

Analyse expérimentale du comportement thermo-hydraulique de caloduc oscillant en environnement sévère : application aux systèmes embarqués.

David DUFRAISSE^{1*}, Vincent AYL¹, Yves BERTIN¹, Cyril ROMESTANT¹, Grégoire HANSS²

¹Institut P'

Téléport 2 - 1 avenue Clément Ader - BP
40109

86961 Futuroscope Chasseneuil-du-Poitou

*(auteur correspondant : dufraisd@ensma.fr)

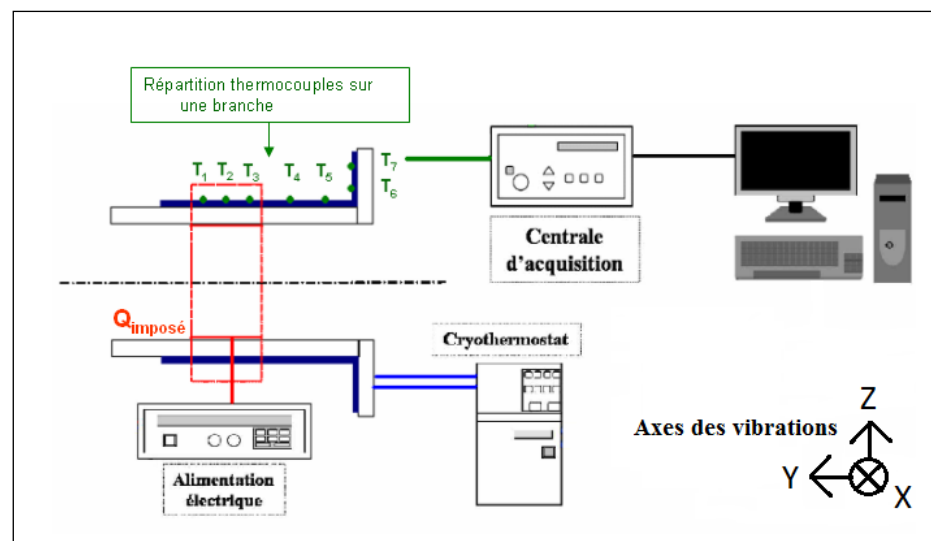
²Liebherr Aerospace Toulouse

406 avenue des Etats-Unis

31016 TOULOUSE

Résumé - Il y a actuellement un engouement pour pouvoir élargir l'utilisation du caloduc oscillant pour le refroidissement de composant électronique à celui d'équipement embarqué. Malgré de nombreuses études expérimentales et numériques durant les vingt dernières années, le comportement chaotique d'un caloduc oscillant rend difficile la prévision de son fonctionnement dans des conditions inconnues. Pour cela on s'intéresse à l'étude d'un caloduc oscillant soumis aux conditions sévères que l'on peut rencontrer dans le transport aérien. Le caloduc oscillant est un tube capillaire en serpentin rempli par un fluide caloporteur réparti de façon aléatoire sous forme d'un train de bulle de vapeur et de bouchon liquide. En chauffant et refroidissant des zones différentes, la différence de température va entraîner le mouvement du fluide permettant à la fois un transfert de chaleur sensible et latente. Notre dispositif expérimental permettra de simuler les conditions opératoires sévères d'un équipement dans un transport pour étudier leurs influences sur les performances d'un caloduc oscillant. On se basera sur les changements de conditions opératoires observées durant un trajet type correspondant à des changements instationnaires d'orientation par rapport à la gravité, de température de la source froide ou de la puissance thermique à évacuer. Les vibrations propres à un transport sont également susceptibles de modifier le comportement des ménisques et ainsi la répartition et/ou tenue des ménisques. Pour cela, un montage permettant la caractérisation d'un caloduc oscillant construit durant la thèse de J-F Bonnenfant (Institut P', 2013) adapté sur un pot vibrant a été réalisé.

Figure 1 : schéma du caloduc oscillant



Nomenclature

e	épaisseur, m
L	longueur, m
g	accélération de la pesanteur, $m.s^{-2}$
P	puissance thermique, W
T	température, $^{\circ}C$

Symboles grecs

λ conductivité thermique, $W.m^{-1}K^{-1}$

Indices et exposants

cond condenseur

ev évaporateur

ad adiabatique

cryo cryothermostat

1. Introduction

Cette étude portera sur différents aspects d'un transport de type aérien pouvant avoir une répercussion sur le fonctionnement d'un caloduc oscillant (PHP, Pulsating Heat Pipe). Ce dernier se caractérise par un tube capillaire enroulé de multiples fois entre une source chaude et froide, et rempli partiellement d'un fluide de travail à l'état de saturation liquide-vapeur sous forme de bouchons liquides/bulles de vapeur. Le premier point important est l'influence de l'orientation du caloduc oscillant vis-à-vis de la gravité. De manière générale, les meilleures performances ont été obtenues expérimentalement pour des inclinaisons verticales favorables [1,2], c'est-à-dire évaporateur en-dessous du condenseur, censées favoriser le retour du liquide vers la source chaude. Deux autres paramètres importants sont la puissance ou le flux thermique à évacuer [2,3], et la température de source froide [3]. Il est à noter que, lors d'un trajet aérien, ces trois paramètres sont amenés à varier indépendamment sans atteindre l'établissement d'un régime permanent : la première partie de ce document, portera sur l'impact du changement transitoire de ces différents paramètres lors d'un cycle simulant un trajet caractéristique d'avion de ligne.

La deuxième partie traitera des aspects de vibration, actuellement peu étudiés dans la littérature mais pouvant apparaître lors de l'utilisation d'un caloduc oscillant pour des applications liées au transport. Quelle est leur influence sur le comportement thermique global du PHP, notamment concernant la répartition des phases liquide/vapeur en trains de bulles/bouchons. Peng et al. [4] ont effectué une analyse modale théorique d'un caloduc oscillant plaçant son second mode autour de 2,54 Hz et son septième mode vibratoire autour de 8,28 Hz : on peut donc imaginer que des fréquences supérieures à 100 Hz contribueront peu à la circulation des bouchons internes. On a déjà pu expérimentalement voir l'influence des vibrations sur les caloducs classiques, on peut notamment y voir que les *faibles* fréquences (100-300 Hz) diminuent les performances des caloducs de petite dimension ; au contraire les hautes fréquences (1500-3000 Hz) améliorent les caractéristiques de caloducs de 4 et 6 mm de diamètre [5]. Une étude expérimentale de l'effet des vibrations sur un micro-canal rectangulaire de l'ordre du millimètre a permis d'observer une augmentation du transfert thermique avec l'augmentation de la fréquence vibratoire entre 6 Hz et 30 Hz [6]. Il n'existe pas ce genre d'étude, à notre connaissance, concernant les caloducs oscillants. Dans notre cas nous nous concentrerons sur des fréquences comprises entre 10 Hz et 2 kHz, qui sont celles rencontrées communément lors d'un trajet aérien.

2. Dispositif expérimental

Le caloduc oscillant est constitué d'un tube d'aluminium AM1 ($\lambda \approx 180 Wm^{-1}K^{-1}$) de diamètres interne 2,4 mm et externe 3,2 mm (figure 2). Ce tube replié en serpentins constitue un ensemble de douze allers-retours répartis sur un carter cylindrique en aluminium, A-G4,5 ($\lambda \approx 120 Wm^{-1}K^{-1}$). L'ensemble est isolé grâce à de la laine de roche ($\lambda \approx 0,04 Wm^{-1}K^{-1}$) et un

revêtement adhésif en aluminium. La source chaude est simulée par 16 cartouches chauffantes (VULSTAR® 10163-25) insérées dans une surépaisseur à l'intérieur du carter.

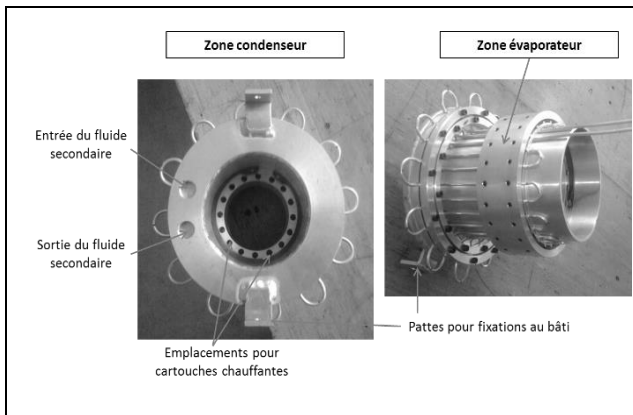


Figure 2 : Présentation du caloduc oscillant

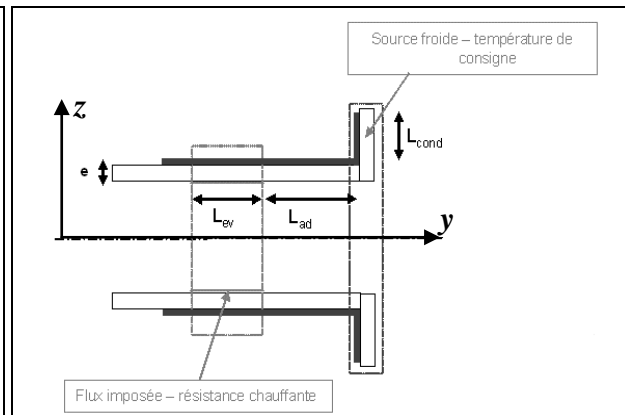


Figure 3 : Schéma du dispositif

La zone évaporateur ($L_{ev} = 47$ mm) est définie par la zone où le caloduc oscillant est plaqué au niveau de la source chaude. A l'opposé, le refroidissement du condenseur ($L_{cond} = 30$ mm) est assuré par une circulation d'eau glycolée dans des canaux usinés dans un disque relié au cylindre. La circulation est assurée par un cryothermostat (Huber® CC450). Une zone dite *adiabatique* existe entre l'évaporateur et le condenseur ($L_{ad} : 66$ mm). L'épaisseur e des trois zones est de 3 mm (figure 3).

Vingt-neuf thermocouples (type T) sont répartis sur 4 branches : sur chacune, trois thermocouples sont répartis dans la zone évaporateur, deux dans la zone adiabatique et deux dans la zone condenseur. Pour le contact entre les thermocouples et les tubes du caloduc oscillant, des baguettes de serrage permettent de plaquer les fils des thermocouples situés dans des rainures. Au niveau de la zone adiabatique, ceux-ci sont soudés. Au final nous disposons de 7 thermocouples par branches instrumentées, équidistants les uns des autres et d'une mesure supplémentaire de la température ambiante. Quatre thermocouples gainés de type T mesurent la température au niveau de la source chaude dans le barillet (TC1 à TC4, figure 4).

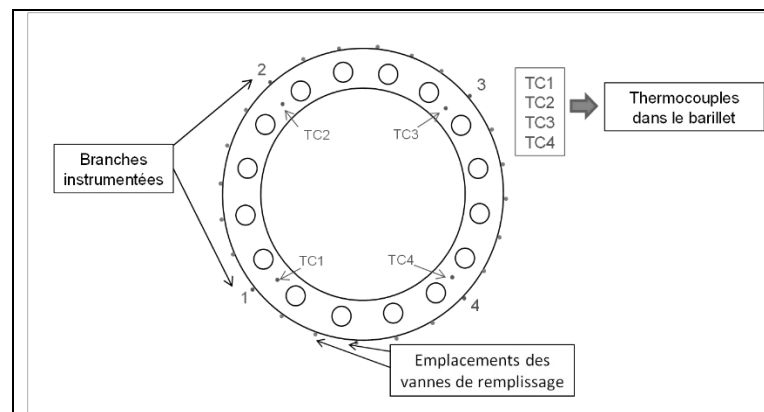


Figure 4 : Instrumentation du caloduc oscillant

Un capteur de pression (GE® UNIK 5000, 10 bars absolus) mesure les niveaux et fluctuations de pression absolue sur un canal au bord du PHP à l'extrémité de l'évaporateur. Une résistance shunt de 10 mΩ permet la mesure de deux tensions, l'une aux bornes de la résistance et l'autre aux bornes de l'ensemble des cartouches chauffantes, permettant de déterminer précisément la puissance injectée au niveau de la source chaude. L'interface de communication avec les différents composants (thermocouples, capteur de pression, mesures

de tension) a été développée sur le logiciel Labview®. La centrale d'acquisition est un contrôleur Agilent 34970A. Pour finir, les paramètres figés dans cette étude sont : fluide de travail : N-pentane et taux de remplissage : 40% (à 20°C environ).

3. Résultats et discussion

3.1. Influence de l'orientation et de la puissance

Des tests préliminaires dynamiques ont été menés préalablement à la campagne de simulation d'un plan de vol afin de caractériser le comportement du PHP à des sollicitations variables d'orientation et de puissance, notamment lors de phases de démarrages.

3.1.1. Réponse à un changement d'orientation

On peut voir sur la figure 5 qu'un changement d'orientation de la position verticale favorable à horizontale, autour de 1000 s (trait pointillé), est suivi d'une modification notable des températures au niveau de l'évaporateur. En configuration verticale favorable, la température moyenne de l'évaporateur se situe en régime permanent autour de 62,3°C alors que, en configuration horizontale, elle se situe en moyenne autour de 71,2°C, avec une dispersion plus importante autour de cette valeur moyenne. Par ailleurs, le système répondant rapidement au changement d'orientation, le régime fluidique interne du caloduc oscillant réagit plus rapidement face à l'inertie thermique du carter. Il est à noter que les régimes permanents obtenus lors de l'ensemble des essais se sont avérés indépendants de l'état initial du caloduc oscillant. Le système n'a donc pas d'effet d'hystérésis marqué.

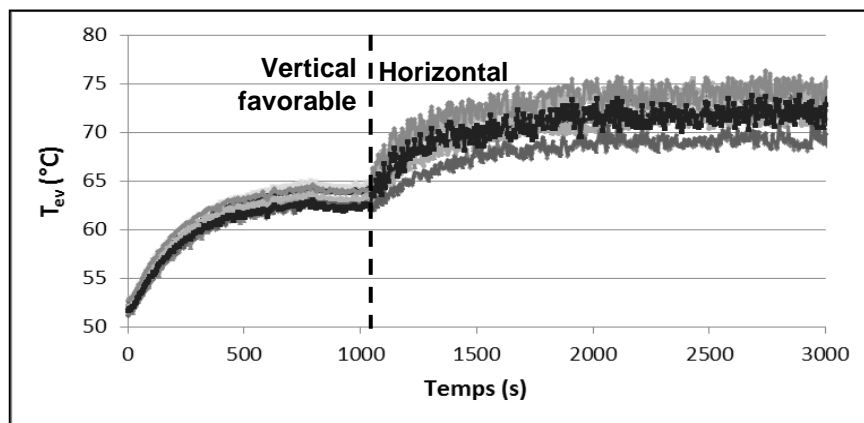


Figure 5 : Réponse du PHP à un changement d'orientation de verticale favorable à horizontale ($T_{cryo} = 40^{\circ}\text{C}$, $P = 150\text{ W}$)

Il est évident que l'orientation a un effet marqué sur le comportement thermique du caloduc oscillant. Toutefois, pendant un vol d'avion de ligne, les inclinaisons ne dépassent pas 15° : aucune modification de comportement ne sera observée lors des tests de plan de vol pour des inclinaisons inférieures à 20° (figure 9).

3.1.2. Réponse à un changement de la puissance imposée

La figure 6 présente une modification de puissance (de 650 W à 550 W) pendant une phase transitoire d'échelon 0-650W à l'horizontal avec $T_{cryo} = 10^{\circ}\text{C}$. Ce démarrage dynamique est comparé à deux courbes de température : échelon 0-650 W dépassant la consigne de sécurité (carrés gris foncé) et un régime pseudo-permanent à 550 W (triangles noir). Le changement effectué à 5°C de différence du régime pseudo-permanent est perçu suffisamment rapidement par le système pour contrôler le non-dépassement de la limite malgré une puissance excessive.

On peut voir que, jusqu'au changement de puissance, les courbes sont identiques entre l'essai de référence à 650 W et le démarrage avec palier : on a donc une répétabilité de la dynamique pour des mêmes conditions opératoires appliquées. Les températures de l'évaporateur sont aussi identiques au bout d'un long temps de stabilisation pour 550 W. Après le changement de puissance, on peut observer une dynamique de transition entre la montée en température à 650W et la stabilisation de la température correspondant au régime permanent à 550W.

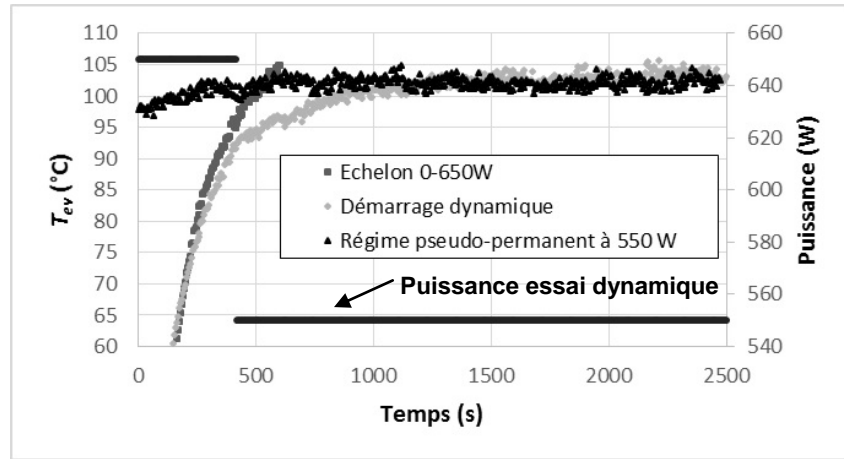


Figure 6 : Réponse du PHP à un changement de puissance injectée de 650W à 550W ($T_{cryo} = 10^{\circ}\text{C}$, horizontal)

3.1.3. Réponse à une modification de la température de source froide

Cette fois-ci, c'est la température de source froide qui est modifiée de 40°C à 10°C pendant une phase transitoire d'un échelon (0-550 W) en verticale favorable. Cette réponse est comparée à deux courbes de température : un échelon 0-550W à 40°C dépassant la consigne de sécurité (trait noir), un régime pseudo-permanent 550W à 10°C (rond gris). Notons que, contrairement à la puissance, cette température varie dans un délai plus important, en raison de l'inertie du système de refroidissement.

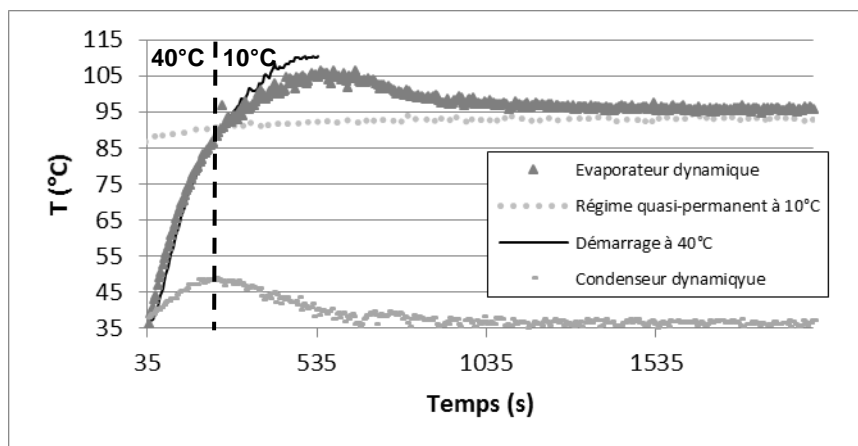


Figure 7 : Réponse du PHP à un changement de T_{cryo} de 40°C à 10°C ($P = 550\text{ W}$, Verticale favorable)

Sur la figure 7, les mêmes observations peuvent être faites que pour le palier de puissance lors du démarrage : la partie initiale est similaire, puis s'en écarte dès lors que T_{cryo} est abaissée à 10°C pour atteindre quasiment la valeur du régime permanent pour les mêmes conditions limites. Il semble que, même si le système réagit immédiatement au changement de température, on a cependant une phase transitoire d'*overshoot* de température lors de la transition que l'on n'observait pas pour une variation de puissance : l'inertie thermique du

système de refroidissement est nettement plus importante que celle du système, et le retard lors de la baisse de cette température est à l'origine de l'*overshoot* dans la réponse du PHP.

3.2. Réponse du caloduc oscillant à un essai de simulation de plan de vol

Pour étudier l'influence de l'évolution dynamique des conditions limites lors d'un trajet aérien sur le caloduc oscillant, un plan de vol type de l'évolution de ces paramètres a été suivi : trois paramètres varient durant un vol typique : l'orientation, la puissance imposée et la température de source froide. Sur la figure 8, on peut observer la réponse au niveau des températures de l'évaporateur du caloduc oscillant soumis à la variation dynamique de tous les paramètres (courbe grise). Sur la même figure est tracé un essai effectué avec une puissance fixe correspondant à la valeur maximale de l'essai du plan de vol : $P = 250 \text{ W}$. La puissance injectée a une influence sur la dynamique du système, comme constaté au §3.1.2, où l'on a vu que le régime fluide réagissait plus rapidement que le régime thermique. Malgré les variations brusques de puissance, le système est stable et globalement prédictible connaissant les températures des régimes permanents.

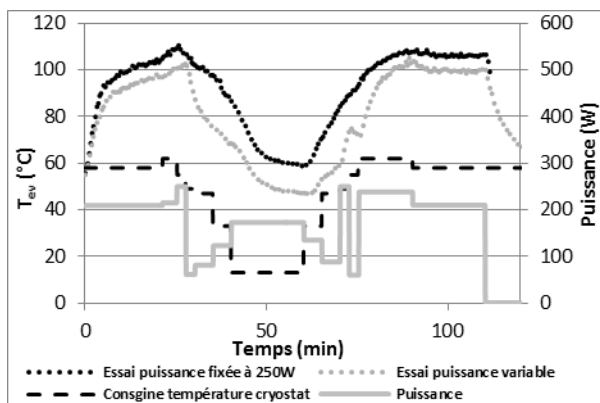


Figure 8 : Réponse à un essai plan de vol : comparaison avec une puissance fixe de 250W

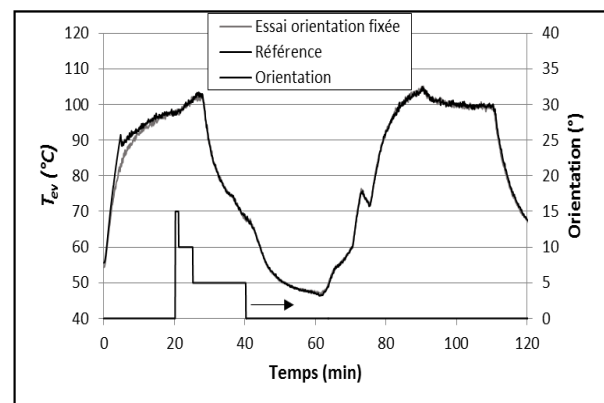


Figure 9 : Réponse à un essai plan de vol : influence de l'orientation

Sur la figure 9 sont tracés l'essai de référence (correspondant à l'essai à *puissance variable* de la figure 8) et le même essai avec une orientation fixe horizontale. L'évolution de l'orientation est aussi visible sur la figure 9, et atteint 15° pour valeur maximale. On constate que les courbes sont parfaitement superposées pendant l'essai, hormis pour la phase de démarrage pendant laquelle les orientations sont identiques et horizontales. Ceci n'est dû qu'à une différence de comportement hydraulique lors de cette phase de démarrage, que l'on peut imputer à une distribution de fluide initiale différente dans les deux cas testés.

3.3. Comportement du caloduc oscillant sous vibrations

Dans cette partie, on cherchera à étudier l'influence de vibrations externes sur le comportement thermique et hydraulique du caloduc oscillant. Pour cela, le dispositif expérimental a été placé sur un pot vibrant (Brüel & Kjør® vibreur LDS 824LS) destiné à appliquer des contraintes vibratoires sur les 3 axes. La procédure expérimentale se décompose en quatre phases :

- Recherche des fréquences de résonance
- Maintien d'un signal sinusoïdal avec une accélération fixe autour des fréquences de résonances
- Balayage sinusoïdal sur toute la gamme de fréquence avec balayage plus fin au niveau des fréquences de résonances avec accélération fixe
- Recherche d'une modification des fréquences de résonance

Cette procédure est appliquée pour les 3 axes de vibrations que l'on peut voir sur la figure 3, avec les paramètres vibratoires suivant : sinus balayé de 10 à 2000 Hz, amplitude d'accélération crête à crête de 0,5 à 1,5g (g représentant la gravité terrestre). Les conditions limite restent fixes pendant les essais : température de source froide de 40°C, puissance thermique de 300W et position horizontale.

3.3.1. Recherche des fréquences de résonance

Lors de la recherche de fréquences de résonances (définies comme celles dont l'amplitude d'accélération mesurée est deux fois supérieure à l'amplitude de consigne, entre 10 Hz et 2 kHz, et 0,5g), deux fréquences majoritaires ont été identifiées pour l'axe y qui est le plus susceptible de comporter une modification des performances car dans l'axe des tubes : 164,8 Hz et 1153,4 Hz. Sur la figure 10, on constate que la majeure partie des fréquences balayées a un effet réduit sur le signal de pression. On peut cependant noter un écart-type accru de ce signal autour de la première fréquence de résonance (dans le cadre pointillé, à 164,8 Hz). C'est à ce moment que le système a subi le plus de vibrations internes. C'est donc sur la base de ces deux fréquences de résonance que les tests vibratoires ont été effectués et présentés dans la suite du document. Notons que, sur les deux autres axes (x et z) les fréquences trouvées étaient différentes, mais beaucoup moins influentes que celles de l'axe y.

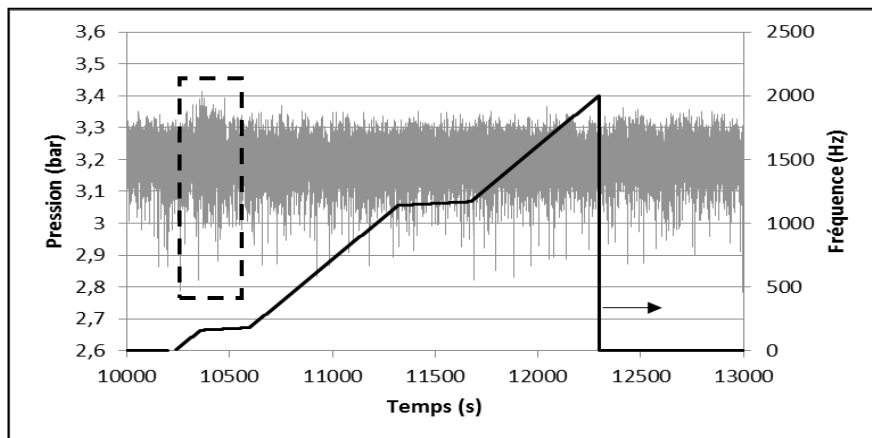


Figure 10 : Influence de la fréquence sur le signal de pression (1g, $T_{cryo} = 40^{\circ}\text{C}$, $P = 300\text{ W}$)

3.3.2. Influence du niveau vibratoire sur le caloduc oscillant

Les essais de cette partie ont été réalisés pour les deux fréquences de résonance de la partie précédente, avec des niveaux d'accélération compris entre 0,5g et 1,5g. Sur la figure 11, on peut voir que le niveau vibratoire, c'est-à-dire l'accélération du signal oscillatoire, a une influence sur le signal de pression : plus l'accélération imposée est élevée, plus l'amplitude des fluctuations de pression est importante, ceci surtout pour la première fréquence de résonance (164,8 Hz). On peut donc conclure ici que le système réagit aux sollicitations vibratoires et que plus celles-ci sont importantes, plus le signal de pression est affecté. La fréquence et le niveau d'accélération sont ainsi deux paramètres importants affectant la réponse du système aux sollicitations vibratoires.

La figure 12 présente la réponse en température pour le même essai de sollicitation que la figure 11. On constate que le couple fréquence/niveau d'accélération ne semble en aucun cas affecter les niveaux de températures mesurées à l'évaporateur ainsi que leur amplitude de fluctuation. Par ailleurs la moyenne de ces températures ne change pas. En conclusion sur la plage de fréquences étudiée, ainsi que sur le niveau d'accélération imposé, il semble n'y avoir que très peu d'influence notable sur les performances du caloduc oscillant. Notons que ces résultats sont valables sur les deux autres axes.

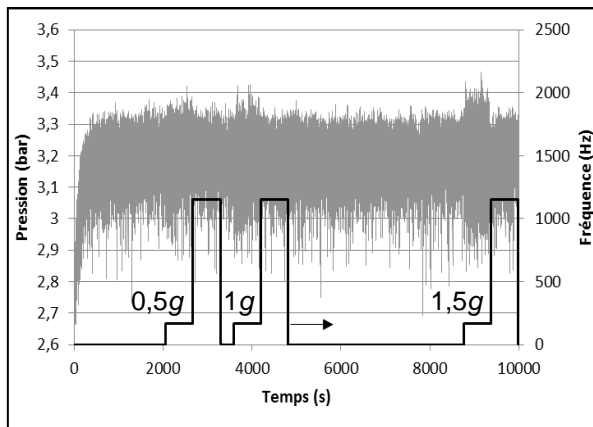


Figure 11 : Influence du niveau vibratoire sur le signal de pression ($T_{cryo} = 40^{\circ}\text{C}$, $P = 300\text{ W}$)

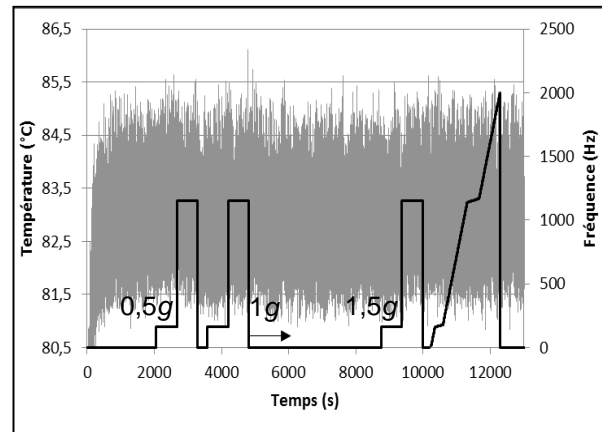


Figure 12 : Influence du niveau vibratoire sur le signal de température ($T_{cryo} = 40^{\circ}\text{C}$, $P = 300\text{ W}$)

4. Conclusion

Les expériences effectuées dans le cadre de cette étude permettent de conclure de la stabilité des performances et de la capacité d'un caloduc oscillant à fonctionner efficacement dans des conditions de transport aéronautique ou automobile, tant sur le plan des variations des conditions limites pendant un trajet caractéristique, que sur la faible sensibilité du caloduc oscillant à des sollicitations vibratoires représentatives des niveaux atteints dans un avion.

Il reste cependant à compléter cette étude en testant l'influence des fréquences de vibration inférieures à 10 Hz avec de nombreux essais sur le sujet car l'on dispose à l'heure actuelle de peu de résultats portant sur l'influence des vibrations sur la modification du régime fluide interne et sur les performances des caloducs oscillants.

Références

- [1] P. Charoensawan, S. Khandekar, M. Groll, P. Terdtoon, Closed loop pulsating heat pipes: Part a: parametric experimental investigation, *Appl. Therm. Eng.*, 23 (2003), 2009-2020.
- [2] H. Yang, S. Khandekar, M. Groll, Performances characteristics of pulsating heat pipes as integrated thermal spreaders, *Int. J. of Therm. Sc.*, 48 (2008) 815-824.
- [3] G. Burban, A. Alexandre, V. Ayel, P. Lagonotte, Y. Bertin, C. Romestant, Experimental investigation of a pulsating heat pipe for hybrid vehicle applications, *Appl Therm. Eng.*, 50 (2013) 94-103.
- [4] H. Peng, P. Frank Pai, H. Ma, Nonlinear thermomechanical finite-element modeling, analysis and characterization of multi-turn oscillating heat pipes, *Int. J. of Heat and Mass Trans.*, 69 (2014) 424-437.
- [5] K. Prisniakov, O. Marchenko, Yu. Melikaev, V. Kravetz, Yu. Nikolaenko, V. Prisniakov, About the complex influence of vibrations and gravitational fields on serviceability of heat pipes in composition of space-rocket systems, *Acta Astronomica*, 55 (2004) 509-518.
- [6] C. Guo, X. Hu, W. Cao, D. Yu, D. Tang, Effect of mechanical vibration on flow and heat transfer characteristics in rectangular microgrooves, *Appl. Th. Eng.*, 52 (2013) 385-393.

Remerciements

Les auteurs remercient chaleureusement B. Hervé d'ASSYSTEM pour son soutien technique lors des essais vibratoires, mais également J-C. Fraudau, J-C. Rousseau, Y. Thomas et H. Arlaud de l'institut P' pour leur soutien et savoir-faire technique.