

# ÉTUDE NUMÉRIQUE DE LA ROBUSTESSE DES MÉTHODES TPA ET CB-TPA POUR L'ÉVALUATION DU BRUIT DE STRUCTURE DANS LES AÉRONEFS INDUIT PAR LES SYSTÈMES VIBRANTS

par

Valentin ROLLAND

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE  
COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE  
LA MAÎTRISE EN GÉNIE MÉCANIQUE  
M. sc. A.

MONTRÉAL, LE 19 AOÛT 2020

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE  
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC



Valentin ROLLAND, 2020



Cette licence [Creative Commons](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/) signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette œuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'œuvre n'ait pas été modifié.

**PRÉSENTATION DU JURY**  
**CE RAPPORT MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ**  
**PAR UN JURY COMPOSÉ DE :**

M. Doutres, directeur de mémoire  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Dupont, codirecteur de mémoire  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Jahazi, président du jury  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Lalonde, examinateur externe  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Etchessahar, examinateur externe  
BOMBARDIER AEROSPACE

**IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY**

**LE 31 JUILLET 2020**

**À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE**





## REMERCIEMENTS

Je voudrais tout d'abord remercier Olivier Doutres, Thomas Padois et Thomas Dupont pour le soutien, leur disponibilité et les conseils avisés qu'ils m'ont apportés tout au long de cette maîtrise.

Je remercie également les membres du jury, pour le temps dédié à l'étude de ce mémoire et à son amélioration.

Je salue également Simon Prenant avec qui j'ai fait équipe et tous les autres membres du Groupe de Recherche en Acoustique de Montréal avec qui j'ai partagé ces deux années.

Je souhaite souligner l'engagement de nos partenaires industriels qui ont démontré un fort intérêt pour le projet et nous ont permis de visiter leurs installations. Je n'oublie pas également nos partenaires universitaires de Sherbrooke avec qui nous avons collaboré.

J'exprime ma gratitude envers les organismes CARIC-CRIAQ qui ont financé ce projet de recherche.

Je suis reconnaissant envers les personnels des services des relations internationales de l'ETS et de l'ISAT qui ont rendu ce double diplôme possible.

Enfin j'ai une pensée particulière pour mes proches et mes amis qui ont toujours été là pour moi et me soutiennent dans la réalisation de mes projets.



# Étude numérique de la robustesse des méthodes TPA et CB-TPA pour l'évaluation du bruit de structure dans les avions induit par les systèmes vibrants

Valentin ROLLAND

## RÉSUMÉ

Les avions sont équipés de systèmes responsables de vibrations se propageant au sein de la structure jusqu'aux panneaux intérieurs produisant du bruit dans la cabine. Ce bruit est appelé le *bruit de structure* (engl, Structure Borne Noise SBN), et est une des composantes principales du niveau sonore dans la cabine affectant le confort de tous les usagers. Le SBN résulte de l'assemblage d'une source de vibration sur une structure réceptrice généralement développées indépendamment : la structure réceptrice par l'avionneur et la source de vibration par un fournisseur. L'assemblage des deux composantes engendre un fort niveau de SBN dans la cabine si elles n'ont pas été développées en tenant compte de leur assemblage. Il est donc primordial de mettre en place une méthodologie robuste permettant (i) à l'avionneur d'émettre des spécifications pertinentes vers le fournisseur et lui donner les moyens de les vérifier (ii) caractériser les composantes de manière indépendante, (iii) prédire le SBN généré par l'assemblage à partir des caractéristiques des sous-structures découplées et (iv) modifier les composantes afin de réduire le SBN. Les méthodes *d'analyse par chemins de transferts basées sur les composantes* (engl, Component Based Transfer Path Analysis, CB-TPA) sont envisagées, car basées sur des propriétés passives des composantes (mobilités) et des propriétés actives intrinsèques de la source. D'autres méthodes, les TPA par *inversion des forces* (engl, TPA Inverse Force Synthesis, TPA-IFS) permettent de prédire le SBN à partir des propriétés passives de la structure réceptrice seule (mobilités) et des vitesses opérationnelles générées par la source sur l'assemblage. Les TPA-IFS sont régulièrement utilisées et bien qu'inadaptées aux contraintes de conception en aéronautiques (car nécessitant des mesures sur l'assemblage), elles seront comparées à titre indicatif aux méthodes CB-TPA. Les méthodes TPA et CB-TPA sont adaptées au contrôle du SBN mais sont encore peu appliquées dans l'industrie à cause d'erreurs expérimentales affectant significativement la justesse du SBN prédit. Deux types d'erreurs associés à la caractérisation des mobilités des sous-structures sont étudiés : (i) une erreur de type modèle liée au nombre de degrés de liberté considéré (engl. Degrees of Freedom, (DoFs)) et (ii) une erreur de type opérateur liée aux impacts « imparfaits » de marteau. Un modèle numérique a été développé afin d'évaluer l'impact de ces deux types d'erreurs sur la robustesse des méthodes TPA et CB-TPA pour diverses complexités d'assemblages et d'excitations vibratoires. Les résultats montrent que la translation selon l'axe normal au contact permet de parfaitement prédire les vitesses en un point cible de la structure réceptrice dans la direction normale dans le cas d'assemblage et de comportement vibratoire simples (assemblage de poutre et excitation interne normale pure). Dans les cas plus complexes (i.e., source qui génère des moments internes et plaque et source avec un comportement modal fort), les prédictions sont globalement satisfaisantes mais des écarts localisés en fréquence peuvent être observés et aboutir à de grandes erreurs de prédictions de SBN pour des sources tonales (pompes hydrauliques). Pour des prédictions exactes, les méthodes TPA-IFS nécessitent les termes d'amplitude élevé de la mobilité de la structure réceptrice et les CB-TPA ceux des

## VIII

mobilités des deux sous-structures (lorsque le ratio de mobilité est proche de 1). Les erreurs opérateurs s'avèrent être moins critiques que les erreurs de type modèle. Les mobilités de faibles amplitudes n'améliorent pas les prédictions et augmentent l'effet des erreurs opérateurs. L'identification de ces dernières pour les retirer des calculs est nécessaire pour l'obtention de prédictions robustes.

**Mots clés :** bruit de structure (SBN), CB-TPA, TPA, mobilité, propagation d'incertitude

# **Numerical study of the TPA and CB-TPA methods' robustness for the assessment of the structure-borne noise in an aircraft cabin due to vibrating equipment**

Valentin ROLLAND

## **ABSTRACT**

Aircrafts are equipped with many vibrating systems. These vibrations propagate from the structure of the devices to the cabin interior panels and thus generating noise. This noise, called Structure Borne Noise (SBN), contribute significantly to the global sound level in the cabin affecting the comfort of passengers and crew members. The SBN results from the assembly of a vibration source on a receiving structure generally developed independently: the receiving structure by the aircraft manufacturer and the vibration source by a supplier. The assembly of both components lead to high level of SBN in the cabin if they are not properly developed, taking into account their assembly. It is therefore essential to use a robust methodology allowing (i) the aircraft manufacturer to deliver relevant specifications to the supplier and give him the means to verify them (ii) characterize the components independently, (iii) predict the SBN generated by the assembly from the characteristics of the decoupled substructures and (iv) modify the components in order to reduce the SBN. Component Based Transfer Path Analysis (CB-TPA) are well suited because they are based on passive properties of the components (mobilities) and intrinsic active properties of the source. Other methods, TPA Inverse Force Synthesis (IFS) allow predicting SBN from the passive properties of the receiving structure (mobilities) and the operational speeds generated by the source on assembly. TPA-IFS are regularly used and although unsuitable to design constraints in aeronautics (because they require measurements on the assembly), they will be used to validate CB-TPA methods. The TPA and CB-TPA methods are suitable for controlling SBN but are widespread in the industry due to experimental errors significantly affecting the accuracy of predicted SBN. Two types of errors associated with the characterization of the mobility of substructures are studied in this work: (i) the model error related to the number of degrees of freedom considered (DoFs) and (ii) the operator error related to "incorrect" hammer impacts. A numerical model has been developed to assess the impact of these two types of errors on the robustness of the TPA and CB-TPA methods for various complexities of assemblies and vibrational excitations. The results show that the translation along the axis normal to the contact allows for perfectly predicting the velocity at a target point on the receiving structure in the normal direction in the case of simple assembly and vibratory behavior (beam assembly and pure normal internal excitation). In the more complex cases (i. e., source which generates internal moments and plate and source with a high modal behavior), the predictions are globally in good agreement with the reference but localized errors in frequency can be observed and can lead to large discrepancies in the predictions of SBN for tonal sources (such as hydraulic pumps). For exact predictions, the TPA-IFS methods require the terms of high amplitude of the mobility of the receiving structure and the CB-TPA those of the mobilities of the two substructures (when the mobility ratio is close to 1). Operator errors appear to be less critical than model errors. Mobility at low amplitudes does not improve predictions and

increases the effect of operator errors. For obtaining robust predictions, it is necessary to identify and remove the operator errors from calculations.

**Keywords :** Structure Borne Noise (SBN), CB-TPA, TPA, mobilities, uncertainties propagation

## TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION .....	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE .....	5
1.1 Méthodes de prédiction du SBN .....	5
1.1.1 Mobilité des structures .....	5
1.1.2 Le SBN.....	8
1.1.3 TPA par inversion des forces (TPA-IFS).....	10
1.1.4 CB-TPA .....	11
1.1.5 Les sources d'incertitudes .....	15
1.2 Présentation d'assemblage utilisé pour l'étude du SBN .....	25
1.2.1 Les assemblages de poutres .....	25
1.2.2 Les assemblages sur plaque .....	26
1.2.3 Les assemblages de référence .....	28
1.2.4 Les assemblages complexes.....	29
1.2.5 Discussion .....	30
CHAPITRE 2 MÉTHODOLOGIE.....	31
2.1 Présentation des assemblages .....	32
2.2 Modèles numériques .....	34
2.2.1 Les sources.....	35
2.2.2 Les structures réceptrices.....	40
2.3 Effet de la complétude des matrices de mobilité .....	42
2.4 Propagation des incertitudes de type « opérateur » .....	44
2.5 Description des bancs de mesure et des structures caractérisées .....	47
CHAPITRE 3 ÉTUDE DES COMPORTEMENTS PASSIFS ET ACTIFS DES SOUS-STRUCTURES .....	51
3.1 Les sources.....	51
3.1.1 La pompe hydraulique .....	51
3.1.2 Le bloc .....	55
3.1.3 La poutre .....	60
3.1.4 Synthèse et comparaison des sources .....	67
3.2 Les structures réceptrices.....	68
3.2.1 Mobilités des structures réelles.....	68
3.2.2 Mobilités de la poutre .....	70
3.2.3 Mobilités de la plaque .....	72
3.2.4 Synthèse et comparaison des mobilités des structures réceptrices .....	74
CHAPITRE 4 ÉTUDE DE LA ROBUSTESSE DES MÉTHODES TPA ET CB-TPA...	76
4.1 Effet de la complétude des matrices de mobilité : Excitation#1 .....	76
4.1.1 Complétude Z.....	77

4.1.2	Effet de la complétude matricielle .....	82
4.2	Effet de la complétude des matrices de mobilités : excitation#2 ( $F_z$ , $M_x$ et $M_y$ ).....	89
4.2.1	Complétude Z.....	89
4.2.2	Effet de la complétude matricielle .....	95
4.3	Effet des erreurs opérateurs .....	102
4.3.1	Convergence de la méthode Monte-Carlo .....	102
4.3.2	Cas #1 : Excitation #1 .....	104
4.3.3	Cas #2 : Excitation#2 .....	107
CONCLUSION .....		111
RECOMMANDATIONS .....		117
LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....		119



## LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 2.1	Présentation des comportements dynamiques imposés aux sources.....40
Tableau 2.2	Coordonnées de ces positions remarquables des structures réceptrices ....41
Tableau 2.3	Tableau récapitulatif des matériaux modélisés .....42
Tableau C.1	Récapitulatif qualitatif de la précision des prédictions en fonction de l'assemblage, de l'excitation interne, de la méthode et de la complétude choisis.....114
Tableau C.2	Recommandations pour la prédiction du SBN en milieu aéronautique...116



## LISTE DES FIGURES

	Page
Figure I.1	Cycle de vie du développement d'un produit par modèle en V extrait de van der Seijs, 2016.....2
Figure 1.1	Matrice de mobilité .....7
Figure 1.2	Schéma illustratif du concept de bruit de structure et du problème de chemins de transferts (a) méthode directe (b) méthode TPA (sans prise en compte de la contribution aérienne <i>HABq1</i> ) .....9
Figure 1.3	Schéma du concept de forces équivalentes obtenues lorsque la source est éteinte .....12
Figure 1.4	Schéma des méthodes de caractérisation des forces équivalentes par : (a) les vitesses libres, (b) les forces bloquées, (c) les forces bloquées obtenues indirectement à l'aide d'un banc d'essai non rigide.....12
Figure 1.5	Répartition des impacts de marteau, (a) excitation automatisée et (b) excitation manuelle. Figure extraite de (Bediz et al., 2014) .....17
Figure 1.6	Synthèse des assemblages poutre sur poutre étudiés dans la littérature ....26
Figure 1.7	Synthèse des assemblages sources sur plaques réceptrices étudiées dans la littérature.....28
Figure 1.8	Synthèse des assemblages de référence étudiés dans la littérature .....29
Figure 1.9	Synthèse des assemblages complexes étudiés dans la littérature.....30
Figure 2.1	Récapitulatif des assemblages, des sources et des structures réceptrices, réelles, de laboratoire et modélisé.....34
Figure 2.2	Présentation des sources maillées, (a) bloc et (b) poutre .....35
Figure 2.3	Schéma de principe du défaut de centrage de la tête d'impédance vue de dessous (a) modèle du bloc et (b) modèle de la poutre .....36
Figure 2.4	Schéma des structures réceptrices et des positions remarquables, (a) poutre et (b) plaque .....41
Figure 2.5	Présentation des complétudes : (a) complétude Z, matrice de dimension $[1 \times 1]$ , (b) complétude TDoFs, matrice de dimension

	[3×3], (b) complétude OOP, matrice de dimension [3×3], (b) complétude Totale matrice de dimension [6×6] .....43
Figure 2.6	Modélisation des incertitudes opérateur (a) défaut d'orientation de l'impact lors de la caractérisation de la mobilité de la source au point de contact YA (b) défaut de positionnement de l'impact observé expérimentalement (c) défaut de positionnement modélisé.....45
Figure 2.7	Schéma des étapes de propagation des erreurs opérateurs dans les calculs TPA et CB-TPA.....46
Figure 2.8	Présentation des installations expérimentales .....49
Figure 3.1	(a) Circuit hydraulique d'un avion extrait de (« Challenger 604, Pilot Training Guide », 2003) et (b) Photographie de la pompe 2B suspendue avec le point de mesure encerclé en rouge.....52
Figure 3.2	Mobilité de la pompe hydraulique (en condition de suspension libre approximative) en translation, moyenne (en traits continus) accompagnée de l'écart type (aire), mesurée selon X (en vert), selon Y (en rouge) et selon Z (en bleu).....53
Figure 3.3	Présentation de la pompe 2B installée et du point de contact mesuré .....54
Figure 3.4	Autospectre de la vitesse $u_2$ , (a) en douzième d'octaves, (b) en bandes fines, en translation selon l'axe X (en vert), l'axe Y en (en rouge) et l'axe Z (en bleu).....55
Figure 3.5	Convergence du maillage de la source bloc dans le cadre d'une analyse modale.....56
Figure 3.6	Simulations des mobilités de la source bloc, mobilités directes $Y_{2x2xA}$ , $Y_{2y2yA}$ et $Y_{2\theta z2MzA}$ (en violet), liées à une mesure selon Z (en bleu), liées à une mesure autour de X (en rouge), liées à une mesure autour de Y (en vert), la mobilité analytique d'une masse (en tirets oranges) et les autres mobilités (en gris).....57
Figure 3.7	Vitesses libres $u_{2free}$ du bloc, excitation#1 (en rouge) et excitation#2 (en vert) .....58
Figure 3.8	Efforts bloqués $f_{2bl}$ produits par le bloc, excitation#1 (en rouge) et excitation#2 (en vert) .....59
Figure 3.9	Modèle avec les trous de la poutre expérimentale .....60
Figure 3.10	Mobilité $Y_{22A}$ de la poutre estimée par le modèle numérique (en rouge) et par la mesure (en vert).....61

Figure 3.11	Simulations des mobilités de la source poutre, mobilités directes $Y2x2xA$ , $Y2y2yA$ et $Y2\theta z2MzA$ (en violet), liées à une mesure selon $Z$ (en bleu), liées à une mesure autour de $X$ (en rouge), liées à une mesure autour de $Y$ (en vert) et les autres mobilités (en gris).....63
Figure 3.12	Mobilité simulée $Y22A$ de la poutre : moyenne sur 20 impacts imparfaits (en traits continus) accompagnées de l'écart type (aires) et de la mobilité pour un impact parfait (en tirets), mesurées selon $X$ (en vert), mesurées selon $Y$ (en rouge) et mesurées selon $Z$ (en bleu).....64
Figure 3.13	Vitesses libres $u2free$ au pied de la source poutre soumise à l'excitation#1 (en rouge) et l'excitation#2 (en vert) .....65
Figure 3.14	Efforts bloqués $f2bl$ produits par la poutre, excitation#1 (en rouge) et excitation#2 (en vert) .....66
Figure 3.15	Mobilités directes des sources au point de contact, (a) $Y2X2XA$ , (b) $Y2Y2YA$ , (c) $Y2Z2ZA$ , calculées pour la source bloc (en vert), calculées pour la source poutre à 1 pied (en bleu) et mesurées sur la pompe hydraulique (en rouge) .....67
Figure 3.16	Photographies, (a) de la structure réceptrice d'avion caractérisée in-situ dans un appareil de type Challenger à l'École National de l'Aérotechnique, (b) de la structure réceptrice de la tranche d'avion de type CRJ et localisé à l'ETS .....69
Figure 3.17	Mobilité de la structure réceptrice d'avion en translation, moyenne (en traits continus) accompagnées de l'écart type (aires), mesurées à l'ENA selon $X$ (en vert), selon $Y$ (en rouge) et selon $Z$ (en bleu) et mesuré à l'ETS selon $Z$ (en orange) .....70
Figure 3.18	Simulations des mobilités de la poutre réceptrice, mobilités directes $Y2x2xB$ , $Y2y2yB$ et $Y2\theta z2MzB$ (en violet), liées à une mesure selon $Z$ (en bleu), liées à une mesure autour de $X$ (en rouge), liées à une mesure autour de $Y$ (en vert) et les autres mobilités (en gris) .....71
Figure 3.19	Mobilité $Y22B$ de la poutre réceptrice : moyenne sur 20 impacts imparfaits (en traits continus) accompagnées de l'écart type (aires) et de la mobilité pour un impact parfait (en tirets), mesurées selon $X$ (en vert), mesurées selon $Y$ (en rouge) et mesurées selon $Z$ (en bleu) .....72
Figure 3.20	Validation de la mobilité de plaque réceptrice prédite par le modèle numérique, mesure (en vert), prédiction (en rouge) .....73
Figure 3.21	Simulations des mobilités de la plaque réceptrice, mobilités directes $Y2x2xB$ , $Y2y2yB$ et $Y2\theta z2MzB$ (en violet), liées à

	une mesure selon $Z$ (en bleu), liées à une mesure autour de $X$ (en rouge), liées à une mesure autour de $Y$ (en vert) et les autres mobilités (en gris) .....	74
Figure 3.22	Mobilité $Y2Z2ZB$ , résultats expérimentaux de la plaque (en vert), avion ETS (en orange), avion ENA (en bleu) et résultats simulés de la plaque (en rouge) et de la poutre (en violet).....	75
Figure 4.1	Vitesse $u3z$ simulée et estimée par les méthodes TPA et CB-TPA. Cas de l'assemblage bloc/poutre réceptrice avec l'Excitation#1 et une complétude $Z$ .....	77
Figure 4.2	Vitesse $u3z$ simulée et estimée par les méthodes TPA et CB-TPA. Cas de l'assemblage poutre/poutre réceptrice avec l'Excitation#1 et une complétude $Z$ .....	79
Figure 4.3	Vitesse $u3z$ simulée et estimée par les méthodes TPA et CB-TPA. Cas de l'assemblage poutre/plaque réceptrice avec l'Excitation#1 et une complétude $Z$ .....	80
Figure 4.4	(a)-(c) : Vitesse $u3z$ simulée et estimée par la méthode CB-TPA-Moorhouse. Cas de l'assemblage poutre/plaque réceptrice avec l'Excitation#1 et une complétude $Z$ : (a) large bande; (b) zoom sur la bande de fréquences [0-200 Hz], (c) zoom sur la bande de fréquences [450-550 Hz]. (d)-(f) : Déformées modales de l'assemblage à (d) 153 Hz, (e) 490 Hz et (f) 513 Hz .....	82
Figure 4.5	Détail des composantes formant $u3z$ .....	83
Figure 4.6	Composantes de $u3z$ dans le cas de l'assemblage poutre/poutre [(a)-(d)] et poutre/plaque [(e)-(h)], les mobilités $Y3z2xB$ , $Y3z2yB$ et $Y3z2\theta zB$ sont inférieures à la référence dans le cas de la plaque.....	85
Figure 4.7	Comparaison de l'amplitude moyenne observée sur $Y32B$ et $g2B$ pour les assemblages bloc/poutre et poutre/plaque dans le cas de l'Excitation#1.....	86
Figure 4.8	Vitesse $u3z$ simulée et estimée par les méthodes TPA (seconde ligne) et CB-TPA (première ligne) dans le cas de l'assemblage poutre/plaque réceptrice avec l'Excitation#1 et les complétudes TDoFs (première colonne), OOP (seconde colonne) et Totale (troisième colonne).....	87
Figure 4.9	Efforts d'interface $g2B$ simulés et estimés par les méthodes CB-TPA-Moorhouse et TPA-IFS-22. Cas de l'assemblage poutre/plaque réceptrice avec une excitation selon $Z$ et les complétudes Totales et OOP.....	88

Figure 4.10	Vitesse $u_{3z}$ obtenue directement et estimée par les méthodes TPA et CB-TPA. Cas de l'assemblage bloc/poutre réceptrice avec l'excitation#2 et une complétude Z.....	90
Figure 4.11	Déformées modales aux résonances de l'assemblage bloc/poutre .....	91
Figure 4.12	Vitesse $u_{3z}$ obtenue directement et estimée par les méthodes TPA (seconde ligne) et CB-TPA (première ligne). Cas de l'assemblage poutre/poutre réceptrice avec l'excitation#2 et une complétude Z .....	93
Figure 4.13	Vitesse $u_{3z}$ obtenue directement et estimée par les méthodes TPA (seconde ligne) et CB-TPA (première ligne). Cas de l'assemblage poutre/plaque réceptrice avec l'excitation#2 et une complétude Z .....	94
Figure 4.14	Comparaison de l'amplitude moyenne observée sur $Y_{32B}$ et $g_{2B}$ pour les assemblages poutre/plaque dans le cas de l'excitation#2 .....	96
Figure 4.15	Vitesse $u_{3z}$ obtenue directement et estimée par les méthodes TPA (seconde ligne) et CB-TPA (première ligne) dans le cas de l'assemblage poutre/plaque réceptrice avec l'excitation#2 et les complétudes TDoFs (première colonne), OOP (seconde colonne) et Totale (troisième colonne) .....	97
Figure 4.16	Amplitudes moyennées sur la fréquence des termes des mobilités des sous-structures (A : source poutre et B : plaque réceptrice) et de leur somme .....	99
Figure 4.17	Présentation des complétudes « OPTI » des sous-structures : (a) pour la source poutre, (b) pour la structure réceptrice .....	99
Figure 4.18	Vitesse $u_{3z}$ obtenue directement et estimée par les méthodes CB-TPA-Vf et Vf dans le cas de l'assemblage poutre/plaque réceptrice avec l'excitation#2 et les complétudes OPTI.....	100
Figure 4.19	Évolution de l'écart type moyenné en fonction du nombre de vitesses estimées.....	103
Figure 4.20	Comparaison des prédictions avec ou sans défauts opérateur dans le cas de l'assemblage poutre/poutre, de l'excitation#1 et de la complétude Z .....	105
Figure 4.21	Comparaison des prédictions avec ou sans défaut opérateur dans le cas de l'assemblage poutre/poutre, de l'excitation#1 et de la complétude TDoFs.....	106

Figure 4.22	Comparaison des prédictions avec ou sans défaut opérateur dans le cas de l'assemblage poutre/poutre, de l'excitation #2 et de la complétude $Z$ .....	108
Figure 4.23	Comparaison des prédictions avec ou sans défaut opérateur dans le cas de l'assemblage poutre/poutre, de l'excitation#2 et de la complétude TDoFs.....	110



## LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

CB-TPA	Component Based Transfer Path Analysis Analyse par chemins de transferts basées sur les composantes
DoFs	Degrees of Freedom Degrés de liberté
DS	Dynamic Substructuring Sous structuration dynamique
ETS	École de Technologie Supérieure
Fbl	Blocked Forces Forces bloquées
FFT	Fast Fourier Transform Transformé de Fourier Rapide
FRAC	Frequency Response Assurance Criterion Critère d'assurance de réponse en fréquence
FRF	Fonction de Réponse en Fréquence
GRAM	Groupe de Recherche en Acoustique à Montréal
ICC	Interface Completeness Criterion Critère de complétude de l'interface
LM-FBS	Lagrange Multiplier Frequency Based Substructuring Multiple de Lagrange dans les équations de sous-structuration fréquentielle
MAC	Modal Assurance Criterion Critère d'assurance modale
OOP-DoFs	Out of Plane Degrees of Freedom Degrés de liberté hors du plan
RDoFs	Rotational Degrees of Freedom Degrés de liberté en rotation
SBN	Structure Borne Noise Bruit de structure

TDofS	Translational Degrees of Freedom Degrés de libertés en translation
TPA	Transfer Path Analysis Analyse par chemins de transferts par
TPA-IFS	Transfer Path Analysis Inverse Force Synthesis Analyse par chemins de transferts par inversion des forces
VF	Vitesses Libres
VP	Virtual Point Point virtuel

## LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

### Opérateurs

Symboles	Descriptions
$(.)^{-1}$	Inverse de $(.)$
$(.)^{+}$	Pseudo-inverse de $(.)$
$(.)^H$	Conjugué complexe de $(.)$
$(.)_{ij}$	Terme $(.)$ lié à des positions et des directions spécifiées par $i$ et $j$
$(.)^X$	Terme $(.)$ associé à la structure $X$
$\sum (.)$	Somme de $(.)$
$j$	Le nombre complexe

### Structures

Symboles	Descriptions
$(.)^A$	Terme $(.)$ associé à la sous-structure active $A$ découplée
$(.)^B$	Terme $(.)$ associé à la sous-structure passive $B$ découplée
$(.)^{AB}$	Terme $(.)$ associé à la structure $AB$ couplée
$(\hat{.})$	Terme $(.)$ estimé

### Quantités

Symboles	Descriptions
$Y_{ij}^X$	Mobilité du système $X$ pour une mesure de vitesse en position et direction $i$ sous l'effet d'un effort de position et direction $j$
$C_{ij}^X$	Compliance du système $X$ pour une mesure de vitesse en position et direction $i$ sous l'effet d'un effort de position et direction $j$

$H^X$	Fonction de transfert vibro-acoustique du système $X$
$a_i$	Accélération mesurée en position et direction $i$
$u_i$	Vitesse mesurée en position et direction $i$
$f_j$	Effort mesuré en position et direction $j$
$g_j^X$	Effort d'interface du système $X$ mesuré en position et direction $j$
$f$	La fréquence
$w$	La pulsation
$\pi$	Le nombre Pi
$p$	La pression acoustique
$q$	Le débit acoustique
$\sigma$	L'écart type
$m$	La masse
$\mu$	La valeur moyenne
$N$	Le nombre d'itérations

## INTRODUCTION

Les avions et les hélicoptères sont équipés de nombreux systèmes, indispensables à leurs fonctionnements, responsables de vibrations à savoir (i) les moteurs générant des vibrations basses fréquences, (ii) les mécanismes de transmission générant des vibrations à moyennes fréquences, (iii) les systèmes hydrauliques (pompes et circuits) générant des vibrations à moyennes et hautes fréquences et (iv) les composants électriques générant des vibrations à hautes fréquences. Ces vibrations se propagent au sein de la structure des appareils jusqu'aux panneaux intérieurs produisant du bruit dans la cabine. Ce bruit est appelé le *bruit de structure* (engl, Structure Borne Noise, (SBN)), et est une des composantes principales du niveau sonore dans les cabines d'avions ou d'hélicoptères. Il affecte le confort des passagers et les capacités de communication des membres d'équipage (Zhang et al., 2019).

Le bruit de structure résulte de l'assemblage d'une source de vibration sur une structure réceptrice. Ces deux composantes sont généralement développées indépendamment, la source de vibration par un fournisseur et la structure réceptrice par l'avionneur. L'assemblage des deux composantes peut mener à de forts niveaux sonores si celles-ci n'ont pas été développées adéquatement. Il est donc primordial que l'avionneur, lors de la conception d'un nouveau produit, soit en mesure d'émettre des spécifications claires aux fournisseurs concernant les caractéristiques vibratoires des composantes afin de minimiser le SBN. Dans le cas contraire, les conséquences de spécifications incorrectes sont constatées tardivement lors de la phase de validation et il est très coûteux d'émettre de nouvelles spécifications. Le modèle de gestion de projet en V utilisé dans les milieux aéronautique et automobile est linéaire (voir Figure I.1). Ce modèle, une fois le besoin défini, comporte 3 étapes de conception allant du produit en général vers le détail de chaque pièce (spécification, décomposition des systèmes et design des composantes). S'en suivent 4 étapes allant de chaque composante au produit fini (fabrication unitaire, intégration des pièces, vérification du système et test d'acceptation du produit). Le cycle en V termine par la maintenance du produit durant toute sa durée de vie. Le contrôle du SBN implique de mettre en place une méthodologie adaptée aux étapes de conceptions en

aéronautique basée sur une caractérisation indépendante des composantes (sources et structures réceptrices).

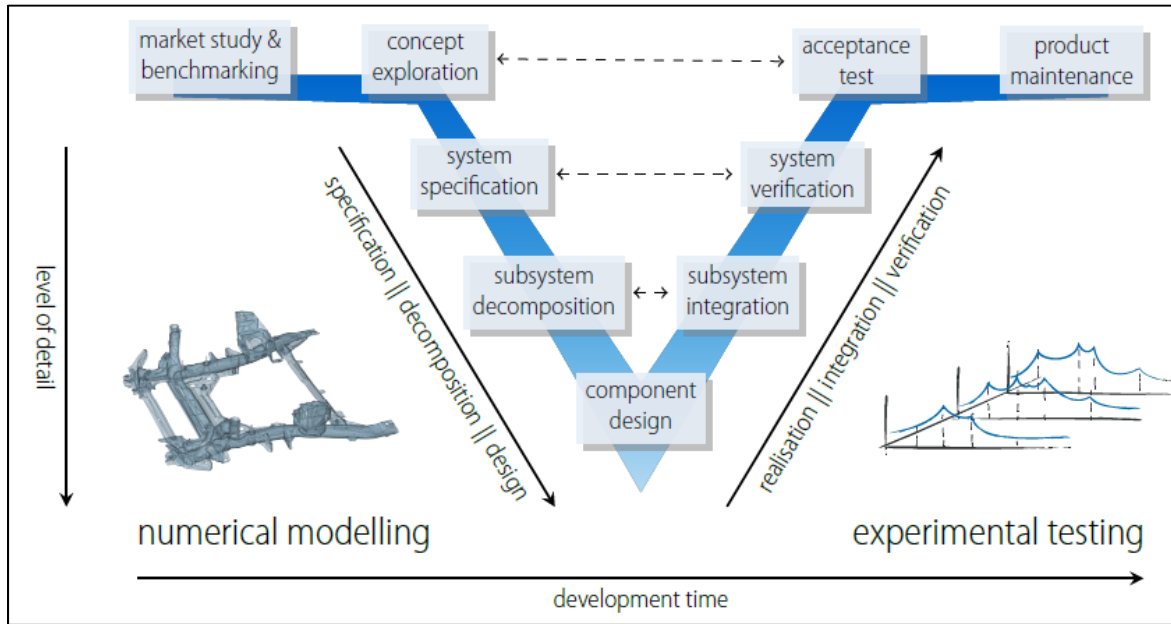


Figure I.1 Cycle de vie du développement d'un produit par modèle en V extrait de van der Seijs, 2016

Des méthodes connues sous le nom de *méthode d'analyse par chemins de transferts basées sur les composantes* (engl, Component Based Transfer Path Analysis, (CB-TPA)) (présentées en détail section 1.1.4), ont été développées pour les automobiles et l'ingénierie civile. Elles sont basées sur la mesure (i) des propriétés passives des composantes (mobilités de la source de vibration et de la structure réceptrice), (ii) des propriétés actives intrinsèques à la source (forces bloquées ou vitesses libres) et (iii) d'une fonction de transfert vibroacoustique (correspondant au bruit dans la cabine quand la structure réceptrice est soumise à une vibration). Malgré des années de développement, ces méthodes sont peu répandues dans le milieu industriel à cause des défis expérimentaux qu'elles représentent. D'autres méthodes connues sous le nom de *méthode d'analyse par chemins de transferts inversion des forces* (engl, TPA Inverse Force Method, (TPA-IFS)) (présentées en détail section 1.1.3) permettent de prédire le SBN à partir (i) des propriétés passives de la structure réceptrice seule (mobilités) et (ii) des vitesses opérationnelles générées par la source sur l'assemblage. Ces méthodes sont

très répandues pour caractériser le SBN et bien qu'inadaptées à la phase de conception en domaines aéronautiques car reposant sur des mesures sur le système couplé, elles seront comparées aux méthodes CB-TPA à titre indicatif.

L'adaptation de ces méthodes CB-TPA aux spécificités du domaine aéronautique est étudiée dans le cadre du projet « CARIC/CRIAQ ENV-1605 » à bas niveau de maturité technologique réunissant trois partenaires industriels (Bombardier Aerospace, Parker Canada et Bell hélicoptère) et deux universités (l'université de Sherbrooke et l'École de technologie supérieure (ÉTS)). Ce projet se divise en deux parties indépendantes (i) les systèmes lourds tels que les transmissions d'hélicoptère étudiés par l'équipe de l'université de Sherbrooke et (ii) les systèmes légers tels que les pompes hydrauliques étudiés par l'équipe de l'ÉTS. Cette dernière est dirigée par Olivier Doutres (directeur de projet), co-dirigée par Thomas Dupont (professeur) et assistée par Thomas Padois (associé de recherche). Le projet inclut une thèse de doctorat réalisée par Simon Prenant et une maîtrise dont les résultats sont présentés dans ce document.

L'objectif du projet CARIC/CRIAQ ENV-1605 est de développer et valider des méthodes de type ingénieur pour prédire le SBN généré dans la cabine des avions et des hélicoptères par les systèmes vibrants. Ce projet se divise en cinq tâches qui sont (i) l'identification des méthodes récemment développées de CB-TPA qui pourraient être prometteuses dans le cadre des spécificités aéronautiques (ii) le développement d'un banc de test de laboratoire pour les systèmes légers permettant d'évaluer la robustesse des méthodes précédemment identifiées (iii) la caractérisation des propriétés actives et passives de structures réelles (structure d'avion et pompe hydraulique), (iv) la validation des méthodes de prédiction du SBN et (v) le développement d'un outil de prédiction et d'analyse du SBN pour les partenaires industriels. Au sein de ce projet, les travaux de la maîtrise ont consisté à participer aux tâches (i) à (iv) du projet.

L'objectif de cette maîtrise est d'étudier la robustesse des principales méthodes de prédiction de SBN de type CB-TPA et leur applicabilité à des assemblages aéronautiques incluant des sources légères telles que les pompes hydrauliques.

La méthodologie adoptée pour atteindre cet objectif est composée des étapes suivantes, (i) l'identification des méthodes de CB-TPA, (ii) la caractérisation des propriétés passives et actives des composantes pour contrôler la complexité des assemblages et (iii) la modélisation numérique d'assemblages de complexité croissante afin d'étudier la robustesse des méthodes TPA et CB-TPA et (iv) la propagation des erreurs opérateurs dans les méthodes TPA et CB-TPA.

Ce mémoire se décompose en 4 chapitres. Le premier présente la revue de la littérature sur le SBN. Les notions théoriques nécessaires à la compréhension des méthodes de prédiction du SBN sont présentées. Le second chapitre présente la méthodologie adaptée pour atteindre l'objectif de ce projet de maîtrise. Le troisième chapitre présente la caractérisation active et passive des composantes « simples » de laboratoire étudiées et les compare avec des données obtenues sur structures aéronautiques réelles afin de discuter de l'applicabilité des méthodes identifiées à ce domaine. Le quatrième chapitre s'intéresse à l'étude d'assemblages de complexité croissante et à la robustesse des méthodes TPA et CB-TPA pour deux types d'erreur : une erreur de type « modèle » liée à la prise en compte des *degrés de liberté* (engl, Degrees of Freedom (DoFs)) et une erreur de type « opérateur » liée à la qualité des impacts au marteau lors de la phase de caractérisation des propriétés passives des sous-structures.



## CHAPITRE 1

### REVUE DE LA LITTÉRATURE

La revue de littérature expose différentes méthodes de prédiction du SBN ainsi que leurs limites. Une liste d'assemblages utilisés dans la littérature pour étudier ces méthodes est également présentée.

#### 1.1 Méthodes de prédiction du SBN

Cette section introduit le concept de mobilité essentiel aux méthodes de prédiction du SBN qui sont présentées par la suite. Finalement, les limites de ces dernières, notamment les sources d'incertitudes, sont discutées.

##### 1.1.1 Mobilité des structures

Les méthodes TPA et CB-TPA sont basées sur des équations utilisant des admittances, définies comme l'inverse de l'impédance, correspondant à la capacité d'un système mécanique de se mouvoir sous l'effet d'un effort. L'admittance d'un système  $X$ , notée  $Y_{ij}^X$  est donnée par le ratio entre une quantité de mouvement  $u_i$  au point  $i$  et un effort  $f_j$  appliqué au point  $j$ :

$$Y_{ij}^X = \frac{u_i}{f_j}. \quad (1.1)$$

La quantité de mouvement peut être un déplacement, une vitesse ou une accélération. La mobilité est le ratio entre la vitesse (de translation ou de rotation) et un effort (force ou moment).

Considérant les 6 DoFs correspondant aux 3 translations et 3 rotations possibles dans un repère cartésien, la mobilité s'écrit comme une matrice  $6 \times 6$  (voir Figure 1.1). Tous les termes de

l'équation (1.1) dépendent de la fréquence ( $f = \omega/2\pi$ , avec  $\omega$  la pulsation) qui est omise pour simplifier la lecture des équations. Différents systèmes  $X$  sont étudiés dans ce travail :

- la source seule (dénommée par la lettre 'A'),
- la structure réceptrice seule (dénommée par la lettre 'B'),
- une structure réceptrice sous forme de banc d'essai (dénommée par la lettre 'P'),
- l'assemblage de la source sur la structure réceptrice (dénommé par 'AB'),
- l'assemblage de la source sur un banc d'essai (dénommé 'AP').

Les lettres  $i$  et  $j$  correspondent aux différents points de mesures et d'excitations :

- '1' correspond à un point interne à la source d'où provient l'excitation vibratoire. Ce point est souvent inaccessible pour des sources réelles et aucune mesure directe ne peut être réalisée pour caractériser la vibration à cet endroit;
- '2' correspond aux points de contact entre la source et la structure réceptrice;
- '3' correspond à un point cible sur la structure réceptrice;
- '4' correspond à un point déporté proche du contact pouvant être situé sur la source ou sur la structure réceptrice.

Trois termes spécifiques peuvent être attribués aux mobilités :

- une mobilité directe où les positions  $i$  et  $j$  sont identiques et suivant le même axe;
- une mobilité croisée où les positions  $i$  et  $j$  sont identiques mais les axes (X, Y et Z) ou le mouvement (translation ou rotation) sont différents;
- une mobilité de transfert où les positions  $i$  et  $j$  sont différentes.

Matrice de mobilité		Forces [N]			Moments [Nm]		
		$F_x$	$F_y$	$F_z$	$M_x$	$M_y$	$M_z$
<i>Vitesses en translation [m/s]</i>	$u_x$	$Y_{ixjx}$	$Y_{ixjy}$	$Y_{ixjz}$	$Y_{ixjMx}$	$Y_{ixjMy}$	$Y_{ixjMz}$
	$u_y$	$Y_{iyjx}$	$Y_{iyjy}$	$Y_{iyjz}$	$Y_{iyjMx}$	$Y_{iyjMy}$	$Y_{iyjMz}$
	$u_z$	$Y_{izjx}$	$Y_{izjy}$	$Y_{izjz}$	$Y_{izjMx}$	$Y_{izjMy}$	$Y_{izjMz}$
<i>Vitesses angulaires [rad/s]</i>	$u_{\theta x}$	$Y_{i\theta xjx}$	$Y_{i\theta xjy}$	$Y_{i\theta xjz}$	$Y_{i\theta xjMx}$	$Y_{i\theta xjMy}$	$Y_{i\theta xjMz}$
	$u_{\theta y}$	$Y_{i\theta yjx}$	$Y_{i\theta yjy}$	$Y_{i\theta yjz}$	$Y_{i\theta yjMx}$	$Y_{i\theta yjMy}$	$Y_{i\theta yjMz}$
	$u_{\theta z}$	$Y_{i\theta zjx}$	$Y_{i\theta zjy}$	$Y_{i\theta zjz}$	$Y_{i\theta zjMx}$	$Y_{i\theta zjMy}$	$Y_{i\theta zjMz}$

Figure 1.1 Matrice de mobilité

La matrice de mobilité complète peut être obtenue à l'aide d'un marteau d'impact et de mesures accélérométriques. Le carré supérieur gauche ( $[u_x, u_y, u_z] \times [F_x, F_y, F_z]$ ) de la Figure 1.1 est le ratio entre une vitesse de translation et une force. Il peut être mesuré via des accéléromètres unidirectionnels ou triaxiaux et des impacts de marteau dans chacune des directions. Le carré inférieur gauche ( $[u_{\theta x}, u_{\theta y}, u_{\theta z}] \times [F_x, F_y, F_z]$ ) est le ratio entre une vitesse angulaire et une force. Les vitesses angulaires peuvent être mesurées directement (avec des capteurs angulaires (Drozg, Čepón, & Boltežar, 2018)) ou indirectement (van der Seijs, van den Bosch, Rixen, & de Klerk, 2013). Le carré supérieur droit ( $[u_x, u_y, u_z] \times [M_x, M_y, M_z]$ ) est le ratio entre une vitesse de translation et un moment. Le carré inférieur droit ( $[u_{\theta x}, u_{\theta y}, u_{\theta z}] \times [M_x, M_y, M_z]$ ) est le ratio entre une vitesse angulaire et un moment. L'application de moments est difficile en pratique et encourage l'utilisation de méthodes indirectes (van der Seijs et al., 2013) pour déterminer les 3 colonnes de droite de la matrice de mobilité (Figure 1.1).

Du fait du défi expérimental qu'ils représentent, les termes relatifs aux vitesses angulaires ou aux moments (75% de la matrice de mobilité) sont souvent négligés lors de l'application des méthodes de prédiction du SBN. Les erreurs induites par de telles simplifications (i.e., erreurs de type « modèle ») seront discutées en section 1.1.5.

Des méthodes existent cependant pour compléter la matrice de mobilité. Les vitesses angulaires peuvent être mesurées via des capteurs spécifiques comme présentés par Drozg *et al* (2018) ou via des méthodes indirectes. La différence finie initialement proposée par Sattinger (1978) puis utilisée par Elliott *et al* (2008) et (2012) et améliorée par Duarte *et al* (2000) est la méthode indirecte la plus utilisée. Il existe d'autres méthodes indirectes permettant de caractériser les vitesses angulaires qui ne seront pas présentées. Dernièrement, la méthode de transformation au *point virtuel* (engl, Virtual Point (VP)) formulée par van der Seijs *et al* (2013), permet d'obtenir la totalité de la matrice de mobilité d'un composant même en un point qui n'est pas accessible sur ce dernier. Cette méthode présente l'avantage de nécessiter seulement un marteau d'impact et des accéléromètres. Elle permet de résoudre les problèmes de couplage des matrices de mobilité lorsque le point d'assemblage entre deux composantes n'est pas physiquement accessible.

### 1.1.2 Le SBN

Le SBN peut se définir comme la pression acoustique  $p^{SBN}$  générée par la structure réceptrice sous l'effet des efforts internes  $f_1$  que lui transmet la source (contribution solidienne). Ce problème est illustré à la Figure 1.2 (a). Les efforts internes de la source  $f_1$  étant inconnus et inaccessibles, le concept d'efforts d'interface  $g_2$  est donc introduit à la Figure 1.2 (b) pour caractériser la contribution solidienne à l'interface. Les efforts d'interface sont les forces et les moments s'exerçant entre les deux structures découplées et permettant de les rassembler. Le SBN, se calcule à partir d'une fonction de transfert vibro-acoustique  $H$  (similaire à la mobilité (Eq.(1.1)) mais définie entre la pression acoustique  $p_3$  générée par la structure réceptrice seule et les efforts lui étant appliqués au point de contact '2') et des efforts d'interfaces  $g_2^B$ . La source contribue également à la pression acoustique totale  $p^{tot}$  de manière directe (contribution aérienne). Celle-ci s'exprime grâce à la fonction de transfert  $H^{AB}$  (réponse en pression acoustique créée par une source de débit acoustique  $q$ ), et du chargement acoustique de la source  $q_1$ . La pression acoustique totale générée par une source de vibratoire attachée à une structure réceptrice s'écrit :

$$p^{tot} = H g_2^B + H^{AB} q_1. \quad (1.2)$$

Dans ce mémoire, seule la contribution solidienne de l'équation (1.2) sera considérée. Le SBN ne sera donc pas mesuré directement. Ainsi, la contribution solidienne d'intérêt sera quantifiée à l'aide d'indicateurs mécaniques tels que les efforts d'interface  $g_2^B$  et la vitesse structurelle générée par la source en un point cible de la structure réceptrice notée  $u_3$  (voir Figure 1.2 (b)).

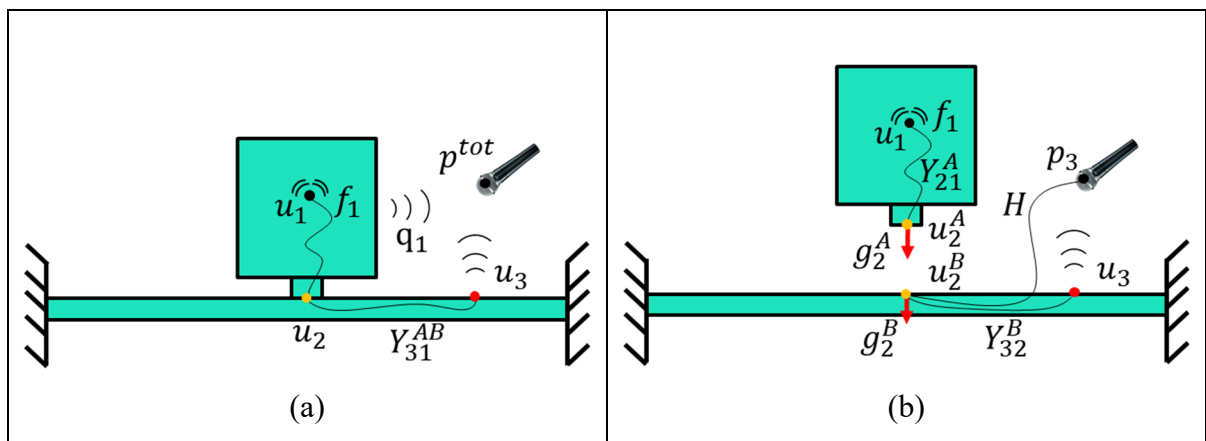


Figure 1.2 Schéma illustratif du concept de bruit de structure et du problème de chemins de transferts (a) méthode directe (b) méthode TPA (sans prise en compte de la contribution aérienne  $H^{AB} q_1$ )

La vitesse au point cible  $u_3$  peut être déterminée à partir de la matrice de transfert  $Y_{32}^B$  et des efforts d'interface  $g_2^B$  :

$$u_3 = Y_{32}^B g_2^B. \quad (1.3)$$

L'obtention de la matrice de mobilité  $Y_{32}^B$  peut-être complexe (surtout si le point 2 est inaccessible) mais le principal défi de la prédiction du SBN reste l'estimation des efforts d'interface  $g_2^B$ . Les prochaines sections se concentrent donc sur les différentes méthodes de caractérisation des efforts d'interface et des sources d'erreurs associées.

### 1.1.3 TPA par inversion des forces (TPA-IFS)

Les méthodes TPA ont initialement été développées pour résoudre les problèmes acoustiques et vibratoires rencontrés en automobile (Van Der Seijs, De Klerk, & Rixen, 2016). La méthode TPA par *inversion des forces* (engl, TPA Inverse Force Synthesis (IFS)), dénotée TPA-IFS, également appelée méthode par *inversion matricielle* (engl, matrix inverse) (Van Der Seijs et al., 2016) est souvent présentée comme la méthode TPA la plus répandue. Cette méthode trouve ses origines dans les travaux de Powell et Seering (1984) et de Dobson et Rider (1990) et repose sur l'inversion matricielle de la mobilité de la structure réceptrice au point de contact  $Y_{22}^B$  multipliée par les vitesses opérationnelles mesurées au point de contact  $u_2$  lorsque la source est couplée à la structure réceptrice et en fonctionnement :

$$g_2^B = (Y_{22}^B)^{-1}u_2, \quad (1.4)$$

La TPA-IFS est dite « classique » car elle nécessite à la fois des mesures sur le système couplé  $u_2$  et sur le système découplé  $Y_{22}^B$  (structure réceptrice). Cette méthode basée sur l'Eq.(1.3) et l'Eq.(1.4) est nommée TPA-IFS-22. Cependant, les mesures de vitesse ou de mobilité au point de contact '2' ne sont pas toujours possibles. Pour pallier ce problème, des mesures déportées situées proche du point de contact sont utilisées. Un des avantages est la possibilité de surdéterminer le problème permettant de calculer la pseudo-inverse de la matrice de mobilité. Diverses méthodes de calcul permettent de réduire les erreurs induites par l'inversion matricielle et sont discutées par Thite et Thompson (2003a) et (2003b). L'expression des efforts d'interface  $g_2^B$  devient fonction de la mobilité de la structure réceptrice (entre le contact '2' et les points déportés '4')  $Y_{42}^B$  et les vitesses opérationnelles mesurées en ces derniers  $u_4$  :

$$g_2^B = (Y_{42}^B)^+u_4, \quad (1.5)$$

avec  $(.)^+$  représentant la pseudo-inverse. Cette méthode, nommée TPA-IFS-42, est sensible à la position des points déportés qui influence grandement le conditionnement de la matrice de mobilité à inverser. Il est conseillé de choisir les positions en minimisant un nombre de

conditionnement composite dont le calcul est détaillé par Thite et Thompson (2006) pour différents jeux de positions. Cette méthode de sélection requiert cependant soit l'usage de nombreux capteurs, soit l'exécution de plusieurs séries de mesures pour tester un nombre suffisant de positions.

Les deux formulations de la TPA-IFS, appelées TPA-IFA-22 (Eq.(1.4)) et TPA-IFS-42 (Eq.(1.5)), nécessitent des mesures sur le système couplé au point de contact ce qui n'est pas possible dans le cas où la structure et la source de vibration sont développées par deux entités différentes. En aéronautique, la conception et la fabrication des équipements sont souvent assurées par des fournisseurs externes à la compagnie qui développe la structure de l'avion. Ces méthodes ne sont donc pas applicables dans une phase de pré-design. Il est donc nécessaire d'utiliser des méthodes dites de CB-TPA présentées dans les sections suivantes. Dans le cadre de ce travail de maîtrise, les TPA-IFS sont appliquées et utilisées pour discuter les résultats des méthodes CB-TPA.

#### **1.1.4 CB-TPA**

Les méthodes de la famille des CB-TPA permettent de prédire les efforts d'interface  $g_2^B$  et donc à terme le SBN à partir de quantités mesurées séparément sur les sous-structures (structure réceptrice et source). Ces méthodes ont été développées pour caractériser le SBN après une modification de design d'une composante sans avoir à refaire la totalité des mesures (Van Der Seijs et al., 2016). Ces méthodes utilisent les forces équivalentes qui peuvent être conceptualisées comme les forces s'appliquant au point de contact du système assemblé lorsque la source est éteinte qui génèrent les mêmes vitesses au point cible que lorsque la source est allumée (Van Der Seijs et al., 2016). Ce concept est représenté sur la Figure 1.3.

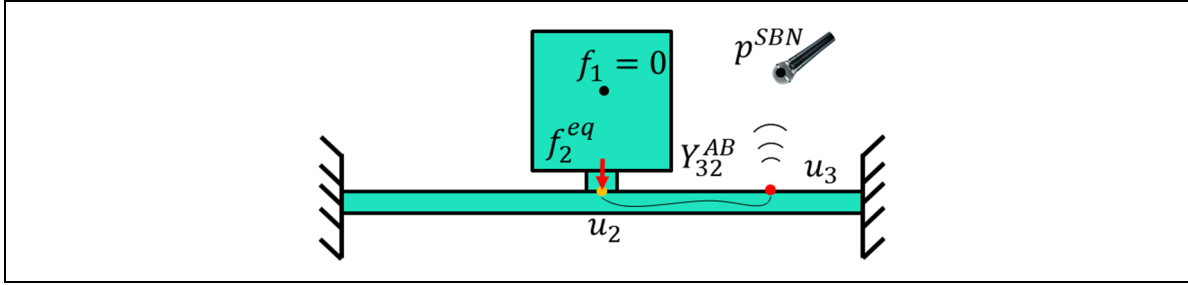


Figure 1.3 Schéma du concept de forces équivalentes obtenues lorsque la source est éteinte

Les forces équivalentes sont considérées comme une quantité intrinsèque à la source et permettent ainsi d'exprimer les efforts d'interface en fonction des admittances des sous-structures uniquement,

$$g_2^B = (Y_{22}^B + Y_{22}^A)^{-1} Y_{22}^A f_2^{eq}. \quad (1.6)$$

La Figure 1.4 illustre trois méthodes différentes pour caractériser les forces équivalentes de la source.

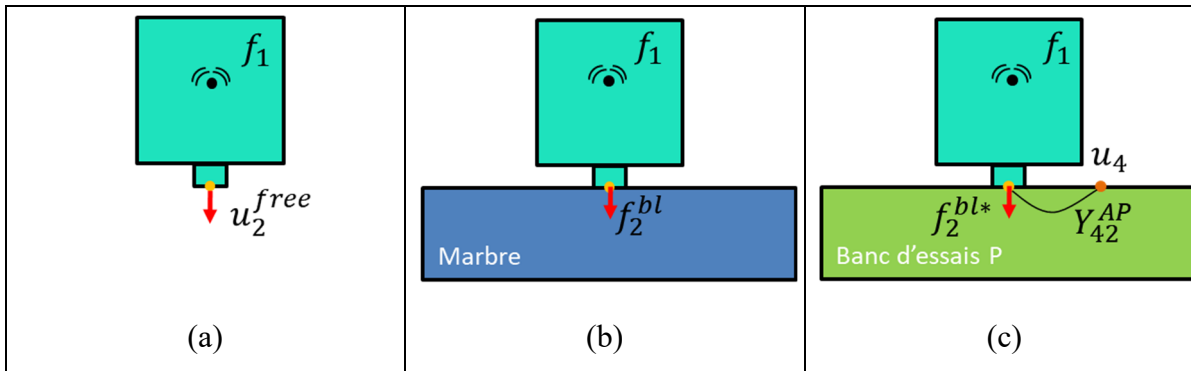


Figure 1.4 Schéma des méthodes de caractérisation des forces équivalentes par : (a) les vitesses libres, (b) les forces bloquées, (c) les forces bloquées obtenues indirectement à l'aide d'un banc d'essai non rigide

#### 1.1.4.1 CB-TPA-Vf

Les forces équivalentes peuvent être déterminées au point de contact à partir de mesures de la mobilité de la source  $Y_{22}^A$  et de la vitesse libre  $u_2^{free}$ ,



$$f_2^{eq} = (Y_{22}^A)^{-1} u_2^{free}. \quad (1.7)$$

La méthode CB-TPA basée sur les équations (1.6) et (1.7) est nommée CB-TPA-Vf. Cette méthode est basée sur une analogie au théorème de Norton en électricité et requiert de suspendre librement la source pour mesurer soit la mobilité ou la vitesse libre (source en fonctionnement lors de la caractérisation des vitesses libres et éteinte lors de la caractérisation de la mobilité). Cette condition de suspension « libre » peut être approximée via l'utilisation de câbles élastiques ou de pieds souples tels que décrits dans la norme ISO 9611 [1996]. Cependant, ces systèmes de suspension imparfaits altèrent les mesures à basses fréquences (Meggett & Moorhouse, 2019). La condition de suspension libre induit la présence des modes de corps rigides. Il est donc nécessaire de travailler à une fréquence supérieure à ces derniers. De plus, il peut s'avérer difficile de suspendre librement une source injectant des efforts conséquents même avec l'utilisation de pied souple. En effet, ces derniers sont en élastomère et ont un comportement non linéaire au-delà d'une certaine limite. La CB-TPA-Vf ne tient pas compte de l'amortissement et des frottements pouvant subvenir à l'interface lorsque le système est couplé. Enfin, lors de la caractérisation des propriétés passives du système, Carne *et al* (2007) montrent que la méthode de suspension libre peut induire une surestimation des fréquences de résonance et du ratio d'amortissement du système caractérisé. Ces erreurs sont amplifiées lorsqu'il est décidé de travailler à partir d'admittance (Carne & Dohrmann, 2006).

#### 1.1.4.2 CB-TPA-Fbl

Une méthode, appelée CB-TPA-Fbl, repose sur un concept diamétralement opposé qui est celui des forces bloquées. Cette méthode repose sur une analogie au théorème de Thévenin en électricité. Lorsqu'une source est en fonctionnement sur un marbre parfaitement rigide, il est possible de mesurer les forces bloquées au point de contact  $f_2^{bl}$  (voir Figure 1.4 (b)) qui sont égales aux forces équivalentes (ten Wolde, Verheij, & Steenhoek, 1975).

$$f_2^{eq} = f_2^{bl}. \quad (1.8)$$

Cependant, le concept d'interface infiniment rigide est principalement appliqué de manière analytique ou numérique. Quelques structures sont considérées suffisamment rigides pour utiliser les hypothèses de forces bloquées. Elles sont souvent en acier épais tel que les structures navales (ten Wolde et al., 1975) ou tables en acier (van den Bosch, van der Seijs, & de Klerk, 2014). Bien que ces structures soient très rigides, une certaine erreur liée à leur flexibilité persiste. Il est possible de compenser cette erreur par diverses méthodes. Cette compensation est initialement proposée par de Klerk et Rixen (2010) puis améliorée par van der Seijs *et al* (2014). Elle est finalement référée et appliquée sous le nom de méthode CB-TPA à *interface hybride* (engl, CB-TPA hybride-interface) dans (Van Der Seijs et al., 2016). La méthode CB-TPA-Fbl sera appliquée avec un modèle numérique dans ce mémoire. La réalisation d'une interface parfaitement rigide étant réalisée, les méthodes de compensations ne sont pas discutées. La caractérisation directe des forces bloquées comporte d'autres défis. Par exemple, il n'est pas toujours possible d'installer un capteur d'effort aux points de contact. La CB-TPA-Fbl est supposée être une méthode plus adaptée aux basses fréquences où les conditions parfaitement rigides sont mieux respectées (Van Der Seijs et al., 2016), mais cette hypothèse mériterait d'être investiguée.

#### 1.1.4.3 CB-TPA-Moorhouse

La dernière méthode étudiée permet également de déterminer les forces bloquées mais cette fois grâce à des mesures déportées sur banc d'essai (Elliott & Moorhouse, 2008) et (Moorhouse, Elliott, & Evans, 2009). La source doit idéalement être installée sur un banc d'essai similaire à la structure réceptrice réelle (en termes de mobilité). Une marque spécifique (\*) permettra de faire la distinction entre les forces bloquées obtenues sur un marbre  $f_2^{bl}$  avec celles obtenues sur banc d'essai  $f_2^{bl*}$ . Les forces bloquées sur le banc d'essai  $f_2^{bl*}$  (voir Figure 1.4 (c)) sont déterminées indirectement par une méthode appelée TPA-Moorhouse (appelée plus spécifiquement *méthode de caractérisation des forces bloquées en condition d'installation* (engl, in-situ blocked force characterization method) dans (Meggitt, Moorhouse, Wienen, & Sturm, 2020)). Cette méthode est similaire à la méthode TPA-IFS mais est basée sur la mobilité de la source couplée au banc d'essai  $Y_{42}^{AP}$  selon :

$$f_2^{bl*} = (Y_{42}^{AP})^+ u_4. \quad (1.9)$$

La méthode CB-TPA basée sur l'Eq. (1.6) et sur la méthode TPA-Moorhouse de l'Eq. (1.9) est dénommée CB-TPA-Moorhouse et sera appliquée en considérant un banc d'essai parfaitement identique à la structure réceptrice. La caractérisation sur banc d'essai tient compte des effets d'interface (frottement, rigidification locale des structures...). Le banc d'essai doit donc être représentatif de la structure réceptrice pour ne pas introduire d'erreur. La méthode CB-TPA-Moorhouse est en cours de standardisation (van den Bosch, van der Seijs, & De Klerk, 2019) et se présente comme une méthode prometteuse pour caractériser le SBN (Haeussler, Kobus, & Rixen, 2019).

Il existe une dernière méthode pour remonter aux forces équivalentes. La méthode CB-TPA-pseudos-forces (Janssens, Verheij, & Thompson, 1999) et (Janssens & Verheij, 2000). Elle semble cependant moins étudiée à cause de ses hypothèses (opposées à celles utilisées dans les autres CB-TPA avec notamment des mesures côté source) et du nombre de mesures supplémentaires requis pour sa mise en œuvre. Par conséquent, seules les trois méthodes CB-TPA (Vf, Fbl et Moorhouse) seront comparées aux deux méthodes TPA-IFS (22 et 42) dans le cadre de ce travail de maîtrise.

### 1.1.5 Les sources d'incertitudes

Toute mesure expérimentale est sujette à des incertitudes qui peuvent être réparties suivant différents types :

- incertitudes de type « opérateur » (e.g., installation et manutention des équipements, positionnement imparfait, etc.);
- incertitudes de type « modèle » résultant d'un modèle approximatif utilisé pour décrire le problème physique (DoFs négligés, matrices considérées symétriques, hypothèses simplificatrices invalides, approximations des conditions limites, simplification des géométries, etc.);
- incertitudes de type « source » (comportement non stationnaire de la source);

- incertitudes de type « mesure » (calibration, bruit, sensibilités des capteurs et post-traitement des signaux).

Dans ce document, deux sources d'incertitudes identifiées dans la littérature sur les problèmes inverses comme étant particulièrement problématiques (comme c'est le cas des TPA IFS et des CB-TPA) (Meggitt, Moorhouse, & Elliott, 2019) sont discutées : celles de type « modèle », plus précisément produites par la non-prise en compte de certains DoFs et celles de type « opérateur », plus précisément sur l'effet de la position et de l'orientation des impacts « imparfaits » de marteau lors de la caractérisation des matrices de mobilités.

#### **1.1.5.1 Incertitudes de type opérateur**

Lors de la caractérisation expérimentale des propriétés passives des sous-structures, l'opérateur génère une force avec un marteau d'impact et une vitesse est mesurée à l'aide d'un accéléromètre pour obtenir la mobilité du système. Le marteau d'impact peut être remplacé par un pot vibrant. Dans les deux cas, l'opérateur induit un biais lorsqu'il installe le matériel ou qu'il applique l'excitation. Ce travail de maîtrise se concentrera sur l'étude des erreurs opérateurs commises lors de l'utilisation d'un marteau d'impact. Ce procédé est souvent privilégié lors de l'application des méthodes TPA car il est plus pratique ISO 7626-5 [1994]. L'usage d'un pot vibrant permet des mesures plus robustes mais requiert plus d'installation et d'espace disponible 7626-2 [2015].

Une partie des travaux consistera à modéliser des défauts de positionnement et d'orientation des impacts de marteau. La Figure 1.5, extraite de (Bediz, Korkmaz, & Burak Ozdoganlar, 2014), présente la répartition des impacts de marteau dans le cas d'une application manuelle (Figure 1.5 (b)) et d'une application par un système mécanique automatisé (Figure 1.5 (a)). L'étude a été menée sur 50 impacts de marteau appliqués sur un bloc en fer sur lequel un papier marquant sous l'effet de la pression a été installé. Le marteau utilisé dans cette étude est relativement petit et il peut être supposé que la répétabilité serait plus faible avec un marteau de plus grande dimension (plus difficile à manier).

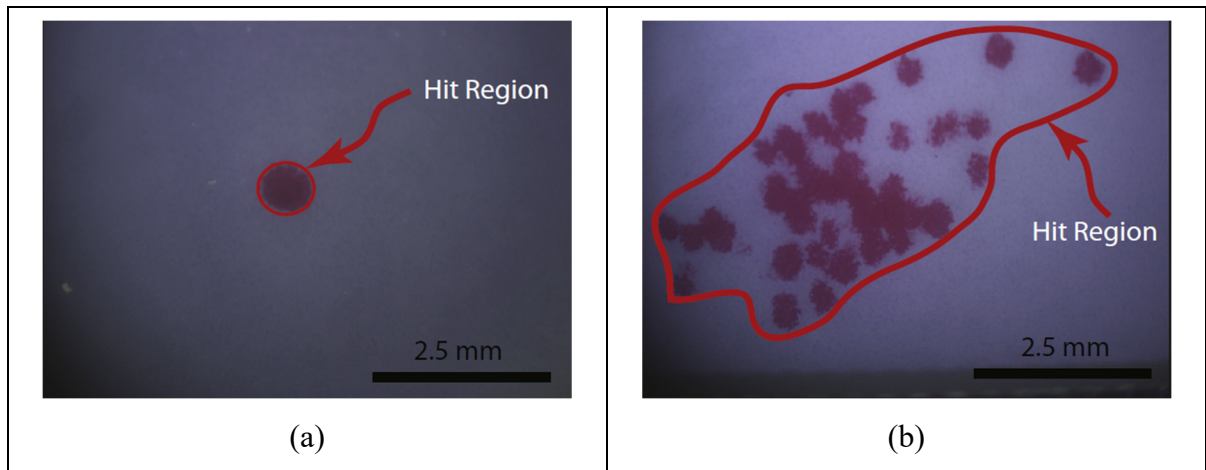


Figure 1.5 Répartition des impacts de marteau, (a) excitation automatisée et (b) excitation manuelle. Figure extraite de (Bediz et al., 2014)

Bediz *et al.* (2014) montrent que le défaut de positionnement de l'impact influence les amplitudes et la fréquence de résonance des mobilités mesurées, ce qui est aussi constaté par de Klerk (2011). De plus, les antirésonances du système sont plus sensibles à cette erreur de positionnement que les résonances. En revanche, seule la mobilité directe (axe d'impact et de mesure identique) est présentée. L'effet de cette incertitude sur les mobilités croisées (impacts et mesures suivant deux axes différents) n'est pas discuté. Cette étude sera donc complétée numériquement dans ce travail (voir sections 3.1.3.2 et 3.2.2).

Kim et Schmitz présentent l'erreur induite lors d'un impact de marteau légèrement oblique par rapport à l'axe normal à la surface sur laquelle l'impact est appliqué (Kim & Schmitz, 2007). Le défaut d'orientation moyen comparé à un impact parfaitement normal à la surface caractérisée est calculé à  $3^\circ$ . L'écart type n'est pas précisé mais un écart type de l'erreur systématique interopérateur d'environ  $1.5^\circ$  peut être calculé à partir des données de leur papier. Le défaut d'orientation induit une très légère sous-estimation de l'amplitude de la mobilité directe, considérée négligeable. De nouveau, l'effet d'un défaut d'orientation sur les mobilités croisées n'est pas présenté.

D'autres études comme celle de Gajdatsy *et al* (2011) montrent l'influence d'erreur de biais (ici un décalage artificiel de la FRF de quelques Hz vers les basses fréquences) lors de

l'inversion matricielle. La FRF artificiellement décalée est inversée puis multipliée à des vitesses opérationnelles pour prédire des forces comme lors de l'application d'une méthode TPA-IFS. Il est observé que les forces prédites sont fortement impactées par l'erreur introduite dans la FRF. L'inversion matricielle amplifie les erreurs de décalage en fréquence relatif à la caractérisation des mobilités. Dans les méthodes CB-TPA, la mobilité de l'assemblage étant obtenue grâce à l'inversion des mobilités des sous-structures découplées, alors les erreurs expérimentales peuvent être fortement amplifiées,

$$Y_{22}^{AB} = ((Y_{22}^A)^{-1} + (Y_{22}^B)^{-1})^{-1}. \quad (1.10)$$

Les méthodes de *sous-structuration dynamique* (engl, Dynamic Substructuring (DS)) présentées par de Klerk *et al* (2008) reposent sur des équations optimisées (Jetmundsen, Bielawa, & Flannelly, 1988) faisant apparaître une seule inversion matricielle. Cela permet de réduire la propagation des incertitudes expérimentales. De Klerk *et al* ont repris les précédents travaux en faisant apparaître le *multiplicateur de Lagrange* dans les équations de *sous-structuration fréquentielle* (engl, Lagrange Multiplier Frequency Based Substructuring (LM-FBS)) afin de faciliter l'écriture et la programmation des calculs (De Klerk, Rixen, & De Jong, 2006). Malgré ces réécritures, une inversion matricielle reste présente et induit une forte sensibilité aux incertitudes expérimentales (De Klerk et al., 2008). Deux études présentent l'effet des incertitudes des mobilités découplées sur les prédictions de la mobilité couplée. Rixen (2008) montre que ces incertitudes peuvent se traduire par l'apparition de pics additionnels dans la mobilité du système couplé appelés les *pics parasites* (engl, spurious peaks). De Klerk et Voormeeren ((2009) et (2010)) présentent un modèle de propagation des incertitudes dans les équations de DS basé sur des développements en série de Taylor. Ils montrent que l'incertitude liée à la mobilité de structures découplées peut se traduire par une incertitude sur la mobilité du système couplé multipliée par 10. Les modèles de propagation des incertitudes basés sur des séries de Taylor sont validés à partir d'une comparaison avec la méthode de Monte-Carlo. Cette dernière méthode consiste à déterminer l'incertitude d'une sortie en : (i) simulant les paramètres d'entrées selon une loi de répartition normale selon leur valeur moyenne et l'écart type associé (ii) calculant la sortie à partir des paramètres d'entrées

précédemment simulés, (iii) répétant un grand nombre de fois les étapes (i) et (ii) et (iv) calculant la valeur moyenne et l'écart type de la sortie. Plus de détails sur la méthode de Monte-Carlo peuvent être trouvés dans (Hennebelle & Coorevits, 2013) et (GUM, 2008). Comparée à la propagation des incertitudes par série de Taylor, la méthode de Monte-Carlo ne fait pas d'hypothèse sur la linéarité de l'équation dont la propagation est étudiée (Meggitt et al., 2020). La méthode de Monte-Carlo est donc valide dans le cas de grandes incertitudes. De plus, elle ne dépend par exemple pas de la méthode de régularisation choisie lors de l'inversion contrairement à la propagation par série de Taylor qui doit être reformulée. La méthode de Monte-Carlo est donc plus simple d'utilisation mais nécessite en revanche un plus long temps de calcul. Dans le cas du DS, il a été montré que les deux démarches de propagation aboutissent aux mêmes incertitudes calculées sur la mobilité du système couplé (Meggitt & Moorhouse, 2020a).

La propagation des incertitudes expérimentales dans les équations de DS est relativement récente et représente un réel défi. Les équations des méthodes TPA étant très similaires à celle du DS, des méthodes similaires de propagation d'incertitudes sont utilisées depuis peu pour étudier l'influence des erreurs sur les forces prédites par les méthodes TPA. La plupart du temps, seules les méthodes TPA-IFS et TPA-Moorhouse sont investiguées. L'effet du placement et du nombre de capteurs déportés sur la prédiction des forces bloquées est étudié dans (Wernsen, van der Seijs, & De Klerk, 2017). En conclusion; il est conseillé (i) de placer les capteurs au plus près des contacts et (ii) d'utiliser un capteur de plus que de contact. Meggitt *et al* (2019) proposent deux études sur la propagation des incertitudes sur les forces prédites par méthode TPA-Moorhouse. La première étude est numérique. Le but est de reconstruire le vecteur des forces externes appliquées à une poutre en condition libre. Une méthode inverse est appliquée à partir de la mobilité du système et des vitesses simulées pour proposer un calcul analogue à celui trouvé dans la méthode TPA-Moorhouse. La propagation des incertitudes opérateurs dites passives (positionnement des impacts de marteau) et de mesure dites actives (rapport signal sur bruit de 30 dB) est réalisée avec deux approches différentes (Monte-Carlo et une analytique). Ce premier cas sert à valider la méthode de propagation analytique développée par l'auteur. Le deuxième cas est une application expérimentale effectuée sur une

poutre à deux pieds de fixation attachée à une plaque réceptrice. Les mêmes incertitudes que dans le cas du modèle numérique sont propagées aux forces bloquées prédites à l'interface et aux vitesses opérationnelles prédites en un point cible de la plaque. Les forces prédites sont plus sensibles aux incertitudes opérateurs à basse fréquence et aux incertitudes liées au rapport de signal sur bruit à haute fréquence. Cependant les erreurs commises sur la prédiction des forces semblent peu affecter la prédiction des vitesses au point cible excepté aux antirésonances. Dernièrement, Moorhouse *et al* (2019) énoncent l'ensemble des types d'incertitudes pouvant être rencontrés lors de l'application des méthodes TPA-IFS et TPA-Moorhouse. Une étude semblable aux deux cas précédemment cités est effectuée pour une plaque attachée à une seconde plaque par le biais de quatre pieds de fixation. On observe une variabilité importante des vitesses prédites au point cible à basse fréquence (de 10 à 30 Hz) et à moyenne fréquence (300 à 600 Hz). Notons que ces études sont toutes menées avec des matrices de mobilités incomplètes. Meggitt *et al* (2019) affirment sans présenter de résultats que lorsque les sources sont montées de manières souples, les effets de rotations et de translations dans le plan de la plaque (soit  $X$ ,  $Y$  et  $\theta_z$  si l'axe normal de la plaque est  $Z$ ) sont négligeables. Il spécifie également que passé 1000 Hz cette hypothèse n'est plus vraie. Pourtant, en 2018, Meggitt *et al* (2018) ont précisé que l'importance de certains DoFs lors du couplage était souvent sous-estimée. Un certain flou dans le choix des DoFs à étudier persiste et présente une opportunité de recherche.

#### 1.1.5.2 La complétude de la matrice de mobilité

Les DoFs liés à des effets de rotation (notés RDoFs) (principalement ceux liés à l'application d'un moment) dans les matrices de mobilité sont souvent négligés lors de l'application des méthodes de DS et TPA car ils nécessitent un effort de mesure conséquent. L'incertitude induite est considérée comme une incertitude de type modèle.

De Klerk *et al* identifient la prise en compte des RDoFs comme une difficulté expérimentale et une source d'incertitude (De Klerk et al., 2008). Les travaux de Duarte et Ewins illustrent ces propos et montrent via un modèle numérique que la non prise en compte des RDoFs peut



mener à une sous-estimation de la mobilité couplée (Duarte & Ewins, 1995). Gialamas *et al* concluent également que les RDoFs doivent être pris en compte lors de l'application numérique des méthodes de DS (Gialamas, Tsahalis, Bregant, Dtte, & van der Auweraer, 1996). Enfin, Liu et Ewins soulignent l'importance de tenir compte des RDoFs lors du calcul de la mobilité du système couplé à partir de la mobilité des sous-structures (Liu & Ewins, 1999). Ils présentent notamment une formule permettant de prédire l'erreur commise à partir uniquement des mobilités des sous-structures. La non prise en compte des RDoFs mène à des modes décalés en fréquence ou absent dans la mobilité du système couplé calculée.

Les méthodes TPA sont semblables aux méthodes de DS (en termes de reconstitution de la matrice de mobilité couplée) et des effets similaires peuvent être attendus lors de la non-considération de certains DoFs. L'étude des erreurs induites par la complétude matricielle lors des calculs TPA est pourtant encore peu documentée. Elliott et Moorhouse (2010) présentent les effets de la non prise en compte des RDoFs lors de la prédiction par méthode TPA-Moorhouse (Eq. (1.8)) des vitesses opérationnelles générées par une éolienne domestique (via un modèle de transmission de type  $u_4 = Y_{42}^{AB} f_2^{bl}$ ). La prise en compte des RDoFs permet une meilleure prédiction, notamment pour les hautes fréquences. Elliott *et al* (2013) soulignent de nouveau l'importance de la prise en compte des RDoFs lors de la prédiction du SBN dans une application au domaine automobile. Le SBN généré par le train et les suspensions du véhicule sous l'effet de l'excitation de la route fait l'objet de l'étude. Les prédictions de la pression sonore mesurée dans la cabine du véhicule par les méthodes TPA-IFS et TPA-Moorhouse avec et sans prises en compte des RDoFs sont succinctement évoquées. Une diminution de l'erreur de prédiction est constatée pour la méthode TPA-Moorhouse quand les RDoFs sont ajoutés à l'étude. En revanche, l'amélioration des prédictions n'est pas observée pour la méthode TPA-IFS. La faible contribution des RDoFs est imputée à la connexion souple entre les sous-structures considérées. Lievens (2013), travaille quant à lui sur des applications issues du milieu du bâtiment. Il prédit notamment la pression sonore générée par une machine à laver attachée à un plancher en bois. Il constate que la prise en compte des termes normaux au plancher suffit à correctement prédire le SBN dans le cas de méthodes basées sur des structures couplées. En revanche, il observe que tenir compte uniquement de ces DoFs ne suffit plus pour

obtenir des prédictions satisfaisantes du SBN par des méthodes basées sur des quantités découplées. Bien que les structures soient massives, ne pas tenir compte de tous les DoFs n'est pas conseillé. Les effets de la complétude matricielle doivent encore être étudiés en vue d'une standardisation de la méthode TPA-Moorhouse comme le souligne à nouveau Elliott *et al* (2015).

Des indicateurs ont été proposés pour évaluer l'importance des RDoFs. Almirón *et al* (2018) présente une application au domaine automobile des méthodes TPA-Moorhouse. Il mène son étude sur trois structures de laboratoire : une représentative du châssis d'un véhicule, une servant de banc de test et une dernière ayant une forme à 3 branches excitée par un pot vibrant (orienté obliquement par rapport à la structure à 3 branches) servant de source. Pour commenter l'importance des différents DoFs, il utilise le *critère d'assurance de réponse en fréquence* (engl, Frequency Response Assurance Criterion (FRAC)) (Allemang, 2003). Cet indicateur est habituellement utilisé pour valider les paramètres modaux ayant été déterminés en effectuant une comparaison des FRFs. En notant  $Y^{AB}$  la mobilité du système mesuré et  $\hat{Y}^{AB}$  la mobilité synthétisée via les paramètres modaux, l'indicateur FRAC se calcule de la manière suivante :

$$FRAC = \frac{\left| \sum_{\omega=\omega_1}^{\omega_2} Y^{AB}(\omega) \hat{Y}^{ABH}(\omega) \right|^2}{\sum_{\omega=\omega_1}^{\omega_2} Y^{AB}(\omega) Y^{ABH}(\omega) \sum_{\omega=\omega_1}^{\omega_2} \hat{Y}^{AB}(\omega) \hat{Y}^{ABH}(\omega)}, \quad (1.11)$$

avec  $(.)^H$  le conjugué complexe de la mobilité. Dans les travaux d'Almirón *et al* (2018) le FRAC est calculé entre les spectres des vitesses prédites (exceptionnellement  $u_3 = Y_{32}^{AB} f_2^{bl}$ ) et celles mesurées en un point cible de la structure réceptrice pour chaque fréquence. Le FRAC moyenné sur la fréquence se détériore lorsque les RDoFs ne sont pas pris en compte indiquant que ces derniers sont nécessaires au calcul des vitesses cibles. Cette détérioration est accentuée lorsque les forces bloquées sont caractérisées sur le banc d'essai puis transférées pour la prédiction de la vitesse cible de la structure de type châssis.

Meggitt *et al* (2018) introduisent un indicateur dénommé le *critère de complétude de l'interface* (engl, Interface Completeness Criterion (ICC)) se formulant à la manière des

différents critères de validation de mesure déjà existants (comme le *critère d'assurance modale*, engl, Modal Assurance Critrion (MAC) (Allemang, 2003) similaire à la cohérence). Cet indicateur permet d'évaluer le nombre de points devant être considéré pour décrire un contact linéique ou surfacique ainsi que les DoFs devant être considérés en chacun de ces points. En reprenant les notations utilisées dans l'article, le ICC se calcule de la manière suivante,

$$ICC_{ba} = \frac{|Y_{ba}^c(Y_{ba}^{cj})^H|^2}{Y_{ba}^c(Y_{ba}^c)^H Y_{ba}^{cj}(Y_{ba}^{cj})^H}, \quad (1.12)$$

avec,

$$Y_{ba}^{(cj)} = Y_{bcj} Y_{cjcj}^{-1} Y_{cja}. \quad (1.13)$$

Toutes les mobilités de l'indicateur ICC sont obtenues sur le système couplé. La quantité  $Y_{ba}^c$  représente la mobilité couplée lorsqu'un impact est appliqué en  $a$  sur la source et mesuré en  $b$  sur la structure réceptrice. La quantité  $Y_{ba}^{(cj)}$  est une mobilité recomposée et calculée pour les degrés de liberté choisis  $j$ . Elle se calcule en combinant la mobilité  $Y_{bcj}$  (impact appliqué au point de contact  $cj$  et mesure au point  $b$ ), la mobilité directe  $Y_{cjcj}$  (mobilité directe au point de contact) et la mobilité  $Y_{cja}$  (impact appliqué au niveau de la source  $a$  et mesure au point de contact  $cj$ ). Cet indicateur fréquentiel vaut 1 quand l'interface est parfaitement décrite ( $Y_{ba}^c = Y_{ba}^{(cj)}$ ) et 0 si elle ne l'est pas du tout (similaire à une cohérence). Dans (Meggit et al., 2018), le ICC est calculé pour un assemblage de deux plaques dont l'interface est décrite par 1 à 5 contacts ponctuels en remplacement du contact linéique réel. L'étude considère uniquement les DoFs *hors du plan* (engl, out of plane DoFs (OOP-DoFs)) ( $Z$ ,  $\theta_x$  et  $\theta_y$ ) en chaque point de couplage (avec ou sans couplage des déplacements). Les résultats de ICC sont présentés selon le nombre de point de contact et les DoFs considérés. En conclusion, plus le nombre de point de contact est important, meilleur est le ICC. De plus, il montre que le ICC est meilleur quand les OOP-DoFs sont considérés à l'interface. Cependant, ce critère ne tient pas compte des propriétés actives de la source, il est seulement basé sur des mobilités. Par conséquent, le ICC

indique les DoFs nécessaire pour prédire l'interface mais la vibration générée par la source peut ne pas exciter tous ces DoFs.

Dernièrement, Meggitt et Moorhouse (2020b) ont complété leur étude sur le ICC en ajoutant une étude expérimentale. Un moteur monté sur une plaque en aluminium équipée de 3 pieds (rigide ou souple) est fixé sur une structure réceptrice composée d'un cadre en acier attaché à un châssis de poutres. La méthode TPA-Moorhouse est appliquée pour prédire les accélérations en un point cible de la structure réceptrice. Plusieurs conditions de couplage sont appliquées (montage rigide et souple). Le ICC permet de prédire la tendance de la qualité des prédictions en fonction des DoFs considérés et du type de montage. L'usage du ICC comme outil d'évaluation de la prédiction par anticipation semble prometteur. Cependant une des limites de cet indicateur est qu'il nécessite de coupler la source à une structure réceptrice pour pouvoir être calculé. Cet indicateur n'a pas pu être appliqué aux assemblages étudiés dans ce travail par manque de temps.

### **1.1.5.3 Discussion et limitations**

Il peut s'avérer difficile de propager les incertitudes dans les équations des méthodes TPA par développement en série de Taylor. La méthode de Monte-Carlo est utilisée par Meggitt et Moorhouse à titre de référence notamment parce qu'elle ne fait pas d'hypothèse sur l'amplitude des incertitudes. L'étude complète de la propagation des incertitudes sur les méthodes TPA-Moorhouse a récemment été effectuée. Cependant la propagation dans les équations CB-TPA faisant l'objet de ce mémoire reste encore relativement peu connue. La méthode de Monte-Carlo sera donc privilégiée dans ce mémoire.

Du point de vue des incertitudes liées à la complétude matricielle (erreur de type « modèle »), les dernières études sont récentes et encore limitées à la méthode TPA-Moorhouse. Les indicateurs de FRAC et de ICC s'avèrent intéressants pour étudier les effets de la complétude sur l'assemblage des mobilités. Le ICC permet notamment de choisir les DoFs et le nombre de points nécessaires à la discrétisation d'un contact continu. L'excitation de la source n'est en

revanche pas considérée lors de l'étude des DoFs et seuls les OOP-DoFs ont été étudiés. Dans leur proposition de standardisation des méthodes TPA basées sur la *rigidité des liens* (engl, mount-stiffness) et TPA-Moorhouse, van den Bosch *et al* (2019) identifient que la non prise en compte des RDoFs mène à de très mauvaises prédictions. Une certaine ambiguïté autour de la complétude matricielle persiste et mérite d'être investiguée, particulièrement dans les cas des méthodes CB-TPA (qui sont basées sur une caractérisation séparée des sous-structures et sont considérées comme les méthodes d'avenir par van der Seijs *et al* (2017)). Comme le recommande Alfred (2005), cela peut être réalisé numériquement à l'aide du logiciel ANSYS avec un modèle tenant compte de 6 Dofs par nœud. Il se peut que les DoFs jugés importants dépendent des propriétés passives des sous-structures mais également des propriétés dynamiques de la source. Il sera donc important de tenir compte des spécificités des structures aéronautiques lors des études.

## **1.2 Présentation d'assemblage utilisé pour l'étude du SBN**

Cette section est dédiée à la présentation de divers assemblages utilisés dans la littérature pour étudier le SBN. L'objectif est de guider le choix des assemblages à étudier. La revue de littérature sur le SBN étant large, une liste exhaustive de tous les assemblages existants paraît peu pertinente. Le choix a été fait de montrer des exemples d'assemblages allant du plus simple au plus complexe.

### **1.2.1 Les assemblages de poutres**

Le premier assemblage présenté est celui d'une poutre sur une poutre. Cet assemblage est qualifié de « simple » car les mobilités de la source et de la structure réceptrice peuvent être déterminées analytiquement ou numériquement. De plus, la mesure des propriétés passives (mobilités) ou actives (vitesses libres) est relativement simple à mettre en œuvre. L'avantage de cet assemblage est la possibilité de comparer les résultats analytiques, numériques ou expérimentaux afin de valider des modèles théoriques. Par exemple, Moorhouse *et al* (2009) ont utilisé un assemblage de poutre sur poutre pour développer la méthode de la caractérisation des forces bloquées nommée dans ce document la TPA-Moorhouse. Elliot *et al* (2012) ont

utilisé un assemblage poutre sur poutre pour caractériser complètement la matrice de mobilité. Drozg *et al* (2018) ont utilisé le même type d'assemblage pour également caractériser la matrice de mobilité avec un capteur d'accélération angulaire. Un dernier exemple est l'assemblage poutre sur poutre utilisé par Meggit et Moorhouse (2020a) pour étudier la propagation des incertitudes. L'interface d'un assemblage poutre sur poutre est soit l'une par-dessus l'autre ou dans la longueur. L'excitation, selon les directions d'intérêt, est ponctuelle pour les modèles analytiques ou numériques ou réalisée au marteau ou pot vibrant pour les expériences. Cet assemblage présente l'avantage de pouvoir être utilisé pour valider les modèles. Les différents modèles de poutre sur poutre sont présentés sur la Figure 1.6. Les représentations sont respectivement tirées des articles de Figure 1.6 (a) (Moorhouse et al., 2009), la Figure 1.6 (b) (Elliott et al., 2012), la Figure 1.6 (c) (Drozg et al., 2018) et la Figure 1.6 (d) (Meggit & Moorhouse, 2020a).

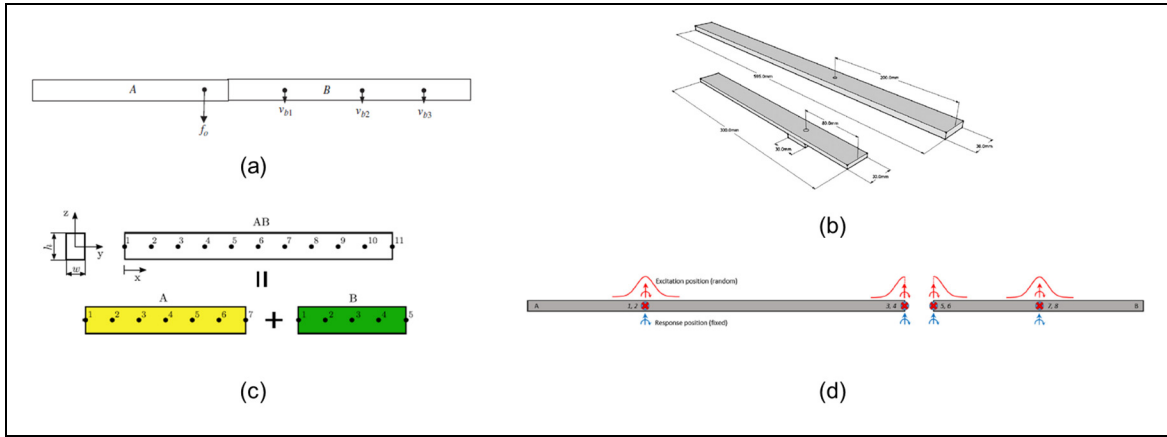


Figure 1.6 Synthèse des assemblages poutre sur poutre étudiés dans la littérature

### 1.2.2 Les assemblages sur plaque

Un autre type d'assemblage est une source sur une plaque. Cet assemblage est généralement utilisé pour estimer une quantité physique à un point indicateur, par exemple l'accélération générée par la source. Cet assemblage peut être simulé numériquement par des éléments finis et peut-être aisément réalisé expérimentalement, ce qui permet une comparaison des modèles développés et des mesures. La source peut reposer sur un ou plusieurs points de contact, rigides

ou flexibles. Le ratio de mobilité peut être contrôlé en fonction de la mobilité infinie de la plaque. Les différents modèles de source sur plaque sont présentés sur la Figure 1.7. Les représentations sont respectivement tirées des articles de Figure 1.7 (a) (Meggitt & Moorhouse, 2017), la Figure 1.7 (b) (Zafeiropoulos, Moorhouse, Mackay, & Senapati, 2013), la Figure 1.7 (c) (Meggitt et al., 2020), la Figure 1.7 (d) (Meggitt & Moorhouse, 2020b), Figure 1.7 (e) (Doutres, l'Ecuyer, Kathirchelvan, & Etchessahar, 2015) et la Figure 1.7 (f) (Elliott et al., 2015).

Meggitt et Moorhouse (2017) ont utilisé une masse sur une plaque et une poutre sur une plaque avec un point de contact pour déterminer les mobilités des sous-composants via une méthode de découplage (Figure 1.7 (a)). Zafeiropoulos *et al* (2013) ont utilisé une poutre sur une plaque avec deux points de contact afin de retrouver la vitesse au point indicateur avec une méthode de TPA (Figure 1.7 (b)). Deux assemblages numériques de plaque sur plaques avec quatre points de contact ont été proposés par Meggit *et al* (2020) et Meggit et Moorhouse (2020b) (Figure 1.7 (c) et (d)). Le premier sert à l'étude de la propagation des incertitudes dans les méthodes TPA alors que le second est utilisé pour définir un critère de consistance entre la force bloquée et la vitesse libre. Des études expérimentales ont évalué la vibration générée soit par un ventilateur (Figure 1.7 (e)) ou une pompe électrique (Figure 1.7 (f)) installés sur une plaque. Dans ces cas, la source semble massique par rapport à la plaque.

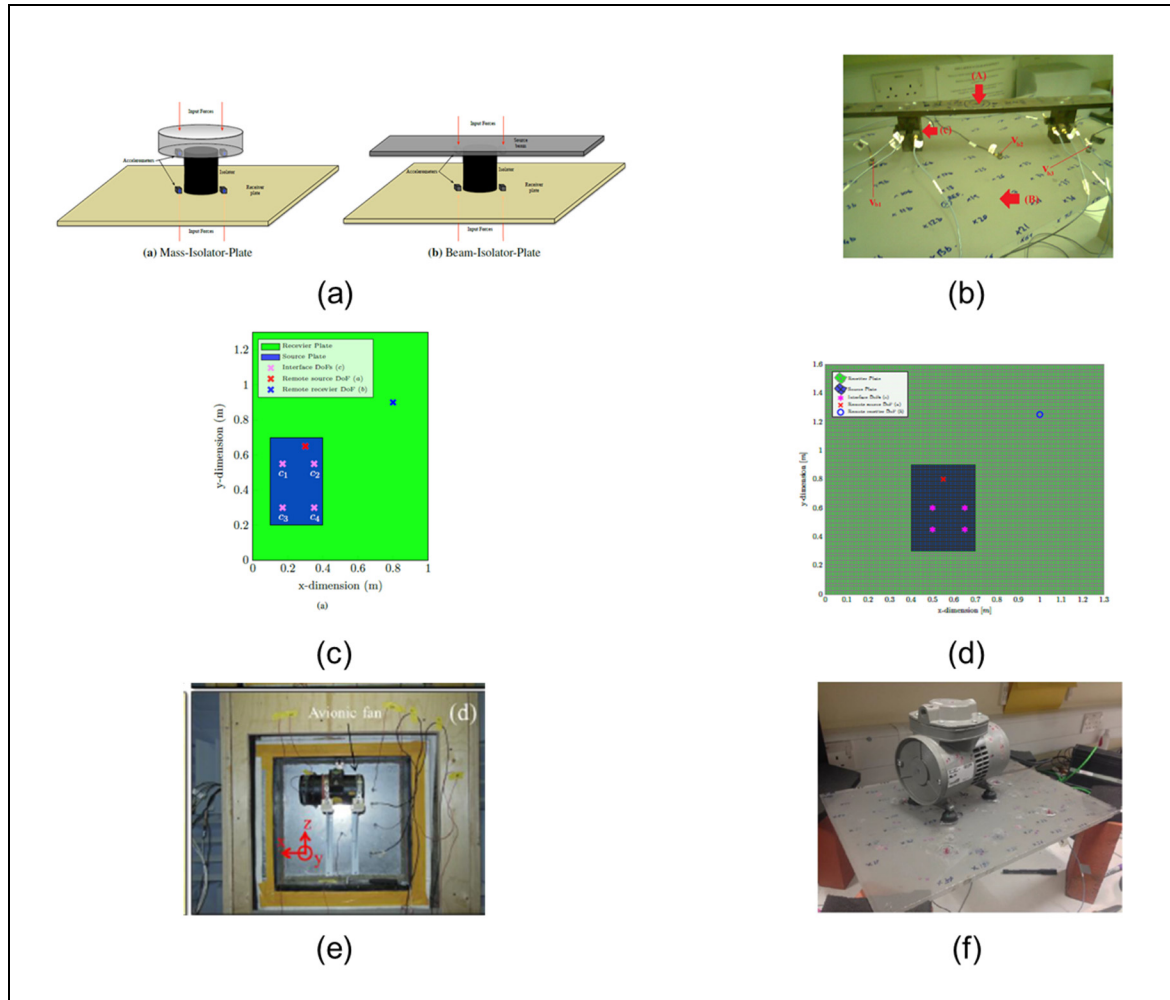


Figure 1.7 Synthèse des assemblages sources sur plaques réceptrices étudiées dans la littérature

### 1.2.3 Les assemblages de référence

Le troisième type d'assemblage est constitué d'assemblages de références. Quelques études ont essayé de proposer des assemblages qui pourraient être réutilisés par la communauté scientifique. L'objectif est d'utiliser ces assemblages afin de développer des méthodes qui puissent être indépendantes de l'assemblage considéré. Des exemples sont respectivement tirés des articles de Figure 1.8 (a) (van den Bosch et al., 2019), la Figure 1.8 (b) (Linderholt, Mayes, Rixen, & Society for Experimental Mechanics (U.S.), 2019) et la Figure 1.8 (c) (Linderholt et al., 2019).



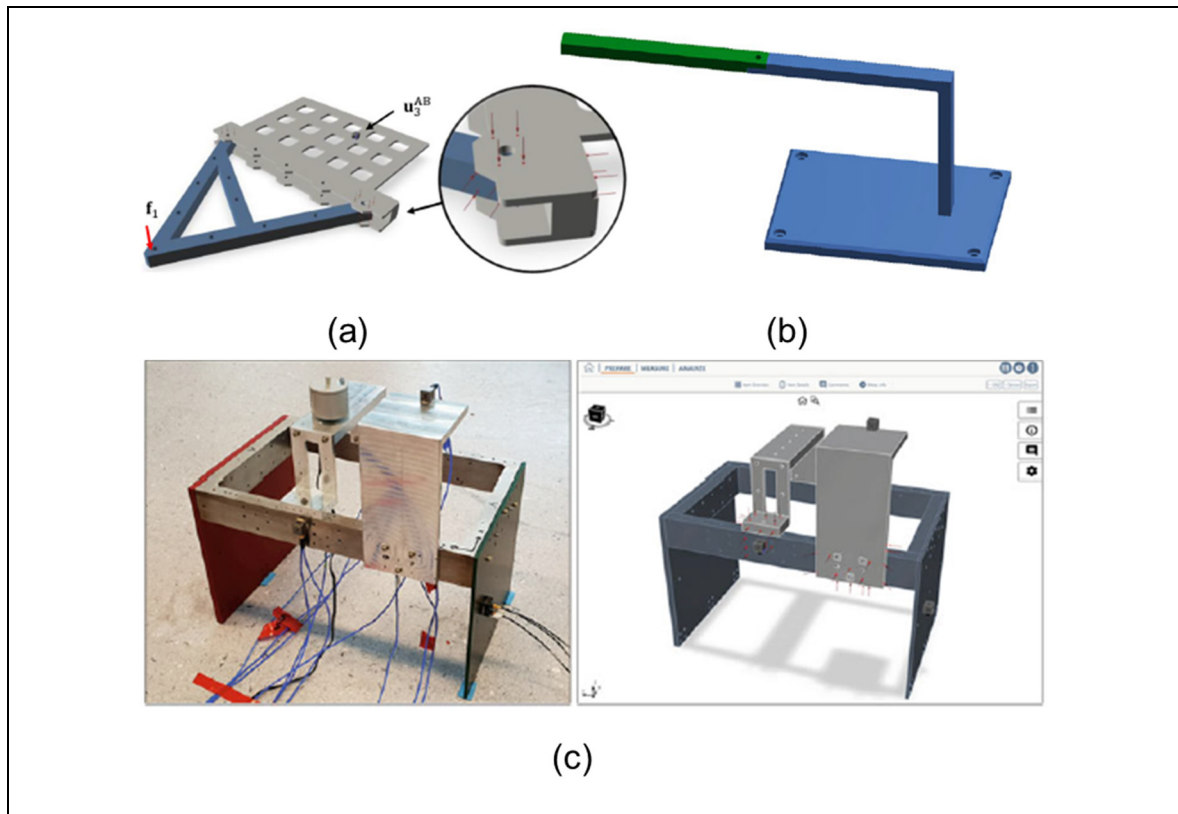


Figure 1.8 Synthèse des assemblages de référence étudiés dans la littérature

#### 1.2.4 Les assemblages complexes

Le dernier type d'assemblage concerne les assemblages complexes. Ils sont composés de sources ou de structures réelles qui ne peuvent être modélisées analytiquement et qui demandent des ressources importantes pour être modélisées numériquement. Ces assemblages sont généralement étudiés expérimentalement. Des exemples d'assemblages complexes sont donnés sur la Figure 1.9. Les exemples sont respectivement tirés des articles de Figure 1.9 (a) (Almirón et al., 2018), la Figure 1.9 (b) (Allen et al., 2020), la Figure 1.9 (c) (Carniel & Sanon, 2016), la Figure 1.9 (d) (Shin, Kim, An, & Lee, 2019) et Figure 1.9 (e) (Roozen & Leclère, 2013).

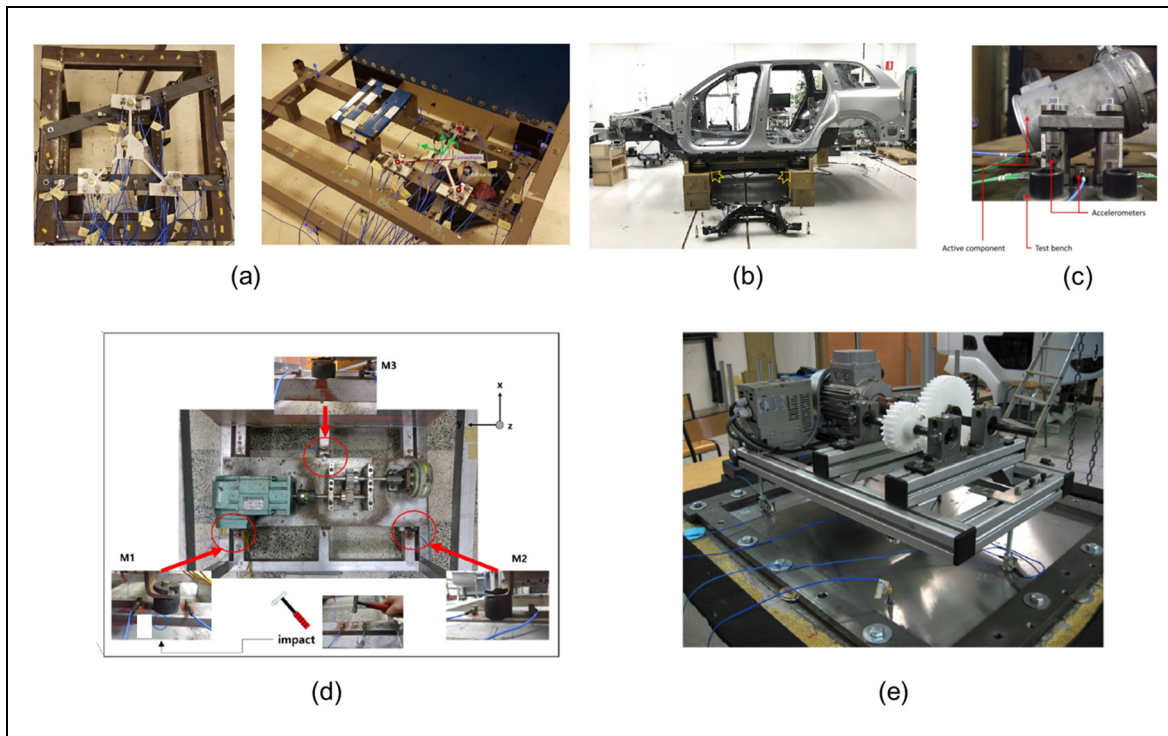


Figure 1.9 Synthèse des assemblages complexes étudiés dans la littérature

### 1.2.5 Discussion

Divers types d'assemblages ont été étudiés dans la littérature. Un classement des assemblages en fonction de leur complexité a été fait, allant du plus simple (poutre sur poutre) au plus compliqué (assemblage réel). Ce travail propose une démarche similaire pour étudier la robustesse des méthodes TPA et CB-TPA en augmentant progressivement la complexité des assemblages. La complexité des efforts internes de la source n'est pas étudiée dans la littérature. Les efforts internes reposent soit sur des impacts dans la direction normale au contact, soit sur des sources aux excitations inconnues et incontrôlées. Des sources ayant des efforts internes différents et quantifiés seront étudiées (voir Figure 2.1) pour répondre à cette question de recherche.

## **CHAPITRE 2**

### **MÉTHODOLOGIE**

Ce chapitre est dédié à la méthodologie suivie pour atteindre l'objectif de ce travail de maîtrise (voir Introduction) qui est étudier la robustesse des principales méthodes de prédiction de bruit de structure de type TPA et CB-TPA et leur applicabilité à des assemblages aéronautiques incluant des sources légères telles que les pompes hydrauliques.

L'étude expérimentale de la robustesse des méthodes TPA peut s'avérer complexe du fait des multiples sources d'incertitudes dont certaines, étant difficilement contrôlables (voir section 1.1.5). De plus, des méthodes indirectes sont nécessaires pour caractériser la matrice de mobilité complète (selon les 6 DoFs, voir section 1.1.1) ce qui peut augmenter considérablement les erreurs de prédiction des indicateurs de sortie des méthodes TPA et CB-TPA (e.g., force aux interfaces, vitesses opérationnelles cibles, pression acoustique rayonnée...). Afin d'étudier la robustesse des méthodes TPA et CB-TPA, un modèle numérique basé sur les éléments finis a été développé.

Dans ce travail de maîtrise, la robustesse des méthodes est étudiée en fonction (i) de la complexité des sous-structures (comportements passif et actif), (ii) de la complétude des matrices de mobilité et (iii) des principales incertitudes expérimentales de type opérateur. L'analyse de la complétude des matrices de mobilité permet d'évaluer le nombre de DoFs minimum requis afin de prédire de façon satisfaisante le comportement dynamique de l'assemblage. Le nombre de DoFs minimum étant dépendant de l'assemblage considéré, ce travail de maîtrise a porté sur des composantes classiques (p. ex., bloc, poutre, plaque), dans le but de contrôler la complexité des assemblages au fur et à mesure.

Des campagnes de mesures ont été effectuées sur des systèmes réels (pompe hydraulique et structure d'avion). Le comportement vibratoire de ces systèmes réels seront comparés à celui simulé des systèmes simplifiés de laboratoire pour critiquer la représentativité de ces derniers.

Des mesures ont aussi été effectuées sur les systèmes simplifiés de laboratoire (une source factice et une plaque) afin de valider le modèle numérique.

## 2.1 Présentation des assemblages

La Figure 2.1 (k) présente l'assemblage réel d'intérêt dans le projet constitué d'une pompe hydraulique (Figure 2.1 (a)) et de la structure réceptrice de l'avion (Figure 2.1 (g)). Cet assemblage complexe est simplifié pour les études de robustesse des méthodes TPA et CB-TPA en laboratoire et ce, pour plusieurs raisons : (i) l'excitation exacte  $f_1$  de la pompe n'est pas connue (ii) modéliser avec fidélité les composantes de la pompe requiert beaucoup de temps et augmenterait les temps de calcul sans pour autant aider à la compréhension des phénomènes physiques mis en jeu et (iii) une évaluation pas à pas de la robustesse des méthodes TPA et CB-TPA ne serait pas permise.

Quatre sources simplifiées sont considérées dans ce travail. Elles se différencient par leurs comportements passif et actif. En ce qui concerne le comportement passif, une source rigide de type bloc (Figure 2.1 (c) et (d)) est considérée ainsi qu'une source de type poutre ayant un comportement modal (Figure 2.1 (e) et (f)). Chacune de ces sources est excitée de deux façons différentes afin d'étudier l'impact du comportement dynamique des sources sur la robustesse des méthodes TPA et CB-TPA. Une excitation interne « idéale » appliquée principalement dans la direction normale à la structure réceptrice (aussi appelé excitation de pompage pur) est considérée ainsi qu'une excitation plus complexe et plus réaliste incluant des moments internes et ayant pour but de simuler les efforts internes s'appliquant au sein d'une pompe hydraulique. La source de type poutre excitée en pompage pur a d'ailleurs été fabriquée (Figure 2.1 (b)) et a servi à valider les modèles numériques (Figure 2.1 (e)). Les structures réceptrices étudiées dans ce travail sont : une structure de type poutre encastree (Figure 2.1 (i)) et une plaque encastree (Figure 2.1 (j)). Une plaque réceptrice (Figure 2.1 (h)) a été fabriquée et a servi à valider le modèle numérique. Ces composantes sont attachées entre elles via un pied de contact (Figure 2.1 (b), (l), (m), (n) et (o)).

Les 4 sources, combinées aux 2 structures réceptrices, permettent la réalisation de 8 assemblages différents. L'assemblage « bloc/plaque » donnant des résultats très similaires à l'assemblage « poutre/plaque », seul ce dernier est présenté, ce qui réduit le nombre d'assemblages étudiés à 6. Les 5 méthodes TPA et CB-TPA sont appliquées à ces 6 assemblages et les résultats sont présentés par ordre croissant de complexité des assemblages. Le niveau de complexité étant défini ici par la densité modale de l'assemblage dans la bande de fréquence considérée et par l'excitation de la source (simple Figure 2.1 (c) et (e), complexe Figure 2.1 (d) et (f)) :

- premier assemblage (Figure 2.1 (l)) : source bloc avec excitation#1 (Figure 2.1 (c)) attachée sur une poutre encastrée (Figure 2.1 (i));
- second assemblage (Figure 2.1 (n)) : source poutre avec excitation#1 (Figure 2.1 (e)) attachée sur une poutre encastrée (Figure 2.1 (i));
- troisième assemblage (Figure 2.1 (o)) : source poutre avec excitation#1 (Figure 2.1 (e)) attachée sur une plaque encastrée (Figure 2.1 (j));
- quatrième assemblage (Figure 2.1 (l)) : source bloc avec excitation#2 (Figure 2.1 (d)) attachée sur une poutre encastrée (Figure 2.1 (i));
- cinquième assemblage (Figure 2.1 (n)) : source poutre avec excitation#2 (Figure 2.1 (f)) attachée sur une poutre encastrée (Figure 2.1 (n));
- sixième assemblage (Figure 2.1 (o)) : source poutre avec excitation#2 (Figure 2.1 (f)) attachée sur une plaque encastrée (Figure 2.1 (j)).


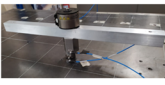
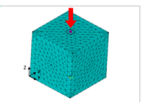
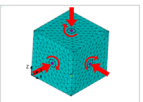
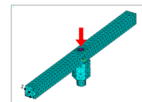
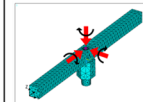

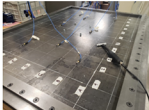
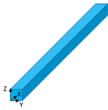


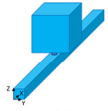
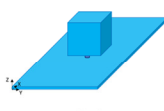
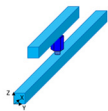
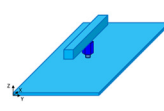
	Structures « réelles » pour études expérimentales		Structures « simples » pour études numériques			
Sources	 (a)	 (b)	 (c)	 (d)	 (e)	 (f)
Structures réceptrices	 (g)	 (h)	 (i)		 (j)	
Assemblages	 (k)		 (l)		 (m)	
			 (n)		 (o)	

Figure 2.1 Récapitulatif des assemblages, des sources et des structures réceptrices, réelles, de laboratoire et modélisé

## 2.2 Modèles numériques

Les modèles numériques ont été développés avec le logiciel ANSYS APDL qui permet d'imposer des éléments (SOLID73) de maillage contenant 6 DoFs (3 translations et 3 rotations) par nœud. Contrairement à une étude expérimentale qui requiert des méthodes indirectes pour déterminer la matrice de mobilité complète, le modèle numérique a donc l'avantage de calculer directement cette matrice dans les 6 DoFs (c'est à dire en imposant des forces et des moments selon les 3 axes et en mesurant les vitesses et rotations) et d'accéder à une estimation de référence pour cette matrice. ANSYS APDL présente un second avantage, il se base sur des scripts pouvant être rédigés et exécutés sans affichage graphique. Un code Matlab a donc été développé pour modifier et exécuter le calcul des scripts de manière automatisée. Ce modèle sert d'outil pour les études de complétude des matrices de mobilités et des incertitudes opérateur. Le modèle numérique permet de (i) répliquer le comportement dynamique d'assemblages de façon contrôlée, (ii) simuler une mesure en contrôlant certaines erreurs de

type opérateur et modèle et (iii) obtenir des indicateurs qui sont difficiles à obtenir par la mesure (RDoFs, forces aux interfaces...). En revanche, cette approche dépend des approximations utilisées (matériaux, conditions de couplage entre les éléments, conditions aux limites, géométries...) et peut donner des résultats différents de la réalité.

## 2.2.1 Les sources

### 2.2.1.1 Géométrie, maillage et matériaux

La Figure 2.2 illustre les deux sources maillées : le bloc (Figure 2.2 (a)) et la poutre (Figure 2.2 (b)).

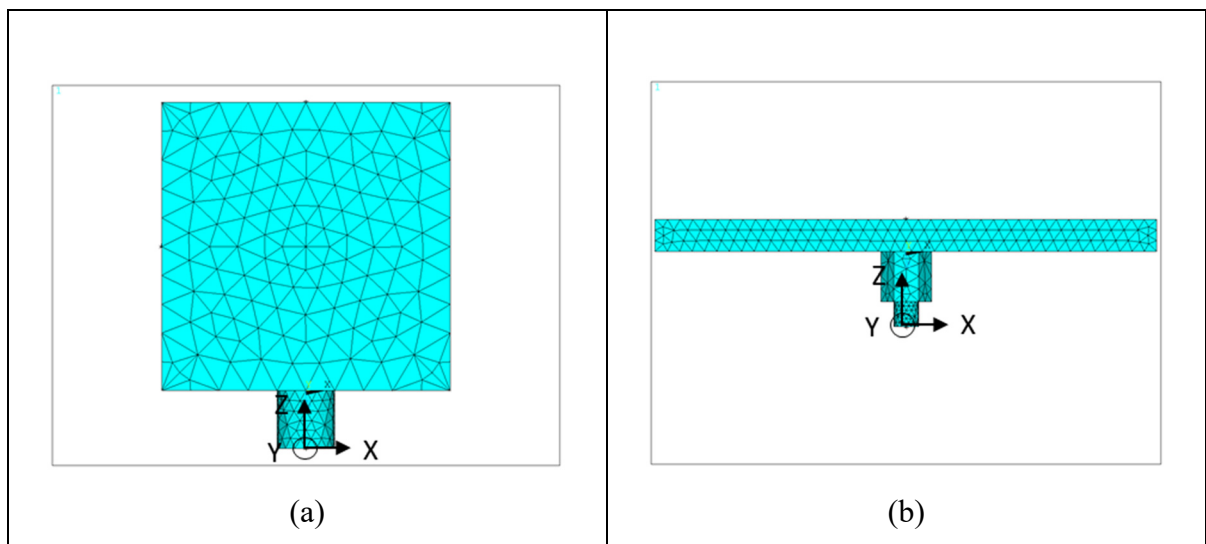


Figure 2.2 Présentation des sources maillées, (a) bloc et (b) poutre

La première source numérique est un bloc cubique plein, dont les côtés sont de 100 mm (Figure 2.2 (a)). La deuxième source est une poutre pleine de section carrée de 25.4 mm de côté et de 400 mm de longueur équipée d'un pied hexagonal de rayon 20 mm et de hauteur 40 mm (Figure 2.2 (b)). Les sources sont attachées aux structures réceptrices via un pied cylindrique représentant une tête d'impédance de 20 mm de diamètre et de 20mm de hauteur. La tête d'impédance (et l'hexagone dans le cas de la poutre) est décentrée avec un défaut de l'ordre du dixième de millimètre en adéquation avec la précision des outils de fabrication. Le défaut a

été fixé de manière arbitraire pour les deux sources et ne varie pas. Il est schématisé Figure 2.3. Ce défaut évite de modéliser un cas particulier irréaliste expérimentalement. Il est attendu que ce léger défaut génère de très faibles moments à l'interface entre source et structure réceptrice autour des axes  $X$  et  $Y$  et ce, même lors de l'application de la force interne « idéale » normale suivant  $Z$  appliquée au centre de la face supérieure du bloc ou de la poutre (excitation#1).

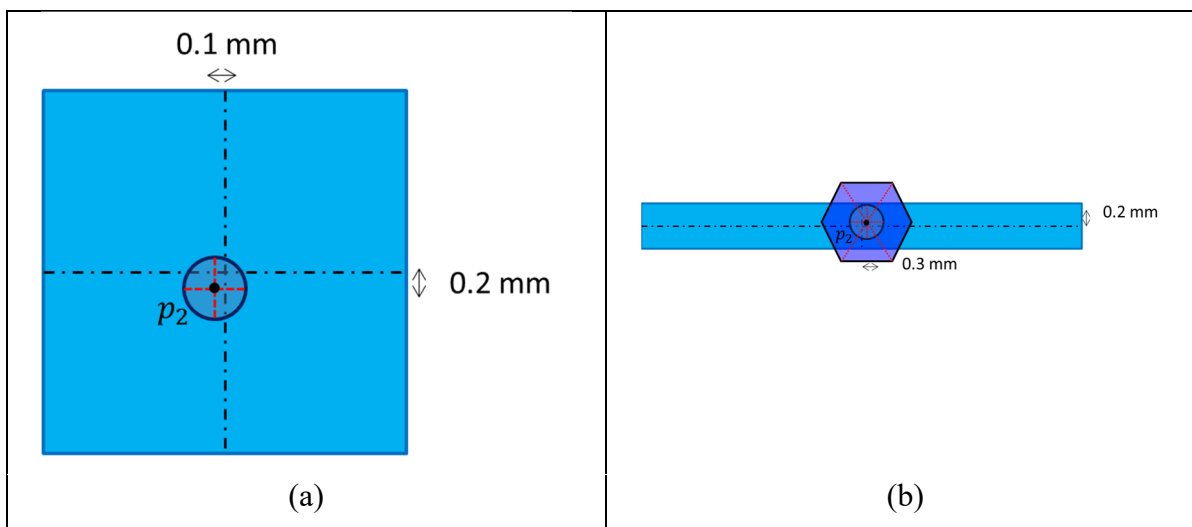


Figure 2.3 Schéma de principe du défaut de centrage de la tête d'impédance vue de dessous (a) modèle du bloc et (b) modèle de la poutre

Les sources sont modélisées comme des volumes pleins fait en aluminium (voir le Tableau 2.3 en fin de section pour les données matériaux).

Afin de valider le modèle numérique par une comparaison à la mobilité obtenue pour un système vibrant de laboratoire (Figure 2.1 (b)), un modèle plus complexe de la source poutre a été réalisé avec l'ajout de trous dans la poutre (Figure 2.2 (b)). Le pied hexagonal de la source de laboratoire est en acier et dispose d'une tige filetée approximée par un cylindre. Ce nouveau pied non équipé de tête d'impédance est en acier (référé par #Acier pied) dont les propriétés sont présentées dans le Tableau 2.3. Une fois ce modèle validé, nous reviendrons au modèle plus simpliste (sans trous) pour les études numériques de robustesse des méthodes TPA et CB-TPA car ce dernier permet de réduire considérablement les temps de calcul.



La taille du maillage, pour le bloc et la poutre, a été obtenue via une étude de convergence. Les fréquences de résonance ont été déterminées via une analyse modale et harmonique pour différentes tailles de maillage. Le plus petit maillage a permis de déterminer les valeurs convergées des fréquences de résonance. La taille optimale de maillage correspond à celle donnant le moins d'éléments et des écarts avec les fréquences de résonance inférieures à 5% des valeurs convergées. Cette étude a permis de déterminer que la taille globale des éléments doit être de 10 mm et que la taille locale sur les surfaces des pieds cylindriques de 4 mm. Ce raffinement local permet d'assurer une représentation géométrique fidèle de la surface cylindrique.

### 2.2.1.2 Condition aux limites

La mobilité de la source  $Y_{22}^A$  et sa vitesse libre  $u_2^{free}$  sont estimées dans des conditions « libre ». Pour cela, aucune contrainte sur les déplacements de la source n'est imposée.

Les propriétés actives à l'interface ( $g_2^B$  et  $u_2$ ) sont estimées quand la source est fixée à la structure réceptrice (continuité des déplacements et des contraintes).

Les forces bloquées à l'interface ( $f_2^{bl}$ ) sont calculées par le logiciel ANSYS quand la source est fixée à une structure réceptrice idéale infiniment rigide (cas idéal du marbre rigide). Pour caractériser les forces bloquées des sources, la structure réceptrice de chaque assemblage a été rigidifiée et alourdie en imposant un matériau fictif (référé par #marbre) présenté dans le Tableau 2.3.

### 2.2.1.3 Excitations

La caractérisation numérique de la mobilité de la source  $Y_{22}^A$  est réalisée via une analyse harmonique (0-1000 Hz). L'excitation (effort imposé) et la mesure (vitesse) sont réalisées au centre de la surface du pied cylindrique (voir Figure 2.2 (a) et (b),  $u_2$ ). L'effort est de norme unitaire et appliqué sur le nœud pilote en  $u_2$ . Le terme « pilote » signifie que ce nœud contrôle

le déplacement des nœuds qui lui sont assujettis de manière parfaitement rigide. Ici les nœuds assujettis au point de contact sont l'ensemble des nœuds appartenant à la surface de contact (surface inférieure de la tête d'impédance). Lors de la caractérisation des mobilités en tenant compte des erreurs opérateurs, l'excitation ne se fait plus forcément en  $u_2$ . Le nœud pilote n'est donc pas mis en place pour permettre de modéliser le défaut de positionnement de l'impact de marteau.

Le logiciel ANSYS permet d'estimer les déplacements complexes et donc de déterminer la compliance notée  $C_{ij}$  du système (déplacement/effort). La mobilité est obtenue par le calcul suivant,

$$Y_{ij} = j2\pi f C_{ij}, \quad (2.1)$$

avec  $j$  étant l'indicateur du nombre complexe à ne pas confondre avec l'indice de position de l'impact et  $f$  le vecteur fréquentiel.

Deux types d'excitation interne distincts sont utilisés pour les sources :

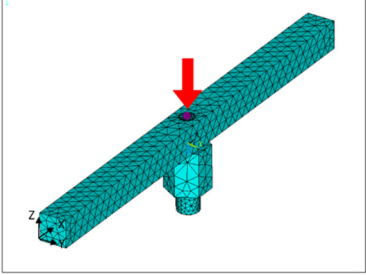
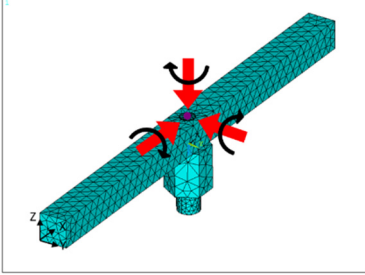
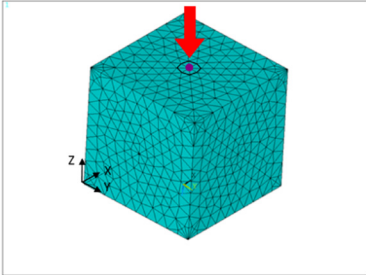
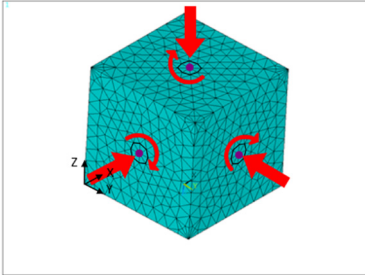
- La première, appelée excitation #1, considère une force de 1 N appliquée selon l'axe  $Z$  et des valeurs résiduelles (évitant un mauvais conditionnement des matrices dû à une excitation parfaite irréaliste) selon les autres axes ( $1e-4$  N). Ce type d'excitation a pour but de simuler une source avec un comportement de pompage pur comme lors de l'utilisation d'un pot vibrant ou d'un impact de marteau. Elle est considérée « idéale » et est utilisée pour la validation de méthodes;
- La seconde excitation appelée excitation #2, met en jeu une force selon l'axe  $Z$  et des moments selon  $M_x$  et  $M_y$ . Ce choix a été déterminé à la lumière (1) des travaux de Klop (Klop, 2010) qui a caractérisé une partie des forces internes  $f_1$  de pompes hydrauliques et (2) des mesures effectuées sur l'avion où il a été observé que les pompes hydrauliques ont un comportement dynamique complexe (voir section 3.1.1). Ce type d'excitation est donc plus réaliste et a pour but de simuler les moments internes s'appliquant au sein d'une pompe hydraulique comme discuté à la section 3.1.1. Les amplitudes des forces et des

moments appliqués ont été déterminées de manière à produire un comportement réaliste de la source notamment en termes de ratio de force par rapport aux moments.

A nouveau, des nœuds pilotes répartis au centre de chaque face du bloc ou sur la face supérieure de la poutre ont été utilisés pour appliquer les excitations des sources. Les points violets représentent les nœuds pilotes qui guident les nœuds à l'intérieur du cercle noir (voir Tableau 2.1). Le détail des types d'excitations est présenté Tableau 2.1.

Les analyses harmoniques réalisées lorsque les excitations (équivalent aux forces internes point « 1 » sur les Figure 1.3 et Figure 1.4) sont appliquées à la source permettent de caractériser les vitesses libres (mesurées en  $u_2$ ) lorsque la source est « Libre » mais également les vitesses opérationnelles, les efforts d'interfaces et les efforts bloqués lorsque la source est couplée à la structure réceptrice.

Tableau 2.1 Présentation des comportements dynamiques imposés aux sources

	Excitation#1 $F_z$ pur	Excitation#2 complexe
<b>Poutre</b>		
<b>Bloc</b>		
$F_x$ [N]	$1 \text{ e-}4$	$1 \text{ e-}4$
$F_y$ [N]	$1 \text{ e-}4$	$1 \text{ e-}4$
$F_z$ [N]	1	1
$M_x$ [Nm]	$1 \text{ e-}4$	0.1
$M_y$ [Nm]	$1 \text{ e-}4$	0.1
$M_z$ [Nm]	$1 \text{ e-}4$	$1 \text{ e-}4$

### 2.2.2 Les structures réceptrices

L'étude des méthodes TPA et CB-TPA se fait à l'aide de deux structures réceptrices. La Figure 2.4 (a) et (b) schématise respectivement la poutre réceptrice et la plaque réceptrice. Les positions où sont mesurées les vitesses  $y$  sont aussi indiquées. Le Tableau 2.2 présente les coordonnées du point d'assemblage ( $u_2$ ), du point cible ( $u_3$ ) et des points indicateurs ( $u_4$ ) par rapport aux origines des repères pour les deux sous-structures.

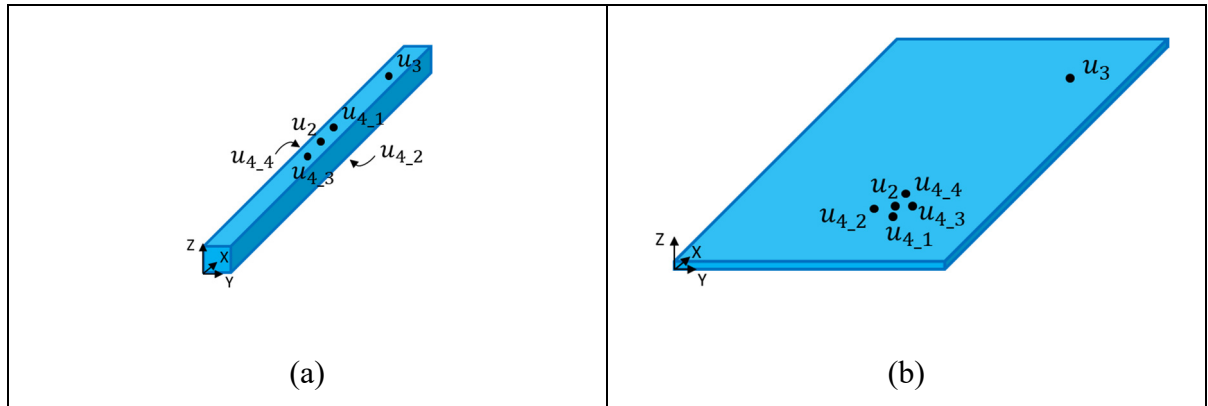


Figure 2.4 Schéma des structures réceptrices et des positions remarquables, (a) poutre et (b) plaque

Tableau 2.2 Coordonnées de ces positions remarquables des structures réceptrices

Structures	Positions	Coordonnée selon X	Coordonnée selon Y	Coordonnée selon Z
<b>Poutre</b>	$u_2$	0.5m	0.0127m	0.0254m
	$u_3$	0.877m	0.0087m	0.0254m
	$u_{4_1}$	0.5285m	0.0116m	0.0254m
	$u_{4_2}$	0.491m	0.0254m	0.01m
	$u_{4_3}$	0.4968m	0.0087m	0m
	$u_{4_4}$	0.4535m	0m	0.0085m
<b>Plaque</b>	$u_2$	0.355m	0.5082m	0.0048m
	$u_3$	1.155m	0.857m	0.0048m
	$u_{4_1}$	0.325m	0.5052m	0.0048m
	$u_{4_2}$	0.356m	0.4782m	0.0048m
	$u_{4_3}$	0.352m	0.5262m	0.0048m
	$u_{4_4}$	0.375m	0.5172m	0.0048m

La première structure réceptrice modélisée est une poutre de section carrée de 0.0254 m et de longueur 1 m encastée à ces deux extrémités. La seconde structure réceptrice modélisée est une plaque en acier de dimension  $1.3716 \times 0.9652 \times 0.0048 \text{ m}^3$  encastée sur son pourtour.

La poutre réceptrice est modélisée en aluminium et la plaque en acier. Ce dernier, référencé par #Acier plaque possède des propriétés différentes de celui utilisé dans le modèle pour la validation expérimentale (référé par #Acier pied). Le Tableau 2.3 présente les propriétés de ce nouveau matériau.

Tableau 2.3 Tableau récapitulatif des matériaux modélisés

	<b>Aluminium</b>	<b>Acier pied</b>	<b>Acier plaque</b>	<b>Marbre</b>
<b>Densité</b> <b>[kg/m<sup>3</sup>]</b>	2700	7800	7506	1 <sup>e5</sup>
<b>Coefficient de Poisson</b>	0.33	0.33	0.33	0.33
<b>Module d'Young</b> <b>[GPa]</b>	65.6	190	200	1 <sup>e20</sup>
<b>Amortissement constant</b>	0.001	0	0.005	0

### 2.3 Effet de la complétude des matrices de mobilité

La complétude des matrices de mobilité est une source d'incertitude (de type « modèle ») importante lors de la prédiction des efforts d'interface par méthodes TPA et CB-TPA (voir section 1.1.5.2). Chaque méthode requiert au moins une matrice de mobilité que ce soit celle d'une des sous-structures ou celle du système couplé. La Figure 2.5 présente les différentes matrices de mobilité considérées dans ce travail : matrice complète (Figure 2.5 (d)) et incomplètes « dégradées » (Figure 2.5 (a)-(c)).

Complétude "Z"		Force [N]			Moment [Nm]		
		$F_x$	$F_y$	$F_z$	$M_x$	$M_y$	$M_z$
Vitesse [m/s]	$u_x$						
	$u_y$						
	$u_z$			$Y_{zz}$			
Vitesse angulaire [rad/s]	$u_{\theta x}$						
	$u_{\theta y}$						
	$u_{\theta z}$						

(a)

Complétude "TDoFs"		Force [N]			Moment [Nm]		
		$F_x$	$F_y$	$F_z$	$M_x$	$M_y$	$M_z$
Vitesse [m/s]	$u_x$	$Y_{xx}$	$Y_{xy}$	$Y_{xz}$			
	$u_y$	$Y_{yx}$	$Y_{yy}$	$Y_{yz}$			
	$u_z$	$Y_{zx}$	$Y_{zy}$	$Y_{zz}$			
Vitesse angulaire [rad/s]	$u_{\theta x}$						
	$u_{\theta y}$						
	$u_{\theta z}$						

(b)

Complétude "OOP"		Force [N]			Moment [Nm]		
		$F_x$	$F_y$	$F_z$	$M_x$	$M_y$	$M_z$
Vitesse [m/s]	$u_x$						
	$u_y$						
	$u_z$			$Y_{zz}$	$Y_{zx}$	$Y_{zy}$	
Vitesse angulaire [rad/s]	$u_{\theta x}$			$Y_{\theta xz}$	$Y_{\theta xMx}$	$Y_{\theta xMy}$	
	$u_{\theta y}$			$Y_{\theta yz}$	$Y_{\theta yMx}$	$Y_{\theta yMy}$	
	$u_{\theta z}$						

(c)

Complétude "Totale"		Force [N]			Moment [Nm]		
		$F_x$	$F_y$	$F_z$	$M_x$	$M_y$	$M_z$
Vitesse [m/s]	$u_x$	$Y_{xx}$	$Y_{xy}$	$Y_{xz}$	$Y_{xMx}$	$Y_{xMy}$	$Y_{xMz}$
	$u_y$	$Y_{yx}$	$Y_{yy}$	$Y_{yz}$	$Y_{yMx}$	$Y_{yMy}$	$Y_{yMz}$
	$u_z$	$Y_{zx}$	$Y_{zy}$	$Y_{zz}$	$Y_{zMx}$	$Y_{zMy}$	$Y_{zMz}$
Vitesse angulaire [rad/s]	$u_{\theta x}$	$Y_{\theta xx}$	$Y_{\theta xy}$	$Y_{\theta xz}$	$Y_{\theta xMx}$	$Y_{\theta xMy}$	$Y_{\theta xMz}$
	$u_{\theta y}$	$Y_{\theta yx}$	$Y_{\theta yy}$	$Y_{\theta yz}$	$Y_{\theta yMx}$	$Y_{\theta yMy}$	$Y_{\theta yMz}$
	$u_{\theta z}$	$Y_{\theta zx}$	$Y_{\theta zy}$	$Y_{\theta zz}$	$Y_{\theta zMx}$	$Y_{\theta zMy}$	$Y_{\theta zMz}$

(d)

Figure 2.5 Présentation des complétudes : (a) complétude Z, matrice de dimension  $[1 \times 1]$ , (b) complétude TDoFs, matrice de dimension  $[3 \times 3]$ , (c) complétude OOP, matrice de dimension  $[3 \times 3]$ , (d) complétude Totale matrice de dimension  $[6 \times 6]$

La complétude dénommée « Z » (Figure 2.5 (a)) tient compte uniquement de la translation suivant ce même axe (Z est l'axe normal à la surface de contact entre les deux sous-structures). Les matrices associées sont de dimension  $[1 \times 1]$ . Cette complétude est la plus simple à obtenir expérimentalement, à l'aide d'un accéléromètre uniaxial et d'un marteau d'impact.

La complétude « TDoFs » (Figure 2.5 (b)) tient compte de tous les termes de translation. Les matrices associées sont de dimension  $[3 \times 3]$ . Elle peut s'obtenir avec des accéléromètres uniaxiaux ou triaxiaux mais requiert des excitations suivant les trois directions. Ceci peut être compliqué expérimentalement, tout particulièrement dans le cas des axes tangents à la surface d'une plaque par exemple (DoFs *dans le plan* (engl, in plane)). De plus, à cause de l'encombrement, il est parfois difficile de réaliser des impacts suivant ces directions d'où la nécessité de savoir si ces DoFs peuvent être négligés.

La complétude « OOP » (Figure 2.5 (c)) se base sur la revue de littérature CHAPITRE 1 et le fait que les plaques réceptrices sont très rigides selon les axes transverses au plan et autour de l'axe normal (Meggitt & Moorhouse, 2020b). Ces mobilités faibles rendent souvent l'effet des efforts dans le plan de la plaque négligeable. Ainsi les DoFs pris en compte sont la translation selon  $Z$  et les rotations autour de  $X$  et  $Y$ . Les matrices associées sont aussi de dimension  $[3 \times 3]$ . Expérimentalement, cette complétude nécessite l'utilisation de méthodes indirectes.

Enfin, la complétude « Totale » (Figure 2.5 (d)) tient compte de la totalité des termes. Les matrices associées sont de dimension  $[6 \times 6]$ . Expérimentalement celle-ci impose également l'utilisation de méthodes indirectes.

## 2.4 Propagation des incertitudes de type « opérateur »

Le marteau d'impact est l'instrument de mesure le plus simple à utiliser pour déterminer la matrice de mobilité mais son utilisation entraîne des incertitudes opérateurs. Chaque impact n'est pas reproduit exactement à la même position et avec la même orientation entraînant une estimation différente des mobilités.

La propagation des incertitudes dans un modèle analytique est complexe et un modèle statistique semble plus adapté. La combinaison du modèle numérique (pour générer les entrées) et d'une méthode de Monte-Carlo (pour propager les incertitudes) a été choisie pour évaluer ces incertitudes. Les incertitudes en position et en orientation sont simulées grâce à l'application de 20 impacts imparfaits dans le modèle numérique. L'ordre de grandeur des incertitudes a été déterminé à partir des mesures expérimentales et de la revue de la littérature (voir section 1.1.5.1). Les Figure 2.6 (a) et (c) présentent schématiquement la modélisation des erreurs opérateurs.



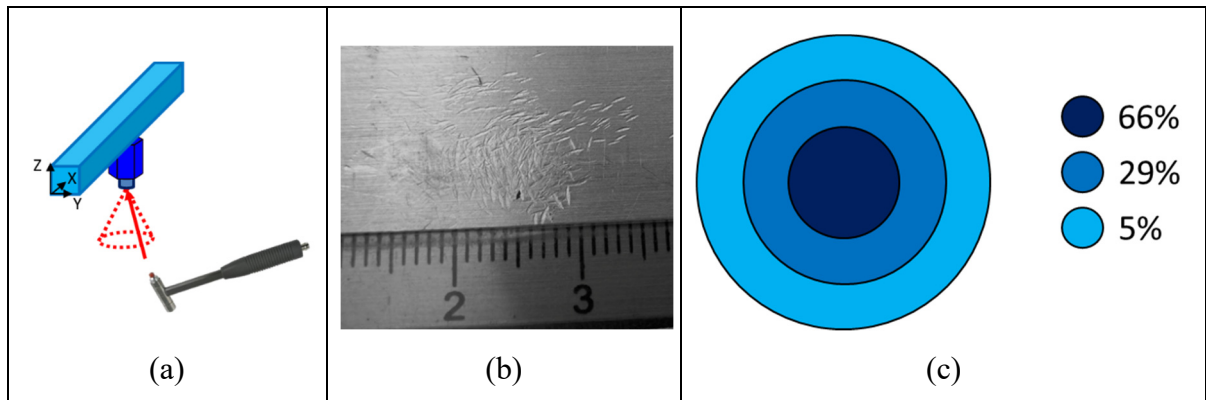


Figure 2.6 Modélisation des incertitudes opérateur (a) défaut d'orientation de l'impact lors de la caractérisation de la mobilité de la source au point de contact  $Y^A$  (b) défaut de positionnement de l'impact observé expérimentalement (c) défaut de positionnement modélisé

La Figure 2.6 (a) schématise l'erreur d'orientation de l'impact de marteau dans l'exemple d'un impact suivant la direction  $Z$  appliqué au point de contact. Un défaut angulaire suivant une loi de distribution normale avec une moyenne de  $3^\circ$  et un écart type de  $1.5^\circ$  a été simulé. Des forces résiduelles suivant les axes  $X$  et  $Y$  sont appliquées de sorte à maintenir une norme unitaire. Cette étude est limitée aux translations.

La Figure 2.6 (b) montre les marques laissées par les impacts de marteau lors de la caractérisation des mobilités d'une poutre. Ce défaut de positionnement a été modélisé par des impacts répartis de manière aléatoire dans des cercles concentriques de rayon de 2 mm, 4 mm et 6 mm tel que représenté à la Figure 2.6 (c). Les probabilités d'effectuer l'impact dans chaque partie de la cible suivent une loi normale dont la moyenne est au centre de la cible et l'écart type correspond à 2 mm.

Chaque colonne des matrices de mobilité a été caractérisée numériquement à l'aide de 20 impacts aléatoires. Ce nombre d'échantillons a été fixé par une étude numérique de convergence réalisée sur 200 impacts appliqués sur une poutre. L'écart type moyen sur l'intervalle de fréquence converge à partir de 20 essais. Ce nombre d'essais correspond également au nombre d'impacts effectués lors de la caractérisation expérimentale de la mobilité d'une source de laboratoire. Cette même source a été modélisée et les mobilités  $Y_{22}^A$

obtenues numériquement avec défaut opérateur sont comparées à celles mesurées (voir section 3.1.3.1).

Une fois les mobilités des sous-structures simulées en tenant compte des incertitudes opérateurs, elles sont propagées dans les équations de TPA et CB-TPA avec la méthode de Monte-Carlo. Les différentes étapes de cette méthode sont schématisées sur la Figure 2.7 et décrites ci-dessous.

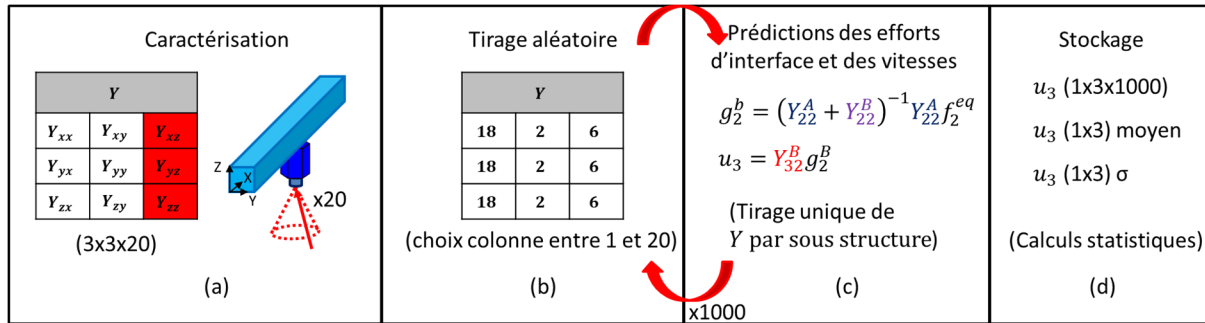


Figure 2.7 Schéma des étapes de propagation des erreurs opérateurs dans les calculs TPA et CB-TPA

L'approche de Monte-Carlo appliquée comprend 4 étapes :

- La première étape (Figure 2.7 (a)) est la caractérisation des matrices de mobilité nécessaires aux calculs des différentes méthodes TPA et CB-TPA ( $Y_{22}^A, Y_{22}^B, Y_{42}^{AB}, Y_{42}^B$  et  $Y_{32}^B$ ). Chaque matrice a été caractérisée en translation par 60 impacts de marteau (20 selon chaque axe) générés avec un défaut aléatoire comme décrit plus tôt. Il existe donc  $20^3=8000$  combinaisons possibles par matrices de mobilité;
- La seconde étape (Figure 2.7 (b)) consiste à choisir les 3 colonnes qui forment les matrices de mobilité. Pour chacune d'entre elles, une suite de 3 chiffres (1 par colonne), compris entre 1 et 20 est défini aléatoirement selon une loi à répartition uniforme. Ces 3 chiffres définissent l'impact de marteau sélectionné (parmi les 20 possibles par colonne) pour chacune des 3 colonnes de la mobilité (1 impact dans une direction permet de caractériser la colonne complète). Le tirage des trois chiffres est répété pour chacune des mobilités, soit 3 fois et non 5 ( $Y_{22}^B, Y_{42}^B$  et  $Y_{32}^B$  étant caractérisées simultanément par les mêmes impacts);

- La troisième étape (Figure 2.7 (c)) consiste à appliquer les méthodes TPA et CB-TPA pour prédire les efforts d'interface  $g_2^B$  et les vitesses  $u_3$ ;
- La quatrième étape (Figure 2.7 (d)) est le stockage des résultats;
- Les deuxième et troisième étapes (Figure 2.7 (b) et Figure 2.7 (c)) sont répétées 1000 fois permettant de calculer la valeur moyenne et l'écart type des prédictions (Figure 2.7 (d)). On vérifie ensuite que la valeur de l'écart type (moyenné sur la fréquence) des vitesses opérationnelles ait convergée pour toutes les méthodes.

## 2.5 Description des bancs de mesure et des structures caractérisées

Les campagnes de mesures ont deux objectifs : (1) valider les modèles numériques et (2) caractériser les systèmes réels afin d'adapter les systèmes de laboratoire et augmenter leur réalisme. Au total, 5 structures ont été étudiées expérimentalement. La Figure 2.8 présente les différentes installations et structures caractérisées. Les cercles rouges représentent la position « 2 » du point d'assemblage caractérisé.

Les vitesses opérationnelles d'une pompe hydraulique aéronautique au niveau d'un de ses points d'assemblage ont été mesurées lorsque la pompe opère dans le tronçon arrière de l'avion (la Figure 2.8 (a) et (b) présente une vue globale de l'avion de de la trappe d'accès à la pompe en (c)). Pour cette mesure, la pompe opérait à régime constant. L'accélération opérationnelle proche du point de contact a été mesurée avec un accéléromètre triaxial (PCB 356A03) et le signal a été enregistré avec un système d'acquisition National Instrument (carte 9234) permettant une fréquence d'échantillonnage de 51 200 Hz. Ce système d'acquisition a été utilisé pour toute les mesures sur structure réelle. Un autre système d'acquisition National Instrument (PXIe1073 équipée de 2 cartes 2 PXIe4477) avec la même fréquence d'échantillonnage a été utilisé pour les mesures effectuées en laboratoire. Les signaux temporels ont été analysés via une transformation de Fourier rapide (engl, Fast Fourier Transforme (FFT)) en appliquant une fenêtre de Hanning et un recouvrement de 90%. L'accélération mesurée notée  $a_i$  est ensuite convertie en vitesses par la formule suivante,

$$u_i = \frac{a_i}{2\pi j f}. \quad (2.2)$$

Les mobilités  $Y_{22}^A$  de la pompe hydraulique et d'une source vibratoire de laboratoire ont été mesurées (voir Figure 2.8 (d) et (g)). Dans le cas de la pompe, la condition libre est « approchée » en découplant la pompe de la structure réceptrice et en l'accrochant à l'aide de collier plastique. Une suspension moins rigide n'était pas réalisable car la pompe ne pouvait pas être découplée du système hydraulique. Un impact de marteau PCB 086C03 a été appliqué au niveau du point de contact et l'accélération a été mesurée en ce même point pour calculer la mobilité du système avec l'Eq.(1.1). La FFT de l'impact de marteau est filtrée par une fenêtre rectangulaire. Les mesures ont été réalisées 20 fois par mobilité puis moyennées (ces valeurs sont toujours accompagnées de l'écart type calculé). Les impacts ont été réalisés selon les trois directions du plan (défini par la surface de contact dont l'axe normal est Z) permettant de caractériser l'ensemble des TDoFs. Une démarche similaire a été utilisée pour caractériser la mobilité de la source vibratoire de laboratoire. La condition libre est approchée à l'aide de tendeurs élastiques (permettant une meilleure suspension libre que les colliers plastiques utilisés pour la pompe hydraulique) afin de garantir un premier mode de corps rigide à basses fréquences (5 Hz).

Les mobilités de 3 structures réceptrices ont été mesurées : deux structures réelles et une structure de laboratoire. Les deux structures réelles sont des structures d'avions : (1) la structure réceptrice de la pompe hydraulique dans le tronçon arrière d'un Bombardier Challenger (Figure 2.8 (e)) et la structure réceptrice d'une pompe hydraulique sur le demi fuselage d'un Bombardier CRJ100 disponible au GRAM (la Figure 2.8 (e) présente une vue globale et (i) l'emplacement de la pompe sur l'extérieur droit). Enfin, la mobilité d'une plaque réceptrice en acier inoxydable de dimensions (965,2x1371,6x4,8 mm) a été caractérisée en laboratoire (Figure 2.8(f)). La condition encastree aux extrémités est réalisée à l'aide d'un cadre massif en acier vissé pinçant la plaque. Cette plaque est surélevée du sol grâce à une structure en bois.

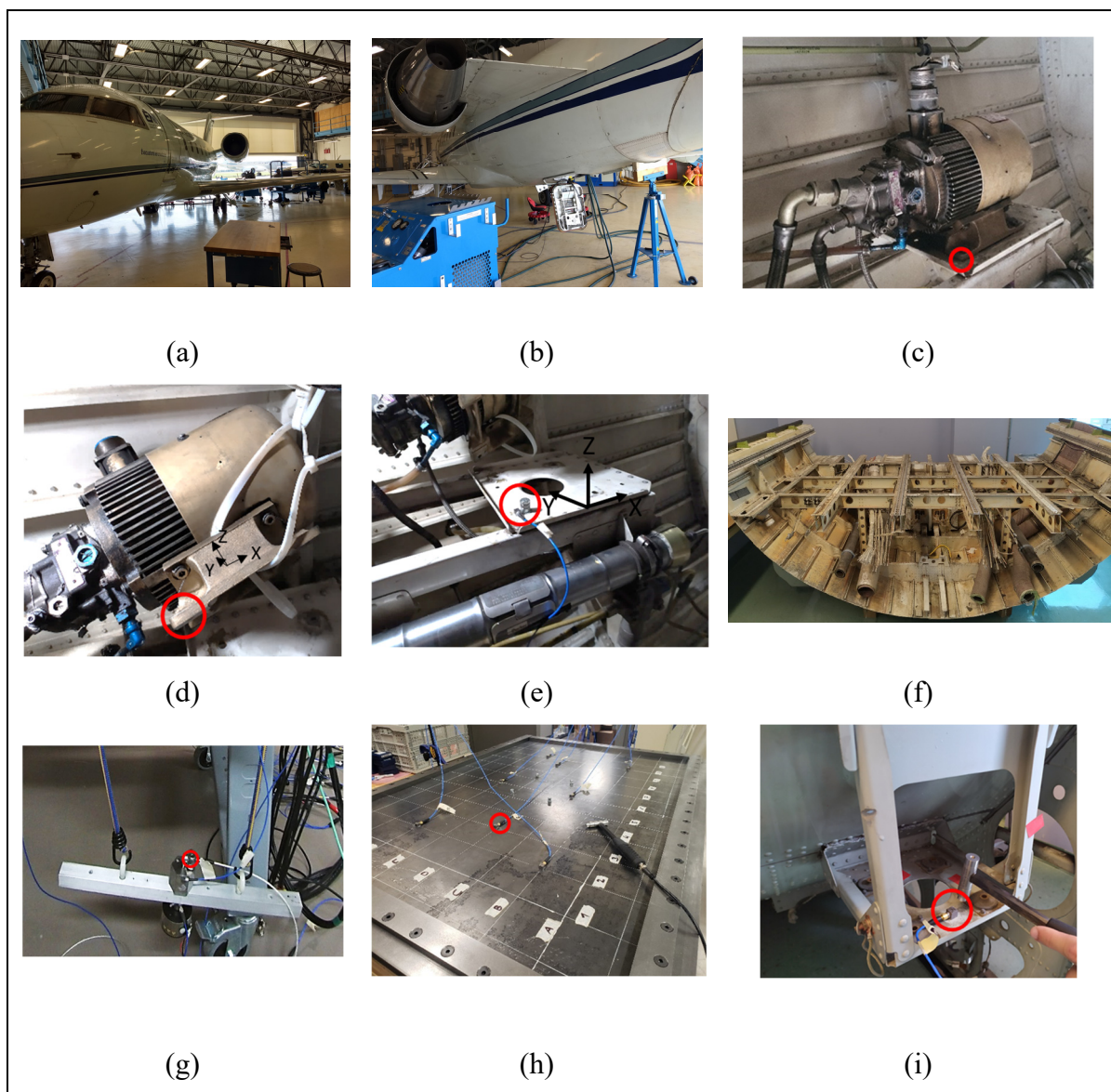


Figure 2.8 Présentation des installations expérimentales



## CHAPITRE 3

### ÉTUDE DES COMPORTEMENTS PASSIFS ET ACTIFS DES SOUS-STRUCTURES

Ce chapitre présente les comportements passifs et actifs des sous-structures non assemblées. Dans un premier temps, des mesures vibratoires réalisées sur une pompe hydraulique sont présentées. Une comparaison des comportements vibratoires de la pompe et des sources de laboratoire (virtuelle et physique) est réalisée. Puis, cette démarche est répétée pour une structure réelle et les structures de laboratoire.

#### 3.1 Les sources

##### 3.1.1 La pompe hydraulique

Une pompe hydraulique d'avion de type Challenger a été caractérisée *in situ* (c'est-à-dire dans le tronçon arrière de l'avion et en fonctionnement). La position de cette pompe (dénommée 2B) est présentée Figure 3.1 (a). La mobilité de la pompe a ensuite été mesurée lorsque cette dernière est non plus *in situ* mais librement suspendue par des colliers en plastique Figure 3.1 (b). Les tuyaux du circuit hydraulique sont cependant toujours reliés à la pompe car il n'était pas possible de les débrancher. Du fait de l'espace restreint dans lequel a été effectuée la caractérisation, seul le point de contact le plus proche de l'opérateur à gauche, encerclé en rouge sur la Figure 3.1 (b), a été caractérisé en translation (selon  $X$ ,  $Y$  et  $Z$ ). L'axe  $X$  correspond à l'axe longitudinal, l'axe  $Y$  à l'axe transversal et l'axe  $Z$  à l'axe vertical de la pompe. Du fait de l'encombrement, de l'espace restreint et des conditions aux limites peu contrôlées, les résultats sont présentés à titre indicatif. Des mesures laboratoires plus contrôlées permettraient de mieux déterminer la mobilité de la pompe hydraulique.

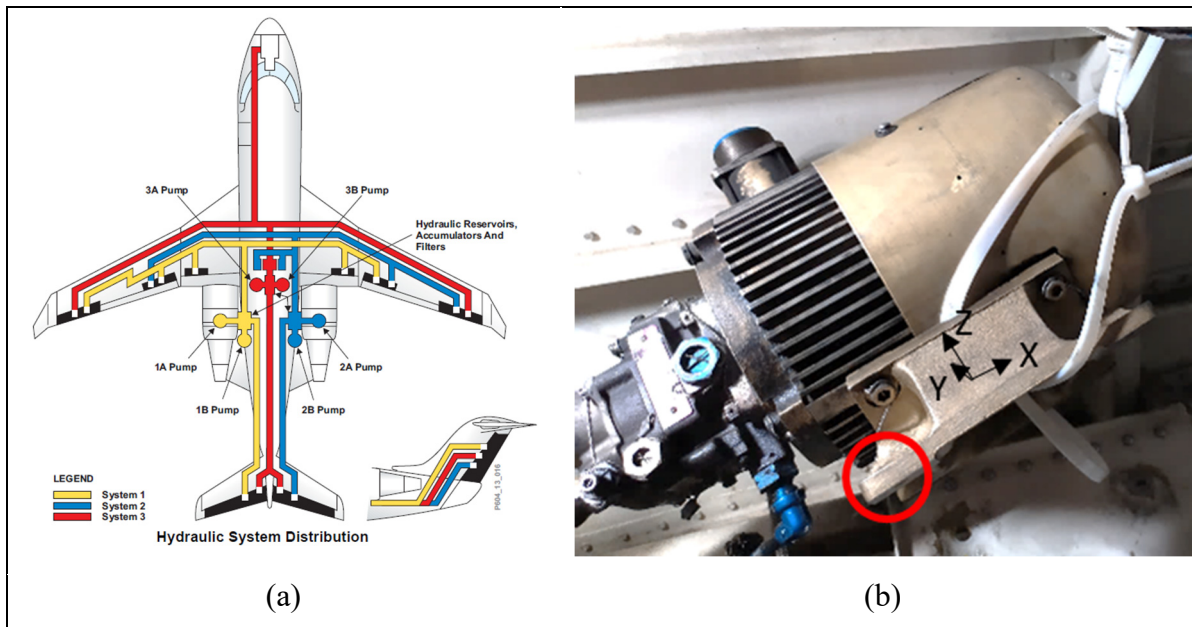


Figure 3.1 (a) Circuit hydraulique d'un avion extrait de (« Challenger 604, Pilot Training Guide », 2003) et (b) Photographie de la pompe 2B suspendue avec le point de mesure encerclé en rouge

La Figure 3.2 présente les mobilités mesurées sur la pompe hydraulique. La mobilité moyenne obtenue pour 20 impacts de marteau est affichée en trait continu avec son écart type en aire colorée. Une couleur a été attribuée à chaque axe de mesure. Les mobilités mesurées selon l'axe X sont présentées en vert, celle mesurées suivant l'axe Y en rouge et celles mesurées suivant l'axe Z en bleu.



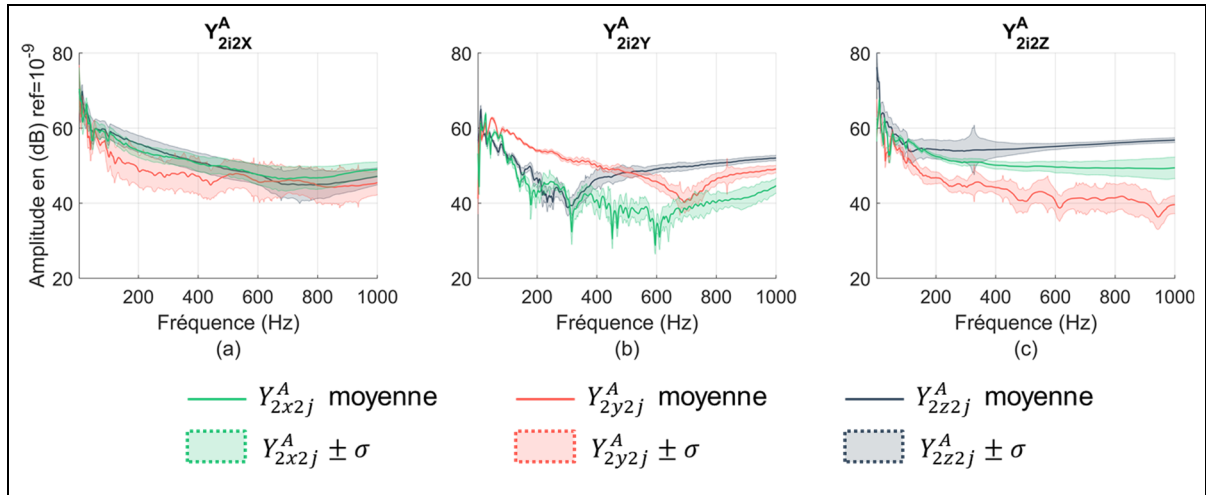


Figure 3.2 Mobilité de la pompe hydraulique (en condition de suspension libre approximative) en translation, moyenne (en traits continus) accompagnée de l'écart type (aire), mesurée selon  $X$  (en vert), selon  $Y$  (en rouge) et selon  $Z$  (en bleu)

La pompe hydraulique ne se comporte pas comme un corps parfaitement rigide sur la gamme de fréquence étudiée ce qui peut être lié aux différents éléments qui la compose qui peuvent résonner ou bien peut-être à des modes masse ressort lié à la mauvaise suspension. Les mobilités croisées sont d'amplitudes similaires à celles des mobilités directes. Les causes menant à un tel phénomène peuvent être multiples et n'ont pas été clairement identifiées. L'ajout de mesure avec des capteurs angulaires pourrait améliorer la compréhension. Il est cependant possible de proposer des explications à l'amplitude élevée des mobilités croisées : cela peut être due aux incertitudes opératoires induites par les difficultés expérimentales rencontrées lors des essais (voir section 3.1.3.3 pour plus de détails sur cet effet) ou des effets de rotations importants. De plus, l'installation de la pompe hydraulique était approximative et cette dernière ne peut être considérée comme parfaitement libre; ainsi, les résultats sont présentés qu'à titre indicatif.

Deux légères anti-résonnances sont observées lors d'un impact selon  $Y$  autour de 300 et 700 Hz dépendamment de l'axe de mesure,  $Z$  ou  $Y$ . Ces deux anti-résonnances sont liées à des modes de corps rigides de rotation de la pompe induits par les impacts déportés du centre d'inertie de cette dernière. L'impact selon l'axe  $Y$  a pu solliciter les rotations autour des axes  $X$  et  $Z$ . La rotation autour de  $X$  peut générer une translation selon  $Z$  au niveau du point de

contact et la rotation autour de l'axe  $Z$  une translation selon  $Y$  au point de contact. La rotation autour de l'axe  $Y$ , a dû être restreinte par la présence des tuyaux et la disposition du collier de serrage. De plus, la pompe étant moins large que longue, aucune rotation n'a pas été sollicitée lors de l'impact selon  $X$ .

La pompe hydraulique a été réinstallée dans l'avion puis opérée afin de mesurer les vitesses opérationnelles qui ne sont pas une propriété intrinsèque de cette dernière. Cependant, les vitesses opérationnelles permettent tout de même d'appréhender la dynamique du système couplé. Un accéléromètre triaxial est installé au même point de contact que celui où la mesure de mobilité a été réalisée (Figure 3.3).

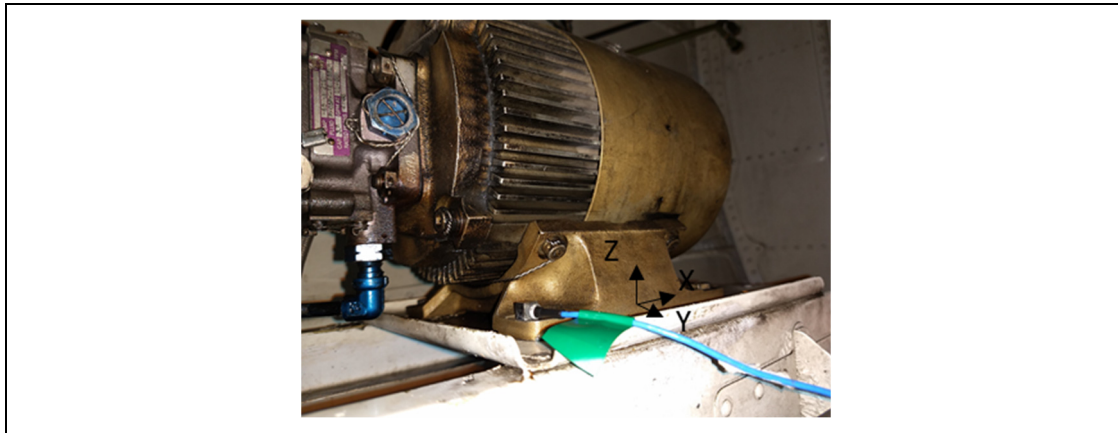


Figure 3.3 Présentation de la pompe 2B installée et du point de contact mesuré

La Figure 3.4 présente la vitesse opérationnelle de la pompe mesurée dans les 3 directions en translation. La Figure 3.4 (a) présente l'autospectre de la vitesse  $u_2$  en douzième d'octaves et la Figure 3.4 (b) en bandes fines. Le même code couleur a été utilisé pour afficher les translations selon les 3 axes.

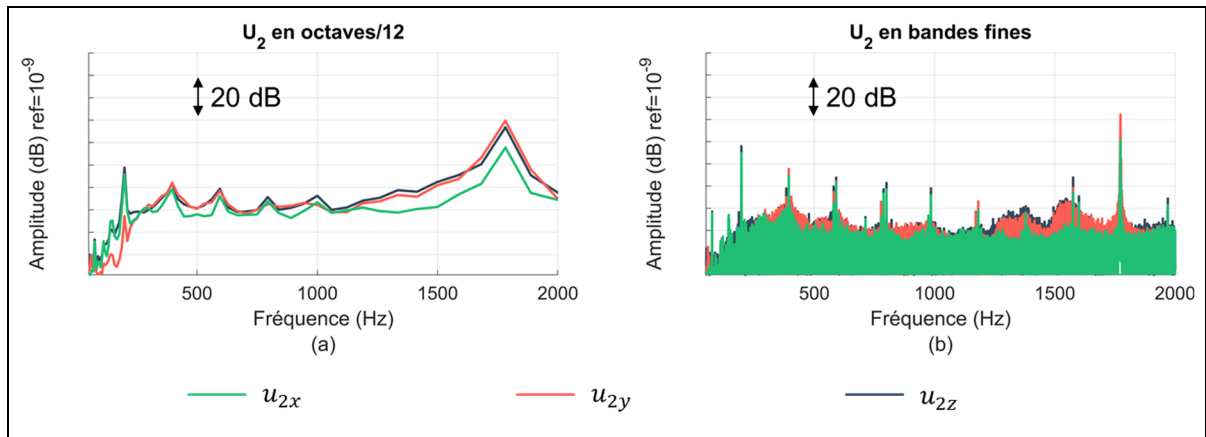


Figure 3.4 Autospectre de la vitesse  $u_2$ , (a) en douzième d'octaves, (b) en bandes fines, en translation selon l'axe  $X$  (en vert), l'axe  $Y$  (en rouge) et l'axe  $Z$  (en bleu)

Deux pics principaux peuvent être observés. Le premier à 200 Hz est la fondamentale et correspond à la fréquence de rotation de la pompe. Le second à 1800 Hz correspond à 9 fois la fréquence de rotation de la pompe due au nombre de pistons composant cette dernière. La pompe génère des vibrations principalement suivant  $Z$  et  $X$  à 200 Hz laissant présager un mouvement de pompage suivant l'axe  $Z$  et de translation selon l'axe  $X$  pouvant être induit par la rotation du barillet autour de l'axe  $Y$  de la pompe. À 1800 Hz, la vibration est principalement suivant  $Z$  et  $Y$  laissant présager toujours un mouvement de pompage suivant  $Z$  et de translation selon l'axe  $Y$  pouvant être induit par les mouvements de va et vient des pistons de la pompe. Les moments s'appliquant sur la valve de distribution observés par R. Klop peuvent être responsables des vitesses en translations observées selon  $X$  et  $Y$  (Klop, 2010).

### 3.1.2 Le bloc

#### 3.1.2.1 Propriétés passives

La source de type bloc est uniquement numérique (elle est en cours de fabrication). La Figure 3.5 présente les fréquences des 6 premiers modes de la source bloc lorsque le pied est encasturé (normalisées par la valeur convergée du mode considéré) en fonction de la taille des éléments imposée. Les fréquences ont été obtenues à partir d'une analyse modale. Les traits en pointillés vert et rouge représentent respectivement une erreur normalisée de plus ou moins 1 et 5%. Il

est observé que pour les fréquences de résonances inférieures à 2000 Hz, une taille de maille de 10 mm permet la prédiction des fréquences de résonances avec moins de 5% d'erreur. Afin de vérifier la convergence en amplitude, une étude similaire a été réalisée via des analyses harmoniques. Les résultats ne sont pas présentés car similaires. Des études de convergence ont été réalisées pour chaque composante et assemblage.

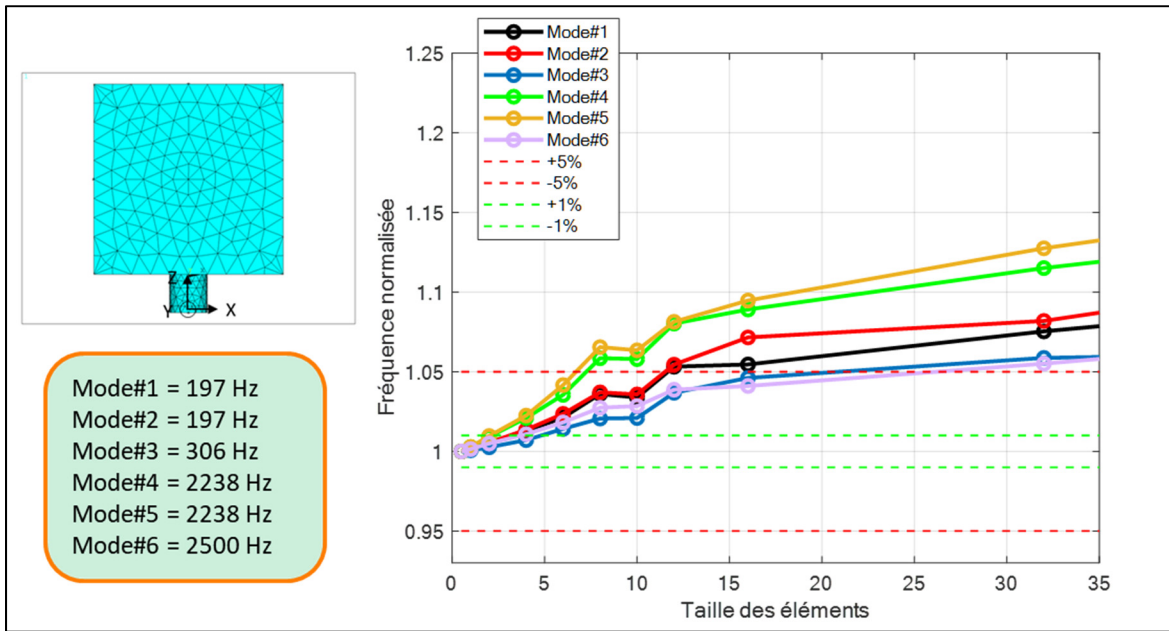


Figure 3.5 Convergence du maillage de la source bloc dans le cadre d'une analyse modale

La Figure 3.6 présente l'ensemble des mobilités simulées du bloc. Les mobilités directes  $Y_{2x2x}^A$ ,  $Y_{2y2y}^A$  et  $Y_{2\theta z 2Mz}^A$  sont affichées en violet, les mobilités relatives à une mesure selon Z en bleu, relatives à une mesure autour de X en rouge, relatives à une mesure autour de Y en vert et le reste des mobilités croisées en gris. Chaque figure représente une colonne de la matrice de mobilité (effort appliqué) sur laquelle sont représentées les 6 lignes (vitesse induite). Pour des raisons de lisibilité, le détail de chacune des mobilités croisées n'est pas précisé et toutes ne sont pas commentées dans le texte. De même, les unités varient suivant le quart de la matrice de mobilité affichée, ainsi, les mobilités appartenant au carré (3×3) supérieur gauche sont en (m/s/N) (voir Figure 1.1), les mobilités appartenant au carré (3×3) supérieur droit sont en (m/s/Nm), les mobilités appartenant au carré (3×3) inférieur gauche sont en (rad/s/N) et les

mobilités appartenant au carré  $(3 \times 3)$  inférieur droit sont en  $(\text{rad/s/Nm})$ . A titre de comparaison, la mobilité analytique d'une masse  $m$  parfaitement rigide  $Y_{2z2z}^A$  est affichée en tirets noirs sur la Figure 3.6 (c) et se calcule comme suit,

$$Y_{2z2z} = \frac{1}{2\pi f m}. \quad (3.1)$$

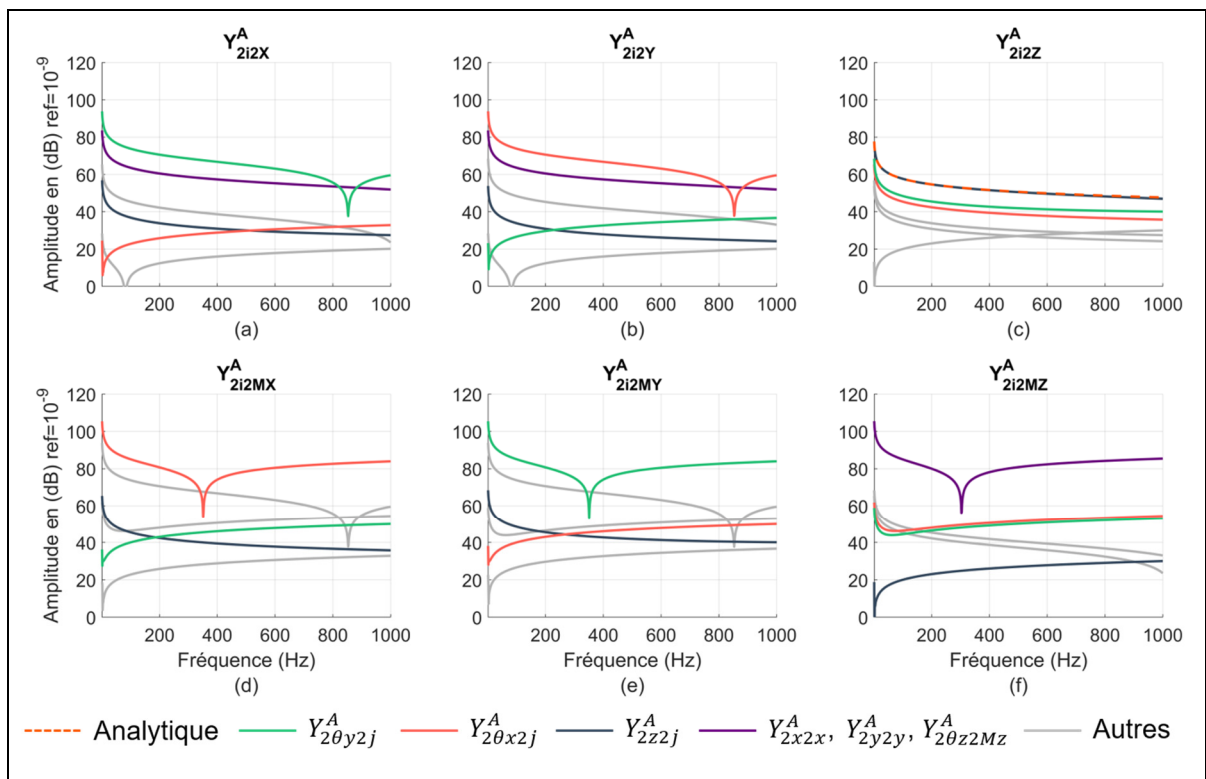


Figure 3.6 Simulations des mobilités de la source bloc, mobilités directes  $Y_{2x2x}^A$ ,  $Y_{2y2y}^A$  et  $Y_{2\theta z2Mz}^A$  (en violet), liées à une mesure selon Z (en bleu), liées à une mesure autour de X (en rouge), liées à une mesure autour de Y (en vert), la mobilité analytique d'une masse (en tirets oranges) et les autres mobilités (en gris)

Le comportement rigide du bloc est observé sur la gamme de fréquences étudiées. Ceci est confirmé par la correspondance entre la mobilité  $Y_{2z2z}^A$  de la source bloc et celle d'une masse idéale de mêmes poids. Les mobilités directes sont de plus grandes amplitudes que les mobilités croisées exceptées dans le cas des mobilités  $Y_{2\theta y2x}^A$  et  $Y_{2\theta x2y}^A$ . Ces mobilités de fortes

amplitudes s'expliquent par la rotation du bloc entraînée par l'application d'excitations non alignées au centre d'inertie de ce dernier (voir l'origine du repère à la Figure 2.2 (a)).

### 3.1.2.2 Propriétés actives

La Figure 3.7 présente les résultats de simulation de vitesses libres lorsque le bloc est excité via l'excitation#1 (en rouge) et l'excitation#2 (en vert). Les vitesses en translation (ligne supérieure) sont en m/s et les vitesses angulaires (ligne inférieure) sont en rad/s.

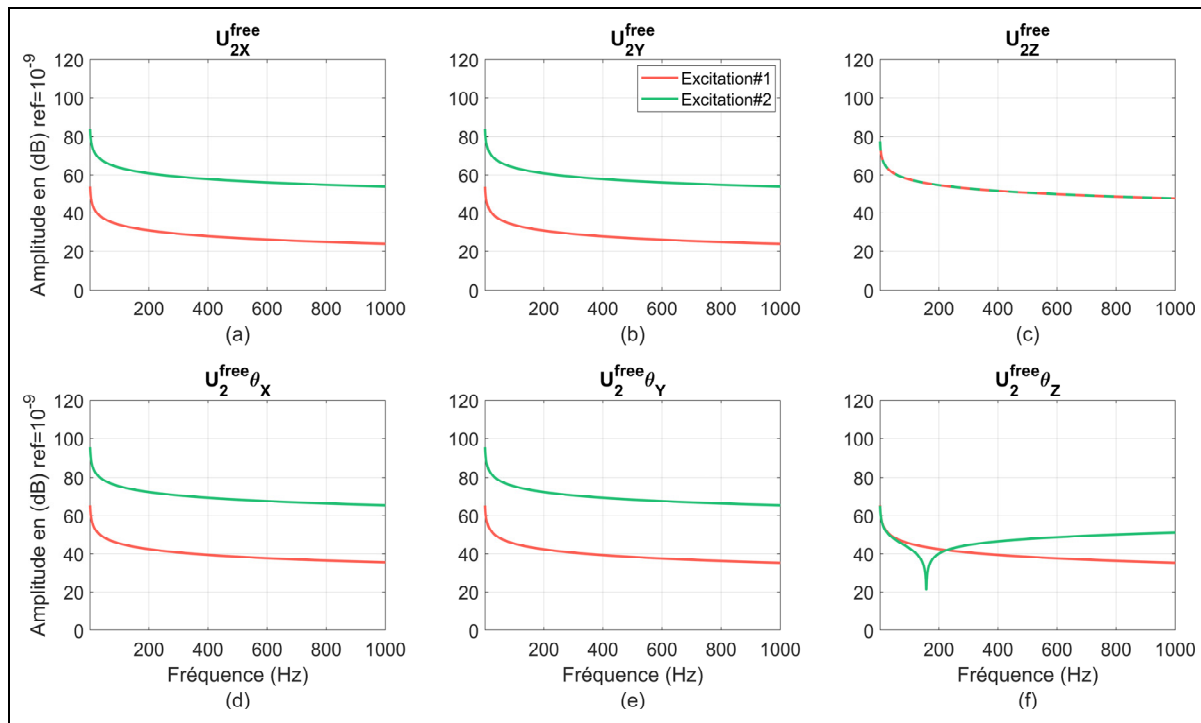


Figure 3.7 Vitesses libres  $u_2^{free}$  du bloc, excitation#1 (en rouge) et excitation#2 (en vert)

Avec l'excitation#1, la vitesse est principalement générée suivant l'axe Z, l'amplitude suivant les autres axes est résiduelle. Avec l'excitation#2, la vitesse est importante suivant les axes Z,  $\theta_x$  et  $\theta_y$  comme attendu. Cependant, des valeurs de vitesse non négligeables apparaissent également suivant les axes X et Y. Ainsi le moment interne autour de Y a généré au pied du bloc une vitesse angulaire autour de l'axe Y et une vitesse de translation selon X et inversement

pour le moment interne autour de l'axe  $X$ . La force selon l'axe  $Z$  est identique pour les excitations#1 et #2 ce qui se traduit par des vitesses de translation selon  $Z$  identiques pour les deux sources.

La Figure 3.8 présente une comparaison des efforts bloqués obtenus avec l'excitation#1 (en rouge) et l'excitation#2 (en vert). Les forces (ligne supérieure) sont en N et les moments (ligne inférieure) sont en Nm. Les résultats sont affichés selon un axe des ordonnées logarithmique afin de mieux apprécier les différences. L'étendue d'observation a été réduite pour la force bloquée  $f_z^{bl}$  selon  $Z$  (Figure 3.8 (c)) car cette dernière vaut environ 1N sur toute la gamme de fréquence.

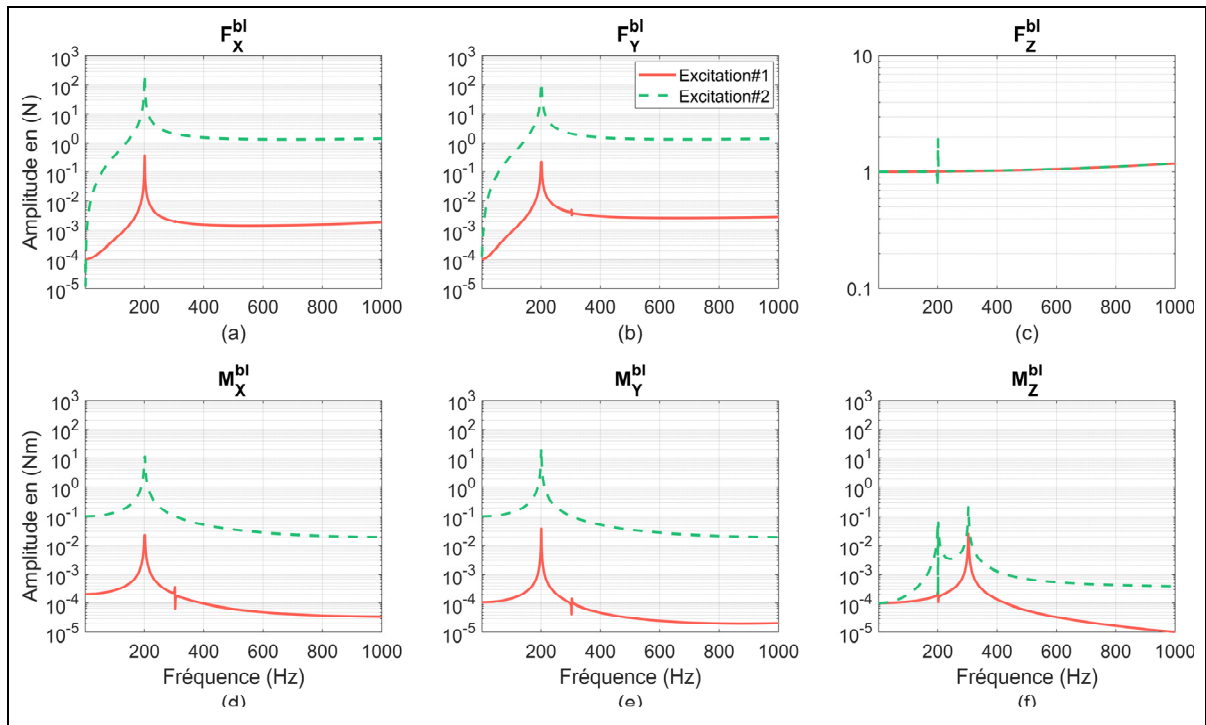


Figure 3.8 Efforts bloqués  $f_2^{bl}$  produits par le bloc, excitation#1 (en rouge) et excitation#2 (en vert)

Les forces bloquées selon l'axe  $Z$  sont presque identiques entre les deux excitations et environ égales à 1 N sur la gamme de fréquences. Pour l'excitation#1, les forces bloquées selon les autres axes valent 0. Pour l'excitation#2, les forces bloquées selon  $X$  et  $Y$  et les moments

bloqués autour de  $X$  et  $Y$  sont importants. Trois résonances importantes sont observées. Deux sont localisées à environ 200 Hz et sont associées à la flexion du pied cylindrique (selon  $X$  et selon  $Y$  le pied ayant la même rigidité de flexion selon les deux directions). Une autre résonance à 300 Hz est observée et associée à la torsion du pied (observée uniquement sur le moment bloqué autour de  $Z$ ).

### 3.1.3 La poutre

#### 3.1.3.1 Propriétés passives de la poutre complexe (avec trous)

Cette section présente la validation du modèle numérique de la poutre. Pour cela, la simulation de la mobilité  $Y_{22}^A$  obtenue numériquement est comparée à la mesure. Pour rappel les trous présents dans la poutre de la source de laboratoire ont été ajoutés au modèle de la poutre qui est alors qualifié de « complexe ». De plus, le matériau du pied hexagonal et la tête d'impédance de la source de laboratoire sont modélisés en acier. Le modèle comportant les trous est présenté Figure 3.9.

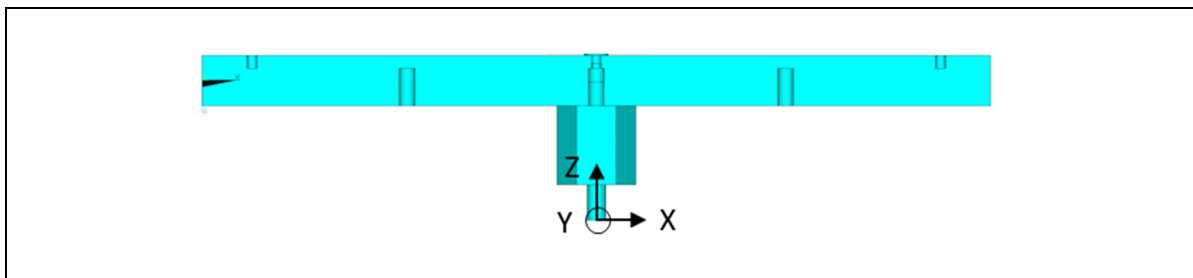


Figure 3.9 Modèle avec les trous de la poutre expérimentale

Des défauts opérateurs en termes de positionnement et d'orientation de l'excitation ont été modélisés comme décrit à la section 2.4.

La Figure 3.10 présente les mobilités simulées pour la poutre (en rouge) et les mobilités mesurées (en vert) lors d'un impact suivant l'axe  $Z$  (à l'extrémité au centre du cylindre du pied, voir l'origine du repère Figure 3.9) et une mesure vibratoire réalisée suivant les 6 DoFs (les



vitesses angulaires sont mesurées directement à l'aide d'un capteur Kistler 8840 (Drozg *et al.*, 2018)). La courbe est la moyenne obtenue sur 20 mesures ou simulations et l'aire l'entourant représente l'écart type calculé. Les simulations de mobilités obtenues pour un impact parfait ne sont pas présentées Figure 3.10 car seule la validation du modèle est visée. L'effet du défaut par rapport à un impact parfait sera observé à la section 3.1.3.2.

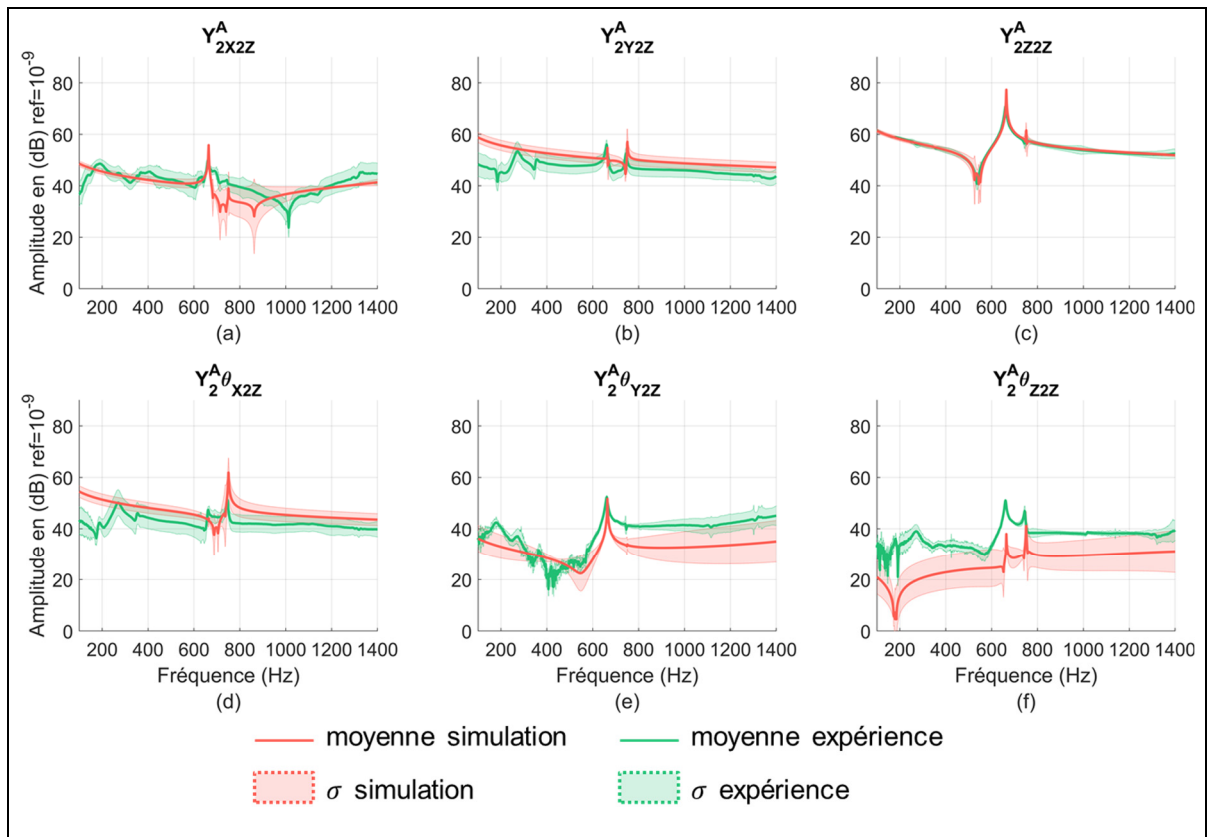


Figure 3.10 Mobilité  $Y_{22}^A$  de la poutre estimée par le modèle numérique (en rouge) et par la mesure (en vert)

Une bonne correspondance est observée entre les mobilités simulées et mesurées. Les différences peuvent être expliquées par la difficulté à suspendre parfaitement la source (en basse fréquence) et aux défauts dans la position des trous présents dans la poutre qui ne peuvent être parfaitement reproduits dans le modèle numérique. Il est également observé sur la Figure 3.10 que les mobilités croisées sont plus impactées par les incertitudes opérateur que la mobilité directe (un écart type plus grand est observé sur toute la gamme de fréquences). Ceci

est lié aux impacts expérimentaux imparfaits qui introduisent des forces et des moments résiduels dans toutes les directions. Un écart significatif est observé pour la mobilité  $Y_{2\theta z 2z}^A$  qui est de très faible amplitude et en conséquence très sensible à ces moments résiduels. Il aurait été intéressant de modéliser des conditions de suspension libre approximative à l'aide du modèle numérique pour quantifier l'effet de cette incertitude. Malgré les écarts observés, le modèle numérique est considéré comme validé pour la propriété passive de la source  $Y_{22}^A$ . Le modèle développé peut donc être utilisé pour comprendre les phénomènes physiques mis en jeu lors de l'application des méthodes TPA et CB-TPA dans le cas de différents assemblages. Les modèles numériques étant par la suite comparés entre eux et non avec la structure réelle, seul un modèle tout en aluminium et sans trous a été retenu permettant de réduire considérablement les temps de calcul. Une étape de validation supplémentaire sur une propriété active de la source aurait permis de consolider le modèle mais n'a pas pu être réalisée.

### 3.1.3.2 Propriétés passives de la poutre (sans trous)

La Figure 3.11 présente l'ensemble des mobilités simulées pour une poutre d'aluminium géométriquement simplifiée. Les mobilités directes  $Y_{2x 2x}^A$ ,  $Y_{2y 2y}^A$  et  $Y_{2\theta z 2Mz}^A$  sont affichées en violet, les mobilités relatives à une mesure selon Z en bleu, relatives à une mesure autour de X en rouge, relatives à une mesure autour de Y en vert et le reste des mobilités croisées en gris.

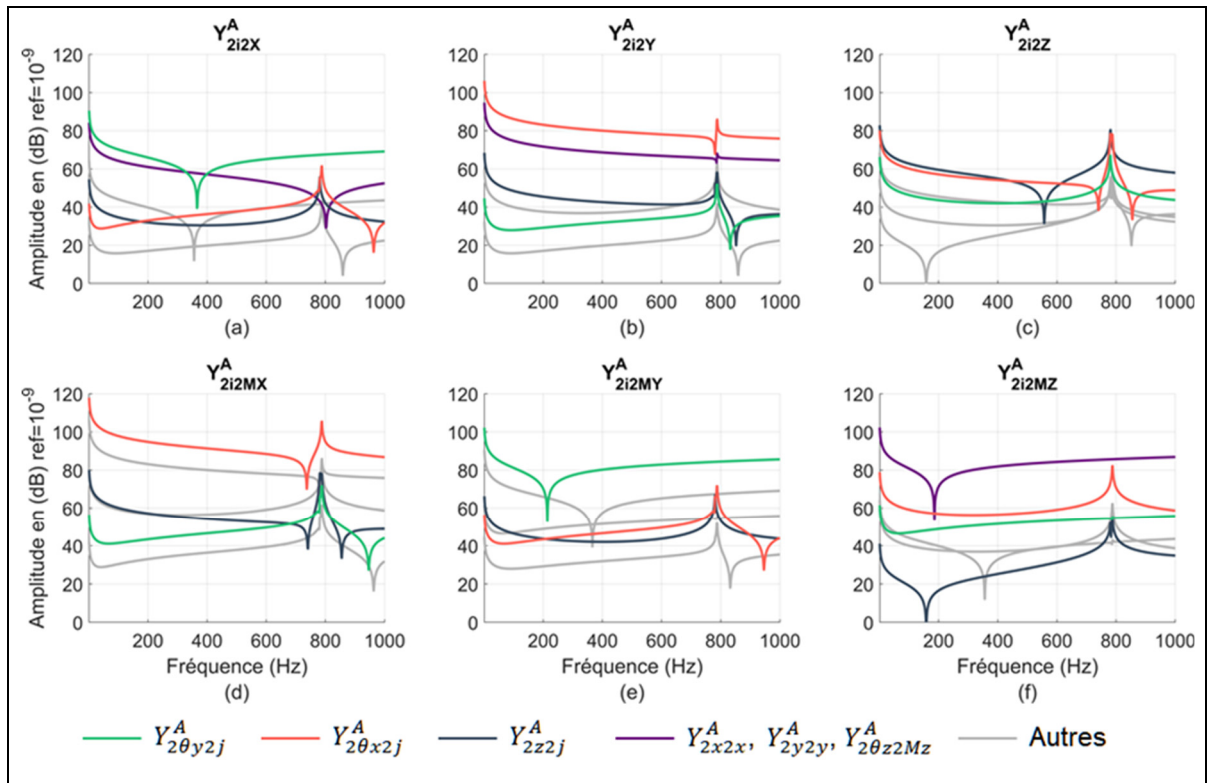


Figure 3.11 Simulations des mobilités de la source poutre, mobilités directes  $Y_{2x2x}^A$ ,  $Y_{2y2y}^A$  et  $Y_{2\theta z2Mz}^A$  (en violet), liées à une mesure selon Z (en bleu), liées à une mesure autour de X (en rouge), liées à une mesure autour de Y (en vert) et les autres mobilités (en gris)

Un mode de vibration est observé sur la gamme de fréquences de l'étude. Le comportement est à nouveau dominé par les mobilités directes. Cependant, un impact suivant  $X$  entraîne une rotation autour de l'axe des  $Y$  et inversement (voir  $Y_{2\theta y2x}^A$  à la Figure 3.11 (a) et  $Y_{2\theta x2y}^A$  à la Figure 3.11 (b)). Comme pour le bloc, ce phénomène est lié au décalage des impacts par rapport au centre d'inertie de la poutre. De plus, contrairement au bloc, le moment d'inertie autour de l'axe  $X$  de la poutre est différent de celui autour de l'axe  $Y$  ce qui explique la différence des mobilités  $Y_{2\theta y2x}^A$  et  $Y_{2\theta x2y}^A$  jusqu'alors identique pour le bloc.

La Figure 3.12 présente l'effet des incertitudes opérateur sur les mobilités simulées. Seuls les TDoFs ont été pris en compte pour cette étude car l'application des moments nécessite l'usage

de méthodes indirectes<sup>1</sup>. La mobilité obtenue pour un impact parfait est affichée en trait discontinu. La mobilité sur une moyenne de 20 impacts est en trait continu et les aires colorées représentent les écarts types. Le code couleur utilisé est identique à celui de la Figure 3.2 et chaque couleur correspond à une translation selon un des 3 axes.

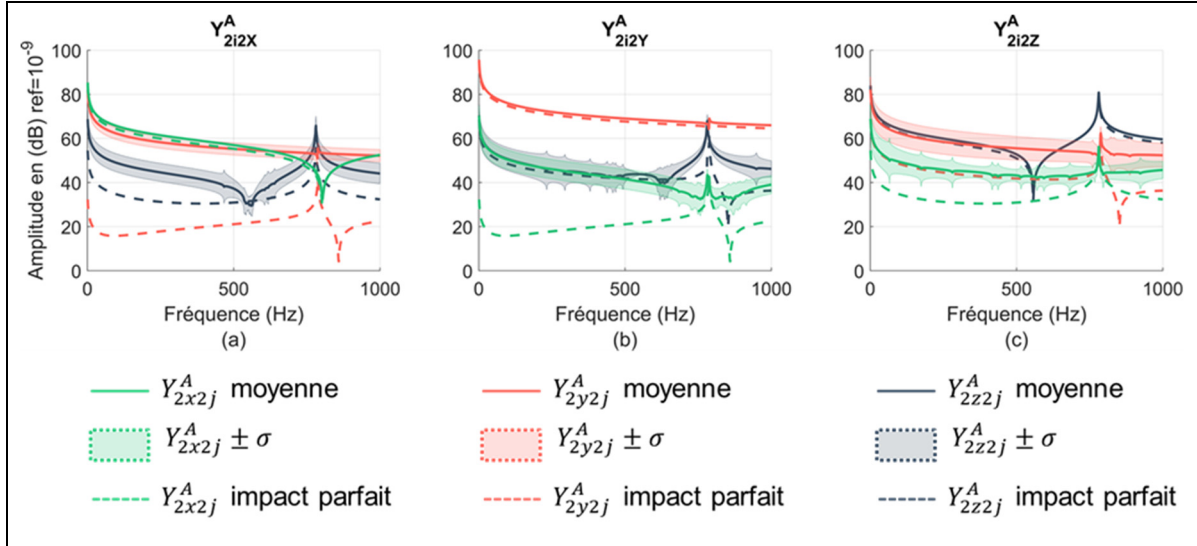


Figure 3.12 Mobilité simulée  $Y_{22}^A$  de la poutre : moyenne sur 20 impacts imparfaits (en traits continus) accompagnées de l'écart type (aires) et de la mobilité pour un impact parfait (en tirets), mesurées selon  $X$  (en vert), mesurées selon  $Y$  (en rouge) et mesurées selon  $Z$  (en bleu)

La Figure 3.12 montre que les mobilités croisées sont très sensibles aux incertitudes opérateurs. Ces mobilités sont « surestimées » en pratique à cause d'impacts imparfaits car de l'énergie est injectée « involontairement » suivant les 2 axes des mobilités croisées. En revanche, les mobilités directes ne sont pas impactées par ces incertitudes opérateurs. La surestimation des mobilités croisées pourrait mener à une surestimation des vitesses cibles par les méthodes TPA (voir section 4.3).

<sup>1</sup> . La prise en compte des erreurs opérateurs sur les RDoFs pourrait être implémentée en simulant l'application de méthodes indirectes. Notamment la méthode du PV basée sur des impacts de marteau dont la robustesse aux erreurs opérateurs pourraient être évaluée via la méthode proposée dans ce travail.

### 3.1.3.3 Propriétés actives de la poutre (sans trous)

La Figure 3.13 présente une comparaison des vitesses libres simulées au pied de la poutre lorsque celle-ci est soumise aux deux excitations internes différentes. Les vitesses libres obtenues via l'excitation#1 sont affichées en rouge et celles via l'excitation#2 sont affichées en vert.

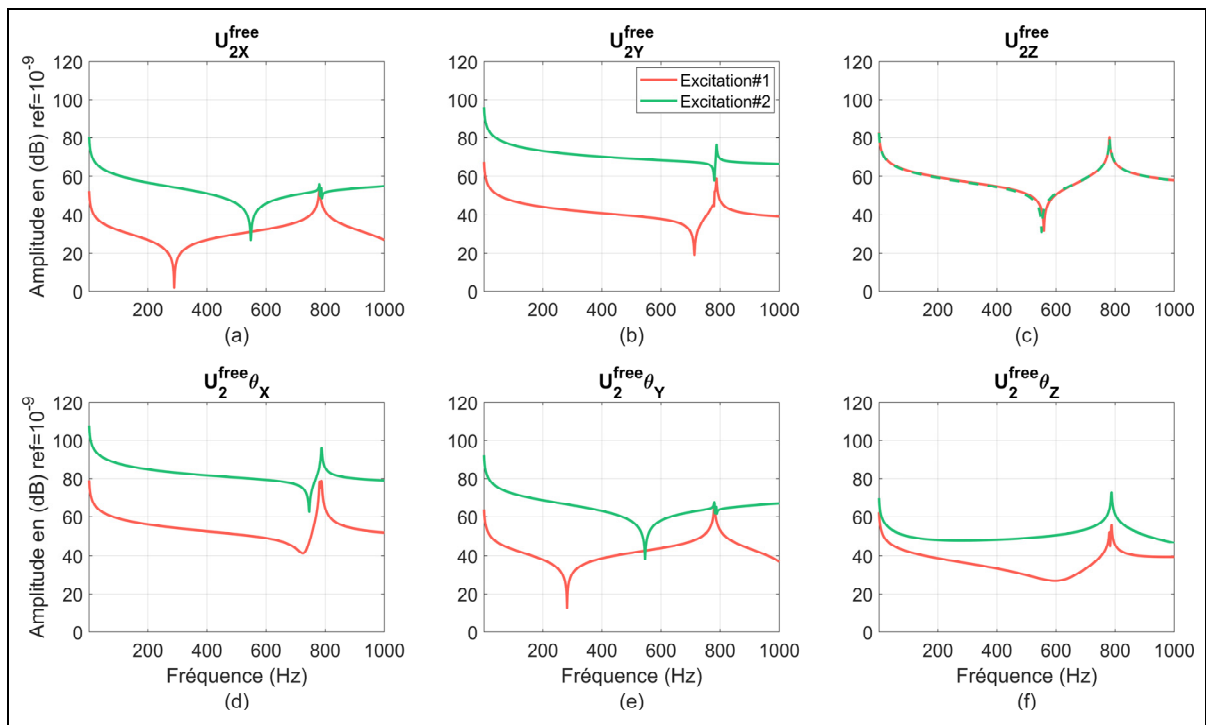


Figure 3.13 Vitesses libres  $u_2^{free}$  au pied de la source poutre soumise à l'excitation#1 (en rouge) et l'excitation#2 (en vert)

Les vitesses libres générées par l'excitation#1 sont principalement selon  $Z$  avec la résonance déjà observée sur la mobilité  $Y_{2z2z}^A$  de la poutre (voir Figure 3.11). Dans le cas de l'excitation#2, les vitesses libres selon  $u_{2z}^{free}$  sont à nouveau identiques à celles de l'excitation#1. Un niveau d'amplitude plus élevé selon tous les autres axes est produit par l'excitation#2.

La Figure 3.14 présente les efforts bloqués de la source soumise à l'excitation#1 (en rouge) avec ceux de la même source soumise à l'excitation#2 (en vert). Les axes des ordonnées sont

affichés en échelle logarithmique, un zoom a été effectué pour les forces bloquées selon Z  
Figure 3.14 (c).

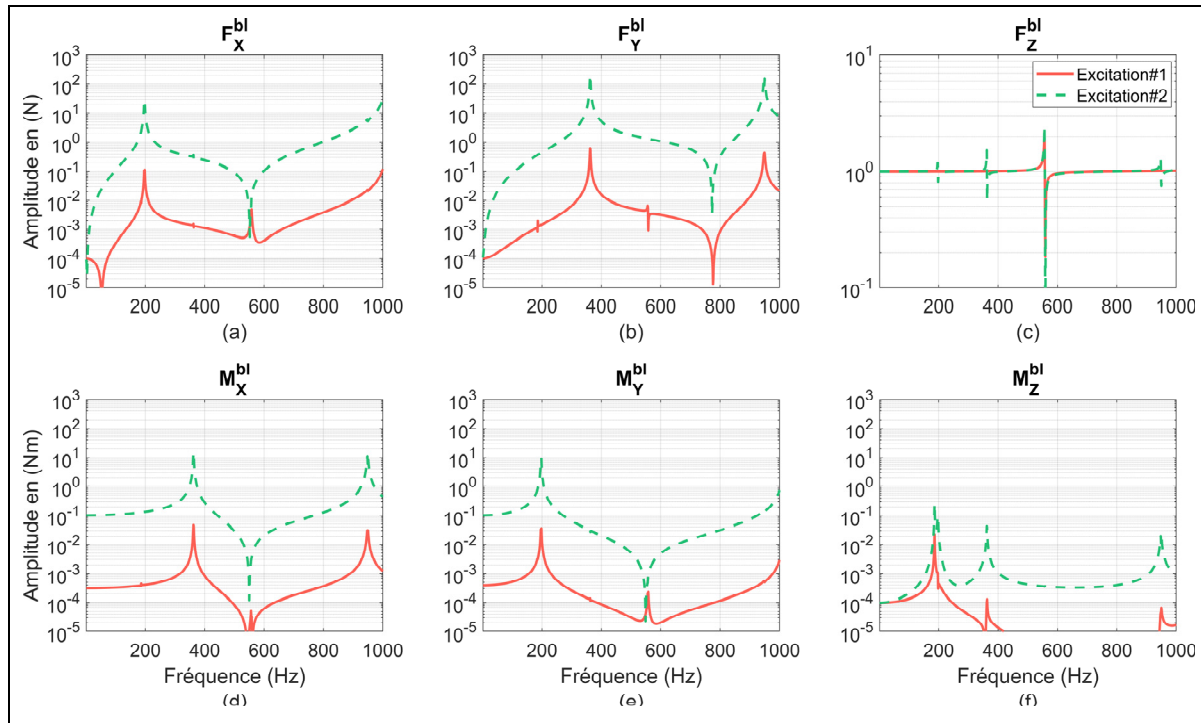


Figure 3.14 Efforts bloqués  $f_2^{bl}$  produits par la poutre, excitation#1 (en rouge) et excitation#2 (en vert)

Les forces bloquées selon Z pour les deux excitations sont presque identiques et environ égales à 1 N sur la gamme de fréquence. Dans le cas de l'excitation#2, les efforts bloqués sont à nouveau selon et autour des axes X et Y. Cette fois, ce sont 4 résonances qui sont observées sur la bande de fréquence choisie, une à 200 Hz pour les efforts  $F_x$  et  $M_y$ , deux autour de 350 Hz et 950 Hz pour les efforts  $F_y$  et  $M_x$  et une dernière aux alentours de 550 Hz pour  $F_z$  uniquement. Toutes ces résonances sont observables sur l'amplitude de  $F_z$ . Les résonances observées sur les forces bloquées correspondent à des modes de la poutre (voir Figure 3.11) et de flexion du pied cylindrique (modes observés lors d'une analyse modale lorsque le pied est encastré).

### 3.1.4 Synthèse et comparaison des sources

Dans les sections précédentes, plusieurs sources ont été présentées. La Figure 3.15 présente une comparaison des mobilités directes au point de contact pour les 3 différentes géométries de source considérées : pompe hydraulique, bloc et poutre.

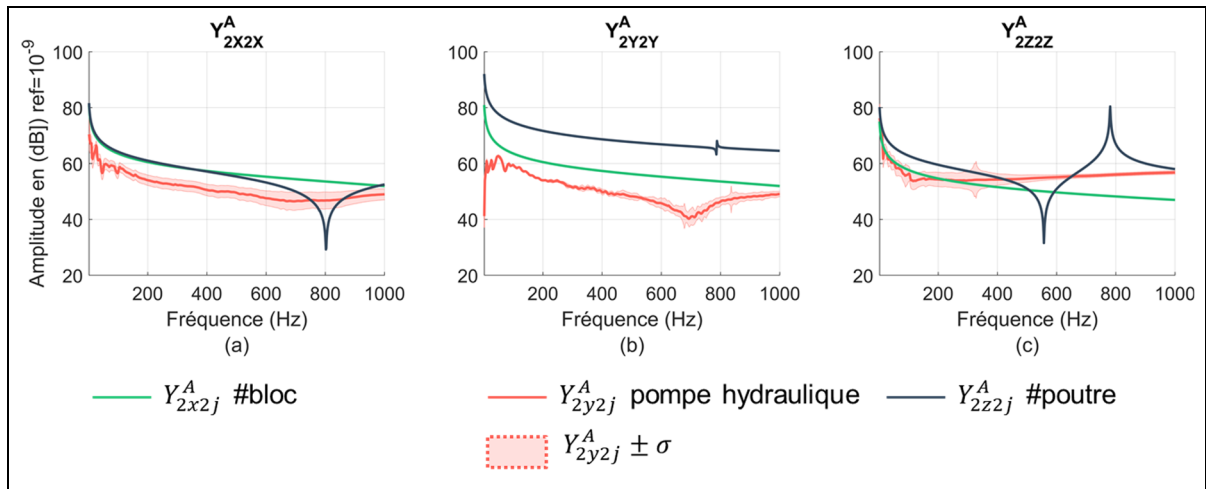


Figure 3.15 Mobilités directes des sources au point de contact, (a)  $Y_{2x2x}^A$ , (b)  $Y_{2y2y}^A$ , (c)  $Y_{2z2z}^A$ , calculées pour la source bloc (en vert), calculées pour la source poutre à 1 pied (en bleu) et mesurées sur la pompe hydraulique (en rouge)

La mobilité de la pompe hydraulique s'apparente à celle du bloc mais est de plus faible amplitude suivant les axes  $X$  et  $Y$ . Ces écarts peuvent être liés (i) au matériau aluminium du bloc par nature est plus souple que l'acier de la pompe hydraulique, (ii) aux différences géométriques (composantes de la pompe, taille et géométrie plutôt cylindrique de la pompe) et (iii) à la suspension supposée libre lors de la mesure de  $Y_{22}^A$  pour la pompe hydraulique malgré la connexion au circuit hydraulique maintenue et l'utilisation de colliers plastiques assez rigides. La poutre est quant à elle plus mobile que le bloc et présente un mode dans la gamme de fréquence d'intérêt. Du point de vue passif, les deux sources virtuelles ont un comportement unique permettant d'étudier la robustesse des méthodes TPA et CB-TPA dans des cas différents et qui pourraient être rencontrés lors d'applications réelles. Du point de vue dynamique, les propriétés actives des sources bloc et poutre sont également relativement différentes (présence de plus de résonance dans le cas de la poutre).

## 3.2 Les structures réceptrices

### 3.2.1 Mobilités des structures réelles

Les mobilités de deux structures d'avion Bombardier ont été mesurées. La première est celle où est fixée la pompe hydraulique (section 3.1.1). La Figure 3.16 (a) présente une photographie de la structure réceptrice et le point de fixation de la pompe (cercle rouge). Pour permettre la caractérisation de la structure au point de fixation selon les 3 directions d'impacts, une vis et un écrou ont été serrés sur la structure (cette méthode introduit cependant des moments qu'il aurait été intéressant de quantifier). Les impacts de marteau ont été effectués sur l'écrou tandis que les accélérations ont été mesurées par un accéléromètre collé sur la structure réceptrice au plus proche de la vis. La seconde structure réceptrice d'avion est une tranche d'avion ayant été découpée. Un caisson présenté Figure 3.16 (b) accueillait une pompe hydraulique. La pompe installée dans ce caisson ne correspond pas à celle caractérisée dans le tronçon arrière de l'appareil. Les deux mobilités sont comparées pour un impact selon  $Z$ . Seule la mobilité  $Y_{2z2z}^B$  a été caractérisée dans cette configuration car les impacts dans les autres directions étaient impossibles (aucun trou pour installer la vis et l'écrou). La caractérisation de cette seconde structure ne s'est pas faite parfaitement au niveau d'un point de fixation de la pompe à cause de la présence de supports souples n'ayant pu être enlevés.



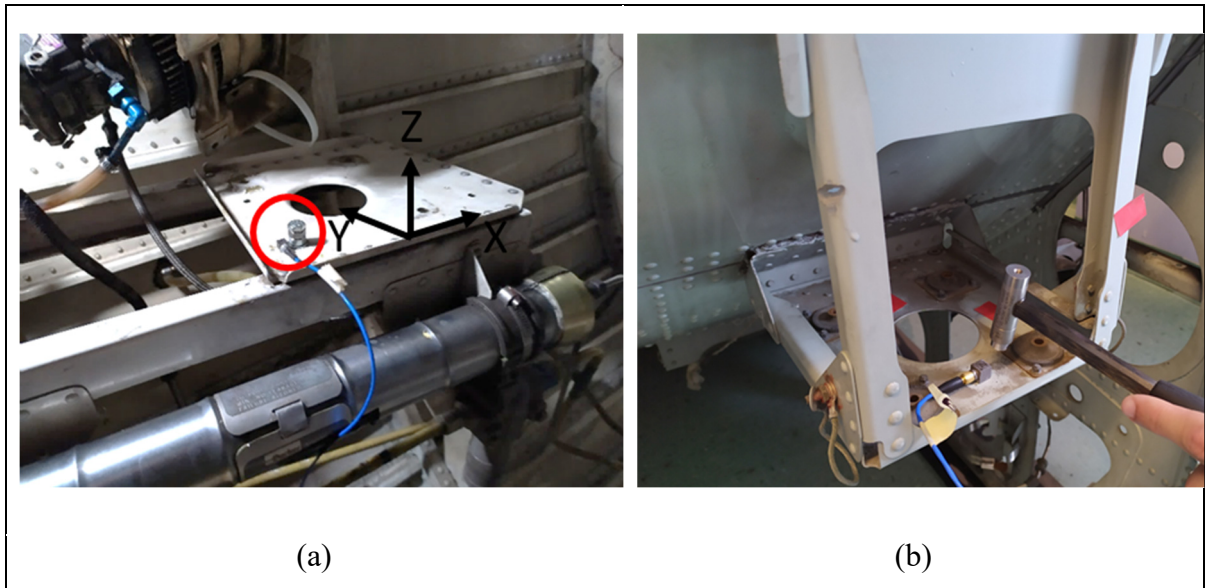


Figure 3.16 Photographies, (a) de la structure réceptrice d'avion caractérisée in-situ dans un appareil de type Challenger à l'École National de l'Aérotechnique, (b) de la structure réceptrice de la tranche d'avion de type CRJ et localisé à l'ETS

La Figure 3.17 présente les mobilités mesurées sur les structures réceptrices où sont attachées les pompes hydrauliques au sein des avions. Les mobilités moyennes sont obtenues à partir de 20 impacts de marteau et le même code graphique et couleur est utilisé. La mobilité mesurée sur la tranche d'avion CRJ de l'ETS est quant à elle représentée en orange.

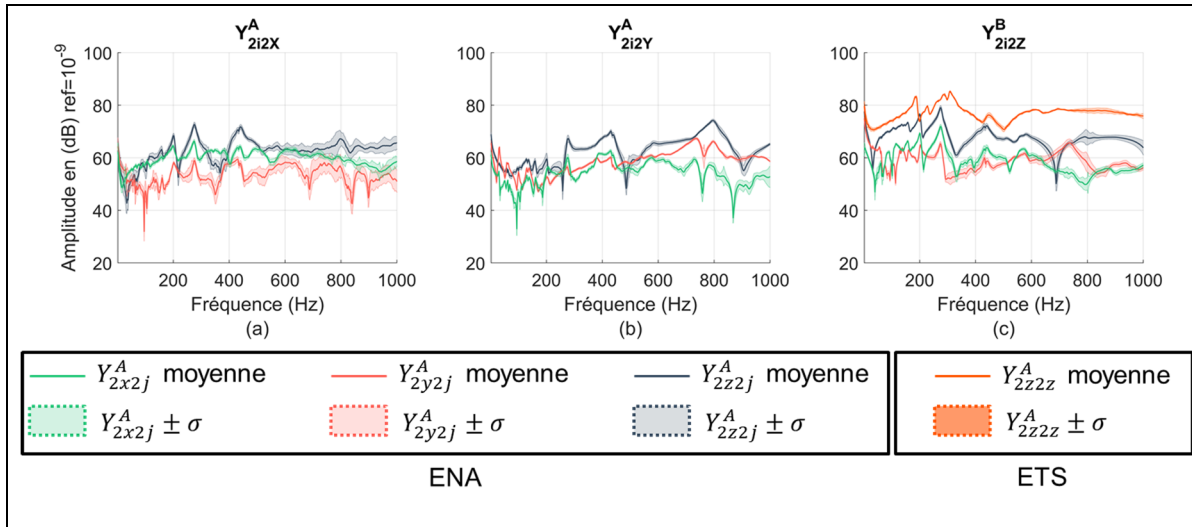


Figure 3.17 Mobilité de la structure réceptrice d'avion en translation, moyenne (en traits continus) accompagnées de l'écart type (aires), mesurées à l'ENA selon  $X$  (en vert), selon  $Y$  (en rouge) et selon  $Z$  (en bleu) et mesuré à l'ETS selon  $Z$  (en orange)

Les structures réceptrices d'avion se comportent différemment d'une plaque ou d'une poutre et un fort taux d'amortissement est constaté. Quelle que soit la direction de l'impact, la mobilité mesurée selon  $Z$  domine. Les mobilités mesurées selon les deux autres axes sont cependant d'amplitudes similaires à certaines fréquences. Les difficultés expérimentales liées à la caractérisation *in situ* de la structure d'avion dans le tronçon arrière de ce dernier à l'ENA ont pu mener à l'introduction de fortes incertitudes de type opérateur. En comparaison, la mobilité mesurée  $Y_{2z2z}^B$  sur la structure CRJ de l'ETS est de plus grande amplitude (Figure 3.17(c)). Bien que les mesures des mobilités n'aient pas été effectuées exactement dans les mêmes conditions et parfaitement à la même position, cela témoigne d'une forte variété d'assemblage des éléments constituant les structures réceptrices.

### 3.2.2 Mobilités de la poutre

La Figure 3.18 présente l'ensemble des mobilités simulées pour la poutre réceptrice. Les mobilités directes  $Y_{2x2x}^B$ ,  $Y_{2y2y}^B$  et  $Y_{2\theta z2Mz}^B$  sont affichées en violet, les mobilités relatives à une mesure selon  $Z$  en bleu, relatives à une mesure autour de  $X$  en rouge, relatives à une mesure autour de  $Y$  en vert et le reste des mobilités croisées en gris.

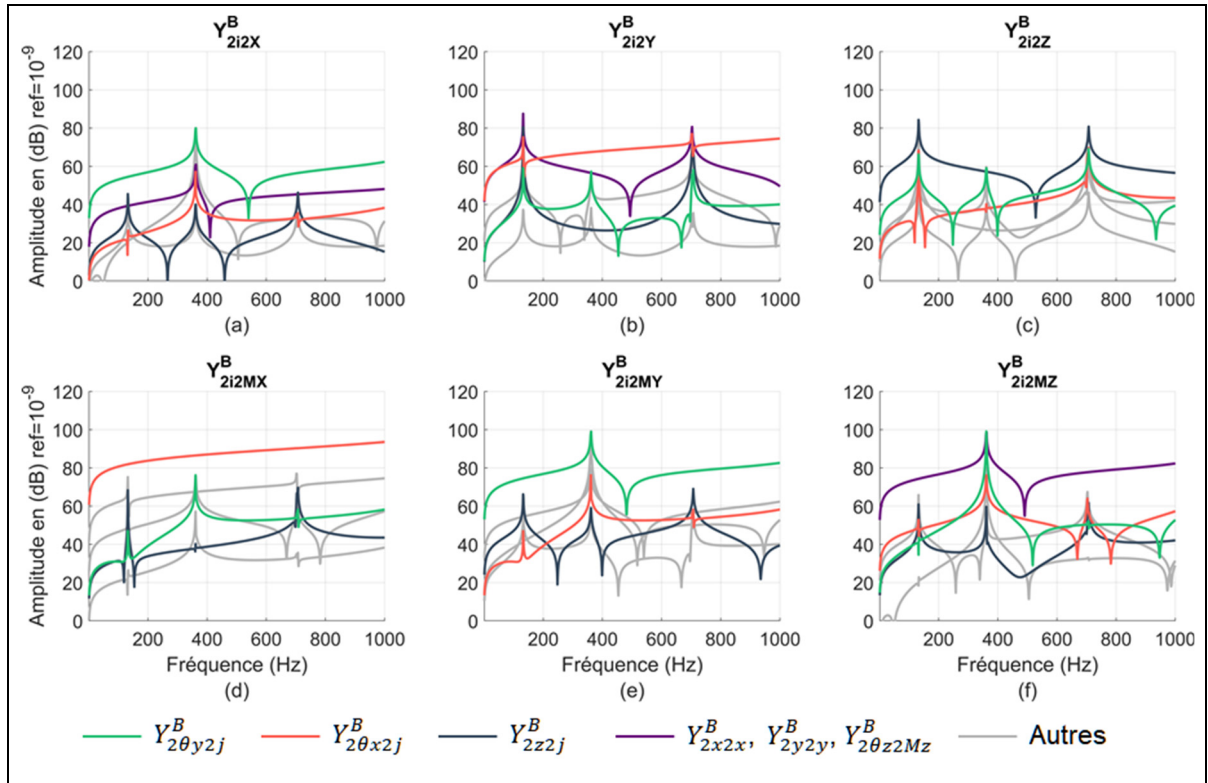


Figure 3.18 Simulations des mobilités de la poutre réceptrice, mobilités directes  $Y_{2x2x}^B$ ,  $Y_{2y2y}^B$  et  $Y_{2\theta z2Mz}^B$  (en violet), liées à une mesure selon  $Z$  (en bleu), liées à une mesure autour de  $X$  (en rouge), liées à une mesure autour de  $Y$  (en vert) et les autres mobilités (en gris)

Les mobilités obtenues sont très proches de celles observées dans le cas de la source poutre (voir Figure 3.11); ce qui était attendu car les deux structures sont très semblables. Cependant, la poutre réceptrice étant plus longue que celle composant la source et étant encastree, deux résonances sont observées au lieu d'une sur la gamme fréquentielle d'intérêt. Les mobilités directes dominent, sauf sur la Figure 3.18 (a) et la Figure 3.18 (b) où les mobilités croisées  $Y_{2\theta x2y}^B$  et  $Y_{2\theta y2x}^B$  présentent de fortes amplitudes.

Les erreurs opérateurs ont été introduites lors de la caractérisation numérique de la mobilité de la poutre réceptrice. Comme pour la Figure 3.12, la Figure 3.19 présente donc l'effet des erreurs opérateurs sur les mobilités simulées  $Y_{22}^B$ . Seuls les TDoFs ont été pris en compte pour cette étude.

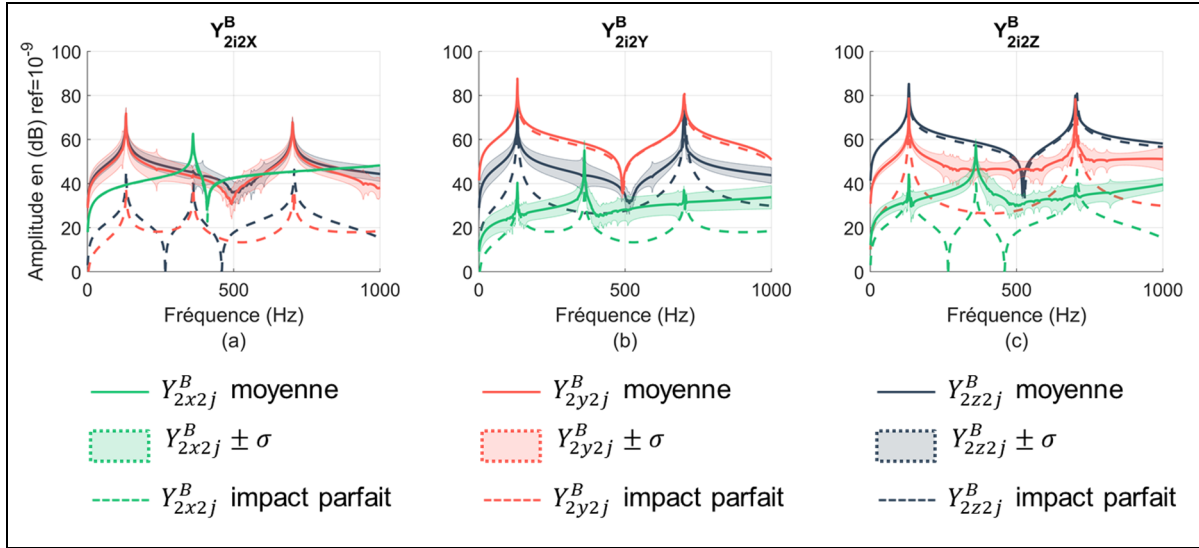


Figure 3.19 Mobilité  $Y_{22}^B$  de la poutre réceptrice : moyenne sur 20 impacts imparfaits (en traits continus) accompagnées de l'écart type (aires) et de la mobilité pour un impact parfait (en tirets), mesurées selon X (en vert), mesurées selon Y (en rouge) et mesurées selon Z (en bleu)

Les erreurs opérateurs ont une forte influence sur l'amplitude des mobilités croisées tandis que leurs impacts sur les mobilités directes sont négligeables. Dans le cas des mobilités relatives à un impact suivant X ( $Y_{2i2x}^B$ ) cela peut même aboutir à des mobilités croisées  $Y_{2y2x}^B$  et  $Y_{2z2x}^B$  supérieures à la mobilité directe  $Y_{2x2x}^B$ . Cependant, la mobilité  $Y_{2x2x}^B$  est très faible car c'est l'axe longitudinal de la poutre.

### 3.2.3 Mobilités de la plaque

La plaque modélisée est identique à celle du banc d'essai de laboratoire de l'ETS (voir Figure 2.1 (h)). Le modèle numérique a donc été validé via une comparaison avec la mobilité  $Y_{2z2z}^B$  mesurée. Cette comparaison est présentée sur la Figure 3.20, la mobilité simulée est affichée en rouge et la mobilité expérimentale en vert.

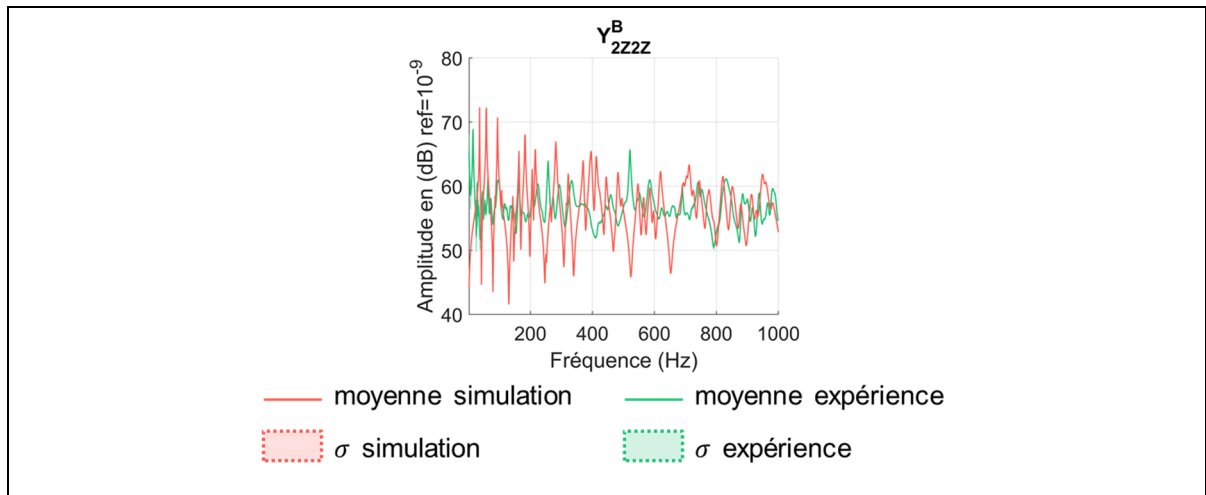


Figure 3.20 Validation de la mobilité de plaque réceptrice prédite par le modèle numérique, mesure (en vert), prédiction (en rouge)

Le modèle numérique ne parvient pas à parfaitement simuler la mobilité de la plaque en acier. Cependant, les deux mobilités tendent vers une même valeur infinie ce qui indique que les paramètres imposés au matériau et à la géométrie sont valides. Un amortissement plus élevé est observé sur les résultats expérimentaux. Les écarts types sont trop faibles pour être observés, les erreurs opérateurs ne sont donc pas à l'origine de la mauvaise correspondance entre modèle et expérience. Les écarts entre les deux mobilités peuvent s'expliquer par les difficultés expérimentales à atteindre la condition aux limites encastree sur les extrémités de la plaque. Les modèles ayant pour but de comprendre les problèmes physiques en jeu lors de l'application des méthodes TPA et CB-TPA, une parfaite simulation de la mobilité expérimentale n'est pas nécessaire.

La Figure 3.21 présente l'ensemble des mobilités simulées pour la plaque réceptrice. L'affichage est légèrement différent, les mobilités directes  $Y_{2x2x}^B$ ,  $Y_{2y2y}^B$  et  $Y_{2\theta z2Mz}^B$  sont affichées en violet, les mobilités relatives à une mesure selon  $Z$  en bleu, relatives à une mesure autour de  $X$  en rouge, relatives à une mesure autour de  $Y$  en vert et le reste des mobilités croisées en gris.

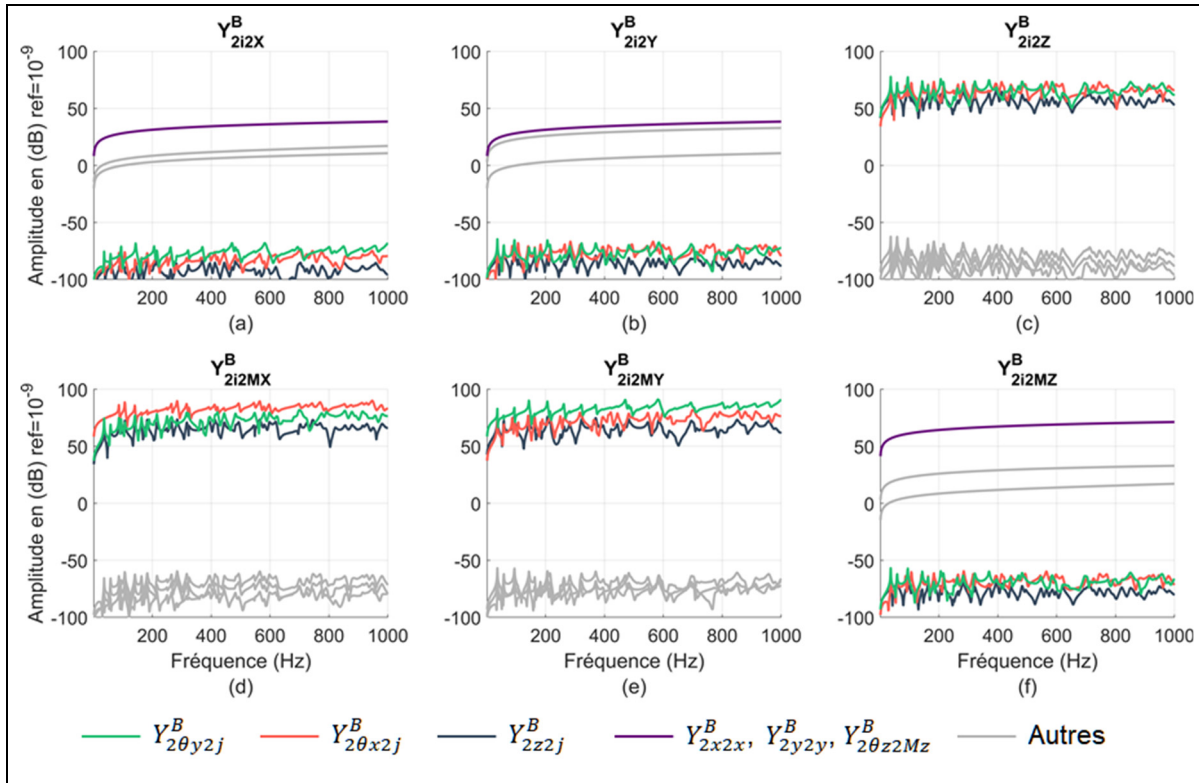


Figure 3.21 Simulations des mobilités de la plaque réceptrice, mobilités directes  $Y_{2x2x}^B$ ,  $Y_{2y2y}^B$  et  $Y_{2z2z}^B$  (en violet), liées à une mesure selon Z (en bleu), liées à une mesure autour de X (en rouge), liées à une mesure autour de Y (en vert) et les autres mobilités (en gris)

Un niveau important d'amplitude de mobilité est observé uniquement pour une excitation de force en translation selon Z et une excitation en moment autour de X ou Y (voir Figure 3.21 (c), (d) et (e)) (ainsi qu'une mesure selon Z ou autour de X ou Y ( $Y_{2x2x}^B$ ,  $Y_{2y2y}^B$  et  $Y_{2z2z}^B$ )). La plaque se comporte comme un corps infiniment rigide selon les autres directions ce qui est prévisible à la vue de sa géométrie, de son matériau et de ses conditions aux limites.

### 3.2.4 Synthèse et comparaison des mobilités des structures réceptrices

Dans les sections précédentes, 5 structures réceptrices ont été présentées. La Figure 3.21 a montré que sur une plaque, les mobilités mesurées selon les axes X et Y sont faibles. En conséquence, la Figure 3.22 compare seulement la mobilité directe  $Y_{2z2z}^B$  entre les différentes structures réceptrices.

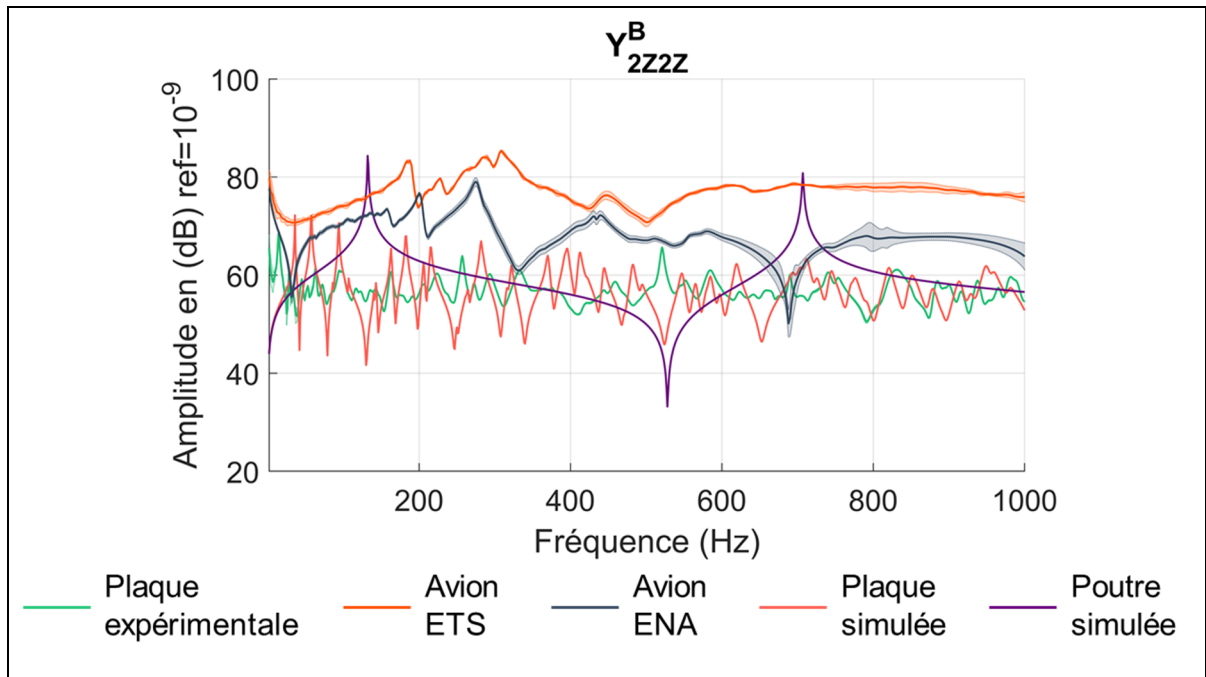


Figure 3.22 Mobilité  $Y_{2Z2Z}^B$ , résultats expérimentaux de la plaque (en vert), avion ETS (en orange), avion ENA (en bleu) et résultats simulés de la plaque (en rouge) et de la poutre (en violet)

La mobilité de la structure réceptrice d'avion de l'ENA est moins importante que celle obtenue sur l'avion de l'ETS. Les deux mobilités de plaque présentent un niveau d'amplitude moyen équivalent et suggèrent une rigidité plus élevée de ces plaques par rapport à la structure mesurée sur le Challenger de l'ENA. Enfin, la mobilité de la poutre réceptrice est d'amplitude moyenne égale à celle des plaques mais présente une plus faible densité modale, ce qui permettra d'observer plus facilement l'influence des modes de la structure réceptrice lors sur la robustesse des méthodes TPA et CB-TPA.

## CHAPITRE 4

### ÉTUDE DE LA ROBUSTESSE DES MÉTHODES TPA ET CB-TPA

Ce chapitre étudie la robustesse des méthodes TPA et CB-TPA à partir des différents assemblages présentés au chapitre 2. La robustesse des différentes méthodes est évaluée en utilisant comme indicateur la vitesse au point cible  $u_3$  sur la structure réceptrice obtenue directement à partir du modèle numérique (et donc considérée comme référence) et des efforts aux interfaces prédits par les différentes méthodes TPA et CB-TPA (Eq.(1.3)). Les deux méthodes TPA étudiées sont : la TPA-IFS basée sur des mesures aux points de contact (Eq.(1.4)) (appelée TPA IFS-22) et la méthode TPA-IFS basée sur des mesures déportées (Eq.(1.5)) (appelée TPA IFS-42). Les trois méthodes CB-TPA étudiées sont : la CB-TPA-Vf (Eqs.(1.6) et (1.7)), la CB-TPA-Fbl (Eqs.(1.6) et (1.8)) et la CB-TPA-Moorhouse (Eqs.(1.6), et Eq.(1.9)). Cette dernière est appliquée ici sur un banc de test identique à la structure réceptrice finale (AB=AP, voir section 1.1.1).

Les analyses sont effectuées dans le cas des deux sources soumises à une force interne selon l'axe Z (excitation#1) puis aux deux sources soumises à des efforts internes plus complexes selon  $F_z$ ,  $M_x$  et  $M_y$  (excitation #2).

Les deux premières sous-sections de ce chapitre évaluent l'effet de la complétude matricielle en fonction des sources et des différentes méthodes TPA et CB-TPA. Finalement, la dernière sous-section présente la propagation des erreurs opérateurs réalisée lors de la caractérisation de la mobilité des sous-structures dans les équations des méthodes TPA et CB-TPA.

#### 4.1 Effet de la complétude des matrices de mobilité : Excitation#1

Cette section analyse l'effet de la complétude des matrices de mobilité pour différents assemblages incluant les sources « simples » (excitation#1,  $F_z$  pur).



#### 4.1.1 Complétude Z

L'objectif de cette première section est d'évaluer les deux méthodes TPA et les trois CB-TPA en ne tenant compte que du DoF en translation selon Z (i.e. la complétude Z présentée à la section 2.3), qui est le plus simple à obtenir expérimentalement.

##### 4.1.1.1 Cas#1 : assemblage source bloc sur poutre réceptrice

Le premier assemblage étudié est un assemblage simple : source bloc attachée à la poutre réceptrice. La Figure 4.1 compare l'amplitude de la vitesse  $u_{3z}$  (selon l'axe Z) estimée par les méthodes TPA et CB-TPA avec la vitesse de référence obtenue directement à l'aide du modèle numérique. L'assemblage étudié et le point de mesure sont rappelés sur la Figure 4.1 (f).

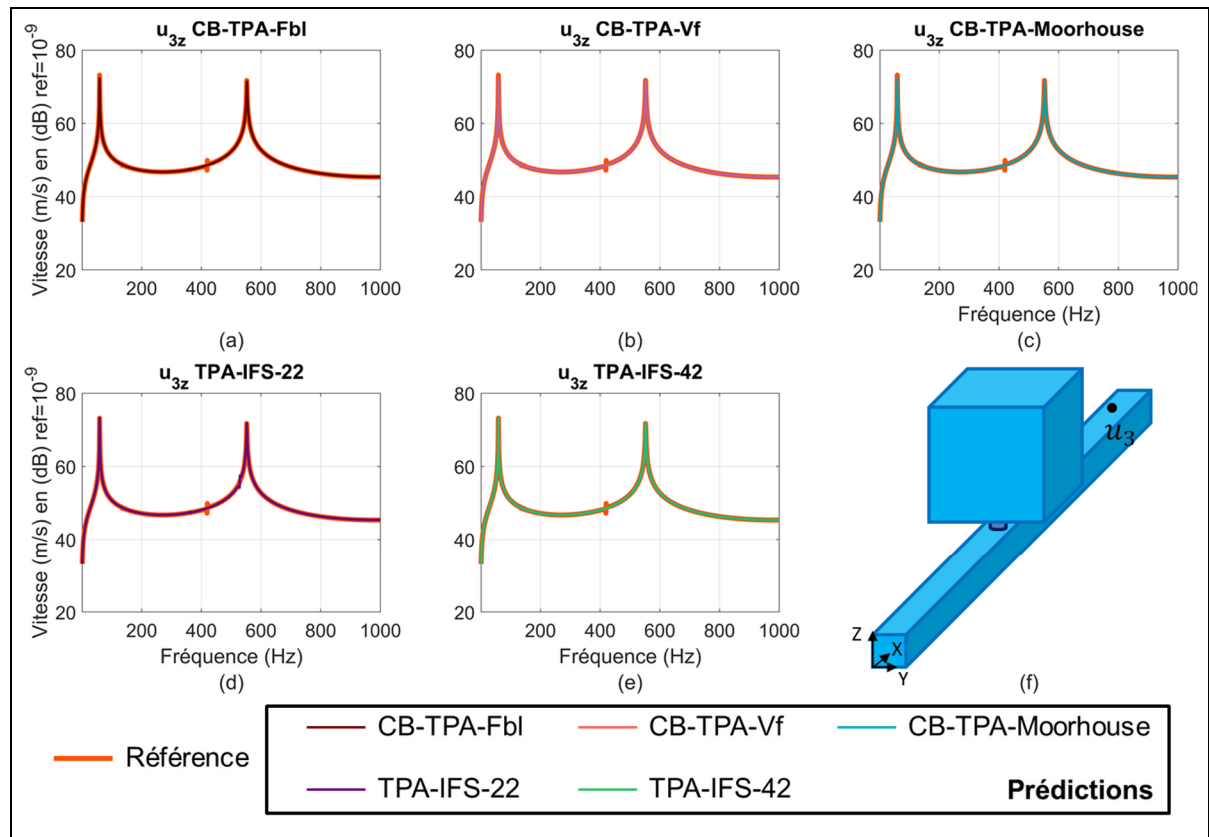


Figure 4.1 Vitesse  $u_{3z}$  simulée et estimée par les méthodes TPA et CB-TPA. Cas de l'assemblage bloc/poutre réceptrice avec l'Excitation#1 et une complétude Z

Toutes les méthodes prédisent correctement la vitesse  $u_{3z}$  sur la poutre réceptrice générée par les vibrations du bloc. La complétude  $Z$  est suffisante pour prédire correctement la vitesse au point cible pour cet assemblage. Les fréquences de résonance observées sur la courbe de vitesse  $u_{3z}$  sont proches de celles observées sur la courbe de mobilité  $Y_{2z2z}^B$  (voir courbe rouge sur la Figure 3.18). Elles sont cependant légèrement décalées vers les hautes fréquences à cause de la masse ajoutée par le bloc, ce qui démontre une faible influence du comportement vibratoire de la source sur l'assemblage. Une résonance de très faible amplitude est observée à 420 Hz sur la vitesse de référence et n'est prédite par aucune des méthodes. Cette résonance est liée à un mode de flexion de l'assemblage et est causée par le léger défaut de positionnement du pied sur le bloc.

Cette première étude d'un assemblage simple excité par une force interne selon l'axe  $Z$  permet de valider les méthodes TPA et CB-TPA et montre que la complétude  $Z$  peut être suffisante dans un cas idéal comme celui-ci.

#### **4.1.1.2 Cas#2 : assemblage source poutre sur poutre réceptrice**

La source bloc est maintenant remplacée par la source poutre. La structure réceptrice reste la même. L'objectif est d'évaluer l'influence d'un léger comportement modal de la source sur la réponse des méthodes TPA et CB-TPA ne considérant encore cette fois que la complétude  $Z$ . La Figure 4.2 présente les résultats obtenus.

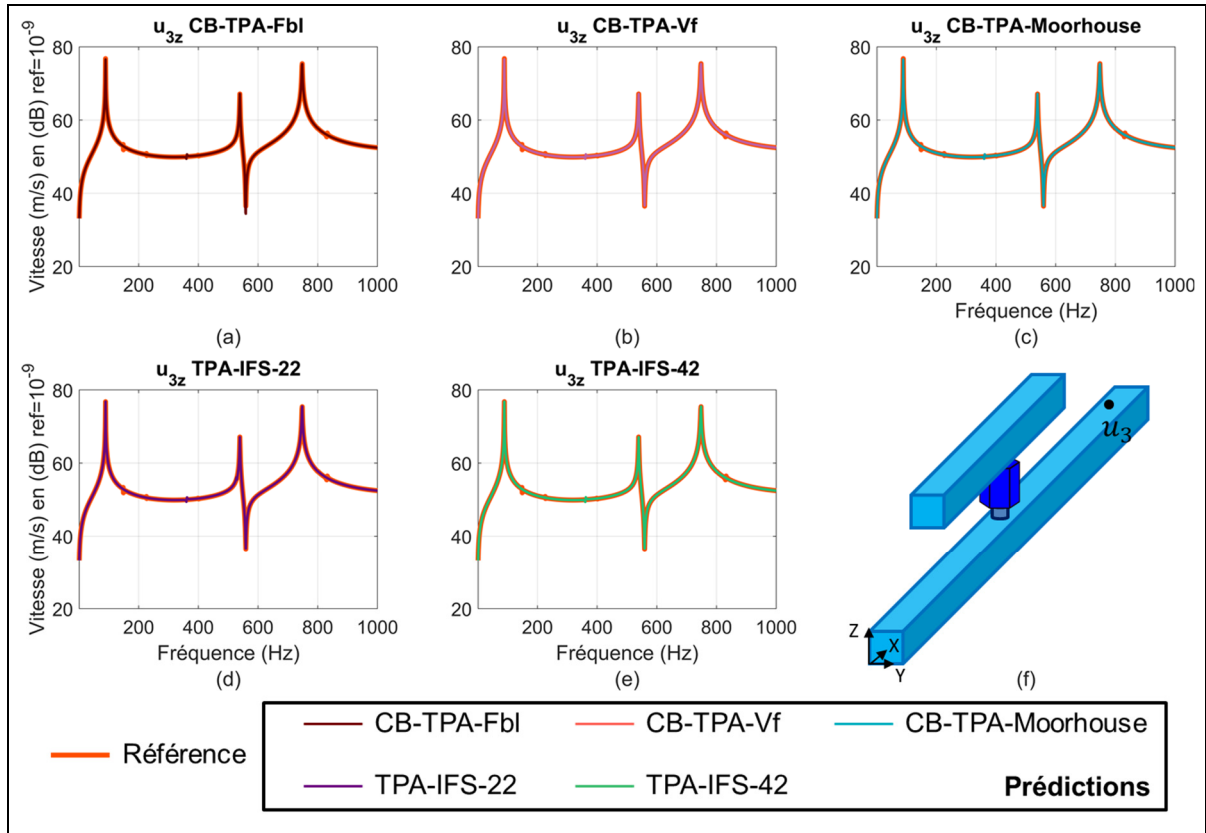


Figure 4.2 Vitesse  $u_{3z}$  simulée et estimée par les méthodes TPA et CB-TPA. Cas de l'assemblage poutre/poutre réceptrice avec l'Excitation#1 et une complétude Z

Toutes les méthodes permettent de prédire correctement la vitesse  $u_{3z}$  sur la poutre réceptrice générée par les vibrations de la source de type poutre : la complétude Z est suffisante pour prédire correctement la vitesse au point de contrôle. Les fréquences de résonances de la structure réceptrice ainsi que celles de la source sont visibles sur la vitesse  $u_{3z}$ , ce qui démontre une influence plus importante de la source sur l'assemblage. Cette étude valide les méthodes TPA et CB-TPA dans le cas d'une source ayant un faible comportement modal, une force interne idéale (Z pur), et dont les mobilités croisées sont assez similaires à celles de la structure de la source.

#### 4.1.1.3 Cas#3 : assemblage source poutre sur plaque réceptrice

Cette troisième étude est menée dans le cas d'un assemblage plus complexe, c'est-à-dire la source poutre attachée sur la plaque réceptrice. Cette étude permet d'évaluer les méthodes TPA et CB-TPA dans le cas d'une structure réceptrice présentant un fort comportement modal et dont les mobilités croisées peuvent être très différentes de celles de la structure de la source (voir Figure 3.11 et Figure 3.21). Les résultats sont présentés sur la Figure 4.3. Globalement, les méthodes prédisent de façon satisfaisante la vitesse au point de contrôle sur la plaque. Une complétude Z serait donc suffisante pour des sources large bande (qui sont soumises à un effort interne d'amplitude constante sur la bande de fréquences) car le niveau vibratoire global (intégré sur la bande de fréquence) est correctement reproduit.

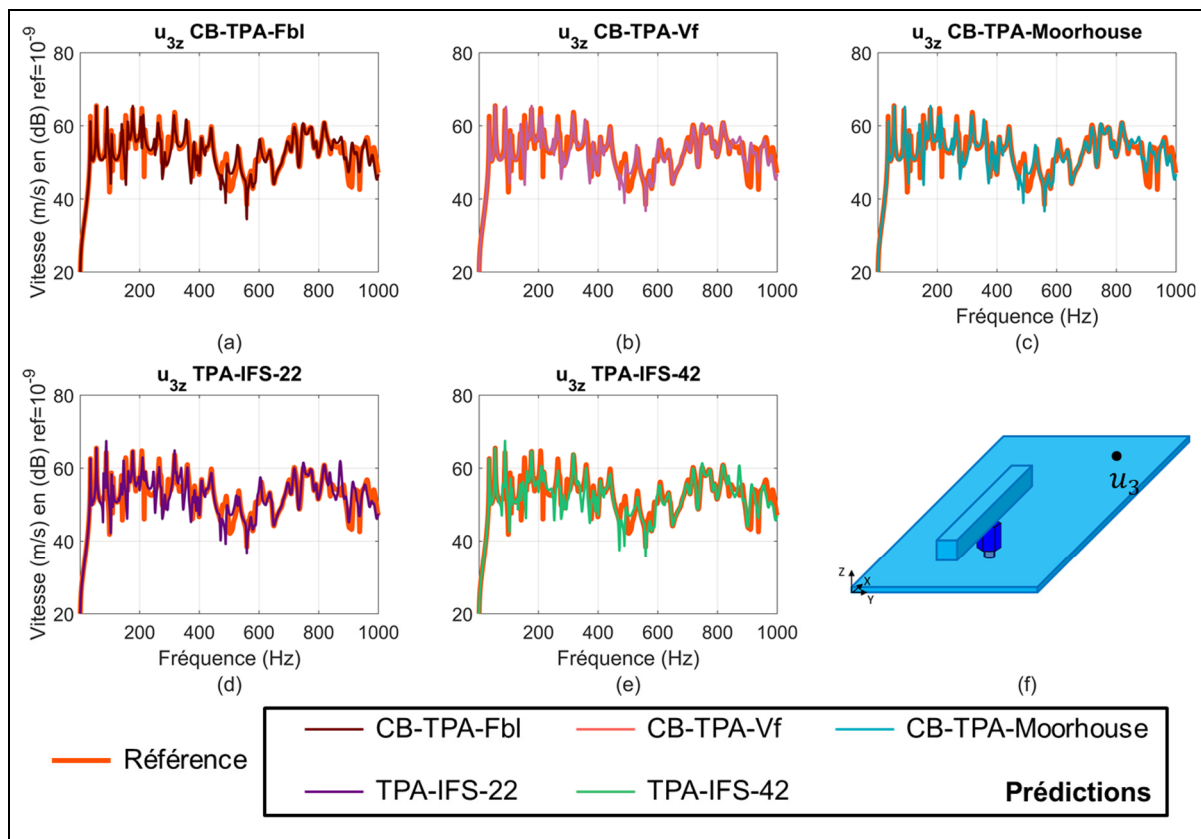


Figure 4.3 Vitesse  $u_{3z}$  simulée et estimée par les méthodes TPA et CB-TPA. Cas de l'assemblage poutre/plaque réceptrice avec l'Excitation#1 et une complétude Z

Cependant, des différences importantes peuvent tout de même être observées entre le niveau de vibration de référence et le niveau prédit par les différentes méthodes TPA et CB-TPA pour certaines bandes de fréquences. Ceci peut être problématique pour des sources tonales dont la fréquence opérationnelle coïnciderait avec des bandes de fréquences où les méthodes TPA et CB-TPA dysfonctionnent. Les Figure 4.4 (b) et Figure 4.4 (c) illustrent ces différences dans le cas de la CB-TPA-Moorhouse pour les bandes de fréquence [0-200 Hz] et [450-550 Hz] respectivement (des observations similaires sont obtenues pour les autres méthodes TPA et CB-TPA). Une analyse modale du système couplé montre que le point de contact '2' entre les deux composantes de l'assemblage se trouve sur une ligne nodale de modes contrôlés par la plaque à 490 Hz (Figure 4.4 (e)) et 513 Hz (Figure 4.4 (f)). Le déplacement en translation selon  $Z$  est donc très faible à ces fréquences (la rotation étant beaucoup plus importante) ce qui explique que le comportement dynamique ne soit pas correctement prédit par les méthodes appliquées avec la complétude  $Z$  (Figure 4.4 (c) dans le cas de la CB-TPA-Moorhouse). Le mode à 153 Hz n'est pas non plus bien reproduit (voir Figure 4.4 (b) dans le cas de la CB-TPA-Moorhouse). Dans ce cas, c'est un mode de rotation de la source qui domine la dynamique du système couplé et qui génère une vibration selon l'axe  $Z$  de la plaque : la complétude  $Z$  ne permet pas de capturer la physique associée à ce mode.

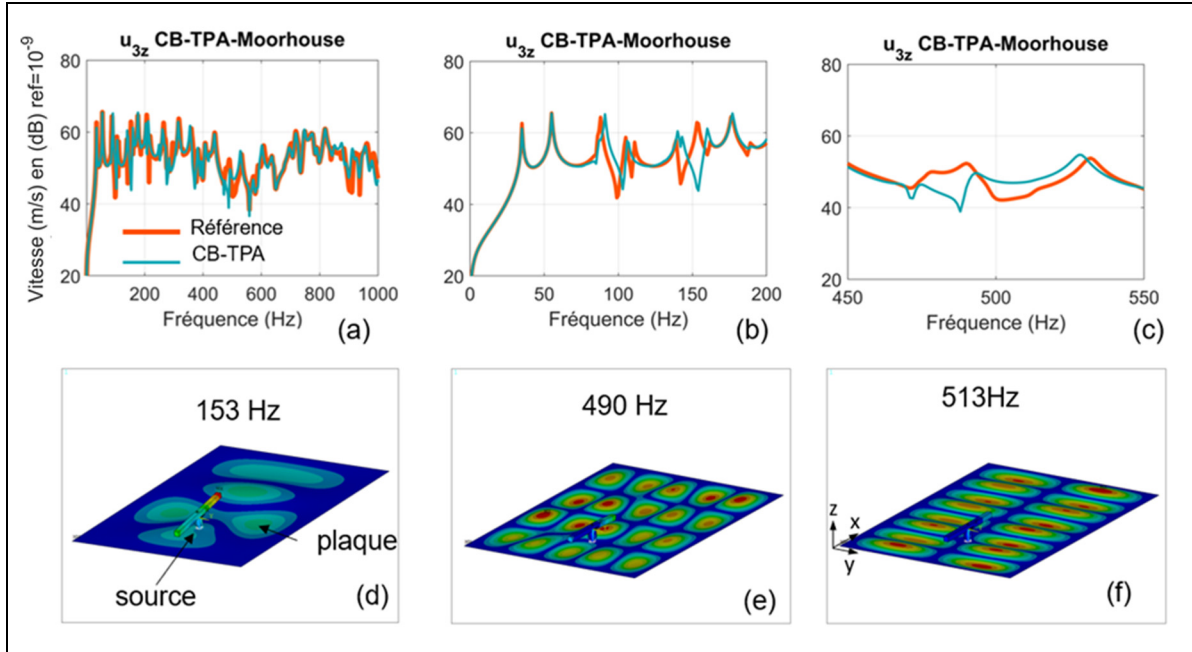


Figure 4.4 (a)-(c) : Vitesse  $u_{3z}$  simulée et estimée par la méthode CB-TPA-Moorhouse. Cas de l'assemblage poutre/plaque réceptrice avec l'Excitation#1 et une complétude  $Z$  : (a) large bande; (b) zoom sur la bande de fréquences [0-200 Hz], (c) zoom sur la bande de fréquences [450-550 Hz]. (d)-(f) : Déformées modales de l'assemblage à (d) 153 Hz, (e) 490 Hz et (f) 513 Hz

Les différences entre la vitesse de référence et la prédiction par les méthodes TPA et CB-TPA sont donc attribuées à la dynamique du système couplé qui, du fait du comportement vibratoire plus complexe de la structure réceptrice, ne peut plus à priori être capturé en ne tenant compte que du Dof en translation selon  $Z$ .

Dans la section suivante, des complétudes prenant en compte plus de DOFS sont utilisées pour évaluer la vitesse au point cible

#### 4.1.2 Effet de la complétude matricielle

L'objectif de cette section est de déterminer les DoFs qui doivent être pris en compte afin d'estimer correctement la vitesse  $u_{3z}$  dans le cas de l'assemblage de la poutre fixée sur la plaque réceptrice. L'analyse réalisée dans cette section inclut également pour comparaison

l'assemblage de la poutre sur la poutre réceptrice pour lequel la complétude  $Z$  était suffisante pour une description du comportement vibratoire de l'ensemble (voir section 4.1.1.2).

D'après l'équation (1.2), la vitesse au point cible  $u_{3z}$  peut être évaluée en additionnant 6 composantes obtenues à partir du produit des efforts d'interfaces et de la matrice de mobilité  $Y_{32}^B$  mesurée selon  $Z$  tel que :

$$u_{3z} = Y_{zx} \cdot g_{2x}^B + Y_{zy} \cdot g_{2y}^B + Y_{zz} \cdot g_{2z}^B + Y_{zMx} \cdot g_{2Mx}^B + Y_{zM_y} \cdot g_{2My}^B + Y_{zMz} \cdot g_{2Mz}^B. \quad (4.1)$$

Le formalisme matriciel pour obtenir la vitesse  $u_{3z}$  est présenté sur la Figure 4.5

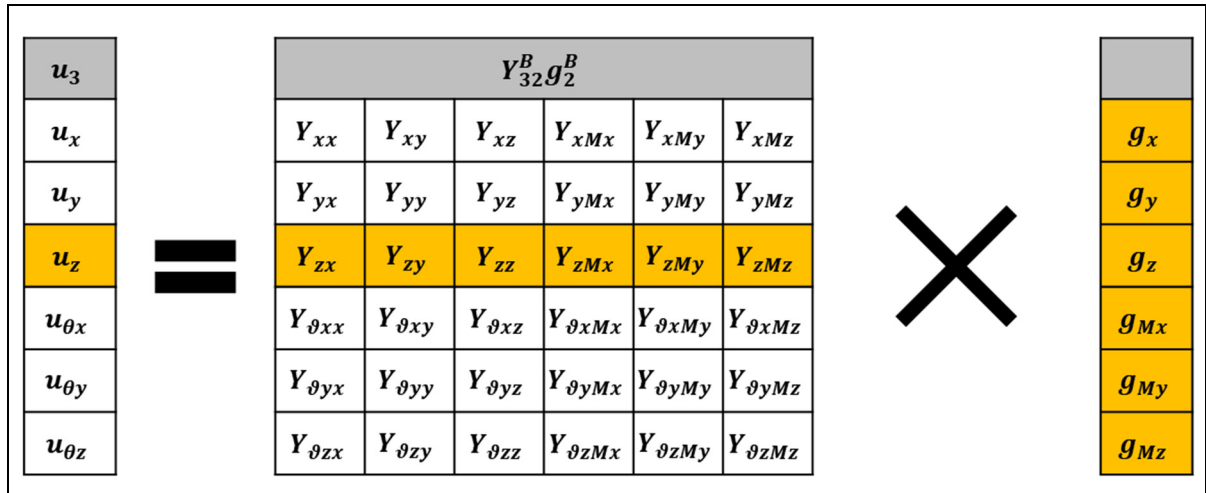


Figure 4.5 Détail des composantes formant  $u_{3z}$

Dans les sections 4.1.1.1 et 4.1.1.2, la vitesse  $u_{3z}$  est bien évaluée ce qui signifie que la composante  $(Y_{zz}g_z)$  est suffisante pour prédire correctement la dynamique d'un assemblage « simple » et que les autres composantes de l'équation (4.1) sont négligeables. En revanche, ce n'est plus le cas pour un assemblage plus complexe (poutre sur plaque, voir Figure 4.3 et Figure 4.4). L'équation (4.1) peut-être utile pour analyser l'influence des autres composantes.

Les composantes de la matrice de mobilité  $Y_{32}^B$  et des efforts d'interface  $g_2^B$  intervenant dans le calcul de  $u_{3z}$  sont présentées sur la Figure 4.6 dans le cas des deux assemblages, poutre sur poutre (section 4.1.1.2) et poutre sur plaque (section 4.1.1.3). Dans le cas de la poutre sur la poutre, les efforts à l'interface sont dominés par la force  $g_{2z}^B$  alors que la mobilité de la poutre réceptrice est dominée par les termes  $Y_{3z2z}^B$ ,  $Y_{3z2Mx}^B$  et  $Y_{3z2My}^B$ . Les autres termes ont une amplitude faible que ce soit pour la mobilité ou les efforts d'interface. Le seul produit présentant des amplitudes non négligeables est donc  $Y_{3z2z}^B \cdot g_{2z}^B$ . C'est pourquoi, la complétude Z est suffisante pour évaluer la vitesse au point cible pour cet assemblage.

Dans le cas de l'assemblage de la source poutre sur la plaque réceptrice, les efforts à l'interface sont dominés par  $g_{2z}^B$  bien que  $g_{2x}^B$  et  $g_{2y}^B$  soient très proches en amplitude. Les moments à l'interface ont également une amplitude non négligeable sauf celui autour de l'axe Z ( $g_{2Mz}^B$ ). Par conséquent, la composante  $Y_{3z2z}^B \cdot g_{2z}^B$  utilisée pour calculer la vitesse au point cible dans la section 4.1.1.3 n'est pas suffisante, d'autres DOFS doivent être pris en compte.



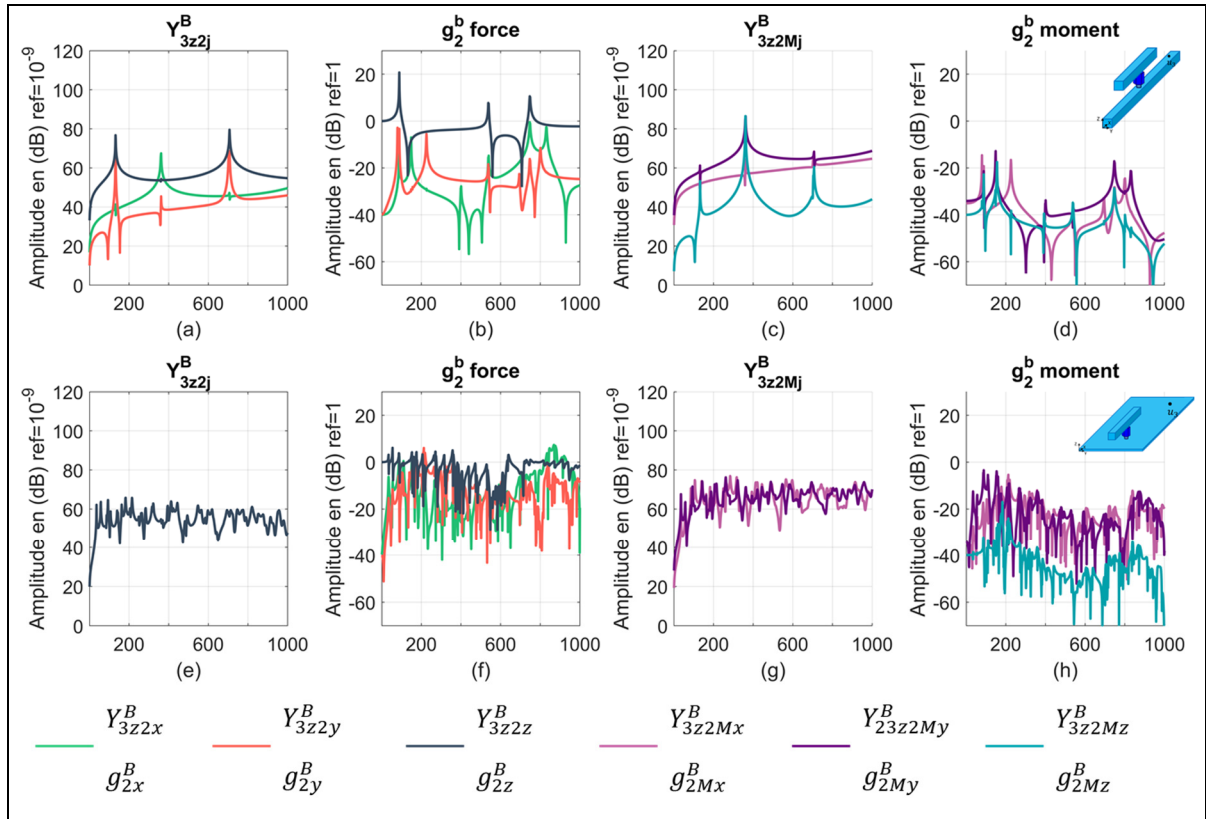


Figure 4.6 Composantes de  $u_{3z}$  dans le cas de l'assemblage poutre/poutre [(a)-(d)] et poutre/plaque [(e)-(h)], les mobilités  $Y_{3z2x}^B$ ,  $Y_{3z2y}^B$  et  $Y_{3z2\theta z}^B$  sont inférieures à la référence dans le cas de la plaque

Pour obtenir une représentation plus visuelle de la mobilité et des efforts d'interface, la Figure 4.7 présente les amplitudes moyennées des matrices de mobilité  $Y_{3z2j}^B$  et des efforts d'interface  $g_2^B$  dans le cas de l'assemblage poutre/poutre (Figure 4.7 (a)-(c)) et poutre/plaque (Figure 4.7 (d)-(f)). A titre indicatif, une couleur de fond verte est attribuée aux termes d'amplitude élevée (supérieure à la valeur médiane) et rouge aux termes d'amplitude faible (inférieure à la valeur médiane). Cependant, les termes ne sont pas tous dans les mêmes unités et il faut donc éviter de comparer les 3 lignes supérieures de chaque tableau aux 3 lignes inférieures. Cette représentation visuelle permet d'identifier les termes ayant une influence sur l'évaluation de la vitesse au point cible. Dans le cas de la structure réceptrice de type poutre (Figure 4.7 (c)), la mobilité en translation  $Y_{3z2z}^B$  domine d'au moins 10 dB les deux autres mobilités de translation  $Y_{3z2x}^B$  et  $Y_{3z2y}^B$ . Les mobilités  $Y_{3z2Mx}^B$  et  $Y_{3z2My}^B$  dominent la mobilité  $Y_{3z2Mz}^B$ . Pour les efforts

d'interface présentés sur la Figure 4.7 (b), la force selon  $Z$   $g_{2z}^B$  domine. Les autres efforts peuvent être considérés comme négligeables ( $10^{-4}$ ). Avec cette représentation il est facile d'identifier que la complétude  $Z$  est suffisante pour prédire la vitesse au point cible. En revanche, dans le cas de la poutre sur la plaque, les efforts à l'interface sont plus importants (sauf celui relié à  $Mz$ ), il est donc nécessaire de prendre en compte plus de DoFs. Une étude sur le produit des termes pourrait permettre de trouver un critère objectif de sélection des DoFs mais n'a pas été réalisée.

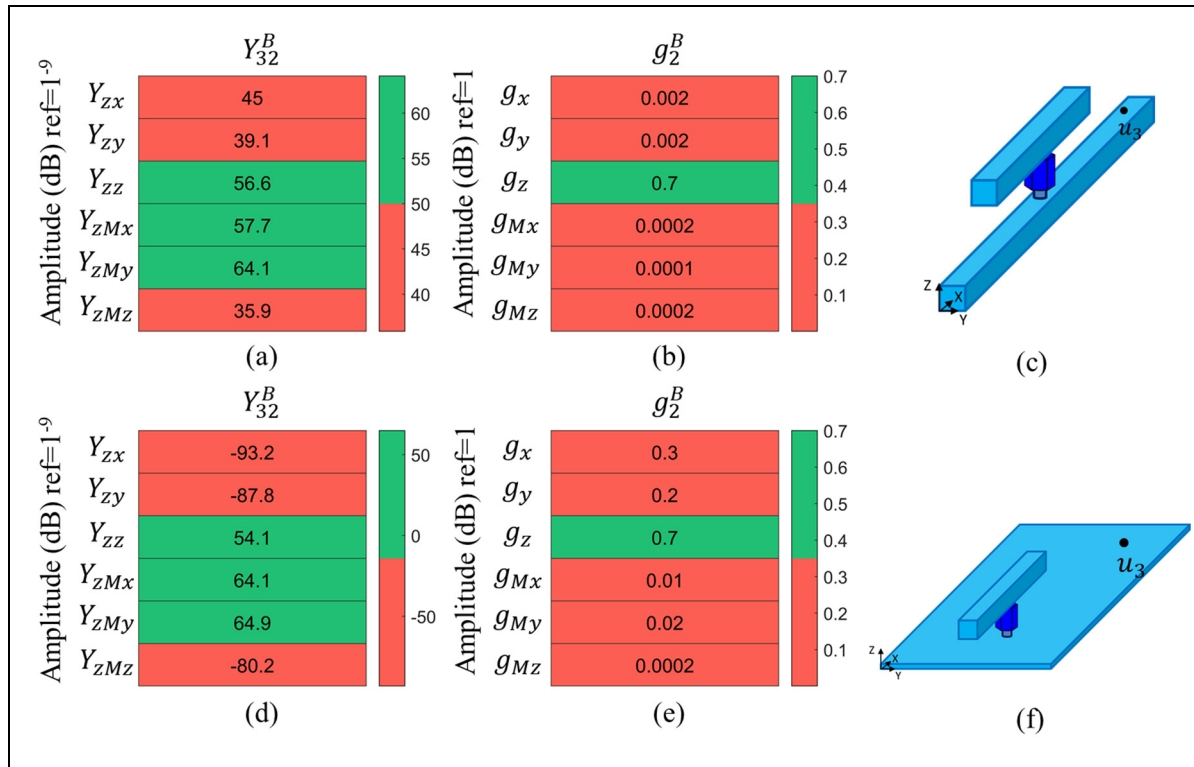


Figure 4.7 Comparaison de l'amplitude moyenne observée sur  $Y_{32}^B$  et  $g_2^B$  pour les assemblages bloc/poutre et poutre/plaque dans le cas de l'Excitation#1

La Figure 4.8 compare la vitesse  $u_{3z}$  estimée par les méthodes TPA et CB-TPA à la vitesse de référence pour 3 complétudes différentes. La première colonne présente la vitesse estimée avec tous les TDoFs, la seconde colonne avec les OOP et la troisième colonne avec tous les DoFs. La première ligne présente la vitesse estimée avec les trois méthodes CB-TPA et la deuxième ligne la vitesse estimée par les deux 2 TPA-IFS.

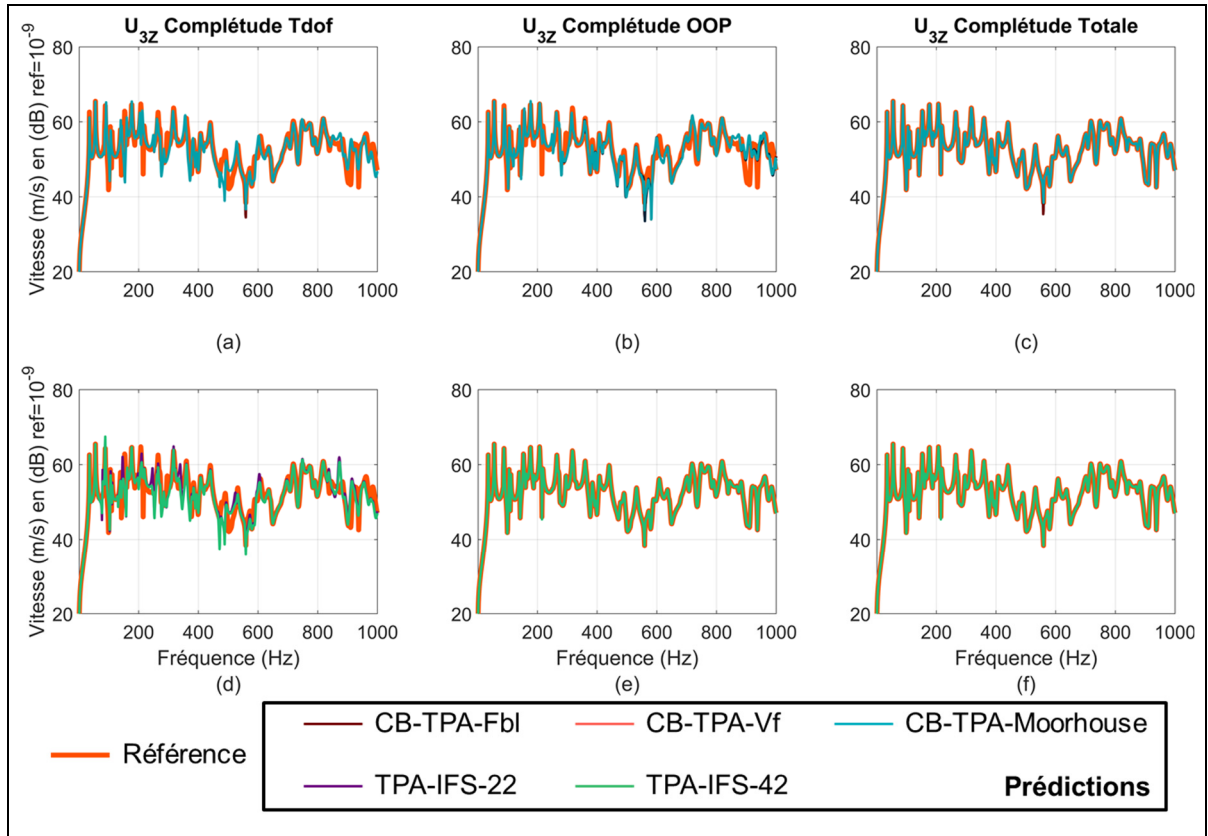


Figure 4.8 Vitesse  $u_{3z}$  simulée et estimée par les méthodes TPA (seconde ligne) et CB-TPA (première ligne) dans le cas de l'assemblage poutre/plaque réceptrice avec l'Excitation#1 et les complétudes TDoFs (première colonne), OOP (seconde colonne) et Totale (troisième colonne)

Les résultats obtenus par les méthodes d'une même famille se superposent parfaitement sauf quelques rares exceptions pour les TPA-IFS-22 et TPA-IFS 42 qui peuvent être induites par de légères différences de conditionnement des matrices  $Y_{22}^B$  et  $Y_{42}^B$ .

Dans le cas des TPA-IFS, la complétude TDoFs donne la même prédiction que la complétude Z. Cela peut être attribué au fait que les mobilités de la plaque  $Y_{3z2x}^B$  et  $Y_{3z2y}^B$  sont très faibles (voir Figure 4.7) : ainsi, connaître les efforts d'interface  $g_{2x}^B$  et  $g_{2y}^B$  est inutile car ils ne contribuent pas au calcul de la vitesse au point cible. La complétude OOP, tient compte des termes dominants de la matrice de mobilité  $Y_{32}^B$  (i.e., translation selon Z et rotation autour de X et Y). Cette complétude permet d'estimer la vitesse  $u_{3z}$  avec les TPA-IFS, ce qui signifie

que ces méthodes prédisent bien les efforts d'interface (et principalement  $g_{2z}^B$ ,  $g_{2Mx}^B$  et  $g_{2My}^B$ ). La complétude Totale prenant en compte tous les termes prédit bien la vitesse au point cible.

Dans le cas des CB-TPA, la complétude TDoFs donne la même estimation que les méthodes TPA-IFS pour les mêmes raisons (mobilité de la plaque  $Y_{32}^B$  est très faible pour les composantes  $X$  et  $Y$ ). La complétude OOP ne réussit pas à estimer correctement la vitesse au point cible ce qui signifie que les méthodes CB-TPA ne prédisent pas bien les efforts d'interface  $g_{2Mx}^B$  et  $g_{2My}^B$ . La Figure 4.8 (c) montre qu'il est nécessaire de tenir compte de l'ensemble des DoFs pour prédire exactement la vitesse  $u_{3z}$ .

La Figure 4.9 présente donc les efforts d'interface  $g_{2z}^B$ ,  $g_{2Mx}^B$  et  $g_{2My}^B$  prédit par la méthode CB-TPA-Moorhouse et TPA-IFS-22 pour les complétudes Totale (en vert) et OOP (en violet).

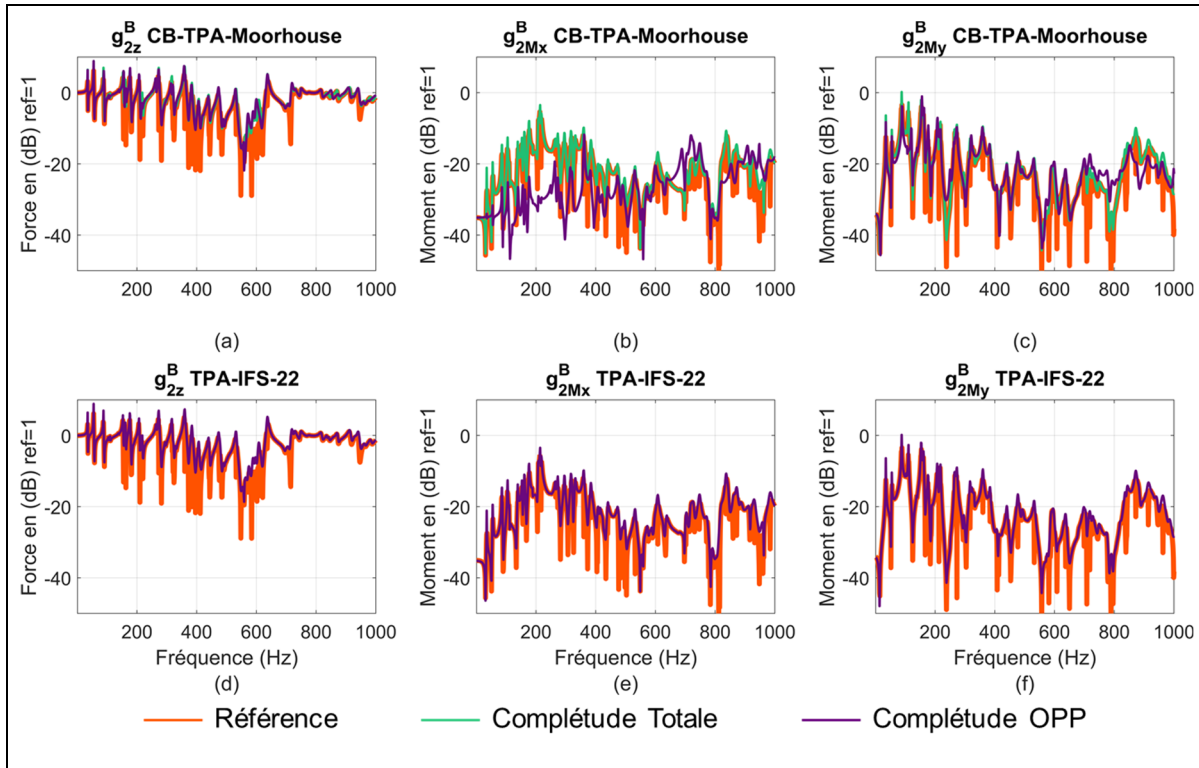


Figure 4.9 Efforts d'interface  $g_2^B$  simulés et estimés par les méthodes CB-TPA-Moorhouse et TPA-IFS-22. Cas de l'assemblage poutre/plaque réceptrice avec une excitation selon  $Z$  et les complétudes Totales et OOP

Comme prévu, les efforts d'interface  $g_{2z}^B$ ,  $g_{2Mx}^B$  et  $g_{2My}^B$  sont correctement prédit par la méthode TPA-IFS-22 que cela soit avec la complétude OOP ou Totale (voir Figure 4.9 (d)-(f)). C'est également le cas pour la méthode TPA-IFS-42 qui n'est pas présentée. En revanche, la méthode CB-TPA-Moorhouse appliquée avec la complétude OOP ne permet pas d'estimer précisément ces efforts d'interface et plus particulièrement  $g_{2Mx}^B$ . Cela peut être attribué au calcul matriciel de l'Eq.(1.6)  $((Y_{22}^A + Y_{22}^B)^{-1}Y_{22}^A)$  qui est particulièrement sensible aux complétudes des matrices : une mauvaise reconstitution matricielle menant à une mauvaise estimation des efforts d'interfaces. Les méthodes CB-TPA requièrent donc une meilleure complétude que les méthodes TPA-IFS dans le cas de la structure réceptrice plaque. Les résultats ont été présentés pour la méthode CB-TPA-Moorhouse mais des conclusions identiques sont obtenues avec les méthodes CB-TPA-Fbl et CB-TPA-Vf. Toutes les CB-TPA donnent les mêmes forces équivalentes (non présenté). Une étude plus poussée de l'influence de la complétude sur la phase de reconstitution matricielle des méthodes CB-TPA est proposée à la section 4.2.2.

## **4.2 Effet de la complétude des matrices de mobilités : excitation#2 ( $F_z$ , $M_x$ et $M_y$ )**

L'objectif de cette section est d'étudier l'effet de la complétude des matrices de mobilités sur les méthodes TPA et CB-TPA dans le cas des deux sources caractérisées par une excitation interne complexe (excitation#2 : une force et deux moments internes). Ces sources sont donc considérées être plus réalistes. Les assemblages utilisés sont les mêmes que ceux étudiés précédemment pour la source « simple » (excitation#1).

### **4.2.1 Complétude Z**

L'objectif de cette première section est d'évaluer les deux méthodes TPA et les trois CB-TPA en ne tenant compte que du Dof en translation selon Z (i.e. la complétude Z présentée à la section 2.3), qui est le plus simple à obtenir expérimentalement.

#### 4.2.1.1 Cas#1 : assemblage source bloc sur poutre réceptrice

Le premier assemblage est constitué de la source bloc avec excitation#2 installée sur la structure réceptrice de type poutre. La complétude  $Z$  est utilisée. La Figure 4.10 présente l'amplitude de la vitesse  $u_{3z}$  de référence (courbe orange) et celles estimées par les méthodes TPA et CB-TPA.

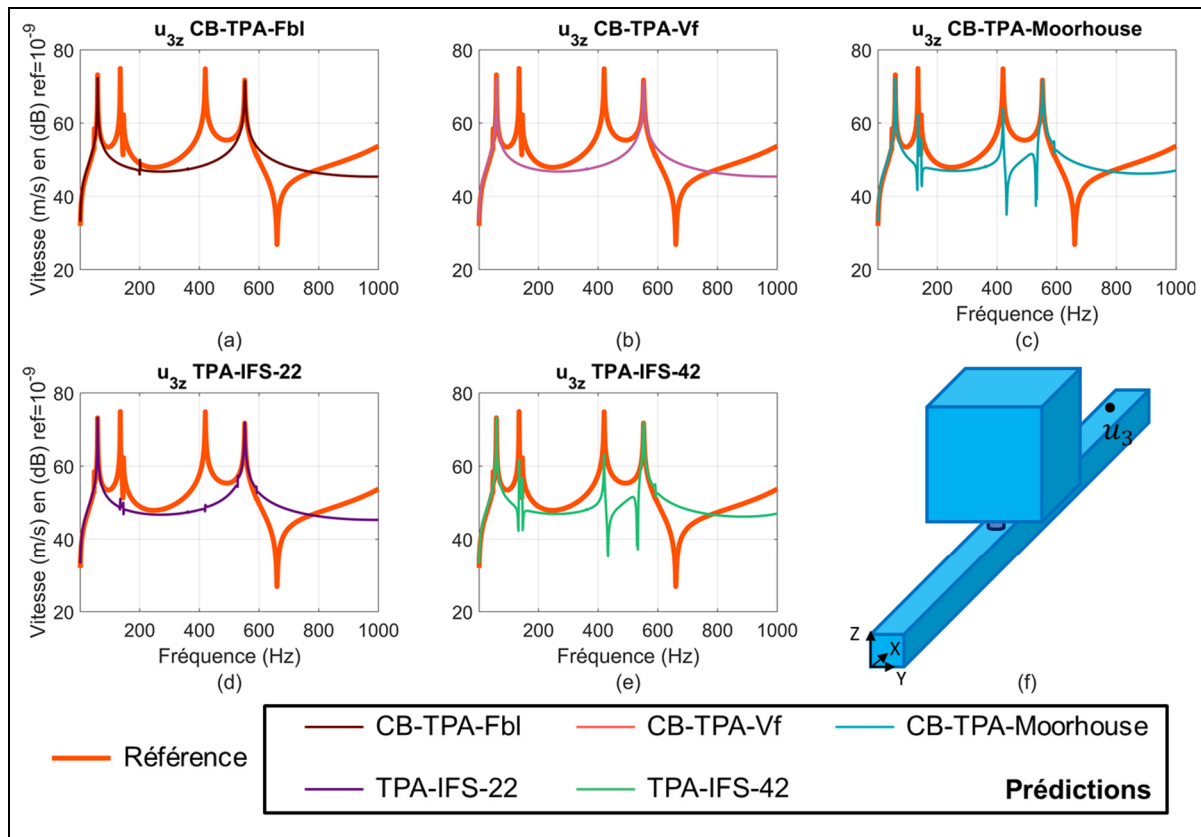


Figure 4.10 Vitesse  $u_{3z}$  obtenue directement et estimée par les méthodes TPA et CB-TPA. Cas de l'assemblage bloc/poutre réceptrice avec l'excitation#2 et une complétude  $Z$

Les méthodes qui n'utilisent pas de mesures déportées (i.e., CB-TPA-Fbl, CB-TPA-Vf et TPA-IFS-22) prédisent, pour cette source bloc avec excitation#2, les mêmes amplitudes de vitesses  $u_{3z}$  qu'elles prédisaient pour la source bloc précédente avec excitation#1 en  $Z$  pur (voir Figure 4.1) et sont donc très inexactes. Les trois résonances à 135 Hz, 146 Hz et 420 Hz observées sur la courbe de vitesse de référence ne sont pas prédites. Les méthodes basées sur des mesures

déportées (CB-TPA-Moorhouse et TPA-IFS-42) quant à elles, prédisent bien toutes les résonances observées sur la vitesse  $u_{3z}$  de référence mais d'importantes différences de niveau sont tout de même observées.

Afin de mieux comprendre la dynamique de l'assemblage aux fréquences de résonance observées sur la vitesse de référence  $u_{3z}$  et donc essayer de comprendre les limites des méthodes TPA et CB-TPA en complétude Z, les déformées modales de l'assemblage à ces fréquences sont présentées sur la Figure 4.11.

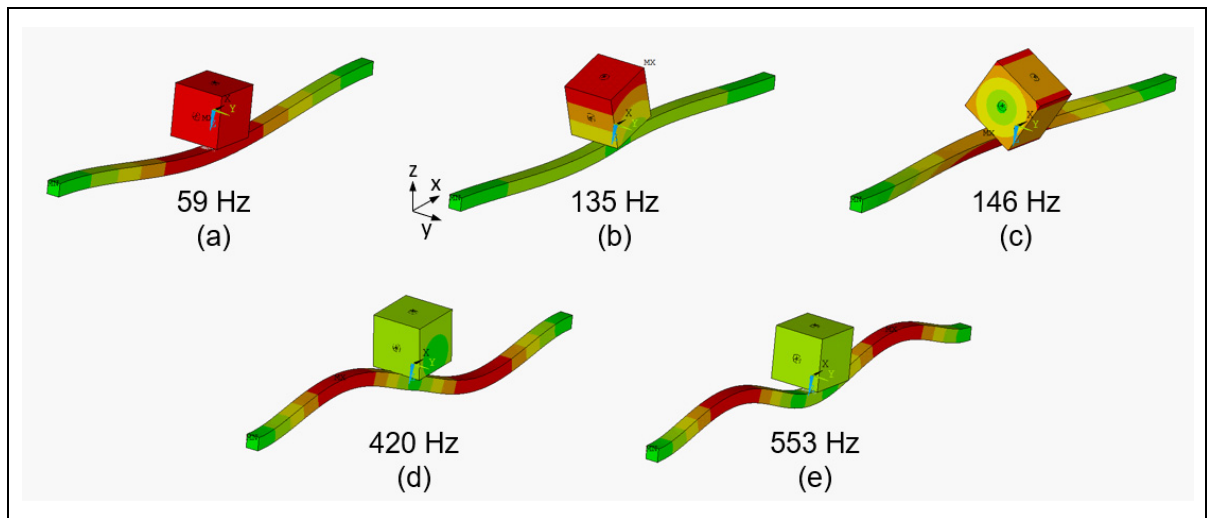


Figure 4.11 Déformées modales aux résonances de l'assemblage bloc/poutre

Deux modes de « pompage » selon l'axe Z sont observés à 59 Hz et 553 Hz : la masse est localisée sur un ventre d'un mode de flexion de la poutre réceptrice et elle se déplace principalement selon l'axe Z. Trois modes liés aux rotations de la source sont observés à 135 Hz et à 420 Hz (rotation autour de l'axe Y) et à 146 Hz (rotation autour de l'axe X).

Le point de contact '2' entre les deux composantes de l'assemblage se situe sur un nœud de vibration des modes en rotation. Aucun déplacement selon l'axe Z n'est donc constaté à ces fréquences ce qui explique que les résonances ne soient pas prédites avec ces méthodes lorsqu'elles sont appliquées avec la complétude Z. Avec les méthodes TPA-IFS-42 et CB-TPA-Moorhouse, les points indicateurs '4' sont déportés du point de contact '2' superposé au

noeud de vibration. Par conséquent, tous les modes de l'assemblage sont détectés par des mesures suivant  $Z$ . Cependant, ces modes génèrent principalement des effets en rotation proche du contact, expliquant ainsi l'erreur d'estimation de la vitesse au point de contrôle par les méthodes déportées lorsque ces dernières sont appliquées avec la complétude  $Z$ . L'étude d'un cas similaire mais où la source n'est pas située au centre de la poutre ferait un bon complément à ces travaux.

Bien que l'assemblage étudié soit simple (source bloc sur poutre), les méthodes TPA et CB-TPA appliquées avec la complétude  $Z$  n'arrivent pas à estimer la vitesse au point cible quand l'excitation interne de la source est complexe.

#### **4.2.1.2 Cas#2 : assemblage source poutre sur poutre réceptrice**

Le second assemblage étudié est celui de la source poutre (excitation#2) installée sur la poutre réceptrice. La Figure 4.12 présente la vitesse  $u_{3z}$  obtenue directement et celle estimée par les méthodes TPA et CB-TPA dans le cas de la complétude  $Z$ .



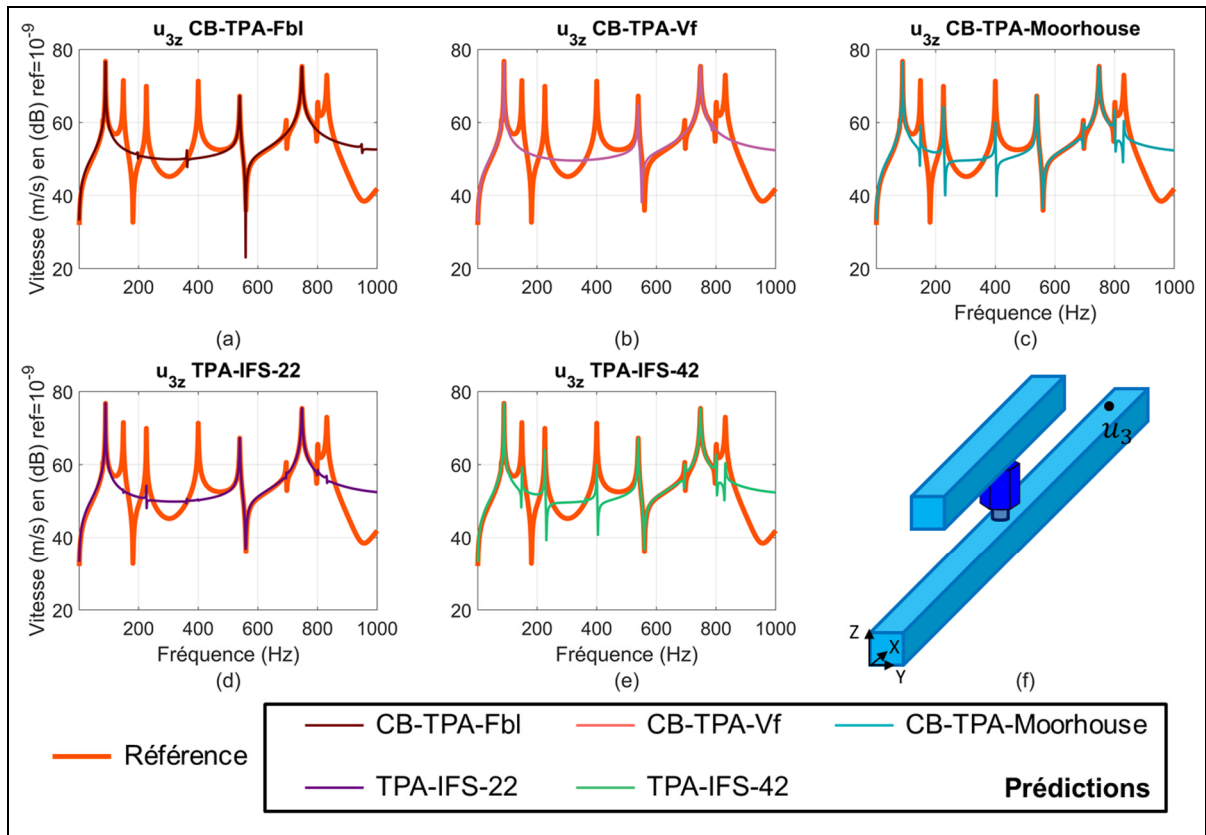


Figure 4.12 Vitesse  $u_{3z}$  obtenue directement et estimée par les méthodes TPA (seconde ligne) et CB-TPA (première ligne). Cas de l'assemblage poutre/poutre réceptrice avec l'excitation#2 et une complétude Z

Le comportement modal de la source poutre augmente le nombre de modes contribuant à la vitesse  $u_{3z}$  comparé à la source bloc. Les mêmes observations que celles faites à la section précédente s'appliquent ici :

- Les méthodes (CB-TPA-Fbl, CB-TPA-Vf et TPA-IFS-22) estiment moins bien la vitesse au point de contrôle : toutes les résonances qui n'impliquent pas le DoF en translation selon l'axe Z au point de contact ne sont pas prédites;
- Les méthodes utilisant un point indicateur déporté (CB-TPA-Moorhouse et TPA-IFS-42) estiment un peu mieux la vitesse au point de contrôle (et donc les forces d'interface). Cependant l'amplitude de vibration au point de contrôle aux fréquences des résonances qui n'impliquent pas le DoF en translation selon l'axe Z au point de contact n'est pas correctement estimée;

- L'analyse des déformées modales de la structure couplée aide à interpréter les résultats de prédiction des méthodes TPA et CB-TPA (comme à la section 4.2.1.1 mais non présenté ici);
- De nouveau, les méthodes TPA et CB-TPA appliquées avec la complétude  $Z$  ne permettent pas d'estimer correctement la vitesse au point de contrôle pour une source d'excitation complexe. Les prédictions s'empirent même avec l'augmentation de la densité modale de la source.

#### 4.2.1.3 Cas#3 : assemblage source poutre sur plaque réceptrice

Le troisième assemblage est la source poutre installée cette fois sur la plaque réceptrice. La Figure 4.13 présente la vitesse  $u_{3z}$  obtenue directement et celle estimée par les méthodes TPA et CB-TPA.

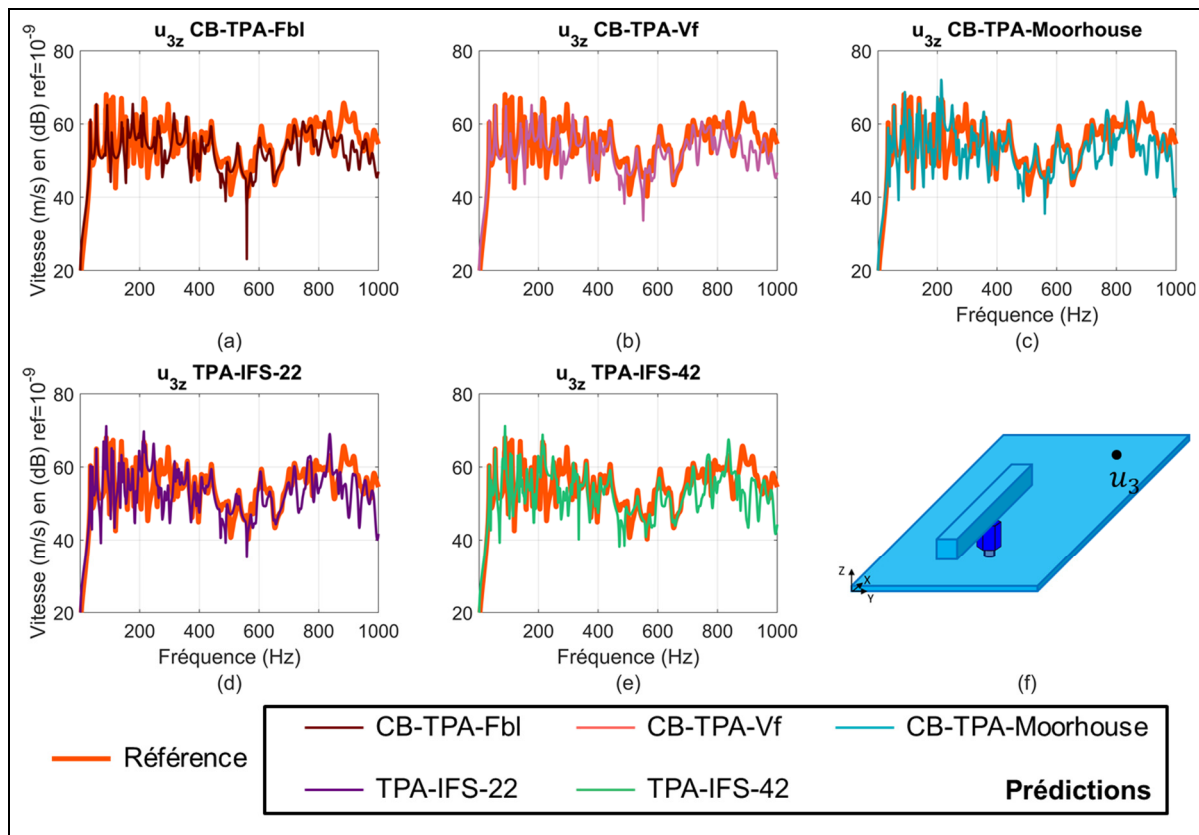


Figure 4.13 Vitesse  $u_{3z}$  obtenue directement et estimée par les méthodes TPA (seconde ligne) et CB-TPA (première ligne). Cas de l'assemblage poutre/plaque réceptrice avec l'excitation#2 et une complétude  $Z$

Les observations suivantes peuvent être faites :

- Les méthodes TPA et CB-TPA appliquées avec la complétude  $Z$  ne permettent pas d'estimer avec exactitude la vitesse  $u_{3z}$  et les prédictions sont de moins bonne qualité que celles obtenues dans le cas de la source « simple » (excitation#1, voir section 4.1.1.3);
- Des différences d'amplitude notables sont constatées en basses fréquences (de 200 Hz à 300 Hz) et en plus hautes fréquences (de 850 Hz à 950 Hz) pour toutes les méthodes;
- L'avantage qu'avaient les méthodes TPA et CB-TPA basées sur les mesures déportées ne s'applique plus pour cet assemblage et globalement, ces dernières semblent donner des résultats de même qualité que les autres méthodes;
- A la lumière des explications données dans les sections précédentes, il paraît évident que l'ampleur de ces différences (associées à l'inefficacité de la complétude  $Z$ ) peut s'expliquer par (i) une contribution importante des RDofs au point de contact '2' pour cet assemblage causée par les efforts internes de la source qui sollicitent des moments autour de  $X$  et  $Y$  et les nombreux modes de flexions de la plaque et (ii) une contribution faible du TDoFs selon  $Z$  aux nombreuses fréquences pour lesquelles le point de contact '2' coïncide avec un ligne nodale d'un mode couplé (et pour lesquelles le déplacement selon  $Z$  est quasi nul).

Une analyse plus détaillée de la dynamique de cet assemblage est réalisée à la prochaine section.

#### **4.2.2 Effet de la complétude matricielle**

L'objectif de cette section est d'évaluer l'influence de la complétude matricielle pour l'assemblage étudié constitué de la source poutre avec excitation complexe (excitation#2) installée sur la plaque réceptrice. Une analyse des composantes de la matrice de mobilité et des efforts d'interface est présentée à la Figure 4.14.

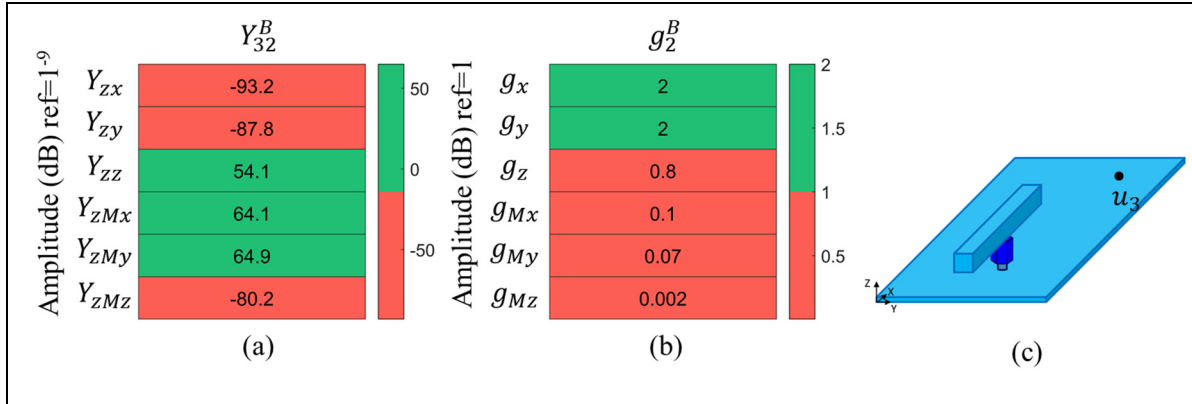


Figure 4.14 Comparaison de l'amplitude moyenne observée sur  $Y_{32}^B$  et  $g_2^B$  pour les assemblages poutre/plaque dans le cas de l'excitation#2

La source complexe génère des forces et des moments d'amplitude élevée à l'interface ( $\approx 1$  dB et plus pour les forces et de 0.1 dB pour les moments). Pour rappel, dans le cas de l'excitation#1 selon Z pur, la force et le moment d'interface maximum étaient de 0.7 dB et 0.02 dB respectivement (voir Figure 4.7). Seul le moment d'interface  $g_{2mz}^B$  semble être d'amplitude négligeable. Bien que les forces d'interfaces  $g_{2x}^B$  et  $g_{2y}^B$  possèdent les plus grandes amplitudes, elles sont associées aux mobilités de plus faibles amplitudes  $Y_{3z2x}^B$  (-93.2 dB) et  $Y_{3z2y}^B$  (-87.8 dB) et donc ne contribueront pas à la vitesse  $u_{3z}$  au point de contrôle. D'après les Figure 4.14 (a) et (b), les composantes de l'Eq.(4.1) qui participent le plus à la vitesse  $u_{3z}$  semblent donc être dans ce cas  $Y_{3z2z}^B \cdot g_{2z}^B$ ,  $Y_{3z2mx}^B \cdot g_{2mx}^B$  et  $Y_{3z2my}^B \cdot g_{2my}^B$  : une fois encore les DoFs relatifs à la complétude OOP. Une étude du produit entre les mobilités et les efforts d'interfaces permettrait d'identifier plus précisément les chemins de transfert dominants.

Les vitesses  $u_{3z}$  obtenues avec les différentes méthodes TPA et CB-TPA appliquées avec les complétudes TDoFs, OOP et Totale sont présentées sur la Figure 4.15.

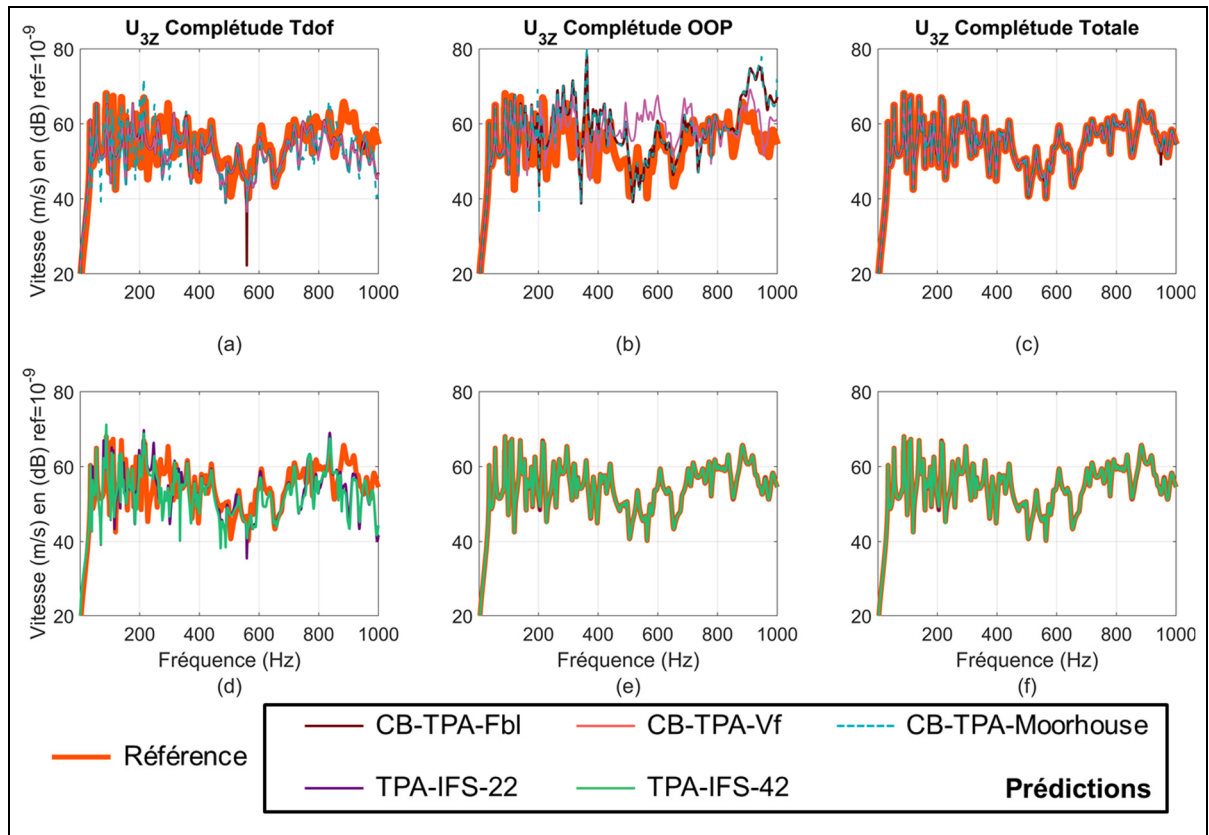


Figure 4.15 Vitesse  $u_{3z}$  obtenue directement et estimée par les méthodes TPA (seconde ligne) et CB-TPA (première ligne) dans le cas de l'assemblage poutre/plaque réceptrice avec l'excitation#2 et les complétudes TDoFs (première colonne), OOP (seconde colonne) et Totale (troisième colonne)

Les observations suivantes peuvent être faites :

- La prise en compte de tous les TDoFs ne permet pas de meilleures prédictions par rapport à la complétude Z et ce, quelle que soit la méthode utilisée comme indiqué par l'analyse des composantes de la matrice de mobilité et des efforts d'interface réalisée précédemment;
- Les deux méthodes TPA-IFS permettent de prédire la vitesse  $u_{3z}$  à partir d'une complétude OOP, ce qui signifie que ces méthodes prédisent bien les efforts d'interfaces;
- Les méthodes CB-TPA nécessitent quant à elles la prise en compte de tous les DoFs pour prédire correctement la vitesse  $u_{3z}$  sur toute la bande de fréquence considérée;
- Pour les CB-TPA appliquées avec la complétude OOP :
  - Toutes les méthodes surestiment la vitesse  $u_{3z}$  entre 200 Hz et 500 Hz et les prédictions obtenues sont même moins bonnes que celles obtenues avec la complétude TDoF;

- La méthode CB-TPA-Vf (basée sur la mesure de la vitesse libre) fournit les moins bonnes prédictions entre 500 Hz et 620 Hz;
- Les méthodes CB-TPA-Fbl et CB-TPA-Moorhouse (toutes basées sur l'estimation des forces bloquées) fournissent les moins bonnes prédictions au-dessus de 900 Hz;

Les erreurs de prédiction issues des différentes méthodes CB-TPA s'expliquant par une mauvaise prédiction des efforts à l'interface, il est intéressant de discuter de la recombinaison matricielle  $((Y_{22}^A + Y_{22}^B)^{-1}Y_{22}^A)$  (voir Eq.(1.6)) commune à toutes ces méthodes. En effet, il semble que l'évaluation de ce terme dépende fortement de la complétude considérée. Une analyse du terme  $((Y_{22}^A + Y_{22}^B)^{-1}Y_{22}^A)$  est donc réalisée ici en appliquant aux termes  $Y_{22}^A$  (mobilité de la source) et  $Y_{22}^B$  (mobilité la structure réceptrice), la même méthode d'analyse que celle réalisée précédemment pour les termes  $Y_{32}^B$  et  $g_2^B$  : (i) calcul des amplitudes moyennées sur la fréquence pour chaque composante et (ii) identification des termes les plus importants. La Figure 4.16 présente les amplitudes moyennées de chaque composante pour la matrice de mobilité de la source, de la structure réceptrice et de la somme des deux. Il est à noter que chaque carré de  $3 \times 3$  n'a pas les mêmes unités, et donc par exemple, les translations générées par un moment ne peuvent être comparées avec celles générées par une force. Les termes principaux de la mobilité  $Y_{22}^A$  (en vert) sont les deux diagonales se coupant en  $Y_{22zz}^A$ , les autres composantes sont d'amplitude plus faible de plusieurs dizaines de dB. Les termes principaux de la mobilité de la plaque réceptrice  $Y_{22}^B$  (en vert) sont contenus principalement dans le carré  $3 \times 3$ ,  $[Z, \theta_x, \theta_y] \times [F_z, M_x, M_y]$  (correspondant aux termes de la complétude OOP). Les termes principaux de chacune des sous-structures se retrouvent comme étant des termes principaux une fois la somme réalisée (voir Figure 4.16 (c)).

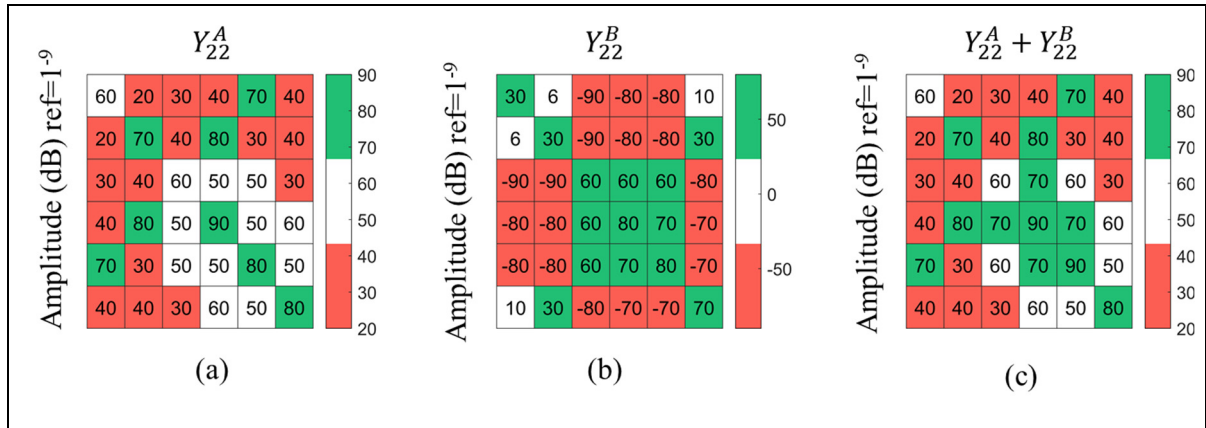


Figure 4.16 Amplitudes moyennées sur la fréquence des termes des mobilités des sous-structures (A : source poutre et B : plaque réceptrice) et de leur somme

Deux nouvelles complétudes sont présentées Figure 4.17 et tiennent compte des termes principaux des mobilités sous-structures  $Y_{22}^A$  et  $Y_{22}^B$ . La complétude nommée « OPTI  $Y^A$  » (Figure 4.17 (a)) concerne la mobilité de la source poutre. La complétude « OPTI  $Y^B$  » (Figure 4.17 (b)) concerne la mobilité de la plaque réceptrice. Les termes de faibles amplitudes sont remplacés par des zéros (cases blanches). Les cases violettes représentent les termes considérés pour les complétudes. Les cases grisées ne sont pas considérées dans les complétudes « OPTI », par conséquent les matrices sont de dimensions  $[5 \times 5]$ . Les moments et les rotations en Z ne sont pas considérés car l'amplitude de la mobilité de la plaque  $Y_{3z2Mz}^B$  est très faible. De plus, il est très difficile de générer un moment d'interface  $M_z$  sur la plaque.

Complétude «OPTI $Y^A$ »		Force [N]			Moment [Nm]		
		$F_x$	$F_y$	$F_z$	$M_x$	$M_y$	$M_z$
Vitesse [m/s]	$u_x$	$Y_{xx}$	$Y_{xy}$	$Y_{xz}$	$Y_{xMx}$	$Y_{xMy}$	$Y_{xMz}$
	$u_y$	$Y_{yx}$	$Y_{yy}$	$Y_{yz}$	$Y_{yMx}$	$Y_{yMy}$	$Y_{yMz}$
	$u_z$	$Y_{zx}$	$Y_{zy}$	$Y_{zz}$	$Y_{zMx}$	$Y_{zM_y}$	$Y_{zMz}$
Vitesse angulaire [rad/s]	$u_{\theta x}$	$Y_{\theta xx}$	$Y_{\theta xy}$	$Y_{\theta xz}$	$Y_{\theta xMx}$	$Y_{\theta xMy}$	$Y_{\theta xMz}$
	$u_{\theta y}$	$Y_{\theta yx}$	$Y_{\theta yy}$	$Y_{\theta yz}$	$Y_{\theta yMx}$	$Y_{\theta yMy}$	$Y_{\theta yMz}$
	$u_{\theta z}$	$Y_{\theta zx}$	$Y_{\theta zy}$	$Y_{\theta zz}$	$Y_{\theta zMx}$	$Y_{\theta zMy}$	$Y_{\theta zMz}$

(a)

Complétude «OPTI $Y^B$ »		Force [N]			Moment [Nm]		
		$F_x$	$F_y$	$F_z$	$M_x$	$M_y$	$M_z$
Vitesse [m/s]	$u_x$	$Y_{xx}$	$Y_{xy}$	$Y_{xz}$	$Y_{xMx}$	$Y_{xMy}$	$Y_{xMz}$
	$u_y$	$Y_{yx}$	$Y_{yy}$	$Y_{yz}$	$Y_{yMx}$	$Y_{yMy}$	$Y_{yMz}$
	$u_z$	$Y_{zx}$	$Y_{zy}$	$Y_{zz}$	$Y_{zMx}$	$Y_{zM_y}$	$Y_{zMz}$
Vitesse angulaire [rad/s]	$u_{\theta x}$	$Y_{\theta xx}$	$Y_{\theta xy}$	$Y_{\theta xz}$	$Y_{\theta xMx}$	$Y_{\theta xMy}$	$Y_{\theta xMz}$
	$u_{\theta y}$	$Y_{\theta yx}$	$Y_{\theta yy}$	$Y_{\theta yz}$	$Y_{\theta yMx}$	$Y_{\theta yMy}$	$Y_{\theta yMz}$
	$u_{\theta z}$	$Y_{\theta zx}$	$Y_{\theta zy}$	$Y_{\theta zz}$	$Y_{\theta zMx}$	$Y_{\theta zMy}$	$Y_{\theta zMz}$

(b)

Figure 4.17 Présentation des complétudes « OPTI » des sous-structures : (a) pour la source poutre, (b) pour la structure réceptrice

Les deux complétudes « OPTI » sont utilisées avec les méthodes CB-TPA-Fbl et CB-TPA-Vf pour prédire la vitesses  $u_{3z}$  (voir Figure 4.18).

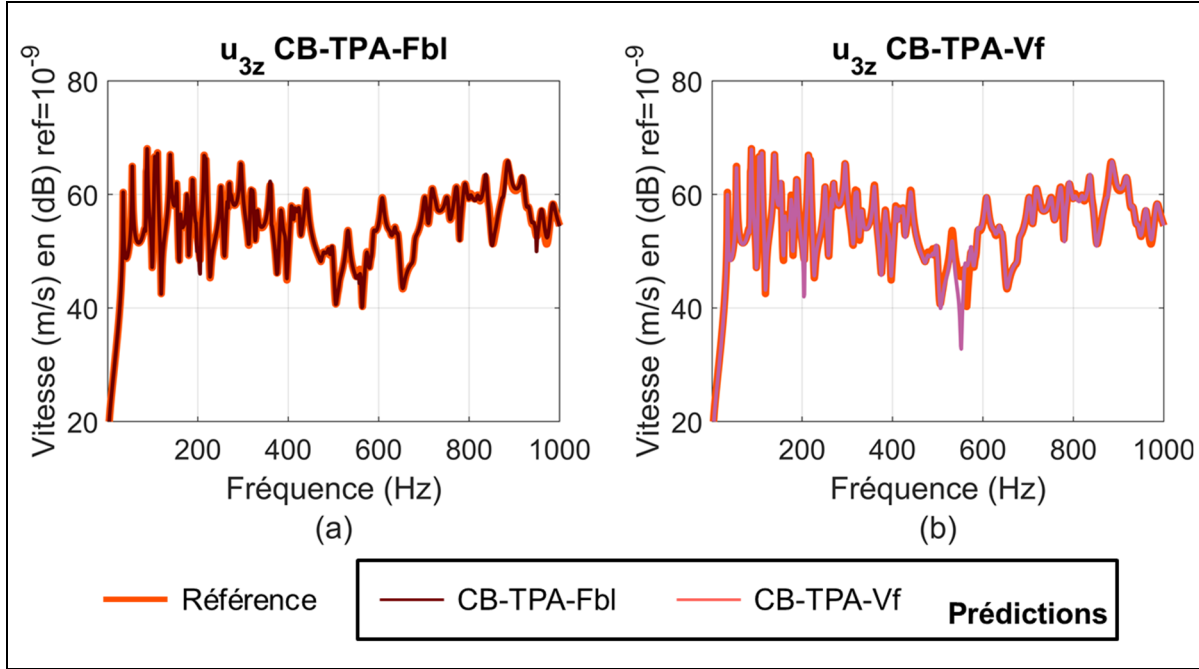


Figure 4.18 Vitesse  $u_{3z}$  obtenue directement et estimée par les méthodes CB-TPA-Vf et Vf dans le cas de l'assemblage poutre/plaque réceptrice avec l'excitation#2 et les complétudes OPTI

Contrairement aux complétudes Z, TDoFs et OOP, la Figure 4.18 montre que les complétudes « OPTI » permettent de prédire presque parfaitement la vitesse  $u_{3z}$  avec les méthodes CB-TPA-Fbl et CB-TPA-Vf (hormis l'artefact vers 550 Hz pour la méthode CB-TPA-Vf).

Des essais complémentaires (non présentés ici) ont montré que les 6 termes de la complétude « OPTI  $Y^A$  » (i.e.,  $Y_{2\theta y 2x}^A$ ,  $Y_{2\theta x 2y}^A$ ,  $Y_{2x 2My}^A$ ,  $Y_{2y 2Mx}^A$ ,  $Y_{2x 2x}^A$  et  $Y_{2y 2y}^A$ ) doivent impérativement être pris en compte pour cet assemblage afin d'obtenir les résultats présentés à la Figure 4.18.

Une première explication physique, viens de la dynamique de la source par rapport au point de contact '2'. Sous l'effet d'un effort transverse (X ou Y) la source effectue une rotation (autour de Y ou X), ces effets doivent être pris en compte lors du couplage de la source à la structure



réceptrice (surtout lorsque les efforts transverses et les moments hors du plan présentent un niveau d'amplitude élevé (voir Figure 4.14)). Ainsi, dans le cas d'un pied souple en caoutchouc (avec une mobilité supérieure à celle de la source de plusieurs dB), les termes de mobilité de la source  $Y_{2\theta y 2x}^A$ ,  $Y_{2\theta x 2y}^A$ ,  $Y_{2x 2My}^A$ ,  $Y_{2y 2Mx}^A$ ,  $Y_{2x 2x}^A$  et  $Y_{2y 2y}^A$  deviendraient de faible amplitude et les termes permettant de coupler les deux sous-structures en rotation pourraient être négligés (ainsi la complétude OOP suffirait et ce qui confirmerait les affirmations de Meggitt *et al* (2019)).

Une seconde explication, plus mathématique, repose sur l'inversion matricielle. Dans le cas des CB-TPA, la somme des mobilités des sous-structures est inversée :  $(Y_{22}^A + Y_{22}^B)^{-1}$ . Il faut donc tenir compte de tous les termes de fortes amplitudes de cette somme car ils se répercutent sur l'ensemble des nouveaux termes calculés par l'inversion. Dans les cas étudiés, les termes de fortes amplitudes des deux sous-structures sont de même ordre de grandeur (ratio de mobilité proche de 1). Une fois la somme effectuée, les termes de fortes amplitudes de la source ne sont donc pas négligeables face à ceux de la structure réceptrice et inversement. Les deux complétudes « OPTI » doivent donc considérer tous les termes de fortes amplitudes. En comparaison, lors de l'application des TPA-IFS, seule la mobilité  $Y_{22}^B$  est inversée. Seuls ses termes de fortes amplitudes (OOP-DoFs) ont donc été nécessaires.

Cette réflexion pose la question du ratio entre les mobilités des deux sous-structures. Il serait possible d'utiliser le modèle numérique pour déterminer à partir de quel ratio les termes d'une des deux sous-structures deviennent négligeables. L'étude sur les ratios de mobilité au sein des matrices de mobilité complètes de chacune des structures permettrait également de réduire la taille de ces dernières. Une minimisation des efforts de mesures via une meilleure sélection des DoFs serait alors possible et les spécifications entre les différents acteurs du milieu aéronautique serait simplifiées.

### 4.3 Effet des erreurs opérateurs

L'objectif de cette section est d'évaluer les effets des erreurs opérateurs sur l'estimation de la vitesse de référence avec les méthodes TPA et CB-TPA. Les détails de la méthodologie sont donnés dans la section 2.3 où la méthode de Monte-Carlo est présentée. Pour rappel, les erreurs opérateurs étudiées ici concernent l'orientation et la position de l'impact de marteau (force) lors de la caractérisation d'une mobilité. Par conséquent, seuls les DoFs en translation sont considérés ce qui limite l'étude aux complétudes  $Z$  ou TDoFs.

#### 4.3.1 Convergence de la méthode Monte-Carlo

Les deux assemblages considérés sont constitués de la source poutre soumise à l'excitation#1 ou excitation#2 et attachée sur la poutre réceptrice. La vitesse au point cible est estimée avec les deux méthodes TPA-IFS et les trois CB-TPA. Pour l'étude de convergence, les deux complétudes  $Z$  et TDoFs sont considérées. Pour chaque cas,  $N$  vitesses au point cible  $u_{zN}$  ont été estimées (avec  $N=1000$ ). La vitesse moyenne estimée est donnée par la formule

$$\mu = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N u_{zN}, \quad (4.2)$$

L'écart type de la vitesse estimée est donné par

$$\sigma(N) = \sqrt{\frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N |u_{zN} - \mu|^2}. \quad (4.3)$$

La vitesse estimée est fonction de la fréquence, par conséquent l'écart type est également fonction de la fréquence. Afin d'obtenir une valeur unique, l'écart type est moyenné sur la bande de fréquence. Ainsi, il est possible de calculer un écart type en fonction du nombre de vitesses estimées ( $N$ ) et d'étudier la convergence du modèle statistique.

La Figure 4.19 présente l'évolution de l'écart type moyenné en fonction du nombre vitesse estimée avec la méthode de Monte-Carlo.

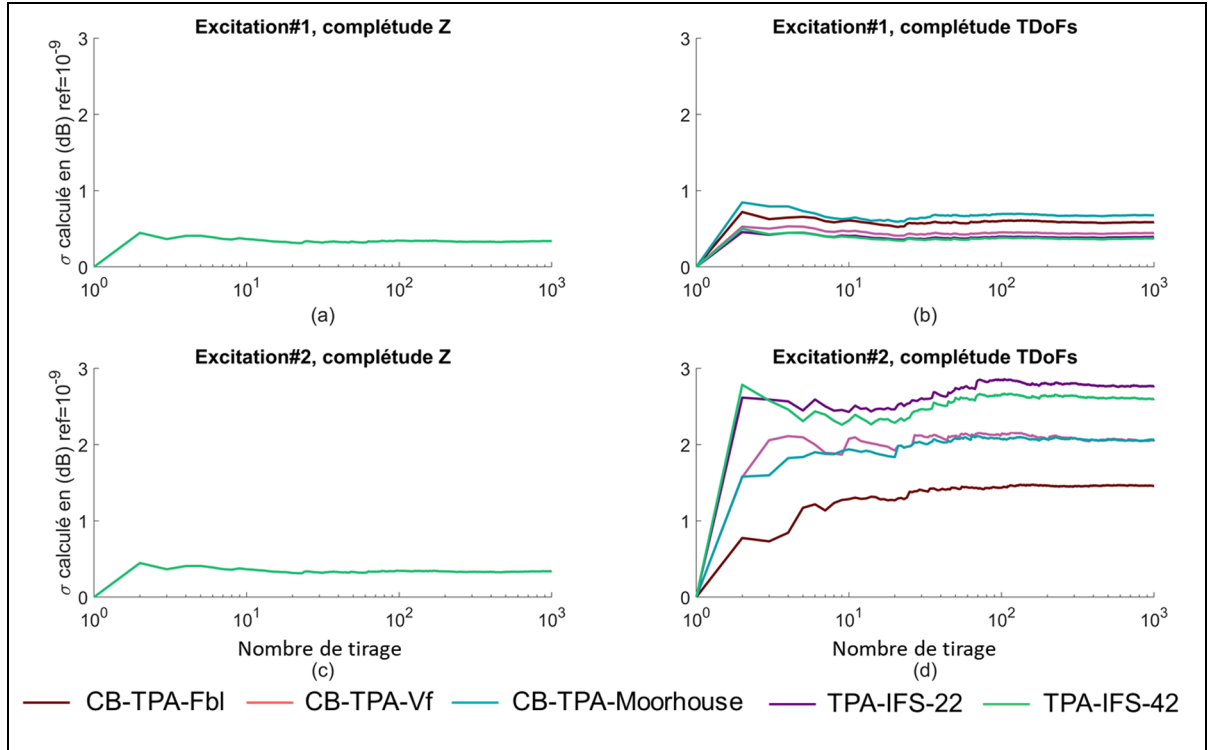


Figure 4.19 Évolution de l'écart type moyenné en fonction du nombre de vitesses estimées

Dans le cas de la complétude Z, au-delà de 30 vitesses estimées, l'écart type moyenné est convergé quel que soit la méthode ou l'excitation. L'écart type est de faible amplitude (0.5 dB) et identique pour chaque méthode et excitation ce qui signifie que les erreurs opérateurs ont un faible impact sur l'estimation de la vitesse au point cible pour cette complétude.

Dans le cas de la complétude TDoFs, il existe une plus grande disparité des résultats, que ce soit en termes de méthodes ou d'excitations. Avec l'excitation#1, l'écart type moyenné est convergé après 100 itérations pour chaque méthode. La valeur de l'écart type moyenné est différente pour chaque méthode mais reste inférieure à 1 dB, ce qui signifie que les erreurs opérateurs ont une faible influence sur la vitesse estimée au point cible pour cette complétude. Avec l'excitation#2, l'écart type moyenné est convergé après 300 itérations pour chaque

méthode. La valeur de l'écart type moyenné varie entre 1 et 3 dB, ce qui signifie que les erreurs opérateurs ont une plus grande influence sur la vitesse estimée pour cette complétude.

Cette première analyse a permis de montrer que les résultats sont convergés. Par conséquent, les vitesses moyennes estimées et leurs écarts types présentés dans la suite ne dépendent pas du nombre d'itérations. De plus, la valeur des écarts types moyennés a permis de montrer que les erreurs opérateurs (i) ont moins d'impact sur la complétude  $Z$  que sur la complétude TDoFs et (2) dépendent de complexité des efforts internes de la source. Cependant, l'analyse de l'écart type moyenné ne permet pas d'étudier précisément l'effet des erreurs opérateurs, c'est pourquoi la vitesse moyennée associée à son écart type est comparée à la vitesse de référence pour tous les cas discutés ici.

#### **4.3.2 Cas #1 : Excitation #1**

L'assemblage considéré est la source poutre sous excitation#1 attachée à la poutre réceptrice. La complétude  $Z$  est utilisée. La Figure 4.20 présente la vitesse  $u_{3z}$  estimée par les méthodes TPA et CB-TPA sans prise en compte des erreurs opérateurs (orange), la vitesse moyenne estimée avec les erreurs opérateurs est superposée (traits colorés). Les écarts types sont affichés sous forme d'aire entourant la valeur moyenne. La vitesse de référence est affichée en noir.

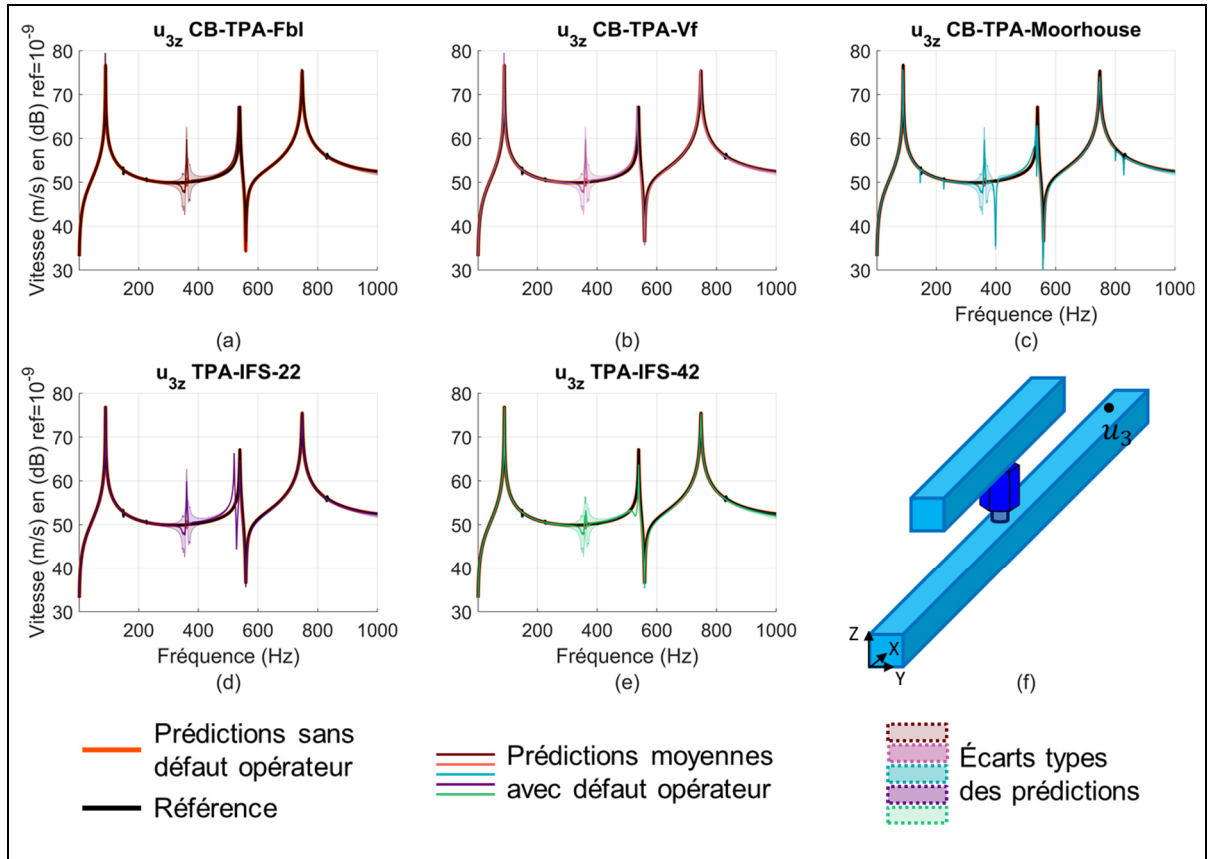


Figure 4.20 Comparaison des prédictions avec ou sans défauts opérateur dans le cas de l'assemblage poutre/poutre, de l'excitation#1 et de la complétede Z

La vitesse moyennée avec les erreurs opérateurs est similaire à la vitesse de référence pour toutes les méthodes. L'écart type est globalement très faible mais augmente à 360 Hz où une résonance, non existante sur la vitesse de référence, apparaît pour chaque méthode. Cette résonance est probablement due à un mode de la structure réceptrice selon l'axe  $X$  excité par un impact imparfait selon  $Z$ . D'après la Figure 3.19 (c), des impacts imparfaits selon  $Z$  augmentent l'amplitude de la mobilité croisée  $Y_{2x2z}^B$ . Cet effet serait donc plus faible sur les méthodes qui n'utilisent pas cette mobilité  $Y_{22}^B$  comme la TPA-IFS42.

Avec la TPA-IFS-22, une seconde résonance apparaît à 520 Hz alors que la résonance de la vitesse de référence est à 539 Hz. Cette résonance est due à la mobilité  $Y_{2z2z}^B$  estimée par des impacts imparfaits. D'après la Figure 3.19 (c), l'antirésonance de la mobilité  $Y_{2z2z}^B$  est

légèrement décalée à cause des impacts imparfaits. Par conséquent, l'inversion de la matrice de mobilité dans la méthode TPA-IFS-22 crée une résonance dans la vitesse estimée.

Cette première analyse permet de montrer que les effets des erreurs opérateurs sur les mobilités se propagent dans l'estimation de la vitesse et que de petites erreurs sur les mobilités peuvent avoir des effets importants sur la vitesse estimée (surestimation allant jusqu'à 15 dB à une fréquence donnée).

La Figure 4.21 présente la même configuration mais cette fois dans le cas de la complétude TDoFs.

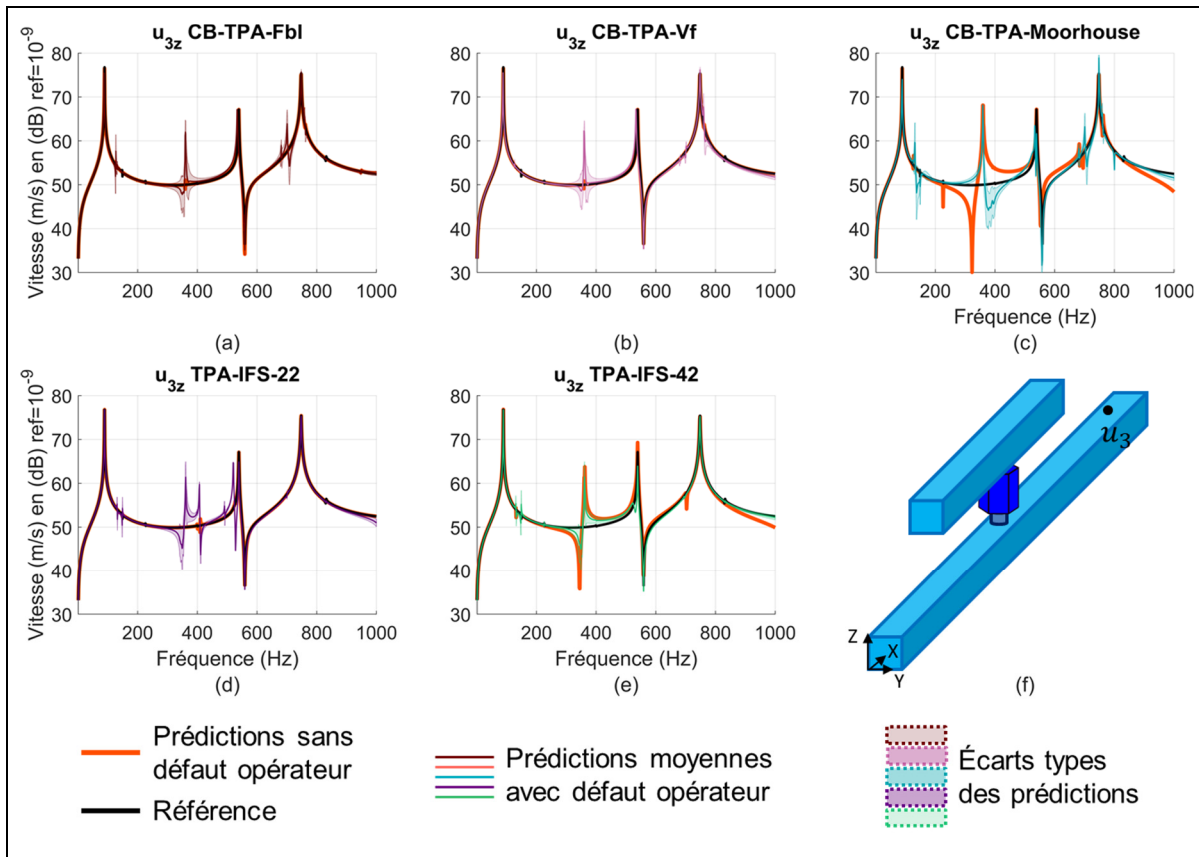


Figure 4.21 Comparaison des prédictions avec ou sans défaut opérateur dans le cas de l'assemblage poutre/poutre, de l'excitation #1 et de la complétude TDoFs

Avec la complétude TDoFs, les méthodes n'utilisant pas de points déportés (CB-TPA-Vf, CB-TPA-Fbl et TPA-IFS-22) estiment correctement la vitesse de référence et le fait de considérer plus de DoFs par rapport à la complétude  $Z$  n'affecte pas ou peu les prédictions. Au contraire, les estimations obtenues par les méthodes utilisant des points déportés (CB-TPA-Moorhouse et TPA-IFS-42) sont significativement dégradées par rapport à la complétude  $Z$ . Une antirésonance et une résonance de grande amplitude apparaissent entre 300 et 400 Hz. Ces deux pics sont probablement dus à l'amplification de la mobilité  $Y_{3z2y}^B$  et par une mauvaise estimation de la force d'interface  $g_{2y}^B$  (voir Figure 4.6).

L'écart type est également plus grand avec la complétude TDoFs : plusieurs pics apparaissent dans l'estimation de la vitesse cible pour chaque méthode. Ceci peut probablement s'expliquer par l'augmentation de l'amplitude des mobilités croisées de  $Y_{22}^B$  pour des impacts de marteau imparfaits (voir Figure 3.18).

Ainsi, lorsque le comportement de la source est simple, comme ici selon  $Z$  pur, l'ajout de DoFs peut nuire à l'estimation de la vitesse cible et ce, principalement pour les méthodes TPA et CB-TPA basées sur des mesures déportées. L'amplification des termes des matrices de mobilité causée par les erreurs opérateurs se propage dans l'estimation de la vitesse  $u_{3z}$  générant ainsi des pics non existants (« spurious pics »).

#### 4.3.3 Cas #2 : Excitation#2

La source soumise à l'excitation#2 est maintenant considérée. L'assemblage est toujours la poutre sur la poutre et les complétudes  $Z$  et TDoFs sont comparées.

La Figure 4.22 présente la vitesse estimée par les méthodes TPA et CB-TPA ainsi que les erreurs opérateurs avec la complétude  $Z$ . La vitesse de référence est mal estimée par toutes les méthodes (comme dans le cas d'un impact parfait Figure 4.10). La complétude  $Z$  n'est pas suffisante pour prédire la vitesse de référence (voir aussi section 4.2.2). Les erreurs opérateurs provoquent l'apparition de pics de vibration (« spurious pics ») n'existant pas dans la courbe

de la vitesse de référence. Cependant les erreurs opérateurs sont moins préjudiciables sur les prédictions comparées à l'erreur de type modèle, qui est ici de ne tenir compte que du DoF selon Z. Les conclusions faites à la section 4.3.3, Figure 4.18, s'appliquent également dans ce cas.

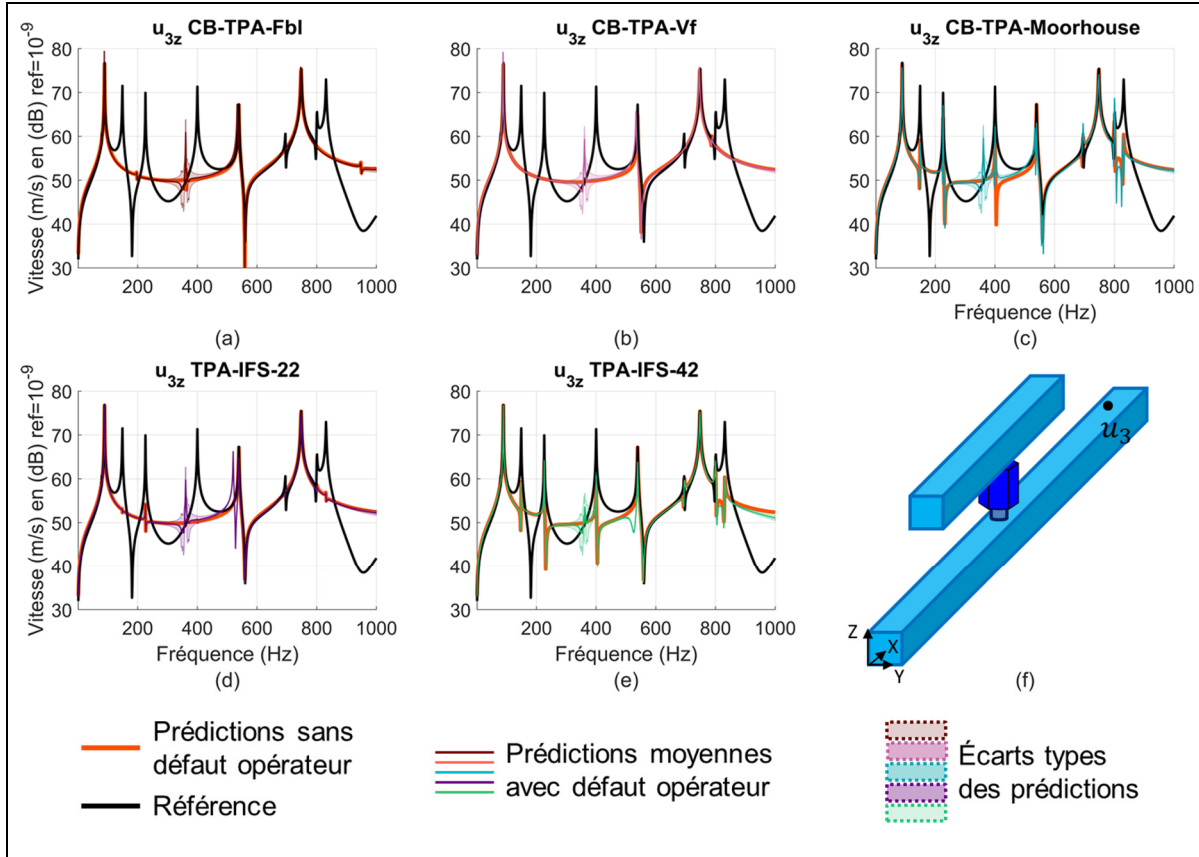


Figure 4.22 Comparaison des prédictions avec ou sans défaut opérateur dans le cas de l'assemblage poutre/poutre, de l'excitation #2 et de la complétude Z

La Figure 4.23 présente la vitesse estimée par les méthodes TPA et CB-TPA ainsi que les erreurs opérateurs avec la complétude TDoFs. Aucune méthode n'est capable d'estimer la vitesse de référence. Toutes les méthodes présentent de nombreux pics n'existant pas dans la vitesse de référence. Ces pics sont liés aux termes  $Y_{3z2x}^B g_{2x}^B$  et  $Y_{3z2y}^B g_{2y}^B$  qui interviennent dans l'estimation de la vitesse cible (Figure 4.5 et Figure 4.6). Les termes de la mobilité de la poutre réceptrice  $Y_{32}^B$  sont les mêmes pour chaque méthode, par conséquent les différences entre chaque courbe proviennent de l'estimation des efforts d'interfaces. On suppose donc ici que



les mobilités croisées de  $Y_{22}^B$  amplifient fortement les forces à l'interface suivant les axes  $X$  et  $Y$ . De plus, l'écart type est important en dehors des résonances, comme montré sur la Figure 3.19 pour la mobilité  $Y_{22}^B$ , ce qui pourrait corroborer cette hypothèse.

Dans le cas d'un assemblage simple excité par une force interne complexe ( $F_z$ ,  $M_x$  et  $M_y$ ), les méthodes de TPA et CB-TPA ne sont pas capables de prédire précisément la vitesse de référence et les erreurs opérateurs augmentent la variabilité du résultat. Ainsi, l'ajout de DoFs, qui semblerait s'avérer une bonne idée, dégrade l'estimation de la vitesse au point cible. La seule méthode qui semble tout de même bénéficier d'une amélioration avec la prise en compte des TDoFs est la méthode TPA-IFS-22 (voir Figure 4.23(d)). Celle-ci permet d'estimer la majorité des pics de vitesses (en fréquence et en amplitude), ce qui n'était pas le cas lorsqu'elle était appliquée avec la complétude  $Z$ .

Il serait intéressant de poursuivre cette étude dans le cas de la plaque réceptrice et en y ajoutant les autres complétudes (OOP, Totale) obtenues par des méthodes indirectes telles que la méthode du point virtuel.

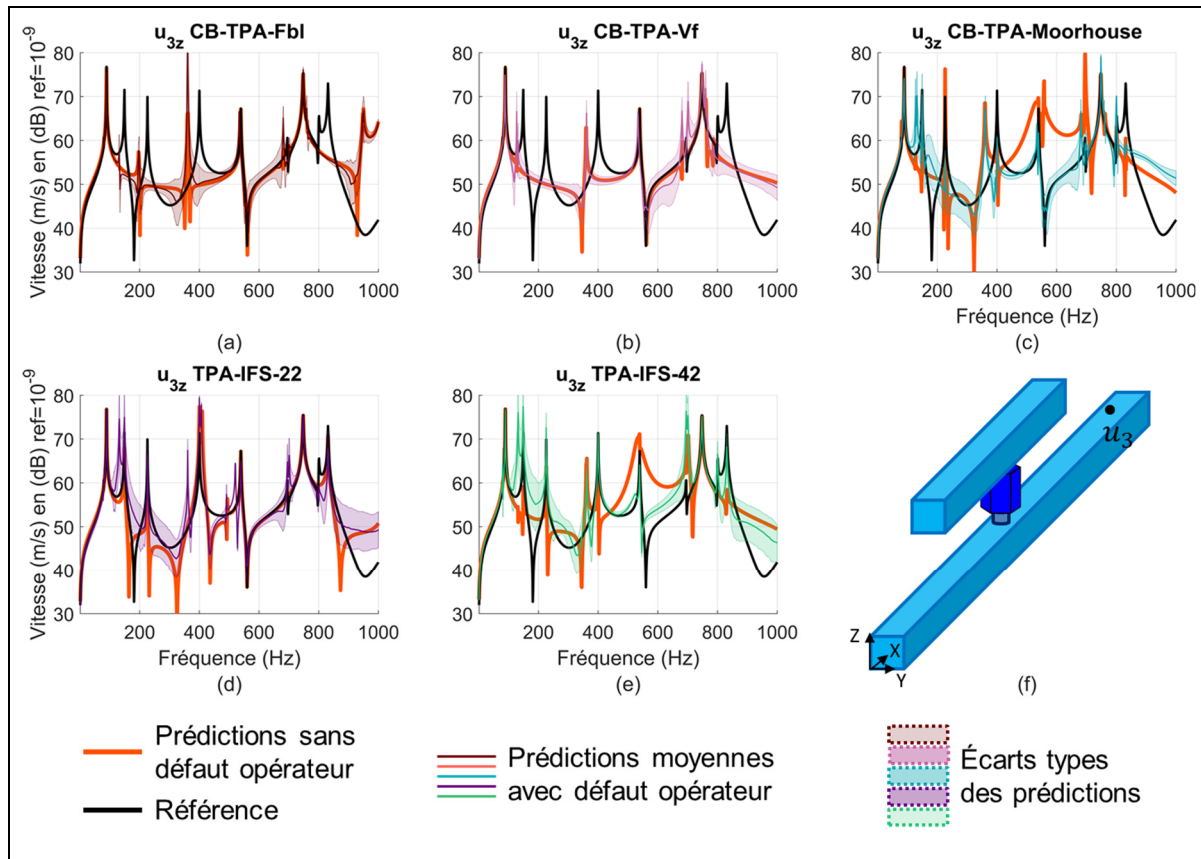


Figure 4.23 Comparaison des prédictions avec ou sans défaut opérateur dans le cas de l'assemblage poutre/poutre, de l'excitation#2 et de la complétude TDoFs

## CONCLUSION

Le bruit de structure (SBN) est une des composantes principales du niveau sonore dans les cabines d'avions. Les pompes hydrauliques sont une des sources qui transmettent des vibrations à la structure. Si l'assemblage de ces deux composantes n'est pas effectué adéquatement, le niveau de bruit dans la cabine induit par la propagation de l'énergie vibratoire dans la structure peut être important. L'objectif de ce travail de maîtrise avait pour but d'identifier et d'évaluer des méthodes pouvant prédire le SBN.

La pompe hydraulique et la structure d'avion étant développées par deux acteurs différents, il est nécessaire de trouver des méthodes permettant des caractérisations indépendantes des deux composantes. Une famille de méthode prometteuse pour cette situation est appelée *méthode d'analyse par chemins de transferts basées sur les composantes* (CB-TPA). Contrairement aux *méthodes d'analyse par chemins de transferts* (TPA), la CB-TPA nécessite une caractérisation indépendante des composantes. Cependant, la revue de littérature a montré que la CB-TPA présentait des limitations, notamment expérimentale. Deux types d'erreur sont couramment rencontrés dans l'application de la CB-TPA : (i) la non prise en compte de tous les degrés de liberté (DoFs) (erreur de type modèle) et (ii) le défaut de positionnement ou d'orientation de l'impact de marteau lors de la caractérisation des mobilités (erreur de type opérateur). Pour évaluer l'influence de ces erreurs sur les méthodes de CB-TPA, un modèle numérique basé sur les éléments finis a été développé. L'outil numérique présente deux avantages : (i) tous les paramètres peuvent être contrôlés et (ii) le niveau de complexité des assemblages peut être étudié graduellement.

Diverses structures réceptrices, sources et excitations (efforts internes à la source) ont été modélisées. Les assemblages vont du plus simple (un bloc excité selon l'axe normal  $Z$  installé sur une poutre) au plus compliqué (une poutre excitée par une force complexe selon  $Z$ ,  $M_x$  et  $M_y$  et installée sur une plaque). Au total, six assemblages différents sont étudiés, ils sont conçus pour être représentatif du comportement dynamique (mobilité et densité modale) d'une pompe hydraulique installée sur une structure aéronautique.

L'étude des propriétés passives des sources et des structures réceptrices a permis de montrer l'importance des mobilités croisées qui peuvent être parfois d'amplitude supérieure aux mobilités directes. Par exemple, que cela soit pour le bloc, la poutre ou la plaque, une force appliquée dans une direction génère des rotations dans d'autres direction. Ce résultat démontre l'importance des DoFs liés à la rotation lors de l'utilisation des méthodes CB-TPA avec découplage complet. L'étude des propriétés actives a permis de montrer un résultat similaire. Une excitation interne de la source selon l'axe normal au contact ( $Z$ ), considérée comme simple, génère essentiellement une vitesse libre ou une force bloquée selon l'axe  $Z$ . En revanche, l'excitation complexe (choisie comme représentative d'une excitation produite pas une pompe hydraulique installée sur une structure aéronautique), selon  $Z$ ,  $M_x$  et  $M_y$ , génère des vitesses libres et forces bloquées selon ces axes mais aussi selon les axes  $X$  et  $Y$ , soulignant de nouveau l'importance de ces DoFs.

Le modèle numérique a ensuite été utilisé pour étudier la robustesse des méthodes CB-TPA. L'indicateur de sortie sélectionné est la vitesse (selon  $Z$ ) à un point cible sur la structure réceptrice une fois les sous-structures assemblées et la source en fonctionnement. Trois CB-TPA et deux TPA classiques ont été utilisées pour estimer la vitesse à ce point cible. Les CB-TPA sont basées soit (i) sur la vitesse libre (CB-TPA-Vf), (ii), sur les forces bloquées (CB-TPA-Fbl) ou (iii) sur une méthode indirecte pour remonter aux forces bloquées (CB-TPA-Moorhouse). Les deux TPA classiques sont étudiées à des fins de comparaison et sont basées sur la mobilité de la structure réceptrice et de la vitesse au point de contact (TPA-IFS-22) ou déporté (TPA-IFS-42).

Le premier assemblage étudié est la source bloc excitée selon l'axe  $Z$  et installée sur la poutre. Dans un premier temps, seul de DoF de translation selon l'axe  $Z$  est considéré dans les calculs (appelée complétude  $Z$ ). Dans ce cas, toutes les méthodes (CB-TPA et TPA) prédisent correctement la vitesse au point cible, il n'est pas nécessaire de prendre en compte d'autre DoFs. Les résultats sont identiques si la source de type bloc rigide est remplacée par une source de type poutre déformable. Le faible comportement modal de la poutre n'empêche pas une bonne estimation de la vitesse au point cible. L'ajout de DoFs lors de l'application de méthodes

basées sur des mesures déportées peut cependant dégrader les prédictions. Quand la structure réceptrice (poutre) est remplacée par une plaque, les méthodes prédisent correctement le comportement global de la vitesse au point cible. Cependant, des différences notables à certaines fréquences apparaissent. Ces différences sont liées à des nœuds de vibration d'un mode de l'assemblage contrôlé par la plaque réceptrice au point de contact. Le déplacement normal au point de contact est faible et des rotations sont principalement observées. Si la source de vibration génère un signal large-bande, la complétude  $Z$  sera suffisante pour retrouver le comportement global de la vitesse au point cible. En revanche, si la source est tonale, comme c'est le cas pour les pompes hydrauliques, ces différences localisées en fréquence pourraient mener à des mauvaises estimations de la vitesse au point cible. Il est donc nécessaire, dans ce cas, de considérer plus de DoFs.

Trois complétudes différentes ont été étudiées : (i) la complétude « TDoF » considère les trois translations ( $X$ ,  $Y$  et  $Z$ ) excitées par trois forces dans les mêmes directions (mesurables avec des accéléromètres), (ii) la complétude « OOP » considère également trois DoFs que sont la translation selon  $Z$  et les rotations autour de  $X$  et  $Y$  et (iii) la complétude « Totale » qui considère tous les DoFs. Il est à noter l'avantage du modèle numérique qui peut donner directement les matrices de mobilités complètes sans utiliser des méthodes indirectes.

La complétude TDoFs ne permet pas d'améliorer l'estimation de la vitesse au point cible avec toutes les méthodes. La complétude OOP permet une estimation correcte de la vitesse au point cible avec les TPA classiques alors que ce n'est pas le cas avec les CB-TPA. Seule la complétude Totale permet une estimation correcte de la part de toutes les méthodes. Ces résultats démontrent que la sélection des DoFs est importante. Alors que la complétude TDoFs n'apporte pas plus d'information, la complétude OOP permet dans certains cas d'estimer correctement la vitesse.

L'excitation interne simple de la source est maintenant remplacée par une excitation interne plus complexe. Dans ce cas, la complétude  $Z$  n'est pas suffisante pour estimer la vitesse au point cible quel que soit la méthode ou l'assemblage considéré. La complétude TDoFs



termes de la matrice de mobilité de la source a permis de montrer que les termes d'amplitude élevés (dont la valeur moyenne sur l'intervalle de fréquence est supérieure à celle des autres termes de plusieurs dizaines de dB) n'étaient pas ceux des complétudes TDoFs ou OOP. Lorsque les termes de la matrice de mobilité de la source sont sélectionnés adéquatement et que la complétude OOP est utilisée avec la matrice de mobilité de la structure réceptrice, la vitesse au point de contact est estimée correctement avec les CB-TPA. Par conséquent, il est nécessaire d'identifier au préalable les DoFs ayant une amplitude élevée dans les matrices de mobilités des sous-structure afin de choisir correctement la complétude à utiliser.

L'effet de deux erreurs de type opérateur sur l'estimation de la vitesse au point cible par les méthodes TPA et CB-TPA a également été étudié. Ces deux erreurs sont associées à une utilisation « imparfaite » du marteau d'impact par l'opérateur qui introduit un défaut de positionnement ou d'orientation. Les mobilités de la source et de la structure réceptrice ont été caractérisées numériquement en tenant compte de ces deux défauts. Les erreurs opérateurs sont propagées dans les méthodes TPA et CB-TPA par une approche de Monte-Carlo via ces mobilités « avec défauts ». Seules les complétudes  $Z$  et TDoFS ont été considérées car les méthodes indirectes pour remonter aux mobilités selon les 6 DoFs (et basées sur des impacts au marteau) sortent du cadre de ce travail. Avec la complétude  $Z$ , les erreurs opérateurs impactent peu l'estimation de la vitesse au point pour toutes les méthodes. L'erreur réalisée par la non prise en compte des DoFs (type « modèle ») est plus pénalisante que l'erreur induite par l'opérateur. Avec la complétude TDoFs, il est observé que (i) les estimations ne sont pas améliorées par l'ajout de ces termes (sauf pour la méthode TPA-IFS-22) et (ii) la prise en compte de ces termes, fortement impactés par les erreurs opérateurs, peut dégrader la fiabilité des prédictions. Deux exceptions sont cependant à noter. Les méthodes basées sur des mesures déportées (TPA-IFS-42 et CB-TPA-Moorhouse) sont améliorées par la prise en compte des erreurs opérateurs pour la complétude basée sur les TDoFs. Ce phénomène pourrait être expliqué par un meilleur conditionnement des matrices rectangulaires dans ce cas.

Les études menées expérimentalement et numériquement nous mènent à définir des recommandations pratiques récapitulées au sein du Tableau C.2.

Tableau C.2 Recommandations pour la prédiction du SBN en milieu aéronautique

	<b>Phase de spécification</b>	<b>Phase de validation</b>
<b>Méthode à privilégier</b>	CB-TPA-Moorhouse, avec un banc d'essais proche de la structure réceptrice réelle	TPA-IFS-42
<b>Complétude à privilégier</b>	Tous les termes sauf ceux relatif à $M_z$ et $u_{\theta z}$	OOP
<b>Minimisation de l'impact des erreurs opérateurs</b>	Identifier les termes d'amplitude élevée et ne considérer qu'eux	Identifier les termes d'amplitude élevée et ne considérer qu'eux

Les recommandations énoncées Tableau C.2 doivent cependant être considérées en tenant compte des limites des travaux ayant permis d'arriver à ces dernières et aux recommandations discutées au prochain chapitre qui permettrait de compléter et consolider les études.



## RECOMMANDATIONS

Les travaux présentés comportent certaines limites qui sont discutées dans cette section. Un certain nombre de recommandations concernant les travaux futurs sont proposées.

Les études menées au cours de ce mémoire sont principalement numériques. Les conclusions doivent être corroborées par l'application expérimentale des méthodes TPA et CB-TPA. Il manque également la validation de la mobilité de l'assemblage et des propriétés actives de la source. Les mesures seront cependant affectées par de nouvelles incertitudes qu'il sera nécessaire de prendre en compte pour valider le modèle.

La vitesse de la structure réceptrice est utilisée à titre d'indicateur de performance des méthodes. Le modèle numérique pourrait être améliorés afin de prédire la pression acoustique rayonnée et le SBN au complet.

Lors de l'application de la méthode CB-TPA-Moorhouse il a été considéré que le banc de test était strictement identique à la structure réceptrice. L'effet de la caractérisation de la source sur une structure différente pourrait être réalisée.

L'effet du ratio de mobilité entre les deux sous-structures lors de l'application des méthodes CB-TPA et selon la complétude est à investiguer. Un critère objectif de sélection des DoFs serait pratique. Les paramètres comme la position et de la source et la rigidité des composantes peut facilement être investigué via le modèle développé.

La propagation des erreurs opérateurs a été réalisée avec les complétudes Z et TDoFs. Les erreurs opérateurs pourraient être propagées lors de l'applications de la méthode du point virtuel pour caractériser la matrice de mobilité complète.

Les assemblages étudiés peuvent être complexifiés pour se rapprocher des structures réelles. Par exemple, une plaque raidie à la place de la structure d'avion pourrait être modélisée

(Fiorentin, Ferguson, Renno, & Lenzi, 2013). Les contacts sont modélisés comme ponctuel et rigide. Or pour se rapprocher des contacts d'une pompe hydraulique il serait possible d'étudier l'effet de plusieurs pieds souples ou d'une surface de contact.

## LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Alfred, W. (2005). *Minimization of Vibration Transmission via Machine Feet and Mountings*. (Thèse de maîtrise, Technical University of Denmark, Denmark).
- Allemang, R. J. (2003). The Modal Assurance Criterion : Twenty Years of Use and Abuse. *Sound and Vibration*.
- Allen, M. S., Rixen, D. J., van der Seijs, M. V., Tiso, P., Abrahamsson, T., & Mayes, R. L. (2020). *Substructuring in Engineering Dynamics: Emerging Numerical and Experimental Techniques* (Vol. 594). Cham : Springer International Publishing.
- Almirón, J. O., Bianciardi, F., Corbeels, P., & Desmet, W. (2018). Predicting vibration levels on an experimental test case by using invariant loads (e.g. blocked forces) as source characterization.
- Bediz, B., Korkmaz, E., & Burak Ozdoganlar, O. (2014). An impact excitation system for repeatable, high-bandwidth modal testing of miniature structures. *Journal of Sound and Vibration*, 333(13), 2743-2761.
- BOMBARDIER AEROSPACE. (2003, mai). Challenger 604, Pilot Training Guide.
- Carne, T. G., & Dohrmann, C. R. (2006). Improving Experimental Frequency Response Function Matrices for Admittance Modeling (p. 15). Communication présentée au Proceedings of the Nineteenth International Modal Analysis Conference.
- Carne, T. G., Griffith, D. T., & Casias, M. E. (2007). Support Conditions for Experimental Modal Analysis.
- Carniel, X., & Sanon, A. (2016). Experimental Method for Transposition of Dynamic Forces Generated by an Active Component from a Test Bench to a Vehicle: a New Standard.
- De Klerk, D. (2011). How Bias Errors Affect Experimental Dynamic Substructuring. Dans T. Proulx (Éd.), *Structural Dynamics, Volume 3* (pp. 1101-1112). Springer New York.

- De Klerk, D., & Rixen, D. J. (2010). Component transfer path analysis method with compensation for test bench dynamics. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 24(6), 1693-1710.
- De Klerk, D., Rixen, D. J., & De Jong, J. (2006). The frequency based substructuring (FBS) method reformulated according to the dual domain decomposition method. Dans *24th International Modal Analysis Conference* (Vol. 36). Springer New York.
- De Klerk, D., Rixen, D. J., & Voormeeren, S. N. (2008). General Framework for Dynamic Substructuring: History, Review and Classification of Techniques. *AIAA Journal*, 46(5), 1169-1181.
- De Klerk, D., & Voormeeren, S. (2009). Uncertainty propagation in experimental dynamic substructuring. Dans *Proceedings of the Twenty Sixth International Modal Analysis Conference, Orlando, FL*.
- Dobson, B. J., & Rider, E. (1990). A Review of the Indirect Calculation of Excitation Forces from Measured Structural Response Data. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Mechanical Engineering Science*, 204(2), 69-75.
- Doutres, O., l'Ecuyer, A. C., Kathirchelvan, T., & Etchessahar, M. (2015). Experimental assessment of the structure-borne noise in an aircraft cabin due to vibrating equipment (pp. 4790-4801). Communication présentée au Internoise15, San Francisco, CA, USA : INTER-NOISE.
- Drozg, A., Čepon, G., & Boltežar, M. (2018). Full-degrees-of-freedom frequency based substructuring. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 98, 570-579.
- Duarte, M. L. M., & Ewins, D. J. (1995). Some insights into the importance of rotation degrees of freedom and residual terms in coupled structure analysis (pp. 164-170). Communication présentée au Proceedings of the XIII International Modal Analysis Conference, Nashville, Tennessee, US.
- Duarte, M. L. M., & Ewins, D. J. (2000). Rotational degrees of freedom for structural coupling analysis via finite difference technique with residual compensation. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 14(2), 205-227.
- Elliott, A. S., Meggitt, J., & Moorhouse, A. T. (2015). Blocked forces for the characterisation of structure borne noise. Dans *Internoise 2015* (p. 9). San Francisco, CA, USA.

- Elliott, A. S., & Moorhouse, A. T. (2008). Characterisation of structure borne sound sources from measurement in-situ. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 123(5), 3176-3176. <https://doi.org/10.1121/1.2933261>
- Elliott, A. S., & Moorhouse, A. T. (2010). In-situ characterisation of structure borne noise from a building mounted wind turbine. *Inverse Methods*, 14.
- Elliott, A. S., Moorhouse, A. T., Huntley, T., & Tate, S. (2013). In-situ source path contribution analysis of structure borne road noise. *Journal of Sound and Vibration*, 332(24), 6276-6295.
- Elliott, A. S., Moorhouse, A. T., & Pavić, G. (2012). Moment excitation and the measurement of moment mobilities. *Journal of Sound and Vibration*, 331(11), 2499-2519.
- Fiorentin, T. A., Ferguson, N. S., Renno, J. M., & Lenzi, A. (2013). Structural response of an aircraft fuselage to hydraulic system-A wave and mobility approach. *Noise Control Engineering Journal*, 61(1), 87-99.
- Gajdatsy, P., Sas, P., Desmet, W., Janssens, K., & van der Auweraer, H. (2011). Effect of systematic FRF errors on matrix inversion based vibro-acoustic analysis methods. Dans T. Proulx (Éd.), *Sensors, Instrumentation and Special Topics, Volume 6* (pp. 197-206). Springer New York.
- Gialamas, T., Tsahalidis, D., Bregant, L., Dtte, D., & van der Auweraer, H. (1996). Substructuring by means of FRFs: some investigations on the significance of rotational DOFs (pp. 619-625). Communication présentée au Proceedings of the XIV International Modal Analysis Conference, Dearborn, Michigan, US.
- GUM. (2008). *JCGM 100:2008, Evaluation of measurement data - Guide to the expression of uncertainty in measurement*. (S.l.) : (s.n.).
- Haeussler, M., Kobus, D., & Rixen, D. J. (2019). Combining Blocked Force Transfer Path Analysis and Dynamic Substructuring for Acoustic Design Optimization. Dans *Proceedings of ICEDyn 2019*. Viana do Castelo, Portugal.
- Hennebelle, F., & Coorevits, T. (2013). Propagation des distributions - Détermination des incertitudes par la méthode de Monte Carlo, 38.
- International Organization for Standardization. (1994). *Vibration and Shock-Experimental determination of mechanical mobility-Part 5 : Measurements using impact excitation*

*with an exciter which is not attached to the structure.* Norme ISO 7626-5. Switzerland : International Organization for Standardization.

International Organization for Standardization. (1996). *Acoustics-Characterization of sources of structure-borne sound with respect to sound radiation from connected structures-Measurement of velocity at the contact points of machinery when resiliently mounted.* Norme ISO 9611. Switzerland : International Organization for Standardization.

International Organization for Standardization (2015). *Mechanical vibration and shock-Experimental determination of mechanical mobility-Part 2 : Measurements using single-point translation excitation with an attached vibration exciter.* Norme ISO 7626-2. Switzerland : International Organization for Standardization.

Janssens, M. H. A., & Verheij, J. W. (2000). A pseudo-forces methodology to be used in characterization of structure-borne sound sources. *Applied Acoustics*, 61(3), 285-308.

Janssens, M. H. A., Verheij, J. W., & Thompson, D. J. (1999). The Use of an Equivalent Forces Method for the Experimental Quantification of Structural Sound Transmission in Ships. *Journal of Sound and Vibration*, 226(2), 305-328.

Jetmundsen, B., Bielawa, R. L., & Flannelly, W. G. (1988). Generalized Frequency Domain Substructure Synthesis. *Journal of The American Helicopter Society*.

Kim, H. S., & Schmitz, T. L. (2007). Bivariate uncertainty analysis for impact testing. *Measurement Science and Technology*, 18, 3565-3571.

Klop, R. J. (2010). *Investigation of Hydraulic Transmission Noise Sources.* (Thèse de doctorat, Purdue University, West Lafayette, Indiana).

Lievens, M. (2013). *Structure-borne sound sources in buildings.* Berlin : Logos-Verl.

Linderholt, A., Mayes, R., Rixen, D., & Society for Experimental Mechanics (U.S.) (Éds). (2019). Using Laser Vibrometry for Precise FRF Measurements (Vol. 4, pp. 1-11). Communication présentée au Proceedings of the 37 th International Modal Analysis Conference, Cham : Springer Nature Switzerland.

Liu, W., & Ewins, D. (1999). The Importance Assessment of RDOF in FRF Coupling Analysis (Vol. 2, pp. 1481-1487). Communication présentée au Proceedings of the XXVII International Modal Analysis Conference, Kissimmee, Florida, US.

- Meggitt, J. W. R., & Moorhouse, A. T. (2017). The In-Situ Decoupling of Resiliently Coupled Sub-Structures. Dans *24th International Congress on Sound and Vibration*. London.
- Meggitt, J. W. R., & Moorhouse, A. T. (2019). In-situ sub-structure decoupling of resiliently coupled assemblies. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 117, 723-737.
- Meggitt, J. W. R., & Moorhouse, A. T. (2020a). A covariance based framework for the propagation of correlated uncertainty in frequency based dynamic sub-structuring. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 136, 106505.
- Meggitt, J. W. R., & Moorhouse, A. T. (2020b). On the completeness of interface descriptions and the consistency of blocked forces obtained in-situ. *Mechanical System and Signal Processing*.
- Meggitt, J. W. R., Moorhouse, A. T., & Elliott, A. S. (2018). On the Problem of Describing the Coupling Interface Between Sub-structures: An Experimental Test for 'Completeness'. Dans A. Linderholt, M. S. Allen, R. L. Mayes, & D. Rixen (Éds), *Dynamics of Coupled Structures, Volume 4* (pp. 171-182). Cham : Springer International Publishing.
- Meggitt, J. W. R., Moorhouse, A. T., & Elliott, A. S. (2019). A covariance based framework for the propagation of uncertainty through inverse problems with an application to force identification. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 124, 275-297.
- Meggitt, J. W. R., Moorhouse, A. T., Wienen, K., & Sturm, M. (2020). A Framework for the Propagation of Uncertainty in Transfer Path Analysis. *Journal of Sound and Vibration*.
- Moorhouse, A. T., Elliott, A. S., & Evans, T. A. (2009). In situ measurement of the blocked force of structure-borne sound sources. *Journal of Sound and Vibration*, 325(4-5), 679-685.
- Moorhouse, A. T., Meggitt, J., & Elliott, A. S. (2019). Evaluation of Uncertainties in Classical and Component (Blocked Force) Transfer Path Analysis (TPA) (pp. 2019-01-1544). Communication présentée au Noise and Vibration Conference & Exhibition.
- Powell, R. E., & Seering, W. (1984). Multichannel Structural Inverse Filtering. *Journal of Vibration and Acoustics*, 106(1), 22-28.

- Rixen, D. J. (2008). How measurement inaccuracies induce spurious peaks in frequency based substructuring. Communication présentée au 26th International Modal Analysis Conference, Orlando, FL, USA.
- Roozen, N. B., & Leclère, Q. (2013). On the use of artificial excitation in operational transfer path analysis. *Applied Acoustics*, 74(10), 1167-1174.
- Sattinger, S. S. (1978). A Method for Experimentally Determining Rotational Mobilities. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 64(6), 1734-1734.
- Shin, T., Kim, Y. S., An, K., & Lee, S. K. (2019). Transfer path analysis of rumbling noise in a passenger car based on in-situ blocked force measurement. *Applied Acoustics*, 149, 1-14.
- ten Wolde, T., Verheij, J. W., & Steenhoek, H. F. (1975). Reciprocity method for the measurement of mechano-acoustical transfer functions. *Journal of Sound and Vibration*, 42(1), 49-55.
- Thite, A. N., & Thompson, D. J. (2003a). The quantification of structure-borne transmission paths by inverse methods. Part 1: Improved singular value rejection methods. *Journal of Sound and Vibration*, 264(2), 411-431.
- Thite, A. N., & Thompson, D. J. (2003b). The quantification of structure-borne transmission paths by inverse methods. Part 2: Use of regularization techniques. *Journal of Sound and Vibration*, 264(2), 433-451.
- Thite, A. N., & Thompson, D. J. (2006). Selection of response measurement locations to improve inverse force determination. *Applied Acoustics*, 67(8), 797-818.
- van den Bosch, D. D., van der Seijs, M. V., & de Klerk, D. (2014). Validation of Blocked-Force Transfer Path Analysis with Compensation for Test Bench Dynamics. Dans M. Allen, R. Mayes, & D. J. Rixen (Éds), *Dynamics of Coupled Structures, Volume 1* (pp. 37-49). Cham : Springer International Publishing.
- van den Bosch, D. D., van der Seijs, M. V., & De Klerk, D. (2019). A Comparison of Two Source Characterisation Techniques Proposed for Standardisation (pp. 2019-01-1540). Communication présentée au Noise and Vibration Conference & Exhibition.
- van der Seijs, M. V., Pasma, E. A., van den Bosch, D. D., & Wernsen, M. W. F. (2017). A Benchmark Structure for Validation of Experimental Substructuring, Transfer Path



- Analysis and Source Characterisation Techniques. Dans M. S. Allen, R. L. Mayes, & D. J. Rixen (Éds), *Dynamics of Coupled Structures*, Volume 4 (pp. 295-305). Springer International Publishing.
- van Der Seijs, M. V., De Klerk, D., & Rixen, D. J. (2016). General framework for transfer path analysis: History, theory and classification of techniques. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 68-69, 217-244.
- van der Seijs, M. V., Pasma, E. A., & De Klerk, D. (2014). A robust transfert parth analysis method for steering gear vibrations on a test bench. Communication présentée au Proceedings of the International Conference on Noise and Vibration Engeneering (ISMA), Leuven, Belgique.
- van der Seijs, M. V., van den Bosch, D. D., Rixen, D. J., & de Klerk, D. (2013). An improved Methodology for the virtual point transformation of measured frequency response function in dynamic substructuring. Dans *Proceedings of the 4th International Conference on Computational Methods in Structural Dynamics and Earthquake Engineering (COMPDYN 2013)* (pp. 4334-4347). Kos Island, Greece : Institute of Structural Analysis and Antiseismic Research School of Civil Engineering National Technical University of Athens (NTUA) Greece.
- Voormeeren, S. N., De Klerk, D., & Rixen, D. J. (2010). Uncertainty quantification in experimental frequency based substructuring. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 24(1), 106-118.
- Wernsen, M. W. F., van der Seijs, M. V., & De Klerk, D. (2017). An Indicator Sensor Criterion for In-Situ Characterisation of Source Vibrations. Dans E. Wee Sit, C. Walber, P. Walter, & S. Seidlitz (Éds), *Sensors and Instrumentation, Volume 5* (pp. 55-69). Springer International Publishing.
- Zafeiropoulos, N., Moorhouse, A. T., Mackay, A., & Senapati, U. (2013). A Comparison of Two In-Situ Transfer Path Analysis Methods (p. 9). Communication présentée au 11th International Conference on Recent Advances in Structural Dynamics, Pisa.
- Zhang, J., Xia, S., Ye, S., Xu, B., Zhu, S., Xiang, J., & Tang, H. (2019). Sound quality evaluation and prediction for the emitted noise of axial piston pumps. *Applied Acoustics*, 145, 27-40.