



## **Mesure de l'efficacité d'un silencieux à cavités multiples**

B. Ouedraogo, J.-M. Ville, E. Perrey-Debain, F. Foucart et J.-M. Gherbezza  
UTC, Laboratoire Roberval UMR CNRS, Rue Personne de Roberval, 60205 Compiègne, France  
boureima.ouedraogo@utc.fr

Dans cette étude expérimentale réalisée au sein du projet Hexenor qui s'inscrit dans le cadre du programme européen Cleansky, une analyse de l'efficacité d'un silencieux d'échappement d'hélicoptère est effectuée en fonction du nombre de cavités et des caractéristiques de la plaque perforée qui composent le traitement acoustique. L'objectif est d'identifier la meilleure configuration qui satisfasse le cahier des charges acoustique et de poids. Pour ce faire, une mesure de la matrice de diffusion d'une section du silencieux traitée acoustiquement est réalisée sur le banc DUCAT installé dans la chambre sourde de l'UTC pour des fréquences adimensionnelles  $ka$  inférieure à 5. Le TL spectre de perte par transmission est déduit de la matrice de diffusion en considérant un vecteur incident à équi-puissance modale. Le choix de la meilleure configuration de cavité du silencieux se fait alors sur la base du GTL, perte par transmission globale calculée pour le spectre de bruit du moteur de l'hélicoptère. L'étude montre aussi comment la configuration de la cavité influence l'efficacité sélective ou large bande des silencieux.

## 1 Introduction

Le turbomoteur est après le rotor la seconde source dominante du bruit d'hélicoptère. Il rayonne par les entrées et sorties d'air, la prédominance de l'une par rapport à l'autre dépendant de l'installation sur l'hélicoptère. Le bruit de l'entrée d'air principalement dû au compresseur a fait l'objet de nombreuses études qui ont permis de trouver des solutions de réduction de cette source. Aujourd'hui le bruit d'échappement est dominant. Il est un mélange entre le bruit de combustion et le bruit de la turbine, le bruit de jet étant négligeable. Comme les vitesses de rotation de la turbine sont très élevées, les fréquences émises sont situées hors du domaine audible. Le bruit large bande d'échappement du turbomoteur a fait l'objet de quelques études qui s'intéressent aux mécanismes de génération du bruit. Citons les travaux qui ont cherché à modéliser [1] le bruit de combustion indirect résultant de la propagation au travers des étages du moteur et ceux réalisés durant le projet européen TEENI au cours duquel des méthodes expérimentales ont été développées pour identifier ces mécanismes.

Dans le cadre du programme européen Cleansky, le projet Hexenor (Helicopter Exhaust Engine Noise Reduction) dont l'achèvement est prévu en juillet 2014, a pour objectif de concevoir et fabriquer trois prototypes de silencieux d'échappement qui satisfassent le cahier des charges défini par Turboméca. Pour satisfaire ce cahier des charges, compromis entre la performance acoustique, le poids, le coût et son adaptation à l'environnement mécanique et aux conditions difficiles, le concept du silencieux disposé sur les parois d'un conduit de section droite circulaire de diamètre intérieur grand devant la longueur d'onde et composé d'une plaque perforée couplée à des cavités a été choisi. Ce concept a déjà été mis en œuvre en aéronautique où la plaque est reliée à un nid d'abeille constituant un matériau localement réactif qui présente des propriétés d'absorption à une fréquence d'accord associée à la hauteur de la cavité dont une face est constituée par la plaque perforée. Pour réduire le bruit large bande, ce concept est étendu au cas de cavités dont les dimensions axiales et angulaires sont grandes en termes de longueur d'onde constituant un matériau non localement réactif. Ce concept a déjà été étudié dans le cas d'une propagation dans le conduit limitée au mode plan avec des cavités présentant des fréquences de résonances seulement suivant l'axe du conduit [2, 3]. Il a été montré que le spectre du TL, modifié en amplitude, présente des fréquences supplémentaires par rapport au cas « localement réactif » sans toutefois faire un bilan global sur l'efficacité du silencieux.

Pour déterminer la meilleure configuration (nombre de

cavités angulaire et axiale) un programme de recherche sur un montage académique avec et sans écoulement dans le conduit a été mené incluant une partie modélisation et une partie expérimentale. Cette dernière dans le cas sans écoulement fait l'objet de la présente communication et a permis de valider le développement théorique et son modèle d'impédance de plaque. L'étude présentée a été réalisée sur le banc DUCAT [4]. Elle repose sur la mesure pour des fréquences adimensionnelles  $ka < 5$  ( $a$  rayon du conduit) et donc 8 modes de propagation, de la matrice de diffusion [S] de tronçons traités composés de 4 configurations de cavités associées à deux plaques perforées dont une de type MPP (micro-perforated plate). De la matrice de diffusion, on déduit le TL (Transmission Loss) en supposant l'équi-puissance des modes incidents. L'efficacité du silencieux sera jugée sur la base du GTL (Global Transmission Loss) qui prend en considération le spectre de la source.

Après avoir donné la définition de [S], les bases théoriques de la méthode de mesure sont rappelées. Le montage et la procédure expérimentale sont décrits. Enfin les résultats sont présentés et analysés en mettant en évidence les effets relatifs des cavités pour les deux plaques.

## 2 Étude théorique

### 2.1 Définition de la matrice de diffusion [S]

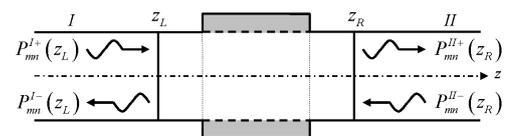


FIGURE 1 – Schéma de principe.

La matrice de diffusion de l'élément présenté sur la Figure 1 situé entre les positions axiales  $z_L$  et  $z_R$  et relié aux deux guides semi infinis de part et d'autre, est une relation linéaire entre les pressions entrantes

$$\left\{ P^{en} \right\}_{2N} = \left\{ P_{mn}^{I+}(z_L), P_{mn}^{I-}(z_L) \right\}_N^T \quad (1)$$

et sortantes

$$\left\{ P^{so} \right\}_{2N} = \left\{ P_{mn}^{II+}(z_R), P_{mn}^{II-}(z_R) \right\}_N^T \quad (2)$$

où  $T$  désigne le transposé,  $N$  est le nombre de modes propagatifs dans les deux sections,  $P_{mn}^{I+}(z_L)$ ,  $P_{mn}^{I-}(z_L)$ ,  $P_{mn}^{II+}(z_R)$  et  $P_{mn}^{II-}(z_R)$  sont respectivement les pressions incidentes, réfléchies, transmises et rétrogrades. On a donc :

$$\left\{ P^{so} \right\}_{2N} = \left[ S \right]_{2N \times 2N} \cdot \left\{ P^{en} \right\}_{2N} \quad (3)$$

La matrice de diffusion  $[S]$  est une caractéristique intrinsèque de l'élément à tester qui peut contenir une discontinuité géométrique ou une impédance à la paroi. Elle est indépendante des conditions acoustiques en amont et en aval et est composée de quatre sous-matrices, chacune contenant  $N \times N$  coefficients :  $S_{mn,pq}^{kl}$  avec  $k, l = 1, 2$  et  $m, n, p, q = 1, 2, \dots, N$ .

$$[S]_{2N \times 2N} = \begin{bmatrix} [S^{11}]_{N \times N} & [S^{12}]_{N \times N} \\ [S^{21}]_{N \times N} & [S^{22}]_{N \times N} \end{bmatrix} \quad (4)$$

Cette matrice contient des informations détaillées sur la réflexion, transmission et conversion des modes de l'élément test. La signification physique de chaque matrice élémentaire est donnée ci-après :

- $[S_{mn,pq}^{11}]_{N \times N}$  coefficient de réflexion de l'onde entrant dans l'élément du côté gauche.
- $[S_{mn,pq}^{21}]_{N \times N}$  coefficient de transmission de l'onde entrant dans l'élément du côté gauche.
- $[S_{mn,pq}^{22}]_{N \times N}$  coefficient de réflexion de l'onde entrant dans l'élément du côté droit.
- $[S_{mn,pq}^{12}]_{N \times N}$  coefficient de transmission de l'onde entrant dans l'élément du côté droit.

#### Remarque :

Si le conduit test est symétrique par rapport à son plan médian, les coefficients de réflexion des deux côtés sont alors identiques, soit :

$$[S^{11}]_{N \times N} = [S^{22}]_{N \times N} \quad (5)$$

De plus le coefficient de transmission est le même dans les deux directions de propagation :

$$[S^{12}]_{N \times N} = [S^{21}]_{N \times N} \quad (6)$$

## 2.2 Base théorique de la mesure

Considérons l'élément compris entre  $z_L$  et  $z_R$  situé dans la partie rigide du conduit cylindrique présenté sur la Figure 1. En supposant que le fluide est idéal et au repos, la distribution en coordonnées cylindriques  $(r, \theta, z)$  de la pression acoustique dans les sections  $z_L$  et  $z_R$  est donnée en régime harmonique de pulsation  $\omega = 2\pi f$  ( $f$  la fréquence) par :

$$P(r, \theta, z, t) = \sum_{m=-\infty}^{+\infty} \sum_{n=0}^{+\infty} P_{mn}(z) \Psi_{mn}(r, \theta) e^{-i\omega t} \quad (7)$$

Les entiers  $m$  et  $n$  sont respectivement l'ordre des modes azimutaux et radiaux. Le paramètre  $P_{mn}$  désigne les coefficients de la pression des modes  $(m, n)$  et  $\Psi_{mn}$  représente les fonctions propres :

$$\Psi_{mn}(r, \theta) = J_m(\chi_{mn} r/a) e^{im\theta} \quad (8)$$

où  $J_m$  est la fonction de Bessel d'ordre  $m$  de première espèce ;  $\chi_{mn}$  est la  $n$ ème racine de  $J'_m$  vérifiant la condition limite à la paroi rigide du conduit principal ( $J'_m(\chi_{mn}/a) = 0$ ).

Les coefficients modaux totaux  $P_{mn}(z)$  dans une section droite en un point  $z$  sont donnés par la relation suivante :

$$P_{mn}(z) = P_{mn}^+(z) + P_{mn}^-(z) \quad (9)$$

Les modes propagatifs suivant les  $z$  croissants et décroissants sont désignés respectivement dans les zones  $I$  et  $II$  par  $P_{mn}^{I\pm}(z) = P_{mn}^{I\pm}(0) e^{\pm ik_{mn} z}$  et  $P_{mn}^{II\pm}(z) = P_{mn}^{II\pm}(0) e^{\pm ik_{mn} z}$  où  $k_{mn} = \sqrt{k^2 - (\chi_{mn}/a)^2}$  est le nombre d'onde axial du mode  $(m, n)$ ,  $k = 2\pi f/c_0$  et  $c_0$  la célérité du son dans l'air.

D'après l'équation 4, les coefficients de la matrice de diffusion  $[S]_{2N \times 2N}$  sont solutions du système suivant :

$$[S_{mn,pq}^{kl}]_{2N \times 2N} = [P^{so}]_{2N \times 2N} \cdot [P^{en}]_{2N \times 2N}^{-1} \quad (10)$$

Pour obtenir une matrice  $[P^{en}]_{2N \times 2N}$  inversible,  $2N$  distributions de pression linéairement indépendantes doivent être mesurées dans les sections  $z_L$  et  $z_R$  et les coefficients modaux séparés en incidents et réfléchis.

## 3 Montage et procédure expérimentale

### 3.1 Banc d'essai

Les mesures sont effectuées sur le banc DUCAT du laboratoire Roberval de mécanique de l'UTC. Le banc comprend tous les éléments nécessaires pour la génération du son, la mesure, le traitement des signaux et la collecte des données  $P(r, \theta, z, f)$  comme le montre la Figure 2.

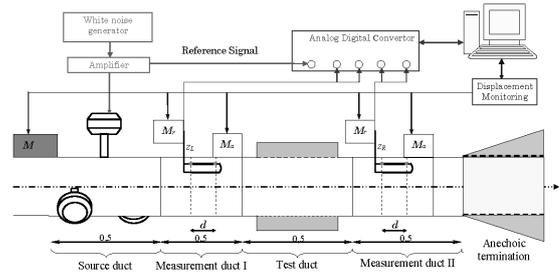


FIGURE 2 – Montage expérimental.

L'ensemble est composé de cinq tronçons cylindriques de 0.5 m de long, de rayon interne  $a = 0.075$  m et d'épaisseur 0.01 m [4, 5].

### 3.2 Procédure expérimentale

Pour mesurer la matrice de diffusion multimodale, une méthode multi-charges a été développée [4]. Afin de limiter le temps de mesure et d'améliorer les résultats par la réduction des ondes stationnaires, une terminaison anéchoïque est utilisée, ce qui permet de considérer nulle la réflexion des ondes à la section de mesure (II)

( $[R_{anec}^{II}]_{N \times N} = [0]_{N \times N}$ ) et donc on a :

$$[R_{anec}^I]_{N \times N} = [S^{11}]_{N \times N}, \quad [T_{anec}]_{N \times N} = [S^{21}]_{N \times N} \quad (11)$$

En supposant que le tronçon test est symétrique par rapport à son plan médian, les coefficients de réflexion et de transmission dans les deux directions sont alors identiques :

$$[S^{22}]_{N \times N} = [S^{11}]_{N \times N}, \quad [S^{12}]_{N \times N} = [S^{21}]_{N \times N} \quad (12)$$

Par conséquent, la matrice de diffusion est déduite après la mesure de la matrice de réflexion dans la section (I) et la mesure de la matrice de transmission :

$$[S]_{2N \times 2N} = \begin{bmatrix} [R_{anec}^I]_{N \times N} & [T_{anec}]_{N \times N} \\ [T_{anec}]_{N \times N} & [R_{anec}^I]_{N \times N} \end{bmatrix}_{2N \times 2N} \quad (13)$$

La procédure de mesure de la matrice de diffusion est

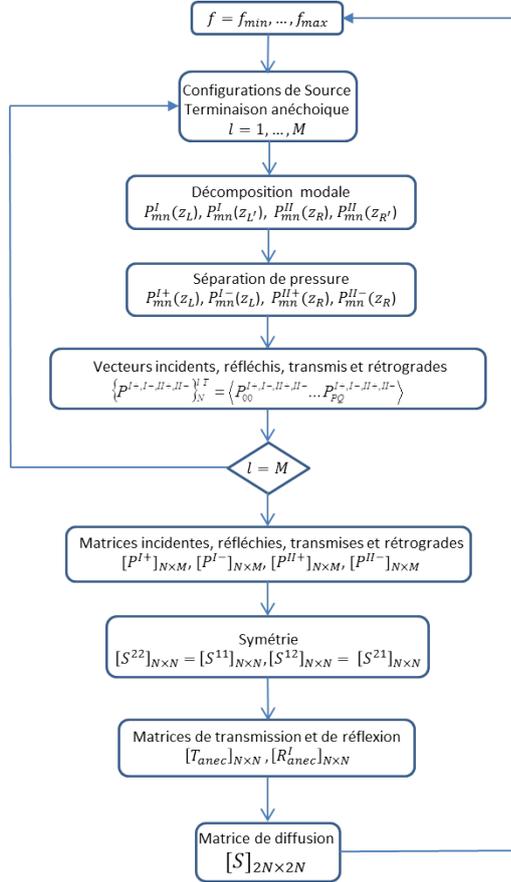


FIGURE 3 – Procédure de la mesure expérimentale.

décrite dans l'organigramme présenté sur la Figure 3. La source émet un bruit blanc limité à la bande de fréquence  $f = [0 - 3800]$  Hz. Pour cette gamme de fréquence et pour un rayon interne  $a = 75$  mm la fréquence adimensionnelle  $ka = 2\pi af/c_0$  est comprise entre 0 et 5.2 ce qui correspond à  $N = 8$  modes propagatifs :  $(0, 0)$  ;  $(\pm 1, 0)$  ;  $(\pm 2, 0)$  ;  $(0, 1)$  ;  $(\pm 3, 0)$ .

Le champ de pression acoustique est mesuré sur 240 points dans chacune des sections de mesure par rotation des tronçons sur 16 positions angulaires espacées de  $22.5^\circ$  et sur 15 positions radiales de 5.4 mm de distance.

Après la mesure de la pression  $P(r, \theta, z, f)$  référencée à la tension de sortie de l'amplificateur dans les sections pour les quatre microphones pour chaque configuration de la source, une méthode de décomposition modale [7] permet de calculer les coefficients modaux de la pression  $P_{mn}(z)$  pour  $m = -7$  à  $+7$  et  $n = 0$  à  $3$  comme indiqué sur la Figure 3. Les vecteurs incidents et réfléchis des coefficients modaux sont alors séparés en  $z_L$  et  $z_R$  distants de 1 m.

Pour améliorer les résultats, une méthode de surdimensionnement [4] basée sur  $M$  ( $M > N$ ) configurations de

source est utilisée. Dans cette étude, 32 configurations de source ont été utilisées pour générer 32 distributions de pression linéairement indépendantes. Après la procédure de décomposition modale et la méthode de séparation des pressions, les vecteurs des pressions entrantes et sortantes sont alors constitués en  $z_L$  et  $z_R$  et les matrices de transmission et de réflexion sont données par :

$$[T_{anec}]_{N \times N} = [P^{II+}]_{N \times M} \cdot [P^{I+}]_{N \times M}^{-1} \quad (14)$$

$$[R_{anec}^I]_{N \times N} = [P^{I-}]_{N \times M} \cdot [P^{I+}]_{N \times M}^{-1}$$

Les lignes des matrices  $[P^{I+}]$ ,  $[P^{I-}]$  et  $[P^{II+}]$  sont composées respectivement des pressions incidentes, réfléchies et transmises pour un mode donné pour toutes les configurations de source et les colonnes contiennent les coefficients modaux des pressions pour chaque mesure. Le calcul est réalisé sous MATLAB par la fonction *pinv*.

### 3.3 Détermination de l'efficacité des silencieux

Comme expliqué précédemment, chaque coefficient de la matrice de diffusion représente par mode les propriétés acoustiques de réflexion, de transmission et de conversion du tronçon test. Par conséquent, les quantités de puissance acoustique comme la dissipation, l'atténuation et la perte par transmission (TL) peuvent être déduites directement de cette matrice. Dans cet travail, l'efficacité des silencieux est évaluée uniquement à travers le TL dont l'expression est donnée ci-après :

$$TL = 10 \log \left( \frac{W^{I+}}{W^{II+}} \right) \quad (15)$$

où,  $W^{I+}$  et  $W^{II+}$  sont respectivement les puissances acoustiques incidente et transmise. Pour un bruit large bande les modes sont supposés décorrélés [6] et une puissance incidente  $W_0$  uniformément répartie sur tous les modes propagatifs est considérée, ce qui donne pour le vecteur de pression incidente  $\{P^{I+}\}$  :

$$|P_{mn}^{I+}| = \sqrt{\frac{2\rho\omega W_0}{Nk_{mn}}} \quad (16)$$

avec  $N$  le nombre de modes propagatifs. Considérons  $K$  la matrice diagonale des  $k_{mn}$ , alors la puissance incidente  $W^{I+}$  est :

$$W^{I+} = \frac{\{P^{I+}\}^T K \{P^{I+}\}}{2\rho\omega} \quad (17)$$

La puissance acoustique transmise  $W^{II+}$  est déduite du vecteur incident  $\{P^{I+}\}$  et du coefficient de transmission  $[T_{anec}] = [S^{21}]$  de la matrice de diffusion  $[S]$  par :

$$W^{II+} = \frac{\{P^{I+}\}^T \text{diag}([T_{anec}]^T K [T_{anec}]) \{P^{I+}\}}{2\rho\omega} \quad (18)$$

Afin de classer les silencieux en fonction de leur efficacité, la perte par transmission globale GTL (Global Transmission Loss) en dB est calculé pour un spectre d'excitation du moteur fourni par Turbomeca :

$$GTL = 10 \log \left( \frac{W_{total}^{I+}}{W_{total}^{II+}} \right) \quad (19)$$

$$\text{avec } W_{total}^{I+} = \int_{f_{min}}^{f_{max}} W^{I+}(f) df \text{ et } W_{total}^{II+} = \int_{f_{min}}^{f_{max}} W^{II+}(f) df.$$

## 4 Résultats

Dans cette étude, la mesure de la matrice de diffusion est réalisée pour deux silencieux L1 et L2 constitués respectivement d'une plaque micro-perforée et d'une plaque perforée combinées à des cavités dont le volume varie suivant les directions  $z$  et  $\theta$  comme indiqué sur la Figure 4. Les caractéristiques géométriques des plaques sont présentées sur le Tableau 1 avec  $h$  la hauteur de cavité,  $e$  l'épaisseur de la plaque,  $d$  le diamètre des perforations et  $\sigma$  le taux de perforation. Pour chaque silencieux, deux configurations de cavité sont considérées (voir Tableau 2). La configuration 1 (16x8) est définie de telle sorte qu'elle correspond au cas d'un traitement acoustique localement réactif. Elle constitue la configuration de référence.

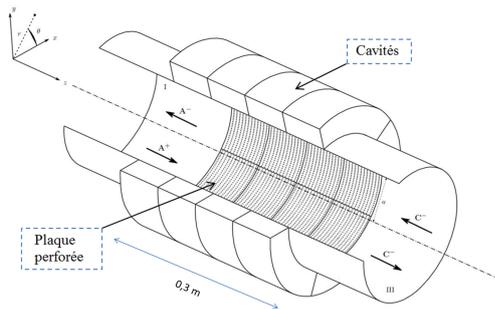


FIGURE 4 – Silencieux à cavités multiples.

TABLEAU 1 – Caractéristiques des silencieux utilisés.

Silencieux	$h$ (mm)	$e$ (mm)	$d$ (mm)	$\sigma$ (%)
L1	10	0.5	0.3	3.87
L2	10	0.5	1.89	2.51

TABLEAU 2 – Configurations pour les silencieux L1 et L2.

N°	Cavités en $\theta$	Cavités en $z$	Commentaire
1	16	8	Réf. (loc. réact.)
2	4	4	non loc. réact.

### 4.1 Coefficients de la matrice de diffusion [S]

Pour chaque silencieux, le module du coefficient de transmission  $|S_{mn,pq}^{21}|$  est tracé en fonction de  $ka$  pour le premier mode (0,0) et pour le mode (+1,0).

Les Figures 5 et 6 présentent respectivement les coefficients de transmission des modes (0,0) et (+1,0) pour le silencieux L2 et pour les deux configurations de cavité.

Pour la configuration 1, le coefficient de transmission pour le mode (0,0) décroît à partir de  $ka = 1$  pour atteindre zéro à  $ka = 2.34$  (voir Figure 5), cette fréquence correspondant à la fréquence d'accord du matériau de référence. Une baisse similaire de la transmission a lieu pour le mode (+1,0) mais avec un léger décalage vers la droite

comme le montre la figure 6. En outre, on observe des chutes de la transmission à partir de  $ka = 3.9$ . Cette fréquence correspond à la fréquence de coupure du mode radial (0,1) et dénote des incertitudes liées à la procédure expérimentale mises en évidence dans [7].

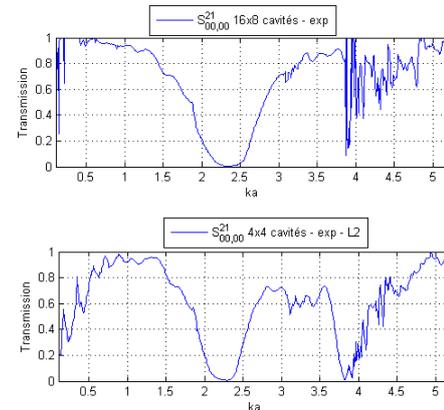


FIGURE 5 – Coefficients de transmission  $|S_{00,00}^{21}|$  de la matrice de diffusion pour le silencieux L2. En haut : Configuration 1, en bas : Configuration 2.

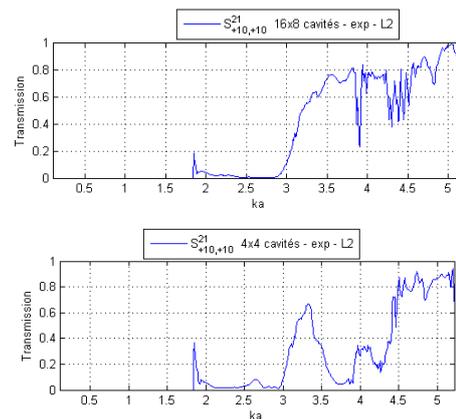


FIGURE 6 – Coefficients de transmission  $|S_{+10,+10}^{21}|$  de la matrice de diffusion pour le silencieux L2. En haut : Configuration 1, en bas : Configuration 2.

Pour la configuration 2, le coefficient de transmission présente également une chute à  $ka = 2.34$ , mais une seconde chute apparaît à  $ka = 3.9$  (voir Figure 5). Cela met en évidence le caractère non localement réactif de l'efficacité et montre comme attendu qu'augmenter la taille de la cavité suivant l'axe du conduit fait apparaître des fréquences de résonance supplémentaires. On remarque par ailleurs une valeur faible de la transmission pour cette configuration de cavité pour  $ka < 0.7$  contrairement à la configuration 1. Ce phénomène est lié au non respect de la condition sur la distance  $d$  en basse fréquence entre les deux microphones comme mentionné plus haut.

Les conclusions précédentes sont aussi vérifiées pour les courbes de TL. La Figure 7 montre le spectre de TL tracé en fonction de  $ka$  pour les deux configurations du silencieux L2 pour une distribution modale en équi-puissance. Une comparaison effectuée entre les TL expérimentaux (en bleu) et les TL issus de la méthode des éléments finis (en rouge) dont le modèle de plaque est celui d'Allam [3], montre un bon accord. On remarque pour la configuration 1, un seul

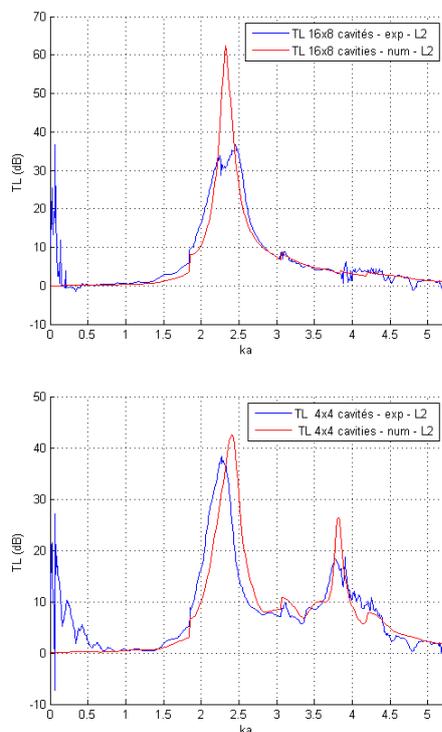


FIGURE 7 – TL du silencieux L2. En haut : Configuration 1, en bas : Configuration 2.

pic de TL dominant. Ce qui, comme attendu d'un traitement acoustique localement réactif est courant. Cependant, l'écart d'environ 25 dB entre l'expérience et le calcul à la fréquence d'accord est dû à la dynamique de mesure limitée à 40 dB. Pour la configuration 2, la courbe de TL présente deux pics dominants, le premier pic ayant à peu près la même amplitude et la même fréquence que celui de la configuration 1. Par ailleurs l'apparition du deuxième pic permet d'élargir la bande d'absorption du silencieux.

#### 4.1.1 Effet du diamètre des perforations de la plaque

Les Figures 8 et 9 montrent les coefficients de transmission de la matrice de diffusion respectivement pour les modes (0,0) et (+1,0) pour les deux configurations de cavité du silencieux L1. On remarque que pour les mêmes configurations de cavité, le silencieux L1 présente une bande d'absorption plus large que le silencieux L2. En effet pour le mode (0,0) comme indiqué sur la Figure 8, la bande d'absorption est pour  $ka = [1 - 5]$  pour L1 avec une fréquence d'accord à  $ka = 3.70$  tandis qu'elle est pour L2  $ka = [1 - 4]$  avec une fréquence d'accord à  $ka = 2.34$ . Il en est de même pour le mode (+1,0) (voir Figure 9) et pour la configuration 2. Ainsi, la diminution du diamètre des trous permet un élargissement significatif de la bande d'absorption du silencieux. En outre comme pour L2, la configuration 2 de L1 présente plus de résonances et est plus large bande que la configuration 1. Pour les courbes de TL présentées sur la Figure 10, on observe les mêmes phénomènes que pour les coefficients de transmission de la matrice de diffusion.

#### 4.1.2 Perte par transmission globale GTL

Pour classer les silencieux en fonction de leur efficacité, on calcule le GTL pour un spectre d'excitation. La meilleure

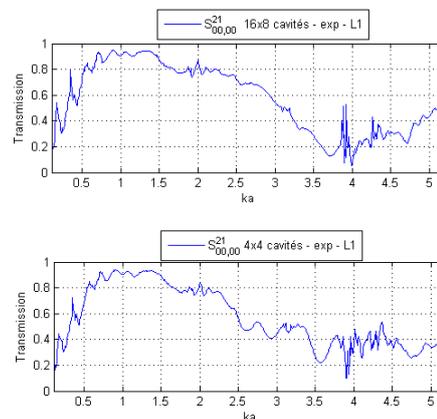


FIGURE 8 – Coefficients de transmission  $|S_{00,00}^{21}|$  de la matrice de diffusion pour le silencieux L1. En haut : Configuration 1, en bas : Configuration 2.

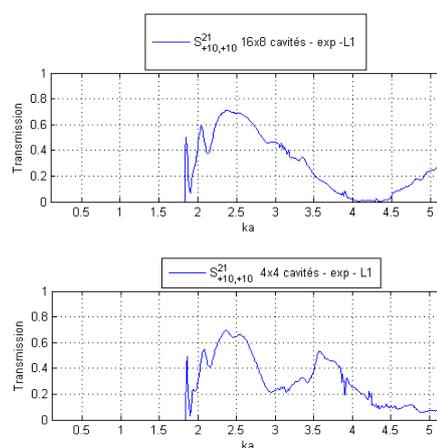


FIGURE 9 – Coefficients de transmission  $|S_{+10,+10}^{21}|$  de la matrice de diffusion pour le silencieux L1. En haut : Configuration 1, en bas : Configuration 2.

configuration correspond au meilleur GTL. La Figure 12 présente le GTL des silencieux L1 et L2 pour les deux configurations de cavité respectivement pour un spectre d'excitation en bruit blanc et un spectre d'excitation du moteur (voir Figure 11).

Pour le spectre d'excitation en bruit blanc, le meilleur GTL (4.82 dB) correspond à la configuration 2 du silencieux L1 confirmant ainsi les conclusions précédentes. Cependant, pour le spectre d'excitation du moteur, le meilleur GTL (7.6 dB) revient à la configuration 2 du silencieux L2. Cela s'explique par le fait que le pic du spectre d'excitation du moteur qui commence à  $ka = 2.62$  est plus proche de la première fréquence d'accord de cette configuration (voir Figure 7) en plus de la contribution de la deuxième fréquence d'accord. En effet d'après la définition donnée dans l'Eq. 19, le GTL augmente lorsque la puissance transmise totale diminue. Cela implique que l'on aura un meilleur GTL lorsque le pic du spectre d'excitation du moteur sera proche ou confondu avec la fréquence d'accord du silencieux.

## 5 Conclusion

La mesure de la perte par transmission (TL) d'un silencieux déduite de la matrice de diffusion a permis

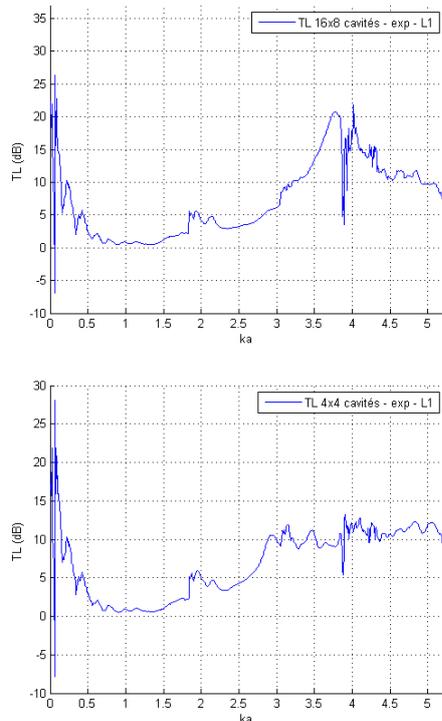


FIGURE 10 – TL du silencieux L1. En haut : Configuration 1, en bas : Configuration 2.

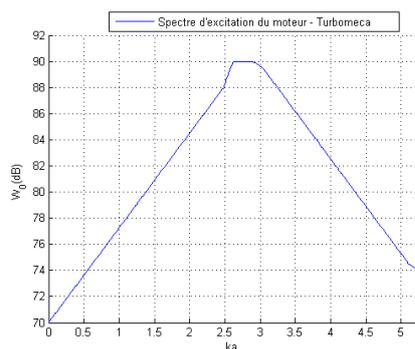


FIGURE 11 – Spectre d'excitation du moteur de l'hélicoptère.

d'examiner l'efficacité d'un traitement acoustique constitué d'une plaque perforée combinée à des cavités dont le volume varie suivant les directions azimutale et axiale. L'étude effectuée pour une propagation acoustique sur des modes élevés et pour  $ka$  inférieure à 5, montre que l'efficacité du silencieux dépend fortement de la taille des cavités sur la direction axiale du conduit. En effet, lorsque le nombre de cavité suivant l'axe diminue, davantage de fréquences de résonance apparaissent ce qui peut contribuer à élargir la bande d'absorption du traitement. Enfin, l'efficacité est d'autant plus large bande quand le diamètre des perforations diminue.

## Remerciements

Ce travail s'inscrit dans le cadre du projet européen HEXENOR qui fait partie du programme Clean Sky. Nous remercions Turbomeca pour sa contribution au projet.

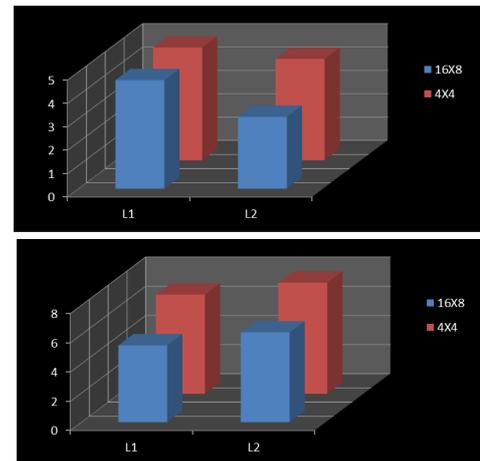


FIGURE 12 – GTL des silencieux L1 et L2 pour les configurations 1 et 2. En haut : pour un bruit blanc, en bas : pour un spectre d'excitation du moteur.

## Références

- [1] M. Lemoult, A. Vallon and M. Roger, Exhaust noise from helicopter turboshaft engines, *8th international symposium on experimental and computational aerothermodynamics of internal flows Lyon*, ISAF8-0019 (July 2007).
- [2] X. Jing, X. Wang and X. Sun, Broadband acoustic liner based on the mechanism of multiple cavity resonance, *13th AIAA/CEAS Aeroacoustics Conference (28th AIAA Aeroacoustics Conference)*, paper 3527 (2007).
- [3] S. Allam and M. Åbom, A new type of muffler based on micro-perforated tubes, *Journal of Vibration and Acoustics*, **Vol 133** (june 2011).
- [4] A. Sittel, J.-M. Ville and F. Foucart, Multiload experimental procedure for measurement of acoustic scattering matrix of a duct discontinuity for higher order modes propagation conditions, *Journal of Acoustical Society of America*, **vol 120 (5)**, 2478 – 2490 (November 2006).
- [5] A. Sittel, Méthodes de mesure des matrices acoustiques des discontinuités à un ou deux ports en présence de modes élevés, *Thèse UTC*, (15 décembre 2005).
- [6] W. Bi, V. Pagneux, D. Lafarge and Y. Aurégan, Characteristics of penalty mode scattering by rigid splices in lined ducts, *J. Acoust. Soc. Am.* **12(3)**, 1303 – 1312 (2007).
- [7] J.-M. Auger and J.-M. Ville, Measurement of liner impedance based on determination of duct eigenvalues by a Fourier-Lommel transform, *Journal of Acoustical Society of America*, **88(1)**, 19 – 22 (1990).