



RAPPORT DE STAGE DE RECHERCHE

Modélisation des écoulements diphasiques dans DONJON5

31 mars 2025 - 31 août 2025

Marie Bellier

Tuteur: Cédric Béguin

Département de génie mécanique de Polytechnique Montréal



RÉSUMÉ - ABSTRACT

Les réacteurs à eau bouillante (REB) sont une technologie de réacteurs nucléaires exploitant de l'eau légère comme caloporteur et modérateur, portée à ébullition dans le cœur. Cette technologie est en cours d'implantation pour la première fois au Canada sur le site de Darlington, en Ontario.

Dans ce contexte, le laboratoire de génie nucléaire de Polytechnique Montréal a souhaité adapter son environnement de simulation Version5, et notamment le code de cœur DONJON5, pour les REB. Un premier travail important a été le développement de modèles spécifiques pour les écoulements diphasiques. En l'occurrence, il a été choisi de compléter le modèle homogène existant par un modèle à écart de vitesse.

Le modèle à écart de vitesse a ainsi été implémenté informatiquement dans le module de calcul thermohydraulique THM:, avant d'être validé sur différentes références. TWOPORFLOW est un autre code de simulation, développé par le Karlsruhe Institute of Technology et utilisé pour une validation code-à-code. Une validation expérimentale a ensuite eu lieu en utilisant les tables de données disponibles du *NUPEC PSBT Stage 1 Benchmark* (Nuclear Power Engineering Center, Pressured water reactor Subchannel and Bundle Tests). Enfin, le code a été validé en multiphysique, couplé avec un calcul neutronique effectué dans DONJON5 et utilisant un couplage TWOPORFLOW-DONJON5 comme référence.

Un projet de remaniement de l'algorithme de discrimination du régime d'écoulement a également été initié, de même que la prise en compte d'une porosité variant axialement dans le cœur. Ces deux projets sont encore en cours de développement, même si des jalons ont déjà été posés.

L'ensemble de ce travail permet déjà des capacités augmentées de simulation des REB dans DONJON5, et ouvre la voie à de nouvelles avancées dans le futur.

Boiling Water Reactors (BWR) are a type of nuclear reactor that uses light water both as a moderator and coolant. That water is boiling inside the core. Developed in the early days of the civil nuclear industry, the first Canadian BWRs are under construction on the Darlington site, Ontario.

Consequently, the nuclear engineering institute of Polytechnique Montréal decided to adapt its Version5 simulation environment, particularly the DONJON5 module, for BWRs. A first task was the development of specific models for two-phase flows. In this case, it was decided to supplement the existing homogeneous model with a drift-flux model.

The drift flux model was implemented in the THM: thermohydraulic module before being validated against various references. A code-to-code validation with TWOPORFLOW, another simulation code developed by the Karlsruhe Institute of Technology, was run. An experimental validation has then been conducted, using the data tables available from the NUPEC PSBT Stage 1 Benchmark (Nuclear Power Engineering Center, Pressured water reactor Subchannel and Bundle Tests). Finally, a multiphysics validation has been carried out, comparing THM: and TWOPORFLOW, both coupled with DONJON5 for the neutronics solutions.

A project to redesign the flow regime discrimination algorithm has also been initiated, along with the development of a new capacity to consider axial porosity variations in the core. Both projects are still incomplete, although first steps have been reached.

All of this work has already led to increased REB simulation capabilities in DONJON5 and paves the way for further advances in the future.

REMERCIEMENTS

Je remercie l'ensemble des membres de l'institut de génie nucléaire de Polytechnique Montréal pour leur chaleureux accueil. En premier lieu, mon tuteur, Cédric Béguin, dont la disponibilité et les conseils avisés m'ont aidé à chaque étape du projet. Merci à Alain Hébert, qui a pu me proposer ce stage au sein de son équipe, mais aussi superviser efficacement nos travaux, en particulier multiphysiques.

Je me dois de remercier toute l'équipe des étudiants : d'abord ceux de l'équipe BWR, Raphaël, Clément, Alec. J'ai sincèrement apprécié travailler avec vous. Ivan, Pauline, Juliette, Thomas, Elouan, Damien, ce n'est pas parce que vous ne faites pas bouillir de l'eau que nos conversations n'ont pas été enrichissantes et passionnantes.

Je remercie la Chaire Énergies Durables, financée par EDF à l'École polytechnique, ainsi que l'Office franco-québécois pour la jeunesse, pour leur soutien financier.

TABLE DES MATIÈRES

1	Modèle à écart de vitesse	2
1.1	Mise en équation	2
1.2	Implémentation numérique	8
2	Validation du nouveau module thermohydraulique	11
2.1	Code de référence : TWOPORFLOW	11
2.2	Validation expérimentale : PSBT Benchmark	11
2.3	Validation code-à-code	12
2.4	Etude multiphysique	13
3	Algorithme de discrimination du régime d'écoulement	16
3.1	Etat initial et problématique posée	16
3.2	Proposition finale	18
4	Variation axiale de porosité dans le canal	19
4.1	Problématique posée	19
4.2	Revue de littérature	19
4.3	Modèle physique de pertes singulières	20

INTRODUCTION

Face aux défis contemporains, le nucléaire est partout dans le monde en plein développement. Offrant une énergie dense, pilotable, et décarbonnée, il devient une solution privilégiée pour réduire les émissions de gaz à effet de serre. De nouvelles propositions d'architectures de réacteurs sont ainsi continuellement développées, afin de proposer des solutions toujours plus fiables et économes en uranium.

Le groupe industriel GE-Hitachi a ainsi développé le réacteur BWRX-300, pour *Boiling Water Reactor* $300MW_e$, réacteur à eau bouillante de $300MW_{\text{électriques}}$. Ce réacteur entre dans la catégorie des SMR, *Small modular reactor* ou petit réacteur modulaire, des réacteurs de plus faible puissance mais dont les composants sont unifiés pour faciliter la production. L'Ontario a choisi ce modèle de réacteur pour le renouvellement de son parc, au lieu du traditionnel réacteur canadien CANDU (Canadian Deuterium Uranium). Quatre réacteurs sont ainsi en construction sur le site de Darlington.

Dans ce cadre, l'agence nationale de sûreté canadienne a demandé le développement de codes de modélisation de réacteur à eau bouillante, dans le but de pouvoir mener des études de sûreté indépendantes. Le laboratoire de génie nucléaire de Polytechnique Montréal, rattaché au département de génie mécanique, travaille donc sur l'adaptation des codes de modélisation existants pour les réacteurs à eau bouillante.

C'est dans ce cadre que mon projet s'est inscrit ; le but était de développer les codes de modélisation thermohydraulique pour les écoulements diphasiques dans le module DONJON5. Ce module permet le calcul de simulations couplées en neutronique et thermohydraulique pour les cœurs de réacteur nucléaire.

1

MODÈLE À ÉCART DE VITESSE

1.1 MISE EN ÉQUATION

1.1.1 • TRAVAIL EN CONTINUITÉ

Il est nécessaire, au début de cette section, de signaler que l'ensemble du travail de mise en équation a été réalisé par Clément Huet dans le cadre de son mémoire de recherche [1]. Il a également, suite à ce travail théorique, réalisé un prototype développé en python, reprenant les fonctions utiles de THM: pour y adjoindre le modèle à écart de vitesse. C'est à partir de cette base que j'ai pu, en collaboration avec lui, développer la structure algorithmique nécessaire et détaillée ci-dessous. La mission qui m'était confiée était ensuite de mettre au point l'implémentation dans DONJON5 de ce modèle. Les équations stationnaires et leur discrétisation spatiale sont donc toutes issues du mémoire de recherche de Clément Huet, et ne sont présentes ici que pour servir de support théorique au reste du rapport.

1.1.2 • ETAT DE L'ART

Différents codes existent, en accès libre ou non, pour la modélisation des cœurs de réacteurs nucléaires. Leurs spécificités sont regroupées en figure 1.

	Simplifiée		Avancée	Computational fluid dynamics (CFD)
Thermo			TWOPORFLOW (TPF)  • 2 fluides 2D • Modélisation des milieux poreux	OPENFOAM • Code de mécanique des fluides en 3D • Méthode des volumes finis • Multiphasique
Thermo - Neutronique	DONJON5/THM:  • Drift flux model 1D • Couplage possible dans Version5	PARCS/PATHS  • Drift flux model 1D • Couplage possible avec PARCS		GENFOAM  • Basée sur OpenFoam • Sous solveur pour le nucléaire • Équations de transfert
Circuit entier			COBRA-TF (CTF)  CATHARE  TRACE 	• 2 fluides 3D • Haute fidélité • Modélisation de la turbulence • Modélisation accidentelle

 Open Source

FIGURE 1 – Récapitulatif des principaux codes disponibles pour la simulation thermohydraulique des cœurs

DONJON5 s'inscrit donc dans un écosystème plus vaste. L'objectif actuel de DONJON5 est de permettre

une modélisation suffisamment fine des réacteurs à eau bouillante pour des études de sûreté. DONJON5 est en effet un code open source, contrairement aux codes utilisés par le groupe GE-Hitachi.

1.1.3 • MODÈLE HOMOGENÈME ET PRINCIPE GÉNÉRAL DU MODÈLE À ÉCART DE VITESSE

Il existe deux façons principales de décrire un écoulement diphasique liquide-vapeur : à trois ou six équations. La méthode à six équations, utilisée dans une majorité des codes de thermohydraulique existants, consiste à utiliser deux systèmes d'équations de Navier-Stokes, chaque système décrivant une phase. Le modèle à trois équations, ou moyenné, utilise des variables physiques homogénéisées sur les deux phases. Chaque méthode exige un certain nombre de modèles physiques complémentaires.

L'écoulement dans un réacteur fait intervenir trois phases distinctes : le crayon de combustible solide, l'eau liquide et la vapeur d'eau. On définit un volume de contrôle V , permettant un moyennage spatial.

On définit respectivement V_g, V_ℓ, V_s les volumes occupés par les phases gazeuse, liquide et solide. La porosité Φ correspond à l'espace occupé par le fluide sur le volume total :

$$\Phi = \frac{V_g + V_\ell}{V} \quad (1)$$

On note aussi ε le taux de vide, c'est-à-dire la fraction du volume de fluide occupé par le gaz.

$$\varepsilon_k = \frac{V_k}{V_g + V_\ell} = \frac{V_k}{\Phi V} \quad (2)$$

Par définition $V = V_g + V_\ell + V_s$.

La fraction massique est définie comme suit :

$$x_s = \frac{\varepsilon \rho_g}{\varepsilon \rho_g + (1 - \varepsilon) \rho_\ell} = \frac{m_g}{m_g + m_\ell} = \frac{\varepsilon}{\varepsilon + (1 - \varepsilon) \rho_\ell / \rho_g} \quad (3)$$

Le titre massique décrit la part de la vapeur dans le débit massique total :

$$x_d = \frac{\int_A \varepsilon_g \rho_g \vec{v}_g dA}{\sum_k \int_A \varepsilon_k \rho_k \vec{v}_k dA} = \frac{\dot{m}_g}{\dot{m}_g + \dot{m}_\ell} \quad (4)$$

L'enthalpie du mélange est définie à partir des enthalpies des deux phases fluides :

$$h_m = \frac{\varepsilon \rho_g h_g + (1 - \varepsilon) \rho_\ell h_\ell}{\varepsilon \rho_g + (1 - \varepsilon) \rho_\ell} = x_s h_g + (1 - x_s) h_\ell \quad (5)$$

On définit le moyennage volumique (surfaccique) $\langle \rangle$ pour une variable $\tilde{\psi}$:

$$\langle \tilde{\psi}_k \rangle = \frac{1}{A} \iint_A \tilde{\psi}_k dA \quad (6)$$

La vitesse superficielle de chaque phase est calculée à partir du débit moyen de la phase et de l'aire transverse de la conduite :

$$\begin{aligned} j_g &= \frac{Q_g}{A} \\ j_\ell &= \frac{Q_\ell}{A} \end{aligned} \quad (7)$$

Où $Q_k = A_k \langle \tilde{v}_k \rangle$ avec $\langle \tilde{v}_k \rangle$ la vitesse moyenne de la phase k . On utilise aussi le diamètre hydraulique de la conduite $D_h = \frac{4(A_g + A_\ell)}{P_{mouillé}}$.

Les caractéristiques de l'écoulement peuvent être décrites par les nombres adimensionnés suivants :

Nombre de Nusselt

$$Nu = \frac{H D_h}{k_\ell} \quad (8)$$

Avec

H = coefficient de transfert thermique (W/m²/K)

D_h = diamètre hydraulique (m)

k_ℓ = conductivité thermique du liquide (W/m/K)

Le nombre de Nusselt représente le rapport entre les transferts thermiques convectifs et conductifs à une interface. Un Nu élevé indique que les effets convectifs sont dominants.

Nombre de Reynolds du mélange

$$Re_m = \frac{\dot{m} D_h}{\mu_m} = \frac{\rho_m u_m D_h}{\mu_m} \quad (9)$$

Avec

\dot{m} = débit massique (kg/m²/s)

μ_m = viscosité dynamique du mélange (kg/m/s) définie à partir des viscosités dynamiques de chaque phase :

$$\mu_m = \varepsilon \mu_g + (1 - \varepsilon) \mu_\ell$$

Le nombre de Reynolds représente le rapport entre les forces inertielles et visqueuses dans un fluide. Le nombre de Reynolds permet donc de déterminer le régime d'écoulement. On peut aussi considérer le nombre de Reynolds d'une seule phase.

Nombre de Prandtl de la phase liquide

Le nombre de Prandtl représente le rapport entre la viscosité et la diffusion thermique dans un fluide.

$$Pr = \frac{\mu_\ell C_\ell}{k_\ell} \quad (10)$$

où

μ_ℓ = viscosité dynamique du liquide (kg/m/s)

C_ℓ = capacité thermique massique à pression constante du liquide (J.K⁻¹.kg⁻¹)

k_ℓ = conductivité thermique du liquide (W.m⁻¹.K⁻¹)

Un Pr bas signifie que la chaleur se diffuse plus vite que le moment (dans un gaz par exemple).

Le module THM : s'appuie au départ sur un modèle homogène. Le modèle à écart de vitesse permet d'apporter une précision supplémentaire en ajoutant un terme de découplage V_{gj} , appelé vitesse de glissement, représentant l'écart de vitesse entre les phases liquide et gazeuse. Ce terme intervient donc dans les trois équations de Navier-Stokes et intervient dans la définition de plusieurs autres variables physiques, dont le taux de vide notamment.

1.1.4 • EQUATIONS STATIONNAIRES

Le module THM : est développé au départ en régime stationnaire, même si l'ambition d'élargir les modèles aux cas instationnaires existe aujourd'hui. Le but de ce travail était de développer un modèle à écart de vitesse stationnaire.

Dans le cas physique considéré, les équations de Navier-Stokes s'écrivent comme suit :

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{- conservation de la masse :} \\ \frac{\partial \tilde{\rho}_k}{\partial t} + \nabla \cdot (\tilde{\rho}_k \tilde{v}_k) = 0 \\ \\ \text{- conservation de la quantité de mouvement :} \\ \frac{\partial \tilde{\rho}_k \tilde{v}_k}{\partial t} + \nabla \cdot (\tilde{\rho}_k \tilde{v}_k \otimes \tilde{v}_k) = \tilde{\rho}_k \vec{g} - \nabla \tilde{P}_k + \nabla \cdot \tilde{\tau}_k \\ \\ \text{- conservation de l'énergie :} \\ \frac{\partial}{\partial t} (\tilde{\rho}_k \tilde{h}_k) + \nabla \cdot (\tilde{\rho}_k \tilde{v}_k \tilde{h}_k) = \frac{d}{dt} \tilde{P}_k + \tilde{\tau}_k \cdot \nabla \cdot \tilde{v}_k + \nabla \cdot (\tilde{k}_k \nabla \tilde{T}_k) \\ \\ \text{- Equations d'état (abaques) :} \\ \tilde{T}_k(\tilde{P}_k, \tilde{h}_k) ; \tilde{\rho}_k(\tilde{P}_k, \tilde{T}_k) ; \tilde{\mu}_k(\tilde{P}_k, \tilde{T}_k) ; \tilde{k}_k(\tilde{P}_k, \tilde{T}_k) \end{array} \right. \quad (11)$$

On note pour la phase k sa densité locale $\tilde{\rho}_k$, sa vitesse locale \tilde{v}_k , son enthalpie locale \tilde{h}_k , sa pression locale \tilde{P}_k , la viscosité locale $\tilde{\tau}_k$, \tilde{k}_k sa conductivité thermique locale et \tilde{T}_k sa température locale. \vec{g} est la constante gravitationnelle terrestre.

Le terme $-\tilde{k}_k \nabla \tilde{T}_k$ représente le transfert thermique par conduction. \tilde{k}_k est la conductivité thermique du fluide considéré (loi de Fourier).

On réalise un moyennage volumique en divisant par V la somme de l'intégrale sur V_ℓ de l'équation du liquide et de l'intégrale sur V_g de l'équation du gaz. Les équations moyennées du mélange s'écrivent alors :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial \Phi \rho_m}{\partial t} + \nabla \cdot \Phi \rho_m \vec{u}_m = 0 \\ \\ \frac{\partial \Phi \rho_m \vec{u}_m}{\partial t} + \nabla \cdot \Phi \rho_m \vec{u}_m \otimes \vec{u}_m = -\Phi \nabla P_m + \Phi \rho_m \vec{g} + \nabla \cdot \Phi \tau_m + \vec{\kappa} + \nabla \cdot \Phi \tau_m^{\text{Re}} + \vec{M}_g^w + \vec{M}_\ell^w \\ \\ \frac{\partial}{\partial t} (\Phi \rho_m h_m) + \nabla \cdot (\Phi \rho_m h_m \vec{u}_m) = \frac{d}{dt} (\Phi P_m) + \nabla \cdot \Phi \tau_m \vec{u}_m + \nabla \cdot \Phi (-k_m \nabla T_m) + q_m'' \end{array} \right. \quad (12)$$

avec

$$\begin{aligned}
 \rho_m &= \varepsilon \rho_g + (1 - \varepsilon) \rho_\ell \\
 \vec{u}_m &= (\varepsilon \rho_g \vec{v}_g + (1 - \varepsilon) \rho_\ell \vec{v}_\ell) / \rho_m \\
 P_m &= \varepsilon P_g + (1 - \varepsilon) P_\ell \\
 h_m &= (\varepsilon \rho_g h_g + (1 - \varepsilon) \rho_\ell h_\ell) / \rho_m = x h_g + (1 - x) h_\ell \\
 \nabla \cdot (\vec{\tau}_m) &= \nabla \cdot \Phi(\varepsilon_g \vec{\tau}_g + \varepsilon_\ell \vec{\tau}_\ell) \\
 \nabla \cdot \Phi(-k_m \nabla T_m) &= (\varepsilon_g k_g \nabla T_g) + (\varepsilon_\ell k_\ell \nabla T_\ell)
 \end{aligned} \tag{13}$$

1.1.5 • MODÈLE À ÉCART DE VITESSE

Vitesse surfacique du mélange

La vitesse surfacique du mélange, qui s'exprime $j = j_g + j_\ell$ peut aussi être écrite :

$$\langle \tilde{j} \rangle = (1 - \varepsilon) v_\ell + \varepsilon v_g \tag{14}$$

Vitesse de glissement

La vitesse de glissement V_{gj} s'exprime à partir de $\langle \tilde{j} \rangle$ et $\langle \chi_k \rangle$, fonction indicatrice de la phase k .

$$V_{gj} = \frac{\frac{1}{A} \int_A \chi_k \tilde{v}_g dA - \frac{1}{A} \int_A \chi_k \tilde{j} dA}{\frac{1}{A} \int_A \chi_k dA} = v_g - \frac{\langle \chi_k \tilde{j} \rangle}{\langle \chi_k \rangle} \tag{15}$$

En utilisant cette relation, on peut exprimer la vitesse de la phase gazeuse :

$$v_g = V_{gj} + \frac{\langle \chi_k \tilde{j} \rangle}{\langle \chi_k \rangle} \frac{\langle \tilde{j} \rangle}{\langle \tilde{j} \rangle} = V_{gj} + C_0 \langle \tilde{j} \rangle \tag{16}$$

avec :

$$C_0 = \frac{\langle \chi_k \tilde{j} \rangle}{\langle \chi_k \rangle \langle \tilde{j} \rangle} = \frac{\langle \chi_k \tilde{j} \rangle}{\varepsilon \langle \tilde{j} \rangle} \tag{17}$$

C_0 est le paramètre de distribution, qui mesure l'impact du taux de vide sur la vitesse du gaz. Il peut être trouvé expérimentalement ou être approché par un modèle.

Vitesse barycentrique

On peut remarquer que cette vitesse est égale à la vitesse du mélange :

$$\frac{\rho_\ell (1 - \varepsilon) v_\ell + \rho_g \varepsilon v_g}{\rho_\ell (1 - \varepsilon) + \rho_g \varepsilon} = u_m \tag{18}$$

et

$$\rho_m u_m = \rho_\ell (1 - \varepsilon) v_\ell + \rho_g \varepsilon v_g \tag{19}$$

Vitesses des phases

On obtient finalement :

$$v_g = u_m + \frac{\rho_\ell}{\rho_m} \cdot (V_{gj} + (C_0 - 1)\langle \tilde{j} \rangle) \quad (20)$$

et

$$v_\ell = u_m + \left(\frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon} \right) \cdot \frac{\rho_\ell}{\rho_m} \cdot (V_{gj} + (c_0 - 1)\langle \tilde{j} \rangle) \quad (21)$$

Si on introduit le terme

$$V'_{gj} = V_{gj} + (c_0 - 1)\langle \tilde{j} \rangle \quad (22)$$

les vitesses de phase (équations 20 et 21) deviennent :

$$v_g = u_m + \frac{\rho_\ell}{\rho_m} \cdot V'_{gj} \quad (23)$$

et

$$v_\ell = u_m - \left(\frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon} \right) \cdot \frac{\rho_g}{\rho_m} \cdot V'_{gj} \quad (24)$$

Equations de Navier-Stokes On obtient les trois équations de Navier-Stokes dans le cadre du modèle à écart de vitesse (dans notre cas physique étudié, en 1D) :

$$\frac{\partial}{\partial t} A\rho_m + \frac{\partial}{\partial z} A\rho_m u_m = 0 \quad (25)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} A\rho_m u_m + \frac{\partial}{\partial z} \left[A\rho_m u_m^2 + A \frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon} \frac{\rho_g \rho_\ell}{\rho_m} V_{gj}^2 \right] + \frac{\partial}{\partial z} AP_m + A\rho_m g = -u_m^2 \rho_m \frac{f\phi_m}{D_h} \Delta V \quad (26)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} \Phi A\rho_m h_s - \frac{\partial}{\partial t} \Phi AP_m + \frac{\partial}{\partial z} \Phi A\rho_m u_m h_s + \frac{\partial}{\partial z} \Phi A \varepsilon \frac{\rho_g \rho_\ell}{\rho_m} V_{gj} (h_v - h_\ell) \\ + (u_m + \frac{\varepsilon(\rho_\ell - \rho_g)}{\rho_m} V'_{gj}) \cdot \frac{\partial}{\partial z} \Phi AP_m = \Phi A_w \vec{n}_w \cdot \vec{q}'_w \end{aligned} \quad (27)$$

On utilisera pour l'implémentation numérique ces mêmes équations, discrétisées spatialement et stationnaires :

$$\int_{V_n} \frac{\partial}{\partial z} \rho_m u_m = (\rho^* u A)_{i+1} - (\rho^* u A)_i = 0 \quad (28)$$

$$\begin{aligned}
 (\rho^* u^* \hat{A}^*)_{i+1} u_{i+1} - (\rho^* u^* \hat{A}^*)_i u_i + A_{i+1} P_{i+1} - A_i P_i &= \left(\frac{\varepsilon^*}{1 - \varepsilon^*} \frac{\rho_\ell^* \rho_g^*}{\rho^*} (V_{gj}^*)^2 A \right)_i \\
 - \left(\frac{\varepsilon^*}{1 - \varepsilon^*} \frac{\rho_\ell^* \rho_g^*}{\rho^*} (V_{gj}^*)^2 A \right)_{i+1} - \left(\frac{\rho_{i+1} \Delta z_{i+1} A_{i+1} + \rho_i \Delta z_i A_i}{2} \right) g
 \end{aligned} \quad (29)$$

$$\begin{aligned}
 (\rho^* u^* A)_{i+1} h_{i+1} - (\rho^* u^* A)_i h_i &= q''' A \Delta z + \left(\varepsilon^* \frac{\rho_\ell^* \rho_g^*}{\rho^*} \Delta h_{fg} V_{gj}^* A \right)_i - \left(\varepsilon^* \frac{\rho_\ell^* \rho_g^*}{\rho^*} \Delta h_{fg} V_{gj}^* A \right)_{i+1} \\
 + \frac{\left(u^* + \frac{\varepsilon^* (\rho_\ell^* - \rho_g^*)}{\rho^*} V_{gj}^* \right)_i + \left(u^* + \frac{\varepsilon^* (\rho_\ell^* - \rho_g^*)}{\rho^*} V_{gj}^* \right)_{i+1}}{2} \cdot (P_i^* A_i - P_{i+1}^* A_{i+1})
 \end{aligned} \quad (30)$$

Avec :

$$\hat{A}_i^* = \left(A + \frac{\Phi_m^*}{2} \frac{f^*}{D_h} A \Delta z \right)_i \quad (31)$$

Ces équations sont plus largement décrites dans le mémoire de Clément Huet, ainsi que les équations utilisées. L'ouvrage utilisé comme référence pour le modèle à écart de vitesse est le livre de Ishii and Hibiki [2].

Taux de vide

Dans le cadre du modèle à écart de vitesse, on peut écrire le taux de vide à partir du titre massique en vapeur x et d'autres paramètres précédemment cités :

$$\varepsilon = \frac{x}{C_0 \left(x + \frac{\rho_g}{\rho_\ell} (1 - x) \right) + \frac{\rho_g V_{gj}}{\rho_m u_m}} \quad (32)$$

Corrélations

V_{gj} et C_0 peuvent être obtenus à l'aide de différents modèles, décrits dans l'annexe A, dont par exemple :

- Electric Power Research Insitute (EPRI) [3]
- GE-Ramp [4]
- Modified Bestion [5]
- Homogeneous equilibrium model (HEM)[6]

1.2 IMPLÉMENTATION NUMÉRIQUE

1.2.1 • LE CODE DONJON5 ET LE MODULE THM:

Le code DONJON5 est un code de résolution de la physique du cœur des réacteurs nucléaires, développé par le laboratoire d'analyse nucléaire de Polytechnique Montréal. Il permet la résolution des équations de neutronique et thermohydraulique et a initialement été développé pour des CANDU, réacteurs canadiens, avant d'être adapté aux réacteurs à eau légère pressurisée, à sels fondus, et à présent aux réacteurs à eau bouillante.

Il répond à un idéal de science ouverte, et l'ensemble de l'archive Donjon-Dragon, de même que tous les rapports liés, est disponible gratuitement et librement en ligne. Le présent travail viendra ainsi s'ajouter aux archives existantes.

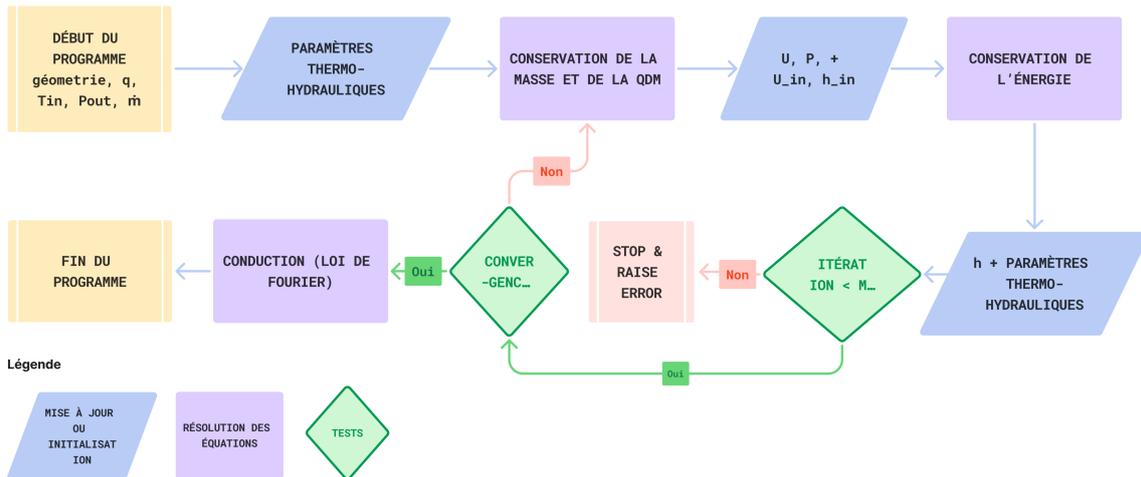


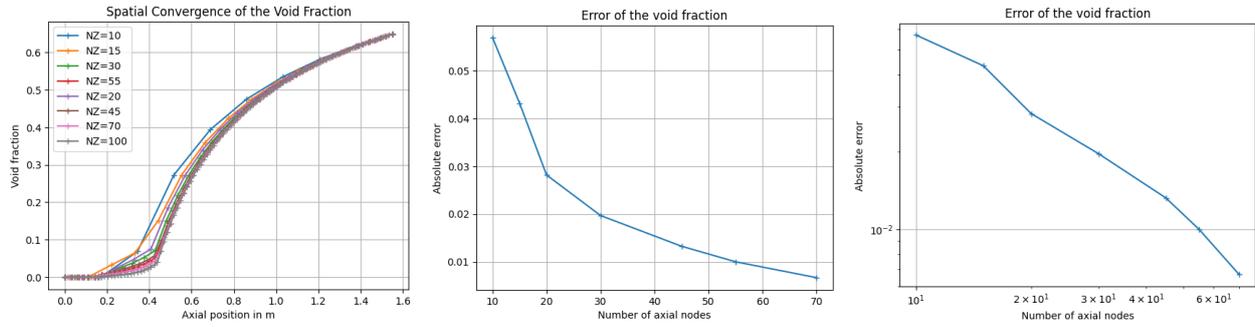
FIGURE 2 – Structure de calcul de THM: .

Le module THM: consiste en un ensemble de fichiers (codés en Fortran), regroupant un certain nombre de sous-routines. Il a été majoritairement développé par Paul Gallet en 2014 [7] puis a été complété par Alain Hébert en 2018 [8].

- THM.f : ce fichier "lit" les données d'entrée, regroupées sur un fichier externe codé dans un langage particulier appelé CLE-2000, traite les données et fait appel à deux sous-fichiers : THMTRS pour les cas instationnaires (cette partie est en cours de développement) et THMDRV.
- THMDRV.f représente la boucle principale de résolution des équations; il appelle tour à tour les sous-fonctions jusqu'à convergence, selon le schéma présenté figure 2, et c'est dans ce fichier qu'est recalculée à chaque itération l'enthalpie pour l'ensemble de la conduite.
- THMPV.f permet de résoudre les équations liées de pression et vitesse sur toute la conduite.
- THMH2O.f permet, pour chaque tranche axiale, de résoudre l'ensemble des autres paramètres (taux de vide, densité, échanges thermiques sur la paroi, etc.).

1.2.2 • CONVERGENCE

Une étude de convergence spatiale, prenant comme référence un maillage de 100 points, le plus fin autorisé par THM: initialement, a été réalisée. Les résultats sont présentés en fig 3. La pression, la température, la vitesse moyenne et le taux de vide ont été étudiés pour les maillages de 10, 15, 20, 30, 45, 55, 70 et 100 mailles.



(a) Variation axiale du taux de vide pour les différents maillages (b) Erreurs relatives sur le taux de vide en fonction du maillage (c) Erreurs relatives sur le taux de vide en fonction du maillage, log-log.

FIGURE 3 – Etude de convergence spatiale

On obtient un ordre de convergence de 1.2 pour le taux de vide, ce qui est satisfaisant. Les autres variables étudiées présentent le même ordre de convergence.

2

VALIDATION DU NOUVEAU MODULE THERMOHYDRAULIQUE

2.1 CODE DE RÉFÉRENCE : TWOPORFLOW

TWOPORFLOW est un code tridimensionnel basé sur un milieu poreux, utilisé pour modéliser l'écoulement diphasique dans les cœurs de réacteurs à eau bouillante (BWR), tant en conditions normales qu'accidentelles. Il a été développé par le Karlsruhe Institute of Technology (KIT). Ce code résout numériquement six équations de conservation (masse vapeur et liquide, quantité de mouvement vapeur et liquide, énergie vapeur et liquide) sur une grille cartésienne. Il prend en compte la porosité en volume et en surface pour les structures solides (par exemple, les crayons de combustible). Les complications géométriques sont traitées par la technique FAVOR (Fractional Area Volume Obstacle Representation) et sont fermées par des relations empiriques. Les principales hypothèses sont :

- La pression ne dépend pas de la phase (liquide ou gazeuse).
- Les corrélations de transfert de chaleur dépendent du régime d'écoulement (par exemple, la corrélation de Chen pour l'ébullition nucléée et celle de Lockhart-Martinelli pour la traînée interfaciale).
- La viscosité turbulente est modélisée à l'aide d'un modèle réduit de longueur de mélange.
- L'ébullition en sous-refroidissement est simulée à l'aide de la corrélation d'Unal pour la génération de vapeur.

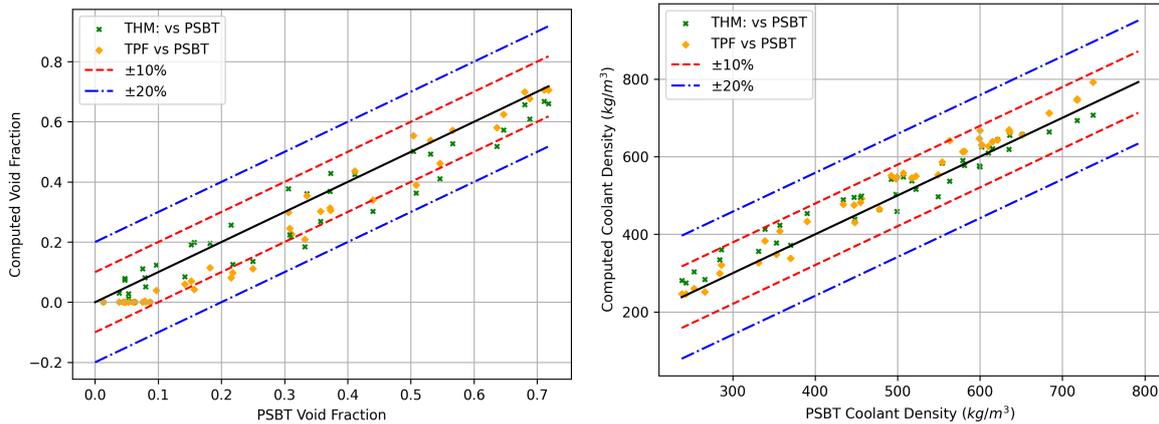
Pour l'implémentation numérique, le code utilise une méthode semi-implicite ICE (Implicit Continuous Eulerian) et une grille de vitesses décalée. Les résultats en régime stationnaire sont obtenus par des simulations pseudo-transitoires. Les caractéristiques de l'écoulement sont calculées à l'aide d'une discrétisation centrée sur les sous-canaux (par exemple, 9×9 sous-canaux dans les tests BFBT), tandis que des coefficients empiriques tiennent compte des effets des entretoises.

Le code a été validé pour le benchmark BWR Full-size Fine-mesh Bundle Test (BFBT). Les fractions de vide calculées à la sortie des assemblages présentaient un écart-type $\leq 10\%$ par rapport aux expériences.

2.2 VALIDATION EXPÉRIMENTALE : PSBT BENCHMARK

Une table de données expérimentales disponible est celle du NUPEC PSBT Benchmark (Nuclear Power Engineering Corporation; Pressure water reactors Sub-channel and Bundle Tests) [9]. Cette table regroupe notamment des tests à l'échelle d'un canal unique, comme celui étudié jusqu'alors. THM: est en effet conçu pour étudier un assemblage équivalent, et ne possède pas de capacité de modélisation des flux inter-assemblages. Les figures 4a et 4b présentent les résultats obtenus sur les données des différents tests, chaque point représentant un ensemble de données. Les valeurs obtenues via TPF pour les mêmes tests sont données à titre de référence.

Ces figures ont été obtenues dans le cadre de la rédaction de l'article [10]. On peut observer que seuls 6 tests obtiennent des résultats avec des écarts supérieurs à $\pm 10\%$ en taux de vide, c'est-à-dire exactement autant que TPF. Toutes les valeurs de densité sont dans l'intervalle $\pm 10\%$. Les valeurs sont globalement comparables à celles de TPF ou d'autres valeurs de référence. On peut noter que THM: sous-estime systématiquement les forts taux de vide, ce qui correspond à une sur-estimation des faibles densités.



(a) Taux de vide calculés par THM: et TPF, relativement aux valeurs expérimentales du NUPEC PSBT benchmark, avec les intervalles ± 0.1 and ± 0.2 . (b) Masses volumiques calculées par THM: et TPF, relativement aux valeurs expérimentales du NUPEC PSBT benchmark, avec les intervalles à $\pm 10\%$ and $\pm 20\%$ de la valeur expérimentale maximale du PSBT benchmark

FIGURE 4 – Taux de vide (a) et masse volumique du caloporteur (b) calculés par THM: et TPF, relativement aux valeurs du NUPEC PSBT benchmark. Les valeurs obtenues par THM: sont représentées en vert, celles de TPF en orange.

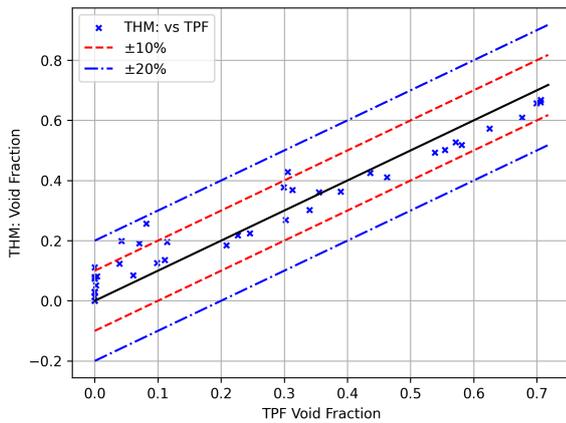
2.3 VALIDATION CODE-À-CODE

Les codes TPF et THM: ont été comparés l'un à l'autre sur les cas physiques du PSBT benchmark, dans une étude dont les résultats sont présentés en figure 5. Là encore, la majorité des points sont dans la limite des $\pm 10\%$. On observe néanmoins une surestimation des faibles taux de vide par THM: , relativement à TPF.

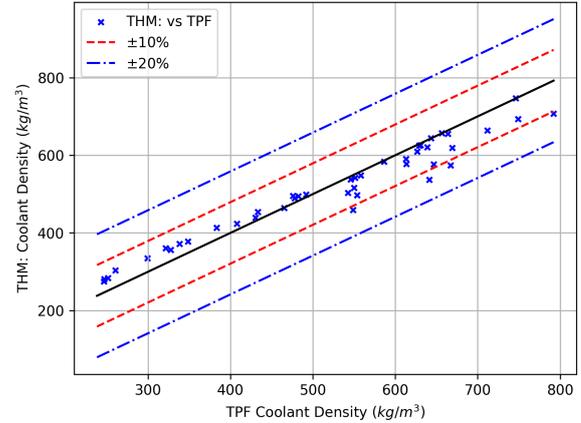
Les deux codes TWOPORFLOW et DONJON5 ont ensuite été comparés sur un cas physique décrit dans le tableau 1. Les résultats obtenus sont présentés figure 6.

Geometrique		Thermohydraulique	
Paramètre	Valeur	Paramètre	Valeur
Nombre de points du maillage (I_z)	25	Puissance	3.8 - 38.4 kW
Hauteur du canal (L_f)	1.555 m	Débit massique (q_{flow})	0.084 kg/s
Rayon combustible (r_f)	0.4435 cm	Pression de sortie (p_{out})	7.2 MPa
Rayon interne de la gaine (r_{clad})	0.4520 cm	Température d'entrée (T_{in})	543.15 K
Rayon externe de la gaine (r_{clad})	0.5140 cm		
Côté de la maille (r_w)	1.295 cm		

TABLE 1 – Paramètres géométriques et thermohydrauliques utilisés pour les cas tests de validation code-à-code

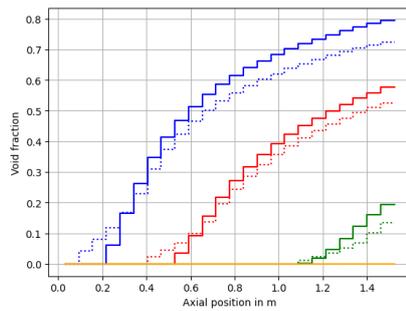


(a) Taux de vide calculés par THM: et TPF

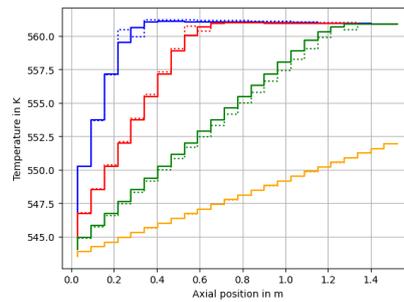


(b) Densités de caloporteur calculées par THM: et TPF

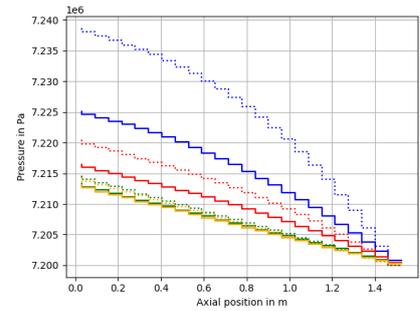
FIGURE 5 – Taux de vide (a) et densités de caloporteur (b), comparaison de THM: et TPF sur les cas du PSBT benchmark.



(a) Taux de vide



(b) Température



(c) Pression

FIGURE 6 – Validation code-à-code entre TWOPORFLOW et THM: . Les lignes pleines représentent les résultats TPF, celles en pointillés les résultats THM: . Les couleurs jaune, verte, rouge et bleue représentent respectivement des puissances de 3.8, 9.6, 19.2 et 38.4 kW.

Les écarts entre les deux modélisations (présentés dans le tableau 2) sont très satisfaisants ; pour le taux de vide en particulier, des écarts en dessous de 10% sont considérés comme corrects. Le code THM: répond donc à ce critère.

2.4 ETUDE MULTIPHYSIQUE

Un des objectifs du module THM: est l'utilisation couplée avec les modèles de neutronique également présents dans DONJON5, pour les calculs de simulation complets des cœurs de réacteur. La validation simple code à code THM: - TPF a donc été complétée par une étude comparant les résultats multiphysiques. THM: et TPF ont tous deux été couplés avec les calculs de neutronique DONJON5 afin d'en étudier les écarts. Cette étude a également été menée dans le cadre de la rédaction de l'article [10].

Les figures 7 et 8 présentent les résultats obtenus pour des puissances de $P_{tot} = 5$ et $20kW$ d'une part, ainsi

Erreur	Δ_{RMS} (%)				Δ_{max} (%)			
	3.8	9.6	19.2	38.4	3.8	9.6	19.2	38.4
Puissance (kW)	3.8	9.6	19.2	38.4	3.8	9.6	19.2	38.4
Température	0.003	0.07	0.03	0.04	0.004	0.12	0.13	0.17
Taux de vide	0.001	2.14	3.11	5.56	0.001	6.11	5.04	8.13
Pression	0.01	0.01	0.04	0.14	0.02	0.02	0.05	0.19
Vitesse moyenne	0.09	6.15	17.4	22.3	0.09	19.4	32.9	36.6

TABLE 2 – Ecart RMS et maximaux sur la température, le taux de vide, la pression et la vitesse moyenne entre TWOPORFLOW et THM: pour des puissances de 3.8, 9.6, 19.2 et 38.4 kW

que 10 et 40kW d'autre part. Les courbes représentent l'évolution axiale des températures, pressions, et taux de vide. TPF est codé à partir d'un modèle à deux phases, contrairement à THM: qui utilise un modèle à écart de vitesse homogène. Cela provoque nécessairement des écarts dans les valeurs calculées. Le but de cette étude est d'observer et quantifier lesdits écarts.

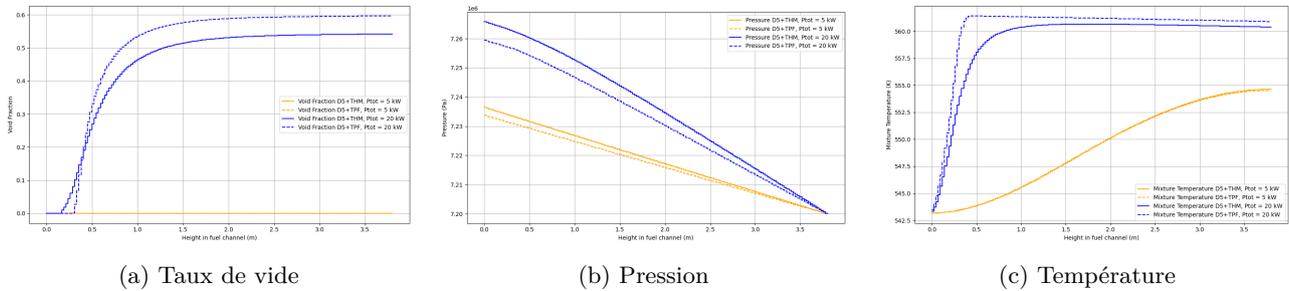


FIGURE 7 – Taux de vide (a), pression (b), et température du modérateur (c) le long du canal. Les courbes jaune et bleu correspondent respectivement aux puissances $P_{tot} = 5kW$ et $P_{tot} = 20kW$. Les lignes pleines représentent les résultats obtenus par THM: , celles en pointillés sont associées à TPF.

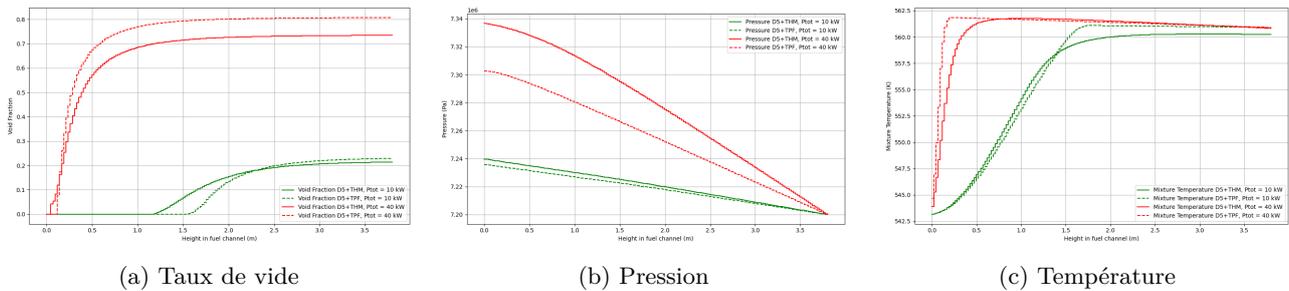


FIGURE 8 – Taux de vide (a), pression (b), et température du modérateur (c) le long du canal. Les courbes verte et rouge correspondent respectivement aux puissances $P_{tot} = 10kW$ et $P_{tot} = 40kW$. Les lignes pleines représentent les résultats obtenus par THM: , celles en pointillés sont associées à TPF.

Les écarts RMS (Δ_{RMS}), moyen (Δ_{avg}) and maximum (Δ_{max}) sont présentés pour les grandeurs thermo-hydrauliques d'intérêt dans les tableaux 3 et 4. Les vitesses de phase de THM: sont obtenues à partir de la vitesse du caloporteur et des équations du modèle à écart de vitesse, afin de les comparer à celles explicitement calculées par TPF.

Les figures 7a et 8a présentent l'évolution du taux de vide dans la conduite. On peut notamment observer systématiquement un départ d'ébullition plus précoce dans les résultats THM: (déjà observable en figure 6a). Cela peut être dû au choix des corrélations d'ébullition sous-refroidie (Saha-Zuber dans le cas de THM:). Cela

TABLE 3 – Ecart RMS, maximal et moyen entre THM: et TPF pour des puissances de 5kW et 10kW.

Variable physique	Δ_{RMS}		Δ_{max}		Δ_{avg}	
	5kW	10kW	5kW	10kW	5kW	10kW
Pression (kPa)	1.6	2.4	2.8	3.9	1.4	2.1
Taux de vide (%)	0.00	2.61	0.00	8.24	0.00	0.64
Température caloporteur (K)	0.05	0.78	0.12	1.47	0.01	-0.35
Densité caloporteur (kg/m ³)	0.12	17.91	0.21	55.64	0.05	-4.05
Vitesse du gaz (m/s)	0.08	0.35	0.08	0.59	-0.08	0.26
Vitesse du liquide (m/s)	0.08	0.10	0.08	0.14	-0.08	-0.09

TABLE 4 – Ecart RMS, maximal et moyen entre THM: et TPF pour des puissances de 20kW et 40kW.

Variable physique	Δ_{RMS}		Δ_{max}		Δ_{avg}	
	20kW	40kW	20kW	40kW	20kW	40kW
Pression (kPa)	4.5	24.7	6.4	34.5	4.0	22.1
Taux de vide (%)	5.83	7.97	7.98	11.51	-5.08	-7.54
Température caloporteur (K)	1.58	1.43	5.68	7.51	-1.06	-0.38
Densité caloporteur (kg/m ³)	41.03	55.70	55.41	82.28	36.50	53.03
Vitesse du gaz (m/s)	0.14	0.81	0.57	0.88	0.07	-0.76
Vitesse du liquide (m/s)	0.48	1.38	0.54	1.56	-0.45	-1.32

provoque également des écarts en température plus importants dans ces régions. En revanche, le taux de vide calculé en haut de la conduite par THM: est systématiquement inférieur à celui de TPF.

L'étude reste globalement satisfaisante pour le taux de vide, avec des écarts RMS et moyens bien en-dessous de la limite de $\pm 10\%$, et des écarts maximaux inférieurs à 12%, ainsi qu'indiqué dans les tableaux 3 et 4. Les écarts restent toutefois significatifs, avec notamment $\Delta_{RMS,\epsilon} > 5\%$ pour $P = 20kW$ et $P = 40kW$. Cela engendre des déviations dans les calculs multiphysiques, la modération neutronique et donc la forme de puissance dans le réacteur étant directement liées à la densité du modérateur, et donc au taux de vide.

On peut également observer que THM: tend à surestimer la perte de pression à haute puissance. Le tableau 5 permet de montrer un lien net entre puissance et erreur sur la chute de pression. Ces écarts sont liés aux erreurs sur la vitesse, THM: sous-estimant la vitesse de chacune des deux phases relativement à TPF. La pression et la vitesse étant résolues conjointement dans THM:, ces deux effets sont étroitement couplés. Il serait intéressant d'observer si le passage à un modèle à deux phases dans THM:, tel que celui utilisé par TPF, permettrait de réduire ces erreurs.

TABLE 5 – Chutes de pression (Δ_p) calculées par THM: et TPF dans le canal, et écarts entre les deux codes.

Puissance	Δ_p THM: (kPa)	Δ_p TPF (kPa)	Ecart sur Δ_p (kPa)
5kW	36.27	33.60	2.67
10kW	39.52	35.70	3.82
20kW	65.51	59.20	6.31
40kW	136.08	102.40	33.68

3

ALGORITHME DE DISCRIMINATION DU RÉGIME D'ÉCOULEMENT

3.1 ETAT INITIAL ET PROBLÉMATIQUE POSÉE

La routine THMH2O.f permet d'attribuer à chaque tranche axiale un régime d'écoulement parmi quatre possibles : liquide, ébullition sous-refroidie (à une température inférieure à la température de saturation), ébullition ou vapeur surchauffée. La figure 9 présente la structure de l'algorithme tel que présent actuellement dans THM: . Ce schéma ne reprend pas les calculs spécifiques aux cas de vapeur surchauffée, dans un souci de clarté et de simplification. Cette routine a montré des faiblesses lors de certains cas de couplage multiphysique. Des instabilités apparaissaient, et une potentielle liquéfaction en milieu de canal n'était pas prise en compte. Des changements à la marge ont alors été effectués, complexifiés par le manque de lisibilité. Un travail a alors eu lieu, pour comprendre la structure et les objectifs de la routine, afin d'en proposer une version pensée de façon globale.

Les défauts observés dans THMH2O sont naturels, vu le processus de développement de THM: . Chaque option est ajoutée successivement (modèle de sous-ébullition, nouvel type de cœur, *etc.*) par différentes personnes, et certains codes sont ainsi constitués d'un amoncellement de briques physiques. Le but est en premier temps de permettre des corrections plus faciles et intuitives de l'algorithme pour résoudre le problème d'instabilité en température. Des correctifs pourront ensuite être ajoutés à l'algorithme existant, ou le nouvel algorithme pourra être implémenté, selon les résultats obtenus.

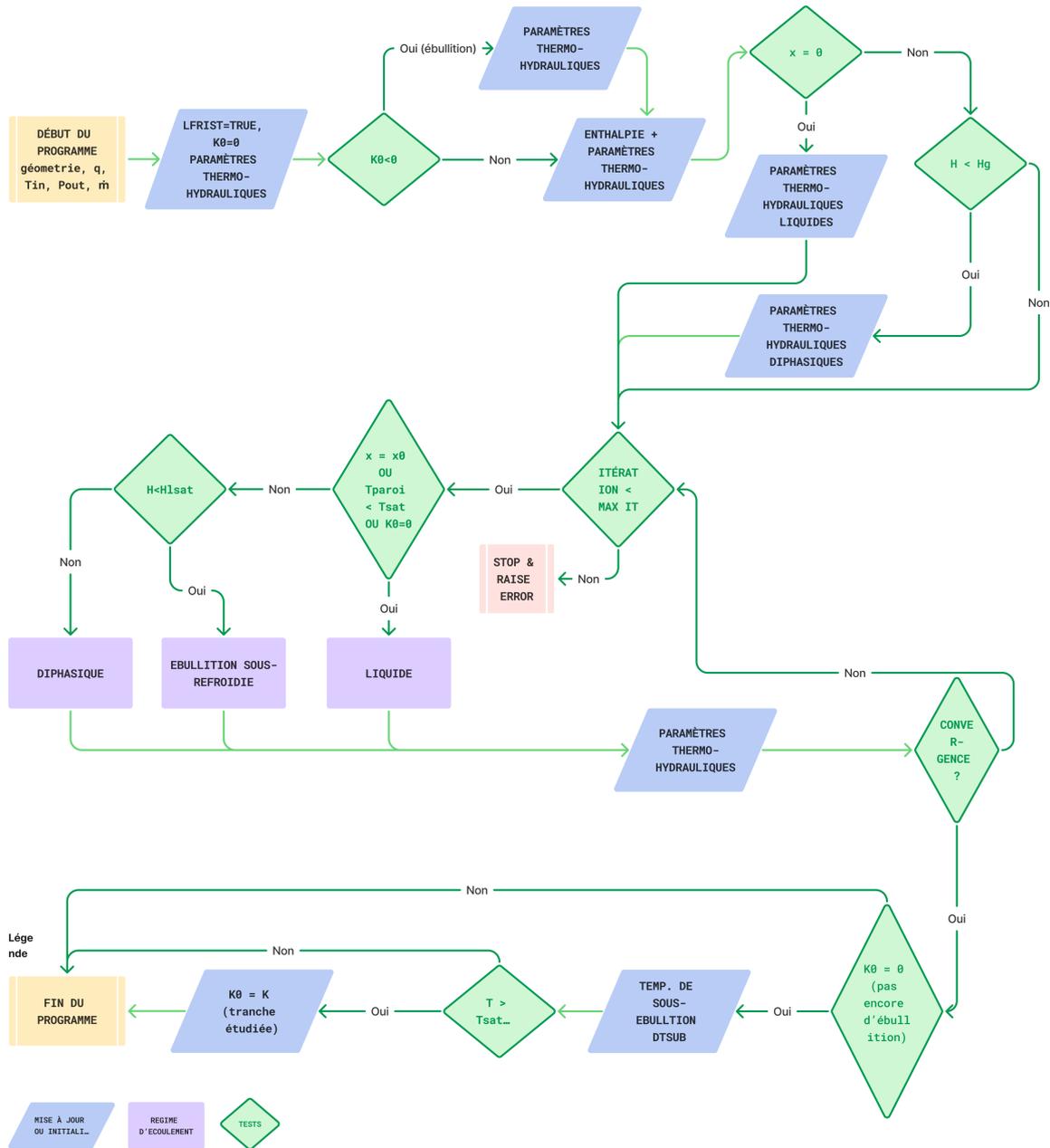


FIGURE 9 – Structure de calcul de la routine THMH2O, telle que présente actuellement dans DONJON5. (K0 représente la première tranche axiale dans laquelle l'ébullition se forme.)

3.2 PROPOSITION FINALE

Une nouvelle version de la structure a été proposée. Cette version est en cours de développement et semble globalement viable, même si quelques défauts sur certains cas des tests effectués restent à étudier. Il subsiste notamment des instabilités observées sur la température de fuel dès l'ancienne version, et qui ne sont pas totalement résolues.

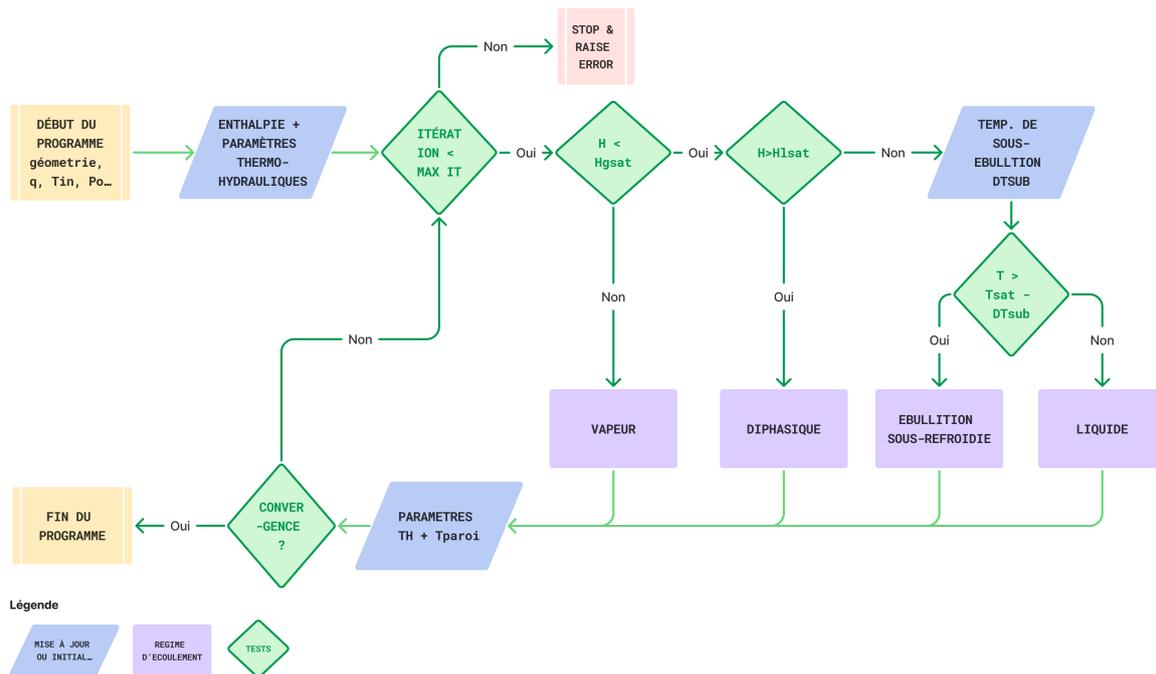


FIGURE 10 – Structure de calcul proposée pour la routine THMH2O, actuellement en développement

Dans l'ancienne structure, un point important est la tranche de première ébullition (repérée par la variable $K0$, prenant la valeur de la tranche K dans laquelle le taux de vide devient strictement positif). Cette structure est incompatible avec une éventuelle liquéfaction en cours de conduite (dans le cas des changements de géométrie évoqués en section 4.1, par exemple). De plus, en cas de convergence trop rapide, si le programme ne passe pas par suffisamment d'itérations, le programme peut interpréter le fluide comme faussement liquide. On a pu observer qu'en forçant un nombre minimum d'itérations, les résultats pouvaient varier.

Il a donc été choisi d'avoir la discrimination du régime d'écoulement comme paramètre central du programme. Cela nous permet plus de visibilité dans le choix du régime d'écoulement et un algorithme plus intuitif et modulable à nos yeux. Ainsi que mentionné précédemment, le but premier de ce nouvel algorithme serait de permettre une meilleure compréhension et de faciliter le débogage, sans nécessairement devoir remplacer l'ancien à terme.

4

VARIATION AXIALE DE POROSITÉ DANS LE CANAL

4.1 PROBLÉMATIQUE POSÉE

Dans certaines géométries de cœurs, les barres de combustible ou de contrôle n’occupent pas l’intégralité de la hauteur du cœur. On observe donc des variations d’aire transverse de passage du modérateur. Il serait actuellement possible avec les outils de neutronique liés à DONJON5 de considérer des géométries dont le nombre de barres de combustible serait variable le long de la section. THM : n’offrait jusqu’alors pas une telle option. Le but a donc été d’implémenter cette possibilité.

La première étape a été de modifier toutes les variables, à commencer par le diamètre hydraulique et la section de passage, considérées comme des constantes par l’algorithme, et de modifier les modèles physiques afin de prendre en compte des changements de section d’une tranche axiale à l’autre. Cette étape a pu être menée à son terme. Ce travail n’est encore que préparatoire, car l’interfaçage avec les données rentrées par l’utilisateur ne permet pas encore de fournir plusieurs valeurs d’aire au programme.

Un autre problème posé en cas d’aire variable est la prise en compte des pertes de charge singulières au moment du changement de section. Deux options sont possibles : un modèle pré-implémenté, ou une entrée du facteur K de perte de charge singulière par l’utilisateur. Le but est à l’avenir de permettre chacune de ces deux options.

4.2 REVUE DE LITTÉRATURE

Des modèles permettant des variations de section sont disponibles dans plusieurs codes, notamment PATHS [11] et TWOPORFLOW [12]. PARCS, code de cœur américain, et PATHS, son module de thermohydraulique, sont un ensemble de modélisation américain, utilisant des modèles très proches de ceux inclus dans THM : (écoulement unidimensionnel homogénéisé). Le modèle utilisé par TWOPORFLOW nécessite pour l’utilisateur de rentrer à la main la facteur K de perte de charge singulière. PARCS/PATHS propose aussi cette option, tout en disposant d’un modèle par défaut :

Pour une expansion :

$$\Delta P_j = \frac{\rho(u_{j-})^2}{2} \left(\frac{A_{j-1/2}}{A_{j+1/2}} - 1 \right)^2 \tag{33}$$

Et pour une contraction :

$$\Delta P_j = \frac{\rho(u_{j+})^2}{2} \left(0.5 - 0.7 \frac{A_{j+1/2}}{A_{j-1/2}} + 0.2 \left(\frac{A_{j+1/2}}{A_{j-1/2}} \right)^2 \right) \tag{34}$$

Avec P_j la pression à l’interface j , u_{j-} et u_{j+} les vitesses du fluide avant et après la singularité, A la section de passage du fluide, ρ la densité du fluide. Ce modèle a été développé pour la modélisation de phases liquides.

Le coefficient C peut prendre différentes valeurs selon la nature de l'écoulement. Une valeur de C est déjà calculée dans le module THM : pour le calcul de ϕ_m .

On aura alors, pour une contraction, la perte de pression due au changement de géométrie entre les tranches n et $n + 1$:

$$\Delta P_{sg} = \phi_m \rho \ell K_{SC} V_{\ell, n+1}^2 / 2 \quad (39)$$

Avec :

$$\begin{cases} K_{SC} \approx 0.42 \left(1 - \frac{\Phi_{n+1}}{\Phi_n}\right) & \text{si } \sqrt{\Phi_{n+1}/\Phi_n} \leq 0.76 \\ K_{SC} = \left(1 - \frac{\Phi_{n+1}}{\Phi_n}\right)^2 & \text{sinon} \end{cases} \quad (40)$$

Et pour une expansion :

$$\Delta P_{sg} = \phi_m \rho \ell K_{SE} V_{\ell, n}^2 / 2 \quad (41)$$

Avec :

$$K_{SE} = \left(1 - \frac{\Phi_n}{\Phi_{n+1}}\right)^2 \quad (42)$$

où ρ représente la densité du mélange.

Le modèle proposé ci-dessus pour une phase liquide et celui implémenté dans PATHS [11] sont comparés en figure 12. On peut notamment observer que les deux modèles d'expansion sont identiques, et que les deux modèles de contraction, bien que différents, présentent une certaine proximité. Dans chaque code, un modèle différent est ensuite choisi pour adapter le K obtenu à la nature diphasique de l'écoulement.

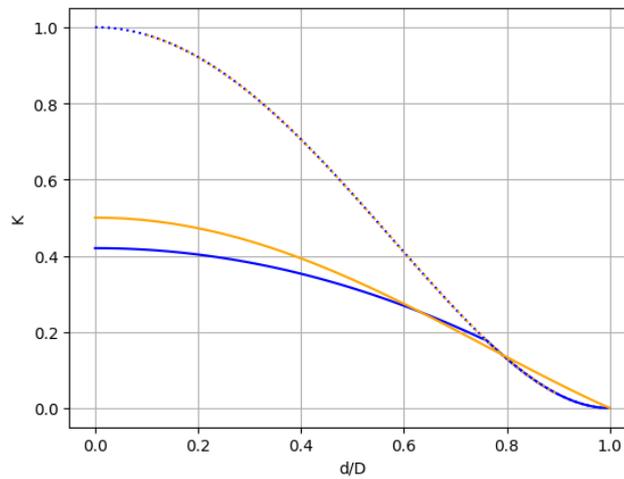


FIGURE 12 – coefficients $K = 2\Delta P/(\rho V^2)$ proposés par White (en bleu) et PARCS/PATHS (en orange) pour des cas de contraction (ligne pleine) ou expansion (ligne pointillée) soudaine.

CONCLUSION

Les divers développements apportés au module THM : au cours de ces cinq mois sont intéressants et prometteurs. Ils permettent déjà des capacités approfondies en simulation de réacteurs à eau bouillante, et ouvrent la voie à des améliorations futures. De nombreux projets sont encore à l'étude : modèle à deux fluides, prise en compte des flux transverses inter-assemblages, régimes transitoires... Mais l'objectif de ce travail était aussi de poser des jalons utiles pour la poursuite du projet. Je suis rétrospectivement satisfaite du progrès accompli, et j'espère avoir convenablement veillé à laisser des traces de mon travail et de mes raisonnements pour en faciliter la reprise.

Du point de vue personnel, ce stage répondait à toutes mes attentes : une dominante mécanique forte, ainsi que l'exigeait ma spécialité, mais aussi des liens approfondis avec la filière nucléaire dans laquelle je m'oriente. Je suis ravie d'avoir pu découvrir, à Montréal et au sein de ce laboratoire, un nouveau rythme de travail et le monde de la recherche. L'essentiel de mon travail ayant été réalisé au sein du bureau des étudiants, j'ai pu me confronter chaque jour à des parcours de maîtrise de recherche et de doctorat, m'ouvrant sur les possibilités de poursuivre des études après l'obtention de mon diplôme d'ingénieur. Le fait de savoir directement que mon travail était concret, et d'en mesurer les applications, a néanmoins été un moteur pour ma motivation au quotidien. Je n'envisage donc pas me tourner vers de la recherche plus théorique, bien que j'en reconnaisse aisément l'importance.

Le domaine nucléaire, au-delà de sa technicité scientifique, est souvent l'objet de débats publics et politiques. J'ai eu pendant cinq mois l'occasion de côtoyer quotidiennement des scientifiques du domaine, et m'ouvrir à une culture nucléaire différente de la culture française. Cette expérience me donne des arguments, des clés de compréhension, et des outils pour ajouter à mes connaissances scientifiques une vision plus globale. Je gage donc que cette expérience de recherche sera une part importante dans la construction de mon parcours d'ingénieur spécialisé en génie atomique.

RÉFÉRENCES

- [1] C. Huet, “Development and validation of a simplified thermal-hydraulics solver for the modelling of boiling water reactor fuel channels in DONJON5,” 2025.
- [2] M. Ishii et T. Hibiki, *Thermo-Fluid Dynamics of Two-Phase Flow*. New York : Springer, 2006.
- [3] B. Chexal et G. S. Lellouche, “A full-range drift-flux correlation for vertical flows,” Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, Technical Report NP-3989-SR, 1986.
- [4] A. Manera, H. M. Prasser et T. H. J. J. van der Hagen, “Suitability of drift-flux models, void fraction evolution and 3D flow pattern visualization during stationary and transient flashing flow in a vertical pipe,” *Nuclear Technology*, vol. 152, n^o. 1, p. 38–53, October 2005.
- [5] F. Odar *et al.*, “TRACE/RELAP advanced computational engine (TRACE) V5.0 user manual,” U.S. Nuclear Regulatory Commission, Technical Report, 2009.
- [6] N. E. Todreas et M. S. Kazimi, *Nuclear Systems I : Thermal Hydraulic Fundamentals*. New York : Taylor and Francis, 1990.
- [7] P. Gallet, “Développement d’un module de thermohydraulique simplifiée dans le code DONJON4 pour l’Étude multiphysique des réacteurs à eau pressurisée,” 2014.
- [8] A. Hébert, “Revisiting the simplified thermo-hydraulics module THM : in DONJON5 code,” École Polytechnique de Montréal, Technical Report IGE-409, 2018.
- [9] OECD Publishing, “OECD/NRC Benchmark Based on NUPEC Pressurised Water Reactor Sub-channel and Bundle Tests (PSBT) - Volume I : Experimental database and final problem specifications,” NEA, Rapport technique, 2012.
- [10] R. Guasch, C. Huet, M. Bellier, A. Mitchell, C. Béguin, A. Hébert et G. Marleau, “Coupled neutronics and thermal hydraulics simulations of a BWR fuel channel in the DONJON5 finite core code [Manuscrit soumis pour publication],” *Département de génie mécanique de Polytechnique Montréal*, 2025.
- [11] A. Wysocki, A. Ward, A. Manera, T. Downar, Y. Xu, J. March-Leuba, C. Thurston, N. Hudson et A. Ireland, “The modeling of advanced fuel designs with the NRC fuel depletion codes PARCS/PATHS,” *Nuclear technology*, vol. 190, p. 323–335, 04 2015.
- [12] U. Imke et V. Chavez, “Code manual fo TwoPorFlow 3.1,” Rapport technique, 2023.
- [13] F. White, *Fluid Mechanics*, 6^e éd. McGraw-Hill, 2008.
- [14] R. W. Lockhart et R. C. Martinelli, “Proposed correlation of data for isothermal two-phase two-component flow in pipes,” *Chemical Engineering Progress*, vol. 45, 1949.
- [15] R. Guasch, C. Huet, A. Hébert, C. Béguin et G. Marleau, “Coupled neutronics and thermal hydraulics simulations of a bwr fuel channel in the Version5 environment,” dans *Proceedings of the M&C 2025*. Denver, Colorado, USA : American Nuclear Society, 2025.

ANNEXES

ANNEXE A - CORRÉLATIONS DE TAUX DE VIDE

EPRI void model

La corrélation EPRI pour le taux de vide [3] est donnée par :

$$C_0 = \left[\kappa_0 + (1 - \kappa_0) \varepsilon^r \frac{1 - e^{-C_1}}{1 - e^{-C_1 \varepsilon}} \right]^{-1} \quad (43)$$

et pour V_{gj} :

$$V_{gj} = \sqrt{2} \left(\frac{g\sigma(\rho_\ell - \rho_g)}{\rho_\ell^2} \right)^{1/4} (1 - \varepsilon)^{3/2} \quad (44)$$

où :

$$\kappa_1 = \min \left[0.8, \left(1 + e^{-10^{-0} \text{Re}} \right)^{-e} \right] \quad (45)$$

$$\kappa_0 = \kappa_1 + (1 - \kappa_1) \left(\frac{\rho_g}{\rho_\ell} \right)^{0.2} \quad (46)$$

$$r = \frac{1 + 1.57 \left(\frac{\rho_g}{\rho_\ell} \right)}{1 - \kappa_1} \quad (47)$$

and

$$C_1 = \frac{4P_e^2}{P(P_c - P)} \quad (48)$$

GE-ramp

La corrélation GE-ramp [4] est donnée par :

$$C_0 = \begin{cases} 1.1 & \varepsilon \leq 0.65 \\ 1 + 0.1 \frac{1 - \varepsilon}{0.35} & \varepsilon > 0.65 \end{cases} \quad (49)$$

et

$$V_{gj} = \begin{cases} 2.9 V_{gj0} & \varepsilon \leq 0.65 \\ 2.9 \frac{1 - \varepsilon}{0.35} V_{gj0} & \varepsilon > 0.65 \end{cases} \quad (50)$$

où

$$V_{gj0} = \left(\frac{g\sigma(\rho_\ell - \rho_g)}{\rho_\ell^2} \right)^{1/4} \quad (51)$$

Modified Bestion

La corrélation dite "modified Bestion" [5] est donnée par :

$$C_0 = 1.2 - 0.2 \sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_l}} \quad (52)$$

et

$$V_{gj} = 0.188 \sqrt{\frac{g(\rho_l - \rho_g) D_h}{\rho_g}} \quad (53)$$

Le modèle HEM [6] est donné par :

$$C_0 = 1 \quad (54)$$

et

$$V_{gj} = 0 \quad (55)$$

ANNEXE B - COUPLED NEUTRONICS AND THERMAL HYDRAULICS SIMULATIONS OF A BWR FUEL CHANNEL IN THE DONJON5 FINITE CORE CODE

L'implémentation du modèle à écart de vitesse, dans sa première version `THM_prototype` [1] a été utilisée et validée en multiphysique avec le module `DONJON5` à l'occasion de la conférence M&C 2025 [15]. Suite à cette conférence, un des objectifs de l'équipe travaillant sur `DONJON5` a été le remaniement de cet article en vue d'une publication dans le journal de la conférence. Au moment de la soutenance, le 27 août 2025, cet article n'aura pas encore fait l'objet d'une relecture et d'une publication. Il a néanmoins été soumis le 30 juillet 2025.