.10)$$

$$\boxed{\text{Couplage F/S}} = \left[T_{21} \int_{\partial\Omega_{FS}} -\mathbf{u}_S \cdot \mathbf{v} \, d\Gamma + T_{22} \int_{\partial\Omega_{FS}} -[p_F \mathbf{n}_S] \cdot \mathbf{v} \, d\Gamma \right]$$

domaine fluide Ω_F :

$$\forall q \in V_F, \quad \frac{1}{\omega^2 \rho_F} \int_{\Omega_F} \nabla \mathbf{p} \cdot \nabla q \, d\Omega - \frac{1}{c^2 \rho_F} \int_{\Omega_F} p q \, d\Omega - \boxed{\begin{array}{c} \text{Couplage F/S} \\ \left[T_{11} \int_{\partial\Omega_{FS}} [\mathbf{u}_S \cdot \mathbf{n}_F] q \, d\Gamma + T_{12} \int_{\partial\Omega_{FS}} p_F q \, d\Gamma \right] \end{array}} = 0. \quad (3.11)$$

3.3.2 Discrétisation par éléments-finis

Les formulations variationnelles (3.10) et (3.11) peuvent être discrétisées sous forme de matrices et écrites de la façon suivante :

$$\begin{bmatrix} [\mathbf{K}] - \omega^2 [\mathbf{M}] + [\mathbf{T}_{21}] & [\mathbf{T}_{22}] \\ -[\mathbf{T}_{11}] & \frac{1}{\omega^2} [\mathbf{H}] - [\mathbf{N}] - [\mathbf{T}_{12}] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{U} \\ \mathbf{P} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \mathbf{F} \\ 0 \end{Bmatrix}, \quad (3.12)$$

avec $[\mathbf{T}_{21}]$, $[\mathbf{T}_{22}]$, $[\mathbf{T}_{11}]$ et $[\mathbf{T}_{12}]$ les matrices permettant de piloter le couplage des champs au niveau de l'interface entre les milieux fluide et solide. On remarque naturellement que les matrices $[\mathbf{T}_{22}]$ et $[\mathbf{T}_{11}]$ sont respectivement égales aux matrices $[\mathbf{C}]$ et $[\mathbf{C}]^t$ du problème de couplage fluide-structure classique. Enfin, on notera que cette méthode permettant de coupler des champs non-continus autour d'une interface commune n'ajoute aucun degré de liberté au problème.

3.3.3 Couplage par ondes planes

Dans une interface fluide-structure classique la frontière entre les domaines est commune. Les relations de continuité (3.4) assurent alors le couplage entre les champs. La formulation hybride décrite ici permet de séparer en deux cette frontière entre les domaines. Les degrés de liberté, ou champs inconnus, situés de part et d'autre ne sont alors plus continus mais doivent être couplés par une fonction. Dans le cadre de ces travaux, une formulation de type propagation d'ondes planes est choisie. Les champs inconnus au niveau de la frontière fluide sont (\mathbf{u}_F, p_F) et (\mathbf{u}_S, p_S) au niveau de la frontière solide (cf. FIGURE 3.4).

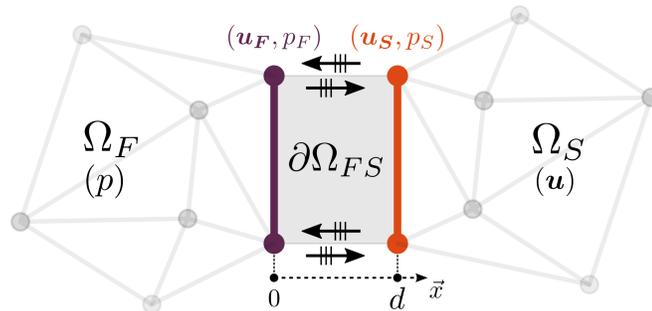


FIGURE 3.4 – Domaines fluide Ω_F et solide Ω_S dont la frontière commune $\partial\Omega_{FS}$ est séparée en deux frontières, au niveau desquelles le couplage des degrés de liberté éléments-finis est effectué grâce à la propagation d'ondes planes.

Les frontières des domaines sont considérées comme des couches planes et infinies, entre lesquelles se propagent des ondes planes en incidence normale. Grâce à ces hypothèses, ces fonctions peuvent se

modéliser par une onde plane progressive (aller) et une onde plane régressive (retour) lors de la traversée de l'interface $\partial\Omega_{FS}$:

$$\text{dans } \partial\Omega_{FS}, \quad \begin{cases} u(x) = \overbrace{A_0 e^{-jk'x}}^{\text{onde aller}} + \overbrace{B_0 e^{jk'x}}^{\text{onde retour}} \\ p(x) = \underbrace{jk'K'A_0 e^{-jk'x}}_{\text{onde aller}} - \underbrace{jk'K'B_0 e^{jk'x}}_{\text{onde retour}} \end{cases}, \quad (3.13)$$

avec A_0 et B_0 les amplitudes des ondes planes aller et retour, k' le nombre d'onde et K' le module d'élasticité isostatique (ou module d'incompressibilité) équivalents au sein de l'interface $\partial\Omega_{FS}$. Ces deux derniers termes sont définis par :

$$k' = \frac{\omega}{c'} \quad \text{et} \quad K' = \rho' c' \quad , \quad (3.14)$$

avec c' la célérité et ρ' la masse volumique équivalentes au sein de l'interface $\partial\Omega_{FS}$. En vue de simplifier l'écriture des formulations on pose $e = e^{jk'd}$ et $\alpha = jk'K'$, ce qui, en combinant les équations (3.8) et (3.13), permet d'exprimer la totalité des champs inconnus :

$$\begin{cases} \mathbf{u}_S \\ p_F \end{cases} = \underbrace{\begin{bmatrix} 1/e & e \\ \alpha & -\alpha \end{bmatrix}}_{[\mathbf{T}_0]} \begin{cases} A_0 \\ B_0 \end{cases} \quad \text{et} \quad \begin{cases} \mathbf{u}_F \\ p_S \end{cases} = \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 1 \\ \alpha/e & -\alpha.e \end{bmatrix}}_{[\mathbf{T}_1]} \begin{cases} A_0 \\ B_0 \end{cases}, \quad (3.15)$$

ces champs pouvant être reliés par la relation :

$$\begin{cases} \mathbf{u}_F \\ p_S \end{cases} = \underbrace{[\mathbf{T}_1][\mathbf{T}_0]^{-1}}_{[\mathbf{T}]} \begin{cases} \mathbf{u}_S \\ p_F \end{cases}, \quad (3.16)$$

le calcul des termes de la matrice $[\mathbf{T}]$ menant au résultat suivant :

$$[\mathbf{T}] = \frac{1}{\alpha(1/e + e)} \begin{bmatrix} 2\alpha & (e - 1/e) \\ \alpha^2(1/e - e) & 2\alpha \end{bmatrix}. \quad (3.17)$$

La distance d étant très petite devant les autres dimensions, plus celle-ci sera proche de 0 et plus la valeur de e tendra à se rapprocher de 1, menant à l'expression :

$$\begin{cases} \mathbf{u}_F \\ p_S \end{cases} = \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}}_{[\mathbf{T}]_{d \rightarrow 0}} \begin{cases} \mathbf{u}_S \\ p_F \end{cases}, \quad (3.18)$$

on observe alors que lorsque la distance d tend vers 0, la matrice de couplage $[\mathbf{T}]$ tend à imposer une relation de continuité entre les champs de pression et de déplacement situés de part et d'autre de l'interface $\partial\Omega_{FS}$, ramenant ainsi la formulation à celle d'un couplage fluide-structure classique. On s'aperçoit donc que grâce à la formulation hybride avec propagation d'ondes planes, pour des valeurs de distance d non-nulles, le couplage des champs situés autour de l'interface pourra être modélisé par un contact non-parfait, ou "dissipatif".

3.3.4 Cas de validation

Dans le cadre de l'étude du couplage fluide-structure, la validité de la formulation hybride par rapport à la formulation classique s'effectue autour de deux types d'interfaces :

interface (1) fluide non-dissipatif,

interface (2) fluide dissipatif.

Dans le cas du couplage F/S classique (cf. FIGURE 3.5(a)) la géométrie à l'étude est constituée de trois parallélépipèdes représentant un domaine solide (Ω_S) et deux domaines fluides dont le premier (Ω_I) d'épaisseur d sert d'interface fluide vers le second (Ω_F). Dans le cas du couplage F/S hybride (cf. FIGURE 3.5(b)) les mêmes domaines solide et fluide sont couplés mais par une interface $\partial\Omega_{FS}$, également d'épaisseur d , utilisant la propagation d'ondes planes. L'abscisse x_I correspond enfin à la distance à l'origine de ces interfaces.

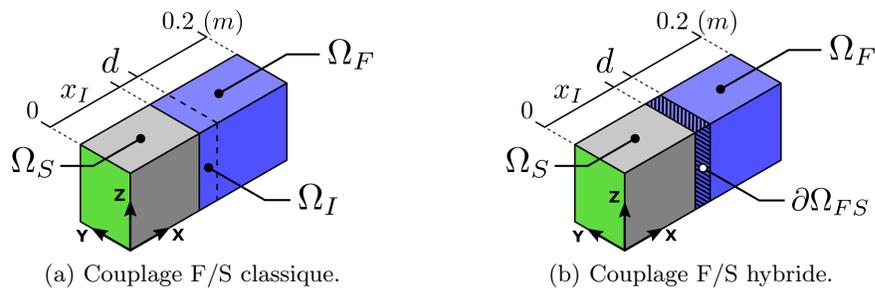


FIGURE 3.5 – Géométries des cas de validation F/S classique et hybride. En vert la face sur laquelle est appliquée l'excitation.

Par ailleurs, ces travaux visant à introduire une dissipation (contact non-parfait) sur une couche d'épaisseur fine, la distance d sera en conséquence maintenue très petite devant les longueurs d'ondes des signaux considérés dans cette étude. Dans ce problème, l'excitation du système est effectuée par une contrainte unitaire imposée selon l'axe \vec{x} sur la face du domaine Ω_S située à l'origine du repère. Une fois le problème résolu, l'intégrale de la pression au sein du domaine Ω_F est calculée. La même excitation et la même mesure sont également effectuées dans le cas hybride. Une condition aux limites de type glissière (d'axe \vec{x}) est appliquée sur les faces du domaine Ω_S , ramenant le problème à celui d'un piston. Ainsi, dans le but de démontrer la validation des formulations dans un cadre le plus large possible, les grandeurs adimensionnelles que sont les FRF et le rapport d/λ sont utilisées. Les propriétés physiques des domaines et des interfaces sont détaillées dans le TABLEAU 3.1. Dans ce tableau sont également données les valeurs des paramètres autour desquels les formulations classique et hybride sont comparées. On notera par ailleurs que les valeurs des coefficients d'amortissement η utilisées dans le cas de l'**interface (2)** ne sont pas celles de fluides réels. En effet, la faible épaisseur d des interfaces devant les autres dimensions conduit à utiliser des valeurs d'amortissement très élevées et non-réalistes afin d'en constater les effets sur le système.

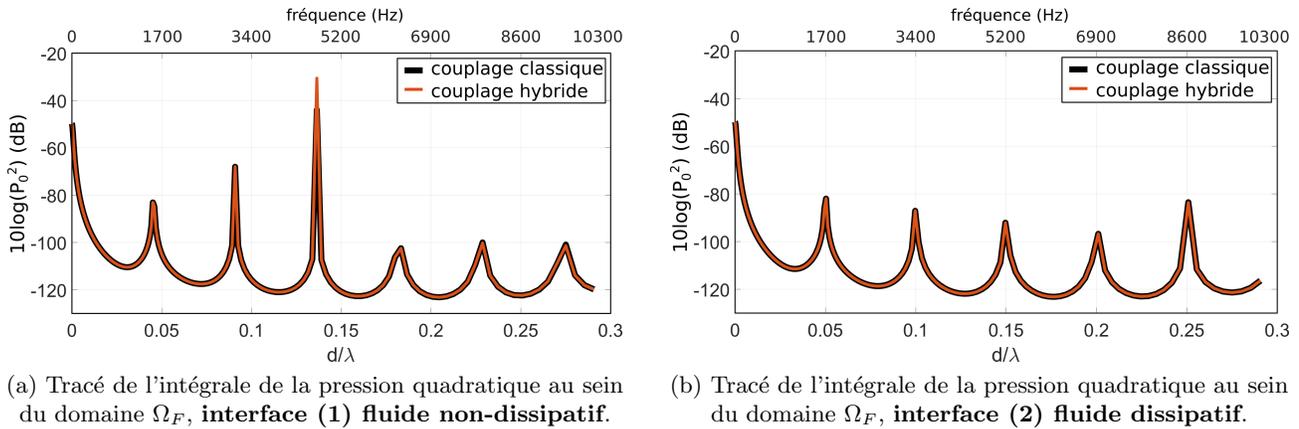
D'après l'observation des résultats présentés sur la FIGURE 3.6, ceux-ci montrent que les courbes associées à chaque formulation sont parfaitement superposées sur la gamme d/λ considérée. La distance dans cet exemple est égale à 1 cm et le domaine fréquentiel s'étend de 1 Hz à 10 kHz. La formulation hybride éléments-finis/ondes planes est donc pour ce cas équivalente à la formulation classique éléments-finis.

3.4 Couplage solide-solide hybride

Le couplage solide/solide naturel entre deux domaines se traduit par une seule formulation variationnelle sur la structure globale, les champs étant similaires et continus de part et d'autre de la

domaines	domaine solide Ω_S	domaine fluide Ω_F	interfaces Ω_I et $\partial\Omega_{FS}$
modèle	éléments-finis, solide isotrope	éléments-finis, fluide parfait	EF, fluide (Ω_I) ondes planes ($\partial\Omega_{FS}$)
propriétés mécaniques et géométriques	$E_S = 3e9$ Pa $\rho_S = 500$ kg $\nu_S = 0.25$ $\eta_S = 0$	$c_F = 344$ m/s $\rho_F = 1.2$ kg/m ³ $\eta_F = 0$	$c' = 344(1+\eta'.i)$ m/s $\rho' = 1.2$ kg/m ³ $d = 1$ cm $x_I = 0.1$ m
interface (1) non dissipative	”	”	$\eta' = 0$
interface (2) dissipative	”	”	$\eta' = 10000$

TABLEAU 3.1 – Propriétés et caractéristiques physiques du problème fluide-structure couplé.


 FIGURE 3.6 – Cas de validation F/S du couplage hybride par rapport au couplage classique éléments-finis. Distance d de 1 cm sur le domaine de fréquence [1 Hz-10 kHz].

frontière entre les domaines. La formulation hybride décrite ici propose comme précédemment de séparer en deux la frontière commune, et, grâce à la propagation d'ondes planes, d'effectuer le couplage des degrés de liberté des domaines séparés. Il est à noter ici que l'utilisation de la propagation d'ondes planes est un choix propre à ces travaux, motivé notamment par la simplicité de mise en œuvre de la méthode, mais que d'autres approches pourraient être envisagées. L'établissement des formulations variationnelles et leur discrétisation éléments-finis sont ainsi développés dans cette partie.

3.4.1 Formulation variationnelle

Le problème de vibration harmonique de deux solides Ω_1 et Ω_2 couplés est ici étudié. La frontière commune $\partial\Omega_{12}$ entre ces deux domaines est séparée en deux frontières (cf. FIGURE 3.7) éloignée d'une distance d fictive, très petite par rapport aux autres dimensions.

Les frontières sont choisies soumises aux mêmes hypothèses que dans le cas précédent. Soient alors

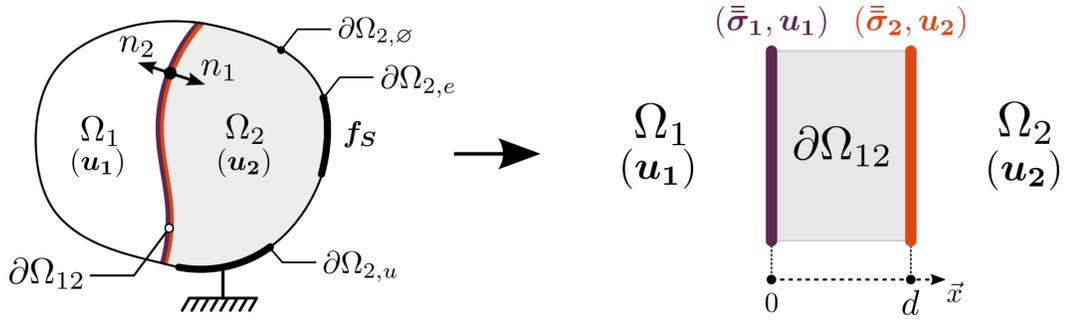


FIGURE 3.7 – Domaines solides Ω_1 et Ω_2 dont la frontière commune $\partial\Omega_{12}$ est séparée en deux frontières au niveau desquelles les champs inconnus sont $(\bar{\sigma}_1, u_1)$ et $(\bar{\sigma}_2, u_2)$.

$\mathbf{u}(x)$ et $\bar{\boldsymbol{\sigma}}(x)$, les fonctions égales aux déplacements et aux contraintes au sein de l'interface $\partial\Omega_{12}$:

$$\text{soit } \begin{cases} \mathbf{u}(0) = \mathbf{u}_1 \\ \bar{\boldsymbol{\sigma}}(0) = \bar{\boldsymbol{\sigma}}_1 \end{cases} \quad \text{et} \quad \begin{cases} \mathbf{u}(d) = \mathbf{u}_2 \\ \bar{\boldsymbol{\sigma}}(d) = \bar{\boldsymbol{\sigma}}_2 \end{cases} . \quad (3.19)$$

Les champs inconnus recherchés sont donc les déplacements \mathbf{u}_1 à la frontière du domaine Ω_1 et les déplacements \mathbf{u}_2 à la frontière du domaine Ω_2 (cf. FIGURE 3.7). Ainsi, on exprimera donc les champs inconnus restants, à savoir les contraintes $\bar{\boldsymbol{\sigma}}_1$ à la frontière du domaine Ω_1 et les contraintes $\bar{\boldsymbol{\sigma}}_2$ à la frontière du domaine Ω_2 , en fonction des champs inconnus recherchés. Ce qui peut s'écrire :

$$\begin{cases} \bar{\boldsymbol{\sigma}}_1 \\ \bar{\boldsymbol{\sigma}}_2 \end{cases} = [\mathbf{T}] \begin{cases} \mathbf{u}_1 \\ \mathbf{u}_2 \end{cases} = \begin{bmatrix} T_{11} & T_{12} \\ T_{21} & T_{22} \end{bmatrix} \begin{cases} \mathbf{u}_1 \\ \mathbf{u}_2 \end{cases} \quad \text{soit} \quad \begin{cases} \bar{\boldsymbol{\sigma}}_1 = T_{11}\mathbf{u}_1 + T_{12}\mathbf{u}_2 \\ \bar{\boldsymbol{\sigma}}_2 = T_{21}\mathbf{u}_1 + T_{22}\mathbf{u}_2 \end{cases} . \quad (3.20)$$

Il reste alors à effectuer le couplage des degrés de liberté au niveau des deux frontières. Pour cela, les champs inconnus $\bar{\boldsymbol{\sigma}}_1$ et $\bar{\boldsymbol{\sigma}}_2$ sont remplacés par leurs expressions au sein des termes de surface de la formulation variationnelle (3.5) appliquée d'une part sur le domaine Ω_1 puis d'autre part sur le domaine Ω_2 :

domaine solide Ω_1 :

$$\forall \mathbf{v}_1 \in V_1, \quad \int_{\Omega_1} \bar{\boldsymbol{\sigma}}(\mathbf{u}_1) : \bar{\boldsymbol{\epsilon}}(\mathbf{v}_1) \, d\Omega - \omega^2 \rho_1 \int_{\Omega_1} \mathbf{u}_1 \cdot \mathbf{v}_1 \, d\Omega$$

Couplage S/S

$$- \left[T_{11} \int_{\partial\Omega_{12}} \mathbf{u}_1 \cdot \mathbf{v}_1 \, d\Gamma + T_{12} \int_{\partial\Omega_{12}} \mathbf{u}_2 \cdot \mathbf{v}_1 \, d\Gamma \right] = 0, \quad (3.21)$$

domaine solide Ω_2 :

$$\forall \mathbf{v}_2 \in V_2, \quad \int_{\Omega_2} \bar{\boldsymbol{\sigma}}(\mathbf{u}_2) : \bar{\boldsymbol{\epsilon}}(\mathbf{v}_2) \, d\Omega - \omega^2 \rho_2 \int_{\Omega_2} \mathbf{u}_2 \cdot \mathbf{v}_2 \, d\Omega$$

Couplage S/S

$$- \left[T_{21} \int_{\partial\Omega_{12}} \mathbf{u}_1 \cdot \mathbf{v}_2 \, d\Gamma + T_{22} \int_{\partial\Omega_{12}} \mathbf{u}_2 \cdot \mathbf{v}_2 \, d\Gamma \right] = \int_{\partial\Omega_{2,e}} \mathbf{f}_S \cdot \mathbf{v}_2 \, d\Gamma . \quad (3.22)$$

3.4.2 Discrétisation par éléments-finis

Les formulations variationnelles (3.21) et (3.22) peuvent être discrétisées sous formes de matrices et écrites de la façon suivante :

$$\begin{bmatrix} [\mathbf{K}_1] - \omega^2[\mathbf{M}_1] - [\mathbf{T}_{11}] & -[\mathbf{T}_{12}] \\ -[\mathbf{T}_{21}] & [\mathbf{K}_2] - \omega^2[\mathbf{M}_2] - [\mathbf{T}_{22}] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{U}_1 \\ \mathbf{U}_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ \mathbf{F} \end{Bmatrix}, \quad (3.23)$$

avec $[\mathbf{T}_{11}]$, $[\mathbf{T}_{12}]$, $[\mathbf{T}_{21}]$ et $[\mathbf{T}_{22}]$ les matrices permettant de piloter le couplage des champs à l'interface entre les deux milieux solides. On remarque de nouveau que cette méthode permettant de coupler des champs non-continus autour d'une interface n'ajoute aucun degré de liberté au problème.

3.4.3 Couplage par ondes planes

Dans le cadre d'un couplage naturel entre deux solides la frontière entre les domaines est commune, il y a donc continuité des champs. La formulation hybride décrite ici permet de séparer en deux la frontière entre les domaines. Les champs de part et d'autre ne sont alors plus continus et doivent être couplés par une fonction. Une formulation de type propagation d'ondes planes est de nouveau choisie. Les champs inconnus au niveau des deux frontières sont ici $(\bar{\sigma}_1, \mathbf{u}_1)$ du côté du solide Ω_1 et $(\bar{\sigma}_2, \mathbf{u}_2)$ du côté du solide Ω_2 (cf. FIGURE 3.8).

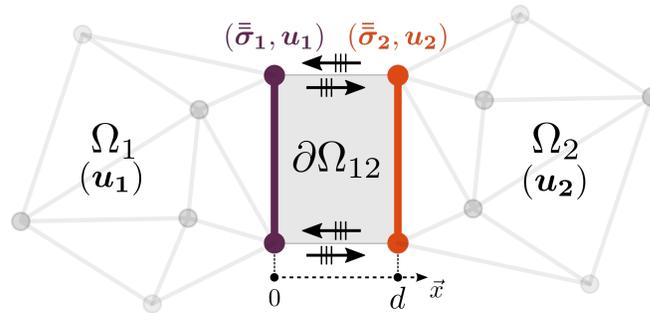


FIGURE 3.8 – Domaines solides Ω_1 et Ω_2 dont la frontière commune $\partial\Omega_{12}$ est séparée en deux frontières, au niveau desquelles le couplage des degrés de liberté éléments-finis est effectué grâce à la propagation d'ondes planes.

Les frontières des domaines sont considérées comme des couches planes et infinies, entre lesquelles se propagent des ondes planes en incidence normale. Grâce à ces hypothèses, ces fonctions peuvent se modéliser par une onde plane progressive (aller) et une onde plane régressive (retour) lors de la traversée de l'interface :

$$\text{dans } \partial\Omega_{12}, \quad \begin{cases} u(x) = \underbrace{A_0 e^{-jk'x}}_{\text{onde aller}} + \underbrace{B_0 e^{jk'x}}_{\text{onde retour}} \\ \sigma(x) = \underbrace{-jk'K'A_0 e^{-jk'x}}_{\text{onde aller}} + \underbrace{jk'K'B_0 e^{jk'x}}_{\text{onde retour}} \end{cases}, \quad (3.24)$$

avec $K' = \lambda + 2\mu$, le module de compression équivalent pour la modélisation d'ondes de compression ou $K' = \mu$, le module de cisaillement équivalent pour la modélisation d'ondes de cisaillement, λ et μ les coefficients de Lamé. En effet, la séparation en deux de la frontière entre les domaines solides supprime naturellement la continuité des champs. Il s'agit ici d'une hypothèse de cette méthode, se traduisant à la

frontière par un couplage des champs normaux par l'onde de compression et des champs transverses par l'onde de cisaillement.

Les champs inconnus recherchés sont donc ici les déplacements \mathbf{u}_1 à la frontière du domaine solide Ω_1 et \mathbf{u}_2 à la frontière du domaine solide Ω_2 . On exprime alors les champs inconnus restants, à savoir les contraintes $\bar{\bar{\sigma}}_1$ et $\bar{\bar{\sigma}}_2$ aux frontières des domaines solides, en fonction des champs inconnus recherchés. D'après l'équation (3.24), on peut exprimer les champs inconnus de la façon suivante :

$$\underbrace{\begin{Bmatrix} \mathbf{u}_1 \\ \mathbf{u}_2 \end{Bmatrix}}_{[\mathbf{T}_0]} = \underbrace{\begin{bmatrix} 1 & 1 \\ 1/e & e \end{bmatrix}}_{[\mathbf{T}_0]} \begin{Bmatrix} A_0 \\ B_0 \end{Bmatrix} \quad \text{et} \quad \underbrace{\begin{Bmatrix} \bar{\bar{\sigma}}_1 \\ \bar{\bar{\sigma}}_2 \end{Bmatrix}}_{[\mathbf{T}_1]} = \underbrace{\begin{bmatrix} -\alpha & \alpha \\ -\alpha/e & \alpha.e \end{bmatrix}}_{[\mathbf{T}_1]} \begin{Bmatrix} A_0 \\ B_0 \end{Bmatrix}, \quad (3.25)$$

ces champs pouvant de nouveau être reliés par la relation (3.16), le calcul des termes la matrice de couplage $[\mathbf{T}]$ nous mène au résultat suivant :

$$[\mathbf{T}] = \frac{1}{e - 1/e} \begin{bmatrix} -\alpha(e + 1/e) & 2\alpha \\ -2\alpha & \alpha(e + 1/e) \end{bmatrix}. \quad (3.26)$$

La distance d étant très petite devant les autres dimensions, plus celle-ci sera proche de 0 et plus la valeur de e tendra à se rapprocher de 1, menant à l'expression suivante :

$$\underbrace{\begin{Bmatrix} \bar{\bar{\sigma}}_1 \\ \bar{\bar{\sigma}}_2 \end{Bmatrix}}_{[\mathbf{T}]_{d \rightarrow 0}} = \underbrace{\begin{bmatrix} -A & A \\ -A & A \end{bmatrix}}_{[\mathbf{T}]_{d \rightarrow 0}} \begin{Bmatrix} \mathbf{u}_1 \\ \mathbf{u}_2 \end{Bmatrix}, \quad (3.27)$$

avec A tendant vers de très grandes valeurs. On observe alors que lorsque la distance d tend vers 0, la matrice de couplage $[\mathbf{T}]$ tend à imposer une égalité entre les contraintes $\bar{\bar{\sigma}}_1$ et $\bar{\bar{\sigma}}_2$ situées de part et d'autre de l'interface entre les deux solides. On remarque donc que grâce à cette formulation, pour des valeurs de distance d non-nulles, le couplage des champs situés autour de l'interface pourra être modélisé par un contact non-parfait, ou "dissipatif".

3.4.4 Cas de validation

Un certain nombre de paramètres ont été choisis en vue de vérifier la cohérence des formulations classique et hybride en comparant leurs résultats respectifs à travers différents cas de validation. Dans le but d'une généralisation de ces cas de validation à des modélisations plus complexes, ces paramètres sont élaborés de sorte qu'ils soient adimensionnels. Ces paramètres sont les suivants :

paramètre (1) rapport des rigidités des solides environnants sur celles des interfaces,

paramètre (2) coefficient de dissipation d'énergie au sein des interfaces.

En complément, l'étude des cas de validation de ces critères s'articule autour de deux types de sollicitations usuelles, la première de type traction/compression et la seconde de type flexion/cisaillement. Par ailleurs, ces travaux visant à utiliser la méthode de couplage hybride par ondes planes dans le but d'introduire une dissipation sur une couche d'épaisseur fine, la distance d sera en conséquence maintenue très petite devant les longueurs d'ondes λ des signaux considérés dans cette étude. Ainsi, dans cette partie, dans le but de démontrer la validation des formulations dans un cadre le plus large possible, les grandeurs adimensionnelles que sont les FRF et le rapport d/λ sont utilisées.

3.4.4.1 Traction/compression

Dans le cadre de la résolution de problèmes couplés solide/solide (S/S) nous nous assurons tout d'abord, à l'aide d'un cas de validation en traction/compression mono-dimensionnel, de la validité de la formulation hybride éléments-finis/ondes planes utilisée. Dans le cas S/S classique la géométrie à l'étude (cf. FIGURE 3.9(a)) est un parallélépipède solide Ω_S constitué de trois parties $\Omega_{(1)}$, $\Omega_{(2)}$ et Ω_I , couplées naturellement, dont la partie centrale joue le rôle d'interface entre les deux autres. Dans le cas de la formulation hybride (cf. FIGURE 3.9(b)), deux domaines solides distincts Ω_1 et Ω_2 sont couplés par une interface $\partial\Omega_{12}$ assurant la continuité des champs via une formulation de type ondes planes. L'abscisse x_I correspond à la distance à l'origine de ces interfaces. Les propriétés physiques des domaines et des

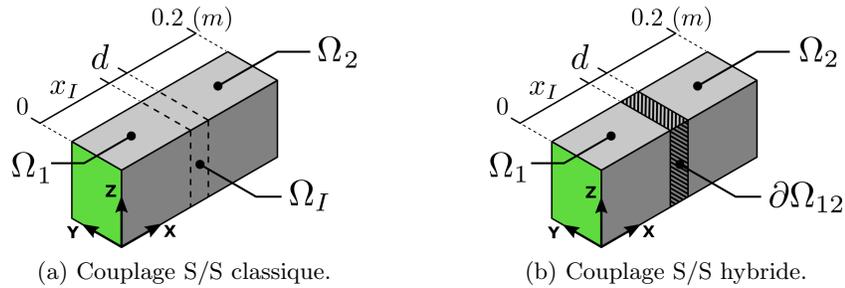


FIGURE 3.9 – Géométrie du cas de validation S/S en traction/compression. En vert la face sur laquelle est appliquée l'excitation.

interfaces sont détaillées dans le TABLEAU 3.2. Dans ce tableau sont également détaillées les valeurs des paramètres autour desquels les formulations classique et hybride sont comparées.

domaines	domaines solides Ω	interfaces Ω_I et $\partial\Omega_{12}$
modèle	éléments-finis, solide isotrope	EF, solide isotrope (Ω_I) ondes planes ($\partial\Omega_{12}$)
propriétés mécaniques et géométriques	$E = 3e9$ Pa $\rho = 500$ kg/m ³ $\nu = 0.25$ $\eta = 0$	$\rho' = 500$ kg/m ³ $\nu' = 0.25$ $d = 1$ mm $x_I = 0.1$ m
paramètre (1) rigidité	„	$E' = \frac{E}{10}(1+\eta'.i)$ Pa $\eta' = 0$
paramètre (1)+(2) rigidité et pertes	„	$E' = \frac{E}{10}(1+\eta'.i)$ Pa $\eta' = 10000$

TABLEAU 3.2 – Propriétés et caractéristiques physiques du problème solide/solide couplé.

Dans ce problème l'excitation du système est effectuée à l'aide une contrainte unitaire imposée selon l'axe \vec{x} sur la face du domaine $\Omega_{(1)}$ située à l'origine du repère (en vert sur la figure). La fonction de transfert entre l'intégrale des déplacements sur le domaine $\Omega_{(2)}$ et l'intégrale de ceux sur le domaine $\Omega_{(1)}$ est ensuite mesurée. La même excitation et la même mesure sont également effectuées dans le cas hybride

entre les solides Ω_2 et Ω_1 . Une condition aux limites de type glissière (d'axe \vec{x}) est appliquée à l'ensemble des solides. L'excitation unidirectionnelle, de direction parallèle à celle de la liaison glissière, génère des ondes de traction/compression planes en incidence normale sur l'interface entre les domaines, permettant de considérer le problème comme mono-dimensionnel.

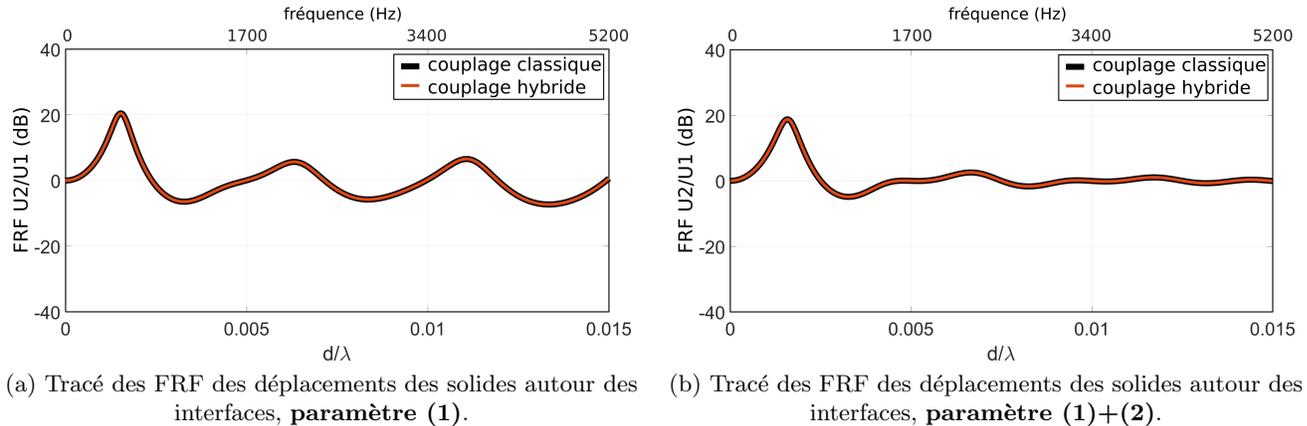


FIGURE 3.10 – Cas de validation S/S en traction/compression du couplage hybride par rapport au couplage classique éléments-finis. Distance d de 1 mm sur le domaine de fréquence [1 Hz-5 kHz].

D'après l'observation des résultats présentés sur la FIGURE 3.10, ceux-ci montrent que les courbes associées à chaque formulation sont parfaitement superposées sur la gamme d/λ considérée. La distance d dans cet exemple est égale à 1 mm et le domaine fréquentiel s'étend de 1 Hz à 5 kHz. La formulation hybride éléments-finis/ondes planes est donc pour ce cas équivalente à la formulation classique éléments-finis. Il est à préciser par ailleurs que la comparaison entre les deux méthodes a également été validée pour différentes valeurs d'épaisseur d allant jusqu'à 1 cm et de distance x_I de l'origine à l'interface allant de 1 cm à 1 m.

3.4.4.2 Flexion/cisaillement

La validité de la formulation hybride éléments-finis/ondes planes se doit également d'être testée dans le cadre d'une excitation en flexion/cisaillement, celle-ci pouvant remettre en cause les hypothèses d'ondes planes infinies faites pour le modèle hybride. Dans le cas de la formulation classique, la géométrie à l'étude est un solide en "L", constitué de cinq parties couplées naturellement (cf. FIGURE 3.11(a)). Dans le cas de la formulation hybride, trois domaines solides distincts sont couplés par deux interfaces assurant la continuité des champs (cf. FIGURE 3.11(b)). L'encastrement de la structure est effectué sur la face en orange, tandis que les déplacements selon l'axe \vec{y} sont imposés nuls sur toutes les faces situées dans le plan XZ. L'excitation de la structure en flexion/cisaillement est obtenue en imposant une contrainte unitaire selon l'axe \vec{x} , sur la face en vert située à l'extrémité libre du "L". Cette excitation, unidirectionnelle de direction parallèle au plan formé par les interfaces de couplage des solides, génère donc à la fois des ondes de flexion et de cisaillement à travers la structure. Par ailleurs, les outils de mesure ayant servi à la validation du cas précédent (traction/compression) sont également conservés. Les différents paramètres autour desquels les formulations classique et hybride ont été comparées et validées sont ceux détaillés dans le TABLEAU 3.2. D'après l'observation des résultats présentés sur la FIGURE 3.12, ceux-ci montrent que les courbes associées à chaque formulation sont globalement très proches sur la gamme d/λ considérée. La distance d dans cet exemple est égale à 1 mm et le domaine fréquentiel s'étend de 1 Hz à 700 Hz. On constate par ailleurs le faible impact sur l'amortissement des pics de la FIGURE 3.12(b) suite à l'ajout de pertes. En effet, les modules d'Young des interfaces considérées dans cet exemple étant relativement

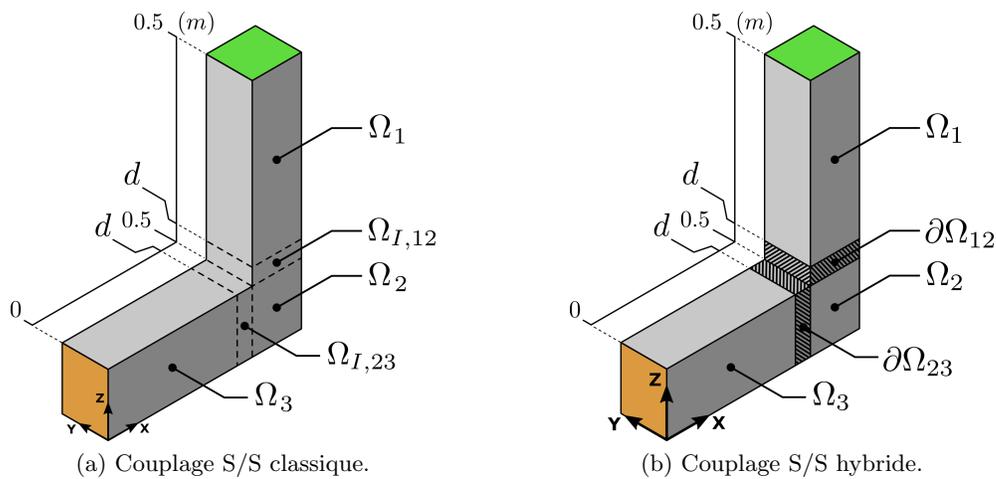


FIGURE 3.11 – Géométrie du cas de validation S/S en flexion/cisaillement. En vert la face sur laquelle est appliquée l’excitation et en orange la face encastée.

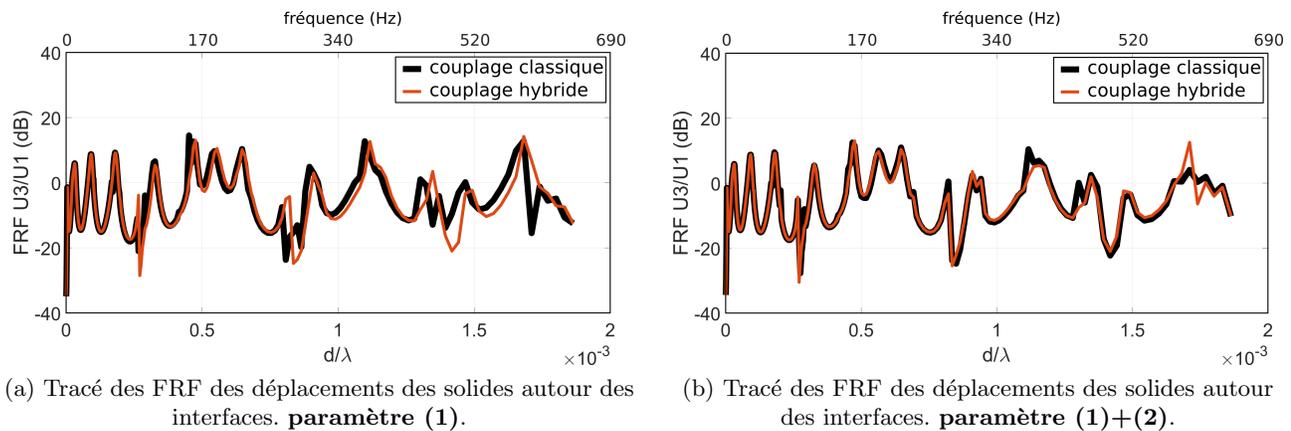


FIGURE 3.12 – Cas de validation S/S en flexion/cisaillement du couplage hybride par rapport au couplage classique éléments-finis. Distance d de 1 mm sur le domaine de fréquence [1 Hz-700 Hz].

élevés ($E_I = 3e^8$ Pa), l’ajout d’amortissement au sein de celles-ci est peu visible. Les résultats montrent donc la validité de la formulation hybride dans un cadre plus général, même en présence d’ondes dont l’angle d’incidence n’est pas normal aux interfaces.

3.5 Conclusion

Ce chapitre détaille la résolution par différentes méthodes de problèmes de couplage de deux milieux séparés par une interface. Dans un premier temps, une courte introduction présentant l’enjeu de la modélisation d’interfaces dites ”imparfaites” dans le cas de structures légères est effectuée. Le logiciel libre FreeFem++, utilisé pour l’implémentation de ces méthodes, ainsi qu’un processus original de création de maillages éléments-finis, sont présentés. Par la suite, le principe déjà connu de la méthode de couplage fluide-structure dite ”classique” est décrit. Les formulations variationnelles associées aux deux milieux et le détail de la discrétisation du problème par éléments-finis sont développés. Les méthodes de couplage fluide-structure et solide-solide dites ”hybrides” sont également présentées. Ces méthodes proposent, en séparant en deux l’interface entre ces milieux, d’effectuer le couplage des degrés de liberté aux frontières

grâce à la propagation d'ondes planes. On note que cette formulation est un choix propre à ces travaux, motivé notamment par la simplicité de mise en œuvre de la méthode, mais que d'autres formulations pourraient être envisagées. Ces méthodes devraient permettre la modélisation d'interfaces "imparfaites" citées plus haut. Des cas de validation ont permis de vérifier la cohérence de ces méthodes hybrides par rapport aux méthodes classiques. Ces méthodes seront utilisées par la suite au sein d'un modèle numérique de structure légère en vue du recalage par rapport à des mesures vibro-acoustiques expérimentales.

Chapitre 4

Modélisation numérique et recalage de la maquette en bois massif

4.1 Introduction

Ce chapitre présente les travaux de modélisation ainsi qu'une stratégie de recalage appliqués sur la structure en bois massif. Tout d'abord la description du modèle éléments-finis à taille réelle de la structure expérimentale est effectuée. Une description de la méthode permettant d'introduire une souplesse au niveau du couplage entre des parois est également développée. La seconde partie de ce chapitre traite ensuite de l'évaluation et du recalage des différents paramètres par rapport à l'expérimental. La méthodologie utilisée est tout d'abord présentée. L'identification visuelle des formes modales expérimentales et numériques est dans un premier temps effectuée, puis le calcul et le tracé des critères de MAC viennent compléter de manière plus précise cette identification. Enfin, le recalage des fréquences est effectué grâce au calcul de la fonction coût et au tracé des vitesses quadratiques moyennes. Le travail de confrontation des résultats expérimentaux et numériques est enfin abordé à travers tout d'abord l'étude de l'influence des propriétés mécaniques des panneaux formant les parois de la structure. Par la suite, une étude paramétrique menée sur différentes valeurs de souplesse des jonctions est développée. Finalement, l'influence de l'ajout de cavités d'air au sein du modèle est étudiée.

4.2 Le modèle éléments-finis

4.2.1 Maillage et conditions aux limites

La maquette réelle réalisée en bois massif est présentée sur la FIGURE 4.1(a). Le maillage éléments-finis reproduisant celle-ci ainsi que les dimensions globales de la structure sont représentés sur la FIGURE 4.1(b). Ce maillage, constitué d'éléments de type P2, est réalisé à l'aide des logiciels FreeFem++ et Matlab grâce à une méthode originale développée durant ces travaux et présentée dans le chapitre précédent. On note cependant que les acrotères présents sur la structure réelle n'ont pas été considérés dans la modélisation. En effet, leur présence dans le cas réel est principalement justifiée pour des questions de sécurité. Il a par ailleurs été observé numériquement que leur influence sur la réponse vibro-acoustique de la structure était minimale. Leur retrait a donc permis de réduire le nombre de degrés de liberté. En vue également de simplifier le modèle, les ouvertures aménagées sur les parois de la structure réelle n'ont pas non plus été prises en compte. En effet, il a été observé expérimentalement que l'ouverture ou la fermeture des portes avait une influence sur les modes de cavité mais pas sur les modes structuraux. La présence des portes ne participant donc pas à la rigidité de la structure, le choix a été fait de les remplacer par des parois continues.

On peut voir sur la FIGURE 4.1(c) la position de l'encastrement de la géométrie au sol. Cette condition

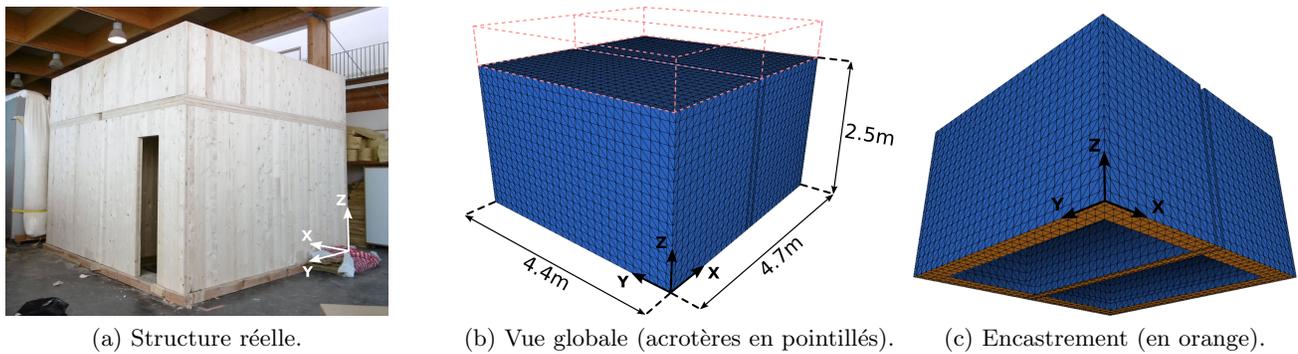


FIGURE 4.1 – Modèle éléments-finis de la maquette expérimentale en bois massif.

aux limites est une approximation du cas réel, où la maquette est simplement posée au sol sur des bandes déroulées de mousse compressible permettant l'étanchéité à l'air. Mais cette approximation n'a vraisemblablement qu'une influence mineure. On devine par ailleurs la position et l'orientation des deux cavités où sont effectuées les mesures de pression acoustique. Enfin, la FIGURE 4.2 présente une vue en coupe incluant le détail des noms et des types de parois de la géométrie. Trois types de parois sont utilisées en plus des poutres lamellé-collé placées au sol servant de support. Les détails de chaque typologie sont présentés dans le TABLEAU 4.1.

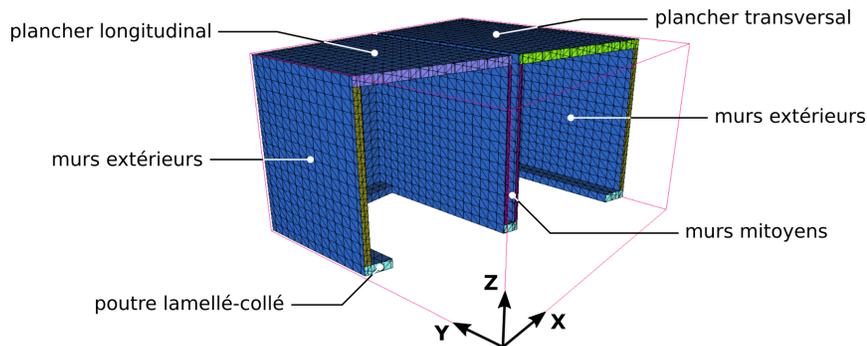


FIGURE 4.2 – Vue en coupe des parois de la maquette.

paroi	matériau	orientation principale	nombre de plis	épaisseur (mm)
plancher longitudinal	panneau CLT	\vec{y}	5	140
plancher transversal	panneau CLT	\vec{x}	5	140
murs extérieurs	panneau CLT	\vec{z}	3	94
murs mitoyens	panneau CLT	\vec{z}	3	57
poutres de support	lamellé-collé	selon la longueur	-	140

TABLEAU 4.1 – Détails des différentes typologies de matériaux de la maquette.

En vue de se rapprocher des conditions expérimentales des essais menés sur la maquette à l'aide du pot vibrant, l'excitation considérée ici est harmonique (allant de 10 Hz à 80 Hz) et de direction normale à la surface du plancher excité. Cette excitation est considérée ponctuelle pour des raisons de simplification

du modèle et appliquée sur le nœud le plus proche de la position réelle de l'excitation sur la maquette expérimentale. Sa valeur est de 1 N. L'excitation effectuée à partir du plancher longitudinal est représentée sur la FIGURE 4.3.

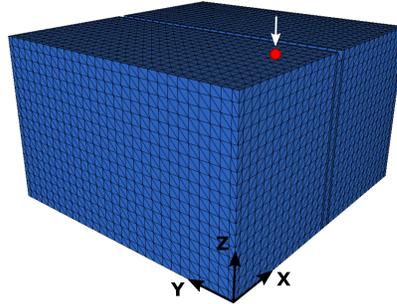


FIGURE 4.3 – Position de l'excitation (point rouge) appliquée sur le plancher longitudinal et de direction normale au plan (XY).

4.2.2 Propriétés mécaniques des panneaux de CLT

La modélisation des propriétés mécaniques des panneaux de CLT constitue un réel défi. En effet, d'une part les propriétés des matériaux qui les composent (bois, colle) sont complexes, anisotropes et variables selon les conditions de l'environnement (température, hygrométrie), et d'autre part les propriétés globales de ces panneaux dépendent du nombre et de l'orientation des couches qui les composent. Ceci mène au constat que deux panneaux de CLT à priori similaires ont peu de chance de posséder des propriétés mécaniques strictement équivalentes. Cependant, les conditions environnementales dans lesquelles sont effectuées ces travaux, les dimensions des panneaux ainsi que le domaine fréquentiel d'étude permettent de considérer ceux-ci comme ayant des propriétés mécaniques orthotropes [CST14b] (cf. FIGURE 4.4). Malheureusement, peu de communications scientifiques présentent une évaluation, théorique ou expérimentale, de ces paramètres. Une étude bibliographique a cependant permis de synthétiser quelques valeurs, présentées dans le TABLEAU 4.2.

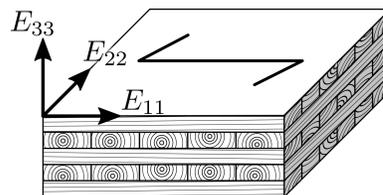


FIGURE 4.4 – Propriétés de rigidité orthotropes d'un panneau de CLT selon la direction principale de ses plis.

Dans un second temps, l'évaluation de l'amortissement des panneaux de CLT est effectuée à partir de la mesure du facteur de qualité sur les courbes expérimentales. Les panneaux de la maquette ayant à priori été assemblés selon les mêmes contraintes et à partir de matériaux similaires, une valeur unique d'amortissement sera considérée pour toute la maquette. Cette valeur est dans un premier temps extraite à partir des mesures effectuées sur les murs mitoyens, parois pour lesquelles le plus grand nombre de formes modales sont détectables, et est environ égale à 3%. Celle-ci servira de valeur de référence au sein du modèle.

Afin d'identifier l'ensemble de ces propriétés mécaniques, il aurait par ailleurs été plus judicieux d'effectuer des mesures sur chaque panneau de CLT avant assemblage. Une telle étude vibratoire n'a

propriété	Jarnerö & al. [JBO10] modèle	Bolmsvik & al. [BE13] modèle	Steiger & al. [SGG08] expérimental	Steiger & al. [SGC ⁺ 12] expérimental	CSTB [CST14a] expérimental	CSTB [CST14b] expérimental	valeur moyenne
densité (kg/m ³)	420	440	-	-	420	420	425
E ₁₁ (Pa)	13.7e9	12.0e9	8.3e9	6.9e9	11.0e9	12.0e9	10.7e9
E ₂₂ (Pa)	4.0e8	4.0e8	4.7e9	5.0e9	11.0e9	12.0e9	5.6e9
E ₃₃ (Pa)	4.0e8	4.0e8	-	-	3.7e8	3.7e8	3.8e8
ν ₁₂ (∅)	0.5	-	-	-	-	-	0.5
ν ₁₃ (∅)	0.5	-	-	-	-	-	0.5
ν ₂₃ (∅)	0.7	-	-	-	-	-	0.7
G ₁₂ (Pa)	7.5e8	-	7.5e8	-	6.9e8	6.9e8	7.2e8
G ₁₃ (Pa)	7.5e8	-	5.4e8	-	6.9e8	6.9e8	6.7e8
G ₂₃ (Pa)	7.5e7	-	9.5e7	-	5.0e7	5.0e7	6.8e7

TABLEAU 4.2 – Propriétés mécaniques orthotropes de panneaux de CLT issues de différentes sources bibliographiques.

malheureusement pas été faite pour des questions de timing expérimental car comme cela a été présenté dans le second chapitre, plusieurs maquettes de conceptions différentes devaient être testées.

4.2.3 Couplage aux jonctions

Les jonctions réelles des structures bois pour le bâtiment possèdent une certaine souplesse dont actuellement aucun protocole expérimental n'est capable d'en effectuer la mesure. On peut donc supposer que cette souplesse dépend de nombreux paramètres, notamment des propriétés mécaniques des éléments utilisés (vis, équerres, sabots), de leur géométrie, ainsi que des propriétés mécaniques des parois environnantes. L'un des objectifs de ces travaux porte précisément sur l'étude du couplage des parois au niveau de ces jonctions. La modélisation de ce comportement par éléments-finis est difficile car cette méthode ne permet l'utilisation que de liaisons purement rigides. Les travaux présentés ici proposent donc de modéliser ce contact avec rigidité non-infinie à l'aide de la formulation hybride vue au chapitre précédent. Pour ce faire, les degrés de liberté des domaines situés de part et d'autre de la jonction ne

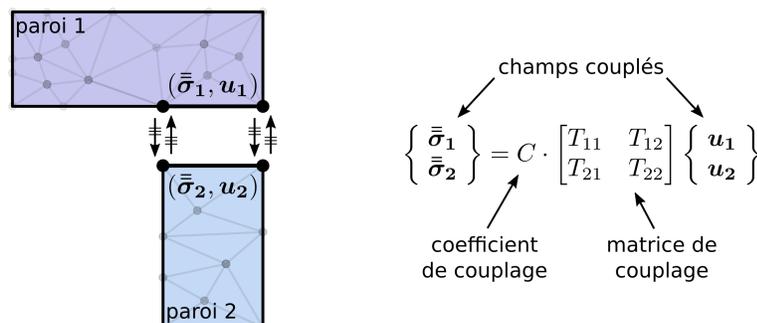


FIGURE 4.5 – Illustration du couplage des degrés de liberté au niveau d'une jonction entre deux parois.

sont plus continus mais séparés puis couplés (cf. FIGURE 4.5) via une méthode hybride présentée dans le

chapitre précédent. Ce couplage met en jeu deux ondes mécaniques, une onde aller et une onde retour, chacune caractérisée par une amplitude. Il est ainsi possible de créer une liaison "rigide" en utilisant des propriétés proches de celles des solides situés de part et d'autre de la jonction, mais il est également possible de créer une liaison "souple" en réduisant ces propriétés. C'est l'objet du coefficient de couplage C visible sur la FIGURE 4.5.

4.3 Évaluation et recalage des paramètres

4.3.1 Méthodologie

4.3.1.1 Identification des formes modales

Le choix de la paroi à l'étude est dans un premier temps effectué. D'après les mesures expérimentales, le mur mitoyen situé sous le plancher longitudinal a un caractère résonant marqué lié à sa faible épaisseur. Grâce aux mesures d'accélération et à la connaissance de la position des capteurs, la déformée de la paroi à n'importe quelle fréquence peut être reconstituée. Celle-ci est visualisée sous Matlab par pas de 1 Hz sur toute la largeur du spectre d'étude. Une variation de la phase permet d'animer les déplacements des points de mesure et ainsi de reconstituer les mouvements de la paroi à chaque fréquence. Une analyse visuelle de ces mouvements est alors menée, basée sur l'observation du caractère symétrique des déformées ainsi que sur le déphasage des ventres de résonance. Ainsi, six formes modales expérimentales de la paroi peuvent être identifiées à 21 Hz, 23 Hz, 31 Hz, 44 Hz, 62 Hz et 109 Hz (cf. FIGURE 4.6). Cet ensemble de modes va être utilisé par la suite dans le processus de recalage du modèle numérique. Le même procédé permettant

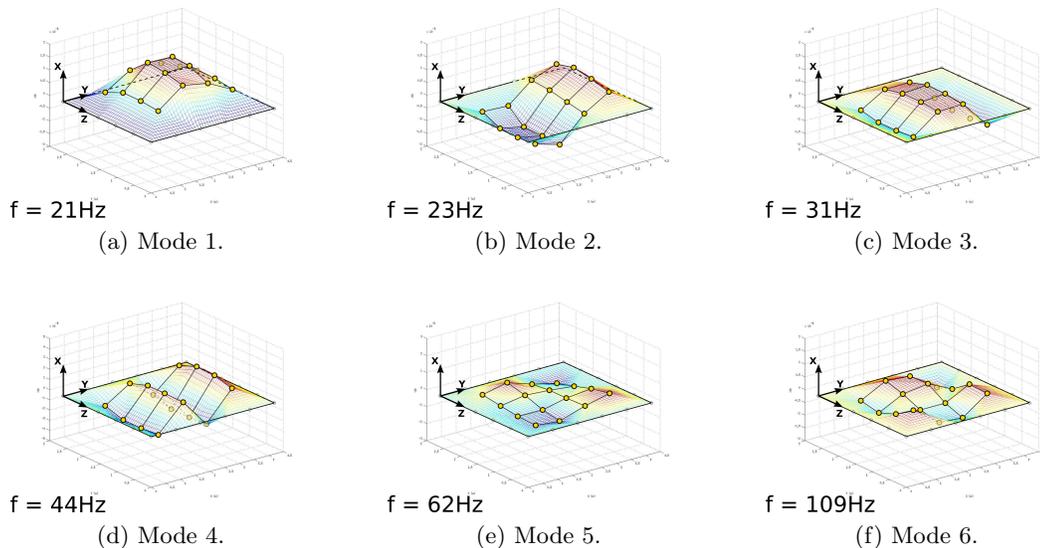


FIGURE 4.6 – Visualisation des six premières formes modales expérimentales du mur mitoyen.

l'identification des formes modales est appliqué à la paroi du modèle numérique, puis ces déformées sont comparées visuellement entre elles afin d'être identifiées. Cependant, cette comparaison visuelle n'est qu'une étape préliminaire à leur véritable identification. En effet, le calcul du critère de MAC (*Modal Assurance Criterion*) permet d'évaluer de façon plus précise la corrélation entre deux formes modales. Celui-ci est calculé de la façon suivante :

$$\text{MAC} = \frac{|\{\phi_m\}^T \cdot \{\phi_e\}|^2}{\{\phi_m\}^T \cdot \{\phi_m\} \{\phi_e\}^T \cdot \{\phi_e\}} \quad , \quad (4.1)$$

avec $\{\phi_m\}$ et $\{\phi_e\}$ respectivement les vecteurs propres issus du modèle numérique et des mesures expérimentales. Plus la matrice se rapproche de la matrice identité et meilleure est la corrélation entre les formes modales [FM95].

4.3.1.2 Recalage des fréquences

Les formes modales étant identifiées, leurs fréquences f_e (expérimentale) et f_m (modèle numérique) permettent de tracer la courbe $f_e = F(f_m)$. Par la suite, à mesure que les paramètres du modèle sont affinés, l'allure de celle-ci va tendre à se rapprocher d'une droite de coefficient directeur égal à 1 (droite de référence). Le processus de recalage des fréquences consiste alors à faire en sorte de minimiser les écarts entre f_e et f_m , et donc à tenter de se rapprocher de la droite de référence. Pour cela, l'écart global entre les deux courbes peut être évalué à l'aide d'un indicateur, I_c appelé "fonction coût", calculé de la façon suivante :

$$I_c = \sqrt{\sum_{i=1}^n [f_e(i) - f_m(i)]^2} \quad , \quad (4.2)$$

avec $n \in \mathbb{N}$ le nombre de formes modales détectées, et $f_e(i)$ et $f_m(i)$ les vecteurs contenant respectivement les fréquences expérimentales et numériques des formes modales.

Une fois les paramètres du modèle numérique ajustés, les vitesses quadratiques moyennes expérimentales et numériques obtenues sur les 16 points de mesure de la paroi sont tracées en dB. En effet, le tracé de la moyenne des FRF, précédemment utilisé dans le chapitre portant sur les essais expérimentaux sur maquettes, est moins pertinent ici en raison des différences entre les sources d'excitation expérimentale et numérique. Dans le cas expérimental, ces vitesses sont obtenues par calcul à partir des accélérations des capteurs et de la vitesse quadratique de référence ($v_{ref,e} = 1.10^{-9}$ m/s). Dans le cas numérique, ces vitesses sont obtenues par calcul à partir de la mesure des déplacements des capteurs au sein du modèle et également d'une vitesse de référence ($v_{ref,m} = 1.10^{-18}$ m/s), déterminée par rapport aux mesures expérimentales. Ici seul le cas expérimental est tracé (cf. FIGURE 4.7). Les 6 formes

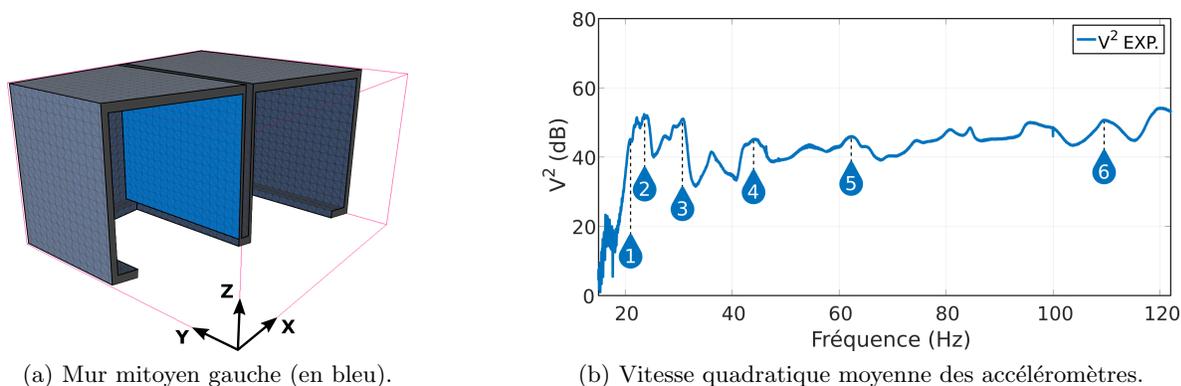


FIGURE 4.7 – Repérage des fréquences expérimentales des formes modales du mur mitoyen.

modales détectées précédemment sont repérées sur la courbe par les bulles bleues portant le numéro du mode associé. Cette courbe permet donc de corréler les fréquences des formes modales identifiées précédemment avec les pics de vitesse de la paroi. La structure étudiée étant complexe, de nombreux pics sont observés sur la courbe. Ces pics correspondent aux résonances propres à la paroi mais également à celles des différents éléments constructifs de la maquette. Naturellement, les amplitudes de ces pics dépendent directement des positions des capteurs sur la paroi, selon qu'ils se trouvent sur des ventres ou des nœuds de résonance. Ces positions particulières n'étant pas connues à l'avance, on notera que les

modes propres de la paroi ne correspondent donc pas systématiquement aux pics de vitesse d'amplitudes maximales. Une fois la corrélation entre les fréquences des formes modales et les pics de vitesse de la paroi établie pour le cas expérimental et numérique, les observations et les conclusions qui en découlent sont développées.

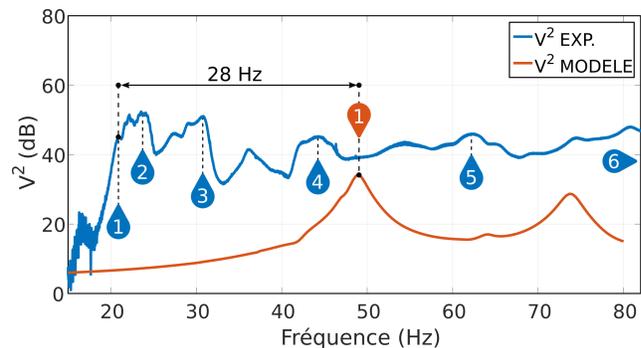
4.3.2 Propriétés mécaniques des panneaux

4.3.2.1 Module de Young

Dans un premier temps, toutes les parois de la géométrie sont modélisées de manière orthotrope et de propriétés égales aux moyennes calculées dans le TABLEAU 4.2. Le but est ici d'effectuer un premier recalage entre ces propriétés, obtenues pour la plupart de manière expérimentale, et celles utilisées dans le modèle numérique correspondant à notre cas d'étude. Les résultats de l'identification des formes modales appliquée à cette configuration sont visibles dans le tableau de la FIGURE 4.8(a). On s'aperçoit ici que seul le mode n°1 a pu être détecté au cours du processus d'identification. En dépit d'un fort décalage fréquentiel, l'indice de MAC indique malgré tout une bonne corrélation entre les formes expérimentale et numérique. Le tracé des vitesses quadratiques moyennes est effectué sur la FIGURE 4.8(b).

n° mode	f_{exp} (Hz)	f_m (Hz)	MAC
1	21	49	0.84
2	23	-	-
3	31	-	-
4	44	-	-
5	65	-	-
6	109	-	-

(a) Détails des résultats de la détection des formes modales.



(b) Comparaison des vitesses quadratiques moyennes expérience/modèle.

FIGURE 4.8 – Identification des formes modales du mur mitoyen pour les propriétés mécaniques moyennes issues de la littérature scientifique.

On constate nettement ici le décalage fréquentiel entre les pics correspondant à l'unique forme modale détectée. Les fréquences propres d'un système étant liées à ses propriétés mécaniques par une relation de proportionnalité en $\sqrt{\frac{E}{m}}$, cet écart équivaut après calcul à une diminution d'un facteur dix des modules de Young utilisés, ce qui paraît très grand. Malgré tout, cette diminution est appliquée puis les valeurs des modules de Young sont affinées jusqu'à l'obtention d'un compromis permettant la détection d'un maximum de formes modales. Les résultats de ce processus d'ajustement sont présentés sur la FIGURE 4.9.

On constate ici une nette progression du fait que quatre des six formes modales expérimentales sont détectées, avec des écarts de fréquence relativement faibles. De plus, les indices de MAC calculés, compris entre 0.8 et 0.6, indiquent en moyenne une bonne corrélation des formes modales. La courbe $f_e = F(f_m)$ ainsi que les vitesses quadratiques moyennes sont tracées sur la FIGURE 4.10. En écho aux observations relatives à la position des capteurs, on observe que les fréquences des formes modales retenues pour le calcul de la matrice de MAC ne sont pas toutes situées au niveau des pics d'amplitudes maximales.

On constate donc à travers ces résultats qu'une forte diminution des propriétés mécaniques utilisées dans le modèle permet de mieux se rapprocher des résultats expérimentaux qu'en utilisant les données de

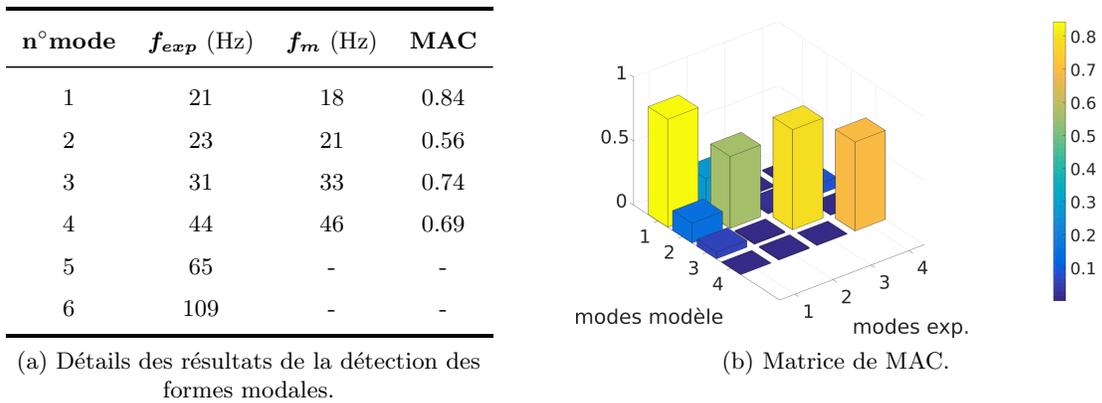


FIGURE 4.9 – Identification des formes modales du mur mitoyen après diminution des propriétés mécaniques.

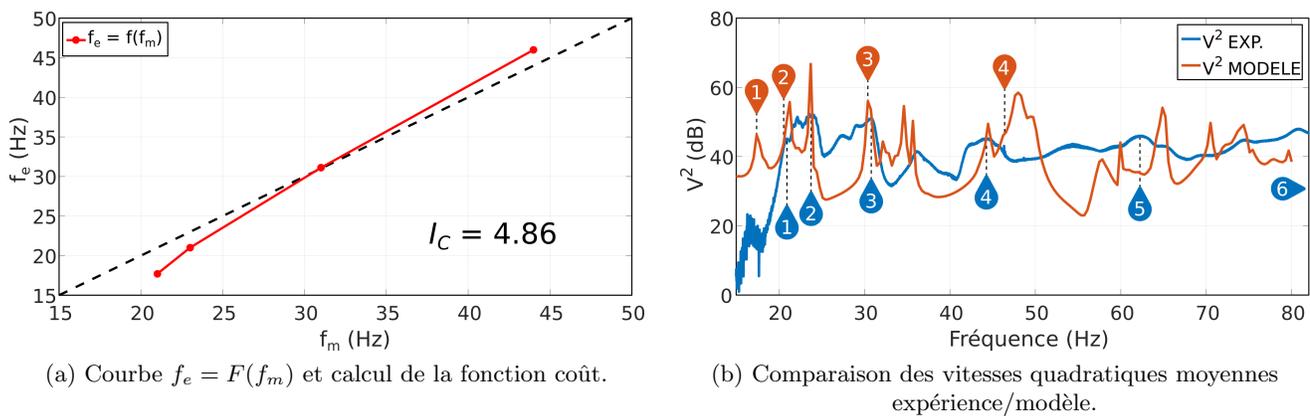


FIGURE 4.10 – Recalage des fréquences des formes modales du mur mitoyen après diminution des propriétés mécaniques.

la littérature scientifique. Les sources de cet écart à la théorie pourraient être :

l'environnement : cette première cause semble à rejeter car ces essais se sont déroulés dans un atelier, dans des conditions relativement stables : à l'abri de la pluie et du vent, et à température ambiante. De plus, les bois utilisés pour la confection de ce type de panneaux sont séchés et leur taux d'humidité vérifié. L'écart constaté entre les propriétés mécaniques ne peut donc être expliqué par ces conditions.

la méthode d'évaluation des propriétés : cette seconde cause semble également à rejeter car bien que la plupart des propriétés de la littérature soient obtenues par des essais statiques, les valeurs dynamiques de modules de Young et de cisaillement sont plus grandes (phénomènes de viscoélasticité). Or c'est une diminution de ces paramètres qui est obtenue par recalage sur la maquette, ce qui exclut également cette hypothèse.

les matériaux utilisés : cette cause semble plus plausible car aucune mesure des paramètres mécaniques n'a été menée sur les panneaux constituant la maquette. Étant donné que l'usage de ceux-ci n'a été réservé qu'à des applications de recherche, leur aspect esthétique incluant des défauts au niveau du matériau (présence de nœuds, de poches de résine ou de fissures dans le bois) et au niveau du collage (bavures, trous) n'a pas été pris en compte par le fournisseur. Cependant, comme le montrent les

travaux de Steiger & al. [SGC⁺12], dont les résultats figurent dans le TABLEAU 4.2, ces défauts peuvent avoir une importante influence sur les propriétés mécaniques des panneaux. L'absence de détection des modes n°5 et n°6 dans les résultats du modèle numérique pourrait également être expliquée par un écart à la théorie au niveau de ces propriétés. Une étude expérimentale aurait donc été nécessaire, par exemple une analyse modale des panneaux suspendus en conditions "libres" sur les bords, en vue d'évaluer l'écart éventuel entre les propriétés mécaniques réelles des panneaux et celles données par la littérature scientifique.

4.3.2.2 Amortissement

D'après les mesures expérimentales effectuées sur les parois, une valeur moyenne de 3% d'amortissement pour le matériau est calculée. En vue de vérifier son influence sur les résultats du modèle numérique, une courte étude paramétrique est menée autour de plusieurs valeurs d'amortissement comprises entre 2% et 5% (cf. FIGURE 4.11). Il apparaît sur ces courbes qu'une valeur d'amortissement

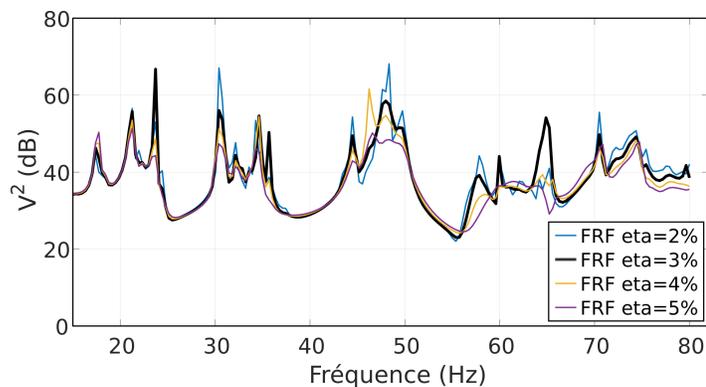


FIGURE 4.11 – Comparaison des vitesses quadratiques moyennes du modèle pour un amortissement du matériau variant de 2% à 5%.

égale à 3% semble être un bon compromis permettant d'introduire un minimum de pertes dans le matériau sans pour autant réduire de manière trop importante le nombre de pics de résonance ni leur amplitude.

Remarques complémentaires

En parallèle du processus de recalage, l'influence de propriétés mécaniques isotropes ou orthotropes sur les formes modales de la paroi a été étudiée. En effet, durant ces travaux des propriétés isotropes ont dans un premier temps été utilisées car elles constituent une première approche comportant moins de paramètres mécaniques susceptibles de nécessiter un recalage. Cependant, aucune modélisation effectuée avec de tels paramètres n'a pu faire émerger la forme modale n°4 visible sur la FIGURE 4.6(d), pourtant mesurée expérimentalement. Ce n'est qu'après avoir utilisé des propriétés mécaniques orthotropes que cette forme modale a pu être détectée et utilisée pour le processus de recalage. On constate donc ici l'influence de l'orientation principale donnée par les plis des panneaux et l'importance de ne pas négliger ces caractéristiques dans le modèle. *In fine*, le choix est fait d'utiliser les propriétés mécaniques présentées dans le TABLEAU 4.3 pour toutes les parois de la géométrie, en adaptant celles-ci selon l'orientation principale des panneaux.

Les valeurs de masse volumique et des modules de cisaillement sont ainsi conservées proches des valeurs initiales issues de la littérature scientifique. Les valeurs de module de Young sont diminuées mais les rapports entre ces valeurs sont conservés dans une logique de respect des propriétés liées à l'orientation

matériau	ρ (kg/m ³)	E_{11} (Pa)	E_{22} (Pa)	E_{33} (Pa)	ν_{12} (\emptyset)	ν_{13} (\emptyset)	ν_{23} (\emptyset)	G_{12} (Pa)	G_{13} (Pa)	G_{23} (Pa)	η (%)
panneaux CLT	425	1.5e9	1.0e9	1.0e8	0.25	0.25	0.25	6.0e8	4.0e8	4.0e7	3

TABLEAU 4.3 – Propriétés mécaniques des panneaux de CLT issues du recalage.

des fibres du matériau bois formant les panneaux. Enfin, les valeurs des coefficients de Poisson pour le matériau bois subissent une grande dispersion dans la littérature scientifique, elles sont donc ici simplifiées vers celles d'un matériau isotrope classique.

4.3.3 Assouplissement des jonctions

Les premiers résultats issus du modèle étudié plus haut (cf. FIGURE 4.10) ont été obtenus à l'aide d'un coefficient de couplage fixé à 100 % (jonctions "rigides") au niveau de toutes les jonctions de la géométrie. La diminution de ce coefficient a pour but d'entraîner une réduction du couplage et ainsi d'introduire une souplesse au niveau des jonctions (qualifiées alors de "souples") permettant à priori de se rapprocher de jonctions réelles. On propose ici d'étudier l'influence de ce paramètre sur la réponse vibratoire du mur mitoyen.

On peut voir sur la FIGURE 4.12 une vue en coupe de la structure mettant en évidence les jonctions (en jaune) entourant le mur mitoyen (en bleu) sont rendues plus souples par la diminution du coefficient de couplage. Ces jonctions

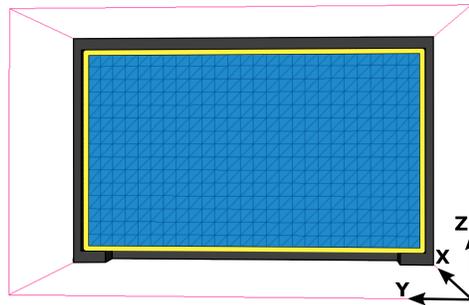


FIGURE 4.12 – Vue en coupe de la structure. Les jonctions (en jaune) entourant le mur mitoyen (en bleu) sont rendues plus souples par la diminution du coefficient de couplage.

utilisent principalement de grandes vis, appelées tirefonds, permettant de solidariser les parois entre elles. La souplesse apportée à la jonction par ce type d'élément étant inconnue, une étude paramétrique (cf. TABLEAU 4.4) portant sur différentes valeurs de coefficient de couplage au sein du modèle a été menée. Les valeurs utilisées sont 100 % (jonction rigide), 80 %, 50 % et 10 %. Pour chaque modalité, les formes modales détectées dans le modèle sont comparées aux formes modales expérimentales grâce au critère de MAC. Les valeurs maximales de ce critère sont signalées en rouge pour chaque mode du tableau. On s'aperçoit alors que pour presque tous les modes propres détectés, ces valeurs maximales sont obtenues pour des valeurs différentes de coefficient de couplage aux jonctions. On peut en effet supposer que la souplesse de la jonction n'est pas linéaire en fonction de la fréquence. Il serait intéressant de mener des essais expérimentaux complémentaires pour confirmer cette hypothèse.

On remarque par ailleurs que l'introduction de jonctions souples dans le modèle numérique influe peu sur les fréquences propres de la paroi, mais semble plutôt influencer les formes modales en elles-mêmes. Cette observation importante indiquerait donc une influence de second plan des caractéristiques

n° mode	$f_{exp.}$ (Hz)	modèle C=100 %		modèle C=80 %		modèle C=50 %		modèle C=10 %	
		f_m (Hz)	MAC	f_m (Hz)	MAC	f_m (Hz)	MAC	f_m (Hz)	MAC
1	21	18	0.84	17	0.77	17	0.91	16	0.86
2	23	21	0.56	21	0.54	21	0.78	21	0.61
3	31	33	0.74	30	0.66	30	0.85	32	0.88
4	44	46	0.69	44	0.82	44	0.75	44	0.04
5	65	-	-	-	-	-	-	-	-
6	109	-	-	-	-	-	-	-	-

TABLEAU 4.4 – Résumé des variations des fréquences propres et des indices de MAC associés (valeurs max en rouge) en fonction du coefficient de couplage des jonctions du mur mitoyen au sein du modèle.

des jonctions, derrière les propriétés mécaniques des matériaux.

In fine, la configuration dont la moyenne des critères de MAC est la plus élevée sur l'étendue du spectre de l'étude est celle où le coefficient de couplage est égal à 50 %. La matrice de MAC ainsi que la valeur de la fonction coût pour cette configuration sont visibles sur la FIGURE 4.13. Les valeurs situées

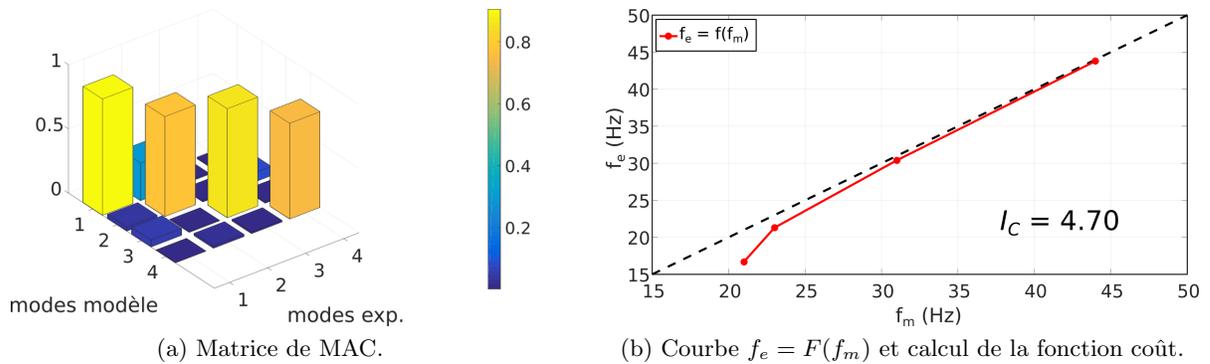


FIGURE 4.13 – Identification et analyse des formes modales du mur mitoyen après diminution du coefficient de couplage aux jonctions (C=50 %).

sur la diagonale de la matrice de MAC (FIGURE 4.13(a)) sont comprises entre 0.91 et 0.75, montrant une corrélation de bonne à très bonne des formes modales. Par comparaison au cas où les jonctions sont complètement rigides (C = 100 %), on observe que pour chaque forme modale les valeurs du critère de MAC sont améliorées. Également, les valeurs hors-diagonale de la matrice de MAC sont pour la plupart très proches de 0, indiquant une bonne distinction des formes modales entre elles.

On note par ailleurs sur la FIGURE 4.13(b) que la valeur I_c de la fonction coût est très proche du cas aux jonctions rigides. En effet, les écarts entre les fréquences des formes modales expérimentales et numériques varient peu d'un cas à l'autre, indiquant vraisemblablement qu'un minimum est atteint. L'utilisation de jonctions souples dans le modèle ne réduisant que très sensiblement ces écarts, l'hypothèse qu'il subsiste un décalage dans les propriétés des matériaux est de nouveau avancée.

Enfin, en complément au tracé de la courbe $f_e = f(f_m)$ (cf. FIGURE 4.13(b)), les vitesses quadratiques

moyennes expérimentale et numérique sont tracées sur la FIGURE 4.14. On remarque une bonne corrélation entre les courbes, dont les allures sont relativement proches.

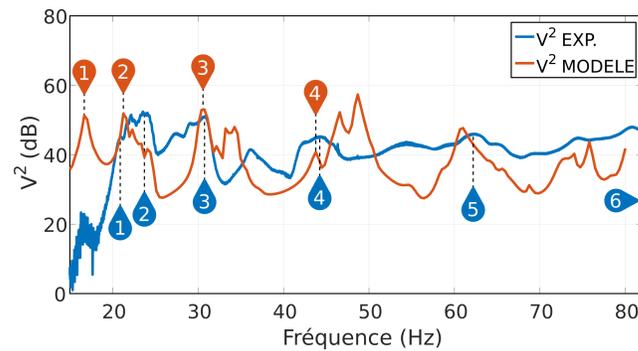


FIGURE 4.14 – Comparaison des vitesses quadratiques moyennes expérience/modèle après diminution du coefficient de couplage aux jonctions ($C=50\%$).

4.3.4 Couplage vibro-acoustique

Les modèles présentés précédemment ont focalisé sur différentes problématiques associées uniquement à l'enveloppe solide de la maquette. En réalité, des cavités d'air sont présentes, et, comme le montrent les mesures expérimentales, influent sur le comportement vibro-acoustique global de cette structure. Ces cavités (visibles sur la FIGURE 4.15) sont également modélisées et le choix est fait d'étudier leur influence au sein du modèle comportant des jonctions dont le coefficient de couplage est égal à 50% en raison de la proximité de ces résultats avec l'expérimental. Il est par ailleurs à signaler qu'un couplage de type fluide-structure classique (sans pertes à l'interface) est utilisé.

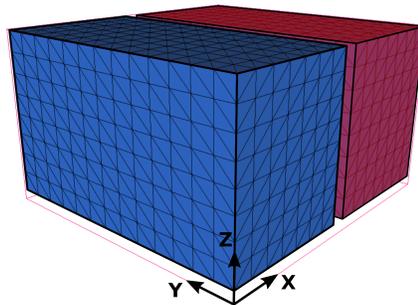


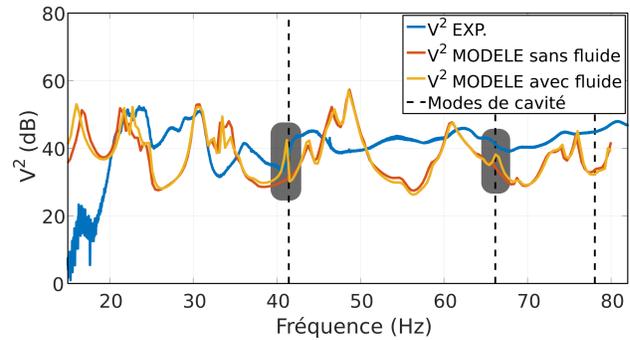
FIGURE 4.15 – Vue globale des deux cavités d'air (en bleu et rouge) de la structure.

L'identification des formes modales ainsi que le calcul des critères de MAC associés au modèle avec fluide sont répertoriés dans le tableau de la FIGURE 4.16(a). On note que les fréquences des modes propres de la paroi mitoyenne sont très proches de la configuration précédente sans les cavités, tandis que les critères de MAC se trouvent légèrement améliorés suite à l'ajout des cavités d'air. Ces mesures montrent donc une influence faible mais néanmoins mesurable des phénomènes de couplage vibro-acoustiques sur les formes modales des parois.

Les vitesses quadratiques moyennes expérimentale et numérique sont tracées sur la FIGURE 4.16(b). Les fréquences théoriques des modes de cavité sont indiquées par les lignes verticales en pointillés noirs. On remarque que la présence du fluide est peu visible sur ces courbes, excepté au niveau des fréquences théoriques des deux premiers modes de cavité, où des sauts d'amplitude (mis en évidence par les rectangles gris) respectivement de 11 dB et 4 dB sont observés. Cette observation permet de conclure

n° mode	f_{exp} (Hz)	f_m (Hz)	MAC
1	21	16	0.91
2	23	22	0.82
3	31	30	0.86
4	44	44	0.77
5	65	-	-
6	109	-	-

(a) Détails des résultats de la détection des formes modales.



(b) Comparaison des vitesses quadratiques moyennes expérience/modèle.

FIGURE 4.16 – Analyse des fréquences et des formes modales du mur mitoyen après avoir ajouté les cavités d’air au modèle.

que l’introduction de pertes au niveau de l’interface fluide-structure, grâce à la formulation hybride développée plus haut, n’aurait finalement pas été nécessaire dans le cadre de cette étude du fait de la faible influence du fluide.

4.4 Conclusion

Ce chapitre présente les travaux de modélisation et de recalage effectués sur la structure en bois massif. Un modèle éléments-finis à taille réelle a tout d’abord été créé à l’aide des outils d’automatisation de création de maillages développés durant ces travaux. La description des spécifications de la structure réelle prises en compte au sein du modèle (dimensions, orientation des panneaux, point d’excitation) est tout d’abord effectuée. Une description de la méthode de couplage hybride utilisée dans le modèle est également développée. Cette méthode permet d’obtenir un couplage souple entre les parois, par opposition au couplage classique rigide des éléments-finis, en vue de se rapprocher des jonctions réelles du bâtiment.

La seconde partie de ce chapitre traite de l’évaluation et du recalage des différents paramètres par rapport à l’expérimental. La méthodologie utilisée est tout d’abord présentée. L’identification des formes modales expérimentales et numériques grâce à l’outil de visualisation des déformées développé durant ces travaux est dans un premier temps effectuée, puis le calcul et le tracé des critères de MAC viennent compléter de manière plus précise cette identification. Enfin, le recalage des fréquences est effectué grâce au calcul de la fonction coût et au tracé des vitesses quadratiques moyennes.

Les résultats montrent un écart important (facteur 10) entre les propriétés de rigidité des panneaux de CLT issues de la littérature scientifique et celles utilisées dans le modèle à l’issue du processus de recalage. Malheureusement, le temps a manqué durant ces travaux pour effectuer une mesure expérimentale de ces paramètres, à travers par exemple des essais mécaniques complémentaires sur les parois. Il est par ailleurs intéressant de noter que l’utilisation de propriétés mécaniques orthotropes au sein du modèle a permis de faire apparaître une forme modale jusqu’ici uniquement détectée expérimentalement. L’influence de l’orientation principale donnée par les plis des panneaux et l’importance de ne pas négliger ces caractéristiques dans le modèle a pu être observée.

Grâce à la méthode de couplage hybride développée durant ces travaux, un assouplissement des jonctions entre parois a pu être expérimenté au sein du modèle. Une étude paramétrique menée sur différentes valeurs du coefficient de couplage (100 %, 80 %, 50 % et 10 %) a montré qu’une meilleure corrélation entre les formes modales expérimentales et numériques était atteinte grâce à cette méthode. Cependant, il est probable que la valeur de ce coefficient varie selon la fréquence, le type de jonction et le type de paroi. Des mesures expérimentales complémentaires seraient nécessaires en vue de mieux

appréhender ce paramètre. Finalement, on remarque que l'introduction de jonctions souples dans le modèle numérique influe peu sur les fréquences propres de la paroi, mais semble plutôt influencer les formes modales en elles-même, indiquant une importance de second plan des caractéristiques des jonctions, derrière les propriétés mécaniques des matériaux.

Enfin, l'influence de l'ajout des cavités d'air au sein du modèle a été observée. Suite à cette modification, on remarque naturellement la présence de pics de résonance supplémentaires sur les mesures des accéléromètres, situés au niveau des fréquences théoriques des modes de cavité. En revanche la matrice de MAC associée montre globalement une faible influence de cette modalité sur les formes modales de la paroi à l'étude.

De manière générale, le modèle numérique développé montre un certain nombre de résultats encourageants, notamment l'identification précise de plusieurs formes modales expérimentales. Cependant, on observe encore une différence importante dans l'allure des vitesses quadratiques des parois, montrant une compréhension et une prise en compte seulement partielles de la totalité des phénomènes mis en jeu.

Conclusion

Caractérisation expérimentale d'ouvrages bois

Développement d'un protocole d'essai

En réponse à la problématique de la compréhension du comportement vibro-acoustique de structures en bois, un protocole expérimental original a été créé. Celui-ci a notamment fait l'objet en 2015 d'une présentation au congrès EURONOISE à Maastricht [BTB⁺15b] ainsi qu'au colloque Vibrations et Bruits Basses fréquences dans les Bâtiments à Paris [BT15]. Ce protocole a été conçu de telle sorte qu'il puisse s'adapter à des essais en laboratoire sur des structures artificielles, mais également à des essais *in-situ* sur des structures réelles. En effet, ces dernières sont soumises à des phénomènes de couplage aux basses fréquences ainsi qu'à des conditions aux limites particulières (descente de charge, ancrage de la structure) difficiles à reproduire en laboratoire. En vue d'obtenir une topographie étendue de la paroi, 16 accéléromètres placés en grille ont été utilisés. La pression acoustique a par ailleurs été mesurée à l'aide d'un microphone à large bande placé dans l'un des angles de la cavité. En effet, un seul point de mesure suffit à obtenir les positions des pics de résonance, tandis que leurs amplitudes, variant en fonction de la position de la mesure, ne sont pas l'objet de notre étude. La position dans un angle permet par ailleurs de couvrir une large bande fréquentielle allant jusqu'aux très basses fréquences. Par la suite, le choix de la source vibratoire a été développé. Le pot vibrant a été retenu face à la machine à chocs et au marteau d'impact, en raison de son excellente répétabilité ainsi que pour sa capacité à exciter la structure sur des plages de fréquences programmables. Un signal d'excitation de type sinus glissant, entre 20 Hz et 220 Hz, a été utilisé. Enfin, une étude paramétrique portant sur différentes positions de l'opérateur durant les essais expérimentaux a été effectuée, montrant globalement une très faible incidence de celle-ci sur les mesures. Les modifications du protocole nécessaires à la réalisation d'essais *in-situ* ont par la suite été abordées. En effet, à la différence des essais menés en laboratoire, les essais menés *in-situ* ne permettent par l'ancrage au sol du pot vibrant car cela dégraderait le plancher du logement. Une structure simple, démontable et transportable a donc été conçue dans le but de suspendre le pot vibrant, puis l'extrémité de sa tige est fixée à une masse d'acier posée directement sur le sol. Celle-ci est choisie suffisamment lourde pour éviter la création de chocs au niveau du contact masse-plancher. Les essais menés pour mesurer l'influence de celle-ci ont par ailleurs montrés qu'un défaut d'équilibrage génèrait un bruitage des mesures. Il a également été montré que le comportement vibro-acoustique de la structure ne s'en trouve pas significativement perturbé sur la gamme fréquentielle utilisée pour l'étude. Cependant, dans une perspective d'amélioration de ce protocole pour de futurs travaux, ce bruitage pourra simplement être évité en remplaçant la masse défectueuse par une autre possédant un centre de gravité plus bas. Il est par ailleurs apparu que la résolution spatiale donnée par la distribution des accéléromètres sur la paroi pouvait être insuffisante. Les nombreuses campagnes d'essais réalisées ayant montré que la partie la plus chronophage du processus était le déroulement des câbles pour la mise en place des capteurs, il serait intéressant, une fois les câbles déroulés, de doubler la résolution spatiale grâce à un décalage de quelques centimètres de chaque accéléromètre entre les mesures.

Essais expérimentaux sur maquettes

En vue d'étudier de manière précise le comportement vibro-acoustique de structures légères, deux maquettes d'ouvrages bois grandeur nature ont été construites au CRITT BOIS d'Épinal. En effet, la construction de structures en laboratoire permet d'une part une plus grande maîtrise des incertitudes de montage qui caractérisent les structures légères réelles, et d'autre part d'étudier l'influence de différentes solutions constructives au sein de celles-ci. Les deux types de systèmes constructifs les plus employés dans la construction d'ouvrages bois ont été utilisés pour la construction de ces maquettes, à savoir l'ossature bois et le bois massif (CLT). L'étude des phénomènes de couplage entre modes propres acoustiques et structurels sur la maquette expérimentale à ossature bois nous permet de conclure sur le fait que ces phénomènes sont nettement influents sur le comportement vibro-acoustique global de celle-ci. L'influence de ces phénomènes avait notamment été constatée dans le cadre de travaux de modélisation préliminaires présentés au Congrès Français d'Acoustique [BTB⁺14]. On constate donc que les modes propres de cavité et les résonances des parois forment la réponse vibro-acoustique unique de la structure, agissant séparément ou bien s'associant en fonction des assemblages et des géométries, pouvant causer *in-fine* des nuisances sonores ou vibratoires pour l'habitant. L'influence de l'orientation du solivage des planchers a par ailleurs été étudiée. Les résultats de cette étude tendent à montrer que dans le cas de notre structure d'essai, le plancher aux solives longitudinales, dont les fréquences propres sont éloignées des fréquences des modes de cavité théoriques, influe de manière positive sur le comportement acoustique de celle-ci, réduisant le couplage et diminuant ainsi globalement le niveau moyen de pression acoustique mesuré sur le spectre d'étude. En revanche, cette étude ne permet pas d'affirmer que l'orientation d'un plancher solivé dans le sens longitudinal sera préférable dans le cas général. En effet le point d'excitation, la section des solives, les conditions d'assemblage, le volume des pièces, la largeur du spectre d'étude, etc. sont autant de paramètres influents non pris en compte ici, susceptibles de modifier les résultats de l'étude : seule la non-coïncidence des fréquences propres structure/cavité et des formes propres structure/cavité apparaît comme un facteur pouvant améliorer de manière certaine le confort vibro-acoustique. L'influence de différentes modalités constructives sur le comportement vibro-acoustique de la maquette à ossature bois a également été explorée. Les résultats ont montré que l'installation d'un plancher flottant amortit les pics de résonance du plancher et de la cavité et réduit leur nombre, ce qui est cohérent avec les objectifs de l'installation d'un tel système dans un ouvrage réel. L'étude de l'influence de l'installation de deux couches de plaques de plâtre sur rails désolidarisés a montré que, suite à cette modification, le champ de pression acoustique dans les pièces devient nettement plus sensible aux modes propres de cavité, indépendamment de l'orientation du solivage. Le nombre de vis de fixation des plaques de plâtre et la simulation d'une charge d'exploitation sur le plancher n'ont eu que peu d'influence sur le comportement vibro-acoustique global de la structure. Enfin, il est apparu au cours de l'étude de cette dernière modalité que la taille de la maquette expérimentale utilisée n'était pas suffisamment importante pour permettre d'étudier dans toute sa complexité la problématique de la charge d'exploitation. Une partie de ces résultats expérimentaux a notamment fait l'objet d'une communication au Congrès Français de Mécanique à Lyon [BTB⁺15a] en 2015.

L'étude portant sur les transmissions latérales au sein de la maquette en bois massif a permis de montrer l'importance de l'orientation des plis des panneaux constituant les planchers sur les niveaux vibratoires moyens des parois inférieures. Il a été constaté en effet que dans les conditions de l'essai, le plancher aux plis transversaux génère moins de vibrations au sein de la structure, du fait notamment de sa rigidité plus élevée que le plancher aux plis longitudinaux. De manière plus générale, ces résultats donnent à réfléchir sur l'importance que peut revêtir le choix du sens de portée d'un plancher en bois massif au sein d'une structure du même type. Dans un second temps, la mesure du champ de pression acoustique dans chacune des cavités a permis de démontrer que, de manière similaire entre les deux types de planchers, celui-ci était fortement influencé par les modes propres de cavité. Naturellement, les parois intérieures des structures légères construites en bois massif ne sont la plupart du temps pas

laissées nues mais recouvertes d'un doublage isolant. Cependant, comme il a été montré dans le cas d'un doublage en plaques de plâtre, la présence de celui-ci favorise également un champ de pression acoustique fortement influencé par les modes propres de cavité. Une analyse psycho-acoustique complémentaire serait nécessaire pour déterminer l'influence de ce type de champ sur notre perception. Finalement, l'influence de l'installation d'un résilient sur les champs de pression acoustique et vibratoire des cavités et des parois a été étudiée. Les résultats de cette étude montrent une influence positive du résilient sur le comportement global de la structure lorsque les parois qui l'entourent ne sont pas vissées entre elles. En revanche, cette influence devient négative lorsque les parois sont vissées, ce qui est en général le cas pour les structures habitées. Ces résultats ne sont pas transposables tels quels au cas de structures plus grandes, mais ils incitent malgré tout à la prudence lors de l'installation de telles gommages au sein de ce type de bâtiments. Des études complémentaires seraient à envisager en vue de déterminer dans le cas plus général *in-situ* si l'influence de ces modalités reste similaire.

Développement d'un modèle numérique

Adaptation de méthodes numériques de couplage

Les essais expérimentaux déjà effectués sur le terrain au sein de structures bois ont montré que les éléments de couplage entre deux éléments constructifs possèdent une certaine souplesse et/ou subissent des effets locaux de dissipation. Il a de plus été observé que les différents chemins de propagation des ondes sont très sensibles selon qu'il y ait ou non des contacts non-désirés ou non-prédits au cœur de ces interfaces. Le type de jonction utilisé est par conséquent critique lors de la construction de structures bois, de même que les paramètres des modèles numériques qui tentent de modéliser leur comportement vibro-acoustique. Le développement d'un modèle numérique implémentant des jonctions "imparfaites", incluant des effets de dissipation entre les éléments constructifs, a donc été exploré ici. Le logiciel libre FreeFem++ a été utilisé pour l'implémentation de ces méthodes, ainsi qu'un processus original de création de maillages éléments-finis fonctionnant à l'aide de Matlab. Une méthode de couplage fluide-structure et solide-solide dite "hybride", permettant l'introduction des effets de dissipation à l'interface, a donc été développée. Cette méthode propose, en séparant en deux la frontière commune entre les milieux, d'effectuer le couplage des degrés de liberté grâce à la propagation d'ondes planes. On note que cette formulation a été un choix propre à ces travaux, motivé notamment par la simplicité de mise en œuvre de la méthode, mais que d'autres formulations auraient pu être envisagées. Des cas de validation permettant de vérifier la cohérence de cette méthode par rapport à la méthode classique de couplage ont enfin été développés.

Modèle numérique de la maquette en bois massif

Un modèle éléments-finis à taille réelle de la maquette en bois massif a finalement été créé à l'aide des outils d'automatisation de création de maillages cités plus haut. La méthode de couplage hybride a également été implémentée en vue d'obtenir un couplage souple entre les parois, par opposition au couplage classique rigide des éléments-finis, permettant de se rapprocher des jonctions réelles du bâtiment. La méthodologie de recalage des différents paramètres par rapport à l'expérimental a ensuite été présentée : l'identification des formes modales expérimentales et numériques grâce à l'outil de visualisation des déformées a dans un premier temps été effectuée, puis le calcul et le tracé des critères de MAC sont venu compléter de manière plus précise cette identification. Enfin, le recalage des fréquences a été effectué grâce au calcul de la fonction coût et au tracé des vitesses quadratiques moyennes. Les résultats du processus de recalage ont montrés un écart important (facteur 10) entre les propriétés de rigidité des panneaux de CLT issues de la littérature scientifique et celles utilisées dans le modèle. Nous avons supposé que les propriétés des matériaux utilisés pour la construction de la maquette étaient en cause. Malheureusement, le temps a manqué durant ces travaux pour effectuer une mesure expérimentale de ces paramètres, à travers par exemple des essais mécaniques complémentaires sur les panneaux. Il a par ailleurs été

intéressant de noter que l'utilisation de propriétés mécaniques orthotropes au sein du modèle a permis de faire apparaître une forme modale jusqu'ici uniquement détectée expérimentalement. L'influence sur ces propriétés de l'orientation principale donnée par les plis des panneaux et l'importance de ne pas négliger ces caractéristiques dans le modèle a donc pu être observée. La méthode de couplage hybride développée durant ces travaux a permis d'expérimenter un assouplissement des jonctions entre parois au sein du modèle. Une étude paramétrique menée sur différentes valeurs du coefficient de couplage (100 %, 80 %, 50 % et 10 %) a montré qu'une meilleure corrélation entre les formes modales expérimentales et numériques était atteinte grâce à cette méthode. Cependant, il est probable que la valeur de ce coefficient varie selon la fréquence, le type de jonction et le type de paroi. Des mesures expérimentales complémentaires seraient nécessaires en vue de mieux appréhender ce paramètre. Finalement, il a été remarqué que l'introduction de jonctions souples dans le modèle numérique modifiait peu les fréquences propres de la paroi, mais semblait plutôt influencer les formes modales de celle-ci, plaçant au second plan les caractéristiques des jonctions, derrière les propriétés mécaniques des matériaux. Des essais complémentaires de caractérisation expérimentale portant sur différents types de jonctions et de structures seraient cependant intéressants à mener, en vue de confirmer ces observations. Enfin, l'influence de l'ajout de cavités d'air au sein du modèle a été observée. Suite à cette modification, on a naturellement pu remarquer la présence de pics de résonance supplémentaires sur les mesures des accéléromètres, situés au niveau des fréquences théoriques des modes de cavité. En revanche la matrice de MAC associée a globalement montré une faible influence de ces modes sur les formes modales de la paroi à l'étude. L'implémentation d'un couplage fluide-structure hybride entre les cavités et les parois semble donc ici peu adaptée. De manière globale, le modèle numérique développé a permis d'obtenir un certain nombre de résultats encourageants, notamment l'identification précise de plusieurs formes modales expérimentales. Mais l'observation d'une différence importante dans l'allure des vitesses quadratiques des parois a montré une compréhension et une prise en compte seulement partielles de la totalité des phénomènes mis en jeu.

Perspectives de travaux complémentaires

Dans l'optique d'une poursuite de ces travaux de recherche et d'amélioration des outils développés, un certain nombre de pistes pourraient être explorées.

En vue d'améliorer la compréhension des phénomènes vibro-acoustiques prenant place au sein des structures légères, une caractérisation expérimentale plus précise des jonctions serait intéressante. Pour cela, la création de maquettes de jonctions permettant d'isoler des éléments de liaison spécifiques afin d'en étudier les caractéristiques de transmission des vibrations serait une issue possible. Grâce également aux outils numériques de couplage développés durant ces travaux, des modélisations effectuées en parallèle pourraient permettre de recalibrer les propriétés numériques de souplesse des jonctions grâce à ces mesures expérimentales. Cette étude en laboratoire serait par ailleurs à affiner grâce à des mesures expérimentales *in-situ* au sein de structures réelles. Également dans le cadre d'essais vibratoires expérimentaux, la question de l'influence de l'orientation des planchers, et plus largement de leur rigidité, sur le comportement vibro-acoustique d'un ouvrage serait à étudier. Par exemple l'évaluation en laboratoire, pour une jonction donnée, de critères statiques et dynamiques (rigidité, fréquence fondamentale) associés à différents planchers pourrait être effectuée. L'influence de ces critères sur les formes modales des parois environnantes pourrait ensuite être mesurée. Il serait de plus intéressant d'effectuer des essais expérimentaux de répétabilité plusieurs mois après les premières campagnes, en vue d'évaluer la variabilité du comportement des structures dans le temps suite au tassement naturel de celles-ci.

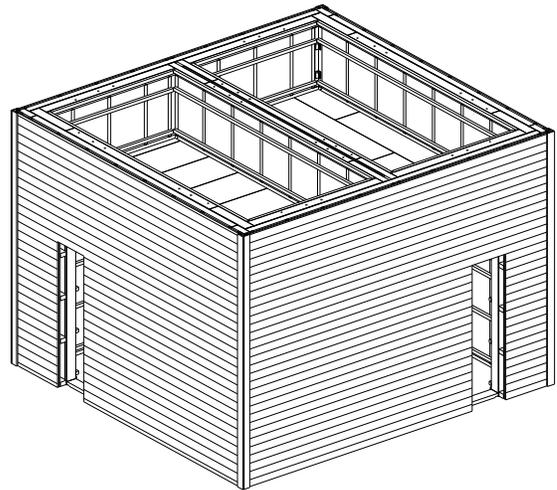
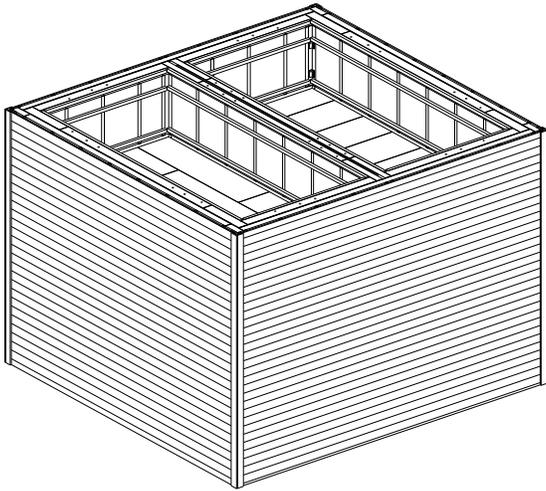
Les modélisations numériques effectuées durant ces travaux ont tenté, à partir d'outils focalisés sur l'étude d'un assemblage courant de la construction bois, d'élargir le champ de l'étude à une structure complète constituée de différentes parois couplées et de cavités. La complexité des phénomènes vibro-acoustiques mis en jeu et leurs interactions réciproques ont représenté une difficulté majeure dans

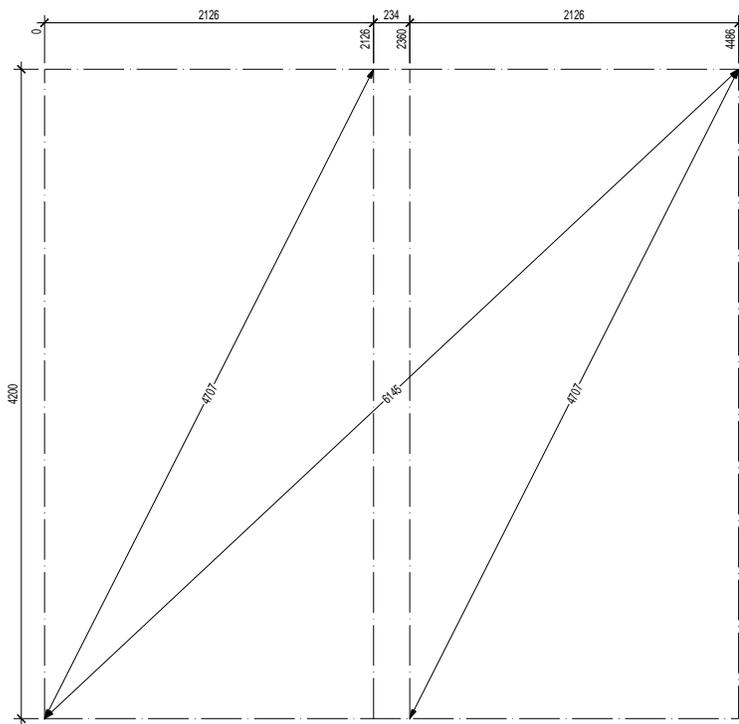
la tentative de recalage du modèle par rapport aux mesures expérimentales. Les résultats du processus de recalage sont cependant encourageants : en effet les formes modales identifiées bénéficient d'indices de MAC indiquant une bonne corrélation, et leurs fréquences associées sont très proches des valeurs expérimentales. Malgré tout, les allures des vitesses quadratiques moyennes respectives sont encore éloignées, montrant une compréhension seulement partielle des phénomènes mis en jeu. Afin d'isoler et de mieux identifier ces phénomènes, il serait donc plus judicieux de procéder à des essais expérimentaux sur des structures plus simples. Une étude vibro-acoustique focalisée sur une bande fréquentielle plus fine permettrait de pouvoir affiner le processus de recalage. Enfin, les propriétés mécaniques des matériaux représentant le premier facteur d'influence sur le comportement vibratoire des parois, une évaluation préliminaire précise de celles-ci serait intéressante à mener.

Également, parmi les problématiques gravitant autour de ce sujet d'étude, l'évaluation subjective de l'influence des modes de cavité basses fréquences sur le ressenti des usagers semble intéressante. En effet, ces travaux ont permis de mettre en évidence un certain nombre de phénomènes de couplage et parfois d'amplification entre les modes structuraux et ceux des cavités. Dans le but d'améliorer le confort vibratoire et acoustique des habitations, la question plus générale de la définition des nuisances sonores basses fréquences, et à partir de quel niveau peut-on considérer un phénomène comme tel, semble intéressante à explorer.

Annexes

A. Plans directeurs maquette expérimentale SOCOPA





3, route du Crosery
66125 VAGNEY
Tel : 03.29.24.78.31
Fax : 03.29.61.77.83

Ce plan est la propriété du Bureau d'Etudes SOCOPA. Il ne peut être reproduit ou communiqué à des tiers sans notre autorisation

Fichier: DIR-VIBRACOUBOIS	
Date de modif	Nature des modifications
23/06/2014	Creation
xxxx/xxxx	indice A
xxxx/xxxx	indice B

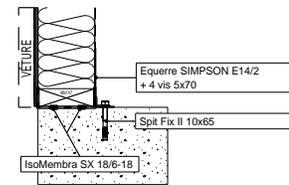
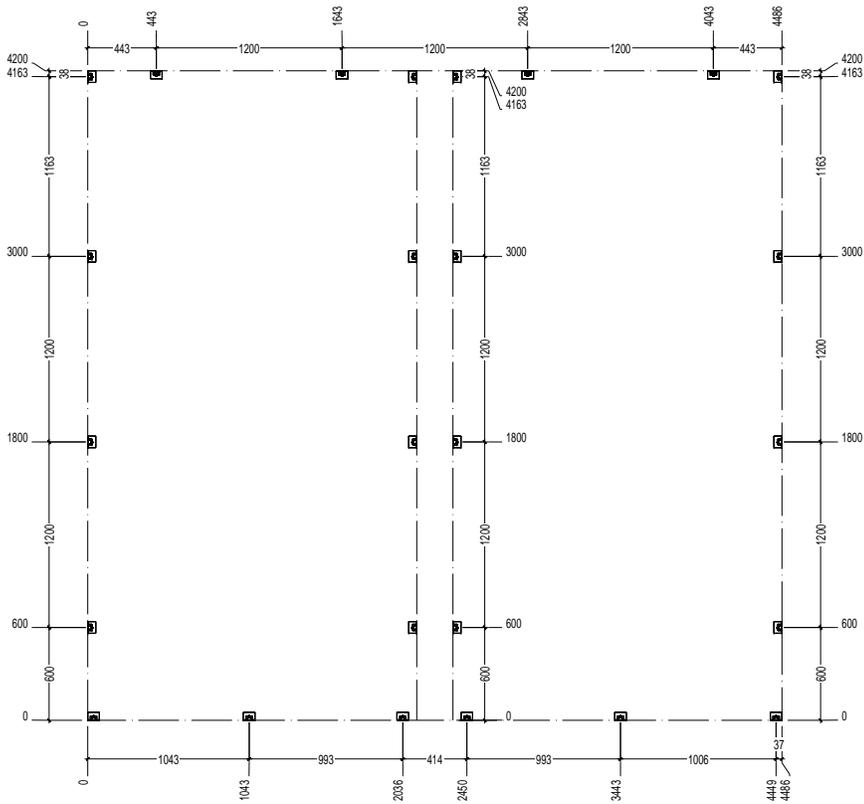
Traçage du trait de cordex

Projeteur:
S. Bouvier
Echelle:
1/25e

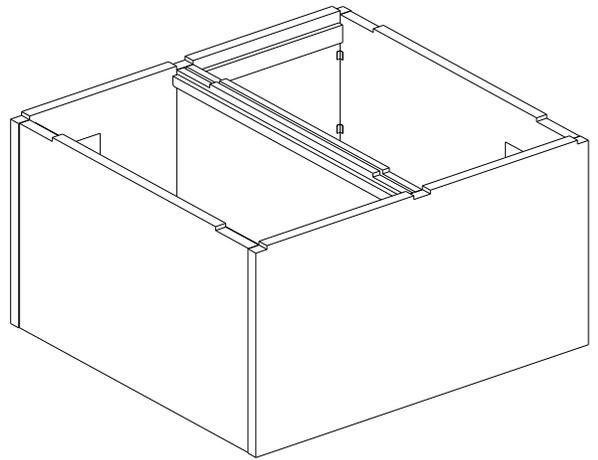
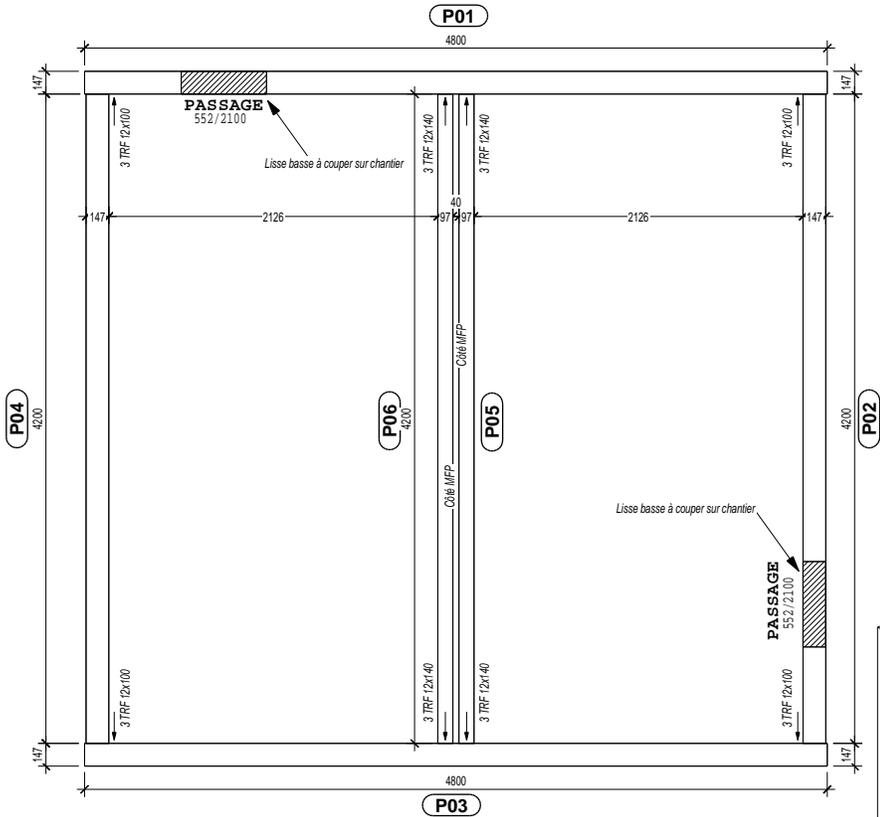
Plan N° :
Dir. 03- 01

Indice

■



Le Nombre d'Elingues étant dimensionné par rapport au poids du Panneau, il est obligatoire d'utiliser toutes les Elingues pour leur manutention



Joint entre lisse basse et maçonnerie → ISO-MEMBRA SX 18/6-18
 Joint entre MOB (raccords verticaux) → ACRYLBANDE 10/20



3, route du Crossey
 66125 VAGNEY
 Tél : 03.29.24.78.31
 Fax : 03.29.61.77.83

Ce plan est la propriété du Bureau d'Etudes SOCOPA. Il ne peut être reproduit ou communiqué à des tiers sans notre autorisation
 Fichier: DIR_VIBRACOUBOIS
 Date de modif: Nature des modifications
 23/06/2014 Creation

xxxxxxx	indice A
xxxxxxx	indice B

Position des panneaux et poteaux
 RdC

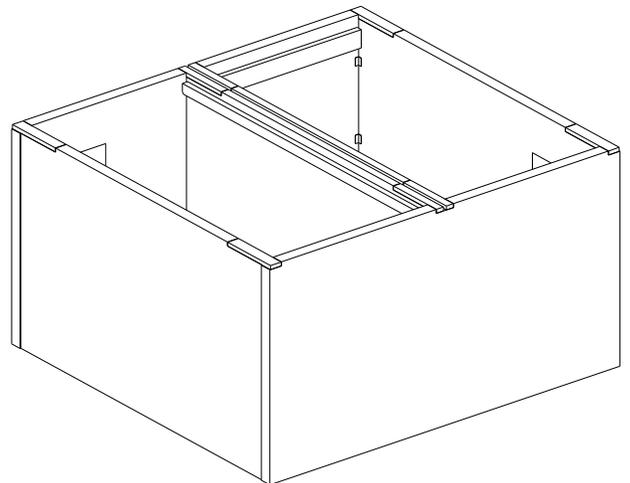
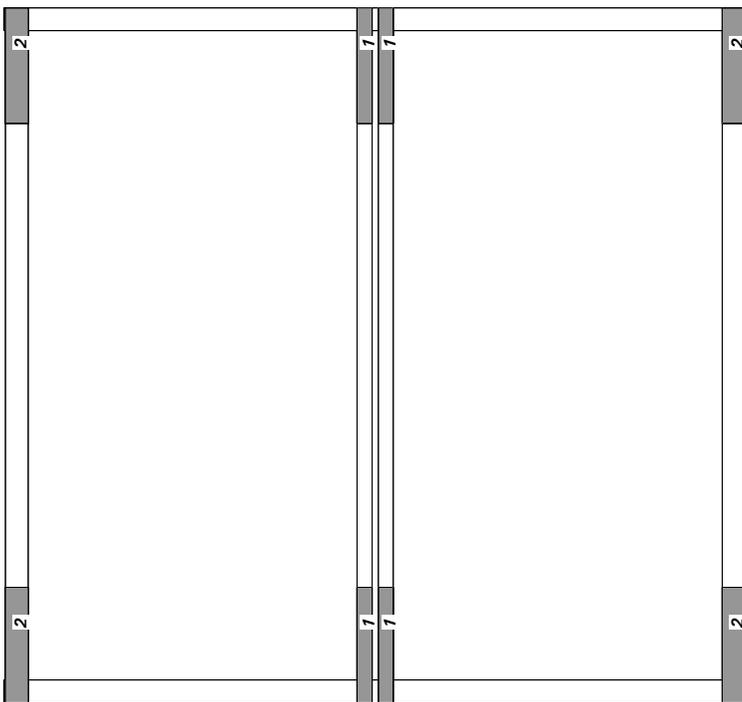
Projeteur:
 S. Bouvier
 Echelle:
 1/25e

Plan N° :
Dir. 03- 03

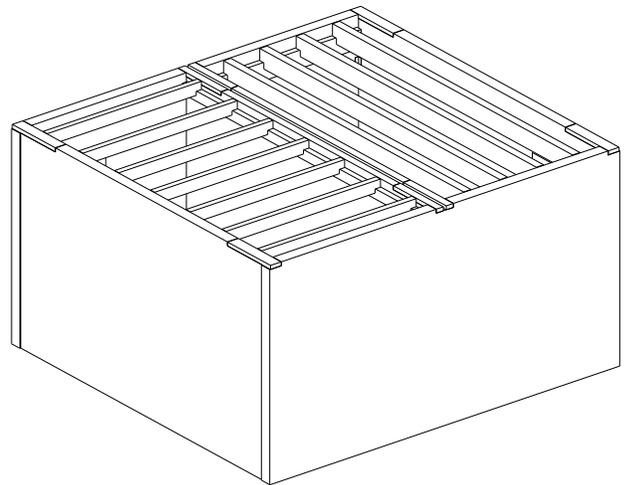
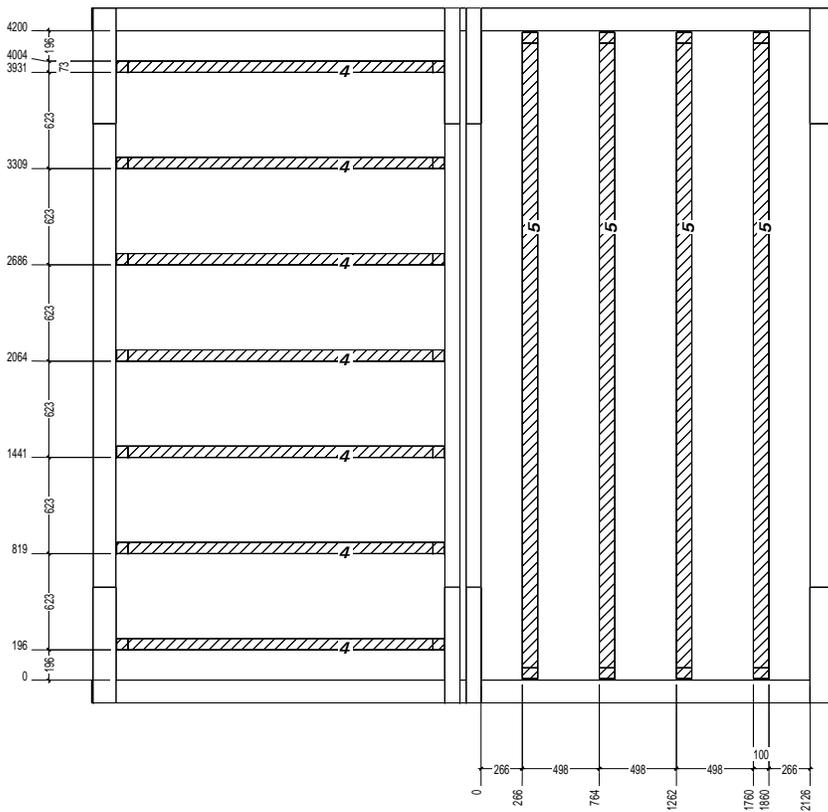
Indice

-

Fixation des chaînages ép. 48mm par au moins 5 vis 6x100mm sur chaque panneau

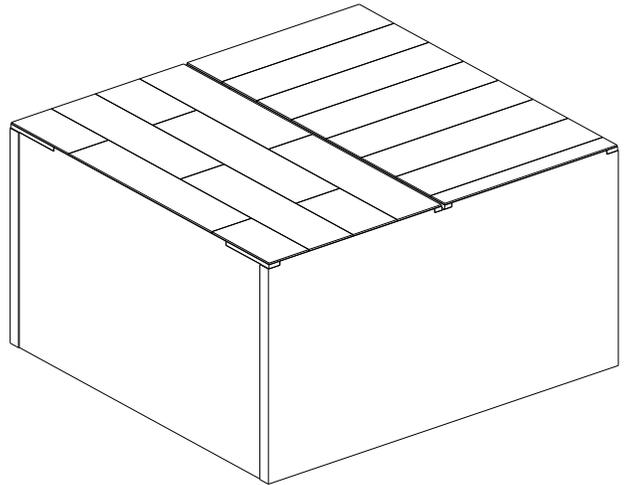
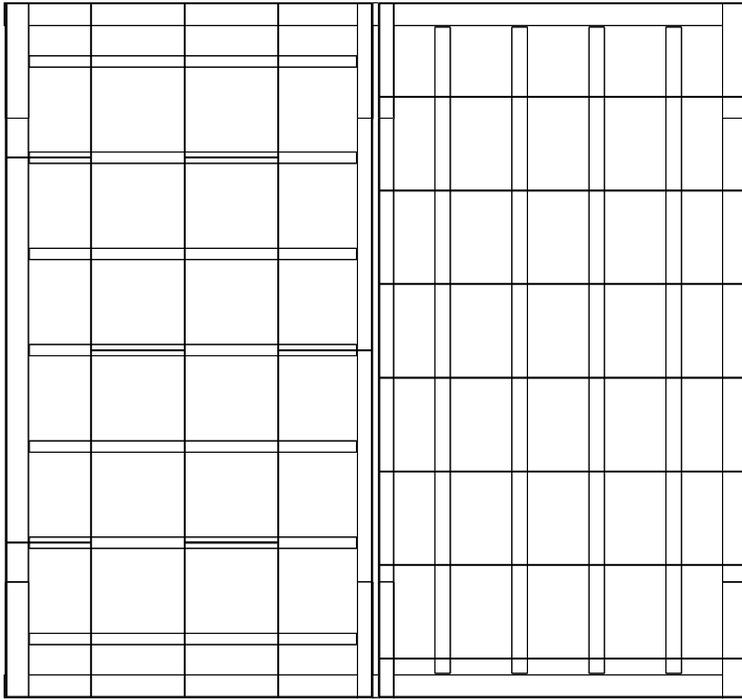


Fixation des solives sur muralières par vis 8x140 ou 8x200 à travers perçage

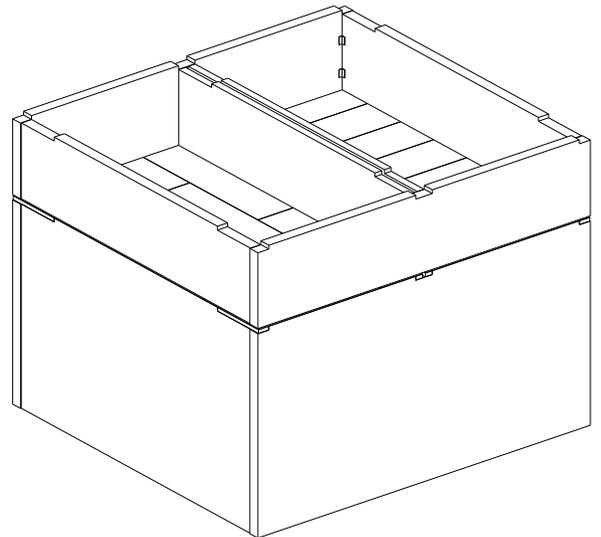
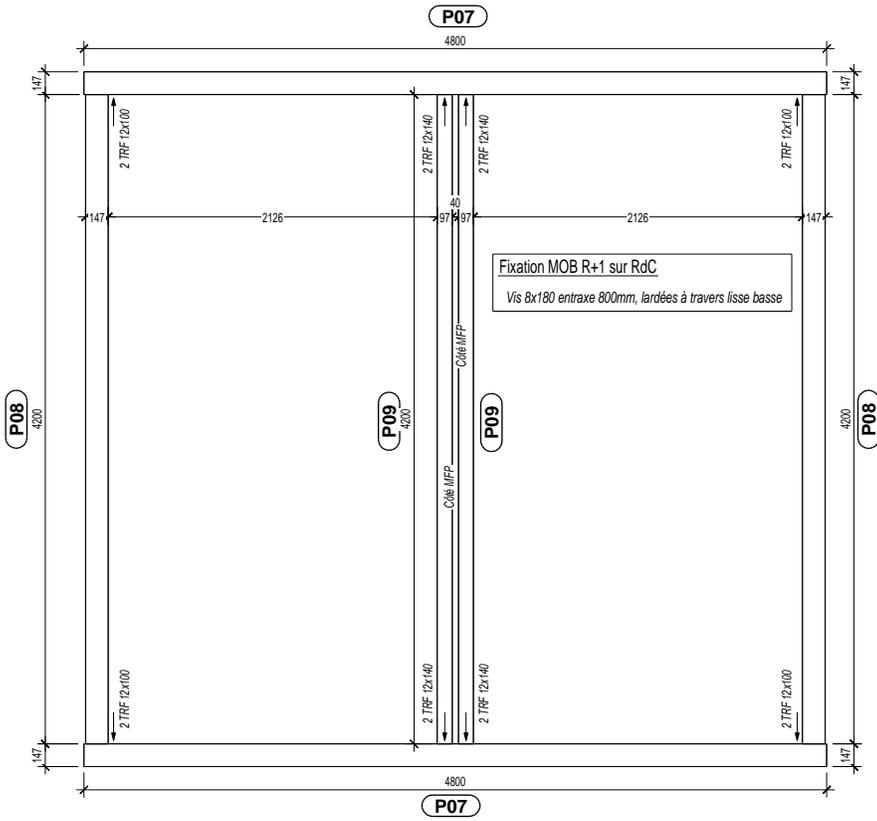


Remarque : les solives n°5 (section 100x220) sont adaptées pour le complexe de plancher comprenant une chape de 50mm. Pour le complexe comprenant un domisol 22mm et un panneau MFP supplémentaire, elles peuvent être remplacées par les solives n°3 (section 70x220)

Fixation du MFP 18mm par vis Holzer 4.5x55, entraxe 300mm sur appui intermédiaire et 150mm en périphérie de plaque

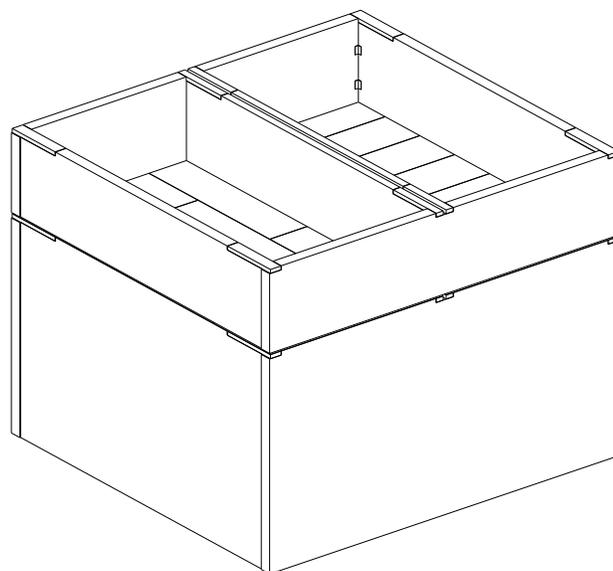
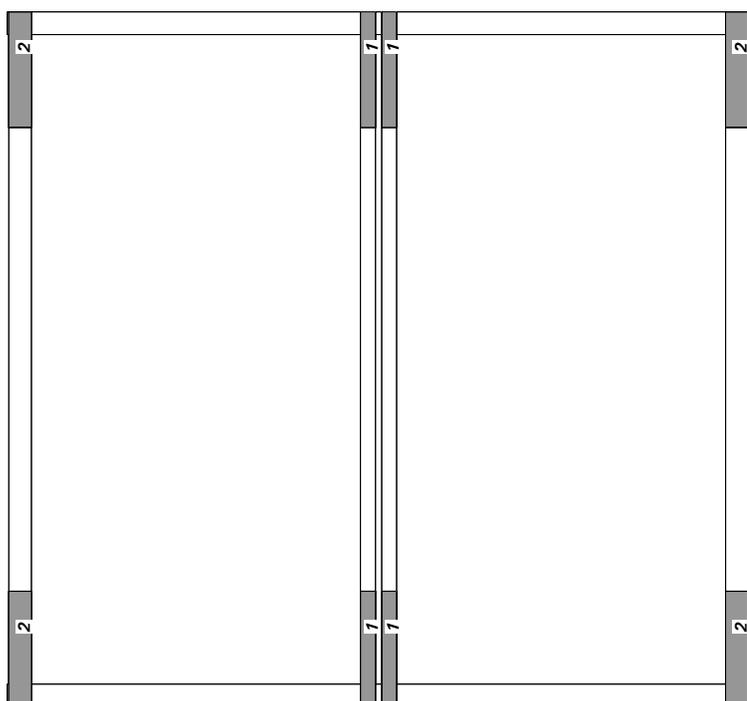


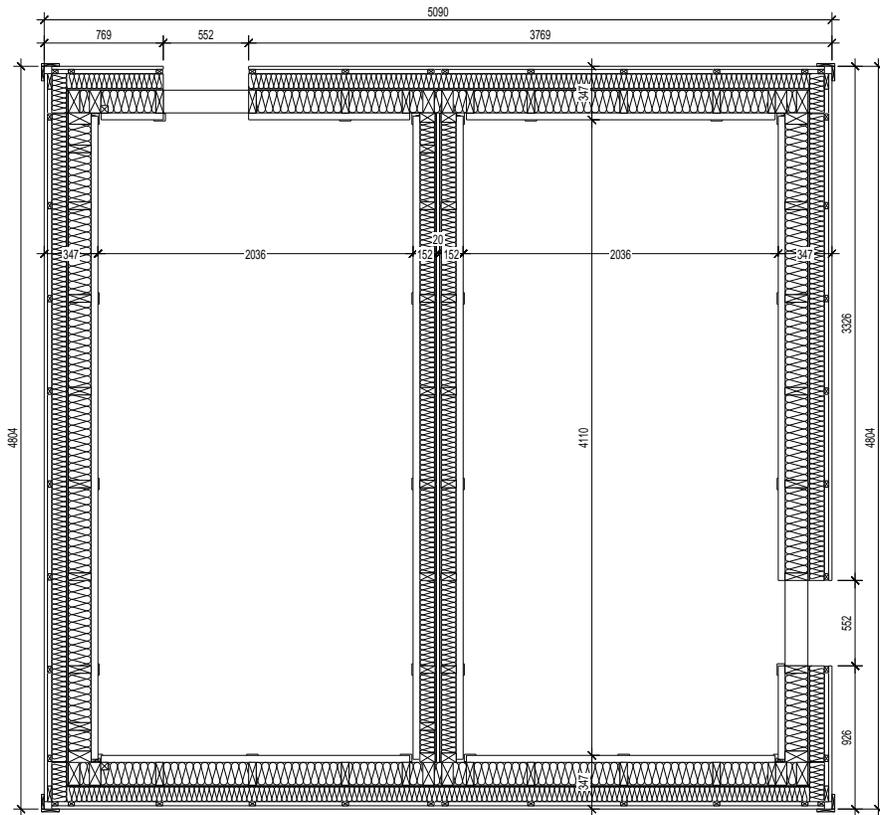
Le Nombre d'Elingues étant dimensionné par rapport au poids du Panneau, il est obligatoire d'utiliser toutes les Elingues pour leur manutention

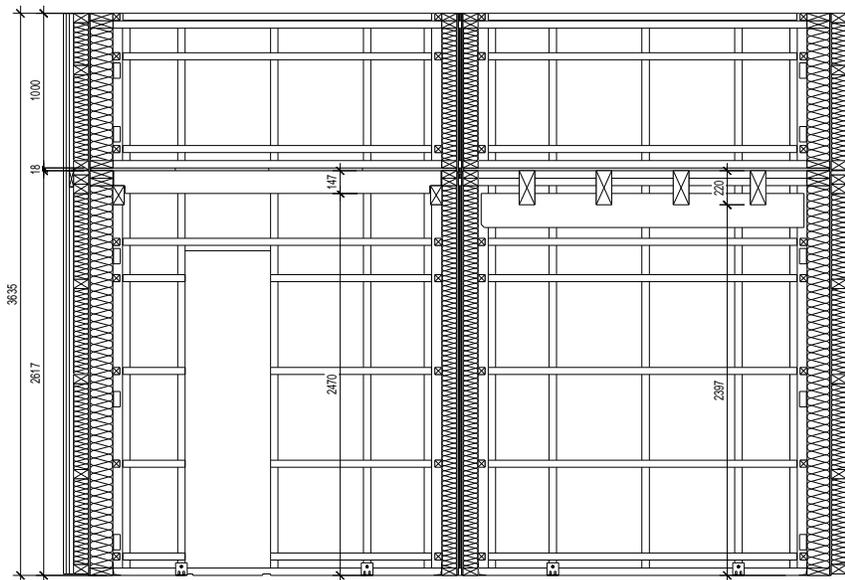


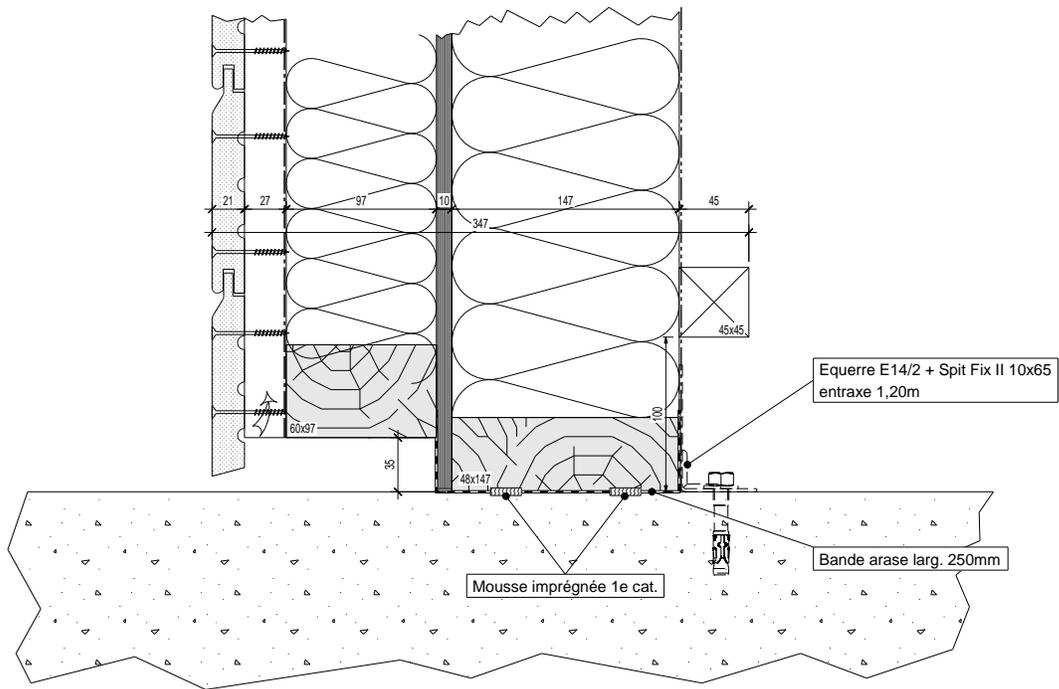
Joint entre MOB (raccords verticaux) → ACRYLBANDE 10/20

Fixation des chaînages ép. 48mm par au moins 5 vis 6x100mm sur chaque panneau

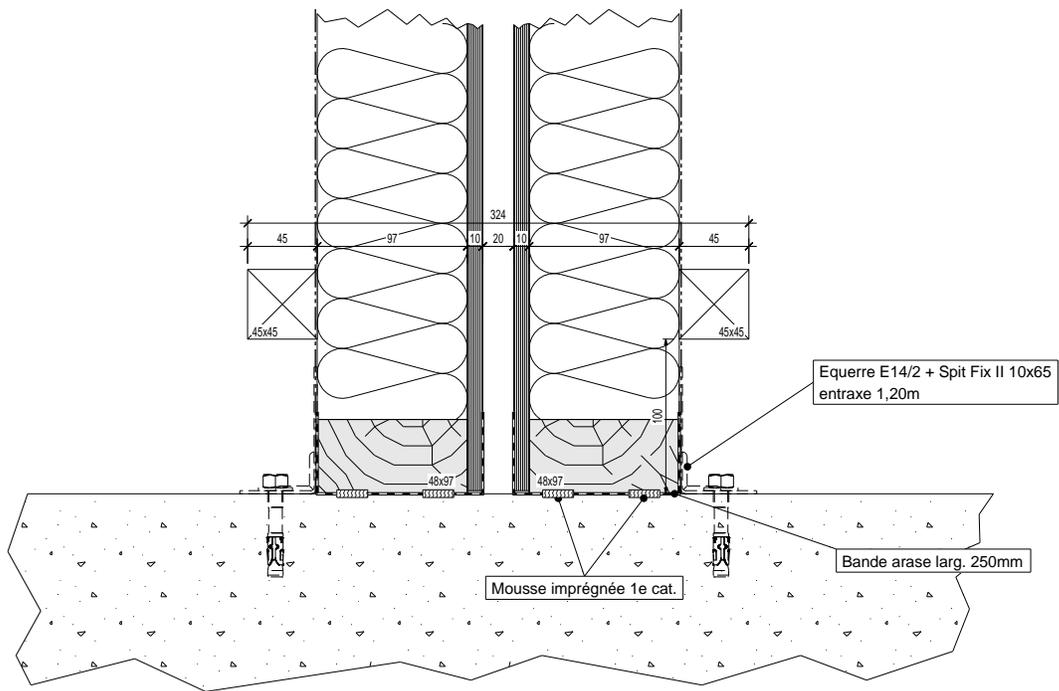








Date	Ind.	Nature des modifications	Projeteur
xx/xx/xxxx	B	-	XVZ
xx/xx/xxxx	A	-	XVZ
01/09/2014	-	Création	SB



Date	Ind.	Nature des modifications	Projeteur
xx/xx/xxxx	B	-	XVZ
xx/xx/xxxx	A	-	XVZ
01/09/2014	-	Création	SB

EXT.

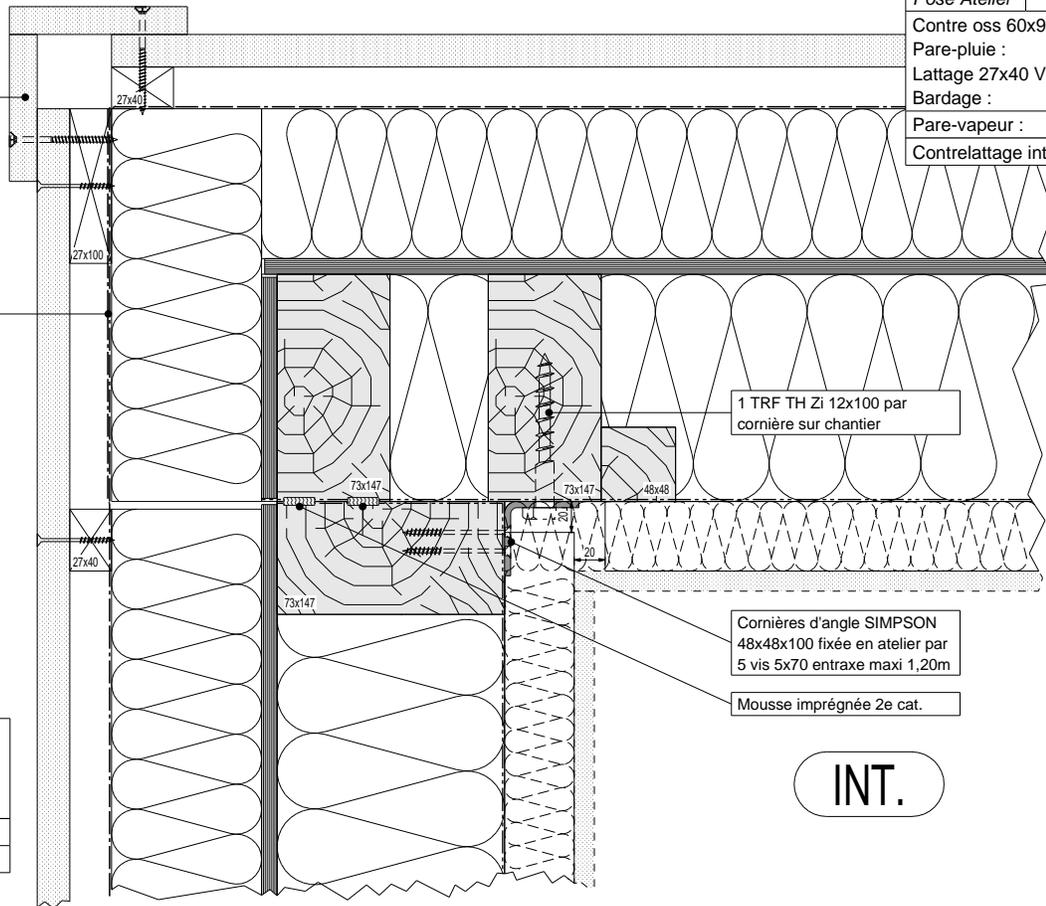
POSE CHANTIER

Couvre-joints BM 18x95 et 18x115 fixé par vis
entraxe maxi 600mm

Recouvrement de pare-pluie

Pose Atelier

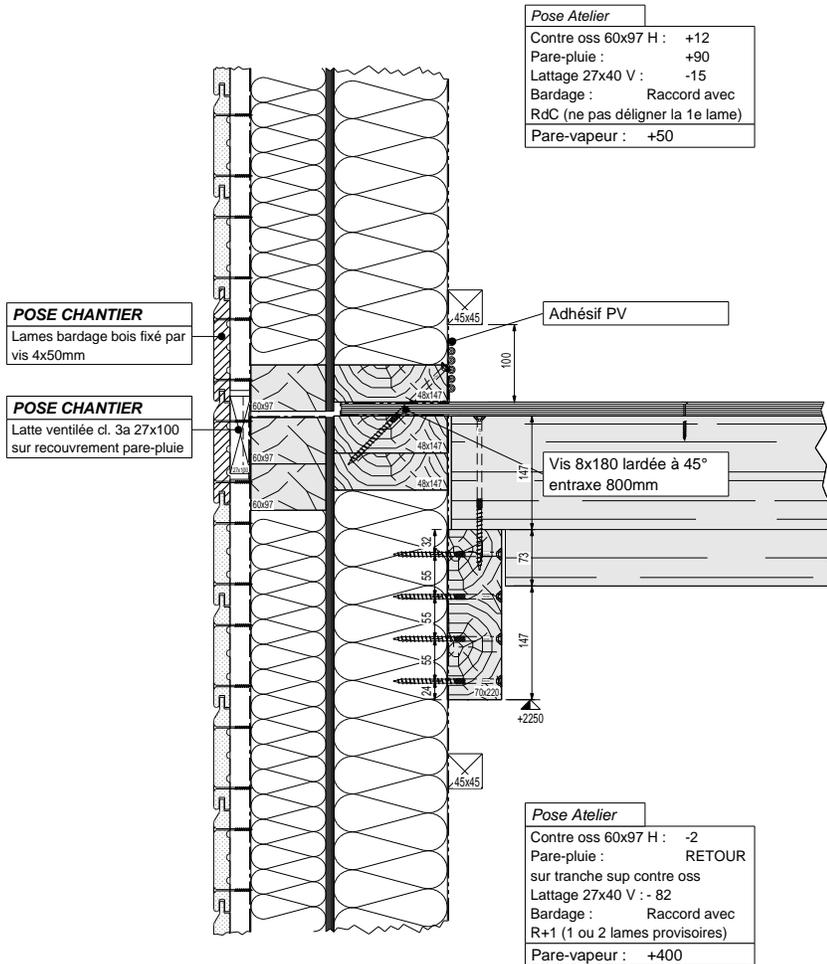
Contre oss 60x97 H : -5
Pare-pluie : +254
Lattage 27x100 V : +254
Bardage : +254
Pare-vapeur : RETOUR
Contrelattage int. : -20



Pose Atelier

Contre oss 60x97 H : RETOUR
Pare-pluie : RETOUR
Lattage 27x40 V : +97
Bardage : +97
Pare-vapeur : +0
Contrelattage int. : -222

INT.



Pose Atelier	
Contre oss 60x97 H :	+12
Pare-pluie :	+90
Lattage 27x40 V :	-15
Bardage :	Raccord avec
RdC (ne pas délimiter la 1e lame)	
Pare-vapeur :	+50

POSE CHANTIER
Lames bardage bois fixé par vis 4x50mm

POSE CHANTIER
Latte ventilée cl. 3a 27x100 sur recouvrement pare-pluie

Pose Atelier	
Contre oss 60x97 H :	-2
Pare-pluie :	RETOUR
sur tranche sup contre oss	
Lattage 27x40 V :	- 82
Bardage :	Raccords avec
R+1 (1 ou 2 lames provisoires)	
Pare-vapeur :	+400

Date	Ind.	Nature des modifications	Projeteur
xx/xx/xxxx	B		XYZ
xx/xx/xxxx	A		XYZ
01/09/2014		Création	SB

B. Plans directeurs maquette expérimentale LIGNATEC

Bibliographie

- [AFF04] AFFSE. Impact sanitaires du bruit : état des lieux et indicateurs bruit-santé. Technical report, Agence Française de Sécurité Sanitaire Environnementale, novembre 2004.
- [AFN00a] AFNOR. Calcul de la performance acoustique des bâtiments à partir de la performance des éléments, partie 1 : isolement acoustique aux bruits aériens entre des locaux. Août 2000.
- [AFN00b] AFNOR. Calcul de la performance acoustique des bâtiments à partir de la performance des éléments, partie 3 : isolement acoustique aux bruits aériens entre des locaux venus de l'extérieur. Juin 2000.
- [AFN00c] AFNOR. Calcul de la performance acoustique des bâtiments à partir de la performance des éléments, partie 2 : isolement acoustique aux bruits de choc entre des locaux. Sept 2000.
- [AFN04] AFNOR. Calcul de la performance acoustique des bâtiments à partir de la performance des éléments, partie 6 : absorption acoustique des locaux. *NF EN 12354-6*, Août 2004.
- [AFN13] AFNOR. Evaluation de l'isolement acoustique des immeubles et des éléments de construction - partie 1 : Isolement aux bruits aériens. Mai 2013.
- [ALBJ12] A. Agren, F. Ljunggren, Å. Bolmsvik, and K. Jarnerö. Flanking transmission in light weight timber houses with elastic flanking isolators. In *Proceedings of Inter-Noise, New York City, USA*, 2012.
- [Bal15] N. Balanant. Les bruits basses fréquences dans les logements collectifs. In *Colloque Vibrations et bruits basses fréquences dans les bâtiments*, Paris 8 et 9 juin 2015.
- [BB13] Å. Bolmsvik and A. Brandt. Damping assessment of light wooden assembly with damping material. *Engineering Structures*, 49 :434–447, 2013.
- [BD94] W. E. Blazier and R.B. DuPree. Investigation of low-frequency footfall noise in wood-frame, multifamily building construction. *Journal of Acoustical Society of America*, 3 :1521–1531, 1994.
- [BDF⁺07] G. Beyer, M. Defays, M. Fischer, J. Fletcher, and E. de Munck. *Luttez contre le changement climatique : Utilisez le bois*. CEI Bois, 2007.
- [BDO09] J. Brunskog, K. Dickow, and M. Ohlrich. Modal density and modal distribution in a ribbed plate. In *Proceedings of Inter-Noise, Ottawa, Canada*, 2009.
- [BDW10] D. Bard, P. Davidsson, and P.-A. Wernberg. Sound and vibration investigations in a multi-family wooden frame building. In *Proceedings of ICA, Sydney, Australia*, 2010.

- [BE10] Å. Bolmsvik and T. Ekevid. Fe modelling of wooden building assemblies. In *Proceedings of Inter-Noise, Lisbon, Portugal*, 2010.
- [BE13] Å. Bolmsvik and T. Ekevid. Flanking transmission in a timber-framed building - a comparison of structural vibration in measurements and fe analyses. *Paper Submitted to The International Journal of Acoustics and Vibrations*, 2013.
- [BEO09] Å. Bolmsvik, T. Ekevid, and A. Olsson. Measurement of vibration distribution. Technical report, Växjö University, 2009.
- [BGCV14] N. Balanant, C. Guigou-Carter, and M. Villenave. Acoubois, rapport v2.0 synthèse étapes 2 et 3. Technical report, Qualitel, FCBA, CSTB, 2014.
- [BHA04] Å. Bolmsvik, P. Hammer, and T. Alsmarker. Study of structure-borne sound through different types of junctions. In *Proceedings of World Conference on Timber Engineering (WCTE), Lahti, Finland*, 2004.
- [BLJ12] Å. Bolmsvik, A. Linderholt, and K. Jarnero. Fe modeling of a lightweight structure with different junctions. In *Proceedings of Euronoise Prague*, 2012.
- [Bol06] Å. Bolmsvik. Structural vibration of wooden house walls. *Journal of Building Acoustics*, 13 :285–293, 2006.
- [Bol08] Å. Bolmsvik. Evaluation of vibration distribution from a full scale measurement in an eight storey wooden house. In *Proceedings of ISMA*, 2008.
- [Bol13] Å. Bolmsvik. *Structural-acoustic vibration in wooden assemblies*. PhD thesis, Linnaeus University Dissertations, 2013.
- [Bru02] J. Brunskog. *Acoustic excitation and transmission of lightweight structures*. PhD thesis, Lund University, 2002.
- [BS09] D. Bard and L. Sjøkvist. Acoustic and vibration measurements at limnologen. Technical report, Lund University, 2009.
- [BSS08] D. Bard, J. Sonnerup, and G. Sandberg. Prediction model of the flanking transmission through a lightweight building construction utilizing fluid-structure interaction procedures. In *Proceedings of DAGA, Dresden, Germany*, 2008.
- [BSU⁺02] J. M. Bravo, J. Sinisterra, A. Uris, J. Llinares, and H. Estelles. Influence of air layers and damping layers between gypsum boards on sound transmission. *Applied Acoustics*, 63 :1051–1059, 2002.
- [BT15] D. Blon and A. Tribaleau. Prévisions et mesures vibro-acoustiques dans les bâtiments bois. In *Proceedings of Vibrations et Bruits Basses Fréquences dans les Bâtiments*, 2015.
- [BTB⁺14] D. Blon, A. Tribaleau, B. Brouard, O. Dazel, and J.-M. Genevaux. Comportement vibro-acoustique basses fréquences de deux cavités fluides couplées à une structure lourde : comparaison des résultats d’une modélisation éléments-finis et de lois empiriques. In *Proceedings of CFA, Poitiers, France*, 2014.
- [BTB⁺15a] D. Blon, A. Tribaleau, B. Brouard, O. Dazel, and J.-M. Genevaux. Influence of constructive options on the vibro-acoustic behaviour of a wooden lightweight structure. In *Proceedings of CFM, Lyon, France*, 2015.

- [BTB⁺15b] D. Blon, A. Tribaleau, B. Brouard, O. Dazel, and J.-M. Genevaux. On the influence of the junctions on wooden buildings structural-acoustic behaviour. In *Proceedings of Euronoise, Maastricht, Holland*, 2015.
- [Cau13] J.-Y. Caullet. Bois et forêts de france, nouveaux défis. Technical report, Rapport pour le Premier Ministre, 2013.
- [CF06] H. Chung and C. Fox. Including the irregularities in the light-weight floor/ceiling system model. In *Proceedings of Inter-Noise, Honolulu, Hawaii*, 2006.
- [CFDE10] H. Chung, C. Fox, G. Dodd, and G. Emms. Lightweight floor/ceiling system with improved impact sound insulation. In *Proceedings of ISSA, Auckland, New Zealand*, 2010.
- [CG05] R.J.M. Craik and L. Galbrun. Vibration transmission through a frame typical of timber-framed buildings. *Journal of Sound and Vibration*, 281 :763–782, 2005.
- [Cho13] T. Cho. Vibro-acoustic characteristics of floating floor system : The influence of frequency-matched resonance on low frequency impact sound. *Journal of Sound and Vibration*, 332 :33–42, 2013.
- [Chu06] H. Chung. Modelling of lightweight floor/ceiling structures. In *Proceedings of ACOUSTICS, Christchurch, New-Zealand*, 2006.
- [CL06] D. Clasen and S. Langer. Consideration of flanking transmission within numerical simulation of sound insulation. In *Proceedings of Euronoise, Tampere, Finland*, 2006.
- [CL07] D. Clasen and S. Langer. Finite element approach for flanking transmission in building acoustics. *Building Acoustics*, 14 :1–14, 2007.
- [CS00a] R.J.M. Craik and R. S. Smith. Sound transmission through double leaf lightweight partitions part i : Airborne sound. *Applied Acoustics*, 61 :223–245, 2000.
- [CS00b] R.J.M. Craik and R. S. Smith. Sound transmission through lightweight parallel plates. part ii : Structure-borne sound. *Applied Acoustics*, 61 :247–269, 2000.
- [CST14a] CSTB. Document technique d’application 3/13-750 panneaux bois à usage structurel stora enso clt. 2014.
- [CST14b] CSTB. Document technique d’application 3+5/12-731 panneaux klh. 2014.
- [DCL13] L. Denormandie, L. Charmasson, and G. Laize. *Everything designers always wanted to know about french wood*. Interprofession nationale France Bois Forêt, 2013.
- [DDAK11] K. A. Dickow, P. D. Domadiya, L. Andersen, and P. H. Kirkegaard. A parameter study of coupling properties in finite element model of single-stud double-plate panels. In *Proceedings of InterNoise Osaka*, 2011.
- [DGAK11] K. A. Dickow, P. D. Gandalal, L. Andersen, and P. H. Kirkegaard. Transmission of sound through double-plate panel structures - a numerical study of coupling parameters in lightweight panel structures. In *Proceedings of ECCOMAS*, 2011.
- [dV10] Manuel Technique d’Acoubat V6.0.9. *CSTB*. 2010.

- [ECM⁺06] G. Emms, H. Chung, K. McGunnigle, G. Dodd, G. Schmid, and C. Fox. Low-frequency vibration measurements on ltf floors. In *Proceedings of Inter-Noise, Honolulu, Hawaii USA*, 2006.
- [ECMD06] G. Emms, H. Chung, K. McGunnigle, and G. Dodd. Improving the impact insulation of light timber floors. In *Proceedings of Acoustics, Christchurch, New Zealand*, 2006.
- [eIFBF12] CODIFAB et Interprofession France Bois Forêt. Enquête nationale de la construction bois. Technical report, 2012.
- [Emm04] G. Emms. The effect of mounting conditions on low-frequency impact sound insulation of timber floors. In *Proceedings of International Congress on Acoustics (ICA), Kyoto, Japan*, 2004.
- [Emm10] G. W. Emms. Measurements on timber-framed floors with a granular material in the floor topping. In *Proceedings of ICA, Sydney, Australia*, 2010.
- [Emm12] G. W. Emms. Improving acoustic insulation using vibration-damping infills in floors. *21st Biennial ASNZ Conference, Wellington, NZ*, 2012.
- [FC13] France Bois Forêt and CODIFAB. Enquête nationale de la construction bois, activité 2012. Technical report, octobre 2013.
- [FCD⁺06] C. Fox, H. Chung, G. Dodd, G. Schmid, G. Emms, and K. McGunnigle. Calibrated modelling of low-frequency vibration in light weight timber floors. In *Proceedings of Inter-Noise, Honolulu, Hawaii, USA.*, 2006.
- [FKB08] J. Forssen, W. Kropp, and J. Brunskog. Acoustics in wooden buildings, state of the art 2008. Technical report, 2008.
- [FM95] M. I. Friswell and J. E. Mottershead. *Finite element model updating in structural dynamics*. Kluwer Academic Publishers, 1995.
- [FPS⁺12] J. Faustino, L. Pereira, S. Soares, D. Cruz, A. Paiva, H. Varum, J. Ferreira, and J. Pinto. Impact sound insulation technique using corn cob particleboard. *Construction & Building Materials*, 37 :153–159, 2012.
- [Gal10] L. Galbrun. Vibration transmission through plate/beam structures typical of lightweight buildings : Applicability and limitations of fundamental theories. *Applied Acoustics*, 71 :587–596, 2010.
- [GCC10] J-L. Guyader, C. Cacciolati, and D. Chazot. Transmission loss prediction of double panels filled with porous materials and mechanical stiffeners. In *Proceedings of the 20th International congress on Acoustics, Sydney, Australia*, 2010.
- [GCCBV13] C. Guigou-Carter, C. Coguenanff, S. Bailhache, and M. Villot. Modeling lightweight junctions. In *Proceedings of Inter-Noise, Innsbruck, Austria*, 2013.
- [GCLV10] C. Guigou-Carter, M. Lacaze, and M. Villenave. Respect des exigences acoustiques dans les bâtiments d’habitation à ossature bois. Technical report, CSTB, QUALITEL, FCBA, 2010.
- [GCV12] C. Guigou-Carter. and M. Villot. Predictions and measurements for lightweight constructions and low frequencies. In *Proceedings of Euronoise, Pragues, Austria*, 2012.

- [Gre09] Nicolas Greffet. Code_aster reference manual : éléments vibro-acoustiques, 2009.
- [HB14] Klas Hagberg and Delphine Bard. Low frequency sound transmission in multifamily wooden houses. In *Proceedings of Inter-Noise 2014, Melbourne, Australia*, 2014.
- [Hec15] F. Hecht. *FreeFem++ third edition, version 3.40*. 2015.
- [Hen88] RBW Heng. Acoustic absorption properties of materials. *Construction & Building Materials*, 2 :85–91, 1988.
- [HJ10] D. Hoffmeyer and J. Jakobsen. Sound insulation of dwellings at low frequencies. *Journal of Low Frequency Noise, Vibration and Active Control*, 29 :15–23, 2010.
- [HLS⁺13] K. Hagberg, P. Leistner, M. Spaeh, A. Liebl, A. Saarinen, and O. Bartlomés. Acuwod final report. Technical report, Lund University, 2013.
- [HPH09] K. Hagberg, T. Persson, and M. Höök. Design of light weight constructions - risks and opportunities. In *Proceedings of Inter-Noise, Ottawa, Canada*, 2009.
- [HQN02a] R. E. Halliwell, J. D. Quirt, and T. R. T. Nightingale. Construction details affecting transmission in wood framed multifamily dwellings. In *Proceedings of Inter-Noise, Dearborn, USA*, 2002.
- [HQN02b] R. E. Halliwell, J. D. Quirt, and T. R. T. Nightingale. Flanking transmission in wood framed multifamily dwellings. *Canadian Acoustics*, 30 :32–33, 2002.
- [HT10] K. Hagberg and P. Thorsson. Uncertainties in standard impact sound measurements and evaluation procedure applied to lightweight structures. In *Proceedings of 20th International Congress on Acoustics, Sydney, Australia*, 2010.
- [idlAV14] Page internet du logiciel Acoubat V6.0. <http://boutique.cstb.fr/fr/logiciels/acoustique/acoubat-sound-2010-v6-0.html>, consultée le 20.03.2014.
- [idlFV16] Page internet du logiciel FreeFem++ V3.46. <http://www.freefem.org/ff++/>, consultée le 03.05.2016.
- [JBO10] K. Jarnerö, A. Brandt, and A. Olsson. In situ testing of timber floor vibration properties. In *Proceedings of WTCE*, 2010.
- [JBOB12] K. Jarnerö, Å. Bolmsvik, A. Olsson, and A. Brandt. Effect of flexible supports on vibration performance of timber floors. In *Proceedings of Euronoise, Pragues, Austria*, 2012.
- [JM03] A. Jakob and M. Möser. Active control of double-glazed windows part i : Feedforward control. *Applied Acoustics*, 64 :163–182, 2003.
- [Joh95] C. Johansson. Low-frequency impact sound insulation of a lightweight wooden joist floor. *Applied Acoustics*, 44 :133–147, 1995.
- [JOK09] K. Jarnerö, A. Olsson, and B. Källsner. Testing of wooden floors in laboratory versus in situ - an investigation on changes in vibration properties. Technical report, Växjö University, 2009.
- [JRJT06] J. Y. Jeon, J. K. Ryu, J. H. Jeong, and H. Tachibana. Review of the impact ball in evaluating floor impact sound. *Acta Acustica united with Acustica*, Vol. 92 :pp. 777–786, 2006.

- [LA09] J. Legault and N. Atalla. Numerical and experimental investigation of the effect of structural links on the sound transmission of a lightweight double panel structure. *Journal of Sound and Vibration*, 324 :712–732, 2009.
- [LA11] F. Ljunggren and A. Agren. Potential solutions to improved sound performance of volume based lightweight multi-storey timber buildings. *Applied Acoustics*, 72 :231–240, 2011.
- [LA12] F. Ljunggren and A. Agren. How to match building acoustic measurements with subjective judgements? In *Proceedings of Inter-Noise, New York City, USA*, 2012.
- [LDO06] W. Larbi, J.-F. Deü, and R. Ohayon. A new finite element formulation for internal acoustic problems with dissipative walls. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 68 :381–399, 2006.
- [Lju09] F. Ljunggren. Using elastic layers to improve sound insulation in volume based multi-storey lightweight buildings. In *Proceedings of Inter-Noise, Ottawa, Canada*, 2009.
- [LSH13] F. Ljunggren, C. Simmons, and K. Hagberg. Findings from the akulite project, correlation between measured vibro-acoustic parameters and subjective perception in lightweight buildings. In *Proceedings of Inter-Noise, Innsbruck, Austria*, 2013.
- [MG00] S. P. S. Maluski and M. Gibbs. Application of a finite-element model to low frequency sound insulation in dwellings. *Journal of Acoustical Society of America*, 4 :1741–1751, 2000.
- [MLAB09] M. S. Mosharrof, F. Ljunggren, A. Agren, and J. Brunskog. Prediction model for the impact sound pressure level of decoupled lightweight floors. In *Proceedings of Inter-Noise, Ottawa, Canada*, 2009.
- [MO92] H. J.-P. Morand and R. Ohayon. *Interactions Fluides-Structures*. 1992.
- [Mos10] M. S. Mosharrof. *Study and modelling of lightweight floor structure regarding its acoustic properties*. PhD thesis, Lulea University of Technology, 2010.
- [MSB12] J. N. Montero, A. Sjöström, and D. Bard. Investigation of the vibration transmission through a lightweight junction with elastic layer using the finite element method. In *Proceedings of Inter-Noise, New-York City, USA*, 2012.
- [MSMCVG11] R. Maderuelo-Sanz, M. Martin-Castizo, and R. Vilchez-Gomez. The performance of resilient layers made from recycled rubber fluff for impact noise reduction. *Applied Acoustics*, 72 :823–828, 2011.
- [NC07] B. Naticchia and A. Carbonari. Feasibility analysis of an active technology to improve acoustic comfort in buildings. *Building and Environment*, 42 :2785–2796, 2007.
- [Neg13] J. Negreira. *Vibrations in lightweight buildings - perception and prediction*. *Licentiate dissertation*, 2013.
- [NPF⁺16] C. F. Pambou Nziengui, R. Moutou Pitti, E. Fournely, G. Godi, and F. Dubois. Mechanical characterization of european species : Picea-alba mill and douglas-fir. In *Conference SEMC, Cape Town*, 2016.

- [NZSK09] T. Nightingale, B. Zeitler, S. Schoenwald, and F. King. A hierarchy of flanking transmission paths in lightweight wood frame construction. In *Proceedings of Inter-Noise, Ottawa, Canada*, 2009.
- [oB08] Comité opérationnel Bruit. Pour une approche globale. Technical report, Grenelle de l'Environnement, mars 2008.
- [OLA12] R. Oqvist, F. Ljunggren, and A. Agren. On the uncertainty of building acoustic measurements - case study of a cross-laminated timber construction. *Applied Acoustics*, 73 :904–912, 2012.
- [OMV97] A. Osipov, P. Mees, and G. Vermeir. Low-frequency airborne sound transmission through single partitions in buildings. *Applied Acoustics*, 52 :273–288, 1997.
- [Par89] J. Parmanen. Principles of constructing a short test method for impact sound insulation measurements. *Journal of Sound and Vibration*, 128 :181–194, 1989.
- [PMW07] S. Pedersen, H. Moller, and K. P. Waye. Indoor measurements of noise at low frequencies - problems and solutions. *Journal of low frequency noise, vibration and active control*, 26(4) :249–270, 2007.
- [QNH03] J. D. Quirt, T. R. T. Nightingale, and R. E. Halliwell. Dealing with flanking transmission in wood framed construction. *Canadian Acoustics*, 31 :52–53, 2003.
- [QNH05] J. D. Quirt, T. Nightingale, and R. E. Halliwell. Estimates of flanking paths involving the wall-floor junction in wood frame construction. In *Proceedings of Internoise, Rio de Janeiro, Brazil*, 2005.
- [RDR08] A. Rabold, A. Duster, and E. Rank. Fem based prediction model for the impact sound level of floors. In *Proceedings of Acoustics Paris*, 2008.
- [SB07] L.-G. Sjökvist and J. Brunskog. Modal analysis for floors in lightweight buildings. In *Proceedings of Inter-Noise, Istanbul, Turkey*, 2007.
- [SB13] L.-G. Sjökvist and J. Brunskog. An experimental and statistical study of the behavior of the vibration field in two coupled lightweight wooden joist floors. *Applied Acoustics*, 74 :517–520, 2013.
- [SG11] A. Neves E Sousa and B.M. Gibbs. Low frequency impact sound transmission in dwellings through homogeneous concrete floors and floating floors. *Applied Acoustics*, 72 :177–189, 2011.
- [SGC⁺12] R. Steiger, A. Gülzow, C. Czaderski, M. T. Howald, and P. Niemz. Comparison of bending stiffness of cross-laminated solid timber derived by modal analysis of full panels and by bending tests of strip-shaped specimens. *Eur. J. Wood Prod.*, 70 :141-153, 2012.
- [SGG08] R. Steiger, A. Gülzow, and D. Gsell. Non destructive evaluation of elastic material properties of cross-laminated timber (clt). In *Conference COST E53, Delft, Netherlands*, 2008.
- [SMB⁺11] M. Stani, H. Müllner, O. Bartlome, F. Dolezal, H. Ferk, K. Hagberg, P. Lavisci, A. Lüdemann, B. Östman, A. Rabold, and A. Saarinen. Feasibility study building with wood. Technical report, Federal Institute of Technology Vienna, June 2011.

- [tLA09] R. Öqvist, F. Ljunggren, and A. Agren. Variations in sound insulation in multi-storey lightweight timber constructions. In *Proceedings of Inter-Noise, Ottawa, Canada, 2009*.
- [tLA10] R. Öqvist, F. Ljunggren, and A. Agren. The growth of vibro-acoustic properties of volume based timber buildings during the construction phase. In *Proceedings of the 20th International congress on Acoustics, Sydney, Australia, 2010*.
- [tLA11] R. Öqvist, F. Ljunggren, and A. Agren. Variations in sound insulation in cross laminated timber housing construction. In *Proceedings of Forum Acousticum, Aalborg, Denmark, 2011*.
- [TP08] J.W. Trevathan and J.R. Pearse. The effect of workmanship on the transmission of airborne sound through light framed walls. *Applied Acoustics*, 69 :127–131, 2008.
- [Tri13] A. Tribaleau. *Isolement acoustique de parois aux basses fréquences : programmation d'outils prédictifs et confrontations expérimentales dans le cas de planchers solivés en bois*. PhD thesis, Université du Maine, 2013.
- [TTT12] M.-C. Trouy-Triboulot and P. Triboulot. *Matériau bois - structure et caractéristiques*. 2012.
- [ZNK08] B. Zeitler, T. Nightingale, and F. King. Methods to control low frequency impact noise in wood frame construction. In *Proceedings of Acoustics Paris, 2008*.
- [ZSN10] B. Zeitler, S. Schoenwald, and T. Nightingale. Parametric study of sound transmission through lightweight floors. In *Proceedings of InterNoise, Lisbon, Portugal, 2010*.

THÈSE DE DOCTORAT

David BLON

Influence des jonctions sur le comportement vibro-acoustique d'assemblages de structures bois pour le bâtiment

Influence of the junctions on the vibro-acoustic behaviour of wooden lightweight structures

Résumé

La forte sensibilité des ouvrages bois aux transmissions latérales, vibrations et autres sons basses fréquences représente un obstacle à leur développement. En réponse à cette problématique, le projet VIBRACOUBOIS, dans lequel s'inscrivent ces travaux, vise à développer la caractérisation ainsi que la modélisation des transferts vibro-acoustiques au sein de ces structures. L'objectif principal de ces travaux est donc d'élargir le champ de l'étude expérimentale et numérique à une structure complète constituée de différentes parois et de cavités couplées. Les jonctions, véritables nœuds des systèmes constructifs, sont placées au centre de l'étude. Pour ce faire, un protocole expérimental est développé, permettant d'effectuer des mesures en laboratoire mais également *in-situ* sur des structures réelles. Les résultats de campagnes d'essais effectuées au sein de deux maquettes d'ouvrages bois (ossature et bois massif) grande nature sont présentés. Par ailleurs, en vue de se rapprocher des jonctions réelles du bâtiment, des méthodes numériques de couplage incluant des effets locaux de dissipation sont développées. Une méthode hybride est présentée. Un modèle numérique de la maquette en bois massif, basé sur la méthode des éléments-finis, est créé. Ce modèle intègre la méthode hybride en vue d'obtenir un couplage souple entre les parois, par opposition au couplage classique rigide des éléments-finis. Les résultats d'un processus de recalage portant sur les propriétés des parois et des jonctions ainsi que sur le couplage vibro-acoustique sont présentés.

Mots clés

Vibro-acoustique, bâtiment, bois, jonction, transmissions latérales, éléments-finis, ondes planes

Abstract

Wooden buildings are very sensitive to flanking transmissions, vibrations and low frequency sounds, which interferes with their development. The VIBRACOUBOIS project, in which this research work is part of, aims to respond to this problem by improving the vibro-acoustic transfers characterisation and modelling of these structures. This research work mainly focuses on expanding the experimental and the numerical scope of the study to an entire structure made of coupled walls and air cavities. The junctions, considered critical for the vibration propagation in these buildings, are placed at the center of this work. First, an experimental protocol is presented. It allows to measure both the vibro-acoustic behaviour of laboratory and real structures. The results of test campaigns run on two full-scale experimental mock-ups (timber frame and CLT) are then presented. Secondly, numerical coupling methods that include local dissipation effects are developed, in order to get closer to real junctions behaviour. A hybrid coupling method is presented. A numerical model of the CLT mock-up, based on the finite-elements method, is then created. This model implements the hybrid coupling method in order to create flexible junctions, as opposed to the classic rigid coupling of the finite-elements. Based on the CLT mock-up experimental measurements, the results of an adjustment process of the walls and the junctions properties used in the numerical model is finally presented.

Key Words

Vibro-acoustics, lightweight buildings, timber, junction, flanking transmissions, finite-elements, plane waves