

# CFA/VISHNO 2016

## **Analyse de sensibilité d'une méthode d'identification de l'impédance large bande en écoulement**

R. Troian, D. Dragna, C. Bailly et M.-A. Galland  
LMFA, Ecole Centrale de Lyon, 36 avenue Guy de Collongue, 69134 Ecully, France  
[renata.troian@ec-lyon.fr](mailto:renata.troian@ec-lyon.fr)



LE MANS

Une méthode d'identification large bande de l'impédance de surface d'un traitement absorbant en conduit est proposée. L'impédance de surface est recherchée sous la forme d'une fraction rationnelle, dont les coefficients sont obtenus en minimisant la différence entre les valeurs de perte par transmission et de pression acoustique pariétale mesurées et obtenues par simulation numérique. La méthode d'identification est basée sur une résolution des équations d'Euler linéarisées par méthode de différences finies dans le domaine temporel pour le calcul direct de la propagation acoustique en conduit sous écoulement et sur un algorithme génétique pour l'identification des coefficients du modèle d'impédance de surface. Cette méthode permet ainsi de considérer une propagation multimodale en conduit. L'analyse de sensibilité est effectuée. Tout d'abord, l'incertitude des paramètres physiques est prise en compte afin de déterminer les paramètres d'entrée les plus influents. La robustesse de la solution vis-à-vis des variations des caractéristiques de l'écoulement et du milieu de propagation est étudiée.

## 1 Introduction

Les parois des nacelles de moteurs d'avion sont traitées acoustiquement afin de réduire notamment le bruit de soufflante. Généralement, les traitements utilisés sont de type nids d'abeille et permettent de diminuer efficacement le bruit associé aux fréquences de passage des pales. Cependant, pour réduire la consommation en carburant, la taille des moteurs de la prochaine génération va augmenter. Cela entraînera une diminution de l'espace disponible pour le traitement absorbant dans la nacelle ainsi qu'une baisse de la vitesse de rotation de la soufflante et donc de la fréquence de passage des pales. Par conséquent, l'efficacité des traitements actuels sera plus faible. De nouveaux types de traitements absorbants sont donc développés dans les laboratoires et dans l'industrie.

L'efficacité d'un traitement absorbant est généralement évaluée à l'aide de son impédance de surface. Afin de déterminer ce paramètre dans des conditions proches de celles rencontrées dans les nacelles, des méthodes inverses basées sur des modèles de propagation sous écoulement dans un conduit traité sont proposées dans la littérature [10, 6, 9, 12]. Pour cela, des mesures acoustiques sont réalisées dans un banc d'essai et on recherche l'impédance de surface permettant d'avoir le meilleur accord entre données mesurées et simulées. Récemment, Troian et al. [17] ont proposé une méthode d'identification large bande de l'impédance, qui permet notamment de considérer une propagation multimodale en conduit. Dans cette méthode, le modèle numérique de la propagation acoustique en conduit traité sous écoulement est basé sur une résolution des équations d'Euler linéarisées dans le domaine temporel par différences finies. Un modèle d'impédance large bande est utilisé pour prescrire des conditions aux limites dans le domaine temporel. La procédure d'identification de l'impédance est établie à l'aide d'une optimisation multi-objectifs avec l'algorithme génétique NSGA-II.

L'identification de l'impédance de surface par ces méthodes inverses peut être influencé par de nombreuses sources d'erreurs, quelles soient dues à des erreurs de mesures, à des erreurs numériques ou à des hypothèses physiques trop simplificatrices. L'impédance identifiée peut ainsi dépendre de manière importante des incertitudes des paramètres d'entrée du modèle. Malgré cela, l'impact de ces incertitudes a été peu analysé dans la littérature. On pourra citer les travaux de Brown et al. [5] dans lesquels l'influence de l'incertitude de mesure sur l'identification d'impédance a été étudiée. Les paramètres considérés sont le nombre de Mach, la température et la pression. Une étude similaire a été menée par Schultz et al. [15] dans le cas de la mesure d'impédance de surface par un tube à impédance.

L'incertitude expérimentale avec un intervalle de confiance de 95% est estimée en utilisant la méthode multivariée. Récemment, Zhou et Boden [18] ont présenté une technique d'analyse d'incertitude systématique permettant d'estimer l'influence des incertitudes expérimentales sur l'impédance identifiée. Différents niveaux d'incertitudes sur les paramètres ont été étudiés et leur contribution aux résultats globaux de l'impédance a été analysé.

On se propose ici de mener une analyse de sensibilité d'un modèle numérique de propagation acoustique en conduit traité sous écoulement. Trois paramètres physiques des dispositifs expérimentaux, à savoir la température, la vitesse de débit et la longueur du traitement acoustique sont étudiés. Les indices de sensibilité sont calculés selon la méthode de Sobol.

## 2 Méthode d'identification d'impédance pour la propagation acoustique multimodale

Une méthode inverse pour identifier l'impédance de surface d'un traitement absorbant développée dans [17] est tout d'abord présentée. Celle-ci s'appuie sur des simulations numériques dans le domaine temporel et est bien adaptée pour une propagation acoustique multimodale. La géométrie considérée consiste en un conduit rectangulaire partiellement traité et est représentée sur la Figure 1.

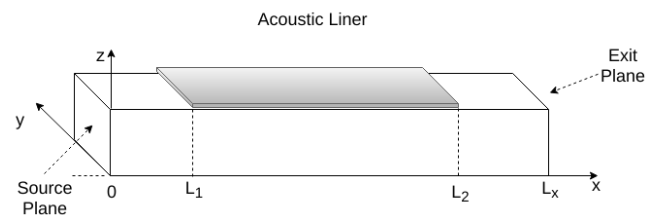


FIGURE 1 – Géométrie du conduit traité étudié.

Le plan de la source et le plan de sortie du domaine de calcul sont situés à  $x = 0$  et  $x = L_x$ , respectivement. Les dimensions de la section transversale de la conduite sont  $L_y \times L_z$ . Les parois sont rigides à l'exception de la région traitée sur la paroi supérieure ( $L_1 < x < L_2$  sur la Figure 1). Les dimensions du conduit sont  $L_x = 0.812$  m,  $L_1 = 0.203$  m,  $L_2 = 0.609$  m,  $L_y = L_z = 0.051$  m. La propagation du son dans ce conduit traité est modélisé par les équations d'Euler, linéarisées autour d'un écoulement moyen de masse volumique  $\rho_0$  et de vitesse  $\mathbf{V}_0$ . La pression moyenne est supposée constante et l'écoulement moyen est hémotrope. La vitesse acoustique  $\mathbf{v}$  et la pression

acoustique  $p$  sont obtenues en résolvant les équations écrites pour un gaz idéal :

$$\frac{\partial p}{\partial t} + (\mathbf{V}_0 \cdot \nabla) p + \rho_0 c_0^2 \nabla \cdot \mathbf{v} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} + (\mathbf{V}_0 \cdot \nabla) \mathbf{v} + (\mathbf{v} \cdot \nabla) \mathbf{V}_0 + \frac{1}{\rho_0} \nabla p = 0 \quad (2)$$

où  $t$  est le temps et  $c_0$  est la célérité du son dans l'air. Ces équations sont discrétisés par des schémas numériques explicites, développés pour l'aéroacoustique [3, 1]. Des schémas différences finies optimisés et des filtres sélectifs sur 11 points sont utilisés pour le calcul des dérivées spatiales et pour supprimer les oscillations maille à maille. Pour les points intérieurs du domaine de calcul, le schéma différence finie centré d'ordre 4 de Bogey et Bailly [3] et le filtre sélectif centré d'ordre 6 de Bogey et al. [4] sont appliqués. Pour les points aux frontières, c'est-à-dire ceux situés à moins de 5 mailles des bords du domaine, les schémas différences finies sur 11 points et les filtres sélectifs décentrés de Berland et al. [1] sont utilisés. L'intégration temporelle est effectuée avec un algorithme Runge- Kutta optimisé d'ordre 2 proposé par Bogey et Bailly [3]. Des zones éponges ainsi que la condition de non-réflexion proposée par Bogey et Bailly [2] sont implémentés aux sections d'entrée et de sortie du conduit.

La méthode vise à obtenir une impédance large bande. Pour cela, l'identification n'est pas faite directement sur l'impédance mais sur des coefficients d'un modèle d'impédance large bande. On choisit ainsi un modèle d'impédance dit multipolaire :

$$Z(\omega) = Z_\infty + \sum_{k=1}^P \frac{A_k}{\lambda_k - i\omega} + \sum_{k=1}^S \left( \frac{B_k + iC_k}{\alpha_k + i\beta_k - i\omega} + \frac{B_k - iC_k}{\alpha_k - i\beta_k - i\omega} \right) \quad (3)$$

où  $\omega$  est la pulsation et  $Z_\infty$ ,  $A_k$ ,  $B_k$ ,  $C_k$  et  $\lambda_k$ ,  $\alpha_k$ ,  $\beta_k$  sont des coefficients numériques que l'on cherche à identifier. Afin d'obtenir une impédance physiquement réalisable [13], des contraintes existent sur le choix de ces coefficients. Ainsi, pour assurer que le modèle d'impédance soit causal et réel,  $Z_\infty$ ,  $A_k$ ,  $B_k$  et  $C_k$  doivent être réels et  $\lambda_k$ ,  $\alpha_k$  et  $\beta_k$  doivent être strictement positifs. La condition de passivité doit être vérifiée pour chaque ensemble de coefficients. La formulation (3) apporte deux avantages. D'une part, le modèle d'impédance multipolaire est assez général pour pouvoir représenter l'impédance de la plupart des traitements absorbants existants. D'autre part, la formulation de la condition limite d'impédance dans le domaine temporel amène à une convolution, ce qui est coûteux en temps de calcul. En utilisant le modèle d'impédance multipolaire, la convolution peut être évaluée à un faible coût de calcul [7]. Les coefficients de l'impédance de surface sont alors déterminés en minimisant la fonction d'erreur entre la perte par transmission (ou transmission loss, abrégé par TL, en anglais) obtenue par la simulation numérique et par la mesure. Afin d'améliorer la robustesse des résultats, une seconde fonction objectif basée sur la pression acoustique en paroi du conduit face au traitement absorbant pour les fréquences inférieures à la fréquence de coupure du conduit est introduite. Le problème d'optimisation résolu peut ainsi être formulé par :

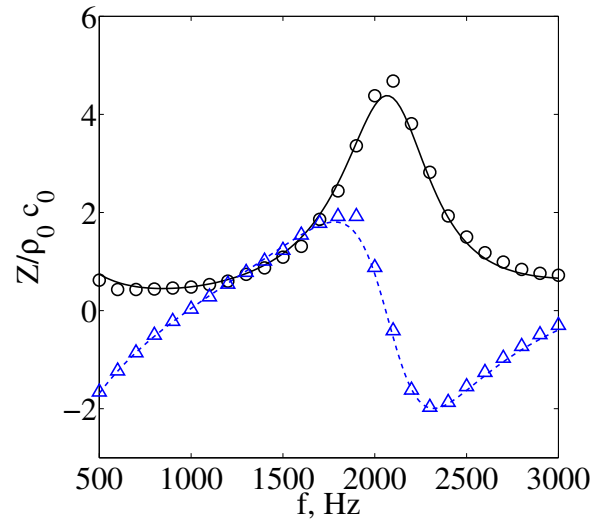
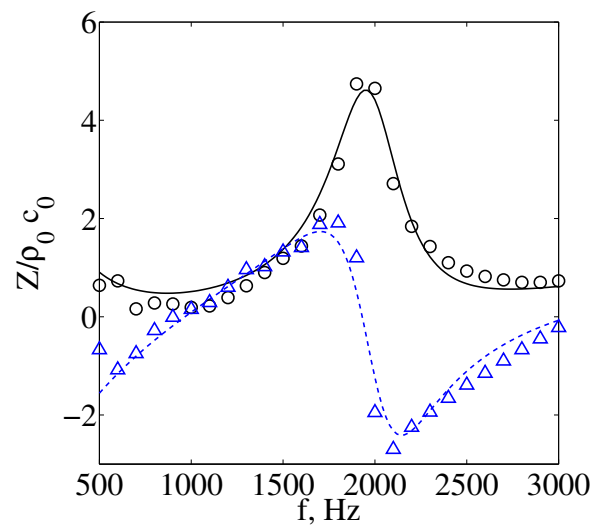
a)  $M = 0$ b)  $M = 0.335 \text{ Hz}$ 

FIGURE 2 – Parties réelle (ligne noire continue) et imaginaire (ligne pointillée bleue) de l'impédance de surface identifié par la méthode inverse en fonction de la fréquence. Les résultats obtenus par la NASA avec une méthode inverse dans le domaine fréquentiel sont représentés par des cercles et des triangles.

$$\begin{aligned} \min \quad & f_1(\mathbf{Z}(\mathbf{X})) = \sum_{i=1}^{N_{\text{TL}}} (\text{TL}_{\text{exp}} - \text{TL}_{\text{num}})^2 \\ \min \quad & f_2(\mathbf{Z}(\mathbf{X})) = \sum_{i=1}^{N_p} \sum_{l=1}^M \|p_{l \text{exp}}^i - p_{l \text{num}}^i\|^2 \\ \text{tel que} \quad & \underline{x}_j \leq x_j \leq \overline{x}_j, \quad \mathbf{X} = \{x_j\} \in \mathbb{R}^m \\ & \text{Re}(\mathbf{Z}(\mathbf{X})) > 0 \end{aligned} \quad (4)$$

où les variables de conception  $\mathbf{X} = [Z_\infty, A_k, B_k, C_k, \lambda_k, \alpha_k, \beta_k]$  sont les coefficients du modèle d'impédance multipolaire,  $Z$ ,  $\text{TL}_{\text{exp}}$  and  $\text{TL}_{\text{num}}$  sont les pertes par transmission obtenues à partir des résultats expérimentaux et des simulations numériques,  $N_{\text{TL}}$  est le nombre de fréquences considérées.  $p_{l \text{exp}}^i$  et  $p_{l \text{num}}^i$  sont les valeurs de pression complexes obtenus à partir des mesures et des simulations numériques pour les positions de microphone  $l \in [1; M]$  respectivement et  $N_p$  est le nombre de fréquences inférieures à la fréquence de coupure du conduit. Les variables  $\mathbf{X}$  sont généralement limités par des contraintes  $\underline{x}$

et  $\bar{x}$ , qui représentent le domaine de la définition du modèle multipolaire.

Pour résoudre ce problème d'optimisation, l'algorithme génétique évolutionnaire Non-dominated Sorting Genetic Algorithm-II (NSGA-II) [8] est choisi. Celui-ci produit un ensemble de solutions Pareto-optimales. Pour choisir la solution optimale de la frontière Pareto, deux options sont généralement possibles [19]. Dans la première, on choisit la solution la plus proche de la solution idéale, c'est-à-dire celle qui optimise toutes les fonctions objectifs simultanément. Dans la seconde, on choisit la solution qui minimise de manière préférentielle une des fonctions objectifs. La seconde option est ici adoptée et la solution optimale retenue est celle qui minimise la fonction objectif sur le TL.

La méthode est validée par comparaison avec des données de référence obtenues avec un traitement de type tubulaire en céramique [10]. Les équations d'Euler linéarisées ((1-2)) en 3D sont résolues pour le conduit présenté sur la Figure 1, et un profil de vitesse moyenne parabolique est considéré. La zone de calcul est discrétisée par  $500 \times 26 \times 26$  points avec un pas spatiale uniforme  $\Delta x = \Delta y = \Delta z = 4.17 \times 10^{-3}$  m. L'impédance  $Z(\omega)$  dans l'équation (3) est recherchée en utilisant deux paires de pôles complexes conjugués, c'est à dire  $P = 0$  et  $S = 2$  pour  $f \in [500; 3000]$  Hz. Les valeurs de perte par transmission obtenues à partir des mesures de pression pour 26 des fréquences de 500 Hz à 3000 Hz sont utilisées pour la première fonction objectif. Pour la fonction objectif basé sur la pression, cinq fréquences sont considérées à partir de 500 Hz jusqu'à 900 Hz. Les résultats de l'identification d'impédance pour  $M = 0$  et  $M = 0,335$  sont présentés dans la Figure 2. L'impédance identifiée est en bon accord avec celle identifiée par la NASA sur toute la bande de fréquence d'intérêt, avec ou sans la présence de l'écoulement.

### 3 Analyse de sensibilité

L'analyse de sensibilité a deux buts principaux. Le premier consiste à identifier le ou les variables d'entrée qui ont une forte influence sur les sorties du modèle. Ces variables devront être déterminés au mieux afin d'améliorer la précision du modèle. Le second but est d'identifier, au contraire, le ou les variables d'entrée qui ont une influence moindre sur les sorties du modèle. Il n'est alors pas nécessaire d'avoir une précision importante pour ces variables. Ainsi, pour des modèles ayant un nombre important de variables d'entrées, l'analyse de sensibilité permet de discriminer les variables ayant une influence importante sur la sortie et de simplifier le modèle en négligeant les variables d'entrée peu influentes.

Le procédé d'identification de l'impédance utilisé ici se compose de deux problèmes. Le premier est le problème direct de la propagation acoustique dans un conduit traité sous écoulement rasant. Le second correspond au problème inverse de l'identification des paramètres basés sur la comparaison entre les résultats mesurés et simulés. L'analyse de sensibilité doit être menée pour ces deux problèmes. On se restreindra ici cependant à l'analyse de sensibilité du problème direct.

### 3.1 Paramètres considérés dans l'étude de sensibilité

La perte par transmission est la grandeur généralement étudiée pour caractériser les propriétés d'un traitement absorbant. Elle représente la diminution de la puissance acoustique entre l'entrée et la sortie du conduit due à la présence du traitement absorbant. Outre l'impédance de surface de l'absorbant, la perte par transmission dépend de nombreux paramètres physiques, caractéristiques du dispositif expérimental et de son environnement, dont les plus importants sont la célérité du son, la masse volumique de l'air, le nombre de Mach  $M = V/c_0$  où  $V$  est la vitesse de débit et les caractéristiques géométriques du liner. Pour un gaz parfait, la célérité du son et la masse volumique sont données par  $c_0 = \sqrt{\gamma r T}$  et  $\rho_0 = p_0/(rT)$ , où  $r$  et  $\gamma$  sont la constante spécifique de l'air sec et le rapport des chaleurs spécifiques. Les principaux paramètres physiques peuvent être donc décrits avec deux paramètres indépendants qui sont la vitesse de débit et la température. On considérera pour les variables d'entrée de l'analyse de sensibilité ces deux paramètres ainsi que la longueur du traitement. La perte de transmission TL est considérée comme la sortie du modèle.

### 3.2 La méthode de Sobol

L'analyse de sensibilité permet de quantifier l'influence des variables d'entrées sur la sortie d'un modèle. On calcule pour cela des indices de sensibilité obtenus, dans la plupart des méthodes, à partir d'une étude de la variance de la sortie du modèle. L'analyse de sensibilité globale s'effectue en différentes étapes :

1. Tout d'abord, les variables d'entrée du modèle sont sélectionnés et des distributions de probabilité leur sont attribuées.
2. Une série de vecteurs d'entrée aléatoires est ensuite générée à partir de la distribution de probabilité associée à chaque paramètre.
3. Le modèle est évalué pour chaque série de vecteurs d'entrée.
4. Les indices de sensibilité, qui sont les contributions des incertitudes des variables d'entrée à la variance de sortie, sont calculés.
5. Les variables d'entrée sont classées en fonction de leur influence sur la sortie.

Il existe de nombreuses méthodes pour l'analyse de la décomposition de la variance pour la mesure de la sensibilité. Parmi celles-ci, la méthode de Sobol [16] est l'une des méthodes les plus courantes. Elle permet de calculer les indices de sensibilité totaux, qui indique l'influence globale d'une variable d'entrée ainsi que toutes les interactions (de tout ordre) impliquant ce paramètre. La méthode de Sobol utilise la décomposition de la variance pour calculer les indices de sensibilité. L'espace des variables d'entrées  $\Omega^n = (x|0 \leq x_i \leq 1; i = 1, \dots, n)$ , où  $n$  est le nombre de variables, est introduit. Pour un modèle donné  $f$  qui relie les variables d'entrée  $x = (x_1, \dots, x_n)$  à la sortie scalaire  $y = f(x)$ , il existe une partition unique de fonction

$f$  en somme de fonctions de dimensions croissantes de telle sorte que

$$y = f(x_1, x_2, \dots, x_n) = f_0 + \sum_{i=1}^n f_i(x_i) + \sum_{i < j} f_{ij}(x_i, x_j) + \dots + f_{1\dots n}(x_1, \dots, x_n) \quad (5)$$

où  $f_0$  est la moyenne de  $f$  sur l'espace  $\Omega^n$  et où chaque fonction  $f_I$  pour un ensemble d'indices donné  $I = i_1, \dots, i_n$ , est de moyenne nulle sur sa plage de variation :

$$\int_0^1 f_I(x_I) dx_I = 0 \quad (6)$$

La variance totale  $D$  de  $f(x)$  est donnée par

$$D = \int_{\Omega^k} (f^2(x) - f_0^2) dx \quad (7)$$

On définit alors la variance partielle comme la variance associée à la fonction  $f_I$

$$D_I = \int_0^1 f_I^2(x_I) dx_I \quad (8)$$

et l'indice de sensibilité par rapport à la série  $I$  comme le rapport de la variance de la fonction  $f_I$  à la variance totale du modèle :

$$S_I = \frac{D_I}{D} \quad (9)$$

Une autre mesure importante de la sensibilité pour un paramètre d'entrée  $i$  est l'indice de sensibilité total  $S_{Tot}$

$$S_{Tot} = 1 - \frac{D_{\sim I}}{D} \quad (10)$$

ou  $D_{\sim I}$  est la variance partielle par rapport à tous les paramètres sauf  $I$ . L'indice de premier ordre représente la part de la variance de sortie expliquée par le paramètre considéré isolément. La plupart des paramètres importants ont donc un indice élevé, mais un indice faible ne signifie pas que le paramètre n'a pas d'influence, parce qu'il peut être impliqué dans des interactions. L'indice total est une mesure de la part de la variance qui est retiré de la variance totale lorsque le paramètre considéré est fixé à sa valeur de référence. Par conséquent, les paramètres à faible  $S_{Tot}$  peuvent être considérés comme non-influent.

Les indices de sensibilité de Sobol sont exprimés par des intégrales sur des espaces dont la dimension peut être importante. Pour les calculer en pratique, des approches de type Monte-Carlo sont utilisées. On peut ainsi calculer les indices de sensibilité totaux et du premier ordre définis dans les Eqs. (9) et (10) en suivant la procédure décrite dans [14]. Pour cela, on génère deux matrices de nombres aléatoires de taille  $(N, n)$ , où  $n$  est la taille de l'échantillon, notées  $A = [a_{ij}]$ ,  $B = [b_{ij}]$  avec  $i = 1, \dots, n$ ,  $j = 1, \dots, N$ . On forme ensuite une matrice  $C_i$  qui contient l'ensemble des colonnes de  $B$ , sauf la colonne  $i$ , qui est prise dans la matrice  $A$ . La sortie du modèle pour toutes les valeurs d'entrée dans les matrices d'échantillons  $A$ ,  $B$ , et  $C_i$  est calculée pour obtenir trois vecteurs de sorties du modèle  $y_A = f(A)$ ,  $y_B = f(B)$  et  $y_{C_i} = f(C_i)$ . En calculant la moyenne de la fonction de sortie  $f$  avec :

$$f_0^2 = \left( \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N y_A^{(j)} \right)^2, \quad (11)$$

on estime les indices de sensibilité du premier ordre par :

$$S_i = \frac{y_A y_{C_i} - f_0^2}{y_A y_A - f_0^2} = \frac{\left( \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N y_A^{(j)} y_{C_i}^{(j)} - f_0^2 \right)}{\left( \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N y_A^{(j)} y_A^{(j)} - f_0^2 \right)} \quad (12)$$

De la même façon, on obtient les indices de sensibilité totaux :

$$S_{Tot} = 1 - \frac{y_B y_{C_i} - f_0^2}{y_A y_A - f_0^2} = 1 - \frac{\left( \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N y_B^{(j)} y_{C_i}^{(j)} - f_0^2 \right)}{\left( \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N y_A^{(j)} y_A^{(j)} - f_0^2 \right)} \quad (13)$$

## 4 Les résultats

Les paramètres d'entrée du système pour l'analyse de sensibilité sont présentés dans le Tableau 1. Les paramètres

TABLEAU 1 – Valeurs numériques des paramètres utilisés dans l'analyse de sensibilité.

Paramètre d'entrée	Val. min	Val. max
Temperature, T, C	0	35
Ecoulement moyen, V, m/s	0	170
Longueur du traitement, $L_2 - L_1$ , m	0.6	0.7

sont supposées être indépendants, répartis comme variables aléatoires avec une distribution uniforme par échantillonnage hypercube latin (LHS) [11]. La taille de l'échantillon est  $N = 4000$ . L'impédance de traitement correspond à l'impédance d'un traitement tubulaire en céramique étudié dans [10] pour  $M = 0$  (Figure 2 a). La simulation est effectuée avec les paramètres numériques utilisés pour la validation de la méthode.

Les indices de sensibilité du premier ordre et les indices

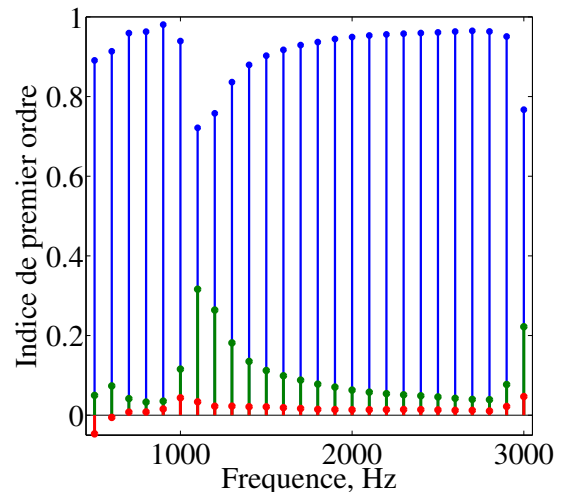


FIGURE 3 – Indices de sensibilité du premier ordre pour la température  $T$  (bleu), la vitesse de débit  $U$  (vert) et la longueur du traitement (rouge) en utilisant la méthode de Sobol.

totaux obtenus sont présentés sur les Figures 3 et 4. En comparant la sensibilité de premier ordre et la sensibilité totale, il peut être conclu que les paramètres étudiés sont presque indépendants. Pour toutes les fréquences,



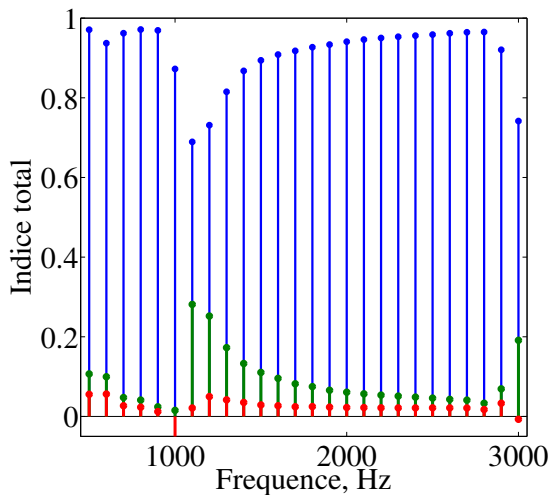


FIGURE 4 – Indices totaux de sensibilité pour la température  $T$  (bleu), la vitesse de débit  $U$  (vert) et la longueur du traitement (rouge) en utilisant la méthode de Sobol.

le paramètre le plus important sur la valeur du TL est la vitesse de débit, et le paramètre le moins influent est la température. Cela implique que le nombre de Mach, qui dépend de la vitesse de débit, doit être connu précisément afin de limiter l'incertitude sur la valeur du TL. Il est aussi important de prendre en compte l'incertitude du nombre de Mach. A l'inverse, il n'est pas nécessaire d'avoir une précision importante sur la température et, par conséquent, sur la vitesse du son et sur la masse volumique de l'air. Pour une fréquence  $f = 1100$  Hz, l'indice de sensibilité associé à la longueur du traitement devient important. En effet cette fréquence correspond à la fréquence de résonance du traitement (voir la Figure 2). Par conséquent, le TL va varier fortement avec de faibles variations de la longueur du traitement, ce qui implique une sensibilité élevée du TL vis-a-vis les dimensions du traitement.

## 5 Conclusion

Une analyse de sensibilité pour un modèle numérique de propagation acoustique dans un conduit traité sous écoulement est effectuée. Les méthodes de Sobol pour l'analyse de sensibilité globale ont été présentées et les indices de sensibilité totaux et de premier ordre ont été calculés. Les paramètres d'entrée ont été classés en fonction de leur contribution à la variance globale de la fonction. Les résultats obtenus permettent de dégager les paramètres physiques à connaître avec une précision suffisante pour limiter les incertitudes sur les valeurs mesurées de perte par transmission. Cette grandeur est notamment utilisée dans les méthodes inverses d'identification d'impédance de traitements acoustiques. En limitant l'incertitude sur les valeurs de pertes par transmission, il est attendu que l'incertitude sur l'impédance identifiée diminue aussi.

## Remerciements

Ce travail a été réalisé au sein du Labex CeLyA de l'Université de Lyon, géré par l'Agence Nationale de la Recherche (ANR-10-LABX-0060/ ANR-11-IDEX-0007). Il

a été effectué en collaboration avec Aircelle, que les auteurs remercient pour son soutien financier. Enfin, les auteurs remercient Dr. Michael Jones (NASA) pour leur avoir fourni les données expérimentales du cas-test de validation.

## Références

- [1] J. Berland, C. Bogey, O. Marsden, and C. Bailly. High-order, low dispersive and low dissipative explicit schemes for multiple-scale and boundary problems. *Journal of Computational Physics*, 224(2) :637–662, 2007.
- [2] C. Bogey and C. Bailly. Three-dimensional non-reflective boundary conditions for acoustic simulations : far field formulation and validation test cases. *Acta Acustica united with Acustica*, 88(4) :463–471, 2002.
- [3] C. Bogey and C. Bailly. A family of low dispersive and low dissipative explicit schemes for flow and noise computations. *Journal of Computational Physics*, 194(1) :194–214, 2004.
- [4] C. Bogey, N. De Cacqueray, and C. Bailly. A shock-capturing methodology based on adaptive spatial filtering for high-order non-linear computations. *Journal of Computational Physics*, 228(5) :1447–1465, 2009.
- [5] M. C. Brown, M. G. Jones, and W. R. Watson. Uncertainty analysis of the grazing flow impedance tube. *AIAA paper*, page 2296, 2012.
- [6] S. Busse-Gerstengarbe, C. Richter, F. H. Thiele, C. Lahiri, L. Enghardt, I. Roehle, P. Ferrante, and A. Scofano. Impedance eduction based on microphone measurements of liners under grazing flow conditions. *AIAA J.*, 50(4) :867–879, 2012.
- [7] B. Cotté, P. Blanc-Benon, C. Bogey, and F. Poisson. Time-domain impedance boundary conditions for simulations of outdoor sound propagation. *AIAA Journal*, 47(10) :2391–2403, 2009.
- [8] K. Deb, A. Pratap, S. Agarwal, and T. Meyarivan. A fast and elitist multiobjective genetic algorithm : NSGA-II. *Evolutionary Computation, IEEE Transactions on*, 6(2) :182–197, 2002.
- [9] T. Elnady, H. Bodén, and B. Elhadidi. Validation of an inverse semi-analytical technique to educe liner impedance. *AIAA Journal*, 47(12) :2836–2844, 2009.
- [10] M. G. Jones, W. R. Watson, and T. L. Parrott. Benchmark data for evaluation of aeroacoustic propagation codes with grazing flow. *AIAA Paper*, 2853 :2005, 2005.
- [11] M. D. McKay, R. J. Beckman, and W. J. Conover. A comparison of three methods for selecting values of input variables in the analysis of output from a computer code. *Technometrics*, 42(1) :55–61, 2000.

- [12] J. Primus, E. Piot, and F. Simon. An adjoint-based method for liner impedance reduction : Validation and numerical investigation. *Journal of Sound and Vibration*, 332(1) :58–75, 2013.
- [13] S. W. Rienstra. Impedance models in time domain, including the extended Helmholtz resonator model. *AIAA Paper*, pages 2006–2686, 2006.
- [14] A. Saltelli, M. Ratto, T. Andres, F. Campolongo, J. Cariboni, D. Gatelli, M. Saisana, and S. Tarantola. *Global sensitivity analysis : the primer*. John Wiley & Sons, 2008.
- [15] T. Schultz, M. Sheplak, and L. N. Cattafesta. Uncertainty analysis of the two-microphone method. *Journal of Sound and Vibration*, 304(1) :91–109, 2007.
- [16] I. M. Sobol. Global sensitivity indices for nonlinear mathematical models and their monte carlo estimates. *Mathematics and computers in simulation*, 55(1) :271–280, 2001.
- [17] R. Troian, D. Dragna, C. Bailly, and M.-A. Galland. A broadband method for liner impedance reduction in the presence of a mean flow. In *22eme Congres Francais de Mecanique*, Lyon, aug 2015.
- [18] L. Zhou and H. Bodén. A systematic uncertainty analysis for liner impedance reduction technology. *Journal of Sound and Vibration*, 356 :86–99, 2015.
- [19] E. Zio and R. Bazzo. A comparison of methods for selecting preferred solutions in multiobjective decision making. *Computational intelligence systems in industrial engineering*, pages 23–43, 2012.