



HAL
open science

Etude expérimentale et numérique d'un système de contrôle TVS pour les réservoirs d'ergols cryogéniques

Samuel Mer, Jean-Paul Thibault, Christophe Eric Corre

► **To cite this version:**

Samuel Mer, Jean-Paul Thibault, Christophe Eric Corre. Etude expérimentale et numérique d'un système de contrôle TVS pour les réservoirs d'ergols cryogéniques. 22ème Congrès Français de Mécanique, Aug 2015, Lyon, France. hal-02071339

HAL Id: hal-02071339

<https://hal.science/hal-02071339>

Submitted on 5 Mar 2020

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

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

Etude expérimentale et numérique d'un système de contrôle TVS pour les réservoirs d'ergols cryogéniques

Samuel MER^a, Jean-Paul THIBAUT^a, Christophe CORRE^b

a. LEGI - UMR5519 - samuel.mer@legi.grenoble-inp.fr, jean-paul.thibault@legi.grenoble-inp.fr

b. LMFA - UMR5509 - christophe.corre@ec-lyon.fr

Résumé : (16 gras)

Un verrou technologique des missions spatiales de longue durée utilisant une propulsion cryogénique est l'auto-pressurisation des réservoirs d'ergols, soumis au rayonnement solaire direct ou à des entrées thermiques. Cette auto-pressurisation doit être contrôlée pour assurer la pérennité de la mission, tout en minimisant la perte d'ergols associée au contrôle. La méthode Thermodynamic Venting System (TVS) prélève une fraction liquide dans le réservoir, la refroidit dans un échangeur de chaleur puis la réinjecte dans le réservoir sous forme d'un spray sous-refroidi. Sous l'effet de l'injection, la vapeur condense, le bain liquide se déstratifie et la pression baisse. Le dispositif est étudié, à fin d'optimisation, à la fois expérimentalement sur un banc réalisé en utilisant un fluide de similitude (Novec 1230) et numériquement grâce à un solveur combinant compressibilité artificielle, méthode VOF pour le suivi d'interface et prise en compte du transfert de masse à l'interface liquide / vapeur via un bilan thermique.

Abstract : (16 gras)

A technological barrier for long duration space missions using cryogenic propulsion is the control of propellant tank self-pressurization. Since the liquid propellant submitted to solar fluxes tends to vaporize, the pressure rise must be controlled to prevent mission failure. The Thermodynamic Vent System (TVS) control strategy pumps some liquid propellant from the tank, cools it down through a heat exchanger and re-injects it as a sub-cooled spray inside the tank. The tank pressure drops due to vapor condensation and liquid bath destratification. The TVS strategy is studied both experimentally using an on-ground set up that works with a surrogate fluid (Novec1230 by 3M) and numerically with a solver combining artificial compressibility, a VOF approach for interface tracking and a sharp interface phase change model.

Mots clefs : écoulement diphasique, changement de phase, modélisation numérique, expérience, condensation

1 Introduction

L'une des barrières technologiques à la réalisation de missions spatiales de longue durée utilisant une propulsion cryogénique est le contrôle de l'auto-pressurisation des réservoirs d'ergols. En raison des imperfections de l'isolation thermique, les entrées thermiques chaudes (liaisons mécaniques, flux solaire, ...) conduisent en effet à l'auto-pressurisation des réservoirs d'ergols. La montée en pression doit être contrôlée pour éviter la détérioration du réservoir et l'échec de la mission. Une première solution envisageable est l'implémentation d'une soupape sur le réservoir (Direct Venting - DV). L'échappement d'ergols (en phase vapeur ou liquide) au travers d'une soupape permet d'assurer le maintien de la pression sous une pression critique mais la consommation d'ergols induite par un tel système n'est pas acceptable pour une mission de longue durée. L'étude se concentre sur une méthode alternative de contrôle, de type thermodynamique, appelée Thermodynamic Venting System (TVS) et inspirée de précédents travaux de la NASA ([1], [2], [3], [4]). Le système TVS, schématisé sur la Figure 1, repose sur les principes suivants : une fraction d'ergol est prélevée du réservoir, refroidie par un échangeur de chaleur et ré-injectée sous la forme d'un spray sous-refroidi dans le réservoir. Cette injection provoque la condensation de la vapeur sur les gouttes du spray et la déstratification du bain liquide grâce au brassage induit par le jet. Le dispositif TVS doit permettre de maîtriser l'auto-pressurisation des réservoirs avec une pénalité en masse et une consommation d'ergols minimales.

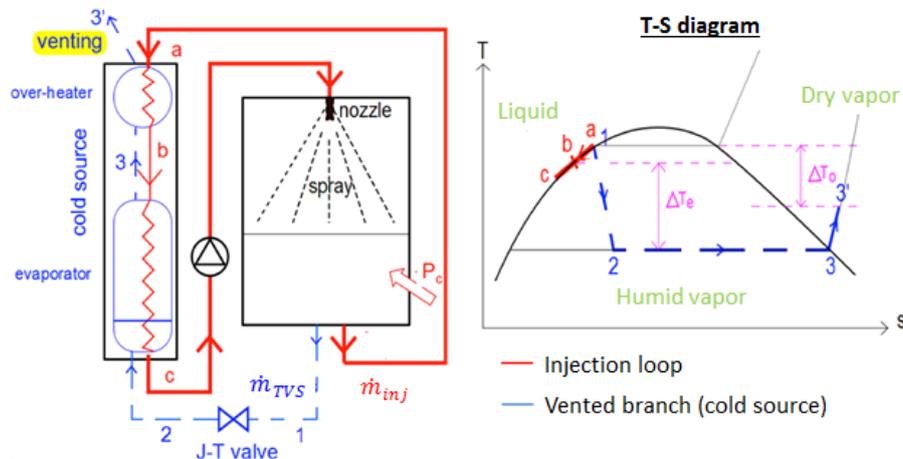


FIG. 1: Schéma de principe du système TVS (à gauche) et représentation du système dans le diagramme T-S (à droite).

La stratégie d'étude du système TVS développée au LEGI, à fin d'optimiser les performances du dispositif, combine un banc expérimental au sol utilisant un fluide de similitude [5] et une approche numérique basée sur une technique Volume Of Fluid (VOF) couplée à un modèle de changement de phase [6]. L'objectif des travaux est d'élaborer un outil numérique prédictif validé grâce aux résultats expérimentaux obtenus sur le banc d'essai et qui permette de prendre en compte les effets de micro-gravité pour dimensionner un système TVS adapté aux missions spatiales de longue durée.

2 Expériences en fluide de similitude

2.1 Description du banc expérimental

Afin de s'affranchir des contraintes cryogéniques liées à l'utilisation des ergols liquides (LOx, LH2), les expériences sont réalisées avec un fluide de similitude, dans un réservoir cylindrique de 110 L (Fig.2). Le fluide de similitude est une fluorocétone commercialisée par 3M, sous le nom Novec1230. Sa température de saturation à pression ambiante est de 50°. L'entrée thermique, représentative des défauts d'isolation, est contrôlée grâce à une résistance chauffante immergée dans le bain liquide. Afin de s'assurer que ces entrées thermiques ne sont pas polluées par des échanges à la paroi non maîtrisés, une technique d'isolation active est utilisée. Pour ce faire, la paroi du réservoir est constituée d'une double enveloppe dans laquelle circule de l'eau à grand débit afin de thermaliser la paroi. La température de l'eau circulant est régulée en temps réel de telle sorte qu'elle soit égale à la température à l'intérieur du réservoir. Ceci permet d'isoler thermiquement le réservoir du reste de la pièce et d'annuler les flux pariétaux.

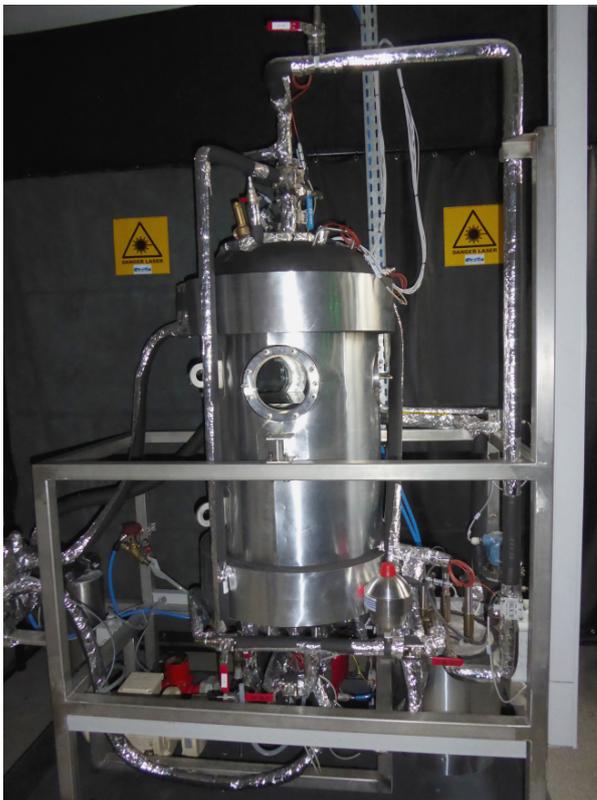


FIG. 2: Vue d'ensemble du banc expérimental



FIG. 3: Canne de température

Une canne de température (Fig.3), comportant neuf sondes PT100 régulièrement espacées, mesure précisément la distribution de température verticale. Huit sondes PT100 supplémentaires mesurent les autres températures complétées par les mesures de pressions, débit, hauteur de liquide (cf. Fig.4) et permettent ainsi de quantifier l'efficacité du système TVS. De plus quatre hublots de visualisation autorisent l'utilisation de techniques de visualisation ou de mesure (telles que granulométrie, interférométrie à phase Döppler, ...) pour caractériser le spray sous-refroidi injecté dans la vapeur.

2.2 Procédure de purification

Une attention particulière est portée à la pureté du fluide présent dans le réservoir. Le phénomène étudié est mono-espèce et les deux phases présentes dans l'enceinte sont l'ergol liquide et sa vapeur. Afin d'être représentatif du système réel, il est donc indispensable de s'assurer que seul le Novec liquide et sa vapeur sont présents dans le réservoir expérimental. Pour ce faire, après chaque ouverture du réservoir (remplacement d'injecteur, maintenance,...), celui-ci est porté à débordement (par la purge P_T - Fig.4) avec du liquide à saturation. Grâce au vase d'expansion dont la hauteur est ajustable, on choisit le sens du transvasement entre le réservoir et le vase. Par un forçage de la température de paroi, on impose la température dans l'enceinte. En s'approchant, le plus possible, des conditions de saturation (P et T) du Novec, on fait tendre vers zéro la solubilité des gaz non-condensables et on garantit ainsi la pureté du fluide dans l'enceinte [7]. L'efficacité de la méthode est mesurée en comparant la pression de vapeur, au cours d'un plateau de température, avec la pression de saturation associée. Les résultats obtenus par cette méthode sont très satisfaisants puisque la pression partielle de gaz non condensable est inférieure à 30 *mbar*.

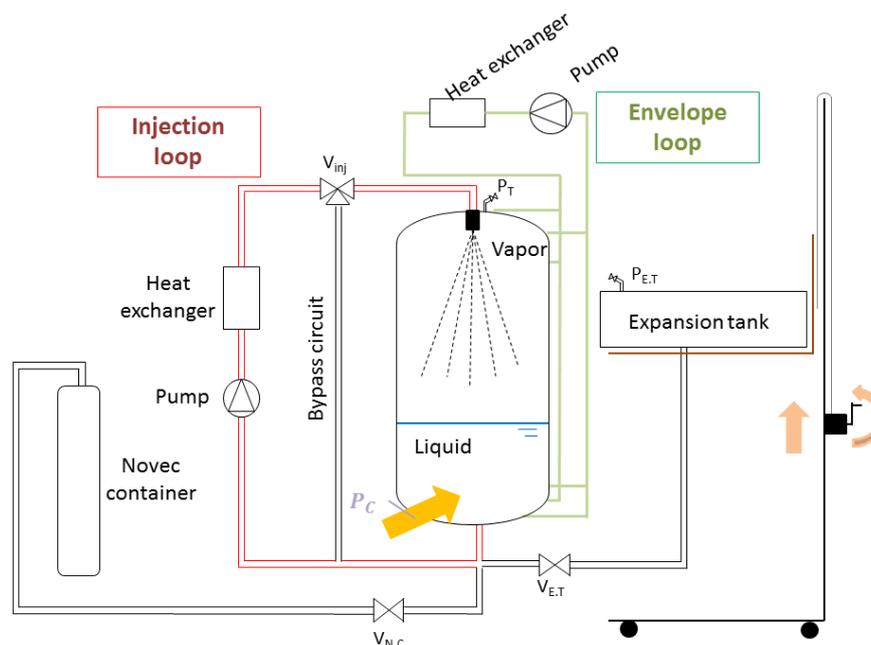


FIG. 4: Schéma du dispositif expérimental

2.3 Expérience de contrôle thermodynamique

Une expérience TVS typique se décompose en deux phases. La première étape consiste à réaliser une montée en pression, représentative d'une auto-pressurisation non-contrôlée, jusqu'à une pression seuil ($P = 1447 \text{ mbar}$ et $T = 60^\circ$). Pour ce faire, le circuit d'injection est en mode bypass et l'entrée thermique est imposée par la résistance chauffante (P_c sur Fig.4). Une fois la pression seuil atteinte, le dispositif TVS est mis en route (*i.e* : injection de liquide sous-refroidi à 40° avec un débit fixe ($Q_L = 100 \text{ L.h}^{-1}$) dans l'enceinte). La Figure 5 montre l'évolution de la température et de la pression durant une telle expérience. La première phase (auto-pressurisation) présente un accroissement

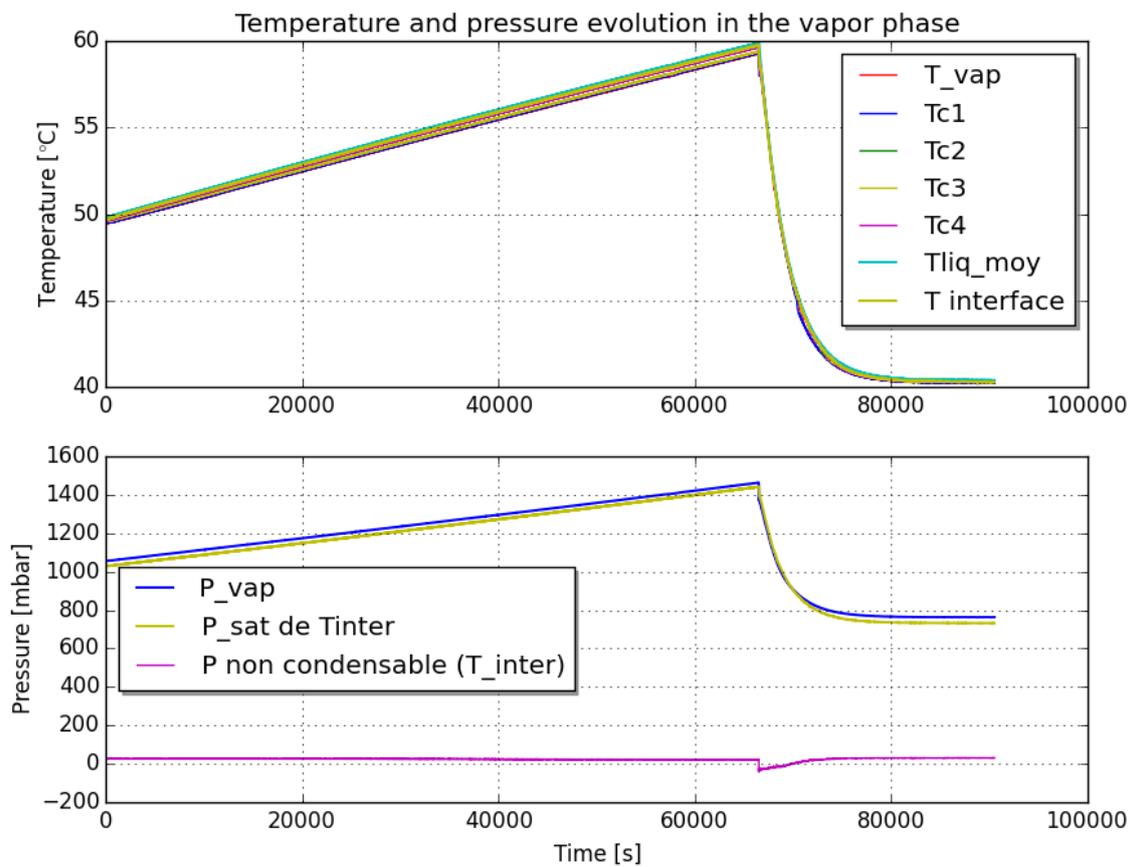


FIG. 5: Evolution de la température et de la pression dans le ciel de vapeur du réservoir durant une expérience ($P_c = 21 W$ - $T_{inj} = 40^\circ C$ - $\dot{m}_{inj} = 100 L.h^{-1}$)

linéaire de P et T dont la dynamique ne dépend que de la puissance de chauffe. La stratification reste stable durant toute cette phase de l'essai et ne dépasse pas $0,5^\circ$. Lorsque l'injection TVS est mise en route (à température et débit constants), on constate que la stratification thermique oscille $0,2^\circ < T_{max} - T_{min} < 1^\circ$. L'injection s'accompagne d'une décroissance exponentielle de la pression et des températures. La puissance froide associée au jet est de la forme $P_{froide} = \dot{m}C_p\Delta T_{inj/res}$. Le déséquilibre thermique entre le jet et le réservoir $\Delta T_{inj/res}$ ne faisant que diminuer au cours de l'injection à température constante, la puissance froide injectée fait de même. La température finale dans le réservoir est de la forme $T_{finale} = T_{inj} + \epsilon(P_c)$. La température d'équilibre sans puissance entrante serait T_{inj} mais la puissance thermique entrante induit un déséquilibre qui se traduit par l'élévation de température ϵ sur l'état final. En observant la courbe d'évolution de la pression on constate que la pression de gaz non condensable reste constante durant l'essai avec $P_{noncond} = P_{vap} - P_{sat} = 26 mbar$. On observe cependant que la pression de gaz non condensable chute de $40 mbar$ au début de l'injection avant de se stabiliser à sa valeur initiale. Une hypothèse pour expliquer ce phénomène est la différence de temps de réponse entre un capteur de pression et une sonde PT100. La pression de saturation est en effet interpolée à partir de la mesure de température à l'interface et des propriétés du fluide ($P_{sat} = f(T)$) alors que la pression de vapeur est mesurée par un capteur dédié. Le temps de réponse des capteurs de température est beaucoup plus élevé que celui des capteurs de pression.

Le dispositif mis en place va permettre d'étudier l'influence des paramètres de contrôle du système TVS. Il est notamment prévu d'étudier l'influence du débit d'injection (\dot{m}_{inj}) sur les performances du dispositif ainsi que celle de la température d'injection (T_{inj}) et de l'entrée thermique (P_c). Ces essais seront réalisés pour différents remplissages du réservoir. A moyen terme, il est envisagé d'étudier l'influence de l'atomisation du jet entrant dans l'enceinte sur la dynamique de dépressurisation. L'atomisation permet de maximiser les échanges entre le spray et la vapeur (en augmentant la surface d'échange) mais limite l'effet déstratificateur du jet entrant dans le bain liquide. Enfin, d'autres schémas de régulation de la température d'injection sont également envisagés. Ainsi, plutôt que d'injecter à une température fixée, une injection à ΔT_{inj} fixée (plus représentative du dispositif réel où la source froide de l'échangeur est créée par un détendeur de Joule-Tompson) sera étudiée. Tous ces essais nous permettront de mettre au point une base de données expérimentales fiable et précise sur divers cas d'auto-pressurisation et d'injection TVS. Cette base de données pourra ensuite être exploitée pour valider la démarche de modélisation dans le cas d'une expérience de laboratoire en fluide de similitude avant d'appliquer cette modélisation aux ergols réels en configuration de mission.

3 Simulation numérique du contrôle thermodynamique

3.1 Motivation

Le système étudié a vocation à être utilisé dans l'espace et donc en micro-gravité. Il a été montré dans la littérature que la micro-gravité joue un rôle important sur les échanges thermique et la dynamique du changement de phase [8]. Il apparaît donc indispensable d'étudier le système TVS en tenant compte de sa mise en oeuvre dans des conditions de micro-gravité. La démarche adoptée dans notre étude consiste à développer et valider un solveur 2D plan puis axisymétrique en exploitant les résultats expérimentaux obtenus pour le fluide de similitude puis à s'appuyer exclusivement sur l'outil numérique pour analyser le dispositif TVS en micro-gravité pour les ergols liquides (LOx, LH2) en conditions cryogéniques. Notons d'ailleurs que les temps caractéristiques des expériences TVS, de l'ordre de l'heure ou de la dizaine d'heures, ne permettent pas d'envisager des expériences dans le cadre de vols paraboliques (cf. [8]) pour des études d'ébullition en micro-gravité).

3.2 Principes de résolution

Le solveur se base sur les travaux de Welch et Wilson [6] qui combinent une technique de suivi d'interface de type VOF à un modèle de transfert de masse à l'interface pour réaliser des simulations diphasiques prédictives en présence de changement de phase. La localisation de l'interface par une approche de type VOF suppose de résoudre, en sus des équations classiques sur le champ de vitesse (u, v), la pression p et la température T , une équation de transport de la fonction couleur (fonction indicatrice de phase) ϕ qui indique, dans chaque maille, la fraction volumique de la phase liquide $\phi = \frac{V_{liquide}}{V_{cellule}}$. Si la maille ne contient que du liquide alors $\phi = 1$, et inversement $\phi = 0$ si la cellule est remplie de vapeur tandis que dans les cellules où les deux phases coexistent $0 < \phi < 1$. Un algorithme de reconstruction permet de localiser et d'orienter précisément l'interface dans la cellule. L'algorithme retenu est de type PLIC [9], ce qui signifie que dans chaque cellule l'interface est approchée (en 2D) par un segment de droite localisé et orienté en fonction de ϕ et $\nabla\phi$ (voir Fig. 6). Un traitement numérique spécifique [10] permet de raidir l'interface et d'accroître ainsi la précision de sa localisation, propriété cruciale pour assurer une estimation correcte du transfert de masse. Le

modèle de transfert de masse exploite en effet le bilan de chaleur au niveau de l'interface pour exprimer le terme de transfert de masse \dot{m} dans une cellule contenant l'interface sous la forme [11], [12] :

$$\dot{m}L_{vap} = \lambda_v(\vec{\nabla}T_v) \cdot \vec{n} + \lambda_l(\vec{\nabla}T_l) \cdot \vec{n} \quad (1)$$

avec $\lambda_{l,v}$ la conductivité thermique du liquide et de la vapeur, \vec{n} la normale à l'interface orientée de la vapeur vers le liquide et $\vec{\nabla}T_v$, $\vec{\nabla}T_l$ les gradients de température au niveau de l'interface, respectivement dans la phase vapeur et liquide.

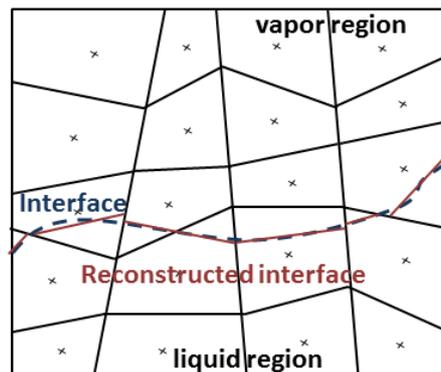


FIG. 6: Schéma de la reconstruction de l'interface par un algorithme PLIC.

3.3 Méthodologie

La méthodologie adoptée constitue une adaptation de type volumes finis en maillage non-structuré de l'approche proposée par Sato et Niceno [11] dans une formulation différences finies en maillage cartésien. Cette adaptation est motivée par la géométrie du réservoir expérimental qui inclut en particulier une zone d'injection et une zone de prélèvement ainsi que la résistance chauffante placée dans le bain liquide (cf. Fig.7).

A partir d'un état initial tel que par exemple celui présenté sur la figure 7, où un jet liquide sous-refroidi est injecté depuis le haut du réservoir dans le ciel de vapeur, le solveur développé calcule l'évolution des différents champs physiques caractéristiques de l'écoulement en résolvant de façon séquentielle les lois de conservation qui régissent l'écoulement. Les équations de Navier-Stokes décrivant l'évolution du champ de pression p et de vitesse \vec{u} sont ainsi résolues en adoptant une formulation de type compressibilité artificielle avec pas de temps dual qui prend la forme suivante en 2D :

$$\frac{\partial \mathbf{w}}{\partial \tau} + \mathbf{K} \cdot \frac{\partial \mathbf{w}}{\partial t} + \frac{\partial \mathbf{f}^c(\mathbf{w})}{\partial x} + \frac{\partial \mathbf{g}^c(\mathbf{w})}{\partial y} = \frac{\partial \mathbf{f}^d(\mathbf{w}, \nabla \mathbf{w})}{\partial x} + \frac{\partial \mathbf{g}^d(\mathbf{w}, \nabla \mathbf{w})}{\partial y} + \mathbf{S}(\mathbf{w}, \nabla \mathbf{w}) \quad (2)$$

où $\mathbf{w} = (p^*, u, v)^T$ est le vecteur des variables conservatives (pression p divisée par la masse volumique ρ et composantes de la vitesse), τ et t désignent respectivement le temps dual et physique ; la matrice diagonale \mathbf{K} est telle que $\mathbf{K} = \text{diag}(0, 1, 1)$. Les flux convectifs ont pour expression :

$$\mathbf{f}^c(\mathbf{w}) = \begin{pmatrix} \beta u \\ u^2 + p^* \\ uv \end{pmatrix}, \quad \mathbf{g}^c(\mathbf{w}) = \begin{pmatrix} \beta v \\ uv \\ v^2 + p^* \end{pmatrix} \quad (3)$$

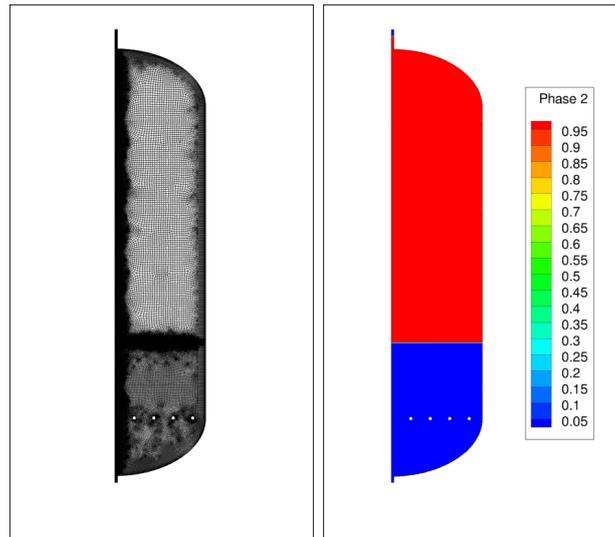


FIG. 7: A gauche : maillage non-structuré du réservoir expérimental pour une simulation 2D axisymétrique. A droite : état initial dans le réservoir ; isovalues de $1 - \phi$.

avec β le coefficient (constant) de compressibilité artificielle. Les flux diffusifs s'écrivent :

$$\mathbf{f}^d(\mathbf{w}, \nabla \mathbf{w}) = \begin{pmatrix} 0 \\ 2\nu u_x \\ \nu(u_y + v_x) \end{pmatrix}, \quad \mathbf{g}^d(\mathbf{w}, \nabla \mathbf{w}) = \begin{pmatrix} 0 \\ \nu(u_y + v_x) \\ 2\nu v_y \end{pmatrix} \quad (4)$$

où $\nu = \mu/\rho$ avec les propriétés physiques ρ et μ calculées dans chaque cellule à partir de la valeur locale de la fonction couleur et des valeurs constantes de ces propriétés dans le liquide pur et dans la vapeur pure : $\rho = \phi\rho_l + (1 - \phi)\rho_v$ et similairement pour μ . Les masses volumiques du liquide et de la vapeur, respectivement ρ_l et ρ_v , sont supposées constantes de même que les viscosités dynamiques μ_l et μ_v . Enfin, les termes sources rassemblés dans \mathbf{S} sont donnés par :

$$\mathbf{S} = \frac{(\rho_l - \rho_v)}{\rho_l \rho_v} \begin{pmatrix} \beta \dot{m} \\ \dot{m} u + \frac{\rho_l \rho_v}{\rho} (\sigma_{xx}^* \phi_x + \sigma_{xy}^* \phi_y) \\ \dot{m} v + \frac{\rho_l \rho_v}{\rho} (\sigma_{yx}^* \phi_x + \sigma_{yy}^* \phi_y) \end{pmatrix} \quad (5)$$

avec $\sigma_{xx}^* = -p^* + 2\nu u_x$, $\sigma_{xy}^* = \sigma_{yx}^* = \nu(u_y + v_x)$, $\sigma_{yy}^* = -p^* + 2\nu v_y$.

La formulation de type compressibilité artificielle adoptée pour les flux convectifs (3) permet d'utiliser un solveur de Riemann approché (de type HLLC) avec reconstruction MUSCL limitée pour discrétiser à l'ordre 2 en espace le bilan de flux convectifs. Les gradients de pression p^* et des composantes de vitesse u, v utilisés pour la reconstruction des valeurs aux faces sont calculés à l'aide d'une approche de type moindres carrés. Les flux diffusifs (4) sont approchés de façon centrée en utilisant des valeurs aux noeuds ; les gradients aux noeuds sont également calculés par une approche moindres carrés et les états aux noeuds sont estimés par moyenne pondérée des états aux centres des cellules partageant un noeud. Enfin, les différentes composantes du vecteur des termes sources (5) sont estimées en utilisant états et gradients disponibles aux centres des cellules du maillage. L'efficacité de la résolution du système (2) est assurée par une résolution implicite en temps dual tandis que la précision d'ordre 2

en temps physique est obtenue en utilisant une intégration à 3 niveaux.

L'interface est alors déplacée en résolvant l'équation de transport :

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (\phi \cdot \vec{u}) = -\frac{1}{\rho_l} \dot{m} \quad (6)$$

Pour assurer à la fois la robustesse et la précision à l'ordre 2 en temps physique de la résolution de (6) une stratégie de type pas de temps dual, associée à une formule implicite à 3 niveaux pour la dérivée en temps physique, est mise en oeuvre. Une fois physiquement déplacée, l'interface est artificiellement raidie suivant la démarche proposée dans [10] qui consiste à modifier le champ ϕ de façon à satisfaire :

$$\frac{\partial \phi}{\partial \tau} + \gamma \vec{\nabla} \cdot (\phi(1 - \phi) \vec{n}) = \gamma \nabla \cdot (\epsilon \nabla \phi) \quad (7)$$

où les paramètres numériques γ et ϵ sont définis suivant les propositions formulées dans [10].

Afin de calculer le nouveau terme de transfert de masse \dot{m} au niveau de l'interface et d'itérer ainsi le processus de calcul de l'évolution de l'écoulement, il est nécessaire de résoudre de façon précise le bilan d'énergie qui fournit la distribution de température T dans le domaine fluide. Cette précision est assurée en effectuant une résolution différenciée du bilan d'énergie selon que l'on se situe dans une cellule contenant l'interface ou non. Pour des cellules ne contenant pas l'interface, on résout ainsi l'équation :

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (T \vec{u}) - T (\vec{\nabla} \cdot \vec{u}) \right) = \vec{\nabla} \cdot (\lambda \vec{\nabla} T) \quad (8)$$

où les propriétés physiques (C_p, λ) sont fixées aux valeurs *vap* ou *liq* selon que l'on se situe dans une cellule contenant majoritairement de la vapeur ou du liquide. Pour les cellules qui contiennent l'interface, l'équation résolue pour la température prend la forme non-conservative suivante :

$$\frac{\partial T}{\partial t} + \vec{u} \cdot \vec{\nabla} T = \frac{\lambda}{\rho c_p} \vec{\nabla} \cdot \vec{\nabla} T \quad (9)$$

Les dérivées premières et secondes de la température qui apparaissent dans (9) sont estimées en faisant appel à des formules de type moindres carrés mais sur des supports modifiés de façon à n'inclure que la zone vapeur ou la zone liquide, selon le côté de l'interface en cours de résolution, tout en intégrant la valeur de la température au niveau de l'interface, égale à la température de saturation T_{sat} . Les gradients de température calculés d'un côté de l'interface sont extrapolés de l'autre côté de l'interface pour permettre le calcul par (1) du terme de transfert de masse dans chaque cellule contenant l'interface. Cette opération est réalisée en faisant appel à une technique classique d'extrapolation dans la direction normale à l'interface par résolution d'une EDP [13].

3.4 Résultats attendus

L'approche numérique développée sera appliquée à des cas-tests de la littérature permettant une validation progressive des différents ingrédients constitutifs du solveur. Le classique problème de Stefan (cf. [6], [14]) sera considéré en premier lieu : la simulation de la propagation d'un front de vaporisation dans un liquide à saturation en contact avec une paroi chauffée (voir Fig.8) permet en effet de valider le calcul des transferts de masse au niveau de l'interface dans le cas d'une interface de géométrie particulièrement simple (interface plane). Dans un second temps, le solveur sera appliqué à un problème de ballotement dans un réservoir (cf. [15] par exemple), sans puis avec présence de changement de phase, afin de valider l'implémentation de l'algorithme de type PLIC retenu pour le

suit de l'interface dans un cas où la topologie de l'interface devient complexe. L'outil numérique ainsi validé sera ensuite appliqué à la simulation de phases d'auto-pressurisation puis de contrôle TVS et les résultats de la simulation seront confrontés aux données expérimentales obtenues par ailleurs pour le fluide de similitude sur le banc d'essai du laboratoire. A ce stade, on étudiera une formulation modifiée pour laquelle la masse volumique de la vapeur ρ_v ne sera plus supposée constante mais décrite par une équation d'état qui pourra être celle des gaz parfaits dans un premier temps puis de type cubique par la suite. Finalement, le solveur sera mis en oeuvre pour caractériser le dispositif TVS dans le cas de fluides cryogéniques en micro-gravité.

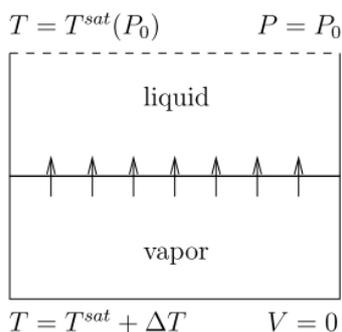


FIG. 8: Définition du problème de Stefan [16] : propagation d'un front de vaporisation.

4 Conclusion et perspectives

Le banc expérimental mis en place au LEGI permet d'étudier à la fois les phases d'auto-pressurisation du réservoir contenant le fluide de similitude et les phases de contrôle TVS. L'instrumentation du réservoir donne accès à une évaluation quantitative de l'efficacité du contrôle TVS et à une mesure précise de la stratification thermique dans le réservoir. La technique d'isolation des parois sépare thermiquement l'expérience de son environnement physique, quelle que soit la dynamique des variations de température au sein de l'enceinte (lente durant l'auto-pressurisation ou rapide en début d'injection TVS). La base de données expérimentales en cours de constitution permettra de valider le solveur dédié développé par ailleurs pour simuler la dynamique de l'écoulement dans le réservoir. Ce solveur doit permettre d'optimiser le système TVS et d'explorer l'influence des paramètres de contrôle du dispositif (débit d'injection, température d'injection, type d'injecteur, ...) en prenant en compte les effets de micro-gravité.

Remerciements

Les auteurs remercient pour leur soutien conjoint le Centre National d'Etudes Spatiales (CNES) et Air Liquid Advanced Technologies (ALAT). Le laboratoire LEGI bénéficie également du soutien du LabEx Tec21 (Investissements d'Avenir - grant agreement n°ANR-11-LABX-0030).

Références

- [1] L Hastings. An overview of NASA efforts on zero boiloff storage of cryogenic propellants. *Cryogenics*, 41(11-12) :833–839, November 2001.
- [2] Stephen Barsi. *Ventless pressure control of cryogenic storage tanks*. PhD thesis, Case Western Reserve University, 2011.
- [3] Charles H. Panzarella and Mohammad Kassemi. On the validity of purely thermodynamic descriptions of two-phase cryogenic fluid storage. *Journal of Fluid Mechanics*, 484 :41–68, June 2003.
- [4] C Panzarella, D Plachta, and M Kassemi. Pressure control of large cryogenic tanks in micro-gravity. *Cryogenics*, 44(6-8) :475–483, June 2004.
- [5] Lauriane Demeure. *Comportement thermodynamique de réservoirs d’ergols cryogéniques*. PhD thesis, Université de Grenoble, Grenoble, 2013.
- [6] Samuel W J Welch and John Wilson. A Volume of Fluid Based Method for Fluid Flows with Phase Change. *Journal of Computational Physics*, 682 :662–682, 2000.
- [7] A Sakurai, M Shiotsu, K Hata, and K Fukuda. Photographic study on transitions from non-boiling and nucleate boiling regime to film boiling due to increasing heat inputs in liquid nitrogen and water. *Nuclear Engineering and Design*, 200(1-2) :39–54, August 2000.
- [8] Marine Narcy, Erik de Malmazet, and Catherine Colin. Flow boiling in tube under normal gravity and microgravity conditions. *International Journal of Multiphase Flow*, 60 :50–63, April 2014.
- [9] Kei Ito, Tomoaki Kunugi, Hiroyuki Ohshima, and Takumi Kawamura. A volume-conservative PLIC algorithm on three-dimensional fully unstructured meshes. *Computers & Fluids*, 88 :250–261, December 2013.
- [10] Yohei Sato and Bojan Ničeno. A conservative local interface sharpening scheme for the constrained interpolation profile method. (October 2011) :441–467, 2012.
- [11] Yohei Sato and Bojan Ničeno. A sharp-interface phase change model for a mass-conservative interface tracking method. *Journal of Computational Physics*, 249 :127–161, September 2013.
- [12] Frédéric Gibou, Ligu Chen, Duc Nguyen, and Sanjoy Banerjee. A level set based sharp interface method for the multiphase incompressible Navier–Stokes equations with phase change. *Journal of Computational Physics*, 222(2) :536–555, March 2007.
- [13] Tariq D. Aslam. A partial differential equation approach to multidimensional extrapolation. *Journal of Computational Physics*, 193 :349–355, 2004.
- [14] Dong-Liang Sun, Jin-Liang Xu, and Li Wang. Development of a vapor–liquid phase change model for volume-of-fluid method in FLUENT. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 39(8) :1101–1106, October 2012.
- [15] a. Van Foreest, M. Dreyer, and T. Arndt. Moving Two-Fluid Systems Using the Volume-of-Fluid Method and Single-Temperature Approximation. *AIAA Journal*, 49(12) :2805–2813, December 2011.
- [16] Didier Jamet and Christophe Duquennoy. Test-case number 7a : One-dimensional phase-change of a vapor phase in contact with a wall (PA). Technical Report 7.