NNT : 0000AIXM0000

THÈSE DE DOCTORAT

Soutenue à Aix-Marseille Université

le 1er juillet 2024 par

David GUENADOU

Etude des écoulements dans une maquette représentative d'un réacteur refroidi au sodium

Discipline
Sciences pour l'ingénieur

Spécialité
Mécanique et Physique des fluides

École doctorale
ED 353 Sciences pour l'ingénieur : mécanique, physique, micro et nanoélectronique

Laboratoire/Partenaires de recherche
M2P2
CEA Cadarache
IRENE/DTN/STCP/LTHC

Composition du jury

Olivier BOIRON PR, Centrale Méditerranée	Président
Nicolas RIMBERT PR, Université de Lorraine	Rapporteur
Serge SIMOËNS DR, CNRS LMFA	Rapporteur
Sofia CARNEVALI Ingénieur de Recherche, CEA Saclay	Examinatrice
Eric SERRE DR, CNRS M2P2	Directeur de thèse
Conrad BECKER PR, Aix Marseille Université	Examinateur

Affidavit

Je soussigné, David GUENADOU, déclare par la présente que le travail présenté dans ce manuscrit est mon propre travail, réalisé sous la direction scientifique de Eric SERRE, dans le respect des principes d'honnêteté, d'intégrité et de responsabilité inhérents à la mission de recherche. Les travaux de recherche et la rédaction de ce manuscrit ont été réalisés dans le respect à la fois de la charte nationale de déontologie des métiers de la recherche et de la charte d'Aix-Marseille Université relative à la lutte contre le plagiat.

Ce travail n'a pas été précédemment soumis en France ou à l'étranger dans une version identique ou similaire à un organisme examinateur.

Fait à Saint Paul lez Durance, le 17 avril 2024



Cette œuvre est mise à disposition selon les termes de la Licence Creative Commons Attribution - Pas d'Utilisation Commerciale - Pas de Modification 4.0 International.

Liste de publications et/ou brevets et participation aux conférences

1) Liste des publications et/ou brevet [1] réalisées dans le cadre du projet de thèse :

    1. U. Bieder, J. Maillard, Y. Gorsse, D. Guenadou, CFD analysis of the flow in the MICAS experimental facility, a water model of the hot pool of a sodium cooled fast reactor, Nuclear Engineering and Design, Volume 350, 15 August 2019, Pages 67-77
    2. H. Bhatia, U. Bieder, D. Guenadou, Rankine-vortex model based assessment of CFD methods for simulating the effect of gas entrainment observed in the hot-pool of sodium coold fast breeder reactors, Progress in Nuclear Energy, Volume 137, July 2021, 103794
    3. D.Guenadou, P.Aubert, J-P.Descamps, Gas entrainment in the mock-up of the upper plenum of a sodium cooled reactor, Nuclear Engineering and Design, Volume 383, November 2021, 111448
    4. D. Guenadou, P. Aubert, J-P. Descamps, Effect of the Operating Conditions on the Behavior of the Flow Outgoing the Core of a SFR Reactor, Nuclear Engineering and Design, Volume 393, July 2022, 111797
    5. B. Jourdy, N. Chateau, D. Guenadou, N. Seiler, A. Labergue, M. Gradeck, Similarity Studies of Buoyancy Effects in Impinging Jets – Application to SFR Core, Nuclear Engineering and Design, Volume 413, November 2023, 112563

2) Participation aux conférences[2] et écoles d'été au cours de la période de thèse :
    1. 16th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermalhydraulics, 2015, Poster
    2. 11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Operation and Safety, 2016, Présentation orale,
    3. 17th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermalhydraulics, 2017, Présentation orale
    4. 12th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Operation and Safety, 2018, Présentation orale
    5. 10th International Conference on Multiphase Flow, 2019, Présentation orale
    6. Technical Meeting on State-of-the-art Thermal Hydraulics of Fast Reactors, 2022, Présentation orale

[1] Cette liste comprend les articles publiés, les articles soumis à publication et les articles en préparation ainsi que les livres, chapitres de livre et/ou toutes formes de valorisation des résultats des travaux propres à la discipline du projet de thèse. La référence aux publications doit suivre les règles standards de bibliographie et doit être conforme à la charte des publications d'AMU.

[2] Le terme « conférence » est générique. Il désigne à la fois « conférence », « congrès », « workshop », « colloques », « rencontres nationales et/ou internationales » … etc.

Indiquer si vous avez fait une présentation orale ou sous forme de poster.

7. 11th International Conference on Multiphase Flow, 2023, Présentation orale
8. 18th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermalhydraulics, 2023, Présentation orale

Résumé

La phase d'avant-projet détaillé du projet ASTRID a nécessité le recours à l'expérimentation pour étudier certaines problématiques spécifiques aux réacteurs à neutrons rapides. Le retour d'expérience sur les différents projets antérieurs et la confiance dans les résultats des codes de calculs étaient insuffisants pour s'abstenir de nouvelles campagnes expérimentales. Le sodium étant un matériau très complexe à manipuler, les expérimentations ont été mises en œuvre en fluide simulant en utilisant une approche par similitude. Dans ce cadre, a été développée la boucle hydraulique PLATEAU permettant d'accueillir diverses maquettes représentatives de différents composants du réacteur. En particulier la maquette MICAS, reproduction à l'échelle 1/6 du plénum supérieur, a été exploitée afin d'étudier les problématiques identifiées. Cette étude se focalise sur deux d'entre elle : l'hydraulique générale dans la cuve chaude et l'entrainement de gaz.

Les conditions expérimentales pour l'étude des écoulements dans le plénum supérieur ont été calculées à partir de la conservation du nombre de Froude dans les cas pour lesquels les aspects thermiques n'entraient pas en compte et avec le nombre de Richardson quand les effets de flottabilité n'étaient plus négligeables. Les études ont fourni de nombreuses mesures permettant d'analyser l'écoulement dans le plenum supérieur et de constituer une base de données de validation pour les codes de calculs. Le débit traversant le bouchon couvercle cœur, évalué suivant deux méthodes distinctes, est légèrement supérieur à celui déterminé par les outils numériques. Le domaine d'instabilité de l'écoulement pouvant engendrer de la fatigue thermique et le vieillissement prématuré des matériaux a été étudié grâce aux mesures de vitesse en sortie de cœur.

L'entrainement de gaz dans le cœur, pouvant provoquer des pics de puissance et ainsi des problèmes de sureté, a été investigué au travers de l'analyse de la surface libre. Les conditions expérimentales ont été calculées par conservation du nombre de Froude. Les vortex apparaissant à l'interface liquide/gaz étant les principaux promoteurs de l'entrainement de gaz, les études ont porté sur l'identification des conditions opératoires favorisant leur création. A partir de l'analyse de leur occurrence dans différentes configurations, une loi empirique a été établie calculant leur fréquence d'apparition. L'entrainement de gaz, étant très complexe à simuler par des codes de calcul, un modèle simple, implantable dans ceux-ci, a été développé. Les expérimentations et les mesures de vitesse ont permis de caler les constantes de ce modèle et de le valider expérimentalement.

Mots clés : Thermo-hydraulique, maquette, RNR-Na, ASTRID

Abstract

The detailed preliminary design phase of the ASTRID project required the use of experimentation to study certain issues specific to fast neutron reactors. The feedback from the various previous projects and the confidence in the results of the numerical codes were insufficient to refrain from new experimental campaigns. Sodium being a very complex material to handle, the experiments were implemented with simulant fluid using a similarity approach. In this context, the PLATEAU hydraulic loop was developed to accommodate various models representative of different components of the reactor. In particular, the MICAS model, a 1/6 scale reproduction of the upper plenum, was used to study the issues identified. This study focuses on two of them: general hydraulics in the hot vessel and gas entrainment.

The experimental conditions for the study of flows in the upper plenum were calculated from the conservation of the Froude number in the cases for which the thermal aspects did not come into account and with the Richardson number when the buoyancy effects were no longer negligible. The studies provided numerous measurements making it possible to analyze the flow in the upper plenum and to constitute a validation database for the numerical codes. The flow rate passing through the above core structure, evaluated using two distinct methods, is slightly higher than the one determined by numerical tools. The area of flow instability that can cause thermal fatigue and premature aging of materials was studied using core outlet velocity measurements.

The entrainment of gas in the core, which can cause power peaks and thus safety problems, was investigated through the analysis of the free surface. The experimental conditions were calculated by conservation of the Froude number. The vortices appearing at the liquid/gas interface being the main promoters of gas entrainment, the studies focused on the identification of the operating conditions favoring their creation. From the analysis of their occurrence in different configurations, an empirical law was established calculating their frequency of appearance. Since gas entrainment is very complex to simulate using computer codes, a simple model, which can be implemented in these ones, has been developed. The experiments and velocity measurements made it possible to calibrate the constants of this model and validate it experimentally.

Keywords : Thermal-hydraulic, mock-up, SFR, ASTRID

Remerciements

Cette aventure de projet de thèse au travers d'un VEA est née d'une discussion au détour de deux portes avec Pascal PILUSO sur les difficultés de mon évolution de carrière dans la filière scientifique sans doctorat. Sur ses préconisations, j'ai pu prendre les premiers renseignements sur le parcours d'un VEA et déposer un dossier de recevabilité qui a été accepté. Qu'il accepte toute ma sympathie pour cette idée que je n'aurais jamais eu sans lui.

J'aimerais remercier ma hiérarchie qui m'a fait confiance et soutenu pour réaliser cette démarche de VEA, notamment mon chef de laboratoire, Jean PEYBERNES, et l'assistant scientifique du département, Vincent FAUCHER, pour leur soutien permanent et leurs conseils.

Ce projet n'aurait pas pu être mené sans l'apport d'Eric SERRE, qui a assuré la fonction de directeur de thèse et qui a bien voulu suivre l'avancement ce celle-ci.

Je tiens à exprimer ma sincère gratitude aux rapporteur, Nicolas RIMBERT et Serge SAMOËNS, qui ont bien voulu examiner le fruit d'environ dix ans de travail, ainsi qu'aux autres membres du jury, Eric SERRE, Conrad BECKER, Olivier BOIRON et Sofia CARNEVALI pour avoir accepté d'être examinateur à cette thèse.

Ce travail n'existerait pas sans toutes les personnes ayant participé au projet ASTRID et particulièrement celles du groupe de thermohydraulique constitué, sans pouvoir malheureusement être exhaustif, de Laurent MARTIN, Marie-Sophie CHENAUD, Nathalie SEILER, Thomas SAGEAUX, Antoine GERSCHENFELD. Les réunions de suivi des essais et de définition des expérimentations en relation avec les équipes d'AREVA ont été le plus souvent constructives, même si quelques-unes, un peu plus soporifiques ont été mises à profit avec Philippe AUBERT pour trouver le nom des futures maquettes (CALIMEREAU, MICONOS, MICHOCO, MILIPOSO…). Enfin, comment ne pas remercier les deux Vilains (ils se reconnaîtront) qui se sont démenés de tout leur corps au bâtiment 704 pour mener toutes les expérimentations sur la boucle PATEAU afin d'obtenir des résultats que je pouvais analyser. Cela a été un plaisir de travailler avec eux dans une ambiance « de routier » et bonne enfant.

Enfin, je remercie ma famille et surtout ma compagne qui m'a encouragé dans cette démarche. Enfin, malgré l'arrêt du projet ASTRID en 2019, un petit réacteur a réussi naître en juillet 2018 (ma fille Astrid) et qui est une joie quotidienne.

Nomenclature

Abréviation :

ASTRID	Advanced Sodium Technological Reactor for Industrial Demonstration
BCC	Bouchon Couvercle Cœur
CNU-M2	Circuit de Noyage Ultime – Maquette 2
DISSYM	Dissymétrique
EFR	European Fast Reactor
EI	Echangeur intérmédiare
EIx	Echangeur intérmédiare n°x (x=1 à 4)
Eu	Nombre d'Euler
Fr	Nombre de Froude
HF	Hauteur de la Fenêtre
IVMR	In-Vessel Melt Retention
LDA	LDA pour Laser Doppler Anenometry
LIF	Light Induced Fluorescence
MICAS	Maquette Instrumentée du Collecteur chaud d'Astrid
Pe	Nombre de Peclet
PIV	Particle Image Velocity
PLATEAU	PLATforme en EAU
Re	Nombre de Reynods
RESCUE	Representative loops for External System Cooling Understanding Experiments
REP	Réacteur à Eau Pressurisée
Ri	Nombre de Richardson
RNR	Réacteur à Neutrons Rapides
Ro	Nombre de Froude rotationnel
SOFC	Solid Oxyd Fuel Cell
UPV	Ultrasound Profil Velocimetry
We	Nombre de Weber

Lettres latines:

f	Fréquence	Hz
g	Accélération de la pesanteur	m/s
Cp	Chaleur spécifique	J/kg/K
Cx	Coefficient de trainé	-
H	Hauteur d'eau	M
K	Coefficient de pertes de charge	-
L	Longueur	M
P	Pression	Pa
Q	Débit volumique	m^3/s
r	Composante radiale	M
S	Surface	m^2
T	Température	K
t	Temps	S

V	Vitesse	m/s
x	Composante horizontale	M
y	Composante verticale	M

Lettres grecques

a	Gradient de vitesse descendante	1/s
b	Coefficient d'expansion thermique	1/K
d	Angle	Rad
G	Circulation	m^2/s
w	Vorticité	1/s
l	Conductivité thermique	J/m/K
m	Viscosité dynamique	Pa.s
q	Composante tangentielle	Rad
n	Viscosité cinématique	m^2/s
r	Masse volumique	kg/m^3
s	Tension superficielle	J/m^2
D	Différence	-

Indices – Exposants

c	Température froide
gc	Coeur gazeux du vortex
g	Gaz
l	Liquide
lA	Pertes thermiques sur ASTRID entre les collecteurs chaud et froid
lM	Pertes thermiques simulées sur la maquette MICAS
Na	Sodium
REACT	Réacteur
x	Selon la composante horizontale
*	Rapport des variables de la maquette sur celle du réacteur

Table des matières

Affidavit 2
Liste de publications et/ou brevets et participation aux conférences 3
Résumé 5
Abstract 6
Remerciements 7
Nomenclature 8
Table des matières 10
1. Motivations 13
1.1. Contexte de la demande 13
1.2. Projet professionnel et personnel 13
2. Historique personnel et professionnel 14
2.1. Intérêt personnel et parcours académique 14
2.2. De stagiaire militaire à ingénieur 15
2.3. Technologie des torches à plasma (2000-2010) 15
2.3.1. Modélisation du procédé de projection thermique par plasma (2001-2003) 15
2.3.2. Développement d'un procédé de destruction de déchet par plasma (2001-2003) 16
2.3.3. Fabrication de matériaux par projection thermique (2003-2007) 16
2.3.4. Etude d'un procédé de production de carburant de synthèse par plasma (2007-2010) 17
2.4. Thermohydraulique des réacteurs nucléaires (2010-2022) 19
2.4.1. Mitigation d'un accident grave par refroidissement de la cuve (2010-2018) 19
2.4.2. Expertise des composants d'une chaufferie nucléaire de sous-marin 20
2.4.3. Chargé de la plateforme expérimentale en fluide simulant pour le projet ASTRID (2012-2022) 21
3. Contexte de l'étude 23
3.1. Technologie des réacteurs à neutrons rapides refroidis au sodium et le projet ASTRID 24
3.2. Retour d'expérience des programmes passés de développement de RNR-NA 29
3.3. Problématiques spécifiques dans le cadre du projet ASTRID 30
3.3.1. Compréhension de l'écoulement dans le collecteur chaud 30
3.3.2. Entrainement de gaz 31

3.4. Similitude eau/sodium 33
3.5. Dimensionnement de la boucle hydraulique PLATEAU et de la maquette MICAS 36
4. Phénoménologies dans le plénum supérieur 41
4.1. Généralités et état de l'art sur les écoulements dans les RNR 41
4.1.1. Profil général de l'écoulement dans le plénum supérieur 41
4.1.2. Etat de l'art des études sur maquettes à échelle réduites en fluide simulant 42
4.2. Phénoménologie et état de l'art de l'entrainement de gaz par vortex 48
4.2.1. Type de vortex et d'écoulement à surface libre 48
4.2.2. Problème de la modélisation numérique des vortex et nécessité expérimentale 50
4.2.3. Maquettes analytiques 51
4.2.4. Modèles de vortex 55
4.2.5. Modèles prédictifs d'entrainement de gaz 59
4.2.6. Maquettes intégrales 61
5. Méthodologies d'étude 65
5.1. Méthodologie de l'étude de l'écoulement dans le plénum supérieur 65
5.2. Méthodologie d'étude de l'entrainement de gaz dans une maquette intégrale 65
5.3. Instrumentation et moyens de mesure 66
5.4. Mesure de la vitesse 66
5.5. Mesure de température 70
5.6. Caractérisation des vortex 71
6. Caractérisation de l'écoulement dans une maquette de réacteur refroidi au sodium 75
6.1. Conditions expérimentales 75
6.1.1. Conditions de débit en configuration isotherme 75
6.1.2. Conditions opératoires en configuration thermohydraulique 77
6.1.3. Prise en compte des pertes thermiques 78
6.2. Topologie de l'écoulement dans une configuration isotherme 80
6.2.1. Jets en sortie de cœur 80
6.2.2. Ecoulement autour des échangeurs intermédiaires 83
6.2.3. Débit au travers du bouchon couvercle cœur 87
6.3. Influence de la flottabilité sur le comportement de l'écoulement 99
6.4. Conclusion sur la caractérisation de l'écoulement et perspectives 108
7. Etude de l'entrainement de gaz dans un réacteur refroidi au sodium 110
7.1. Etude de la surface libre 110

7.1.1. Conditions opératoires 110
7.1.2. Taille des vortex en fonction des conditions opératoires 112
7.1.3. Relation empirique sur l'occurrence des vortex 118
7.1.4. Perspectives 120
7.2. Caractérisation des vortex pour construction d'un modèle 121
7.2.1. Principe de l'étude 121
7.2.2. Conditions expérimentales 122
7.2.3. Comparaison des résultats expérimentaux avec le modèle de vortex de Burger 122
7.2.4. Recherche d'un critère d'entrainement de gaz 124
7.3. Conclusions sur l'entrainement de gaz et perspectives 127
8. Conclusion 129
9. Références 131
10. Annexes 138
10.1. Annexe 1 138
10.2. Annexe 2 138
10.3. Annexe 3 141

1. Motivations

1.1. Contexte de la demande

En début d'école d'ingénieur, ayant toujours été attiré par le monde de la recherche, j'avais le projet de réaliser un parcours doctoral après ma dernière année. Néanmoins en raison du contexte très favorable du monde du travail à la fin de mes études, j'ai décidé d'abandonner ce projet et de rechercher un emploi dans le secteur de la recherche.

Ayant effectué mes obligations militaires en tant que scientifique du contingent au Commissariat à l'Energie Atomique et aux Energies Alternatives, j'ai pu me rendre compte que le CEA offrait des bonnes perspectives pour exercer dans le domaine de la recherche, tout ingénieur bénéficiant du double statuts d'ingénieur/chercheur. Salarié au CEA depuis plus de vingt ans, j'ai exercé dans de nombreux domaines d'activité tels que l'étude de procédés par torche plasma ou l'hydraulique de réacteur de génération 4. J'ai principalement travaillé à du développement scientifique tout au long de ma carrière. Cela m'a permis de réaliser de nombreuses publications dans divers domaines puisque j'ai à mon actif 4 brevets, 40 articles dont 15 en premier auteur et 27 participations à congrès.

1.2. Projet professionnel et personnel

Les profils type de carrière au CEA sont orientés suivant trois axes : management, projet et expert. La voie que j'ai pertinemment choisie est celle de l'expertise, mon parcours professionnel et mes aspirations étant très orientés vers la recherche. Néanmoins, n'étant pas titulaire d'un doctorat, je suis bloqué dans mon développement de carrière. Du point de vue du CEA, un doctorat n'est pas forcément nécessaire mais un avantage certain pour progresser vers des responsabilités plus élevées dans cette filière « expert ».

De plus j'ai eu l'occasion d'être encadrant de deux thèses ces dernières années. Néanmoins j'aimerais pouvoir évoluer vers une fonction plus autonome de directeur de thèse qui nécessite une habilitation à diriger des recherches. Mais je ne peux y prétendre car je ne suis pas titulaire d'un doctorat.

Enfin, le doctorat est le seul diplôme reconnu internationalement. Il sera un avantage pour une reconnaissance scientifique dans mon domaine d'expertise dans le cadre de collaborations internationales. Hors de France, il parait être la norme d'être docteur quand on réalise des travaux de recherche.

Pour ces raisons, j'aimerais valoriser mes travaux de recherche afin d'obtenir le titre de docteur et pouvoir continuer mon parcours professionnel.

Par ailleurs, D'un point de vue personnel, cette démarche de VEA m'a permis de faire le point sur l'ensemble des travaux que j'ai pu réaliser depuis le début de ma carrière. J'ai pu me rendre compte de mon parcours et de mon évolution au fil des ans.

2. Historique personnel et professionnel

2.1. Intérêt personnel et parcours académique

Depuis ma plus jeune enfance, j'ai toujours manifesté une grande curiosité et intérêt pour les sciences. Enfant, je démontais mes jouets pour comprendre comment ils fonctionnaient au grand désespoir de ma mère car je n'arrivais pas tous à les remonter correctement. Au collège, je lisais périodiquement des magazines de vulgarisation scientifique et je me suis passionné par la chimie et l'informatique. J'avais réalisé quelques petites expériences qui, maintenant avec le recul, me semblent bien dangereuses vis-à-vis des conditions dans lesquels je les avais réalisés. Mes premiers contacts avec l'informatique et la programmation ont été à l'occasion de l'acquisition, par un cousin, d'un micro-ordinateur sur lequel nous nous étions amusés à créer quelques petits jeux.

Durant mes années lycéennes, je me suis intéressé à la météorologie et j'avais pour ambition d'intégrer l'Ecole Nationale de Météorologie à Toulouse. Mes amis de l'époque me surnommaient d'ailleurs « Gillot-Pétré » du nom du célèbre présentateur météo. J'ai ainsi intégré un classe préparatoire et tenté le concours. Je n'ai malheureusement pas réussi, le nombre de place étant limité à environ une dizaine. Je me suis alors orienté l'Ecole Nationale d'Hydraulique et de Mécanique de Grenoble (actuellement nommée Ecole Nationale de l'Energie, l'Eau et l'Environnement) proposant un cursus à forte composante en mécanique des fluides. En fin de deuxième année, j'ai effectué un stage ingénieur à EDF Chatou pendant lequel j'ai développé un maillage adaptatif pour un code de calcul d'hydraulique développé par un thésard. Ce fut l'occasion de découvrir la modélisation numérique et le monde de la recherche. En troisième année d'école, j'ai voulu me spécialiser en simulation numérique, mais cette option n'était pas disponible dans mon école. Un partenariat d'échange d'élèves ayant été contractualisé entre mon école et l'Ecole Nationale Supérieure École Nationale Supérieure d'Electrotechnique, d'Electronique, d'Informatique, d'Hydraulique de Toulouse proposant une spécialité en modélisation et simulation numérique, j'y ai effectué ma dernière année. Mon stage de fin d'étude a été réalisé à l'Institut Français du Pétrole durant lequel j'ai développé un code modélisant l'injection de carburant dans les moteurs Diesel. Ce fut un travail mené en grande autonomie avec beaucoup de recherches bibliographiques (sur micro fiches à l'époque…). J'ai achevé mes études en 1999, sanctionnées par l'obtention de mon diplôme d'ingénieur, et je m'étais posé la question à l'époque de continuer sur une thèse, mais étant donné l'expérience positive de mes stages effectués en entreprises à EDF et l'IFP, j'étais aussi attiré par le monde du travail. J'ai donc décidé d'abonner tout projet de thèse pour partir effectuer mes obligations militaires.

2.2. De stagiaire militaire à ingénieur

Hormis deux semaines de classe effectuées au régiment du train de Montlhéry, j'ai réalisé mon service militaire en tant que scientifique du contingent au Commissariat à l'Energie Atomique dans le centre du Ripault près de Tours. J'avais émis la volonté de travailler sur de la simulation numérique, ma spécialisation, mais en raison des priorités des projets en cours, j'ai été amené à concevoir et à tester un dispositif de séparation de liquide et de gaz. Ce travail a été totalement différent de ce que j'avais pu expérimenter durant mes stages. Il a été l'occasion de découvrir le monde du projet avec notamment ses contraintes de délai. J'ai dû planifier les différents enchaînements d'actions, des études à la réalisation tout en respectant le cahier des charges défini. J'ai eu aussi à gérer la relation avec les fournisseurs en leur faisant notamment respecter les exigences de fabrication. Enfin, j'ai travaillé en relation avec l'équipe de techniciens réalisant les essais sur les différents composants du dispositif de séparation de gaz. A l'issue de ma période de stagiaire militaire, j'avais pu qualifier la plupart des parties du système, mais pas le dispositif en entier car la fabrication de celui-ci n'avait été achevée. Ce fut pour moi la véritable première expérience dans le monde de l'entreprise malgré mes deux précédents stages effectués à EDF et l'IFP qui avaient été, dans un certain sens, plus académiques.

A la fin de mon service militaire, le chef de laboratoire dans lequel j'étais accueilli m'a proposé une embauche au poste que j'occupais pour continuer les études. J'ai refusé car je voulais travailler dans la modélisation numérique et une opportunité sur ce type de poste s'était profilée dans le laboratoire de projection thermique du CEA Le Ripault. J'ai postulé et ai été sélectionné avec une prise de poste en octobre 2000.

2.3. Technologie des torches à plasma (2000-2010)

2.3.1. Modélisation du procédé de projection thermique par plasma (2001-2003)

La projection thermique par plasma est une technique de traitement de surface permettant de recouvrir un substrat avec un matériau donné. Elle est notamment très utilisée dans le domaine de l'aéronautique pour recouvrir les aubes des turbines avec de l'alumine afin de réaliser une barrière thermique. Son principe consiste à injecter dans un jet plasma à haute température une poudre convoyée au moyen d'un gaz porteur. Au contact du gaz chaud, les particules formant la poudre sont accélérées et fondues avant d'impacter la surface à recouvrir. Elles s'écrasent et s'empilent au contact de celle-ci avant de se refroidir. Le matériau, ainsi créé, a une structure lamellaire et présente généralement de la porosité. L'intérêt de cette technique est de pouvoir réaliser des revêtements de surface de toute épaisseur dans un temps relativement faible avec une grande variété de matériau (métal, céramique et même du sel…).

Les propriétés du matériau ainsi obtenu sont très dépendantes des conditions des particules avant impact du substrat, en particulier de leur vitesse et de leur état de fusion. Celles-ci sont très difficiles à estimer et sont fonctions des propriétés du jet plasma et notamment de sa vitesse, sa température et de ses propriétés physiques. Les études pour l'obtention d'un dépôt satisfaisant des propriétés données sont généralement réalisées à partir du retour d'expérience et d'essais dichotomiques. Dans le but de réduire la durée des études, un programme au long court de modélisation numérique a été entrepris pour essayer de déterminer les conditions de projection thermique.

Pour cette tâche qui m'a été confiée en autonomie complète, j'ai créé à partir de la littérature un modèle de torche à plasma permettant de simuler le jet. Les calculs en termes de température et de vitesse ont été comparés avec des résultats expérimentaux. Ces travaux ont été menés dans le cadre d'une collaboration avec l'université de Limoges. Ils ont fait l'objet de mes premières publications et présentations en congrès (Meillot, Guenadou, et Bourgeois 2006; 2008; Meillot et Guenadou 2004; Guenadou et Meillot 2003; Guenadou, Meillot, et Saget 2005).

2.3.2. Développement d'un procédé de destruction de déchet par plasma (2001-2003)

Dans le cadre de destruction de déchets organiques liquides halogénés issus de la filière nucléaire, un procédé d'incinération par plasma a été développé au CEA le Ripault. Il consiste à injecter dans le jet d'une torche plasma le liquide à traiter. Sous l'effet des fortes températures, il se décompose en gaz, notamment en dioxyde de carbone et acide chlorhydrique pouvant être retraité par un procédé sodé classique. Ce dispositif a été breveté et une licence d'exploitation a été négociée avec l'entreprise DEFI SYSTEM (Meillot E. et Guenadou D. 2005).

Les premiers éléments d'un prototype avaient commencé à être fabriqués et j'ai eu la charge à mon arrivée dans le laboratoire de dimensionner la chambre d'incinération en utilisant la simulation numérique. Par la suite, j'ai été chargé de mettre en service le prototype en réalisant les premières expérimentations. Le procédé de traitement sodé du chlore n'étant pas encore en place, ces tests se sont portés sur des liquides organiques non halogénés. Afin de vérifier, la destruction des charges injectés, les gaz en fin de chambre d'incération étaient analysés par spectrométrie de masse. Ces résultats ont fait l'objet de présentations en congrès (Guenadou et Meillot 2004).

2.3.3. Fabrication de matériaux par projection thermique (2003-2007)

Le laboratoire de projection thermique du Ripault auquel je faisais partie était scindé en trois pôles : fabrication, industrialisation, recherches et développements auquel j'étais rattaché. Etant donné mes activités, j'étais assez marge des prorogatives du laboratoire qui consistaient principalement à fabriquer des dépôts. Mais en 2003, en raison des priorités des projets et des ressources humaines disponibles au laboratoire, j'ai été amené

à renforcer l'équipe R&D sur des projets de fabrication de piles à combustible à oxyde solide (en anglais Solid Oxyd Fuel Cell ou SOFC) par la technique de projection plasma. Ce type de pile à combustible est fabriqué à partir d'un empilement de cellules unitaires formées d'une cathode et d'une anode séparées par un électrolyte, tous les matériaux étant en céramique. Elle fonctionne à haute température (environ 600°C) avec de l'hydrogène ou du méthane comme combustible. Elle est principalement destinée à être utilisé en stationnaire pour de la cogénération dans le tertiaire ou en mobilité sur des véhicules réalisant de grandes distances (trains, camions, voire avions).

La fabrication des cellule SOFC est généralement réalisée par frittage successif des différentes couches (électrolyte, anode et cathode). Le procédé de projection thermique permet de réaliser l'empilement de ces trois couches en une opération, permettant ainsi de réduire le temps et les coûts de fabrication. Il est relativement bien adapté pour les électrodes car celles-ci sont poreuses, mais des développements sont nécessaire pour l'électrolyte, celui-ci devant être dense et le plus fin possible afin de garantir des performances élevées de la cellule SOFC. La technique d'injection de suspension de nanoparticules céramiques développée dans les années 2000 permettant d'atteindre ces spécifications a été mise en œuvre pour la fabrication des électrolytes.

J'ai eu la charge de ces développements dans le cadre de travaux financés par l'Agence Nationale pour la Recherche (ANR) en collaboration avec des universités et des industriels (Gaz de France). J'ai suivi le développement des prototypes en relation avec une équipe de techniciens, de la réalisation en passant par la caractérisation des matériaux jusqu'à la qualification finale des performances. Même si les spécifications attendues n'ont pas été atteintes, ces études ont débouchées sur deux brevets et plusieurs présentations en congrès (Guenadou, Bianchi, et Puzenat 2006; Pintault B. et al. 2007; Bianchi L. et al. 2006; Bianchi L., Guenadou D., et Methout S. 2007).

Après plusieurs années à exercer cette activité, j'ai pu développer une expertise dans le domaine de l'injection de liquide dans les plasmas.

2.3.4. Etude d'un procédé de production de carburant de synthèse par plasma (2007-2010)

De 2003 à 2007, mon activé principale de fabrication d'objets par projection thermique était plutôt centrée sur la science des matériaux. Sentant parfois qu'il me manquait certaines connaissances initiales dans ce domaine, j'ai voulu me réorienter vers ma formation initiale en mécanique des fluides et particulièrement en numérique. Après quelques semaines de recherche d'un nouveau poste, j'ai rencontré par hasard au CEA Cadarache le chef de service de l'équipe développant un procédé de gazéification de biomasse par plasma en vue de produire un carburant de synthèse. Celui-ci qui m'a proposé de rejoindre le projet au vue de mes compétences en adéquation avec les problématiques.

Le procédé de fabrication carburant, à partir de biomasse, consiste à générer un gaz de synthèse composé de monoxyde de carbone et d'hydrogène et à transformer celui-ci en chaine carbonée plus longue correspondant à celle-ci d'un gazole dans le procédé

chimique Fischer-Tropsch. Cette technique avait été employée à partir du charbon pendant la seconde guerre mondiale par l'industrie allemande quand l'Allemagne n'avait plus accès à des ressources en pétrole. Un procédé thermique à haute température permet générer le gaz de synthèse à partir de l'intrant (biomasse ou charbon). La chaleur nécessaire à la conversion de l'intrant est soit produite en consommant une partie de l'énergie de celui-ci (procédé autothermique) soit en apportant de l'énergie de l'extérieur (procédé allothermique). Ce dernier cas permet de maximiser le rendement global de production. Sous certaines conditions, une jet plasma possède suffisamment d'enthalpie pour être utilisé dans un procédé allothermique.

Un projet financé par l'ANR a été lancé en 2007 sur une durée de 3 ans afin de démontrer la faisabilité de convertir une bio-huile issue de la pyrolyse de biomasse en gaz synthèse à partir de la technologie des torches à plasma. Il a été mené en partenariat avec des industriels (EUROPLASMA et la CNIM) et des universités (Limoges, Pau et Orléans). Dans ce cadre, un démonstrateur a été développé et construit au CEA Cadarache. Il a permis d'étudier l'interaction et la fragmentation du jet de bio-huile dans le plasma en utilisant un système d'ombroscopie. Cette étude a conduit à définir les meilleures conditions expérimentales pour permettre la démonstration de la conversion de la bio-huile en gaz de synthèse dans un jet plasma.

Durant cette période, j'ai initialement eu la charge de modéliser l'ensemble du procédé, de la génération du plasma au sein de la torche jusqu'à la simulation de l'interaction des gouttelettes de bio-huile avec le gaz chaud. La partie concernant la modélisation chimique avait pris en charge par une doctorante que j'ai co-encadrée. Au fil du déroulement du projet, j'ai progressivement abandonné mes tâches de modélisation au profit de la conception de la chambre de réaction ainsi que du suivi des essais. Tous ces travaux ont conduit à des présentations en congrès, une publication dans un journal et un brevet sur une méthode d'injection et de fragmentation dans un jet (Guenadou D. et al. 2008; Guenadou et al. 2012; Guenadou, Lorcet, Poulain, et Peybernès 2009; Guenadou, Lorcet, Poulain, Peybernes, et al. 2009; Lorcet et al. 2010; 2009; Brothier M., Guenadou D., et Gramondi P. 2008; Brothier M. et al. 2007; Lorcet et al. 2010; Catoire et al. 2008). J'ai eu aussi l'occasion d'encadrer plusieurs stagiaires de niveau ingénieur.

Cette activité sur la fabrication de carburant de synthèse a fait l'objet de présentation au grand public pendant des journées portes ouvertes auxquelles j'ai participé. J'ai été par ailleurs sollicité pour des présentations du procédé de gazéification ou de la technologie des torches à plasma dans des meetings ou pour du conseil.

Cette période professionnelle a été très gratifiante en de nombreux points en raison du domaine d'activité motivant, de la qualité l'équipe et de l'atteinte des résultats attendus. Néanmoins, en 2010, une décision de l'administrateur générale du CEA a conduit à fermer cette activité sur le site de Cadarache afin de rassembler toutes les équipe travaillant sur le sujet de la fabrication de carburant de synthèse à Grenoble. Pour des raisons personnelles, je n'étais pas mobile, et j'ai dû me réorienter vers un autre domaine d'activité sur le site de Cadarache.

2.4. Thermohydraulique des réacteurs nucléaires (2010-2022)

L'année 2010 a été compliquée au niveau professionnel car j'abandonnais la thématique des torches à plasma dans laquelle j'avais commencé à être reconnu. J'ai dû, en premier lieu, préparer le déménagement des activités « carburant de synthèse » vers le site de Grenoble puis prospecter pour un nouveau poste pérenne où je pourrais reconstruire une expertise. Une nouvelle fois, j'ai choisi de me réorienter vers mes compétences de base, à savoir la mécanique des fluides. J'ai ainsi intégré en 2010 le Laboratoire d'Hydromécanique du Cœur et des Circuits travaillant principalement sur des maquettes expérimentales des divers composants hydrauliques d'un réacteur nucléaire. Au début de ce nouveau poste, j'ai été en charge de modéliser l'écoulement autour d'un assemblage combustible. Au bout de quelques mois, un bilan a été effectué avec mon chef de service, et j'ai exprimé un fort malaise sur mes nouvelles activités car, en particulier, j'étais amené à travailler de manière isolée. Il m'a alors proposé de renforcer l'équipe travaillant sur une maquette simulant la mitigation d'un accident grave.

2.4.1. Mitigation d'un accident grave par refroidissement de la cuve (2010-2018)

Durant toute l'histoire de l'industrie nucléaire, trois accidents graves majeurs se sont produits. Ils ont tous mené à la fusion du cœur et conduit à la formation d'une bain liquide appelé corium, mélange du combustible et d'une grande partie des éléments internes du cœur. Cette entité, présentant une forte température en raison de la chaleur produite par les radioéléments présents, met en péril l'intégrité de la cuve. Dans les études de sureté, plusieurs stratégies peuvent être mises en place pour la gestion du corium durant un accident grave. Celle mise en œuvre sur les EPR de Framatome autorise la rupture de la cuve et gère le refroidissement du corium hors cuve par étalement sur une dalle de béton sacrificiel. Cette solution pose le problème de relâcher des radioéléments dans le bâtiment réacteur. Une autre méthode, utilisée par les AP1000 de Westinghouse, propose de refroidir l'extérieur de la cuve par noyage du puits de cuve afin de garantir son intégrité et de conserver le corium à l'intérieur. Cette stratégie a été mise œuvre sur le RES, réacteur d'essai à terre d'un sous-marin à Cadarache, et a nécessité des essais pour la démonstration de son efficacité dans toutes les situations possibles d'accident grave. La boucle CNU-M2 (Circuit de Noyage Ultime – Maquette 2) a été construite à cette fin. Elle reproduit, à échelle 1 en hauteur et 1/10 en azimut, la cuve du réacteur et la veine de refroidissement externe. Le chauffage de la paroi interne simulant le corium est assuré par un réseau de fils chauffants permettant de reproduire une grande gamme de profils de flux thermique.

La boucle ayant été construite en 2006, j'ai eu la charge de suivre et de réaliser avec l'équipe de techniciens la fin du programme d'essais défini avec le concepteur du réacteur,

TechnicAtome. Les résultats, ayant démontré que le système fonctionnait dans tous les cas étudiés, ont permis d'étayer le dossier de sureté.

Grâce au conseiller scientifique du CEA à l'ambassade de Hongrie, la boucle CNU-M2 a été utilisée dans le cadre d'une collaboration internationale avec les pays de l'Europe de l'est possédant des réacteurs nucléaires de type VVER 440, ceux présentant certaines similarités avec la géométrie du RES. A cette occasion, la boucle a été renommée RESCUE (Representative loops for External System Cooling Understanding Experiments). L'objectif des exploitants était de pouvoir démontrer l'implantation, dans les réacteurs existants, d'un moyen de mitigation de l'accident grave par noyage du puits de cuve. Un programme d'essais a été défini en relation avec les équipes tchèques, slovaques et hongroises étudiant les accidents graves. Ce fut pour moi, ma première collaboration internationale. Les résultats ont fait l'objet de communications communes en congrès (Kubic et al. 2013; Guenadou et al. 2013; Guenadou et Verloo 2012). Ces travaux, ayant contribué à reconstituer un début d'expertise dans le domaine de la thermohydraulique des réacteurs, m'ont permis d'être sollicité par le porteur d'un projet européen sur le sujet de la rétention en cuve du corium.

Le projet européen IVMR (In-Vessel Melt Retention), lancé en 2014, visait à étudier sous différents angles (modélisation, expérimentation…) la mitigation d'un accident grave par le refroidissement externe de la cuve. J'ai été intégré à la rédaction du projet en relation avec tous les instituts collaborateurs et en particulier la partie « innovation » dont je suis devenu le responsable. A ce titre, j'ai été membre du comité de pilotage du projet. Durant le déroulement de ce dernier, j'ai été en charge de coordonner et de gérer l'avancement des différentes tâches ainsi que de réaliser les rapports et les présentations annuels des résultats. Les travaux menés, durant ce projet, ont fait l'objet de publications dont je suis co-auteur dans un journal et en congrès (Fichot et al. 2018; 2017).

En parallèle de ces actions, j'ai lancé des études prospectives de modélisation de l'écoulement dans la boucle RESCUE au travers de stages de fin étude. Ces travaux visaient à pouvoir prévoir les conditions thermohydrauliques dans la veine refroidissant la cuve. Ils ont conduit à quelques résultats intéressant avec les codes système (CATHARE) mais ont particulièrement démontré la difficulté à prendre en compte un écoulement diphasique avec génération de bulles à la paroi par les codes CFD.

2.4.2. Expertise des composants d'une chaufferie nucléaire de sous-marin

En raison des conditions en mer, le réacteur d'un sous-marin nucléaire peut être penché par rapport à l'horizontale et cela peut affecter son fonctionnement. La conception des différents éléments de la chaufferie prend en compte cette contrainte et les composants des premières chaufferies embarquées ont été validés à partir d'essais sur maquettes dans des situations inclinées. Ces expérimentations mettant notamment en œuvre un fluide diphasique eau-vapeur dans une situation penchée sont extrêmement coûteuses et très longues à mettre en place. La modélisation peut être un outil pour les études de type de composants, mais en nécessitant des besoins de développement et de

validation à partir de résultats expérimentaux. Dans ce cadre, j'ai eu la responsabilité de modéliser avec le code système de thermohydraulique CATHARE le fonctionnement d'un générateur de vapeur d'une chaufferie de sous-marin nucléaire, notamment dans le cas où celui-ci est incliné. Un modèle a été construit est validé à partir de résultats issus d'expérimentation des années 1970-80. La tâche de validation a été relativement ardue, notamment pour retrouver les rapports d'essais et compiler les informations issues de ceux-ci.

En parallèle, j'ai été mandaté pour expertiser, chez le concepteur DCNS, les procédures expérimentales et le suivi des essais d'un pressuriseur d'une chaufferie embarquée. Mon rôle était d'être le garant du respect des règles de l'art du point de vue expérimentation en thermohydraulique.

Etant donné le contexte de ces études, aucune publication n'a été réalisée.

2.4.3. Chargé de la plateforme expérimentale en fluide simulant pour le projet ASTRID (2012-2022)

En 2006, suite à une décision gouvernementale, le CEA a été mandaté pour construire un prototype de réacteur de génération 4. Après plusieurs années d'étude des différentes filières, il a été décidé de choisir celle des réacteurs à neutrons rapides refroidis au sodium, le CEA ayant une grande expertise dans ce domaine suite aux projets passés Phénix, Super-Phénix et EFR (European Fast Reactor). Lancé en 2010, le projet de construction d'un démonstrateur nommé ASTRID (Advanced Sodium Technological Reactor for Industrial Demonstration) a nécessité la reconstitution d'équipes de recherches sur les différentes problématiques de ce type de réacteur.

Un bilan scientifique et technique de l'art antérieur a montré la nécessité de nouvelles expérimentations pour valider les outils de calcul scientifique permettant les études de sureté et la conception des différents composants de ce réacteur. A cette fin, plusieurs plateformes expérimentales ont été construites, en particularité la boucle PLATEAU (PLATforme en EAU) dont j'ai eu la responsabilité. Elle met en œuvre de l'eau à la place du sodium, l'eau présentant des caractéristiques similaires en termes de viscosité et densité sans les contraintes de manipulations et de coûts liés au sodium. A partir des besoins identifiés par les différents intervenants du projet, j'ai eu la charge de définir les caractéristiques de cette plateforme, de suivre sa conception, sa fabrication et son exploitation. La boucle PLATEAU avait pour vocation d'accueillir les maquettes de toutes les équipes travaillant sur le projet ASTRID. Il a pu donc être possible d'étudier divers problématiques telles que la fragmentation de jet pour la modélisation des feux sodium (JETSER), l'optimisation des performances d'un échangeur sodium/eau (DANAH), la cavitation dans un coude (CALIMEREAU) et le comportement thermohydraulique dans la cuve du réacteur (MICAS).

Parmi toutes ces maquettes, j'ai eu la responsabilité de concevoir et de faire réaliser la maquette MICAS. A partir d'un cahier des charges initial, les entreprises contractantes ont été chargées de réaliser la conception et la réalisation, le laboratoire ne disposant pas de ces compétences ; j'ai dû suivre toutes les étapes de ce marché jusqu'à installation dans

nos locaux. Les Principales études, menées en collaboration avec l'agence japonaise JAEA (Japan Atomic Energy Agency), ont porté sur la caractérisation de l'écoulement et de l'état de la surface libre sous différentes conditions expérimentales. Ces travaux ont permis de réaliser de nombreuse communications en congrès et dans des journaux à comité de lecture.(Bieder et al. 2019; Guenadou D., Tkatschenko I., et Aubert P. 2015; Bieder et al. 2019; Bhatia, Bieder, et Guenadou 2021; Guenadou, Aubert, et Descamps 2022; Fichot et al. 2018; Guenadou D., Aubert P., et Descamps J-P. 2023; Guenadou, Aubert, et Descamps 2021; Guenadou D. et al. 2017) J'ai aussi assuré les visites de la plateforme expérimentale à une grande variété de visiteurs, que ce soit du grand public durant les portes ouvertes du CEA, des collaborateurs étrangers, des représentant de la hiérarchie et même des membres du sénat.

Durant cette période, j'ai eu l'occasion d'encadrer deux doctorants. La première thèse s'est déroulée de 2016 à 2019 et portait sur un système non intrusif de mesure simultanée de vitesse et de température basé sur les méthodes Particle Image Velocity (PIV) et Light Induced Fluorescence (LIF) (Chitt 2019). Elle avait pour but de disposer d'un moyen de caractérisation de l'écoulement dans la maquette MICAS, mais les résultats escomptés non pas été atteints. La seconde thèse a commencé en 2019 et a été prolongée jusqu'en mars 2023 en raison des contraintes de travail liées à la pandémie mondial de 2020. Le sujet visait à déterminer si des résultats obtenus sur la maquette MICAS à échelle réduite pouvaient être extrapolés vers l'échelle réacteur (Jourdy 2023). Les études ont porté sur une problématique spécifique d'impact de jet sur une plaque et les conclusions sont encourageantes sur la possibilité d'extrapolation des résultats. En parallèle, j'ai encadré plusieurs stagiaires ingénieurs pour leur projet de fin d'étude.

Cette dernière activité sur la thermohydraulique des réacteurs à caloporteur sodium m'a permis de reconstituer une expertise reconnue puisque j'ai été sollicité pour être « chaiman » à plusieurs congrès, relecteur d'articles de revue et participer aux meetings organisés par l'AIEA sur cette thématique. Pour cette raison, ces derniers travaux feront l'objet de ce mémoire.

3. Contexte de l'étude

La fission nucléaire est la propriété d'un matériau dit fissile, tel que l'uranium ou le plutonium, à se scinder en éléments plus légers sous l'impact d'un neutron, cette réaction produisant une grande quantité d'énergie. Dans le but d'une production d'électricité, celle-ci est exploitée dans les réacteurs nucléaires en entretenant une réaction contrôlée de fission en chaîne : chaque fission s'accompagne de l'émission de deux à trois neutrons pouvant conduire à une nouvelle fission et continuer la réaction. Ces neutrons issus de la fission ont une forte énergie et sont dénommés « neutrons rapides ». La probabilité de fission diminuant en fonction de l'énergie du neutron incident, l'utilisation directe des neutrons rapides est possible mais en mobilisant un inventaire important de matière fissile. Afin de diminuer la ressource nécessaire, les neutrons peuvent être ralentis en neutrons « thermiques » au moyen d'un modérateur pour assurer une meilleure probabilité de fission. Ceci définit le spectre neutronique d'un réacteur.

Les réacteurs électrogènes se classent suivant différentes filières utilisant une grande variété de technologies. On peut les différencier principalement selon leur spectre neutronique, rapide ou thermique, et leur caloporteur. Ce dernier rassemble une grande diversité de matériau, allant du métal liquide au gaz et conditionne, de manière générale, le spectre neutronique. Par exemple, un caloporteur eau est modérateur et conduit à des neutrons thermiques, alors qu'un métal liquide permet un spectre de neutrons rapides. Le choix du caloporteur impacte grandement la conception globale du circuit primaire et les options sur la garantie de sureté du réacteur jusqu'à l'étape finale de démantèlement. Malgré quelques inconvénients, le sodium liquide présente de nombreux avantages dans la gamme des réacteurs à spectre neutroniques rapides et a été mis à profit dans de multiples réacteurs dans le monde et particulièrement en France. Ce paragraphe présente en premier lieu et de manière générale la technologie des réacteurs rapides refroidis au sodium en s'intéressant aux projets passés et actuels avec en particulier le projet ASTRID. La seconde partie sera consacrée à l'analyse du retour d'expérience de ces projets permettant de définir les nouveaux besoins expérimentaux nécessaires à la conception du circuit primaire du projet de réacteur ASTRID. Enfin les derniers paragraphes seront dédiés à la méthodologie et aux moyens nécessaires pour permettre de nouvelles études sur les réacteurs refroidis au sodium.

3.1. Technologie des réacteurs à neutrons rapides refroidis au sodium et le projet ASTRID

Le début de ce paragraphe est dédié au fonctionnement général des réacteurs à neutrons rapides refroidis au sodium en s'intéressant à ses avantages et inconvénients. Dans seconde un partie, le concept du projet de réacteur ASTRID sera présenté et montera les évolutions vis-à-vis des installations antérieures (Rhapsodie, Phénix, Super-Phénix).

La Fig. 1 présente le fonctionnement global d'un RNR dans sa version « réacteur intégré ». Cette conception intègre l'ensemble du fluide primaire dans une seule cuve principale, permettant de garantir une grande inertie thermique et de réduire les risques de fuites. Sans canalisations extérieures, comme dans les réacteurs à boucles (EPR, AP1000, VVER…), toute rupture de celles-ci est évitée. Une grande inertie thermique permet d'élever le niveau de sureté en garantissant un refroidissement du cœur par convection naturelle pendant une longue période en cas de dysfonctionnement des pompes primaires. La cuve principale contient le plénum froid où est pompé le sodium vers l'intérieur du cœur dans lequel il est chauffé. Celui-ci est séparé en plusieurs zones à différents débit et température. Le sodium sort de ce dernier sous forme d'un jet impactant le bouchon couvercle cœur et s'écoule dans le plénum chaud. Le transfert d'énergie vers le moyen de conversion en électricité est assuré au travers d'un échangeur intermédiaire (EI) afin d'éviter tout contact entre le fluide primaire et l'eau du générateur de vapeur. Le conséquence d'une réaction sodium/eau dans le générateur de vapeur sont plus facile à gérer dans le cas d'un sodium non primaire et ne présentant pas de produits radioactifs. La conduite du réacteur s'effectue au moyen du bouchon couvercle cœur (BCC), structure située au-dessus du cœur et comportant les barres de commandes et l'ensemble de l'instrumentation permettant de suivre l'évolution du débit et de la température en sortie de chaque assemblage combustible. Contrairement aux réacteurs à eau pressurisée, les RNR fonctionnent à basse pression (environ 10 bar) et présentent une surface libre couverte par de l'argon. Celui-ci a pour fonction d'amortir les variations de volume du sodium en fonction de sa température en raison de sa dilatation, la cuve étant fermée (Chellapandi et Velusamy 2015). La température de fonctionnement dans le plénum chaud est d'environ 550°C, ce qui assure un meilleur rendement thermodynamique par rapport au REP.

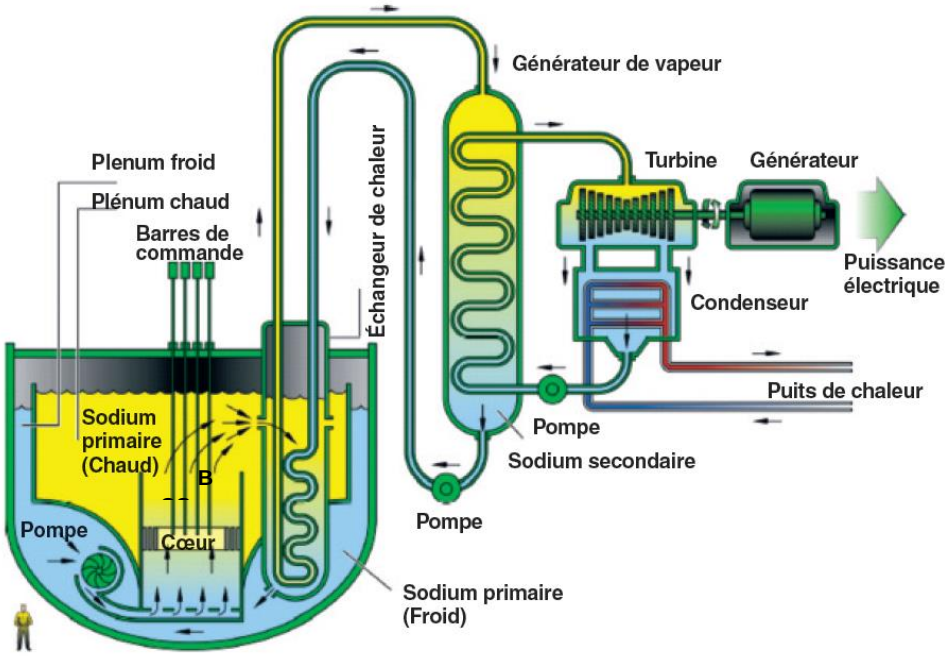


Fig. 1 : Différents composants et circuits d'un réacteur à neutrons rapides refroidi au sodium (Bonin 2014)

Le principal avantage des RNR-Na est de pouvoir accepter une grande variété de combustible en raison de leur fonctionnement suivant le spectre neutronique rapide. En particulier, ce dernier permet de transformer l'isotope non fissile de l'uranium (U 238), le plus abondant constituant 99,3% de la ressource minière, en du plutonium fissile (Pu 239). Cette spécificité assurerait un approvisionnement en combustible pendant des milliers d'années au vue des ressources naturelles disponibles. Par ailleurs, le déploiement de la filière RNR-Na permettrait de fermer le cycle du combustible comme présenté sur la Fig. 2. Le combustible usé des RNR est traité pour séparer la matière non consommée dans le réacteur et les produits de fission. Ceux-ci constituent les déchets finaux et sont conditionnés pour de l'entreposage. La matière non consommée est utilisée pour refabriquer du combustible avec un apport d'uranium issu du retraitement du combustible de la filière REP. La quantité de matière entrant dans ce cycle pour couvrir les besoins actuels en électricité de la France serait environ 200 fois inférieures à celle nécessaire pour le cycle ouvert utilisé dans la filière REP.

Le sodium est un excellent caloporteur en raison de ses bonnes propriétés en termes de conductivité thermique et viscosité. Il est aussi faiblement activé en réacteur (peu de formation d'éléments radioactifs issu de capture neutronique), et non corrosif vis-à-vis des aciers de cuve. Néanmoins, il a le désavantage de réagir fortement avec l'eau avec une forte production de chaleur, d'hydrogène et de soude. Il réagit aussi avec l'air mais dans une moindre mesure comparée à l'eau. Il est alors essentiel, dans la conception d'un RNR, de prendre en compte cette contrainte en séparant au mieux les circuits d'eau et de sodium, l'endroit le plus critique étant le générateur de vapeur. Un autre désavantage est lié à l'aspect opaque du sodium. L'intérieur de la cuve et des composants ne peuvent être

visualisés par l'ouverture du couvercle comme sur les REP. Cela impacte fortement le développement des moyens de contrôle et le rechargement/déchargement du combustible. L'ensemble de ses aspects ont des conséquences sur la conception du réacteur et son coût global de fabrication et d'exploitation, a priori plus élevé qu'un REP. En conséquence, le rendement économique de la filière RNR-Na n'est avantageuse que si le coût de la matière première est élevé car elle en est faible consommatrice.

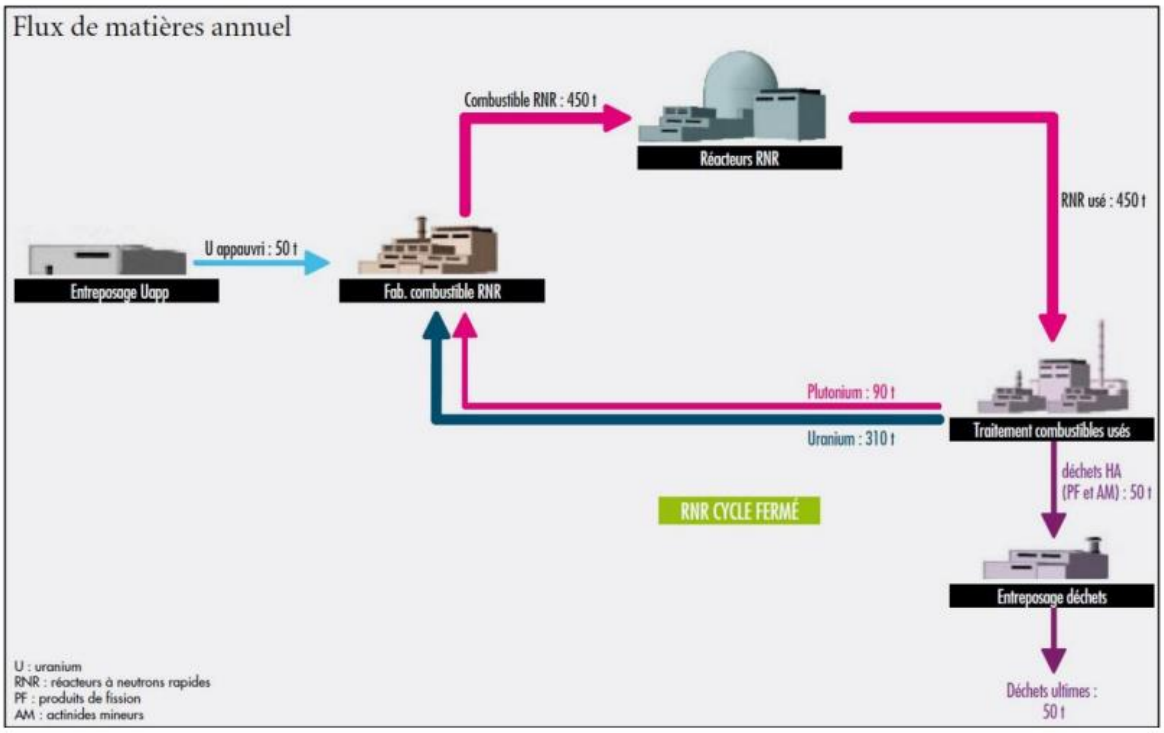


Fig. 2 : Fermeture du cycle combustible avec une filière RNR (CEA 2015)

Au début des années 2000, en raison du fort développement du nucléaire dans le monde et particulièrement en Chine, les projections de demande en uranium montraient que son coût allait fortement augmenter au fil des années. Même si le coût de la matière première ne représente que de 3 à 6% du prix total de l'électricité, une tension sur le marché de l'uranium pourrait conduire à des pénuries et mettre en danger la production électrique. Il parait alors important en vue d'une indépendance énergétique de la France de pouvoir se détacher des états producteurs d'uranium même si le minerai est relativement bien disséminé sur la planète et que sa production de dépend pas uniquement de quelques pays à l'instar du pétrole. Dans ce cadre et dans une optique de gestion durable de la matière nucléaire, il a été décidé en 2006 de doter la France d'un prototype de réacteur devant répondre aux critères de la 4e génération définis par le GIF et fondés selon 4 thématiques : développement durable, rentabilité économique, sureté et fiabilité, non-prolifération des matières nucléaires. Lancé en 2010 sous l'égide du CEA, le projet ASTRID visait à développer un démonstrateur à une échelle suffisamment élevée afin de pouvoir extrapoler les technologies développées vers un réacteur industriel de taille supérieur à 1000 MW. Il intégrait des collaborations aux niveaux français (EDF, AREVA, BOUYGUES…) mais aussi international (JAEA, IGCAR…). Sur la Fig. 3, est présentée

une vue simplifiée du bloc chaudière qui reprend grandement la conception intégrée des réacteurs Phénix et Super-Phénix. Les innovations concernent principalement le domaine de la sureté et l'inspectabilité des structures de la chaufferie nucléaire. Par rapport au concept des cœurs des réacteurs du passé, le cœur d'ASTRID a été conçu afin d'obtenir un meilleur comportement lors de situations accidentelles, notamment par l'obtention, en cas de vidange du sodium, d'un coefficient de réactivité négatif permettant d'éteindre la réaction nucléaire. Un défaut de refroidissement du cœur est pallié par des moyens passifs d'évacuation de la puissance garantissant l'intégrité physique du cœur. Néanmoins, en cas de fusion de celui-ci, un récupérateur de corium situé à l'intérieur de la cuve principale évite tout disséminement de matières nucléaires dans l'environnement. Le sodium étant opaque des moyens d'inspection en et hors service sont mis en place sur le réacteur ASTRID. Contrairement aux projets passés pour lesquels ces moyens avaient été développés a posteriori de la construction du réacteur pendant la phase d'exploitation, ceux-ci sont intégrés dès les premières étapes de conception d'ASTRID. Ils sont principalement basés sur des techniques optiques ou ultrasonores.

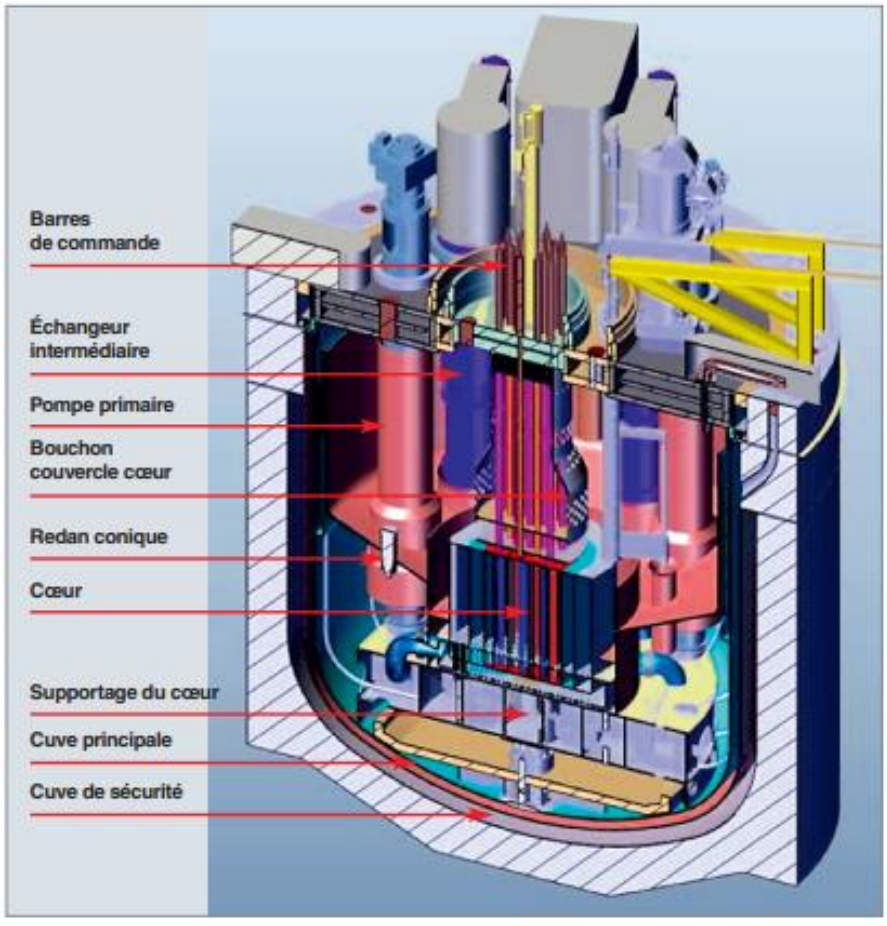


Fig. 3 : Bloc chaufferie primaire du réacteur ASTRID (Le Coz 2014)

Le cœur du réacteur ASTRID, présenté sur la Fig. 4, comporte plusieurs parties. La zone fissile, en jaune et rouge sur la Fig. 4, intègre les assemblages combustibles permettant de chauffer le sodium. A l'intérieur de cette zone sont répartis des emplacements accueillant les barres de commande assurant le contrôle de la réactivité du cœur. La partie interne

est entourée par des assemblages réflecteurs (en bleu sur Fig. 4) et des protections neutroniques latérales (en gris sur Fig. 4) permettant tous deux de limiter les fuites neutroniques vers l'extérieur. En périphérie du cœur, se trouve la zone de stockage interne (en vert sur la Fig. 4) contenant le combustible usé afin de permettre son refroidissement avant son évacuation du réacteur. Un assemblage combustible de forme hexagonale, représenté sur la Fig. 5, est constitué d'aiguille séparée par des fils espaceurs. Ceux-ci assurent le mélange du sodium pour permettre un meilleur échange thermique.

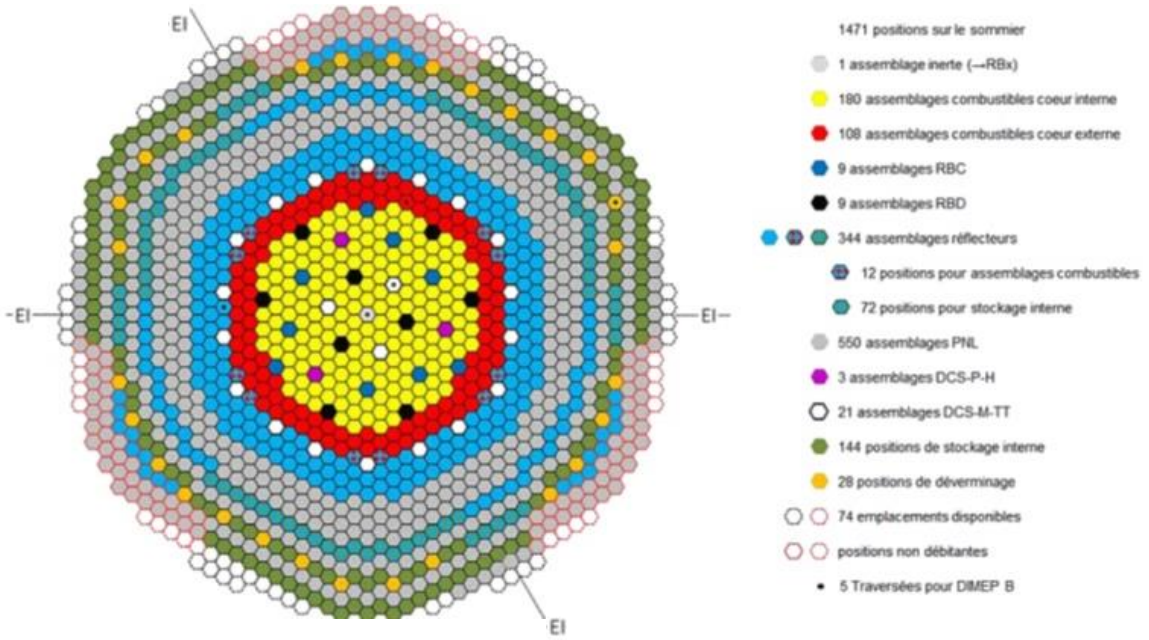


Fig. 4 : Cartographie des différentes zones d'assemblage dans le cœur d'ASTRID

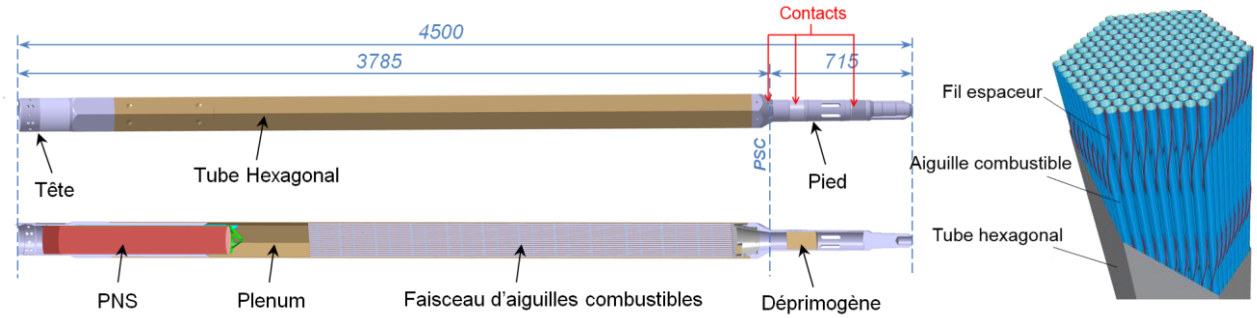


Fig. 5 : Assemblage combustible d'ASTRID

L'avant-projet du réacteur a été terminé en 2018. Il a nécessité, pour valider les options de conception et les codes de calcul, le développement de nouveaux moyens expérimentaux dont la définition sera exposée dans le paragraphe suivant.

Le projet ASTRID a été arrêté en 2019. Une des raisons provient de l'évolution du prix de l'uranium, celui-ci n'ayant pas suivi les prévisions émises en début des années 2000, le déploiement de la filière RNR étant jugé nécessaire pour le milieu de siècle. Ce projet a néanmoins permis de pérenniser les compétences sur la technologie liée au sodium, celle-ci étant très spécifique. Toutefois, les études sur les réacteurs de génération 4 continuent

au CEA, notamment au travers de travaux de dimensionnement et de collaborations internationales.

3.2. Retour d'expérience des programmes passés de développement de RNR-NA

Le CEA a une grande expérience de la technologie des réacteurs à neutrons rapides refroidis au sodium en raison du développement et de l'exploitation des installations Rhapsodie, Phénix et Super-Phénix. Le projet European Fast Reactor dans les années 1990 a aussi permis de renforcer ces compétences dans le contexte d'une collaboration européenne. L'utilisation d'un caloporteur sodium a été privilégiée dans le développement du réacteur ASTRID du fait de l'expertise du CEA sur ce matériau. De nombreuses installations et expérimentations ont été conçues par le passé pour étudier les diverses problématiques liées au sodium et aux RNR de manière générale. L'état de l'art de leur résultat permet d'identifier les domaines pour lesquels il serait nécessaire d'obtenir des données complémentaires afin d'assurer le développement des nouveaux concepts d'ASTRID et de valider les codes de calcul permettant les études de sureté.

Les problématiques liées à la thermohydraulique dans les RNR ont été identifiées par (Tenchine 2010). Il a réalisé un état de l'art des maquettes et expérimentations réalisées au CEA dans le cadre des projets Rhapsodie, Phénix, Super-Phénix, et EFR. Il expose pour chaque partie du réacteur, ou problématique, le besoin et les outils nécessaires aux études. Le schéma de la Fig. 6 expose les différentes problématiques à étudier en fonction du composant de la chaufferie nucléaire. A noté que dans le cadre de nos travaux, nous nous sommes limités à la zone du collecteur chaud (aussi appelé plenum chaud ou supérieur). L'étendue des problématiques liées à cette zone étant vaste (Tenchine 2010), durant le déroulement du projet ASTRID, nos études se sont principalement focalisées sur les problèmes majeurs, à savoir l'entrainement de gaz et la compréhension des écoulements dans le collecteur chaud. Les paragraphes suivant seront dédiés à présenter celles-ci.

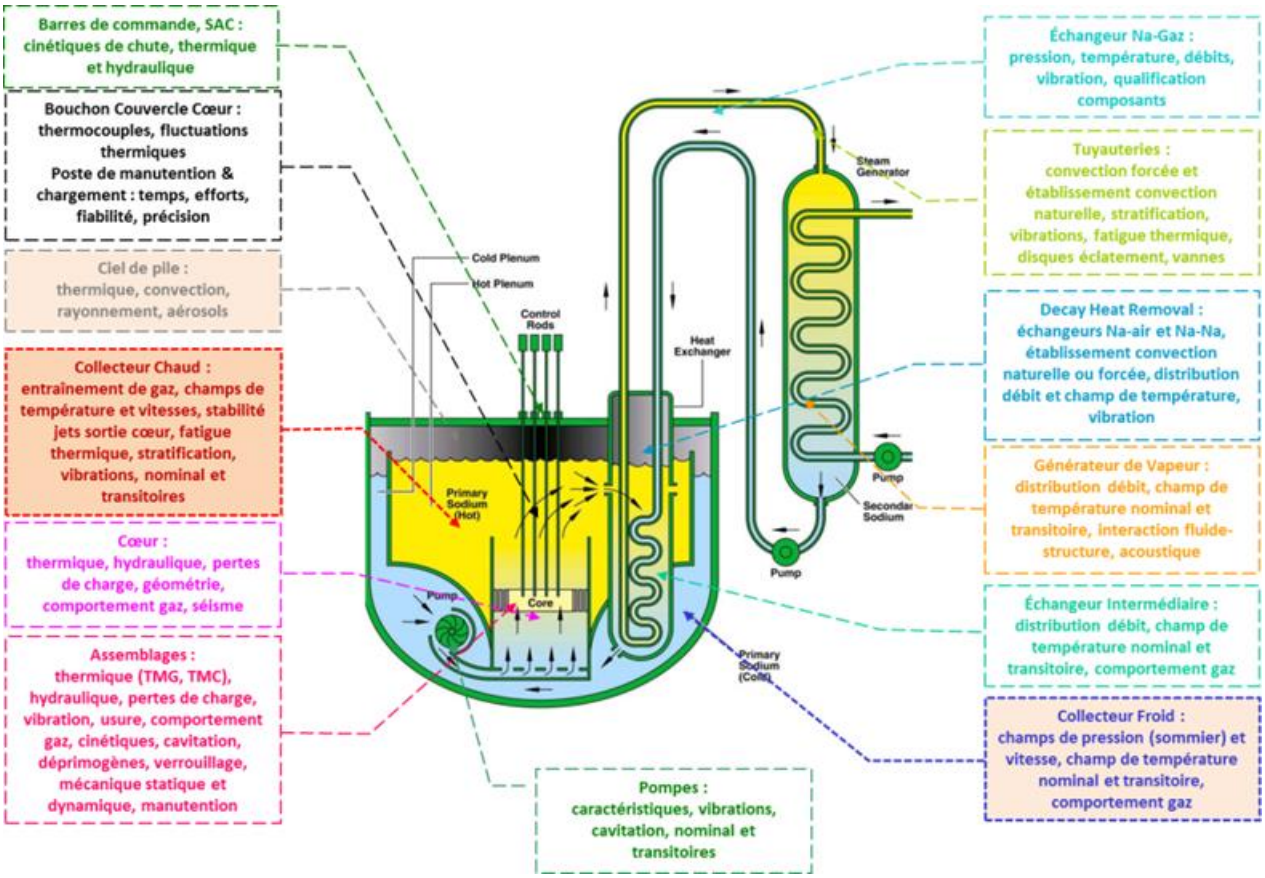


Fig. 6 : Problématiques sur les différents composants sur réacteur ASTRID

3.3. Problématiques spécifiques dans le cadre du projet ASTRID

3.3.1. Compréhension de l'écoulement dans le collecteur chaud

Une grande partie des problématiques des réacteurs refroidis au sodium est concentrée dans la région du collecteur chaud et liée aux caractéristiques de l'écoulement. Leurs enjeux concernent principalement la sureté des réacteurs en régime nominal ou accidentel ce qui implique des études dans des cas stationnaires ou transitoires. La compréhension de l'écoulement à l'intérieur du collecteur chaud a pour principaux objectifs de démontrer l'efficacité des composants du réacteur, d'évaluer des risques vis-à-vis de certaines problématiques et enfin de fournir des résultats de validation pour les codes de calcul. Cette étape se traduit par des expérimentations sur maquettes intégrales prenant en compte l'ensemble des phénoménologies. Celles-ci sont construites à échelles réduites en raison de la taille conséquente des réacteurs. Une maquette doit être développée en ce sens enfin de pouvoir adresser les principales problématiques identifiés dans le collecteur chaud d'ASTRID et de fournir des résultats de validation pour les outils de calcul numérique. Ces problématiques peuvent être classées selon si elles font

intervenir les effets thermiques ou non. Dans le cas pour lequel seul l'hydraulique de l'écoulement joue, les questionnements se posent sur, notamment, la répartition des vitesses en entrée des EI, la distribution de débit entre chaque EI et le débit dans le BCC. Les principaux questionnements autour des effets thermiques reposent sur le vieillissement structurel par faïençage ou fatigue thermique des composants internes. Ce type d'endommagement des matériaux est engendré par des variations périodiques de température. Cette situation peut apparaître dans le collecteur chaud pendant certains transitoires de régime du réacteur avec diminution du débit et évolution de la température à la sortie du cœur, les forces de flottabilité pouvant modifier le profil de l'écoulement dans la région au-dessus du cœur et dans tout le plénum supérieur (Tenchine 2010).

3.3.2. Entrainement de gaz

En 1989 et 1990, le réacteur PHENIX a subi 4 arrêts d'urgence dont une des causes investiguées a été le passage d'une bulle dans le cœur (Guidez et Prêle 2017), la présence de gaz modifiant les propriétés neutroniques du sodium. Il est alors apparu nécessaire à l'autorité de sureté de l'époque d'étudier cette problématique non identifiée à la conception du réacteur. Le bloc du réacteur d'ASTRID étant très similaire à celui de PHENIX, il a été pertinent d'étudier ce problème dans le cadre son développement.

Afin d'assurer le fonctionnement en conditions normales du réacteur, la présence de gaz dans le cœur est à proscrire, le passage de grandes poches de gaz dans la partie fissile présentant de fort risque au niveau de la sureté nucléaire. En effet l'augmentation du taux de vide a pour conséquence un effet de réactivité positive produisant un pic de puissance. De plus le coefficient de transfert thermique est aussi drastiquement réduit ce qui pourrait mener à un mauvais refroidissement du cœur, entrainant potentiellement la détérioration du combustible. Par ailleurs, l'argon ayant transité dans la partie fissile du cœur sera activé et rendu radioactif en raison du fort flux neutronique présent à cet endroit. Ceci pourrait avoir des conséquences sur la précision de détection dans le fluide primaire de produits de fission liés à une fuite au niveau des assemblages combustibles. Enfin la présence de gaz est néfaste au fonctionnement des pompes primaires et peut provoquer leur endommagement.

En régime nominal, 4 principales sources d'entrainement de gaz ont été identifiées (Guidez et Prêle 2017) :

- Le sodium peut être émulsifié avec l'argon au niveau de l'arbre des pompes primaires (Khan, Panchagnula, et Velusamy 2020). En raison des températures élevées, le palier inférieur de l'arbre est réalisé de manière hydrostatique, alimenté par du sodium. Il en résulte que du gaz peut être entrainé au niveau de la surface libre en rotation.
- Afin d'éviter les contraintes sur la cuve externe, un système de déversoir est installé au niveau du sommet du plénum froid comme montré sur la Fig. 7. Le principe repose sur la circulation d'un débit le long de la cuve, alimenté par les fuites aux pieds des assemblages, en maintenant un niveau constant par un

déversement permanent. Le retournement du sodium au niveau du déversoir conduit à de l'entrainement de gaz dans le plénum froid.

- La solubilité de l'argon dans le sodium augmentant avec la température, le gaz solubilisé dans le plénum chaud aura tendance à se libérer dans le plénum froid (Yamaguchi et al. 2011). Cela peut avoir pour conséquence la formation de poche d'argon dans la partie inférieure du réacteur.
- Le plénum chaud présentant une surface libre couverte d'argon, du gaz peut être entrainé par l'aspiration du sodium au niveau des EI comme schématisé sur la Fig. 8 (Tenchine, Fournier, et Dolias 2014; Chellapandi et Velusamy 2015; Saha et al. 2013). Après passage dans les pompes primaires, il peut potentiellement s'accumuler dans les parties basses du réacteur pour former une poche de gaz. Plusieurs modes d'entrainement de gaz sont possibles en fonction de l'état de la surface libre. Des bulles piégées par le déferlement de vaguelettes de sodium peuvent être transportées dans l'écoulement entrant dans les EI. Cela conduit à une accumulation relativement lente de gaz. En fonction des conditions hydrauliques, des tourbillons de surface peuvent se créer, menant, dans les cas les plus critiques, à une colonne de gaz entre la surface libre et l'entrée des EI ou à du détachement de bulles de la pointe des vortex comme illustré sur la Fig. 8. Ce mode d'entrainement de gaz étant le plus sévère, il a été nécessaire d'étudier ses caractéristiques propres au réacteur ASTRID dans le cadre de son développement.

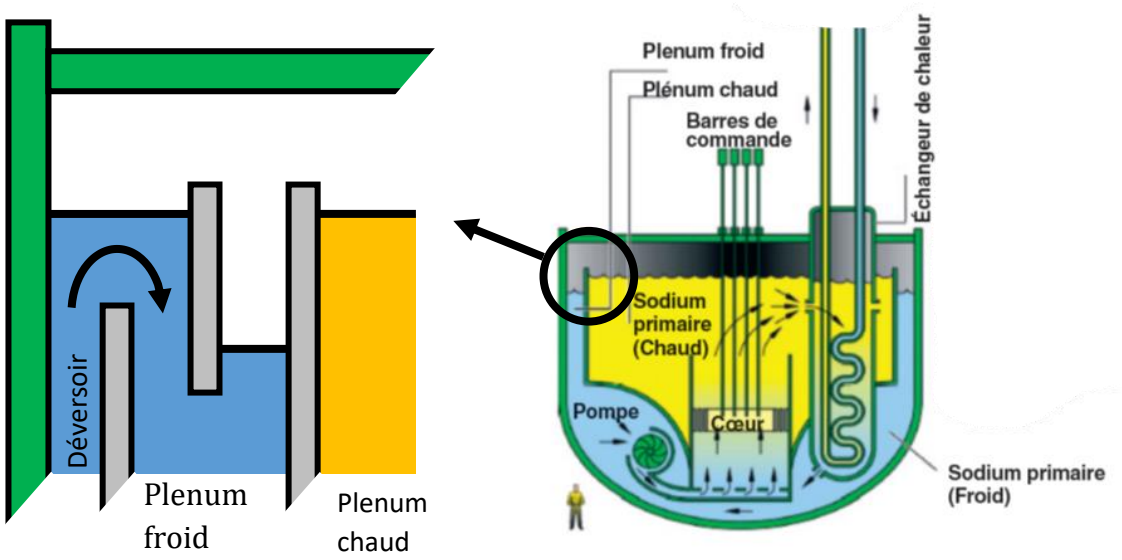


Fig. 7 : Déversoir au niveau du sommet du plénum froid

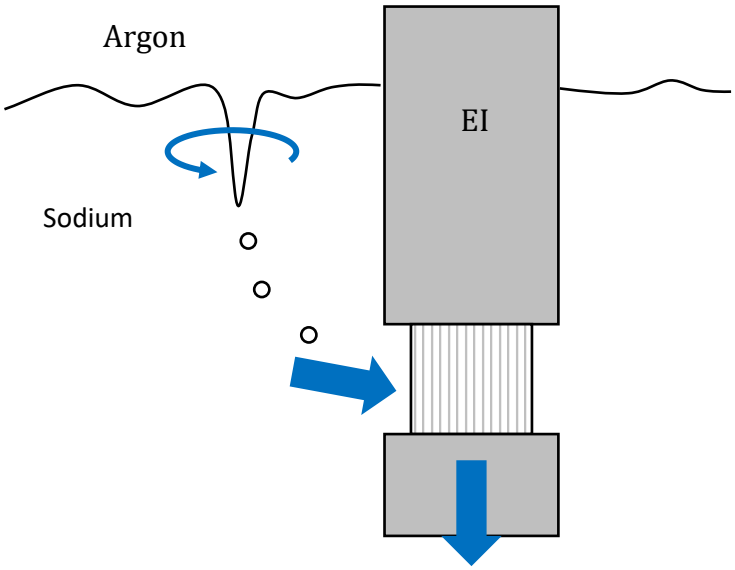


Fig. 8 : Aspiration de gaz au niveau des échangeurs intermédiaires.

Un groupe de travail, composé d'experts du CEA et d'AREVA, a réalisé un inventaire des bases de données expérimentales disponibles sur le retour d'expérience issu de l'ensemble des projets passés de RNR afin de pouvoir étudier ces problématiques identifiées au niveau de la thermohydraulique du bloc réacteur. Il en résulte qu'il existe de nombreux résultats sur des maquettes analytiques ou intégrales, voire en réacteur. Néanmoins en raison des évolutions développés sur ASTRID et d'une géométrie différente comparée à Phénix ou Super-Phénix, il est apparu nécessaire de réaliser de nouvelles expérimentations. La possibilité de mener celles-ci dans des installations d'autres unités de recherche à l'international a été envisagée, mais ces collaborations ne permettaient pas d'adresser tous les besoins identifiés. Il a donc été décidé de construire de nouvelles boucles permettant d'étudier les problématiques et les phénoménologies non couvertes par l'état de l'art.

Les expérimentations en sodium sont complexes et onéreuses à réaliser en raison des hautes températures auxquelles elles se déroulent et de la dangerosité de celles-ci liée à la réaction violente du sodium avec l'eau. De plus l'instrumentation et la visualisation des phénomènes sont rendues difficiles par le caractère opaque du sodium. Par le passé, de nombreuses expériences ont alors été menées en utilisant un fluide simulant. L'eau est un bon candidat car il est bon marché, transparent pour effectuer des mesures et facile à mettre en œuvre. Une partie des études a été effectuée sur des maquettes en eau. Mais, la mise en œuvre d'un fluide simulant implique une approche en similitude que nous allons détaillée dans le paragraphe suivant.

3.4. Similitude eau/sodium

Les maquettes sont largement utilisées dans le monde de la recherche et de l'industrie pour étudier des phénomènes mal connus et donc pas encore reproductibles par des simulations. Elles sont souvent dédiées à l'étude de phénomènes uniques (tests à effets

séparés) ou de phénomènes combinés (tests intégraux). Dans le monde de l'industrie nucléaire, les études de sûreté s'appuient sur des outils de calcul scientifique (comme CATHARE), validés sur des expériences réelles ou représentatives des problématiques étudiées. Lorsqu'une expérimentation en configuration réelle n'est pas réalisable, les modèles de ces codes de calcul sont validés à partir d'expérimentations sur maquettes. Les expérimentations peuvent être réalisées à différentes échelles du cas réel et le cas échéant avec des fluides simulant les fluides réels.

L'application de la théorie de la similitude permet de mener des études sur des maquettes à échelle réduite avec un fluide simulant. Pour garantir la représentativité des phénoménologies et la validité des études, il est nécessaire que les nombres adimensionnels propres au réacteur et à la maquette soient identiques. Les principaux nombres adimensionnels caractérisant le comportement du fluide dans le circuit primaire (Padmakumar et al. 2007; Murakami et al. 2015) sont répertoriés dans le Tableau 1. Ils découlent de l'application du théorème de Vashy-Buckingham en prenant les dimensions et quantités physiques caractéristiques du circuit primaire.

Tableau 1 : Inventaire des nombres adimensionnels caractéristiques du circuit primaire.

Nombre adimensionnel	Expression	Interprétation
Reynolds	$Re = \frac{\rho V L}{\mu}$	$\frac{Forces\ d'inertie}{Forces\ visqueuses}$
Weber	$We = \frac{\rho V^2 L}{\sigma}$	$\frac{Forces\ d'inertie}{Forces\ de\ tension\ de\ surface}$
Froude	$Fr = \frac{V}{\sqrt{gL}}$	$\frac{Forces\ d'inertie}{Forces\ de\ gravité}$
Richardson	$Ri = \frac{g\beta\Delta T L}{V^2}$	$\frac{Forces\ de\ gravité}{Forces\ d'inertie}$
Euler	$Eu = \frac{\Delta P}{\rho V^2}$	$\frac{Forces\ de\ pression}{Forces\ d'inertie}$
Peclet	$Pe = \frac{\rho C_p V L}{\lambda}$	$\frac{Effets\ de\ convection}{Effets\ de\ conduction}$

Le plan d'expériences et les conditions opératoires sont basés sur la conservation de nombres sans dimension calculés à partir des phénomènes mis en jeu et de la géométrie. Dans le cas du plénum chaud, la majeure partie des problématiques identifiées (Tenchine 2010) et représentées sur la Fig. 6 concernent des problèmes d'écoulement à surface libre ou de stratification thermique. Il en résulte que les nombres adimensionnels à considérer dans ces conditions sont les nombres de Reynolds, Froude, Richardson et Weber. Cependant, en général, il est impossible de conserver simultanément tous ces nombres sans dimension car leur expression diffère (Grewal et Gluekler 1982). Par exemple, le nombre de Reynolds évolue linéairement avec la longueur, tandis que le nombre de Froude est inversement proportionnel à la racine carrée de celle-ci. Les nombres sans dimension à conserver doivent être choisis (similitude restreinte). Ce choix s'appuie sur des considérations d'experts ou sur l'analyse des équations régissant le phénomène

étudié. Néanmoins, concernant le nombre de Reynolds, on suppose que celui-ci est respecté si l'écoulement dans la maquette et le réacteur sont de même régimes (soit laminaire ou turbulent). Pour les problématiques relatives à la thermohydraulique de l'écoulement, seul le nombre de Richardson semble jouer. Dans le cas des études sur la surface libre, les auteurs de (Eguchi et Tanaka 1994) montrent que la conservation des seuls nombres de Froude et de Weber est suffisante pour être représentatif de la phénoménologie. Ces conditions contraignent la taille de la maquette à une échelle 5/8 ce qui relativement important et conduit à des expérimentations onéreuses et complexes. Afin de réduire les coûts, nous ne conservons que le nombre de Froude et nous admettons une distorsion sur le nombre de Weber en diminuant la taille de la maquette tout en restant dans des échelles assez grandes, les effets de tension de surface étant plus prépondérants pour des maquettes de petites dimensions (Banerjee et al. 2013).

Par rapport à la technologie des RNR, les expériences sont généralement très complexes à mettre en œuvre en raison de la nature du fluide caloporteur et des températures élevées. Pour de nombreux problèmes, l'utilisation d'un fluide simulant tel que l'eau est suffisante pour étudier des phénomènes spécifiques. En effet, l'eau présente des propriétés physiques similaires à celles du sodium comme le montre le Tableau 2. On constate que la densité, la viscosité et le coefficient d'expansion thermique sont similaires à la température de 60°C. Il semble alors favorable de réaliser les expérimentations en similitude eau à cette température. Néanmoins, les autres propriétés physiques, telles que la diffusivité thermique et la tension de surface, voire la chaleur spécifique sont relativement différentes. Les expériences menées dans des conditions isothermes sont alors principalement dédiées à l'étude du comportement de l'écoulement dans les différents composants où se produit un faible transfert thermique. Quand la phénoménologie inclue des aspects thermiques, l'eau ne peut plus jouer le rôle de fluide simulant puisque sa conductivité thermique est environ 100 fois moindre. Ceci est relativement vrai pour les expériences impliquant des échanges thermiques au niveau des parois, par exemple, pour les études sur les échangeurs de chaleur. Néanmoins, l'eau peut être un simulant du sodium dans le cas des écoulements thermiquement stratifiés à la condition que les effets convectifs soient supérieurs aux effets conductifs (nombre de Peclet élevé). Certains auteurs proposent de mettre en œuvre des expérimentations à température constante et de simuler les effets de changement de densité en utilisant des solutions salines de concentrations différentes. Ceci présente l'avantage de contrôler finement les masses volumiques en jeu et de respecter au mieux le nombre de Richardson. Néanmoins cette solution engendre des problèmes de conception des maquettes, celles-ci devant résister à la corrosion due au sel.

Il est alors apparu nécessaire au cours du projet ASTRID de construire deux plateformes expérimentales, l'une dédiée aux expérimentations en sodium et l'autre en fluide simulant, la plateforme GISEH. Celle-ci regroupe tous les moyens expérimentaux utilisant de l'eau pour étudier les problématiques thermohydrauliques du réacteur ASTRID n'impliquant pas de transfert thermique. Elle inclue des expériences analytiques à effet séparé ou des grandes installations telles que la boucle PLATEAU pouvant accueillir diverses maquettes.

Tableau 2 : Evolution en fonction de la température de l'eau du rapport des propriétés physiques de l'eau sur celles du sodium à 550°C ($X^*=X_{eau}/X_{Na}$) – ρ masse volumique, μ viscosité dynamique, Cp chaleur spécifique, β coefficient d'expansion thermique, σ tension de surface, λ conductivité thermique

T(°C) de l'eau	ρ^*	μ^*	Cp^*	β^*	σ^*	λ^*
20	1,19	4,22	3,31	$7{,}42\times10^{-1}$	$4{,}57\times10^{-1}$	$9{,}61\times10^{-3}$
35	1,19	3,03	3,31	1,23	$4{,}47\times10^{-1}$	$9{,}89\times10^{-3}$
40	1,19	2,75	3,31	1,38	$4{,}37\times10^{-1}$	$1{,}01\times10^{-2}$
60	1,18	1,96	3,31	1,85	$4{,}16\times10^{-1}$	$1{,}05\times10^{-2}$

3.5. Dimensionnement de la boucle hydraulique PLATEAU et de la maquette MICAS

La boucle hydraulique PLATEAU a été construite en 2014 (Guenadou D., Tkatschenko I., et Aubert P. 2015). Nous l'avons conçu aussi polyvalente que possible afin de pouvoir recevoir une grande variété de maquettes. Afin d'être représentative des différentes zones du cœur en termes de débit et de température, cette boucle hydraulique a été conçue avec plusieurs circuits à différentes températures. Ils ont été dimensionnés sur la base d'accueil d'une maquette du plenum chaud (voir Fig. 1) à l'échelle 1/6 d'ASTRID. Cette donnée nous a permis de déterminer à partir de l'analyse dimensionnelle la taille des différents composants et notamment des pompes. En considérant une conservation du nombre de Froude ou de Richardson entre la maquette et le réacteur, le rapport du débit nécessaire dans le cœur entre la maquette et le réacteur est déterminé respectivement par l'Équation 1 et l'Équation 2. Après calcul en utilisant les données du problème, la valeur maximale de débit est donnée par la conservation du nombre de Froude, soit par l'Équation 1. Elle a donc été utilisée comme données de base pour dimensionner les pompes et l'ensemble de l'installation.

$$Q^* = L^{*2.5} \qquad \text{Équation 1}$$

$$Q^* = \sqrt{\beta^* \Delta T^*} L^{*2.5} \qquad \text{Équation 2}$$

Un schéma et une photo de l'installation PLATEAU sont présentés sur la Fig. 9. L'ensemble des circuits est représenté sur la Fig. 10. La boucle permet trois points d'injection (nommés 1, 2 et 3 sur la Fig. 10) à différentes températures et débits. Sans les réseaux secondaires (non représentés sur la Fig. 10), l'installation PLATEAU présente quatre circuits principaux (voir la Fig. 10):

- Le circuit principal (CP en vert sur la Fig. 10);
- Le circuit secondaire chaud (CSC en rouge sur la Fig. 10);
- Le circuit secondaire froid (CSF en bleu sur la Fig. 10);
- Le circuit d'injection transitoire (CIT en bleu clair sur la Fig. 10).

Ce réseau permet trois modes opératoires :

- Mode hydraulique : seul le CP est utilisé. La température est identique dans les trois points d'injection, mais le débit est contrôlé indépendamment pour chacun d'eux. La température est régulée au moyen du réchauffeur RECH01 et de l'échangeur ECH01 relié à un système de refroidissement.
- Mode thermohydraulique : le CP, le CSC et le CSC sont utilisés. Comme dans le mode hydraulique, trois débits différents peuvent être imposés aux points d'injection. Mais, dans ce cas, deux températures peuvent être utilisées; la sortie 1 (voir Fig. 10) avec de l'eau chaude et les deux autres point d'injection avec de l'eau froide. L'eau du circuit CP est refroidie dans la maquette par mélange avec l'eau froide provenant du CSC mais le réchauffeur RECH01 ne peut pas être utilisé pour maintenir la température de consigne du circuit CP car la puissance nécessaire pour chauffer un tel débit serait trop élevée. Ainsi l'eau chaude du circuit CSC est utilisée pour être mélangée à celle du circuit CP afin de maintenir la température de consigne. Comme le niveau est maintenu stable dans la maquette, le trop-plein d'eau est envoyé dans un réservoir (non représenté sur la Fig. 10).
- Mode transitoire : il est démarré à partir du mode thermohydraulique selon des conditions stabilisées. Tous les circuits sont utilisés (CIT, CSC, CHC, CP). Il vise à réaliser un créneau de température (froid, mais aussi chaud) au point d'injection 1 (voir Fig. 10). L'eau de BA01 (en cas de palier chaud) ou de BA02 (palier froid) est injectée en aval de la pompe P03. Le taux d'injection d'eau froide et chaude est contrôlé par des vannes régulées.

Les différentes plages de travail du débit et de la température sont indiquées dans le Tableau 3.

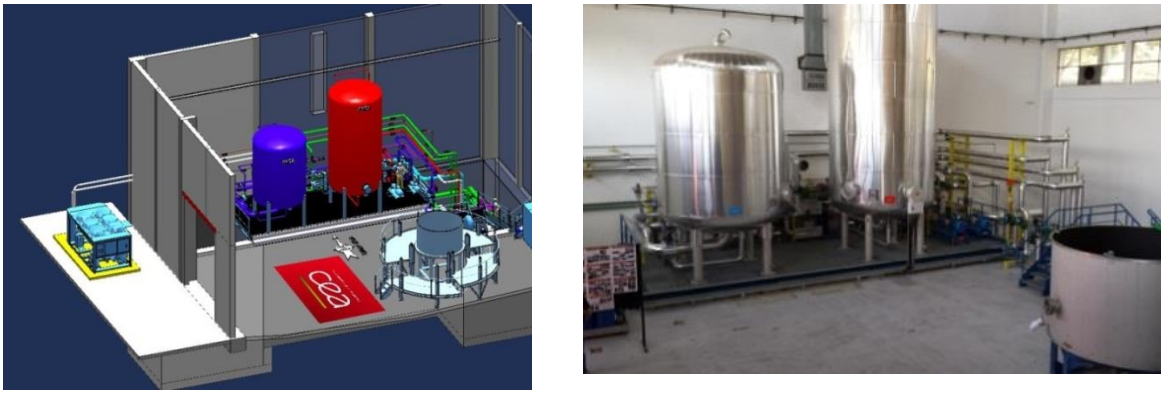


Fig. 9 : Vue générale (côté gauche) et photo (côté droit) de la boucle PLATEAU

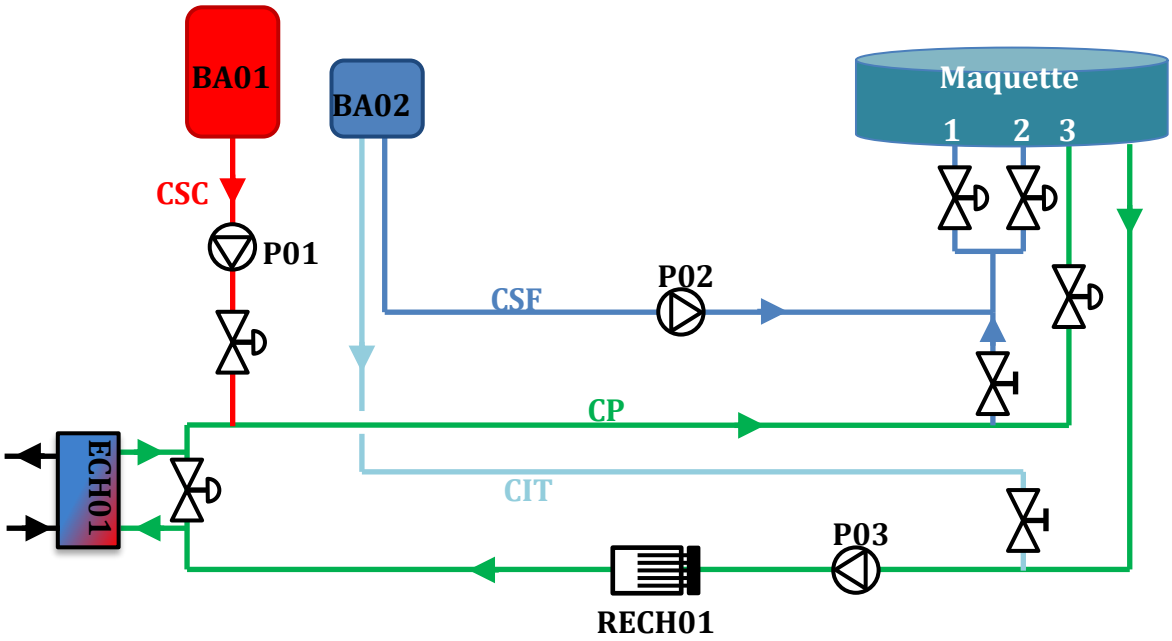


Fig. 10 : Schéma hydraulique des circuits de la boucle PLATEAU

Tableau 3 : Gamme de fonctionnement des différents modes de la boucle PLATEAU.

Mode	Zone d'injection	Débit	Température
Hydraulique	Tous	De 50 à 385 m^3/h divisé entre 3 zones	De 10 à 60°C uniforme sur les 3 zones
Thermohydraulique	2 et 3	De 0 à 50 m^3/h divisé entre 2 zones	De 10°C à la température ambiante
	1	De 50 à 385 m^3/h	De 10 à 55°C
Transitoire	2 et 3	Constant de 0 à 50 m^3/h divisé entre 2 zones	Constant de 10°C à la température ambiante
	1	Variable	Variable entre 10 et 55°C

Nous avons conçu la maquette MICAS en similitude géométrique du collecteur chaud d'ASTRID sur la base des études d'avant-projet (Guenadou D., Tkatschenko I., et Aubert P. 2015). Des vues et une photo de celle-ci sont montrées sur les Fig. 11 et Fig. 12. Ses dimensions sont d'environ 2,5 m de diamètre et 1,7 m de hauteur. Nous avons choisi une réduction d'échelle de 1/6 par rapport au réacteur ASTRID vis-à-vis du retour d'expérience du CEA sur ce type de maquette et aussi afin de garder une taille suffisamment élevée pour l'étude de la surface libre. Cette échelle permet par ailleurs de représenter les composants de manière détaillée (tels que le BCC), mais certaines simplifications géométriques ont été nécessaires. Par exemple, les assemblages hexagonaux ont été remplacés par des tubes cylindriques. Néanmoins, les EI sont représentés en détail en raison de l'impact important de leur géométrie sur l'écoulement lorsque le fluide quitte le collecteur chaud. La hauteur et la largeur d'ouverture de la sortie

des EI peuvent être modifiées ce qui permet des études paramétriques de leur influence. De plus ils peuvent accueillir des éléments complémentaires appelés jupes de protection neutronique évitant dans le réacteur l'activation du sodium du circuit secondaire. Celles-ci sont positionnées autour des EI et modifient en conséquence l'écoulement en entrée de ceux-ci. En raison de son emplacement juste au-dessus du cœur, le BCC influence fortement le modèle d'écoulement; pour cette raison, nous avons décidé de respecter la géométrie réelle dans MICAS.

La distribution de l'écoulement dans le cœur d'ASTRID est assez complexe comme présentée sur la Fig. 4. Il serait difficile de reproduire exactement cette cartographie du cœur dans la maquette MICAS. Pour cette raison, nous l'avons simplifiée en 3 zones : zone fissile, réflecteur, stockage interne. Le cœur central est constitué par les assemblages combustibles entourés d'une couche composée de réflecteurs. L'extérieur du cœur comprend principalement le stockage d'assemblages internes. La chambre d'injection est représentée au bas de la Fig. 11; la zone centrale correspond à la température chaude (zone jaune sur la Fig. 11); l'intermédiaire est liée au réflecteur; et la zone externe représente le stockage interne. Ces deux zones externes sont alimentées en eau à basse température (alimentation rouge et bleue). Ces 3 zones sont connectées à l'installation PLATEAU (entrées 1 à 3 sur la Fig. 10).

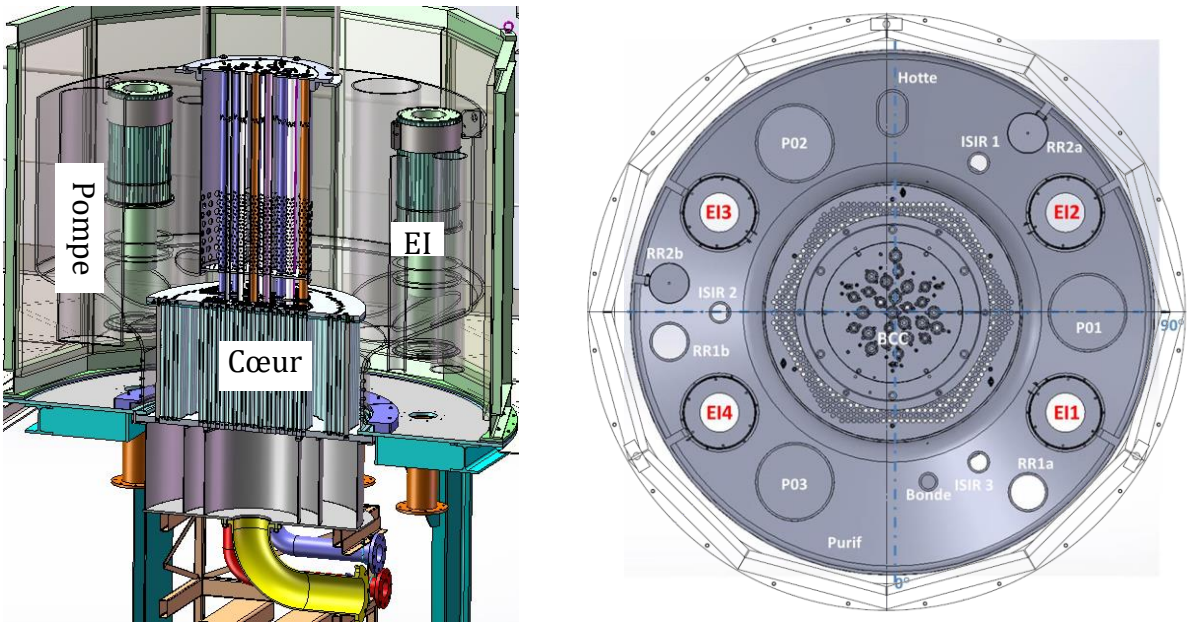


Fig. 11 : Vue en coupe et de dessus de le maquette MICAS

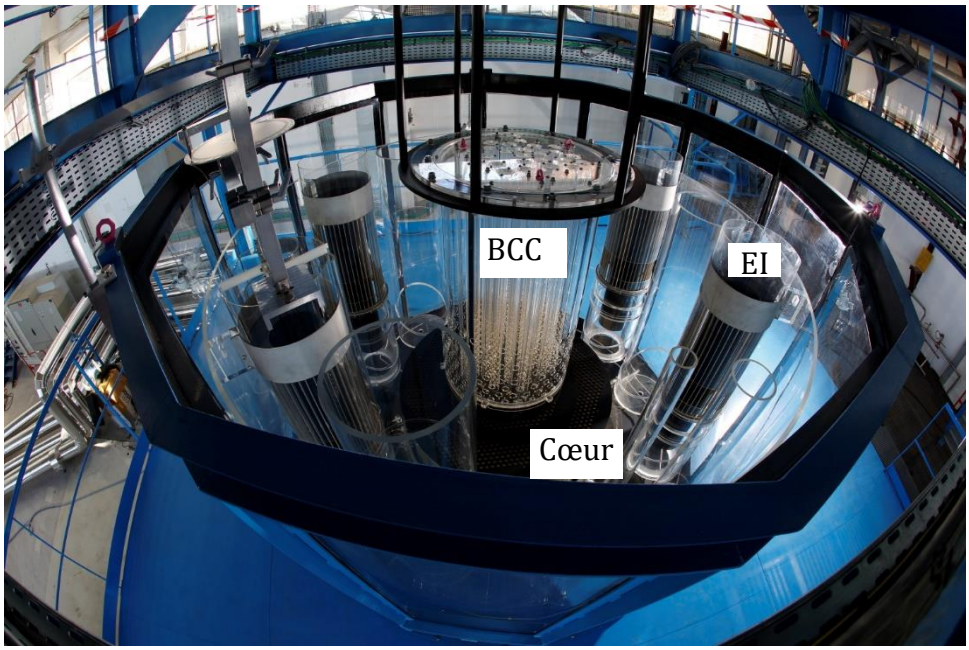


Fig. 12 : Photo vue de dessus de la maquette MICAS

4. Phénoménologies dans le plénum supérieur

La compréhension de la phénoménologie de l'écoulement dans le circuit primaire et plus particulièrement dans la maquette MICAS est une donnée importante pour définir les méthodologies d'étude des problématiques liées au plénum supérieur et à l'entrainement de gaz, ainsi que l'instrumentation associée. A cette fin, l'état de l'art des maquettes et des études passées concernant les RNR-Na constitue une base pour identifier les méthodes à mettre en place. Ce paragraphe présente en première partie une revue bibliographique vis-à-vis des différentes problématiques étudiées. A partir de celle-ci, des méthodologies d'études seront définies ainsi que les moyens de mesure des différentes phénoménologies investiguées.

4.1. Généralités et état de l'art sur les écoulements dans les RNR

4.1.1. Profil général de l'écoulement dans le plénum supérieur

La compréhension du comportement global de l'écoulement est une donnée permettant d'identifier les phénoménologies liées aux différentes problématiques et de déterminer au mieux les zones d'intérêt pour l'implantation de l'instrumentation. Des essais menés sur la maquette COLCHIX 4, représentative de la géométrie du projet de réacteur EFR, se sont attachés à identifier le profil général de l'écoulement dans le plénum chaud par injection et suivi de colorant. Les résultats, synthétisés sur la Fig. 13, montrent un jet en sortie de cœur très énergétique et entrainant une forte recirculation dans le volume du collecteur chaud. Ce jet longe la surface du cœur pour impacter la paroi de la cuve à une altitude très basse, puis se dirige vers le haut jusqu'à la surface libre. Un écoulement centripète s'établie alors entre de bord externe du collecteur chaud et le BCC. Au niveau de ce dernier, le fluide descend le long de la paroi de celui-ci jusqu'au-dessus du cœur pour être entrainé par le jet. Une partie du débit de la zone fissile traverse le BCC en passant par les fourreaux et ressort de celui-ci par sa virole externe percée de trous sur une partie de sa hauteur. La proportion de débit traversant le BCC (environ 15% dans le cas d'EFR) est fonction des pertes de charge des fourreaux. Entre la base du cœur et du collecteur chaud s'établie une recirculation formée par la présence du jet en bord du cœur. Cette zone, dénommée « corps mort » présente une forte stratification thermique en raison des échanges thermiques s'établissant avec le collecteur froid. Hormis la zone

proche du cœur présentant un zone plus chaude, l'ensemble du collecteur chaud est relativement homogène en température en raison de la forte recirculation due au jet énergétique en sortie de cœur.

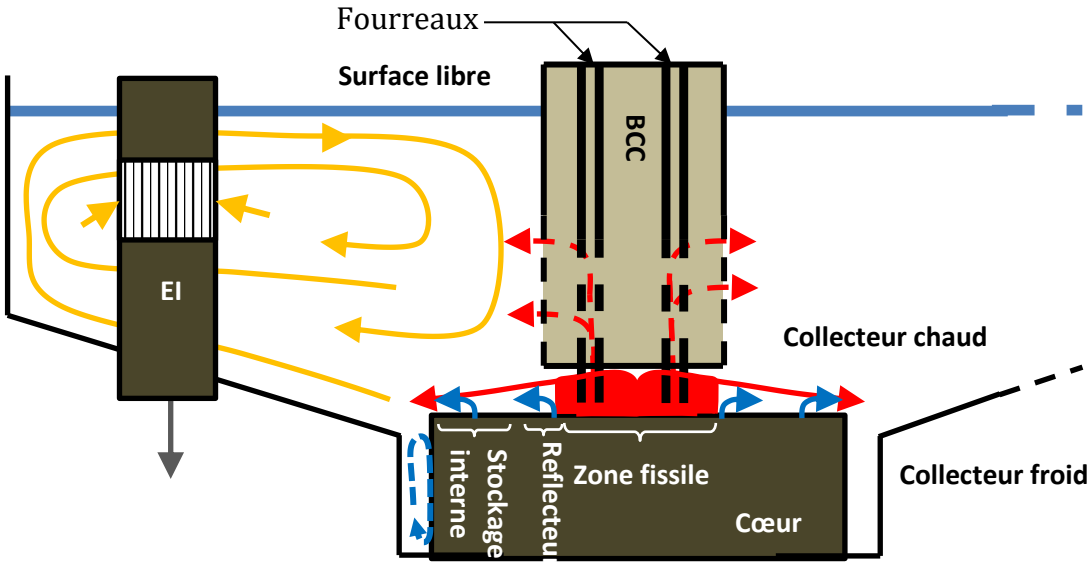


Fig. 13 : Profil d'écoulement dans le collecteur chaud

4.1.2. Etat de l'art des études sur maquettes à échelle réduites en fluide simulant

Les maquettes intégrales sont généralement construites dans le cadre d'un programme de développement d'un prototype de réacteur à des fins de vérification des concepts technologiques choisis et aussi pour fournir une base de données de résultats pour la validation des modèles et des codes de calcul servant en particulier aux démonstrations de sureté. Avant les années 2000, le recours à l'expérimentation était très développé car les capacités des outils numériques pour prendre en compte l'ensemble des phénoménologies présentes dans le collecteur chaud étaient limitées. Pour cette raison, de nombreuses maquettes ont été essentiellement développées dans le cadre des programmes nucléaires européen, japonais, russe et indien à partir de la fin des années 80. Celles-ci sont représentatives de l'ensemble de la cuve ou pour certaine de la partie du collecteur chaud. Une liste des principales maquettes utilisées pour étudier le circuit primaire est présentée dans le Tableau 4. Elle intègre des installations représentatives de réacteurs à métal liquide autre que le sodium, les problématiques ce ceux-ci étant très similaires. Elles sont sources d'informations dans la réalisation des expérimentations, sur l'instrumentation et leur conception.

Tableau 4 : Maquettes représentatives du collecteur chaud d'un réacteur refroidi avec un métal liquide

Nom de la maquette	Taille	Projet et/ou référence	Caloporteur du réacteur	Problématiques étudiés
JESSICA	1/3 - Secteur de 90°	EFR	Sodium	Hydraulique générale et en sortie de cœur
COLCHIX 4	1/8	EFR	Sodium	Hydraulique, thermohydraulique et surface libre.
RAMONA	1/20	EFR - (Hoffmann et al. 1995)	Sodium	Evacuation de la puissance résiduelle
NEPTUN	1/5	EFR	Sodium	Evacuation de la puissance résiduelle
TISEI	1/5 - Secteur de 80°	(Sergeev et al. 2017)	Sodium	Evacuation de la puissance résiduelle
? (JAEA)	1/10	JSFR	Sodium	Evacuation de la puissance résiduelle
MYRRHABELLE	1/5	MYRRHA - (Planquart et Van Tichelen 2019)	Plomb-bismuth	Thermohydraulique générale et en sortie de cœur
SAMRAT	1/4	PFBR - (Padmakumar et al. 2007)	Sodium	Hydraulique, thermohydraulique et surface libre.
? (IGCAR)	5/8	PFBR - (Lijukrishnan et al. 2022)	Sodium	Hydraulique générale, surface libre.

Les règles de conception d'expérimentations en fluide simulant sont explicitées par (Bomelburg 1968). Le choix de l'échelle est primordial. Il est un compromis entre la nécessité de respecter la géométrie du prototype et le coût économique de fabrication et de fonctionnement de la maquette. En l'occurrence, si l'échelle est trop faible, des erreurs peuvent être engendrées par les effets de couche limite devenant plus prononcés. L'auteur de (Tenchine 2010) suggère de respecter un échelle supérieure à 1/5 et la possibilité de réaliser les expérimentations sur une portion de la géométrie en se basant sur les symétries de celle-ci si elles existent. Pour de telles maquettes en secteur, on peut citer JESSICA (Tenchine 2010), représentative du projet de réacteur EFR, et TISEI (Sergeev et al. 2017) aux échelles respectives 1/3 et 1/5 et représentant un angle respectif de 90° et 80° de la géométrie réelle. L'échelle de la maquette doit aussi être suffisamment importante afin ne pas distordre les nombres adimensionnels caractéristiques du système. Néanmoins, la littérature fait part de nombreuses maquettes à petites échelles, celles-ci permettant des études préliminaires à moindre coût. Pour l'ensemble de ces raisons, ces

maquettes demandent beaucoup d'effort de conception et sont onéreuses en termes de construction et de coût de fonctionnement.

La plupart des maquettes sont fait en matériau transparent afin de visualiser l'écoulement (Eguchi et al. 1994; Kimura et al. 2008) mais certaines ont été construites en acier en raison de leur taille importante pour des considérations de tenue structurelle et pour réduire les coûts de fabrication (Banerjee et al. 2007; 2013). Elles intègrent néanmoins des hublots permettant de réaliser des mesures optiques. Des exemples de réalisations telles la maquette COLCHIX 4, construite en PMMA, et une installation d'IGCAR, fabriquée en acier, sont montrées sur la Fig. 14.

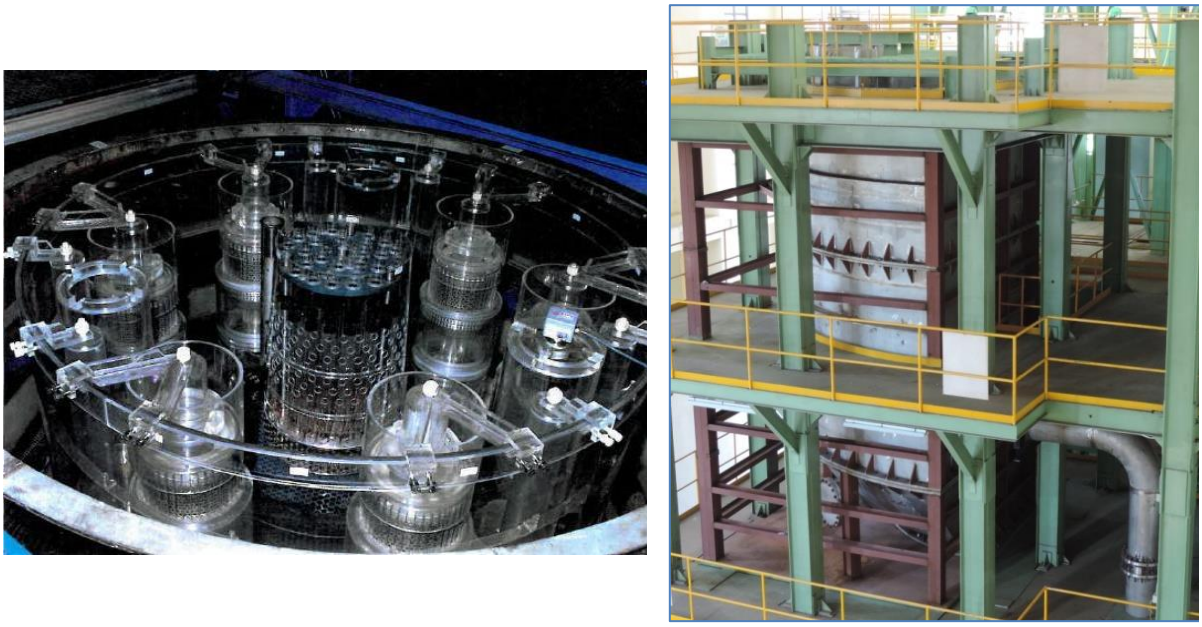


Fig. 14 : Exemple de maquettes réalisées dans différents matériaux – COLCHIX 4 à gauche en PMMA, une installation d'IGCAR à droite en acier (Vinod 2022).

Certains composants, de géométrie très complexe, peuvent poser de grandes difficultés à être représentés à échelle réduite. Dans de telles situations, il peut être envisagé de simuler ceux-ci en respectant seulement leurs effets sur l'écoulement. Ceci est principalement le cas pour deux composants de la cuve, le cœur et le BCC. Dans le réacteur, le cœur est constitué d'assemblages hexagonaux comme présenté dans le paragraphe 3.1. Ils sont séparés par un espace où le sodium peut s'écouler mais qui ne peut pas être représenté dans le cas d'une échelle trop réduite. Les dimensions de cette espace inter-assemblages deviendraient trop petites, et les conditions hydrauliques de l'écoulement ne se seraient plus respectées. Les études s'intéressant seulement aux caractéristiques de l'écoulement dans la cuve, plusieurs auteurs simplifient la sortie du cœur par l'utilisation d'une plaque percée de trou cylindrique respectant la cartographie des différentes zones selon le type d'assemblage. Le cœur est en général divisé en 3 voire 4 parties afin de représenter les zones fissiles, les réflecteurs et le stockage interne, l'ensemble étant alimenté par une boucle hydraulique à fort débit. Les conditions des différentes zones du cœur sont contrôlées de manière indépendante en termes de température et de débit, soit

au moyen de vannes régulées par des débitmètres, soit en utilisant des diaphragmes préalablement calibrés par atteindre les valeurs désirées. Concernant le BCC, dont une représentation est présentée sur la Fig. 15, une réduction d'échelle rend difficile la représentativité des barres de commande insérées dans les fourreaux (en bleu sur la Fig. 15). Les pertes de charge induites par ces-derniers contrôlant le débit traversant le BCC, elles peuvent être reproduites par des diaphragmes adaptés sur une maquette à échelle réduite afin de simuler les conditions de l'écoulement.

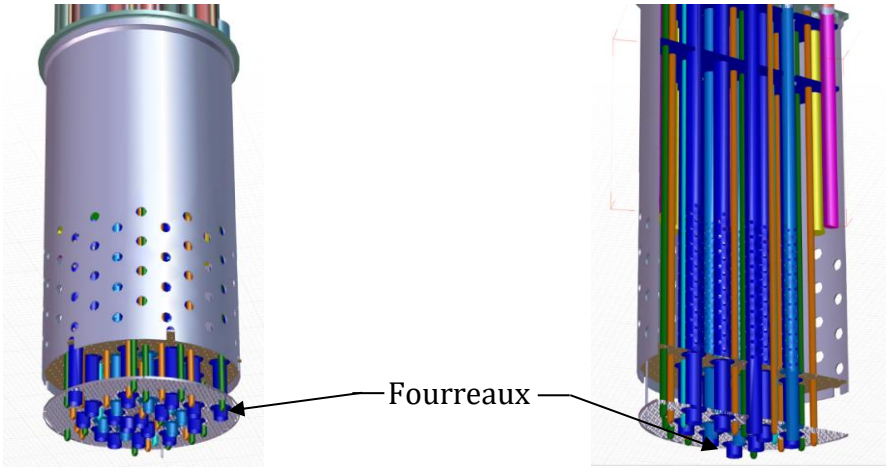


Fig. 15 : Vue externe et en coupe du BCC d'ASTRID

L'instrumentation est principalement rendue compliquée en raison de la plus grande complexité géométrique diminuant l'accessibilité des sondes. Néanmoins elle reste beaucoup plus simple que dans le cas des expérimentations en sodium, de nombreuses techniques de mesure étant disponibles avec de l'eau et généralement plus précises que celles en sodium (Bomelburg 1968). Les principales caractéristiques à mesurer dans le cadre de l'étude de l'écoulement dans le collecteur chaud concernent la vitesse et la température du fluide.

Les techniques de mesure de vitesse ont évolué au cours des années pour devenir de plus en plus précises et moins intrusives. Les premiers moyens mis en place étaient basés sur des micro-moulinets ou des fils chauds permettant de mesurer la vitesse ponctuellement dans un axe (Padmakumar et al. 2007). Ces systèmes de mesures sont intrusifs, surtout les micro-moulinets dans le cas de maquette à petite échelle. Les techniques de mesure basées sur des méthodes optiques pallient ce problème. L'anémométrie Doppler par laser (ou LDA pour Laser Doppler Anenometry) utilisée par (Hoffmann et al. 1995) permet de mesurer une vitesse en un point sur un ou deux axes. Le fluide nécessite d'être ensemencé de particules dimensionnées pour suivre l'écoulement et réfléchir la lumière. Il est courant d'utiliser des particules en nylon de taille micrométrique. Un réseau d'interférence est créé au point de mesure au moyen du laser et d'une série d'éléments optiques. Les particules traversant les franges d'interférence renvoient de la lumière se traduisant par un signal dépendant de la vitesse. Un deuxième axe de mesure peut être obtenu par l'utilisation d'un laser d'une couleur différente. La technique, plus récente et mise en œuvre par (Kimura et al. 2005; Sergeev et al. 2017), de vélocimétrie par imagerie de particules (ou PIV pour Particles Image Velocimetry) permet

d'acquérir les vitesses dans un plan. A l'instar de la LDA, des particules sont illuminées mais cette fois-ci dans une nappe laser. Leur déplacement, enregistré par une caméra, permet de déterminer la vitesse du fluide. La technique PIV est difficile à mettre en œuvre dans les maquettes de collecteurs chauds car la nappe laser nécessite d'être perpendiculaire à la caméra et de nombreux éléments à l'intérieur de la cuve peuvent perturber la mesure en créant des réflexions lumineuses ou simplement en bloquant la lumière par leur présence (Sergeev et al. 2017). Une dernière méthode, non intrusive de mesure des vitesses et utilisée par (Kimura et al. 2005), est acoustique et basée sur l'effet Doppler. La vélocimétrie par ultrason (ou UPV pour Ultrasound Profil Velocimetry) permet d'acquérir un profil de vitesse selon un axe et nécessite aussi la présence de particule au sein du fluide. Le calcul de la position selon l'axe de mesure et de la vitesse sont déterminés respectivement à partir du temps de vol de l'onde sonore et de son décalage en fréquence dû à l'effet Doppler.

Concernant la température, elle est essentiellement mesurée par des moyens intrusifs tels que des thermocouples ou des sondes thermorésistives (PT100 en particulier) chacune de ces technologies présentant des avantages et inconvénients propres. Les thermocouples peuvent être de taille relativement réduite et être moins intrusif, mais ils sont moins précis que les PT100.

La similitude eau/sodium a déjà été évoquée de manière générale au paragraphe 3.4. Tous les auteurs s'accordent sur le fait que l'ensemble des nombres adimensionnels (Re, Fr, We, Ri, Pe, Eu) caractéristiques de l'écoulement ne peut être identique sur la maquette et le réacteur (Padmakumar et al. 2007; Murakami et al. 2015). Dans le cas des problèmes de stratifications thermiques dans lesquels les effets de gravité ont un rôle prépondérant, le nombre de Richardson représente un paramètre important (Planquart et Van Tichelen 2019) et devra être respecté de prime abord par rapport aux autres nombres adimensionnels. Certains auteurs (Murakami et al. 2015) ajoutent la nécessité de respecter un nombre adimensionnel caractéristique de la puissance du réacteur. Dans le cas d'études ayant investigué le comportement du jet en sortie de cœur et l'hydraulique générale dans le collecteur chaud dans les conditions nominales du réacteur, les effets de flottabilité deviennent négligeables devant l'inertie du fluide. Dans cette situation, le nombre de Richardson ne peut plus être considéré et les auteurs de ces travaux se basent sur une similitude de Froude. Ces conditions permettent de déterminer les paramètres expérimentaux des maquettes en termes de débit et de température.

Au niveau des problématiques étudiés dans le plénum supérieur du réacteur ASTRID, il existe dans la littérature quelques résultats intéressants issus de ces maquettes. Les études de l'écoulement en conditions isothermes ont montré que le jet sortant du cœur et longeant la surface de ce dernier n'était pas symétrique. Les résultats sont synthétisés sur la Fig. 16. Ils montrent principalement que les jets sont rapides et plaqués sur le cœur en face des EI alors qu'ils sont plus lents, mais toujours collés à la surface du cœur, au niveau des isthmes larges. Les isthmes sont définis par le passage du fluide entre deux structures immergées, telles que les EI ou les pompes primaires (PP). Enfin l'écoulement présente des jets plus lents et plus en hauteur par rapport au cœur en face des PP et des isthmes étroits. Les auteurs de ces travaux expliquent ces différences par la localisation des zones

d'injections froides en périphérie du cœur non situées sous le BCC, celles-ci ayant tendance à pousser vers haut le jet plan provenant du centre du cœur. Ces résultats restent identiques quelle que soit l'échelle de la maquette.

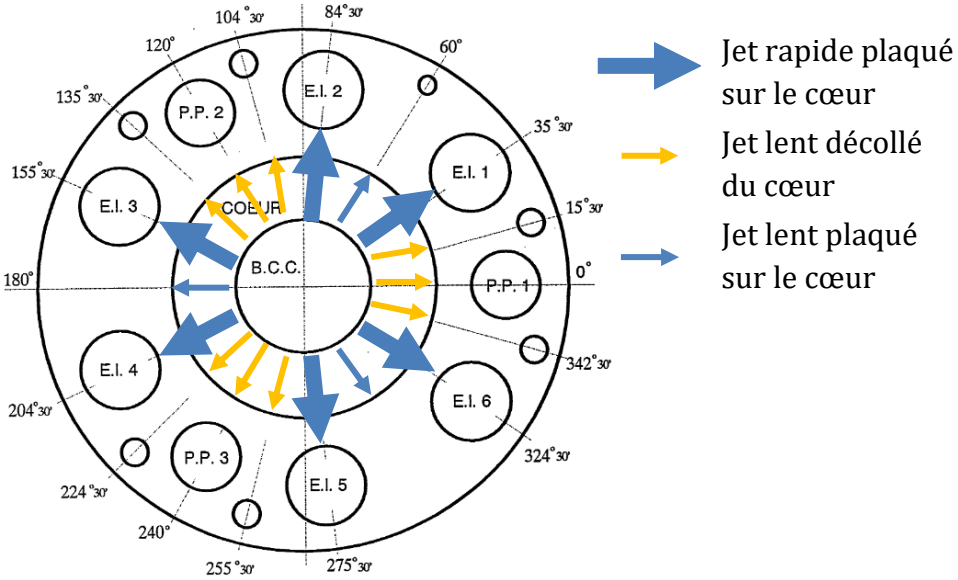


Fig. 16 : Distribution des jets en sortie de cœur sur la maquette COLCHIX 4.

La distribution de l'alimentation des EI a été étudiée sur les maquettes SAMRAT (Padmakumar et al. 2007), COLCHIX 4 et JESSICA et il est constaté que le débit provenant du cœur se divise de façon équivalente entre les différents EI pour les installations d'échelles les plus grandes, alors que des différences apparaissent aux plus petites échelles. On note néanmoins, une répartition inhomogène de la vitesse autour des EI sur toutes les maquettes, les valeurs maximales étant constatées du côté de la paroi de la cuve et les minimales du côté du BCC. Au niveau du profil de vitesse dans la fenêtre d'entrée, les mesures sur la maquette SAMRAT montrent un maximum en bas de celle-ci.

Les auteurs de (Chellapandi et Velusamy 2015) notent que, dans le plenum supérieur, les effets de flottabilité sont du même ordre de grandeur que l'inertie du fluide, ce qui conduit à un nombre de Richardson proche de 1. Cette phénoménologie a été pris en compte dans les maquettes par des essais thermohydrauliques avec des températures d'injection différentes dans les zones du cœur. Les expérimentations menées durant le projet EFR ont notamment eu pour objet de déterminer les conditions opératoires pour lesquelles le jet sortant du cœur se redresse en raison des effets de flottabilité. Ces études se sont basées sur une valeur normalisée Ri' du nombre de Richardson, défini par le rapport de ce nombre adimensionnel calculé dans les conditions de l'essai sur sa valeur dans les conditions nominales. Cette méthode permet des comparaisons avec des résultats obtenus sur d'autres maquettes ou géométries de réacteur. Ces travaux montrent que le jet est plaqué sur le cœur pour Ri'=2, qu'il commence à subir les effets de la flottabilité pour Ri'=4,7 et qu'il est complètement relevé à Ri'=5,9. Les auteurs concluent que Ri'=4,7 est la valeur limite de relèvement du jet.

4.2. Phénoménologie et état de l'art de l'entrainement de gaz par vortex

La phénoménologie de l'entrainement de gaz par vortex est relativement complexe en raison de son caractère diphasique. Le retour d'expérience des expérimentations réalisées au CEA a montré que les vortex ne se produisent que dans certaines zones à risque où existent conjointement vorticité et vitesse descendante. La vorticité est créée par le sillage derrière un composant ou par la rencontre de deux écoulements. Dans le plénum chaud, le sodium s'écoule en surface du bord extérieur vers le centre en contournant les EI et les différents composants immergés. En raison de la vorticité créée en paroi de ceux-ci, des tourbillons sont convectés dans l'écoulement comme présenté sur la Fig. 17. La rencontre, au centre du plenum chaud à proximité du BCC, des écoulements contournant les différents composants immergés est aussi génératrice de vorticité. Les conditions favorisant une vitesse descendante sont notamment créées au niveau des EI en raison de l'aspiration des pompes et près du BCC par retournement de l'écoulement en surface vers le bas le long de la paroi de ce dernier. Les caractéristiques de la vitesse descendante et de la vorticité sont fortement dépendantes de la géométrie du plénum chaud et des conditions opératoires du réacteur.

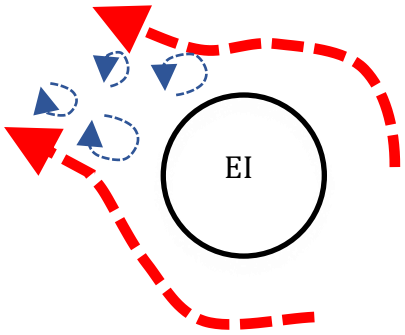


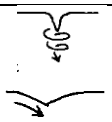
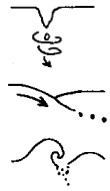
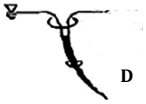
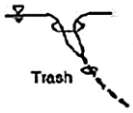
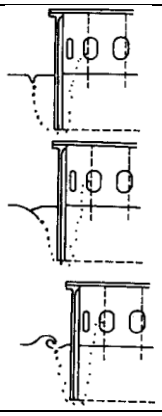
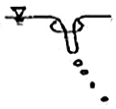
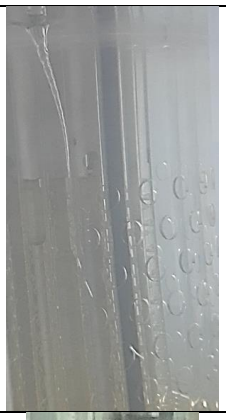
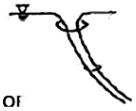
Fig. 17: Ecoulement en surface autour de l'EI formant de la vorticité en aval.

Le taille et le type de vortex ayant une grande influence sur les conséquences de l'entrainement de gaz, il semble important de pouvoir définir une classification de ceux-ci, ce qui fera l'objet de ce début de chapitre. On s'intéressera par la suite aux ressources expérimentales et numériques permettant de caractériser l'entrainement de gaz en se basant sur cette classification pour déterminer en particulier la taille et la fréquence d'apparition des vortex. Au final on détaillera les modèles existant permettant de calculer les différentes caractéristiques des vortex.

4.2.1. Type de vortex et d'écoulement à surface libre

Il existe plusieurs classifications des vortex et de manière générale de la surface libre selon leur niveau de détail. On s'appuiera sur deux d'elle présentées dans le Tableau 5 et issues de (Eguchi et al. 1994) et (Tenchine, Fournier, et Dolias 2014).

Tableau 5 : Classification de la surface libre et des vortex en fonction de leurs caractéristiques

Type		Classification de (Eguchi et al. 1994)	Classification de (Tenchine, Fournier, et Dolias 2014)	Exemple visuel
1				
2	1			
	2			
3	1			
	2			
	3			
3’		-		
4	1			
	2			
	3			
5		-		

Ces deux classifications sont relativement similaires. Néanmoins celle proposée par (Eguchi et al. 1994) est plus détaillée car elle s’intéresse globalement à l’état de la surface libre alors que (Tenchine, Fournier, et Dolias 2014) ne prend en compte que les vortex. La référence (Eguchi et al. 1994) inclue des sous catégories montrant le procédé de modification de la surface libre, soient dû à la vorticité (sous-catégorie 1), à un affaissement de la surface (sous-catégorie 2) ou au déferlement de vaguelettes (sous-catégorie 3). L’ordre de la classification s’appuie sur le degré de modification de l’état de

surface ainsi que sur l'entrainement de gaz. Le type 1 correspond à une surface plane. Dans le type 2, la surface est simplement déformée, alors que le type 3 présente une aspiration descendante entrainant des bulles ou du colorant vers le bas. Néanmoins celle-ci est limitée à la proximité de la surface. Les auteurs de (Tenchine, Fournier, et Dolias 2014) incluent un type de vortex complémentaires 3' par rapport à (Eguchi et al. 1994), dans lequel l'aspiration descendante est plus forte de telle sorte qu'elle peut convoyer les particules vers le bas tout en étant limitée à la zone proche de la surface. Dans le type 4, des bulles sont transportées de la surface jusqu'à l'entrée des EI ce qui correspond au cas de fonctionnement proscrit d'un RNR Na. Les auteurs de (Tenchine, Fournier, et Dolias 2014) ajoutent un type de surface libre correspondant au cas le plus critique pour lequel un cœur de gaz se forme entre la surface et l'entrée des EI. Dans cette configuration extrême, la quantité de gaz envoyée dans les parties basses du réacteur est très élevée. A noter qu'il existe un type d'entrainement de gaz non mentionné dans ces deux classifications correspondant à la rencontre d'une goutte avec la surface libre où des bulles de gaz peuvent être piégées au moment de l'impact (Castro, Li, et Carrica 2016). Néanmoins, a priori, ce cas ne se présente pas pour un RNR Na.

Dans notre cas d'étude, nous nous intéresserons fortement aux vortex de types 3 à 5, le type 3 étant la limite à ne pas dépasser pour le bon fonctionnement d'un RNR Na. Les conditions opératoires pour lesquelles ce type de vortex apparait doivent être investiguées pour le développement d'un RNR Na. Etant données les difficultés à mener des expérimentations avec du sodium, une solution pour ces études pourrait potentiellement passer par le recours à la simulation numérique.

4.2.2. Problème de la modélisation numérique des vortex et nécessité expérimentale

La simulation numérique permet d'étudier une problématique par la compréhension de sa phénoménologie grâce au calcul des différents de champs de température, vitesse ou autres données physiques du cas d'étude. Les données du problème, en terme de géométrie ou de conditions limites, peuvent être modifiées afin de comprendre leur impact et de trouver des solutions à la problématique en jeu. Néanmoins, à ces fins, les codes de calcul doivent intégrer des modèles adéquats et validés pour assurer l'obtention de résultats cohérents. Dans le cas de la problématique de l'entrainement de gaz, de manière générale et plus particulièrement pour les RNR Na, les difficultés majeures pour la simulation numérique résident dans la modélisation de l'interface liquide/gaz dans le cas d'une géométrie complexe et de grande taille. En effet afin de capter les phénomènes d'intérêt de petites tailles, à savoir des bulles de quelques millimètres de diamètre, la taille des mailles du domaine de calcul doit être du même ordre de grandeur que celles-ci. Néanmoins le domaine de calcul étant de de l'ordre du mètre (dans le cas des maquettes) voire de la dizaine de mètre (pour le réacteur), le maillage comporte un très important nombre de mailles ce qui a un impact direct sur le temps de calcul. Par ailleurs, les modèles diphasiques sont complexes et peuvent être utilisés à mauvais escient. Leurs résultats doivent être finement analysés et soumis à critiques. Pour ces raisons, la simulation

complète de l'entrainement de gaz dans un RNR Na reste actuellement difficilement envisageable. Quelques calculs de la surface libre ont bien été entrepris dans une géométrie compète du plénum chaud, mais sans prendre en compte l'entrainement de gaz (Tenchine et al. 2012). Le recours à des maquettes pour l'étude de l'entrainement de gaz par vortex semble alors inévitable.

Néanmoins, à des fins de compréhensions phénoménologiques, des simulations ont été réalisées sur des cas plus simples, généralement dans des géométries de petite taille (Yao et al. 2023; 2021; Cristofano, Nobili, et Caruso 2014b; Lee et Park 2022; Sakai et al. 2008). Elles permettent d'identifier les principaux phénomènes déclenchant la formation des vortex afin de construire des modèles plus simples pouvant être implantés dans des code de calcul et permettant de déterminer le risque d'entrainement de gaz en fonction des conditions opératoires et géométriques du réacteur. Dans le domaine des RNR, les principaux travaux ont consistés à simuler des expérimentations analytiques ou à très petites échelles dans des maquettes simplifiées.

4.2.3. Maquettes analytiques

Les maquettes analytiques rassemblent les installations s'intéressant à la phénoménologie de l'entrainement de gaz ou de la formation des vortex. Le CEA a mis en œuvre les maquettes VEDETTE et BANGA (Moudjed et al. 2016) durant les projet EFR et ASTRID, mais on trouve de nombreuses autres installations au niveau international. Elles sont généralement constituées d'un canal ou d'un cylindre présentant une aspiration en fond de cuve. La plupart des expérimentations ont été réalisée avec de l'eau comme fluide simulant (Li et al. 2008; Taştan et Yildirim 2010; Caruso et al. 2014; Ezure et al. 2011; Moudjed et al. 2016; Cristofano, Nobili, et Caruso 2014a; Ezure et al. 2019; Takahashi et al. March1988; Baum et Cook 1975; Cristofano et al. 2016; Ezure et al. 2008; Patwardhan et al. 2012; Kimura et al. 2010), mais certaines ont été menées avec du sodium (Baum et Cook 1975), voire avec du Fréon, du White Spirit (Baum et Cook 1975; Kimura et al. 2010) ou un mélange eau/xylène (Patwardhan et al. 2012) pour évaluer l'influence des propriétés physiques. Le déclenchement de l'entrainement de gaz est réalisé de différente manière selon les maquettes. La méthode la plus simple repose sur la mise en rotation du liquide par une hélice (Patwardhan et al. 2012), dont un exemple est présenté sur la Fig. 18 a. Cela permet d'acquérir des résultats sur un système simple mais très peu représentatif de la configuration des RNR. Une autre technique se base l'aspiration du liquide en fond d'une cuve (voir Fig. 18 b). Certaines installations comportent un by-pass de l'aspiration assurant un niveau constant et la possibilité de faire varier les conditions de la vitesse d'aspiration. D'autres utilisent plusieurs entrées de fluide permettant d'obtenir des conditions dissymétriques dans la cuve. Ces maquettes sont représentatives dans le cas d'entrainement de gaz par vaguelette ou affaissement de la surface (sous-catégories 1 et 2 du la classification (Eguchi et al. 1994) du Tableau 5), mais ne peuvent pas reproduire correctement les vortex en raison de l'absence de la maîtrise de la vorticité en surface. La troisième méthode utilise un canal droit à surface libre muni d'une aspiration sur son fond (voir Fig. 18 c) et d'une alimentation en eau sur la moitié d'un côté afin de créer un

écoulement cisaillé. L'entrée comporte une paroi permettant de générer et contrôler la vorticité par l'utilisation de différentes formes de paroi pour être représentatif de l'écoulement prenant place derrière les EI. Ce type de maquette analytique permet de mieux prendre en compte les phénomènes entrant dans la formation des vortex dans les RNR Na.

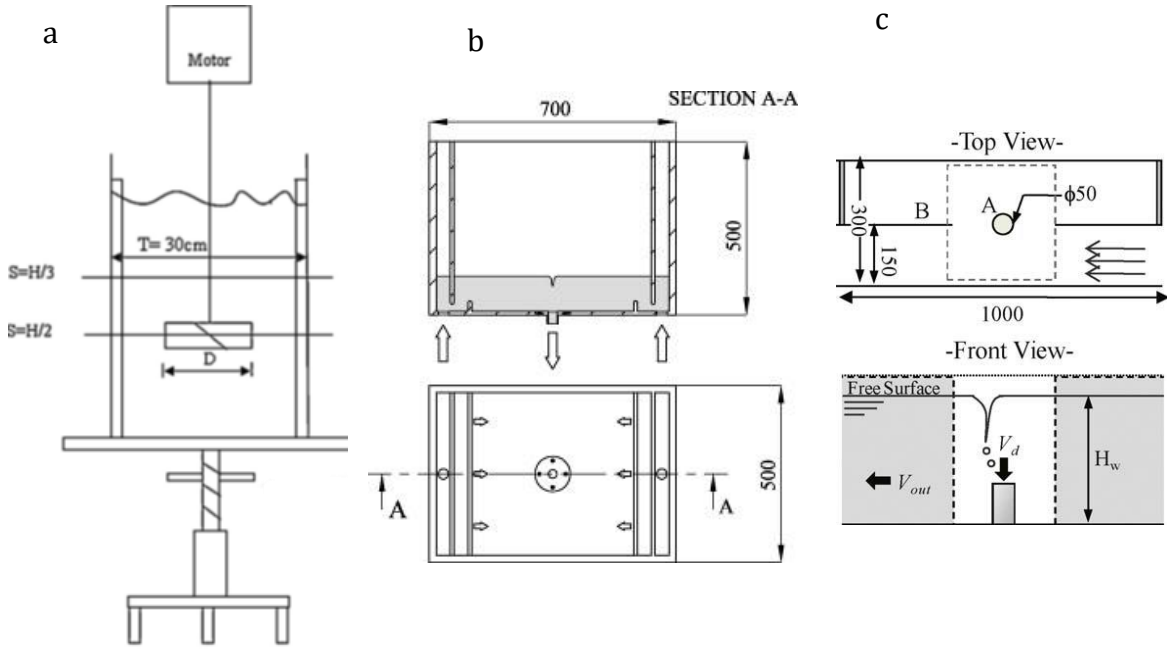


Fig. 18 : Différents types de maquettes analytiques pour l'étude de l'entrainement de gaz– a. par rotation d'un hélice (Patwardhan et al. 2012) – b. par injection de liquide en fond de cuve(Cristofano, Nobili, et Caruso 2014a) – c. dans un canal droit .

Les maquettes utilisant de l'eau étant réalisées en matériau transparent, la plupart des résultats est obtenu à partir d'une observation visuelle de la forme des vortex selon des classifications plus ou moins proches de celles exposées au paragraphe 1.2.1. Les études de (Li et al. 2008; Ezure et al. 2011) se basent sur une durée de 10 minutes afin d'obtenir un nombre satisfaisant de vortex pour réaliser des statistiques. Certains travaux utilisent des caméras rapides dont les résultats sont analysés par imagerie (Taştan et Yildirim 2010; Caruso et al. 2014). Ils permettent d'acquérir des données plus fines, telles que la taille des bulles entrainées, le volume de gaz entrainé ou le déplacement du centre des vortex. La plupart du temps, les auteurs considèrent que l'on a entrainement de gaz lorsque des bulles ou du gaz atteignent la sortie de la maquette. Dans le cas des expérimentations utilisant du sodium et ne permettant pas d'observations visuelles de la sortie, l'identification de l'entrainement de gaz est basée sur un procédé électromagnétique.

Deux types d'étude peuvent être distingués concernant les maquettes analytiques. Les premières s'intéressent à déterminer une cartographie de l'entrainement de gaz en fonction des paramètres physiques et géométriques du système afin d'établir des corrélations sur les seuils d'entrainement de gaz à partir des données caractéristiques du système (Taştan et Yildirim 2010; Caruso et al. 2014; Ezure et al. 2011; Moudjed et al. 2016; Cristofano, Nobili, et Caruso 2014a; Takahashi et al. March1988; Baum et Cook 1975;

Patwardhan et al. 2012; Kimura et al. 2010). Les autres ont pour objectif d'analyser l'écoulement autour des vortex dans le but de construire des modèles prédictifs du déclenchement de l'entrainement de gaz (Li et al. 2008; Ezure et al. 2011; Moudjed et al. 2016; Ezure et al. 2019; Cristofano et al. 2016; Ezure et al. 2008).

Les cartographies sont établies en fonction des paramètres du système, à savoir les conditions opératoires et géométriques. Les limites de l'entrainement de gaz sont déterminées en fonction de celles-ci, mais les cartographies sont le plus souvent représentées avec les nombres adimensionnels caractéristiques du système. Dans le cas de l'étude de l'entrainement de gaz et comme cela a été évoqué au chapitre précédent, les nombres adimensionnels à considérer sont les nombres de Fr et We (Taştan et Yildirim 2010; Caruso et al. 2014; Baum et Cook 1975; Patwardhan et al. 2012). Quand la maquette impose une rotation du fluide, certains auteurs introduisent en plus le nombre de Froude rotationnel Ro (Takahashi et al. March1988) défini à partir de la circulation et dont l'expression est présentée dans l'Équation 3. La circulation Γ_∞ peut être calculée à partir du champ de vorticité au moyen de l'Équation 4 où la surface S est définie par le contour fermé du chemin C. Quelques études incluent le nombre de Reynolds (Taştan et Yildirim 2010; Caruso et al. 2014) pour caractériser l'influence de la turbulence ou le nombre de Strouhal, définissant la fréquence de détachement de tourbillons derrière un obstacle.

$$Ro = \frac{\Gamma_\infty}{gH^3} \qquad \text{Équation 3}$$

$$\Gamma_\infty = \int_C Vdl = \int_S \omega d\sigma \qquad \text{Équation 4}$$

Les travaux de (Taştan et Yildirim 2010) établissent une valeur limite sur les nombres de Re, We et Fr à partir desquels ils n'ont plus d'influence sur l'entrainement de gaz. Ces résultats sont obtenus dans une maquette de type canal comme présentée sur la Fig. 18 c en faisant varier la profondeur d'eau et les conditions de vitesse. Au rapport fixé de vitesse d'entrée de canal sur celle d'aspiration, l'augmentation au-delà d'une valeur limite du Re, We, ou du Fr n'a plus d'incidence sur la hauteur d'eau de transition vers l'entrainement de gaz. Un résultat connexe, obtenu par les auteurs de (Moudjed et al. 2016), confirme cette tendance. La taille des vortex évolue en fonction des conditions d'entrée/d'aspiration jusqu'à atteindre un plateau. L'étude de (Taştan et Yildirim 2010) montrant que la valeur limite sur We, Fr et Re est uniquement dépendante de la vitesse signifie que, quand cette valeur limite est dépassée, les effets d'inertie sont prépondérants sur les effets de viscosité et de tension de surface dans le mécanisme de l'entrainement de gaz.

Les cartographies permettant d'identifier la limite de l'entrainement de gaz voire entre les différent types de vortex apparaissant à la surface (Caruso et al. 2014; Cristofano, Nobili, et Caruso 2014a), elles peuvent être utilisées pour établir des corrélations sur le déclanchement de l'entrainement de gaz en fonction des paramètres du système. Beaucoup d'études proposent des corrélations calculant la profondeur d'eau limite de transition vers l'entrainement de gaz en fonction des nombres adimensionnels ou des caractéristiques du système. Celle-ci est appelée « hauteur critique ». Les travaux de

(Takahashi et al. March1988), réalisés dans un cylindre avec aspiration verticale, établissement deux corrélations sémi-empiriques en fonction du Ro ou du Fr en considérant respectivement que le cœur du vortex atteint l'entrée de l'aspiration (à partir de l'équation de la forme d'un vortex) ou que des bulles ont une vitesse suffisante (par bilan de forces) pour descendre jusqu'à l'aspiration. Ces corrélations semi-empiriques sont très proches des résultats expérimentaux et permettent de proposer une relation unique précise à ±40% reliant la hauteur critique en fonction du Ro et Fr. L'influence des propriétés physiques du fluide est étudiée par (Baum et Cook 1975) dans une maquette cylindrique avec aspiration en fond de cuve du type de celle représentée Fig. 18 b. Une corrélation empirique est établie en fonction des nombres de We et Fr, à partir de résultats expérimentaux faisant varier le débit, la hauteur d'eau et la nature du fluide. Les travaux de (Caruso et al. 2014; Cristofano, Nobili, et Caruso 2014a) permettent d'obtenir des corrélations sur les frontières de transition entre les différents types de vortex apparaissant à la surface selon la classification du Tableau 5. Les études ont été réalisées dans la maquette représentée sur la Fig. 18 b avec aspiration en fond de cuve. Les relations obtenues sont exprimées en fonction des nombres Re, We et Fr. Il est par ailleurs observé, à haut Re, une influence des perturbations de surface sur la diminution de l'entrainement de gaz. D'autres auteurs proposent des corrélations de la hauteur critique fonction uniquement du nombre de Fr (Li et al. 2008; Patwardhan et al. 2012). Mais beaucoup d'études précisent que les corrélations établies sont spécifiques aux caractéristiques de la maquette et en particulier de la géométrie de celle-ci (Caruso et al. 2014; Cristofano, Nobili, et Caruso 2014a). L'intérêt de ces corrélations n'est valable que dans l'étude d'un système précis et cette méthodologie ne permet pas d'établir une relation générale sur l'entrainement de gaz applicable au cas réacteur. Ces maquettes analytiques sont néanmoins utiles pour investiguer la phénoménologie de l'écoulement en surface afin d'identifier les paramètres influençant l'entrainement de gaz afin de pouvoir construire des modèles prédictifs. Un des mécanismes générateurs des vortex étant lié à la création de vorticité, plusieurs auteurs s'intéressent à l'influence de la paroi (Taştan et Yildirim 2010; Moudjed et al. 2016). Ces études ont été menés dans un canal droit à sortie verticale en fond de cuve (voir Fig. 18 c). Les travaux de (Taştan et Yildirim 2010) montrent que lorsqu'une paroi est située proche du tube d'aspiration, la friction sur celle-ci a tendance à réduire l'apparition des vortex car elle réduit la valeur de la circulation à la surface libre. En complément les auteurs constatent que la turbulence a aussi un effet de réduction de l'occurrence de l'entrainement de gaz. Les investigations de (Moudjed et al. 2016) portent sur l'influence d'un obstacle fixé sur une paroi située en amont du tube d'aspiration dans le canal (voir Fig. 18 c). Elles montrent une augmentation de l'apparition des vortex et du volume de gaz entrainé si l'obstacle est suffisamment gros ce qui confirme l'importance de la géométrie de la maquette sur l'entrainement de gaz.

Un résultat important est obtenu dans les travaux de (Baum et Cook 1975) et de (Kimura et al. 2010) : le déclenchement de l'entrainement de gaz est plus précoce dans les expérimentations utilisant de l'eau comparé au sodium. Cela signifie que les conditions d'apparition des vortex dans les maquettes en eau sont enveloppes et permettent

d'assurer les conditions opératoire de non entrainement de gaz en sodium à partir des résultats obtenus en eau. Cela justifie l'utilisation de l'eau comme fluide simulant pour les études sur les vortex dans les RNR Na.

Quelques études (Li et al. 2008; Ezure et al. 2011; Cristofano et al. 2016; Hirakawa et al. 2018) se sont intéressées à la mesure du champ de vitesse autour des vortex de différents types selon la classification du Tableau 5. Ces mesures ont été réalisées à partir de la technique d'imagerie PIV dans des plans horizontaux situés à 10 mm sous la surface pour les travaux de (Ezure et al. 2011) ou entre 25 et 45 mm pour (Cristofano et al. 2016). La position du vortex n'étant pas constante dans le plan de mesure PIV, la moyenne temporelle des vitesses est calculée par (Cristofano et al. 2016) en réalignant le centre du vortex pour chaque instant de mesure. Les auteurs de (Cristofano et al. 2016) constatent des artéfacts de mesure proches du centre du vortex en raison des effets de lentille dus à la courbure de l'interface liquide/gaz. Dans un repère cylindrique avec pour origine le centre du vortex, toutes les études montrent que la vitesse tangentielle augmente linéairement jusqu'à une valeur maximale puis diminue, ce maximum correspondant au rayon du vortex. Celui-ci équivaut environ au rayon de la buse d'aspiration. Quel que soit le type de vortex avec ou sans entrainement de gaz, la vitesse tangentielle adopte la même forme du profil. Concernant la vitesse radiale, elle est orientée vers le centre du vortex est présente un maximum à l'instar de le composante tangentielle. Son profil est identique quel que soit le type de vortex mais est dépendant de la profondeur de mesure, celui-ci devenant plutôt plat en surface. Selon (Cristofano et al. 2016), dans un vortex, de manière théorique, la circulation augmente linéairement jusqu'à un certain rayon puis prend une valeur constante dans les régions extérieures. Le calcul de la circulation à partir des mesures de vitesse de (Cristofano et al. 2016) est conforme aux valeurs théoriques pour les plans proches de la surface, mais présente un profil décroissant dans les régions externes lorsque les mesures s'approchent de la buse d'aspiration. Les auteurs de (Cristofano et al. 2016) proposent une approximation du profil de vitesse tangentielle par le modèle de Rankine (qui sera exposé dans le paragraphe suivant), et du profil de vitesse radiale par la solution d'un écoulement potentiel dans le cas simplifié d'un siphon. Ces modèles corrèlent les résultats expérimentaux dans les régions externes du vortex (loin du centre) et dans les zones proches de la surface pour la vitesse tangentielle et à forte profondeur pour la composante radiale. A la lumière de ces études, on constate qu'il est intéressant de disposer de modèles de vortex afin de pouvoir déterminer leurs caractéristiques et de les prendre en compte dans les codes de calcul.

4.2.4. Modèles de vortex

Comme dans la plupart des cas en mécanique des fluides, les caractéristiques des vortex en termes de vitesse ne sont pas calculables de manière explicite à partir de la résolution des équations de Navier-Stokes. Pour pallier ce problème, plusieurs modèles plus ou moins complexes ont été développés en prenant des hypothèses simplificatrices. Ceux-ci permettent de déterminer les vitesses dans le fluide autour des vortex, mais aussi de calculer la forme de l'interface liquide/gaz et donc la profondeur des vortex. Ces

données sont utiles pour le développement de modèles d'entrainement de gaz pour les codes de calcul. Nous allons exposer dans ce paragraphe les modèles de vortex les plus courants en commençant par les plus simples.

Un des premiers modèles a été développé par Rankine (Rankine 1877). Il est construit sur l'hypothèse que le fluide se comporte comme un corps rigide à l'intérieur d'un cercle de rayon r_0 avec comme origine le centre du vortex (r_0 étant considéré comme le rayon du vortex). L'extérieur de ce cercle est modélisé par un écoulement potentiel. Il est à noter que cette approximation peut être considérer valable pour les écoulements de sodium car celui-ci a une faible viscosité (Bomelburg 1968). L'expression de la vitesse est donnée par l'Équation 5.

$$\begin{cases} v_r = 0 \\ v_\theta = \frac{\Gamma_\infty}{2\pi} {}^{r}/_{r_0^2} \leftarrow r < r_0 \Big| \; v_\theta = \frac{\Gamma_\infty}{2\pi} 1/r \leftarrow r > r_0 \\ v_y = 0 \end{cases} \qquad \text{Équation 5}$$

Ce modèle est une solution exacte des équations d'Euler et ne prends donc pas en compte la viscosité du fluide. Il admet par ailleurs une singularité au niveau du rayon r_0 du vortex qui ne parait pas physique. Les composantes radiales et verticales de la vitesse sont nulles ce qui est en désaccord avec les mesures expérimentales observés dans les maquettes analytiques reproduisant les écoulements dans les RNR-Na (Moudjed et al. 2016; Caruso et al. 2014; Ezure et al. 2011).

En utilisant l'expression des vitesses du modèle dans l'Équation 6, le profil du vortex peut être calculé par intégration des équations de Navier-Stokes et considérant une pression constante à la surface.

$$h(r) = 1/g \int_r^\infty \frac{v_\theta^2}{z} dz \qquad \text{Équation 6}$$

Il est alors possible de déterminer la profondeur maximale L_{gc} du vortex en fonction des paramètres de celui-ci.

$$L_{gc} = \frac{\Gamma_\infty^2}{4\pi^2 g r_0^2} \qquad \text{Équation 7}$$

Malgré ces défauts et son ancienneté, ce modèle est encore très utilisé en raison de sa simplicité et du faible nombre de paramètres (la circulation Γ_∞ et le rayon du vortex r_0).

Le modèle développé par Li et Einstein (Einstein et Li 1955) propose un amélioration par rapport au modèle de Rankine en prenant compte le viscosité du fluide et la turbulence. Il considère la création d'un vortex par la mise en rotation du fluide et une vidange circulaire en fond de cuve de débit Q_0 et de rayon a. Le modèle est développé à partir de l'intégration des équations de Navier-Stokes dans un repère cylindrique en prenant des hypothèses simplificatrices :

- L'axe du vortex est vertical et l'écoulement est axisymétrique. Il en résulte que les dérivés par rapport à la composante tangentielle sont nulles.
- La vitesse selon l'axe vertical est supposée négligeable en dehors du rayon d'aspiration et aucun frottement n'est considéré dans les plans normaux à l'axe vertical de telle sorte que les dérivées des vitesses sont nulles selon celui-ci.

- La variation de profondeur du vortex est beaucoup plus faible que la hauteur totale d'eau et n'influence pas la vitesse radiale.
- La vitesse est uniforme dans la section de vidange de rayon a.

Cette dernière hypothèse semble en contradiction avec celle selon laquelle la composante verticale de la vitesse peut être négligée, puisqu'elle considère une valeur de la vitesse verticale non nulle à l'aspiration. Il semble donc que ce modèle ne soit pas valable dans les régions proches de l'aspiration. En utilisant ces hypothèses, il est possible de déterminer les composantes de la vitesse à partir des équations de Navier-Stokes et de la continuité. Le processus est réalisé en 2 étapes en considérant la zone contenue dans le rayon r_0 de l'aspiration et au-delà. Le modèle complet prend en compte la viscosité dans l'ensemble du domaine. Mais dans la plupart des cas, elle peut être négligée dans la partie externe du vortex. A noter, qu'il est possible de prendre en compte les effets de la turbulence par ajout d'un terme à la viscosité. Dans ce cas le modèle de Li-Einstein se réduit au système d'Équation 8. Les vitesses v_{r0} et $v_{\theta 0}$ sont définies pour un rayon r_0, c'est-à-dire au bord de se la section de vidange. Elles peuvent être déterminées dans le modèle complet en utilisant les paramètres du système. Le paramètre A, présenté dans l'Équation 9 (avec Q_0 le débit d'aspiration et L_{gc} la longueur du vortex), peut être assimilé à un nombre de Reynolds puisqu'il compare les forces de viscosité et d'inertie. Certaines études considèrent que pour A>10, on peut négliger les effets dus à la viscosité dans la partie externe du vortex.

$$\begin{cases} v_r = v_{r_a}\dfrac{r}{a}, & r < a \\ v_r = v_{r_a}\dfrac{a}{r}, & r > a \end{cases} \qquad \begin{cases} v_y = v_{y_a}\left(y - L_{gc}\right), & r < a \\ v_y = 0, & r > a \end{cases}$$

$$A \neq 2 \begin{cases} v_\theta = v_{\theta_a}\dfrac{a}{r}\dfrac{1 - e^{-\frac{A}{2}\left(\frac{r}{a}\right)^2}}{1 - e^{-\frac{A}{2}}}, & r < a \\ v_\theta = v_{\theta_a}\dfrac{a}{r}\left(1 + \dfrac{Ae^{-\frac{A}{2}}}{(A-2)\left(1 - e^{-\frac{A}{2}}\right)}\left(\left(\dfrac{r}{a}\right)^{2-A} - 1\right)\right), & r > a \end{cases} \qquad \text{Équation 8}$$

$$A = 2 \begin{cases} v_\theta = v_{\theta_a}\dfrac{a}{r}e\left(1 - e^{-\left(\frac{r}{a}\right)^2}\right), & r < a \\ v_\theta = v_{\theta_a}\dfrac{a}{r}\left(e - 1 + 2\ln\left(\dfrac{r}{a}\right)\right), & r > a \end{cases}$$

$$A = \frac{Q_0}{2\pi L_{gc}\nu} \qquad \text{Équation 9}$$

Une nouvelle fois, par l'intégration des équations de Navier-Stokes sous les mêmes hypothèses et en utilisant les composantes de vitesse du modèle, il est possible de calculer le profil du vortex. Les auteurs de (Holtorff 1964) explicitent l'intégrale de l'Équation 6 et permettent le calcul direct de la profondeur. Ils donnent en parallèle une solution adimensionnée faisant apparaitre les nombres caractérisant le profil du vortex. Ceux-ci

sont intéressant dans le cadre des études en similitude et pour déterminer les conditions expérimentales des maquettes. Il résulte que les nombres de Froude et de Reynolds du mouvement de rotation, définis Équation 10, doivent être respectés. En complément, les auteurs affirment qu'il suffit uniquement de conserver le Fr_r dans la zone externe du vortex, mais que le Fr_r et le Re_r doivent être respectés au centre du vortex. Ceci est en accord avec le fait de négliger la viscosité dans la région externe du vortex. Enfin ces travaux montrent qu'une similitude de Fr conduit à des valeurs plus faibles sur les conditions de débit par rapport à l'utilisation du Fr_r défini dans l'Équation 10.

$$Fr_r = \frac{v_\theta}{\sqrt{gr}}$$
$$Re_r = \frac{v_r r}{\nu}$$

Équation 10

Le modèle de Li-Einstein ne tient pas compte des forces de tension de surface. Or celles-ci peuvent avoir une influence non négligeable en centre du vortex et sur le profil de celui-ci. La profondeur calculée par le modèle est surestimée par rapport aux mesures expérimentales. Des études menées durant le projet EFR proposent de modéliser le centre du vortex par une sphère dont le rayon permet la continuité du profil du vortex (pas de rupture de pente).

Dans le modèle de Li-Einstein, la composante verticale de la vitesse est négligée. Or selon les constatations expérimentales (Chen et al. 2007), on mesure des valeurs non nulles de celle-ci en s'éloignant de la surface. Le modèle proposé par Burger (Burgers 1948; Rott 1958) pallie ce problème en utilisant un système d'équations de la forme :

$$\begin{cases} v_r = -\frac{1}{2}\alpha r \\ v_\theta = v(r,t) \\ v_y = \alpha y \end{cases}$$

Équation 11

L'Équation 11 représente un écoulement axisymétrique avec un point de stagnation central sur lequel on superpose une vitesse tangentielle. L'utilisation des équations de Navier-Stockes permet de calculer le terme v_θ dont la forme stationnaire est exprimé dans l'Équation 12.

$$v_\theta = \frac{\Gamma_\infty}{2\pi r}\left(1 - e^{-\left(\frac{r}{r_0}\right)^2}\right) \text{ avec } r_0 = 2\sqrt{\frac{\nu}{\alpha}}$$

Équation 12

A l'instar du modèle de Li-Einstein, il est possible de prendre en compte les effets de la turbulence en ajoutant à la viscosité cinématique un terme additionnel. Dans l'Équation 12, on remarquera que quand r est beaucoup plus grand que r_0, la vitesse tangentielle tend vers un écoulement potentiel ($v_\theta \approx \frac{\Gamma_\infty}{2\pi} 1/r$), alors que quand r devient petit devant r_0, on retrouve une rotation rigide ($v_\theta \approx \frac{\Gamma_\infty}{2\pi} r/r_0^2$). Ces deux extrêmes correspondent au modèle de Rankine présenté précédemment dans l'Équation 5. Mais avantageusement, dans le modèle de Burger, la composante tangentielle de la vitesse ne présente pas de discontinuité à r_0 contrairement à celui de Rankine. Mais on constate dans l'Équation 11 que la vitesse augmente constamment en s'éloignant de centre du vortex, ce qui ne semple

pas physiquement réaliste mais qui est une conséquence sur l'hypothèse d'un écoulement avec un point de stagnation représenté par l'Équation 11. Pour conséquence, les auteurs de (Rott 1958) proposent de limiter ce modèle à la zone du cœur du vortex, soit à un rayon proche de la valeur de r_0, sans prendre en considération l'écoulement au lointain. Enfin on remarquera que si on considère le paramètre A suffisamment grand dans la formulation de Li-Einstein, les vitesses tangentielles de ces deux modèles prennent la même forme. Le modèle de Burger tendrait à être une version simplifiée de la version proposée pas Li-Einstein.

En utilisant la même méthodologie que les autres modèles, il est possible de calculer la profondeur maximale du vortex en fonction des paramètres du modèle par intégration des équations de Navier-Stokes à partir de l'expression des vitesses de l'Équation 11. L'Équation 13 montre qu'on retrouve la même expression que celle du modèle de Rankine à un facteur multiplicateur Ln(2). Il semble alors que les paramètres importants influençant la profondeur du vortex soient la circulation et le rayon de celui-ci.

$$L_{gc} = \frac{\ln 2}{g}\left(\frac{\Gamma_\infty}{2\pi r_0}\right)^2 \qquad \text{Équation 13}$$

Il existe une multitude d'autres modèles de vortex mais beaucoup plus complexes et basés sur un plus grand nombre de paramètres. Pour ces raisons, nous nous limiterons au 3 présentés dans ce paragraphe car ils restent relativement simples et adaptés à notre cas d'étude.

4.2.5. Modèles prédictifs d'entrainement de gaz

Les maquettes permettent l'étude de l'entrainement de gaz, mais restent spécifiques à une géométrie et un système donné. Comme évoqué au paragraphe 4.2.2, malgré des avancées de plus en plus prometteuses, la simulation numérique ne permet pas de prédire l'entrainement de gaz dans les cas les plus complexes. De plus le fort coût de temps de calcul nécessaire n'autorise pas des études paramétriques qui pourraient être intéressantes du point de vue de la conception du bloc réacteur. Enfin, les codes de calcul nécessitent un processus rigoureux de certification et de validation pour pouvoir être reconnus comme outil de dimensionnement ou pour les études de sureté. Cette démarche est en cours dans le cas de l'entrainement de gaz mais nécessite encore de nombreux travaux. Afin de pallier ces problématiques, une démarche intermédiaire combinant modélisation numérique et maquettes a été entreprise par les équipes de JAEA. La prédiction de l'entrainement de gaz par un modèle théorique général ne semblant pas envisageable en raison de l'ensemble des phénomènes complexes impliqués, les auteurs de (Sakai et al. 2008) ont construit un critère d'entrainement de gaz basé sur le modèle de vortex de Burger et dont les paramètres ont été déterminés expérimentalement. La méthodologie mise en place par (Sakai et al. 2008) propose de réaliser des modélisations monophasiques avec une condition limite de glissement à l'interface liquide/gaz et d'appliquer le critère d'entrainement de gaz sur les champs de vitesse déterminés numériquement. Le temps de calcul est ainsi fortement réduit et permet de nombreuses études.

Le critère d'entrainement de gaz est simplement déterminé à partir de la longueur L_{gc} du vortex dans le cas du modèle de Burger définie à l'Équation 13. Si celle-ci atteint la profondeur H de la buse d'aspiration, il y a entrainement de gaz, soit numériquement si le rapport L_{gc}/H de l'Équation 14 égale 1.

$$\frac{L_{gc}}{H} = \frac{\ln 2}{16\pi^2}\left(\frac{\Gamma_\infty}{\nu}\right)^2\left(\frac{\alpha\nu}{gH}\right) = K.\Gamma_\infty^{\#\,2}.\alpha^{\#} \qquad \text{Équation 14}$$

Ce critère, adimensionné par les données locales, dépend de la circulation Γ_∞ et du gradient de vitesse verticale α. Le paramètre K vaut théoriquement Ln $2/16\pi^2$, ce qui signifie que le produit $\Gamma_\infty^{\#2}.\alpha^{\#}$ ne doit pas dépasser la valeur d'environ 228 pour assurer le non entrainement de gaz. Mais les auteurs de (Sakai et al. 2008) proposent d'utiliser un critère diminué à 76 qui correspond à un tiers de la valeur théorique pour être conservatif par rapport aux constatations expérimentales.

Le modèle de Burger ne tenant pas compte des forces de tension de surface, le critère développé par (Sakai et al. 2008) et présenté sur l'Équation 14 conduit à surestimer la profondeur des vortex. En effet, la tension de surface s'exerçant principalement au centre du vortex aura tendance à courber le profil de celui-ci. Les auteurs de (Stepanyants et Yeoh 2008; Ito et al. 2010) proposent une amélioration du modèle de Burger en tenant compte des effets de tensions de surface. En supposant que la forme au centre du vortex est de type parabolique, il est possible de déterminer, par des développements limités au premier ordre, le profil de l'interface liquide/gaz et sa profondeur maximale. Les auteurs de (Ito et al. 2010) proposent ainsi une correction du critère développé par (Sakai et al. 2008) dans l'Équation 15.

$$\frac{L_{gc}}{H} = \frac{\ln 2}{gH}\left(\frac{\Gamma_\infty}{2\pi r_0}\right)^2 - \frac{4\sigma c_2}{\rho g H r_0} = \left(\ln 2 - \frac{4c_2}{We_r}\right)Fr_r^2 \qquad \text{Équation 15}$$

Le paramètre c_2 correspond au coefficient du polynôme approximant la forme du vortex en son centre et peut être déterminé à partir des nombres de Froude et Weber du mouvement de rotation (respectivement Fr_r et We_r) calculés à partir de la vitesse tangentielle ($\Gamma_\infty/2\pi r_0$). L'expression de c_2 est relativement complexe car issue de la résolution d'une équation du 3e degré. L'Équation 15 adimensionnée dépend également des nombres Fr_r et We_r. Vis-à-vis du modèle sans les effets dus à la tension de surface, la profondeur du vortex est réduite quand le nombre de We_r diminue, ce qui correspond à des effets de tension de surface prépondérant. Cette diminution n'est pas directement inversement proportionnelle comme pourrait le montrer l'Équation 15 car le paramètre c_2 dépend lui-même du nombre de We_r. L'utilisation de ce modèle plus complexe n'a d'intérêt que dans les cas pour lesquels la tension de surface n'est pas dominée par l'inertie comme le montre les auteurs de (Ito et al. 2010).

Le critère d'entrainement défini par les auteurs de (Sakai et al. 2008) concerne un débit continu de gaz au travers du cœur du vortex de la surface libre vers l'aspiration. Il est relatif au vortex de type 5 du Tableau 5 conduisant aux conditions les plus pénalisantes concernant la sureté du réacteur. Néanmoins, l'entrainement de gaz peut aussi se

produire avec des vortex de type 4 par du détachement de bulles à leur pointe. Dans ce cas, on peut établir, par simple bilan de force, la vitesse descendante limite à laquelle une bulle de diamètre d est transportée vers l'aspiration, comme présenté sur l'Équation 16.

$$V_c = \sqrt{\frac{2}{3}\frac{gd}{Cx}} \qquad \text{Équation 16}$$

Le coefficient de trainée dépend du nombre de Re et peut être facilement déterminé par des corrélations de la littérature telles que celle de (Clift 1978). A partir des champs de vitesse mesurés expérimentalement ou calculés par simulation numérique, il est possible en utilisant le critère de l'Équation 16 de déterminer si des bulles d'un certain diamètre sont entrainées vers les EI. Ce critère, relativement simple, conduit à une condition nécessaire mais ne permet pas de prédire l'occurrence de l'entrainement de bulle.

Les études de (Sakai et al. 2008) propose, en complément du critère d'entrainement de gaz par vortex de type 5 (voir Tableau 5), un critère sur l'entrainement de bulles par des vortex de type 4. A partir d'une série d'expérimentions, les auteurs montrent que l'arrachement des bulles au niveau de la pointe du vortex est principalement dû au gradient de vitesse vertical. Ceci est en cohérence avec le critère précédent de l'Équation 16 dans lequel une vitesse verticale limite est nécessaire pour entrainer les bulles vers le bas. En utilisant les résultats expérimentaux, les auteurs de (Sakai et al. 2008) définissent une valeur empirique du gradient de vitesse verticale à ne pas dépasser pour éviter l'entrainement de bulles telle que montrée sur l'Équation 17.

$$\alpha^{\#} < 10^{-7} \qquad \text{Équation 17}$$

Les modèles, ainsi que leurs paramètres, ont été construits à partir d'expérimentations sur des maquettes analytiques. Il est nécessaire de les évaluer dans le cas de maquettes plus représentatives afin de pouvoir valider leur utilisation dans les codes de calcul.

4.2.6. Maquettes intégrales

Dans la plupart des cas, les maquettes mises en œuvre pour l'étude générale de l'écoulement ont aussi été mises à profit pour étudier l'entrainement de gaz et la formation des vortex. Les généralités présentées au paragraphe 4.1 restent valables pour l'étude générale de la surface libre, sous réserve de certaines spécificités présentées en début de ce paragraphe.

A l'instar des travaux réalisés pour caractériser l'écoulement et comme évoqué au paragraphe 3.4, une des problématiques de l'expérimentation en maquette est qu'il n'est pas possible de respecter la valeur de tous les nombres adimensionnels du cas réacteur. En conséquence, l'ensemble des études se place en pseudo-similitude en ne conservant que le nombre de Fr et en admettant une distorsion sur les autres nombres adimensionnels. Néanmoins, en augmentant la taille de la maquette, il est possible de réduire la distorsion sur les nombres de We et le Re, voire même de pouvoir simultanément conserver les nombres de We et Fr pour une échelle de 5/8. Les équipes de l'IGCAR ont construit une maquette d'une telle taille représentant l'ensemble des composants dans le but de tester des dispositifs mitigateurs de l'entrainement de gaz (Lijukrishnan et al. 2022). D'autres auteurs (Kimura et al. 2008) ont développé des maquettes

à cette échelle mais en ne considérant qu'un secteur de 90°. Les conditions en termes de vitesse aux parois extérieurs fermant le secteur ont été imposées à partir d'extrapolation de résultats obtenus sur une maquette d'échelle inférieure.

Plus les maquettes sont de grandes tailles, plus l'installation de l'instrumentation est facilitée. Quand un accès optique est disponible, tel que sur les maquettes fabriquées en matériau transparent, la vitesse est mesurée par des systèmes de vélocimétrie laser comme la LDA ou la PIV (Eguchi et al. 1994; Kimura et al. 2008). La PIV permet en particulier d'obtenir la vitesse autour des vortex à partir de mesures dans des plans horizontaux situés à quelques centimètres sous la surface à l'instar ce que qui est réalisé dans les maquettes analytiques (Guenadou, Aubert, et Descamps 2021). Pour les maquettes réalisées en acier, les mesures sont effectuées par des techniques ultrasonores ou grâce à des micro-moulinets (Banerjee et al. 2007; 2013). Celles-ci sont néanmoins moins performantes car elles sont respectivement moins précises et intrusives. La caractérisation des vortex à la surface libre est menée selon différentes méthodes plus ou moins avancées. La plus simple repose sur le comptage des vortex par des opérateurs pendant une durée donnée (généralement 10 minutes) (Eguchi et al. 1994; Banerjee et al. 2013). Par cette technique, il n'est pas possible d'évaluer la précision de la mesure étant donné qu'elle repose sur une opération humaine dont la qualité peut varier entre deux expérimentations, voire au cours de celle-ci. Une autre méthode consiste en l'utilisation d'une sonde optique permettant de mesurer l'occurrence et la profondeur des vortex et dont le principe de détection repose sur le changement d'indice de réfraction entre l'air et l'eau. Néanmoins, cette technique ne permet qu'une mesure localisée sur une ligne. Enfin, dans certaines maquettes, il est possible de détecter l'entrainement de gaz par installation de hublots en sortie du circuit hydraulique (Banerjee et al. 2007; 2013).

Dans la majeure partie des études, l'entrainement de gaz et les vortex sont caractérisés en fonction de l'évolution du Fr. Néanmoins, il est important de remarquer que la définition de la longueur caractéristique pour calculer celui-ci n'est pas uniforme en fonction des différentes études. Certaines se basent sur la hauteur d'eau dans la cuve (Kimura et al. 2008), d'autres sur le diamètre d'entrée du fluide dans le milieu (Eguchi et al. 1994). Toutes les études investiguant l'influence du nombre de Fr sur le nombre de vortex en surface montrent une croissance de présence des vortex quand celui-ci augmente (Kimura et al. 2008). Cela traduit que l'augmentation de la vitesse ou la diminution de la hauteur d'eau (dans le cas où celle-ci est définie comme dimension caractéristique) amplifie l'occurrence des vortex. Ceci est confirmé pour plusieurs études constatant une limite de la vitesse en surface à ne pas dépasser pour éviter l'entrainement de gaz (Banerjee et al. 2007; 2013; Kimura et al. 2008). En effet, plus l'écoulement est rapide en surface, plus la vorticité, jouant sur la formation des vortex, sera importante. En conséquence, plusieurs systèmes de mitigation des vortex proposent de diminuer la vitesse à la surface au moyen de plaques verticales immergées. Ceux-ci, testés dans plusieurs maquettes, se révèlent relativement efficaces mais posent des problèmes pour l'inspectabilité de la cuve par des moyens ultrasonores. Concernant l'effet de la hauteur d'eau, les auteurs de (Kimura et al. 2008) montrent qu'une diminution de celle-ci engendre

une aggravation de l'entrainement de gaz. L'entrainement de gaz apparait à partir d'une valeur seuil du rapport de la vitesse sur la hauteur d'eau, ce qui correspond à un gradient de vitesse descendante. Ce constat est corrélé avec le modèle d'entrainement de gaz présenté au chapitre 4.2.5 dans lequel le gradient de vitesse descendante joue un rôle important.

Les vortex sont principalement générés selon deux endroits :

- A la rencontre de deux écoulements en cisaillement (Kimura et al. 2008),
- Derrière les structures immergées avec une instabilité de type Von Karman (Eguchi et al. 1994; Kimura et al. 2008).

Ces localisations présentant une forte vorticité, la combinaison avec une vitesse descendante conduit à la formation de vortex avec potentiellement de l'entrainement de gaz. Il est à noter que la position des vortex n'est pas stable dans le temps et que la variation de leur forme conduit à générer des bulles qui se détachent de leur pointe, provoquant un entrainement de gaz intermittent (Kimura et al. 2008).

Les effets de modèle (utilisation d'un fluide simulant) et d'échelle sont des points importants concernant l'interprétation des résultats et leur application au cas réel. Les échelles des maquettes pouvant varier sur une grande gamme (celles de cette bibliographie s'étalent sur une plage de 1/10 à 5/8), leurs résultats doivent être analysés en regard de cette variabilité. Pour comparer les mesures de comptage de vortex, des études menées au CEA utilisent une même dimension temporelle en se basant sur le nombre de Fr selon l'Équation 18. En utilisant cette formulation, ils notent une invariabilité en fonction de l'échelle du nombre total de vortex observés durant une durée de 800 s, mais que les maquettes de plus grande taille présentent des vortex plus profonds en valeur adimensionnée.

$$t^* = L^{*1/2}.Fr^{*-1/2}$$ Équation 18

La longueur des vortex étant un paramètre important sur le déclanchement de l'entrainement de gaz, l'échelle de la maquette a un impact sur celui-ci (Kimura et al. 2008). L'étude, menés par les auteurs de (Eguchi et al. 1994) sur quatre maquettes d'échelles différentes sur une gamme de 1/10 à 5/8, confirme que le Fr critique, défini comme la valeur du Fr calculé aux paramètres opératoires déclenchant l'entrainement de gaz, est fonction de l'échelle selon l'Équation 19. En conséquence, certains auteurs (Kimura et al. 2008) suggèrent que les études sur l'entrainement de gaz devraient être réalisées sur des maquettes d'échelle minimale 1/3. En effet, la comparaison entre les mesures réalisées sur les maquettes COLCHIX 4 et JESSICA d'échelles respectives 1/8 et 1/3 montrent une surface libre bien plus agitées sur cette dernière ce qui implique que les essais à petites échelles ne sont pas conservatifs vis-à-vis de l'entrainement de gaz. Néanmoins, les travaux de (Kimura et al. 2008) montrent que le mécanisme de formation des vortex reste inchangé, ceux-ci et l'entrainement de gaz se produisant en aval des structures immergées. En conséquence, l'emploi de maquette d'échelle inférieure à 1/3 reste intéressant dans une approche phénoménologique.

$$Fr_c^* \propto L^{*-0,5}$$ Équation 19

Du point de vue des effets de l'utilisation de l'eau comme fluide simulant à la place du sodium, ces deux fluides n'ayant pas tout à fait les mêmes propriétés physiques, plusieurs études ont été consacrées à évaluer l'impact de la variation de la viscosité et de la tension de surface sur l'entrainement de gaz. Dans le cas de la tension de surface, celle-ci ne semble jouer que dans le cas des maquettes de petite taille, le nombre de Weber se rapprochant de celui du cas réel quand l'échelle augmente. De plus les études de (Eguchi et al. 1994) montrent que le Fr critique est réduit quand la tension de surface diminue ce qui rend les résultats obtenus sur des maquettes en eau conservatifs car la tension de surface du sodium est supérieure à celle de l'eau. Concernant les effets de viscosité, la diminution de celle-ci rend plus petit le Fr critique, ne permettant pas d'être conservatif dans ce cas-là. Néanmoins, l'influence de la viscosité se traduisant au niveau du nombre de Re et l'impact de celui-ci étant faible sur les vortex entrainant du gaz quand celui-ci dépasse une certaine limite (Eguchi et al. 1994), les effets de modèles sont négligeables si toutes les zones de la maquette susceptibles de contenir des vortex présentent un nombre de Re suffisamment élevé.

L'entrainement de gaz étant dépendant de la géométrie de la cuve et de ces composants internes, les résultats sur les maquettes intégrales sont spécifiques à chacune et ne peuvent être appliqués directement sur le cas du réacteur ASTRID. Il est nécessaire de réaliser de nouvelles expérimentations relatives à l'entrainement de gaz sur la maquette MICAS représentative de la géométrie de celui-ci, l'état de l'art, établi les chapitres précédents, constituant une base pour construire le programme d'étude.

5. Méthodologies d'étude

L'ensemble de ces états de l'art nous a permis de définir des méthodologies afin d'étudier l'écoulement dans le plenum supérieur et la problématique de l'entrainement de gaz.

5.1. Méthodologie de l'étude de l'écoulement dans le plénum supérieur

A l'instar du déroulement des programmes expérimentaux passés, la campagne d'essais sur la maquette MICAS en vue de la compréhension de l'écoulement dans le collecteur chaud se déroule en deux parties. La première phase consiste à étudier les conditions opératoires dans lesquelles les effets de flottabilité sont négligeables devant l'inertie du fluide. Cette partie des essais est nommée « hydraulique » en référence au fait qu'ils sont isothermes. Les forces de flottabilité sont prises en compte dans une seconde étape pour des conditions expérimentales dans lesquelles elle deviennent prépondérantes. Dans ce cas, ces études sont référencées « thermohydraulique », car elles font intervenir des aspects thermiques du fluide. Cette méthodologie en deux parties a pour avantage de simplifier le déroulement des essais quand les effets d'inertie dominent, l'écoulement étant isotherme. La campagne expérimentale en thermohydraulique est rendue plus complexe en raison des régulations de températures et de niveau à maintenir dans la maquette (voir paragraphe 3.5). De plus les mesures de vitesse par la technique PIV sont plus fiables en hydraulique qu'en thermohydraulique, en raison des gradients thermiques changeant l'indice de réfraction de la lumière. Une explication plus détaillée est évoquée dans la partie relative à l'instrumentation.

5.2. Méthodologie d'étude de l'entrainement de gaz dans une maquette intégrale

Les perturbations à la surface libre dans le collecteur chaud et plus précisément les vortex sont des promoteurs de l'entrainement de gaz. Le dimensionnement du réacteur doit tenir compte de cette problématique. Il est alors nécessaire d'évaluer le risque d'entrainement de gaz en fonction de la géométrie du collecteur chaud et des conditions opératoires. Deux méthodologies sont menées en parallèle dans cette étude. La première, purement empirique, suit la même approche que les travaux menés durant le projet EFR, en se basant sur l'observation de la surface et du classement des vortex en fonction de leurs caractéristiques. Cette approche permet de définir les zones et les conditions expérimentales présentant un danger de sûreté vis-à-vis de l'entrainement de gaz, mais ne permet pas de définir un modèle implantable dans les codes de calcul. La seconde

méthodologie consiste à étudier individuellement les vortex à la surface en fonction de leurs propriétés, notamment le champ de vitesse les entourant. A partir des modèles de vortex présentés dans le paragraphe 4.2.4, il est possible de calculer leurs caractéristiques propres et d'établir une base de données permettant de définir un critère d'entrainement de gaz utilisable par les codes de calcul.

5.3. Instrumentation et moyens de mesure

Les méthodologies définies dans le paragraphe précédent induisent la nécessité d'acquérir certaines grandeurs physiques pour étudier les problématiques d'entrainement de gaz et caractériser l'écoulement dans le plénum supérieur. Il est ainsi important de définir l'instrumentation adéquate et d'établir les erreurs de mesure associées. De plus, elle doit être déterminée afin d'être la moins intrusive possible dans les zones d'intérêt. Quelle que soit l'étude, les champs de vitesse et de température sont des résultats expérimentaux nécessaires. Les moyens permettant ce type de mesure feront l'objet de la première partie de ce paragraphe. Concernant la problématique de l'entrainement de gaz, elle requiert le développement d'une instrumentation spécifique qui sera présentée dans une seconde partie.

5.3.1. Mesure de la vitesse

La vitesse de l'écoulement dans la maquette MICAS est mesurée à l'aide de la technique Particle Image Velocity (PIV) qui permet d'acquérir de grands champs de vitesse 2D. Cette technique est déjà couramment mise en œuvre pour mesurer la vitesse dans des maquettes de réacteurs (Kimura et al. 2005). Elle est basée sur la mesure du déplacement de particules éclairées par deux courtes impulsions laser séparées par un bref délai. Un laser à double impulsion (Evergreen™, longueur d'onde, durée et énergie, fréquence : 532 nm, 5 ns, 200 mJ, 15 Hz), générant une fine nappe de lumière (1 à 2 mm), est placé sur une table à 3 axes pour obtenir une précision de 1 mm sur le positionnement. La maquette MICAS utilise de l'eau déminéralisée ensemencée avec des particules de nylon de 1 µm. Celles-ci ont la même densité que l'eau et suivent l'écoulement. Les images sont enregistrées à l'aide d'une caméra (PowerView ™ Plus Charge Coupled Device) de résolution spatiale 2048 × 2048 pixels située perpendiculairement à la nappe laser. Un filtre passe-bande à la longueur d'onde du laser est installé sur la caméra afin de capter uniquement la lumière diffusée par les particules et d'éviter le bruit dû à la lumière ambiante. Néanmoins, la lumière ambiante a une influence sur les résultats et pour réduire son effet, des rideaux noirs entourent la maquette afin d'obtenir des conditions aussi sombres que possible. Les données sont analysées à l'aide du logiciel Insight 4G™ (version 10.10.4). Des calibrages spatiaux, qui permettent de convertir les pixels en millimètres, sont effectués préalablement à la mesure à l'aide d'une mire. Le domaine de mesure est découpé en une grille définissant les fenêtres d'interrogation pour les calculs d'intercorrélation. Le fichier vectoriel des vitesses est calculé à l'aide d'un traitement en deux passes. Pour le premier passage, la taille de la fenêtre d'interrogation est de 128x128 pixels et pour le dernier, de 64x64 pixels ce qui permet d'accélérer le calcul et d'obtenir,

à partir de la dernière passe, plus de points sur le champ de vitesse. Dans chaque expérience, on vérifie que les fenêtres d'interrogation contiennent un minimum de 9 à 10 particules nécessaire à l'obtention de résultats de qualité. Le délai entre les deux impulsions laser varie de 4 à 5 ms et est ajusté en fonction des conditions de vitesse d'écoulement afin que le déplacement maximal ne dépasse pas 1/3 de la plus petite taille de fenêtre de la région d'interrogation, soit 10 pixels dans notre cas. Les champs de vitesses instantanées finaux sont lissés à l'aide d'une moyenne mobile sur une boîte de 3 × 3 cellules. L'erreur d'un système PIV utilisé dans ces conditions est d'environ 2 %.

La Fig. 19 montre la configuration pour obtenir la vitesse autour du cœur, du BCC et des EI. Les mesures ne sont pas possibles partout autour de ces éléments à cause d'obstacles optiques tels que les puits de pompe. De plus, comme la cuve externe est réalisée avec des montants d'acier pour maintenir les panneaux en PMMA, cela réduit l'accès optique à la maquette. Enfin, comme la nappe laser et la caméra doivent être placées perpendiculairement, seuls quelques endroits sont accessibles pour les mesures de vitesse. Heureusement, étant donné que la caméra est équipée d'un objectif de 35 mm, le domaine de mesure est assez large (environ 400 mm X 400 mm).

Les champs de vitesse moyens sont principalement présentés dans ce document. L'écoulement étant fluctuant, il est nécessaire de déterminer le temps d'acquisition minimal pour lequel la moyenne de la vitesse en fonction du nombre de paires d'image PIV converge. A cette fin, les premières mesures ont été effectuées sur un grand nombre d'images. La Fig. 20 montre le champ de vitesse en sortie du cœur de la maquette MICAS mesuré par PIV et moyenné sur 200 paires d'images. L'évolution en fonction du nombre d'images à 3 endroits différents du jet, marqués par des points noirs sur l'image de gauche, est présentée sur le graphique de droite. On peut remarquer qu'à partir de 120 paires d'images, les 3 courbes semblent plates ce qui induit qu'un temps d'acquisition supplémentaire ne modifie pas le résultat moyen. Pour ces conditions expérimentales, 150 paires d'images, soit 10 s d'acquisition semble suffisant. Cette procédure est répétée pour chaque nouvelle campagne d'essais pour déterminer le nombre minimal de paires d'images nécessaire afin d'obtenir un résultat moyen correct.

Les conditions d'essais thermohydrauliques pour lesquels l'écoulement n'est pas isotherme rendent les mesures de vitesse par la technique de mesure PIV plus compliquées. Le gradient thermique dans le fluide induit un changement de l'indice de réfraction de la lumière le long de son parcours. Il s'en suit un effet de flou sur les images obtenues comme présenté sur la Fig. 21 qui compare des résultats en hydraulique et en thermohydraulique. Les particules, nécessaires au calcul des vitesses, sont mal identifiées et le nombre minimal requis (9 à 10) dans une fenêtre d'intercorrélation pour obtenir une mesure fiable n'est pas atteint. Les résultats de la campagne d'essais en thermohydraulique doivent être analysés en tenant compte de cette contrainte. Le retour d'expérience sur l'ensemble de ces mesures a montré que l'orientation des vecteurs vitesse était correcte, mais que la valeur de la norme de la vitesse devait être considérée avec prudence.

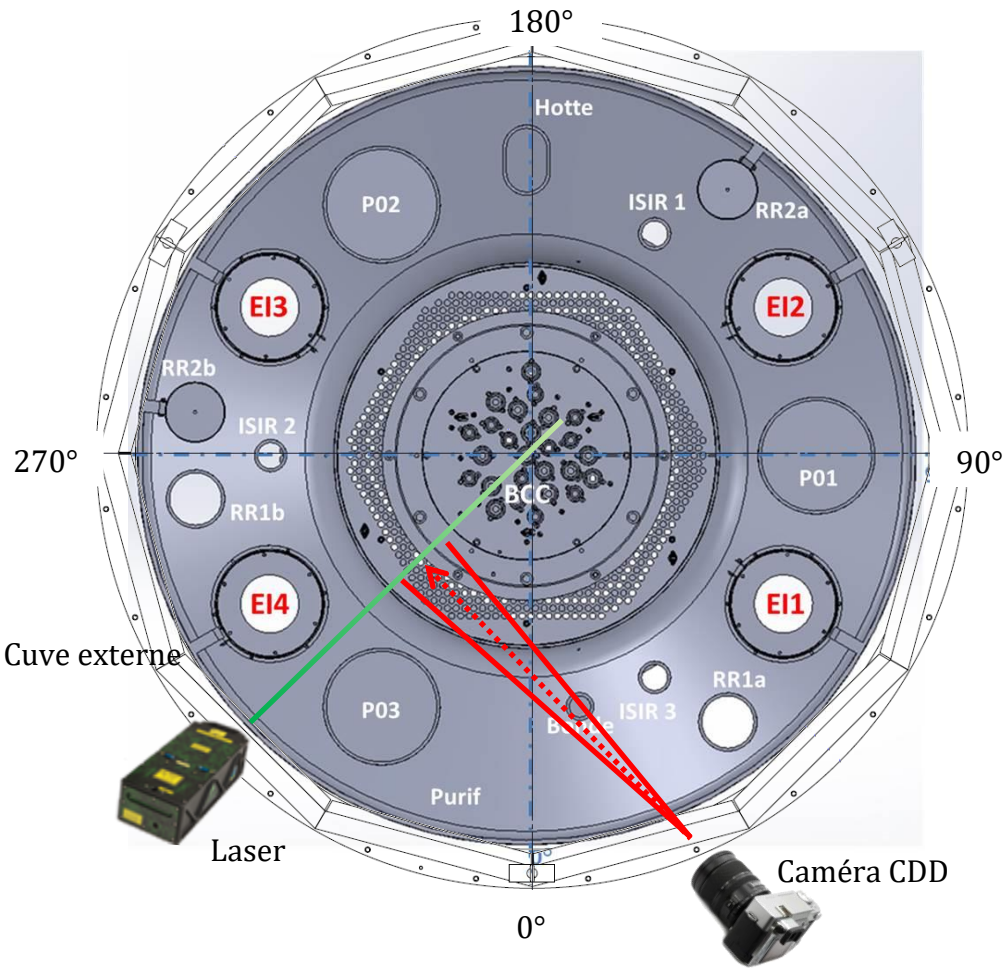


Fig. 19 : Configuration de mesure des vitesses autour des composants de la maquette MICAS

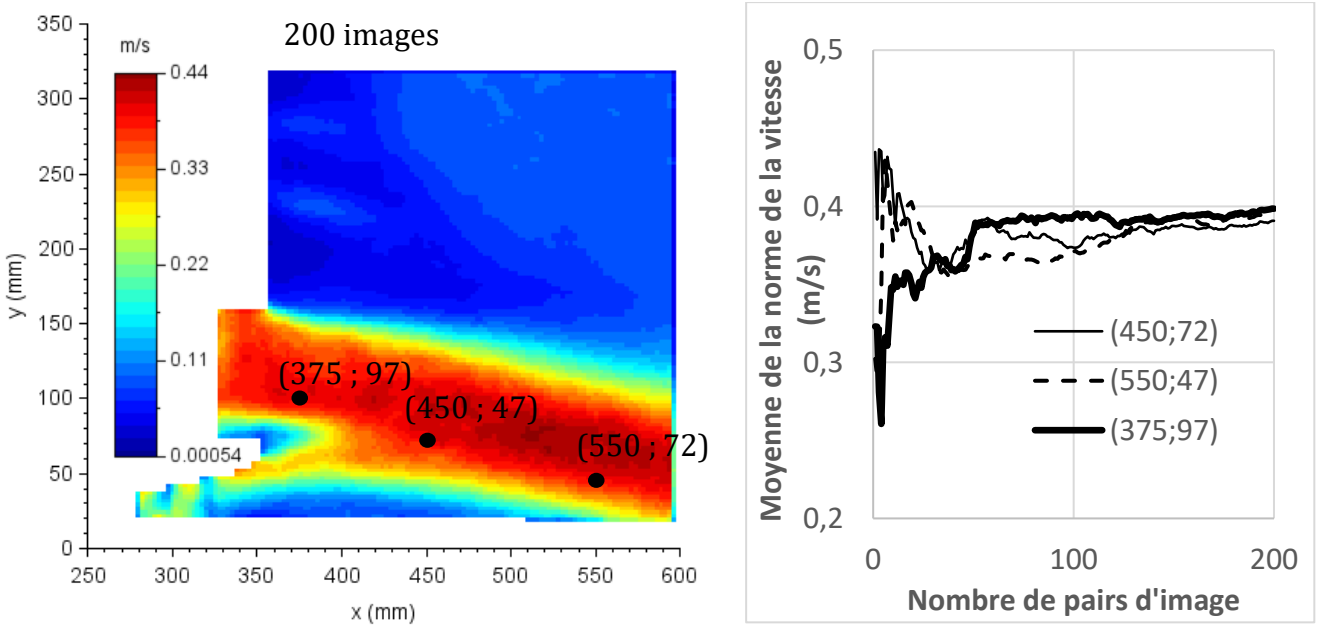


Fig. 20 : Moyenne de la norme de la vitesse sur 200 paires d'images – Evolution de la moyenne de la norme de la vitesse par rapport au nombre d'images à l'emplacement indiqué par les points noirs sur la figure du champ de vitesse.

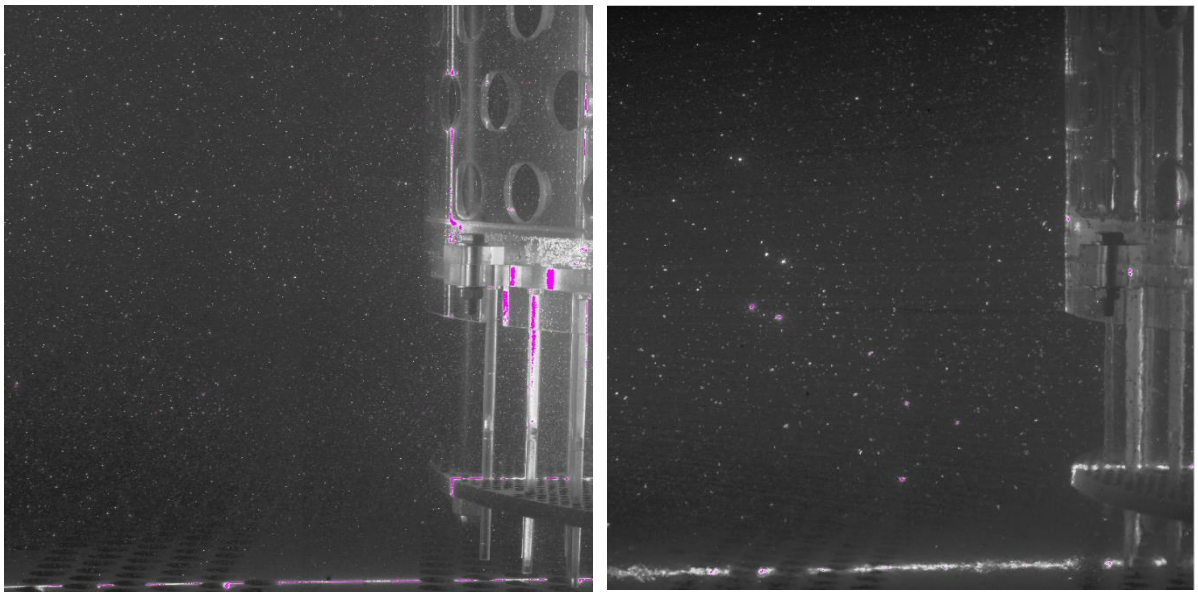


Fig. 21 : Images brutes de PIV en conditions hydrauliques (gauche) et thermohydrauliques (droite)

Concernant l'étude de la surface libre et notamment la détermination du champ de vitesse autour des vortex, nous avons mis en place la même technique et le même matériel. Dans ce cas, il s'agit de mesures instantanées et non de champs moyennés.

Pour tous les emplacements étudiés, la nappe laser horizontale a été créée à 20 mm sous la surface libre. Nous avons choisi cette valeur en regard des études de (Ezure et al. 2011; Cristofano et al. 2016) dans lesquelles la vitesse était mesurée entre 10 et 45 mm sous l'interface liquide/gaz. La caméra étant située au-dessus et perpendiculairement à la surface de l'eau, nous avons supposé que le comportement peu ondulé de la surface n'altère pas les images enregistrées et n'a aucun impact sur la précision de la vitesse. L'appareil photo étant équipé d'un objectif 35 mm, le domaine de mesure est assez large : 140 mm X 140 mm.

Toutes les positions autour du vortex ne sont pas mesurables en raison des spécificités de la PIV, basée sur une méthode optique. En effet dans le cas des vortex avec un cœur de gaz, quand la nappe laser traverse celui-ci, elle est perturbée en raison du changement d'index de réfraction entre l'eau et l'air de telle sorte qu'elle ne présente plus les bonnes propriétés pour une mesure de vitesse dans les règles de l'art. De manière générale, la zone située derrière le vortex ne peut être traitée. La Fig. 22 illustre cette problématique où l'on remarque « l'ombre » portée par le vortex sur l'image brute de la PIV et des vitesses aberrantes derrière celui-ci. De plus la zone définie par le bord du vortex n'a pas été traitée en raison de la courbure de celui-ci et des erreurs que cela pouvait engendrer (projection des vecteurs qui ne sont plus dans le plan de la nappe laser).

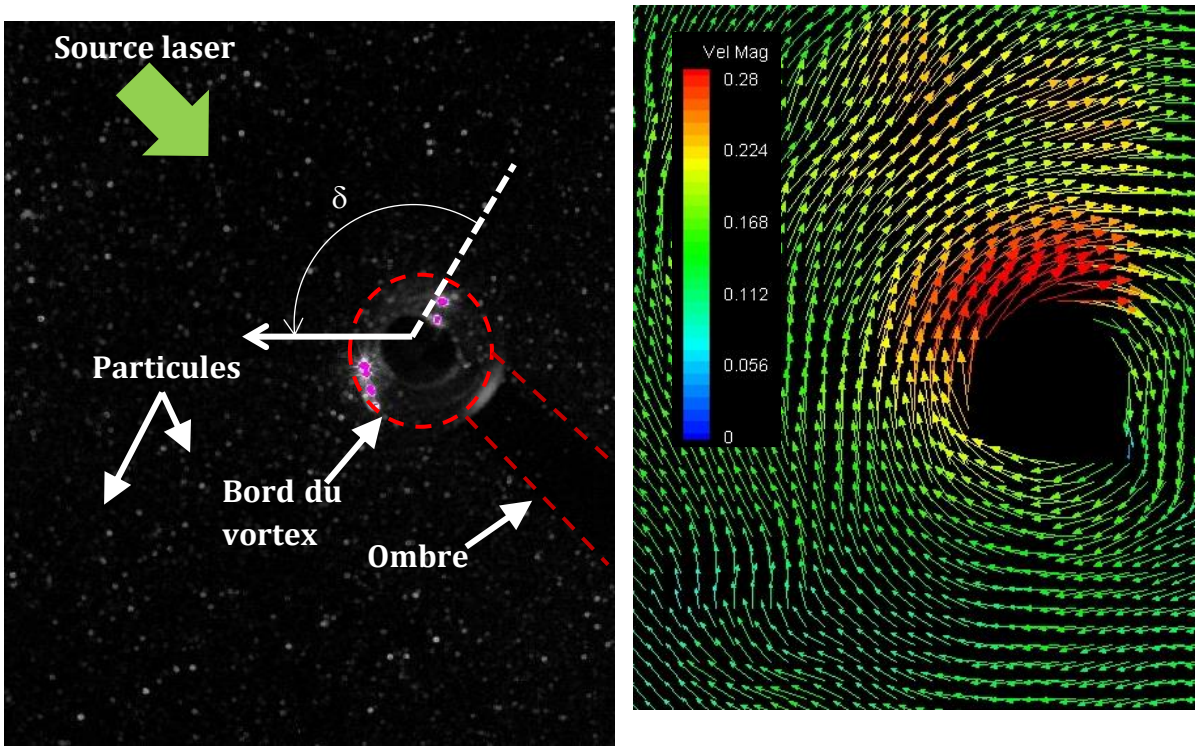


Fig. 22 : Image brute de la PIV et vitesse autour du vortex (m/s)

5.3.2. Mesure de température

Les températures de l'eau aux différents points d'injection dans la maquette sont mesurées par des sondes PT100 (précision +/-0,1°C). Les capteurs sont placés dans les canalisations d'alimentation au plus près de la maquette pour avoir la température réelle de l'injection.

La température dans la cuve est explorée avec l'aide de thermocouples de type K de diamètre 0,5 mm (+/-1°C de précision et 0,06s de temps de réponse), arrangés sur des perches sous forme de peignes de 10 capteurs séparé d'1 cm, ce qui confère une hauteur de mesure de 10 cm. Le nombre maximal de perches plongées dans la cuve est de trois afin de ne pas trop perturber l'écoulement. Les perches sont constituées d'un tube en acier inoxydable de 8 mm de diamètre rainuré sur toute sa longueur afin de pouvoir faire sortir les thermocouples pour les placer face à l'écoulement. Nous avons conçu un système de positionnement pour déterminer avec une grande précision la position de la perche dans la cuve. Il est basé sur un chariot pouvant glisser sur la circonférence de la cuve et un bras rétractable. Ce système permet d'accéder à l'ensemble de la cuve et d'obtenir la position en angle (θ) et radiale (r). La position en altitude des capteurs est mesurée directement sur la perche. La température dans le bas du collecteur chaud ne peut pas être mesurée avec le dispositif de perches étant donné que la distance entre la paroi de la cuve et le cœur n'est que d'une dizaine de millimètres (environ 70 mm au plus petit). Les perches seraient trop intrusives. Neuf sondes PT100 de 2mm ont été placées le long de la paroi comme le montre la Fig. 23. La distance de mesure à la paroi est de 32mm.

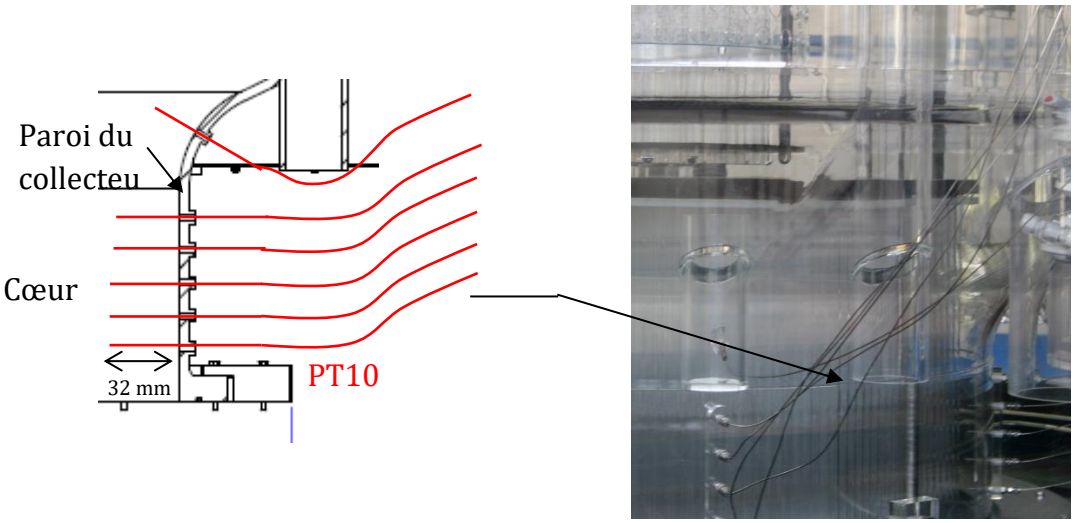


Fig. 23 : Mesure des températures dans l'espace cœur-cuve

En complément de ces méthodes classiques de mesure de température, nous avons mis en œuvre et testé une technique novatrice. En utilisant les propriétés de fluorescence de certains colorants, la méthode LIF (pour Light Induced Fluorescence) rend possible la mesure de la température dans un plan à l'instar de la PIV. Son principe repose sur l'excitation par un plan laser d'un colorant, celui réémettant une lumière de fluorescence proportionnelle à la température enregistrée par une caméra. Etant donné que cette technique utilise un plan laser, elle peut être couplée à des mesures de PIV pour obtenir simultanément la vitesse et la température (Chitt 2019). Cette méthode se prête bien aux installations de faibles volumes, mais est difficilement applicable aux maquettes de grandes échelles. Elle a été testées sur une installation représentative de l'écoulement en sortie de cœur de la maquette MICAS, mais n'a pas donné de résultats encourageants (Chitt 2019) et elle nécessite encore de nombreux développements

5.3.3. Caractérisation des vortex

Les principaux paramètres des vortex entrant en jeu dans le risque d'entrainement de gaz sont la taille de ceux-ci et leur fréquence d'apparition. Plus les vortex sont grands, plus il a de chance que des bulles soient détachées de leur pointe ou que leur cœur gazeux atteigne la fenêtre de l'EI. De même, plus leur nombre ou leur durée de vie est élevé, plus les chances d'entrainement et de quantité de gaz entrainée sont grandes. Il parait alors important de caractériser l'occurrence et la taille des vortex en terme de profondeur en fonction de différentes conditions hydrauliques afin de déterminer les paramètres influant. A cette fin, nous proposons de classer les vortex en fonction de leurs caractéristiques et des paramètres opératoires, tels que montrés dans le Tableau 6 donné pour exemple, dans lequel on étudie l'influence du débit. La statistique sur l'apparition des vortex est présentée à partir d'un facteur de présence défini sous deux formes dans l'Équation 20. La première est générale et prend en compte tous les vortex à la surface libre, l'autre renseigne sur la potentialité de l'existence d'un vortex en fonction de ses caractéristiques. Par rapport à ce facteur de présence, on discerne les vortex entrainant et n'entrainement pas de gaz comme montrés dans le Tableau 6. Cette méthodologie

nécessite de déterminer, en même temps, la taille des vortex, leur durée de vie et s'ils entrainent du gaz.

$$f = 1/t \sum t_i$$
$$f_{l_1<L_{gc}<l_2} = 1/t \sum t_{l_1<L_{gc}<l_2} \quad \text{Équation 20}$$

t représente le durée totale de l'expérimentation, t_i et $t_{l_1<L_{gc}<l_2}$ la durée de vie des vortex (dans le second cas pour une classe spécifique avec une profondeur de vortex comprise entre l_1 et l_2).

Tableau 6 : Facteur de présence des vortex entrainant et n'entrainant pas de gaz en fonction des conditions opératoires et de leur caractéristiques.

EI1 et EI2 fermés – Hauteur d'eau 786 mm- Ouverture fenêtre 419mm – Altitude du bas de fenêtre 140 mm									
Conditions exp.	Profondeur (L_{gc}) (mm)								Total
Q/Q_N	L_{gc}<10		10< L_{gc}<20		20<L_{gc}<30		L_{gc}>30		
	Total	Gaz	Total	Gaz	Total	Gaz	Total	Gaz	
65%	1,2					0,50		0,09	1,79
60%	0,02					0,53		0,13	0,68
55%	0,21		0,17	0,29					0,67
50%	0,27								0,27

Les moyens de caractérisation des vortex se basent sur deux méthodes différentes :

- Par observation visuelle pour une analyse globale de la surface.

Chaque mesure a été menée sur une période de 10 minutes afin d'obtenir un nombre suffisant de vortex pour établir une statistique à l'instar des études de (Banerjee et al. 2007; Eguchi et al. 1994). La maquette étant de très grande dimension, il est difficile d'analyser l'ensemble de la surface libre. Pour cette raison, nous avons réalisé les expérimentations par partie en définissant 4 zones ayant pour centre les EI. Deux opérateurs placés de part et d'autre des EI analysent en termes de profondeur, durée de vie et entrainement de gaz les vortex présents à la surface. Cette méthode, relativement simple à mettre en œuvre, a le désavantage d'être dépendante de la qualité d'observation des opérateurs, celle-ci pouvant varier d'une personne à une autre, d'un jour à l'autre. Il est, de plus, impossible de quantifier les erreurs de mesure. D'autre part, les vortex de petite taille inférieurs à environ 10 mm ne sont pas pris en compte car difficilement identifiables par rapport aux fluctuations de la surface libre.

- Par vidéo rapide pour une analyse fine en termes de caractéristiques des vortex et probabilité locale d'apparition.

Pour l'analyse fine, le choix de la zone d'investigation est primordial étant donné que le champ des appareils d'imagerie est limité. L'étude de la phénoménologie nous ayant montré que l'apparition des vortex était principalement située entre les EI et le BCC, deux caméras rapides (Proximage 250 SeeFast Technologies) sont placées selon l'arrangement de la Fig. 24. Le taux d'acquisition est de 60 images par seconde pour saisir en détail le

mouvement des vortex. Ce taux a été évalué pour obtenir une précision suffisante par rapport à la taille du fichier vidéo. Cinq minutes de temps d'enregistrement ont été choisies pour obtenir une analyse statistique de la taille des vortex. Cela semble être un bon compromis entre le nombre de vortex, le temps d'analyse et la taille du fichier. Les caméras sont équipées d'un objectif de 50 mm et la résolution du capteur vidéo est de 640 x 480 pixels. La caractérisation des vortex a été réalisée à l'aide d'un logiciel d'analyse d'images (EyeMotion avec Graphics Tools 2D). Pour calibrer les images (pixels par rapport à la longueur réelle), une mire est placée dans la cuve à l'emplacement de la mesure. En raison de la profondeur de champ de la caméra, tous les objets situés dans une profondeur de 50 mm sont nets et peuvent être pris en compte pour l'étude ce qui permet de définir une zone de mesure autour de l'EI. Les carrés bleus sur la Fig. 25 présentent le champ d'investigation. Les différents volumes de mesure sont notés de V1 à V5 avec les indices R ou L pour identifier le côté droit ou le côté gauche de l'EI. Leurs dimensions sont indiquées sur la Fig. 25. La zone située à côté du BCC n'a pas été étudiée car la longueur du bras qui maintenait la mire nécessaire à la calibration était trop courte. Malheureusement, cette région est reconnue pour être le lieu de naissance de nombreux vortex.

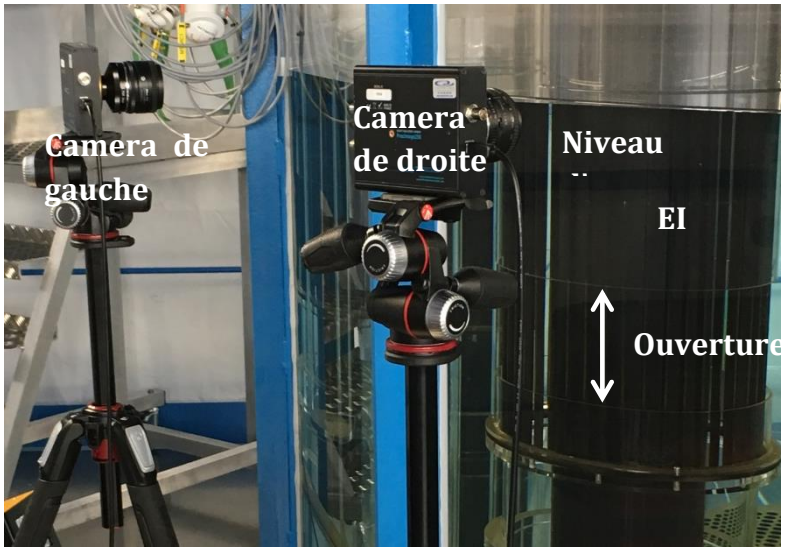


Fig. 24 : Dispositif expérimental pour caractériser les vortex à la surface libre

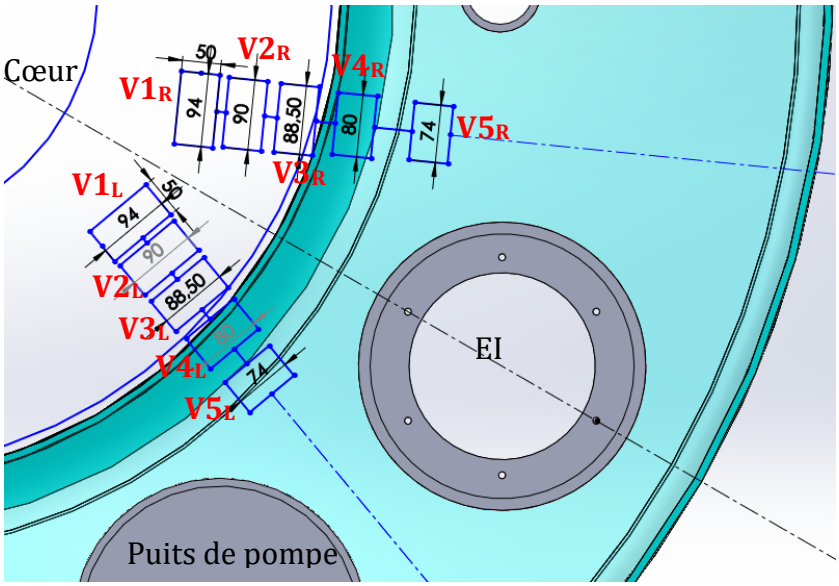


Fig. 25 : Zone d'investigation des vortex dans la maquette MICAS (dimensions en mm).

Pour chaque volume de la Fig. 25, nous avons analysé la vidéo de 5 minutes en ne prenant en compte que les vortex dont la taille est supérieure à 4 mm de profondeur. Chaque vortex est caractérisé en termes de taille, d'entrainement de gaz et de durée de vie dans le champ de la caméra. Comme la taille du vortex varie au cours de sa vie, seules les valeurs maximales sont reportées. La précision prend en compte l'erreur de mesure sur le logiciel (+/- 1 pixel, +/- 0,1 s) et l'erreur due au volume de mesure. En effet, comme nous analysons seulement une image 2D, nous ne connaissons pas l'emplacement exact du vortex entre le premier plan et le fond du volume de mesure. Mais, comme la mire est placée au centre du volume de mesure, la taille du vortex est définie comme si elle était dans le plan central. Cette erreur est estimée en soustrayant les calibrations de premier plan et d'arrière-plan dans chaque volume de mesure. Considérant que l'étalonnage dépend de l'emplacement, la précision varie en fonction des volumes de mesure. Le tableau 6 rapporte la précision Δx en prenant en compte l'erreur humaine et l'erreur d'étalonnage selon l'Équation 21.

$$\Delta x = (Cf - Cb).L + \Delta pixel.C \qquad \text{Équation 21}$$

Où Cf, Cb et C sont respectivement l'étalonnage de premier plan, d'arrière-plan et du milieu dans la boîte de mesure, L est la longueur en pixel de la fenêtre de mesure, Δpixel est l'erreur humaine sur le nombre de pixels, c'est-à-dire 2 dans notre cas. Il est à noter que la précision est la même pour le côté droit et le côté gauche de l'EI. Dans le tableau 6, nous pouvons remarquer que la précision est de l'ordre du millimètre et qu'elle est meilleure près de l'EI et dégradée près du cœur.

Tableau 7 : Précisions sur la taille des vortex dans les volumes de mesure par imagerie rapide

Volume de mesure	**V1**	**V2**	**V3**	**V4**	**V5**
Précision (mm)	1,5	1,4	1,3	1,2	1,1

6. Caractérisation de l'écoulement dans une maquette de réacteur refroidi au sodium

La méthodologie et les moyens de mesure ayant été définis, le paragraphe suivant montre les travaux menés sur la maquette MICAS concernant l'étude de l'écoulement dans le collecteur chaud. La première partie est consacrée à définir les conditions expérimentales en s'appuyant sur la similitude eau/sodium au moyen des nombres adimensionnels caractéristiques du système. Enfin les résultats expérimentaux sont analysés en regard des diverses problématiques à adresser.

6.1. Conditions expérimentales

La campagne d'essais a pour objectif de balayer une grande partie des conditions opératoires du réacteur afin de fournir une base de données de validation pour les outils de simulation numérique et de d'étudier certaines problématiques. Les conditions expérimentales sur la maquette seront déterminées par la méthodologie de la similitude à partir des différents nombres adimensionnels rentrant en jeu.

6.1.1. Conditions de débit en configuration isotherme

Les effets d'inertie étant prépondérants dans les essais « hydraulique », nous avons considéré le nombre de Froude pour calculer les conditions opératoires à échelle réduite (Guenadou D., Tkatschenko I., et Aubert P. 2015). En prenant une valeur identique pour le réacteur et la maquette de ce nombre adimensionnel, l'Équation 22 permet de relier le rapport de débit en sortie de cœur du cas réel et de la maquette. Le débit total nécessaire dans la maquette MICAS à échelle 1/6 peut alors être déterminé par rapport aux conditions du réacteur ASTRID en utilisant l'Équation 23. La maquette MICAS ayant été conçue en homothétie par rapport à la géométrie réelle, la répartition de débit dans chaque zone du cœur (fissile, réflecteur, stockage interne) est identique au cas réacteur, à savoir celle présentée dans le Tableau 8.

$$Q^* = \sqrt{Fr^*} L^{*2,5} = L^{*2.5} \qquad \text{Équation 22}$$

$$Q_{MICAS} = \frac{Q_{ASTRID}}{6^{2,5}} \qquad \text{Équation 23}$$

Tableau 8 : Répartition du débit dans le cœur en fonction des différentes zones

Zone fissile	95.5%
Réflecteurs	1.1%
Stockage interne	3.4%

D'après l'Équation 23, le débit dans la maquette MICAS est indépendant de la température. Mais celle-ci ayant une influence sur les propriétés physiques de l'eau, elle a un impact sur les différents nombres adimensionnels caractéristiques du système. On constate dans le Tableau 9 présentant les valeurs des nombres Reynolds et Weber à différentes températures, que plus la température est élevée, meilleure est la similitude car la valeur des nombres adimensionnels augmente vers 1. L'évolution en fonction de la température est faible pour le We, mais est notable pour le Re. Pour cette raison, nous avons réalisé les premières expérimentations dans la maquette MICAS à une température de 60 C. Mais à cause de problèmes techniques liés à la formation de condensation sur les appareils de mesure et les parois de cuve empêchant leur bon fonctionnement, ces conditions ont été rapidement abandonnées. Toutes les autres expérimentations ont été réalisées avec de l'eau à température ambiante. Néanmoins, il est à noter que l'écoulement étant pleinement turbulent sur la maquette et le réacteur, la distorsion sur le nombre de Re a un faible impact sur la similitude générale. L'utilisation d'eau à température ambiante ne constitue pas a priori une limitation vis-à-vis de la représentativité de l'expérimentation par rapport au cas réacteur.

Tableau 9 : Influence de la température sur l'évolution des différents nombres adimensionnels

T(°C)	Re*	We*
20	1.92×10^{-2}	7.19×10^{-2}
40	2.94×10^{-2}	7.51×10^{-2}
60	4.10×10^{-2}	7.80×10^{-2}

En utilisant l'Équation 23 et les conditions nominales du réacteur ASTRID, nous constatons que le débit nécessaire dans la maquette MICAS doit être de 392 m^3/h pour respecter la similitude de Fr. Or en raison d'un léger sous-dimensionnement de la pompe principale de l'installation PLATEAU (débit maximal de 385 m^3/h, voir paragraphe 3.5), cette valeur ne peut pas être atteinte. Initialement cette boucle hydraulique avait été conçue pour recevoir une réplique d'échelle 1/8, mais les capacités de la pompe semblaient suffisantes pour accueillir une maquette plus grande. Mais les importantes pertes de charge dans le chambre d'injection répartissant le débit entre les différentes zones du cœur bride nt le débit de la pompe principale à une valeur trop faible. Il en résulte que les expérimentations seront menées en pseudo-similitude puisque du rapport de Fr entre le maquette et le réacteur est de 0,95, cette valeur restant acceptable pour nos études.

Dans certaines conditions, le réacteur ASTRID peut être opéré avec deux EI hors service. En raison de la conception du bloc chaudière, les EI fonctionnent par paire ce qui

implique qu'il existe seulement deux configurations dissymétriques possibles : EI1+EI2 ou EI3+EI4. Le débit dans ces conditions dissymétriques est de 60% par rapport au conditions nominales. Afin d'être consistant entre les différentes études, les conditions de débit en sortie de cœur de la maquette MICAS sont calculées à partir de la même valeur de Fr*, à savoir 0,95. Le Tableau 12 résume les conditions opératoires pour les études hydrauliques.

Tableau 10 : Conditions opératoires en configuration hydraulique.

Configuration	Débit (m^3/h)	Température (°C)
Symétrique 4 EI	385	20
Dissymétrique 2 EI	231	20

6.1.2. Conditions opératoires en configuration thermohydraulique

Sur le réacteur ASTRID, la puissance est modulée par une variation concomitante de la température et du débit en sortie de cœur (leur valeur sont présentées en Annexe 1). Les essais thermohydrauliques ont pour but principal de caractériser le chargement thermique sur les structures pour l'ensemble de la gamme de fonctionnement et de déterminer les conditions opératoires correspondantes au relèvement du jet en sortie cœur à puissance réduite du réacteur. Afin de reproduire l'influence des effets de flottabilité par rapport aux forces d'inertie et reproduire les fluctuations thermiques du fluide, la similitude de Ri doit être employée. Le rapport de débit total entre la maquette MICAS et le réacteur ASTRID peut alors être exprimé par l'Équation 24 dans laquelle Ri*=1 pour le cas d'une similitude parfaite. Dans cette relation, nous avons considéré, le terme ΔT comme étant la différence entre la température de la zone chaude fissile et celle des zones froides des réflecteurs et du stockage interne.

$$Q^* = \frac{1}{\sqrt{Ri^*}} \sqrt{\beta^* \Delta T^*} L^{*2,5} \qquad \text{Équation 24}$$

A partir des données sur les conditions opératoires du réacteur en termes de débit et de température primaire en fonction de la puissance du réacteur (voir Annexe 1), nous avons calculé les conditions en similitude sur MICAS en posant Ri*=1 dans Équation 24. Plusieurs solutions sont alors possibles pour déterminer les conditions expérimentales de la maquette MICAS : soit en fixant le débit ou la différence de température, soit en jouant sur ces deux paramètres simultanément. Après calcul en fonction des capacités de fonctionnement de la boucle PLATEAU, il s'avère qu'on ne peut balayer l'ensemble de la gamme de puissance du réacteur (de 20 à 100%) qu'en variant simultanément le débit et la différence de température. Néanmoins pour vérifier si la similitude en Ri est pertinente, nous réaliserons 2 autres conditions à température fixée. La comparaison des profils de température nous permettra de conclure. Le Tableau 11 présente les conditions de fonctionnement de MICAS en fonction de la puissance d'ASTRID ainsi que les autres

nombres adimensionnels caractéristiques du système (Re et Pe). Les conditions de 1 à 9 ont été calculées en fixant $\Delta T^*=0,33$, les autres, en fixant $\Delta T=50°C$.

Tableau 11 : Conditions de fonctionnement pour les essais thermohydrauliques.

Conditions	Puissance d'ASTRID (%)	Qcœur (m3/h)	Qréflecteurs (m3/h)	Qstockage (m3/h)	ΔT (°C)	Re*	Pe*
1	20	114,4	1,3	4,1	18	10^{-2}	15,3
2	30	133,9	1,5	4,7	26	$1,3.10^{-2}$	16,6
3	40	161,6	1,8	5,7	30	$1,5.10^{-2}$	17,2
4	50	187,9	2,1	6,7	33	$1,6.10^{-2}$	17,6
5	60	210,8	2,4	7,5	36	$1,7.10^{-2}$	17,9
6	70	235,7	2,7	8,4	39	$1,8.10^{-2}$	18,2
7	80	254,9	2,9	9,0	42	2.10^{-2}	18,5
8	90	268,8	3,0	9,5	46	$2,2.10^{-2}$	18,8
9	100	280,7	3,2	10,0	50	$2,4.10^{-2}$	19,2
10	50	346,1	3,9	12,3	50	$2,9.10^{-2}$	23,7
11	70	319,9	3,6	11,3	50	$2,7.10^{-2}$	21,9

La colonne ΔT du Tableau 11 représente la différence de température entre l'injection chaude (cœur) et froide (zones périphériques). La consigne de température de la bâche froide de la boucle PLATEAU ne pouvant pas être modifiée (fixe à 10°C), le ΔT sera alors varié grâce à la bâche chaude.

Le Tableau 11 montre que la distorsion en nombre de Re et de Pe est relativement importante. Néanmoins, ceci n'est pas impactant puisque que le nombre de Re reste dans la gamme d'un régime d'écoulement turbulent dans l'ensemble des zones de la maquette (Re≈40000 en sorte de cœur), soient les mêmes conditions que le réacteur. La différence sur le nombre de Pe n'est pas gênante du point de vue de nos études puisque l'écoulement étant pleinement turbulent, les effets diffusifs sont majoritairement dominés par la diffusion turbulente. On notera pour les conditions 10 et 11 ($\Delta T=50°C$) que la distorsion en Re est atténuée mais aggravée en nombre de Pe.

6.1.3. Prise en compte des pertes thermiques

Dans le réacteur ASTRID, les collecteurs chaud et froid ont des températures moyennes respectives de 550°C et 400°C. En raison de cette différence de température, des échanges thermiques se mettent en place dans la paroi du collecteur chaud. Cette fuite thermique est importante à prendre en compte, car elle modifie la stratification thermique en pied de cœur et peut avoir un impact sur l'orientation du jet en sortie de cœur. Mais nous ne pouvons pas la considérer explicitement dans la maquette MICAS en raison de sa construction en matériau polymère dont le coefficient d'échange thermique diffère fortement de celui de l'acier du circuit primaire. Pour simuler la fuite thermique du collecteur chaud vers le collecteur froid au travers de la paroi séparant ceux-ci, nous avons ajouté quatre injections d'eau froide au pied du cœur dont leur emplacement est représenté sur la Fig. 26. Celles-ci ont été rajoutées après la fabrication de la maquette

suite à une demande du concepteur du bloc chaudière. Cette solution n'est pas idéale, étant donné que ces injections sont ponctuelles, sans diffuseur, il existe un risque pour le l'eau froide ne s'homogénéise pas correctement autour du cœur, mais étant donné le contexte, elle constituait la seule possibilité réalisable. L'eau injectée est issue de la bâche froide de la boucle PLATEAU.

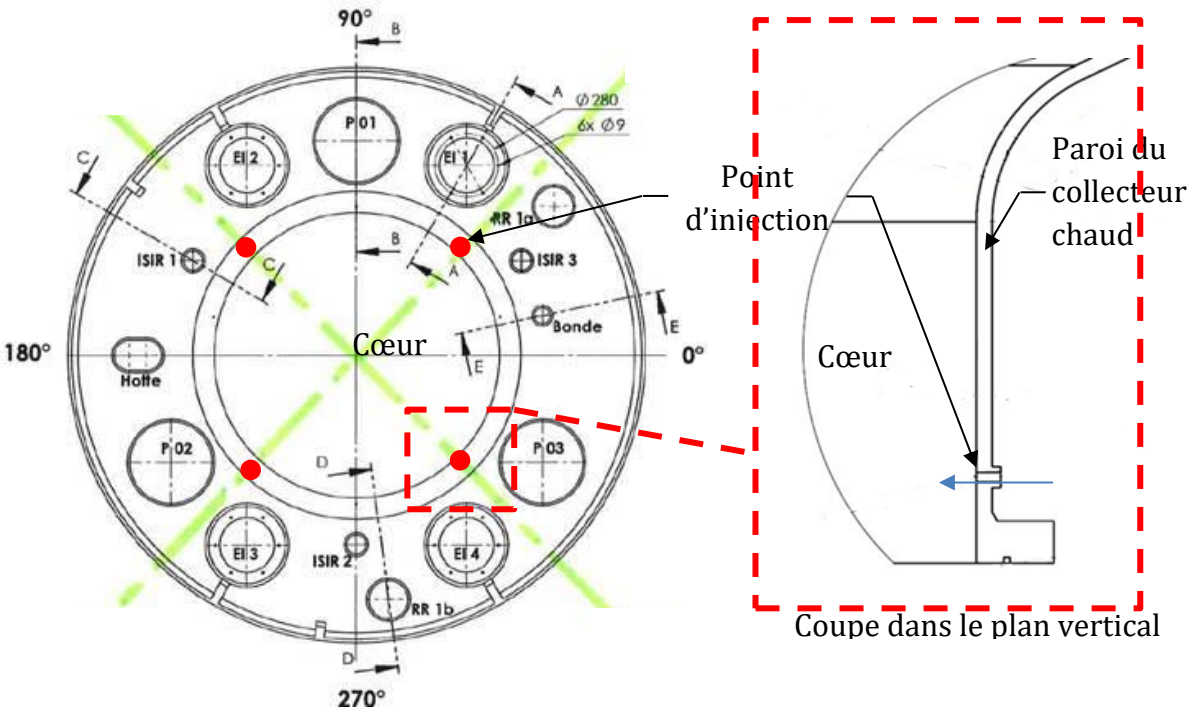


Fig. 26 : Emplacement des injections d'eau froide simulant la fuite thermique

Pour calculer le débit d'injection froide (Q_l) sur MICAS simulant cette perte thermique, nous supposons qu'elle impacte l'ensemble du collecteur chaud. La baisse de température ΔT_{lA} sur ASTRID est donnée par l'Équation 25. La puissance perdue (P_{lA}) sur ASTRID est estimée à 22MW à 100% de puissance.

$$\Delta T_{lA} = \frac{P_{lA}}{Q_{Na} C p_{Na}} \qquad \text{Équation 25}$$

En utilisant le rapport de température $\Delta T^* = \Delta T_{MICAS} / \Delta T_{ASTRID}$, nous pouvons déterminer $\Delta T_{lM} = \Delta T_{lA}$. ΔT^* la perte de température à atteindre sur MICAS. Au final, le débit d'injection d'eau froide Q_l, est calculé dans l'Équation 26 en réalisant un bilan d'enthalpie sur une zone délimitée par la sortie cœur, les EI et la paroi de la cuve.

$$Q_{lM} = \frac{Q_{MICAS} \Delta T_{lM}}{T_{MICAS} - T_c - \Delta T_{lM}} \qquad \text{Équation 26}$$

Où Q_{MICAS} est le débit sortant du cœur, T_{MICAS} la température moyenne en sortie du cœur, T_c, la température d'injection froide.

La perte thermique dans le réacteur ASTRID est seulement connue au régime nominal. On supposera que celle-ci est proportionnelle à la puissance du réacteur pour calculer le débit d'injection froide aux régimes réduits. Le Tableau 12 présente le débit d'injection en fonction de la puissance du réacteur.

Tableau 12 : Débit d'injection d'eau froide en fonction de la puissance du réacteur pour simuler la fuite froide.

Puissance (%)	20	30	40	50	60	70	80	90	100	50	70
Condition	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Débit d'eau froide (m^3/h)	0,7	1,1	1,5	2,0	2,5	2,9	3,4	4,0	4,5	5,7	6,1

6.2. Topologie de l'écoulement dans une configuration isotherme

Ce paragraphe est consacré à l'étude de l'écoulement dans le collecteur chaud à partir des résultats de mesures de vitesse par PIV. Les différentes parties présentent les mesures de vitesse à divers endroits clés, tels que le cœur et les entrées des EI, le long du BCC. En utilisant ces résultats, une analyse sera menée pour calculer de différentes manières le débit traversant le BCC.

6.2.1. Jets en sortie de cœur

Du fait des contraintes sur la mesure de la vitesse par la technique de PIV présentée dans la partie précédente (paragraphe 5.3.1), seules quelques localisations peuvent être étudiées autour du cœur. Les résultats de cette campagne d'essais sont présentés sur les Fig. 27 à Fig. 30 pour différents azimuts et hauteurs d'eau dans les conditions nominales de fonctionnement calculées dans le paragraphe 6.1. L'angle d'origine de l'azimut 0° est mentionné sur la Fig. 19. Sur chaque figure, nous avons superposé le champ de vitesse et l'image brute de PIV pour mieux appréhender l'écoulement.

Sur la Fig. 27, on peut remarquer la trace (en violet) de la nappe laser sur la grille du BCC et sur le cœur. L'écoulement sortant de la zone sous le BCC est divisé en deux jets. Une partie traverse la grille et est déviée par le couvercle cœur, l'autre partie s'écoule sur la surface inférieure de la grille et remonte à son bord. Les deux jets se mélangent à environ 20 mm du BCC et s'écoulent à la surface du cœur comme observé durant les études pour le projet EFR. Deux petites recirculations se produisent à proximité de la grille : l'une entre les deux jets, et l'autre entre le jet inférieur et le cœur. Enfin, on note au niveau du BCC, des jets à faible vitesse sortant des trous de la virole. Il est à noter que les résultats sous le BCC, entre le couvercle cœur et la surface du cœur, sont à analyser avec prudence, les images obtenues par PIV étant perturbées par les réflexions du laser sur les composants en PMMA du BCC.

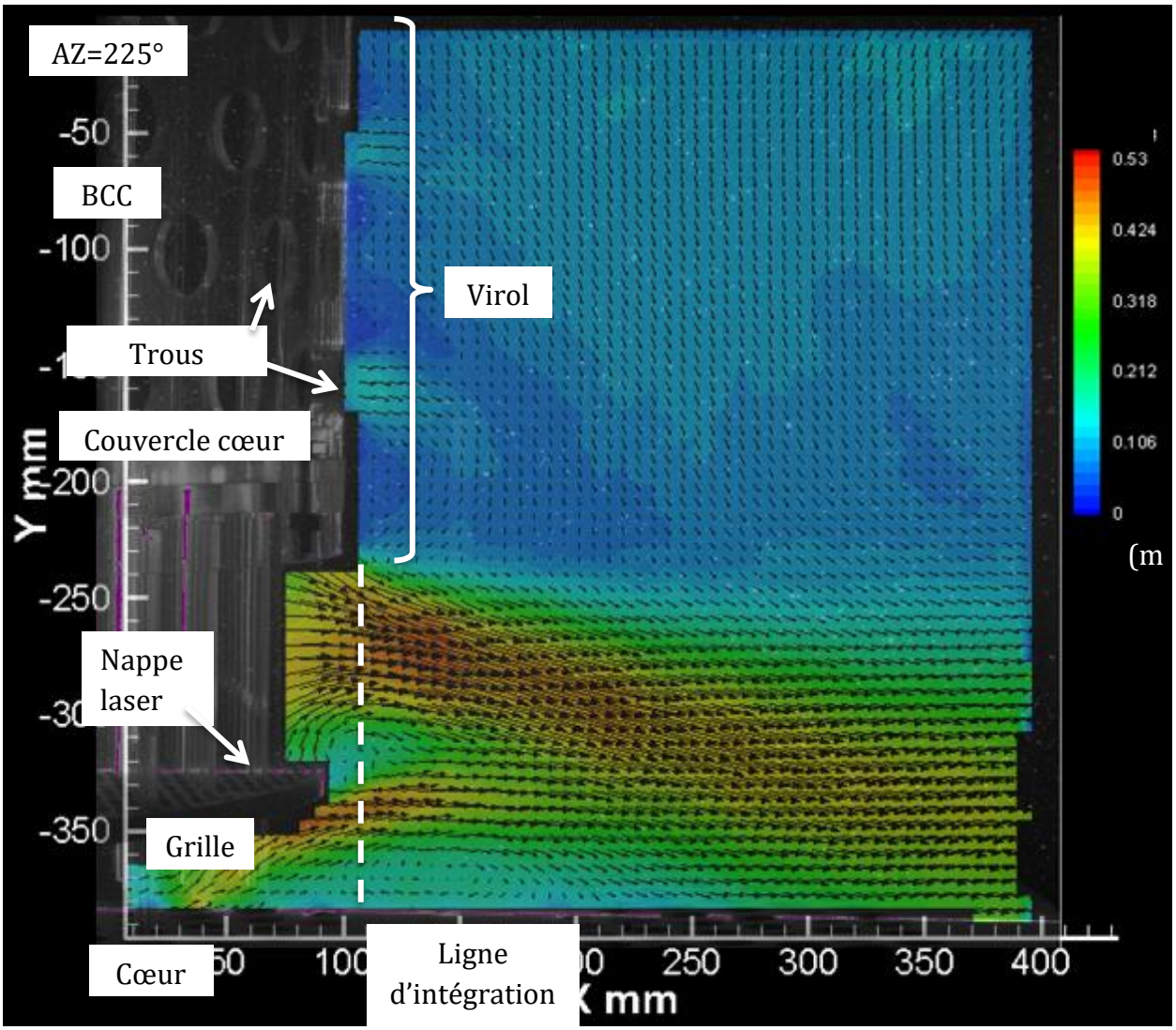


Fig. 27 : Champ de vitesse autour du cœur pour une hauteur d'eau de 900 mm (azimut 225°) dans les conditions nominales de fonctionnement

Les mesures pour deux autres azimuts sont présentés sur la Fig. 28. On peut remarquer que les vitesses aux azimuts 47° et 225° sont similaires. Peu de différences se produisent, si ce n'est de plus grandes recirculations et une vitesse maximale plus élevée à l'azimut 47°. En revanche, concernant l'azimut 135°, les vitesses diffèrent un peu plus des autres résultats. Aucune recirculation ne se produit entre les deux jets sortant du cœur et seul un petit jet est observé le long de la grille. Pour cet azimut, le domaine de mesure est plus large et on peut observer que le jet s'écoule le long du cœur jusqu'à un comportement horizontal. À partir de ces résultats, nous pouvons conclure que l'écoulement n'est pas totalement symétrique autour du cœur comme cela avait remarqué durant les études pour EFR mais qu'il s'en approche relativement bien.

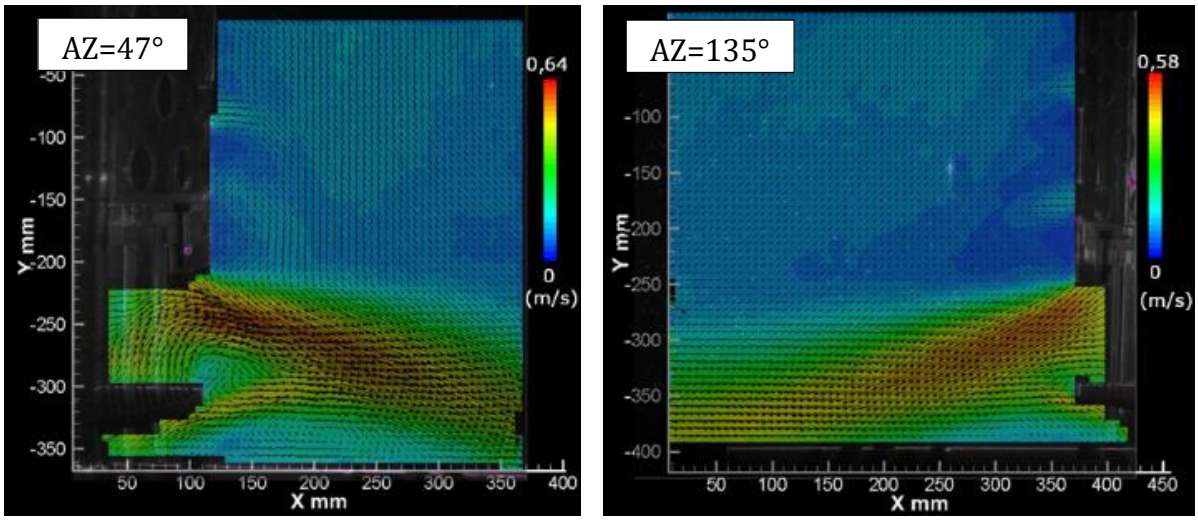


Fig. 28 : Influence de la localisation sur le champ de vitesse autour du cœur à 900 mm de hauteur d'eau (azimut 47° à gauche, azimut 135° à droite) dans les conditions nominales de fonctionnement

La Fig. 29 montre l'influence du niveau d'eau sur la vitesse autour du cœur à l'azimut 225°. Aucune différence notable n'existe entre les trois résultats. Les vitesses maximales sont relativement identiques pour chaque niveau d'eau. Nous noterons que ce résultat est aussi constaté pour les autres positions de mesure (azimut 47 et 135°). Il semble que le niveau d'eau n'influence pas le comportement de l'écoulement autour du cœur. Ceci est consistent avec le fait que le débit en sortie de cœur est imposé et régulé par la boucle PLATEAU. La forme du jet n'est influencée que par la géométrie de la maquette et non la colonne d'eau au-dessus du cœur.

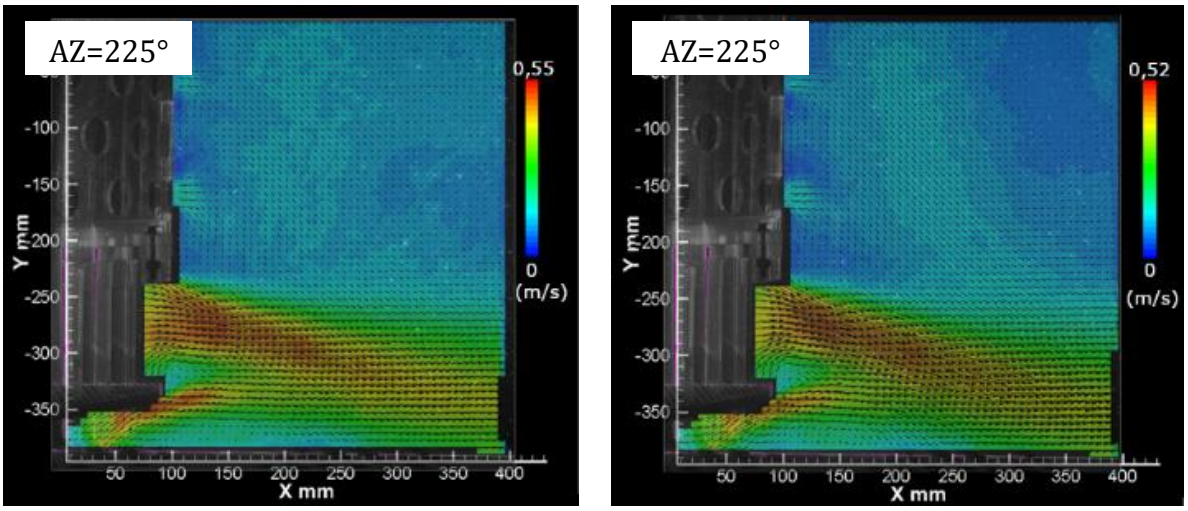


Fig. 29 : Influence de la hauteur d'eau sur le champ de vitesse autour du cœur à un azimut de 225° (786 mm à gauche, 619 mm à droite) dans les conditions nominales de fonctionnement

La Fig. 30 présente les résultats sur la configuration dissymétrique avec EI3/EI4 fermés. Les mesures de vitesse ont été réalisées du côté des EI ouverts, soit EI1 et EI2. Dans un premier temps, on remarque que la forme du jet sortant du cœur n'est pas modifiée par rapport aux conditions nominales. Nous observons toujours deux jets, un traversant la grille et dévié par le couvercle cœur et l'autre, plus petit, déflecté par la grille.

Cette ressemblance semble cohérente car les conditions de sortie de la cuve au niveau des EI sont relativement éloignées du cœur et seules la géométrie du BCC et la distribution de débit dans le cœur semblent influencer le plus fortement le comportement des jets. Au niveau des vitesses maximales, on note une baisse due à la diminution du débit global.

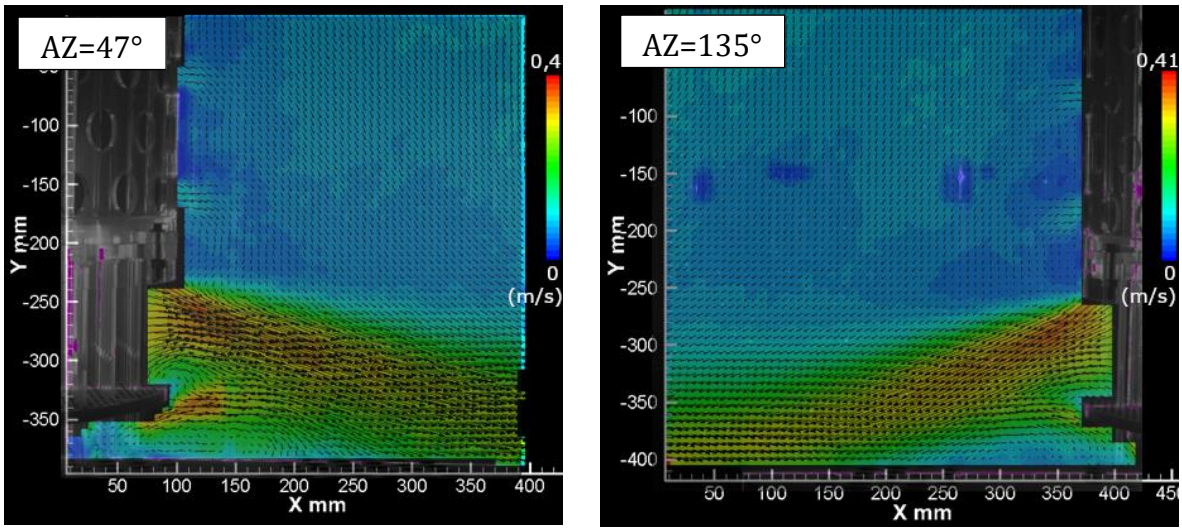


Fig. 30 : Champ de vitesse autour du cœur pour une hauteur d'eau de 786 mm avec EI3/EI4 fermés à 65% de débit par rapport aux conditions nominales.

De cette étude, nous pouvons conclure que le jet plan sortant du cœur présente une légère asymétrie mais reste relativement uniforme autour de celui-ci et que sa forme n'est pas influencée par la hauteur d'eau, ni en configuration dissymétrique.

6.2.2. Ecoulement autour des échangeurs intermédiaires

La maquette MICAS a été présentée dans la partie 3. . Néanmoins, à des fins de compréhension des études menées dans ce paragraphe, quelques détails complémentaires doivent être apportés en particulier sur la géométrie des EI. Celle-ci est présentée en détail sur la Fig. 31. Les EI sont constitués d'une calandre (en noir sur la photo de gauche de la Fig. 31) permettant le supportage de l'ensemble et le passage du fluide vers la zone d'échange thermique située au centre. Il est à noter que, sur la maquette MICAS, le tube central de l'EI n'est qu'une représentation géométrique afin d'être représentatif de l'écoulement et n'inclue pas d'échange vers un circuit secondaire comme dans le cas réel. La hauteur de la fenêtre de EI, définie par la zone de passage du fluide du collecteur chaud vers l'intérieur de l'EI, est contrôlée par deux viroles haute et basse. La virole haute peut prendre n'importe quelle position par glissement autour de l'EI et un jeu de viroles basses a été fabriqué afin de pouvoir modifier l'altitude du bas de la fenêtre.

La mesure des champs de vitesse autour des EI est plus complexe qu'à la surface du cœur malgré leur proximité de la paroi extérieure. Comme on peut le constater sur la Fig. 6, les zones d'acquisition sont réduites en raison de la présence d'obstacles et de la nécessité de perpendicularité entre la caméra et la nappe laser. L'écoulement a été étudié dans les conditions de débit du Tableau 4 en configurations symétrique et dissymétrique.

Afin d'évaluer l'influence des paramètres géométriques sur l'alimentation des EI, leur géométrie a été modifié en termes de hauteur de fenêtre et de position en altitude de celle-ci.

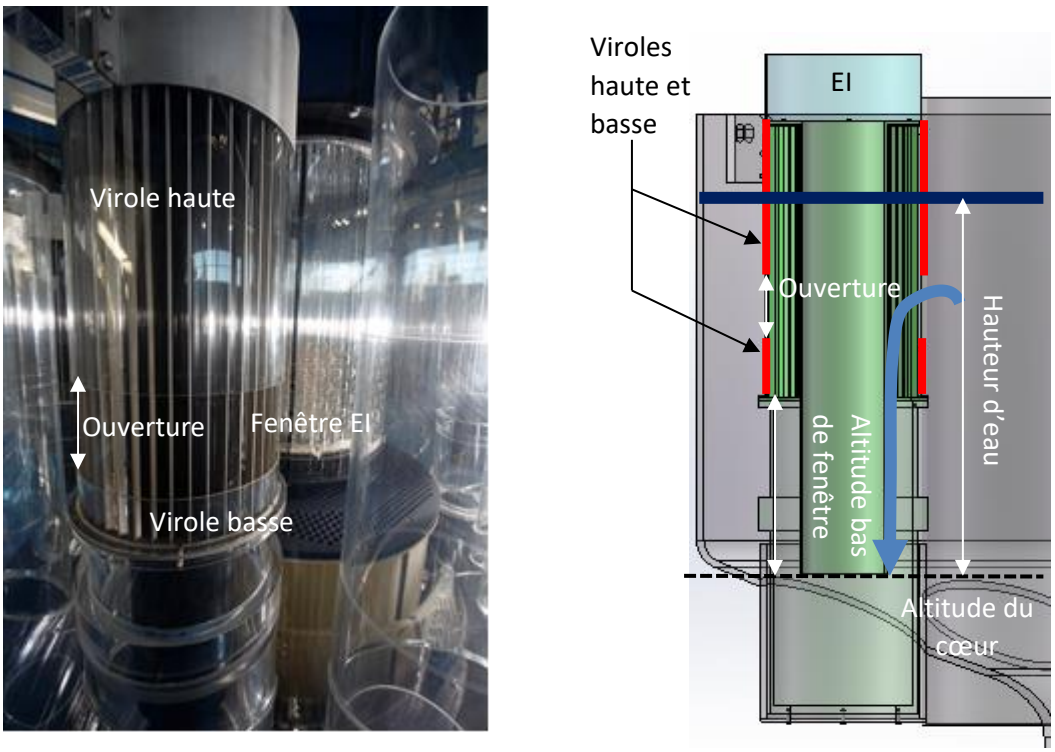


Fig. 31 : Géométrie des EI de la maquette MICAS

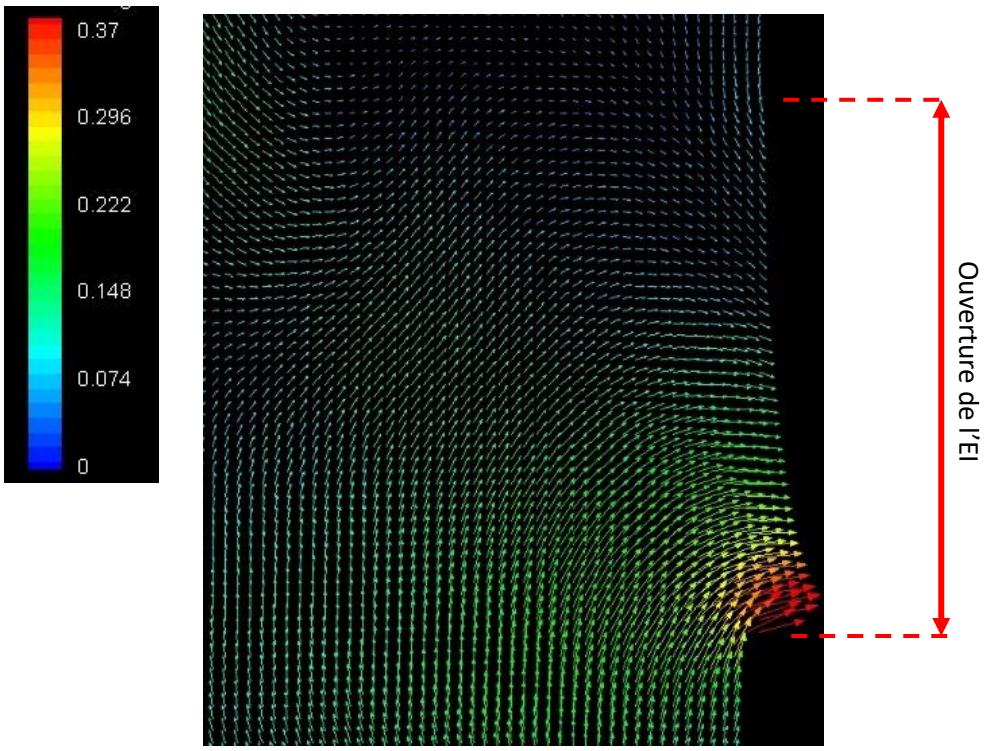


Fig. 32 : Vitesse (m/s) autour de l'EI1 (angle 45°) dans les conditions nominales de débit et géométriques.

Un exemple de champ de vitesse en condition nominale est présenté sur la Fig. 32, les autres résultats sont reportés en Annexe 2. Les tirets rouges signalent approximativement l'ouverture de la fenêtre d'EI. A partir de ces mesures, le profil de vitesse selon la composante horizontale a été tracé sur les Fig. 33 et Fig. 34 afin d'analyser l'alimentation des EI en fonction des différents paramètres opératoires. On note dans un premier temps et de manière générale que les vitesses maximales sont situées en bas de l'entrée de l'EI comme constaté sur la maquette SAMRAT par (Padmakumar et al. 2007). De ce fait, l'alimentation globale de l'EI semble principalement s'effectuer par sa partie inférieure. A une condition expérimentale donnée, les profils de vitesse autour des différents EI sont similaires entre eux, excepté pour l'EI2 pour lequel on observe une tendance différente : la vitesse augmente relativement linéairement jusqu'à un maximum situé en bas de fenêtre, alors que pour les autres EI, celle-ci croît de plus en plus vite. De plus, pour l'EI2, les profils de vitesse en conditions nominale et dissymétrique sont relativement similaires, alors que ce n'est pas le cas pour les autres EI. Ces comportements atypiques sont difficiles à expliquer car la cuve présente certaines symétries notamment entre l'EI3 et l'EI4 comme le montre la Fig. 19 et il est possible qu'ils soient un conséquence d'une erreur de mesure, l'accès optique étant très restreint comme évoqué en préambule. Les résultats de l'EI2 seront considérés avec prudence. L'influence de la géométrie peut être analysée sur les graphiques a, b et d de la Fig. 33. La réduction de la taille de fenêtre a pour conséquence une augmentation des vitesses en raison de la conservation du débit. Par contre, la position de la fenêtre n'a aucune influence sur le profil de vitesse comme on peut le constater sur le graphique b de la Fig. 33. Les configurations dissymétriques conduisent aussi à une augmentation de la vitesse car le débit, fixé à une valeur de 65% par rapport à la valeur nominale, est réparti sur 2 EI, soit un 15% de plus qu'en conditions nominales.

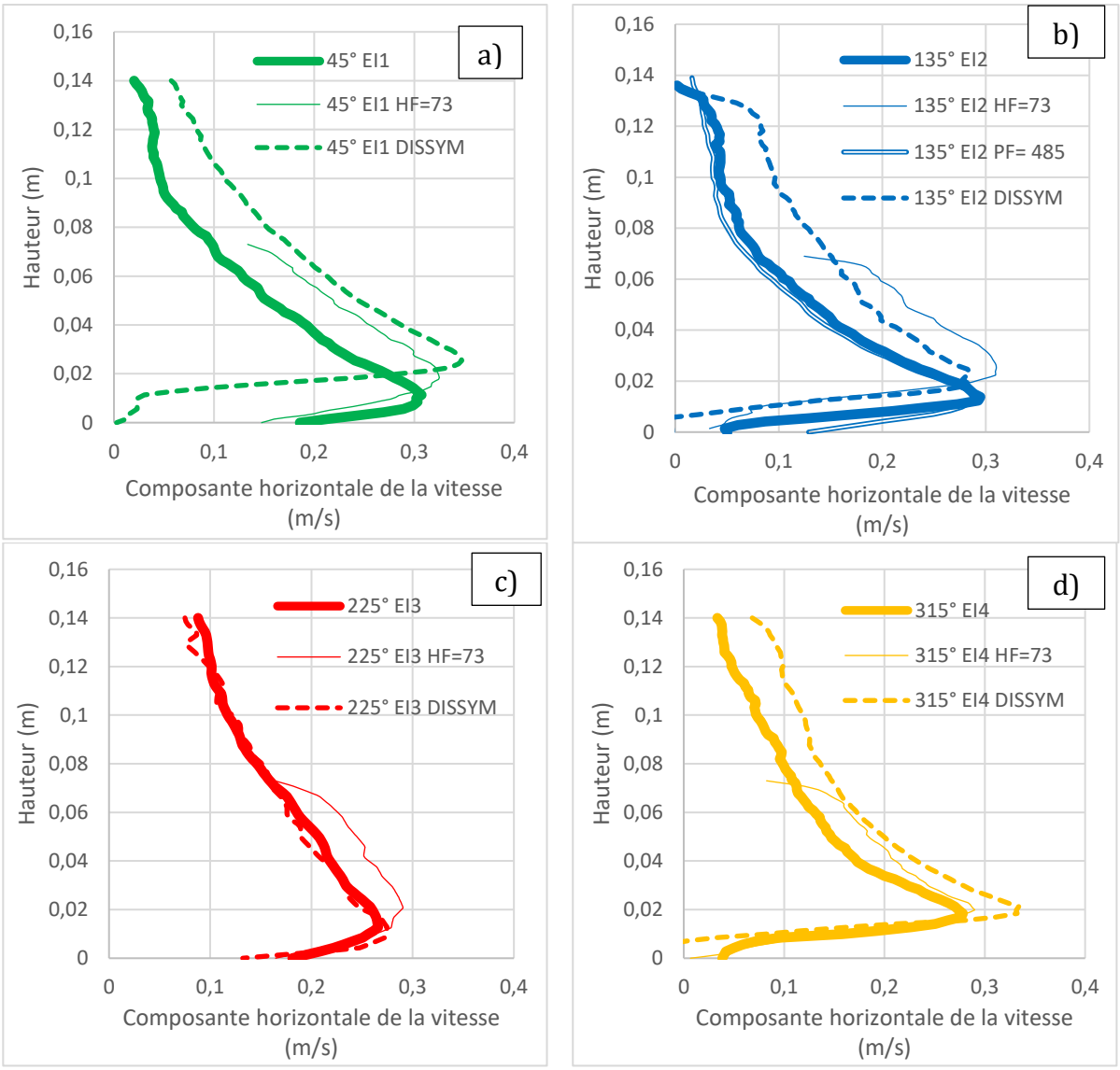


Fig. 33 : Composante horizontale de la vitesse autour des EI en fonction des conditions opératoires et géométriques– HF= “hauteur de fenêtre”, PF= “profondeur de la fenêtre”, DISSYM= “dissymétrie” – Les angles de mesure ont pour référence la Fig. 19.

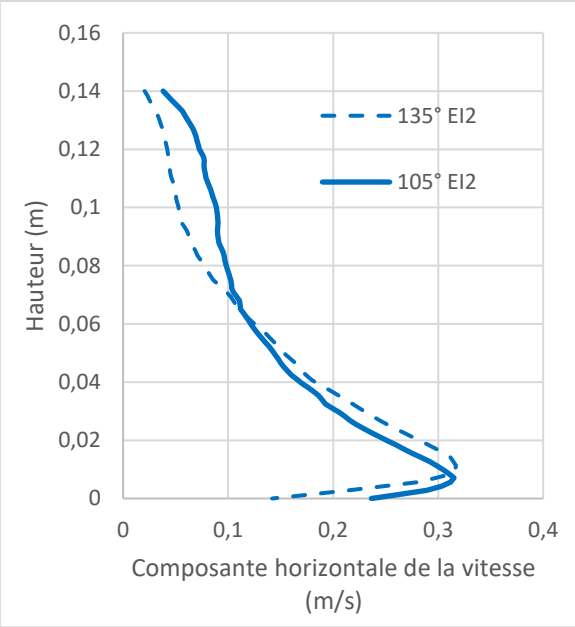


Fig. 34 : Composante horizontale de la vitesse autour de l'EI2 en fonction de l'angle de mesure (référencé sur la Fig. 19).

6.2.3. Débit au travers du bouchon couvercle cœur

Comme exposé dans le paragraphe 4.1.1, une partie du débit provenant du cœur traverse le BCC au travers des fourreaux. Etant donné la complexité de ce composant, les codes de calcul modélisent les pertes de charge des différentes structures le composant en utilisant des corrélations provenant d'ouvrage de références tels que l'Idel'Cik (I.E Idel'Cik 1979). Le débit traversant le BCC constitue alors une donnée essentielle pour la validation des codes et doit être mesuré expérimentalement. A cette fin deux méthodologies ont été mises en place. La première repose sur l'intégration de la vitesse autour du BCC et en sortie de cœur afin d'obtenir une évaluation du débit (Guenadou D. et al. 2017). La seconde est une méthode indirecte consistant à mesurer les pertes de charge en fonction du débit dans une reproduction du BCC et d'appliquer l'abaque obtenu sur la maquette MICAS (Guenadou D., Aubert P., et Descamps J-P. 2023).

- Mesure par intégration des vitesses

Comme le montre la Fig. 35, il est possible d'identifier les jets sortant des trous de la virole du BCC en utilisant les mesures de vitesse par PIV. Comme celles-ci sont 2D et qu'elles sont réalisées dans un plan vertical traversant le centre des trous latéraux du BCC, nous supposons pour les calculs que les jets sortant de la virole sont axisymétriques. Une première estimation du débit peut être calculée selon l'Équation 27 pour chaque trou le long de la ligne d'intégration indiquée sur la Fig. 35.

$$Q_{trou} = \int_{d/2}^{+d/2} V_x \pi y . dy \qquad \text{Équation 27}$$

Où Q_{trou} est le débit au travers du trou, d est le diamètre des trous du BCC et V_x est la composante horizontale de la vitesse. Pour évaluer la précision de cette méthode, nous avons effectué certaines mesures deux fois. Le Tableau 13 montre les débits au travers des trous pour un niveau d'eau de 900 mm et divers azimuts autour du BCC. Comme les trous ne sont pas tous alignés sur une rangée verticale mais à pas triangulaire (voir Fig. 35), les mesures PIV ne peuvent atteindre que 4 trous sur 8 le long de la hauteur du BCC. De plus, comme le champ optique est de 400 mm X 400 mm, dans certaines configurations, nous ne sommes pas en mesure d'obtenir l'ensemble du BCC. Dans ces cas, deux mesures sont nécessaires pour traiter tous les trous du BCC, l'une dans la partie la plus basse, l'autre dans la plus haute. Ces deux points expliquent les vides dans le tableau 10. Au total, 5 plans et 20 trous sont étudiés. On peut faire valoir qu'il s'agit d'un petit échantillon comparé à la quantité totale de trous (240), mais comme les mesures sont très éparses en azimut, nous faisons l'hypothèse qu'il est assez représentatif du système global. Dans le Tableau 13, en premier lieu, nous pouvons voir que les écarts entre les mesures au même azimut sont plutôt faibles. Des exceptions apparaissent aux altitudes les plus élevées mais les valeurs sont du même ordre de grandeur. D'un point de vue général dans le Tableau 13, le débit est très hétérogène en ce qui concerne l'angle d'azimut. Il est difficile de conclure si cela est dû au BCC ou à la conception de la cuve, car ils sont tous deux asymétriques. De plus, nous remarquons dans le Tableau 13 que le débit est plus élevé dans les trous les plus bas. En effet, dans les fourreaux contenant des barres de contrôle, les pertes de charge augmentent en fonction de l'altitude et donc le débit diminue. De ces deux remarques, on peut conclure que le débit traversant le BCC est très hétérogène autour de la virole du BCC. En conséquence, il est préférable, pour la validation des codes de calcul, de conserver la géométrie exacte du BCC, et en particulier les trous de la virole. En effet, comme certaines simulations considèrent la virole comme un milieu poreux homogène, l'écoulement hétérogène autour du BCC peut ne pas être conservé. Le débit global traversant le BCC est calculé en faisant la moyenne des débits à travers les trous multipliés par la quantité de trous. Les résultats en fonction du niveau d'eau sont présentés dans le Tableau 15.

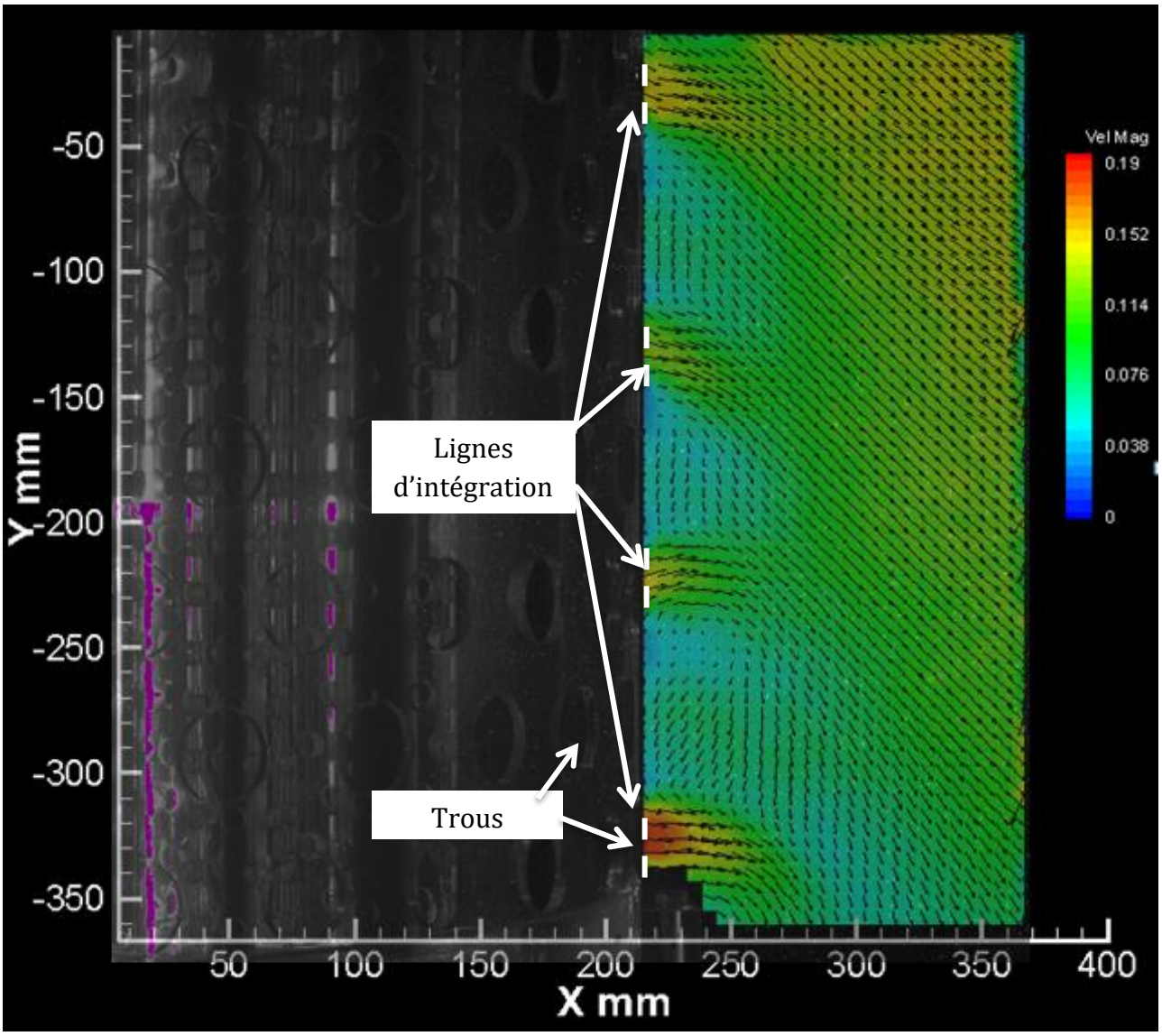


Fig. 35 : Champ de vitesse autour du BCC à l'azimut 82° pour une hauteur d'eau de 900 mm en conditions nominales de débit.

Tableau 13 : Débits au travers des trous du BCC au niveau d'eau 900 mm dans les conditions nominales de débit. L'altitude 0 est considérée au centre des trous les plus bas.

Azimut	**19°**			**75°**			**82°**			**135°**	**225°**
Altitude (mm)	**Débit (m^3/h)**		**Diff. (%)**	**Débit (m^3/h)**		**Diff. (%)**	**Débit (m^3/h)**		**Diff. (%)**	**Débit m^3/h**	**Débit m^3/h**
0	0.11	0.11	0				0.35	0.32	8	0.26	0.14
50				0.36							
100	0.14	0.14	0				0.23	0.21	11	0.28	0.22
150				0.24	0.24	0					
200	0.06	0.09	31				0.24	0.23	4	0.21	0.18
250				0.27	0.23	15					
300		0.10					0.21	0.27	23	0.24	0.21
350					0.20						

Il est aussi possible de déterminer le débit traversant le BCC par l'intégration des vitesses en sortie de cœur et en considérant la conservation du débit global provenant de celui-ci. L'écoulement sortant du cœur est divisé en deux parties: l'une est déviée horizontalement par le couvercle cœur du BCC; l'autre traverse le BCC aux travers des fourreaux. En considérant un bilan de masse autour du cœur, nous pouvons obtenir le débit traversant le BCC en calculant celui dévié par le couvercle cœur, tel qu'exprimé dans l'Équation 28 ci-dessous.

$$Q_{coeur} = Q_{BCC} + Q_{jet} \qquad \text{Équation 28}$$

Où Q_{coeur} est le débit dans le cœur, Q_{BCC} est le débit au travers du BCC et Q_{jet} est le débit des jets déviés par le couvercle cœur. Comme Q_{coeur} est défini et connu grâce au débitmètre de la boucle PLATEAU, Q_{BCC} peut être calculé en déterminant Q_{jet}. Comme précédemment, Q_{jet} est calculé selon l'Équation 29 en intégrant la vitesse le long de la ligne représenté sur la Fig. 27.

$$Q_{jet} = D \int_0^h V_x . dy \qquad \text{Équation 29}$$

Où V_x est la composante horizontale de la vitesse, h est la distance entre le cœur et le couvercle cœur du BCC et D est le diamètre du BCC. L'Équation 29 suppose que le jet dévié par le couvercle cœur est homogène autour du BCC. Mais cette hypothèse n'est pas rigoureusement vraie comme discuté au paragraphe 6.2.1. Ainsi, pour obtenir une valeur plus précise du débit traversant le BCC, nous calculons la moyenne de Q_{jet} à différents azimuts. Le tableau 11 présente un exemple de calculs au niveau d'eau de 900 mm. On remarque que les débits aux azimuts 47° et 225° sont égaux. Cela est cohérent avec les analyses des jets sortant du cœur du paragraphe 6.2.1 où nous avons conclu que le comportement de l'écoulement pour ces deux azimuts était plutôt similaire. L'azimut 135° montre un débit plus élevé même si la vitesse maximale est inférieure à celle de 225°. Les résultats finaux concernant le débit traversant le BCC sont présentés dans le Tableau 14.

Tableau 14 : Débits des jets déviés par le couvercle cœur du BCC au niveau d'eau 900 mm dans les conditions nominales de débit

Azimut	**47°**	**135°**	**225°**	**Moyenne**
Débit Q_{coeur} (m3/h)	308	327	309	315

Le Tableau 15 montre le débit traversant le BCC par rapport à la hauteur d'eau, calculée en utilisant les deux méthodes différentes d'intégration des vitesses. Tout d'abord, les deux façons de déterminer le débit traversant le BCC donnent les mêmes résultats. Les valeurs sont très proches, sauf pour le niveau d'eau de 900 mm, mais la différence est assez faible pour être considérée comme correcte. Nous pouvons avoir une relative bonne confiance dans ces résultats car des valeurs similaires sont obtenues même si peu de plans de mesure par PIV ont été utilisés pour calculer le débit. En ce qui concerne l'effet de la hauteur d'eau, on peut remarquer que celle-ci n'a pas d'impact sur le débit traversant le BCC. Les résultats sont plutôt les mêmes quel que soit le niveau d'eau et la méthode de

calcul. Nous pouvons conclure que le taux de débit traversant le BCC est de 14% par rapport au débit du cœur. L'indépendance du débit traversant le BCC par rapport au niveau d'eau peut s'expliquer par l'analyse de l'influence de la hauteur d'eau sur les pertes de charge au travers du BCC. Quelle que soit la hauteur d'eau, tout le fluide sort du BCC sous la surface libre ce qui implique que la perte de pression hydrostatique en sortie des trous du BCC est toujours la même. Puisque le débit dépend uniquement des pertes de charge dues à la conception du BCC, il est constant par rapport à la hauteur d'eau.

Tableau 15 : Débit traversant le BCC pour différents niveaux d'eau aux conditions nominales de débits

	Intégrale BCC		Intégrale cœur		Diff.
Altitude (mm)	**Taux de débit BCC/Cœur (%)**	**Débit BCC (m^3/h)**	**Taux de débit BCC/Cœur (%)**	**Débit BCC (m^3/h)**	
619	15	55	14	53	4%
786	14	52	14	53	2%
900	14	51	15	57	12%

- Mesure par pertes de charge

Cette méthode de mesure du débit traversant le BCC est basée sur la mesure de la hauteur d'eau dans les fourreaux. En effet chaque fourreau présente une perte de charge spécifique liée à sa géométrie et à son emplacement dans le BCC. Etant donné que l'ensemble, BCC, fourreaux, redan est à surface libre, cette perte de charge va se traduire par une différence de hauteur d'eau entre les fourreaux, le BCC et le redan (voir Fig. 36). La perte de charge étant liée au débit et le niveau étant fixé dans le redan, la mesure du niveau d'eau dans les fourreaux du BCC permet de calculer le débit à l'aide d'un abaque préalablement établi. Cet abaque est réalisé à partir d'un BCC fictif représentatif de la géométrie réelle.

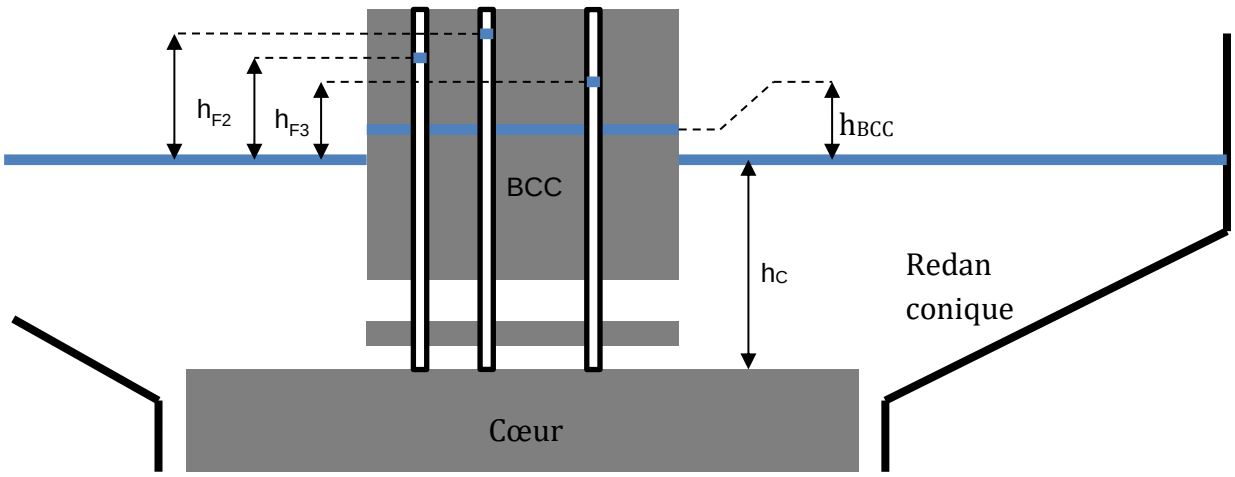


Fig. 36 : Niveau libre dans le BCC, le redan et les fourreaux.

Ce BCC fictif a été construit en acier inoxydable pour plus de commodité au lieu du PMMA comme pour la maquette MICAS. L'installation, représentée sur la Fig. 37, est connectée au système d'eau industrielle, le débit requis étant relativement faible. Les barres de commande présentées en bas à droite sont insérées dans les fourreaux. Elles sont classés selon 5 types par rapport à leur géométrie : RINGARD, DSC-P-H, DIMEP, RBC, RBD (voir la Fig. 37). La moitié inférieure est représentative de la géométrie réelle, tandis que la moitié supérieure est constituée d'un tube permettant la mesure de la hauteur d'eau. Celui-ci est percé de trous à sa base afin d'être rempli d'eau et le niveau d'eau dans le plénum supérieur est suffisamment élevé pour qu'il ne soit jamais vide. La vitesse d'écoulement étant négligeable dans ces trous, la hauteur d'eau n'est pas perturbée.

Même s'ils sont situés à une distance relativement proche des sorties des assemblages combustibles, en conditions réelles, les fourreaux sont alimentés par l'eau située entre le BCC et le cœur (voir Fig. 36). Dans le cas du BCC fictif utilisé pour établir l'abaque reliant le niveau et le débit d'eau, les fourreaux sont directement connectés au réseau d'alimentation afin de pouvoir mesurer le débit qui les traverse. Dans ces conditions, la perte de charge à l'entrée du fourreau n'est pas prise en compte. Elle semble pour l'essentiel négligeable comparée à celle induite par les barres de commande. Nous avons mesuré le débit en entrée des fourreaux à l'aide d'un débitmètre Coriolis avec une précision de 0,1% de la valeur mesurée. La hauteur de l'eau autour du BCC fictif, représentant la hauteur de l'eau dans le plénum supérieur (h_C sur la Fig. 36), est mesurée à l'aide de la technologie radar avec une précision de ± 1 mm. Le niveau d'eau dans les fourreaux est obtenu par la pression hydrostatique mesurée au moyen d'une sonde insérée dans celui-ci par le dessus du BCC (voir Fig. 37). La précision est de ±1 mm. La sonde est placée suffisamment bas pour être constamment immergée. Une mesure de pression à débit nul permet de connaître à quelle profondeur se trouve le capteur et de fixer une origine à la mesure de perte de charge.

L'installation étant équipée d'un capteur de pression et d'un débitmètre, un seul tube guide est alimenté, les mesures étant effectuées une à une. Cette méthodologie conduit à négliger la perte de charge créée par l'influence du débit transversal interne dans le BCC. Cependant celle-ci est supposée négligeable comparée à celle induite par les barres de commande.

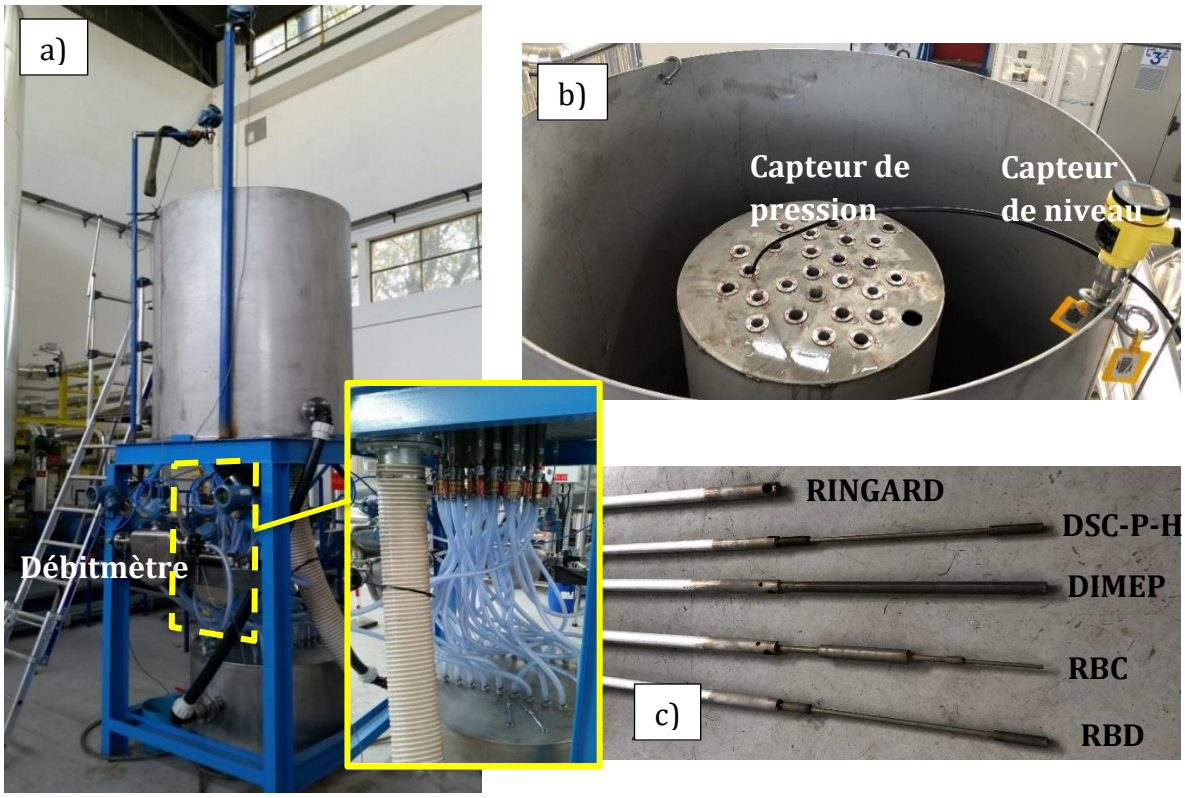


Fig. 37 : Montage expérimental pour mesurer la perte de charge des fourreaux. a) : vue générale ; b) : vue de dessus ; c) : barres de commandes.

Nous avons mesuré les hauteurs d'eau dans les fourreaux pour une gamme de débit de 0 à 3 m^3/h. La position des fourreaux dans le BCC est présentée en Annexe 3 selon leur type et leur numéro (de 1 à 26). Les résultats de pertes de charge en fonction du débit sont tracés par type de fourreau sur les Fig. 38 et Fig. 39. On remarque dans un premier temps que les courbes sont des paraboles, ce qui est conforme avec la formulation de l'Équation 30.

$$\Delta P = 1/2\, K \rho\, V^2 = 1/2\, K/S^2\, \rho\, Q^2 \qquad \text{Équation 30}$$

Où ΔP est la perte de charge dans le fourreau, ρ la masse volumique de l'eau, V la vitesse en amont du fourreau, Q le débit, S la section de passage et K le coefficient de perte de chaque spécifique à chaque fourreau. Les pertes de charge des fourreaux peuvent être classées selon cette ordre : RBC<RINGARD<DIMEP<RBD≈DSC-H-P

Les RBD et DSC-H-P présentent approximativement les mêmes pertes de charge car la géométrie de leur barre de commande est identique. Les seules différences sont dues à leur position dans le BCC. Le reste du classement est assez difficile à expliquer. Par exemple, le RINGARD montre plus de pertes de charge que les RBC alors que ce premier est vide et que les seconds présentent des obstacles (voir Fig. 37).

Pour chaque type de fourreaux, nous avons mené des essais de répétabilité. La procédure de ces essais consiste en une première mesure puis à retirer le capteur pour étudier d'autres fourreaux ; la seconde mesure étant effectuée en fin de campagne. Pour le RINGARD (voir graphique de la Fig. 38), les deux mesures sont similaires en tenant

compte des erreurs dues aux capteurs. On retrouve une relative bonne reproductibilité pour les DIMEP (Fig. 38) et les RBC (Fig. 38), mais des disparités pour les RBD (Fig. 39) et DSC-H-P (Fig. 38). Elles sont supérieures aux erreurs de mesures, mais restent relativement faibles. Leur impact sera évalué dans l'analyse des résultats. Ces différences peuvent provenir de la position des barres de commande dans les fourreaux. Celles-ci ne sont pas maintenues, seul un épaulement au sommet du tube supérieur de la barre (voir Fig. 37) repose sur le haut du BCC. Elles peuvent légèrement se soulever ou s'incliner dû à la poussée hydraulique.

Nous avons évalué l'influence du niveau d'eau dans le redan (h_c sur la Fig. 36) par une étude menée uniquement sur le fourreau n°4 avec une variation de niveau entre 0,797 et 0, 89 m au-dessus du cœur (voir Fig. 39). Comme attendu, les résultats montrent une indépendance de la perte de charge vis-à-vis du niveau d'eau dans le redan.

Les barres de commande ont été réalisées en deux parties puis soudées. Or ce sont des objets très élancés et un léger décalage angulaire lors de la soudure peut induire de grands écarts en bout de barre. Afin d'évaluer l'influence de la fabrication, les barres de contrôle RBD des fourreaux 1 et 4 ont été inversées. Le graphique de la Fig. 39 présente les résultats. La légende 1(4) signifie que la barre de commande du fourreau 1 a été positionnée dans le fourreau 4. Les courbes sont similaires aux erreurs de mesure près ce qui montre que la fabrication n'a pas ou peu d'influence sur la mesure de pertes de charge.

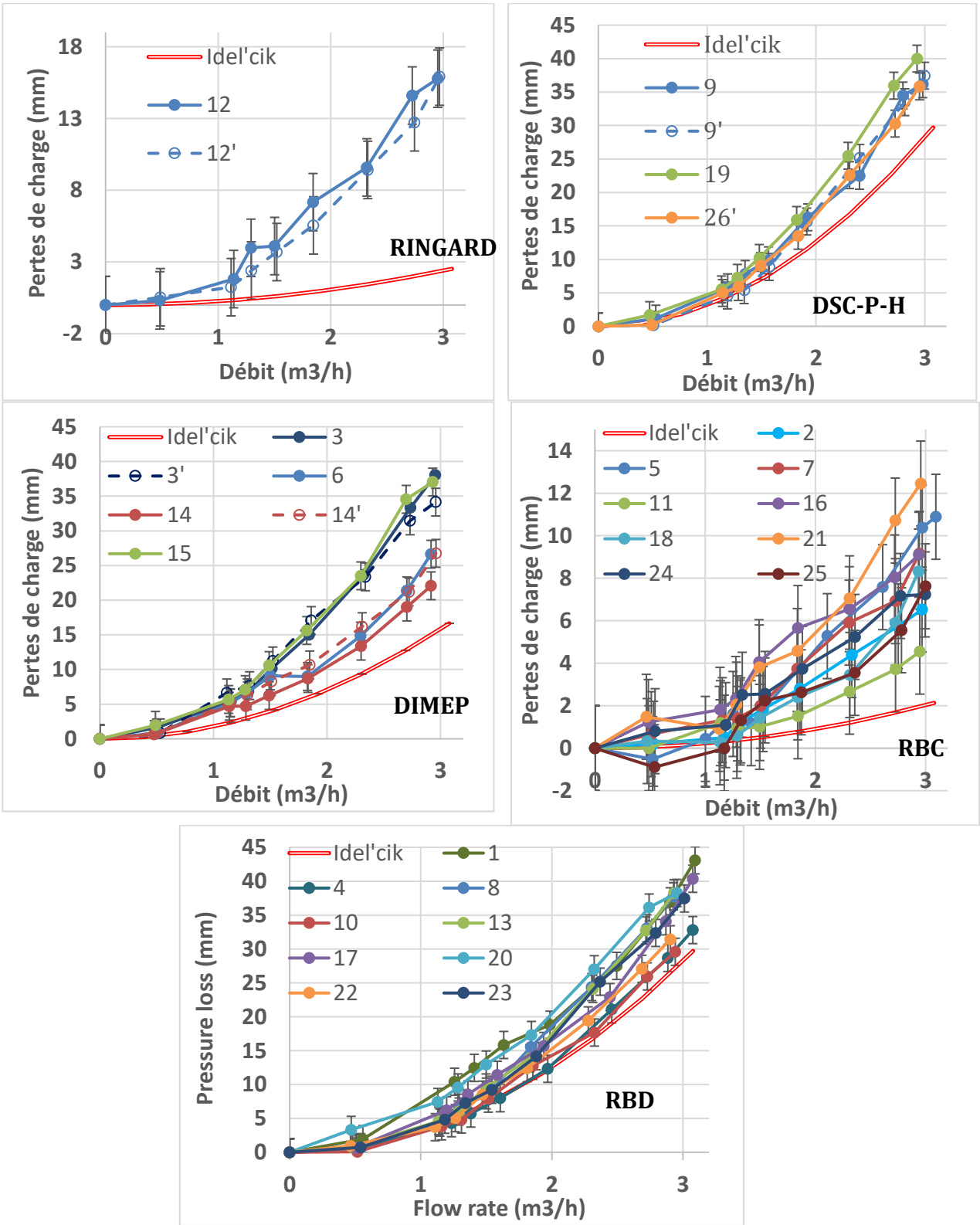


Fig. 38 : Pertes de charge en fonction du débit selon le type de barres de commande illustré sur la Fig. 37. Les nombres de la légende correspondent aux références des différents fourreaux. Les lignes pointillées sont des tests de répétabilité.

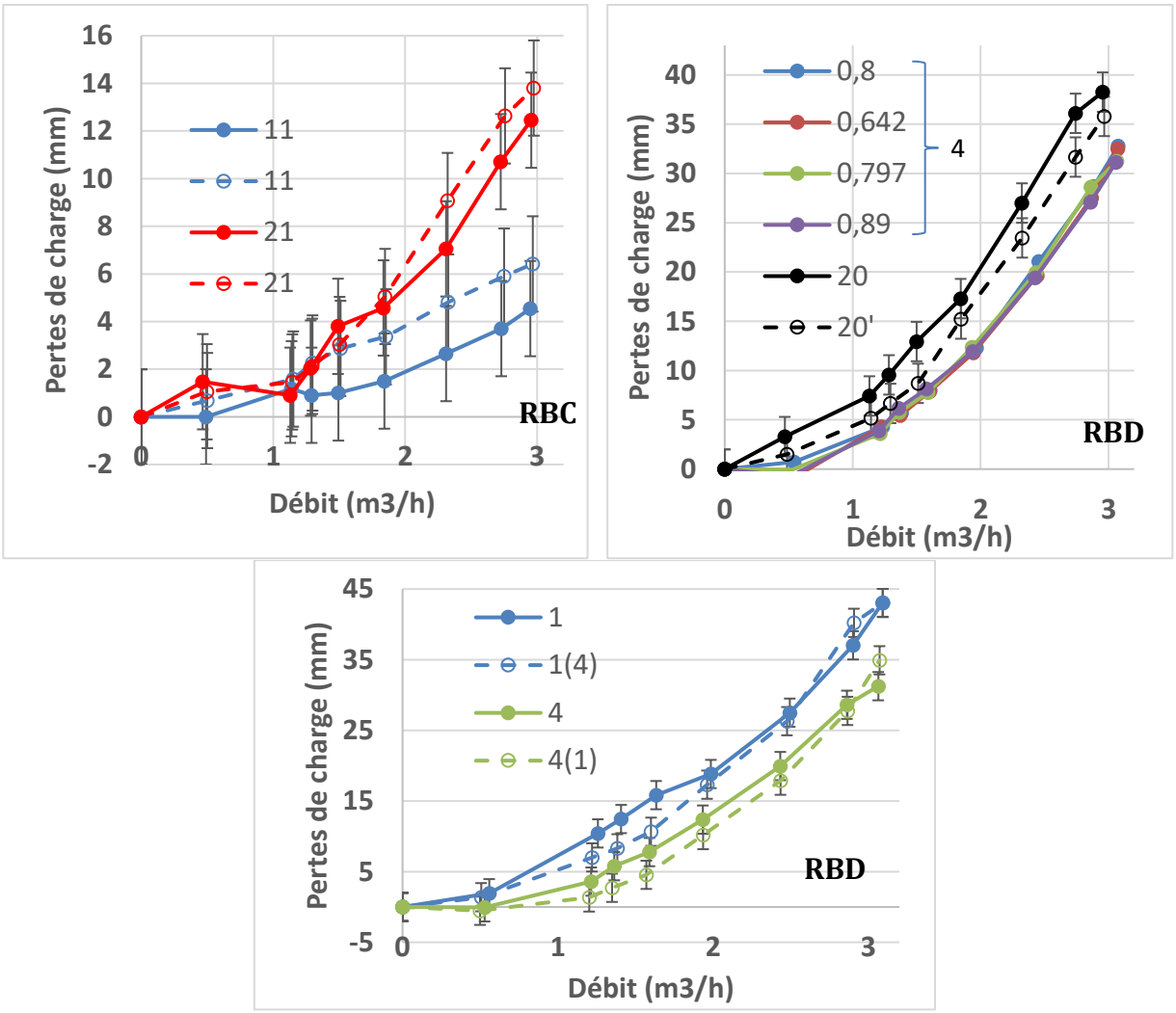


Fig. 39 : Test de répétabilité, influence du niveau d'eau sur la perte de charge et du procédé de fabrication. Les nombres de la légende correspondent aux références des différents fourreaux. Les lignes pointillées sont des tests de répétabilité. Les valeurs dans l'accolade pointant sur le fourreau 4 sont les hauteurs d'eau dans le redan.

Nous avons calculé le coefficient de perte de charge K de Équation 30 pour tous les fourreaux à partir de la régression de type $\Delta P=A.Q^2$, d'où $K=2.A.S^2/\rho$ (avec S la surface de passage du fourreau et ρ la densité de l'eau). Le Tableau 16 présente les résultats. L'erreur de mesure est donnée par l'Équation 31.

$$\frac{\Delta K}{K} = \frac{\Delta h_p + \Delta h_r}{h_F} + 2\frac{\Delta Q}{Q} \qquad \text{Équation 31}$$

Où h_F est la hauteur d'eau dans le fourreau mesuré par la sonde, Δh_p et Δh_r sont respectivement la précision de la sonde de pression hydrostatique dans le fourreau et du capteur radar dans la cuve et $\Delta Q/Q$ est la précision du débitmètre Coriolis. L'erreur sur la mesure du niveau d'eau est de 2 mm pour les deux capteurs et de 0,1% de la valeur de mesure pour le débitmètre. La précision est reportée dans le Tableau 16 concernant le type de barres de commande. Celui-ci est comparé aux erreurs de répétabilité maximales

calculées selon Équation 32. Il montre l'écart maximal entre les résultats pour un même tube guide.

$$Max\left(2\frac{|K_i - K_i'|}{K_i + K_i'}\right) \qquad \text{Équation 32}$$

Où Ki et Ki' sont respectivement les coefficients de perte de charge des essais nominal et de répétabilité.

D'après le Tableau 16, nous pouvons conclure que la précision est dans la même plage que l'erreur de répétabilité maximale, ce qui tend à confirmer l'erreur de mesure due aux capteurs. Les termes, qui contribuent principalement à l'erreur dans Équation 31 est la précision de la mesure de niveau (radar et capteurs de pression hydrostatique). Cela conduit à une faible précision pour les fourreaux de types RINGARD et RBC. La précision pourrait être améliorée en effectuant la mesure de perte de charge avec un débit plus élevé. En effet, dans l'Équation 31, le terme $\Delta h_p + \Delta h_r$ est constant et dû à la technologie des capteurs, tandis que le terme h_F augmente avec le débit.

Tableau 16 : Coefficients de pertes de charge des différents types de fourreaux

Type de fourreau	K (moyenne exp.)	Erreur	Erreur de répétabilité max.	K (corrélations de l'Idel'cik)
RINGARD	0,93	25%	8%	0,13
DSC-P-H	0,79	10%	0%	0,53
DIMEP	1,46	14%	15%	0,72
RBC	0,38	48%	47%	0,09
RBD	0,69	11%	12%	0,53

Le Tableau 16 compare les résultats expérimentaux avec les valeurs théoriques calculées au moyen des formules analytiques de l'Idel'cik. Comme évoqué dans l'analyse des courbes expérimentales perte de charge/débit dans les fourreaux, les résultats présentent une certaine variabilité entre les mêmes catégories. Néanmoins, nous avons calculé un coefficient expérimental moyen à des fins de comparaison avec les valeurs obtenues par ces corrélations et utilisées dans les codes de calcul pour simuler la perte de charge dans les différents foureaux. On remarque en premier lieu que les valeurs expérimentales sont toujours supérieures aux théoriques. Cela signifie que le débit au travers du BCC calculé par les codes de calculs est peut-être surévalué. Les fourreaux RBD et DSC-P-H présentent des valeurs expérimentales et théoriques assez proches, alors que celles des fourreaux DIMEP et RBC sont très éloignées.

L'abaque pertes de charge/débit pour les différentes barres de commande étant établi, il est alors possible de déterminer le débit traversant le BCC en mesurant la hauteur d'eau dans les fourreaux de la maquette MICAS. Ceci a été réalisé dans les conditions nominales en utilisant les mêmes capteurs que pour le BCC fictif. Cependant, la procédure de mesure a été légèrement différente. Dans le BCC fictif, pour chaque fourreau, la hauteur de l'eau a été mesurée d'abord sans débit, puis avec débit. Ceci permet de déterminer avec précision la perte de charge des barres de commande. Dans la maquette MICAS, l'accessibilité des tubes guides étant relativement compliquée, nous avons enchaîné les mesures par

fourreau sans arrêter le débit dans la maquette. L'origine du niveau d'eau à débit nul a été mesurée uniquement pour le dernier fourreau puis appliquée pour tous les autres. Cela peut conduire à des erreurs de mesure dues à la variabilité de la position en altitude de la sonde de pression. Celle-ci a été introduite de manière identique dans tous les tubes guides afin qu'elle repose sur la base du tube supérieur des barres de commande (voir Fig. 37). Cependant, malgré le soin apporté lors de la campagne d'essais, cette procédure peut introduire un biais dans les résultats. Il est difficile de fournir un résultat conforté sur le débit traversant le BCC à partir de cette campagne de mesures. Le calcul a néanmoins été réalisé par comparaison avec la méthode précédente (intégration des vitesses autour du BCC et du cœur), mais de nouvelles mesures pourraient être nécessaires. Nous avons calculé le débit selon l'Équation 33 en utilisant les coefficients de perte de charge moyens du Tableau 16.

$$Q_{BCC} = \sum_i S_i \sqrt{\frac{2gh_i}{K_i}} \qquad \text{Équation 33}$$

Où Q_{BCC} est le débit total traversant le BCC, S_i est la surface transversale du fourreau, g est l'accélération de la pesanteur, K_i représente le coefficient de perte de charge et h_i est la hauteur d'eau mesurée dans le fourreau. Les résultats, présentés dans le Tableau 17, montrent qu'environ 16% du débit issu du cœur traverse le BCC. Cette valeur est légèrement supérieure à celle déterminée par la méthode d'intégration de vitesse (14%), mais c'est du même ordre de grandeur. On remarque dans le Tableau 17 que la plupart de l'écoulement traverse les fourreaux contenant les barres de commande RINGARD et DIMEP, ce qui semble logique car ils sont les plus nombreux.

Tableau 17 : Débit dans les fourreaux du BCC de MICAS

Type de fourreau	Débit (m^3/h)	Q_{BCC}/Q_{coeur}(%)
RINGARD	4	
DSC-P-H	6	
DIMEP	6	
RBC	23	
RBD	20	
Débit total	59	**16**

L'erreur de mesure sur le débit traversant un fourreau peut être calculée à l'aide de l'Équation 34.

$$\frac{\Delta Q_i}{Q_i} = \frac{\Delta h_p + \Delta h_r}{h_{F\,i}} + \frac{\Delta Q_c}{Q_c} \qquad \text{Équation 34}$$

Où h_{Fi} est la hauteur d'eau mesurée dans le fourreau par la sonde, Δh_p et Δh_r sont respectivement la précision de la sonde de pression hydrostatique dans le fourreau et du capteur radar dans la cuve, $\Delta Q_c/Q_c$ est la précision du débitmètre et Q_i le débit dans le fourreau. En calculant l'erreur pour chaque fourreau, il est possible de déterminer l'erreur globale au moyen de l'Équation 35. Le calcul montre une erreur de 16 m^3/h, soit environ

27%. Il en résulte que la proportion de débit provenant du cœur et traversant le BCC est compris entre 14 et 18%. On peut constater que la borne basse (14%) correspond à la valeur obtenue par l'intégration des vitesses autour du BCC et du cœur. Etant donné qu'il est difficile d'estimer l'erreur de cette méthode, nous ne pouvons pas utiliser le recouvrement des de la gamme de précision pour affiner la mesure. Néanmoins nous pouvons conclure que la valeur du débit dans le BCC est supérieure à 14%. Les modélisations, effectuées par AREVA au moyen du code STAR-CCM+, de la maquette MICAS dans les conditions nominales montrent une valeur d'environ 12%. Les coefficients de pertes de charge utilisés pour les simulations étant inférieurs à ceux mesurés expérimentalement, cette différence reste à investiguer.

$$\frac{\Delta Q_{BCC}}{Q_{BCC}} = \sum_i \frac{\Delta Q_i}{Q_i} \cdot \frac{Q_i}{Q_{BCC}} \qquad \text{Équation 35}$$

6.3. Influence de la flottabilité sur le comportement de l'écoulement

Les études menées sur la maquette MICAS ont inclus des tests prenant en compte les effets thermiques dans le fluide. Pour rappel, ceux-ci peuvent être bien pris en compte avec de l'eau comme fluide simulant même si le nombre de Prandtl du sodium est complétement différent car, le régime étant pleinement turbulent, les effets de diffusion sont majoritairement dus à la turbulence (Tenchine 2010). Le domaine de validité reste limité aux zones hors paroi, celles-ci étant pleinement soumises aux effets visqueux. La campagne d'essais a été menée selon les conditions opératoires du Tableau 11. Elle a conduit à de nombreux résultats, mais nous n'avons pas pu les analyser en profondeur en raison de l'arrêt des activités sur les expérimentations en fluides simulant dans le projet ASTRID. Seul les mesures concernant la problématique de stabilité du jet en sortie de cœur ont pu être exploitées (Guenadou, Aubert, et Descamps 2022).

Les fluctuations de débit dans le plénum supérieur peuvent induire des oscillations thermiques dans les composants immergés et conduire à une fatigue thermique (Tenchine 2010) diminuant la durée de vie du réacteur. En particulier, le jet sortant du cœur peut être soumis à des oscillations pour des conditions de fonctionnement spécifiques. Dans le fonctionnement nominal du réacteur décrit dans la Fig. 13, le jet longe la surface du cœur. Sous certaines conditions dans lesquelles les effets de flottabilité dominent l'inertie du fluide sortant du cœur, le jet se relève vers la surface libre, conduisant à une stratification thermique dans le plénum supérieur. Le gradient de densité induit produit des oscillations à la fréquence caractéristique de Brunt-Väisälä selon l'Équation 36, représentant l'instabilité d'une particule fluide dans un écoulement stratifié. Lorsque celle-ci sort de sa ligne isotherme pour rejoindre une zone de plus haute température sous des effets d'inertie ou de turbulence, elle aura tendance à revenir à sa position d'origine par l'effet des forces de gravité. Cela aura pour conséquence une propagation d'ondes thermiques qui peuvent créer des fluctuations de température aux parois des éléments

immergés. En conséquence, dans le cas du collecteur chaud, toutes configurations pour lesquelles le jet se relève sont à proscrire. Dans ce cadre, nous avons effectué des études sur la maquette MICAS afin de déterminer le domaine des conditions opératoires pour lesquelles le jet reste stable.

$$N = \sqrt{-\frac{g}{\rho}\left(\frac{\partial \rho}{\partial y}\right)^{-1}} \qquad \text{Équation 36}$$

Ces travaux ont été menés en utilisant le nombre de Richardson définissant la compétition entre des effets de flottabilité et d'inertie. Le nombre de Richardson critique est défini par la valeur du nombre de Richardson pour lequel le jet commence à se diriger vers le haut, c'est-à-dire lorsque les forces de flottabilité dépassent celles d'inertie. En supposant que le nombre de Richardson est le seul paramètre agissant sur le comportement du jet vis-à-vis de son relèvement vers le haut, le nombre critique de Richardson quantifié sur la maquette MICAS pourra être transposé au cas du réacteur. Dans le but de déterminer expérimentalement le nombre de Richardson critique sur la maquette MICAS, les conditions opératoires sont variées jusqu'à détecter le relèvement du jet. Comme le point de départ de ces études sont les conditions de fonctionnement nominales, nous baserons les analyses sur le nombre de Richardson normalisé défini par le rapport des nombres de Richardson dans des conditions de fonctionnement données sur celles en conditions nominales, comme indiqué dans l'Équation 37.

$$Ri' = \frac{Ri}{Ri_n} = \frac{\Delta T/\Delta T_n . \beta/\beta_n}{Q^2/Q_n^2} \qquad \text{Équation 37}$$

Où DT, Q, β sont respectivement la différence de température entre les assemblages chaud et froid, Q le débit et β le coefficient de dilatation thermique. L'indice n représente les paramètres dans les conditions nominales de fonctionnement. Le Richardson normalisé du réacteur peut être calculé à partir des données des conditions opératoires en termes de débit et de température. Ainsi, l'expression normalisée du nombre de Richardson facilite la détermination de la plage de puissance du réacteur lorsque le jet se dirige vers le bas. Selon l'Équation 37, faire varier le Richardson normalisé implique de changer le débit Q ou la différence de température ΔT. Cependant, comme la modification du débit est plus pratique que la température sur l'installation PLATEAU, nous avons choisi de régler l'écart de température et de faire varier le débit Q durant ces études. Les conditions de départ des essais sont celles de la condition 9 du Tableau 11. Le débit est proportionnellement et graduellement diminué par rapport à cette condition initiale. Tous les essais ont été réalisés avec jupes neutroniques. L'influence de celle-ci sur le jet en sortie cœur reste néanmoins faible.

En premier lieu, nous avons analysé le comportement du jet en sortie de cœur dans les conditions thermohydrauliques nominales, soit la condition 9 du Tableau 11 (soit Ri'=1). Le champ de vitesse, mesuré autour du cœur à l'aide de la technique PIV, est présenté sur la Fig. 40. L'origine de l'abscisse x est considérée au centre du BCC. Les résultats sous celui-ci et la plaque poreuse montrent des vitesses faibles inattendues, dues à un artefact

de mesure. Dans ces zones, comme la nappe laser est modifiée par les structures en PPMA de la maquette, il n'y a pas assez de lumière pour garantir un résultat précis. Comme pour les essais en hydraulique, le jet sortant du cœur est dévié par le BCC, dans une moindre mesure par plaque poreuse et la majeure partie par le couvercle cœur (plaque inférieure étanche du BCC traversée par les fourreaux). Cette configuration crée deux jets, l'un vers le haut juste au-dessus du cœur et l'autre vers le bas sous le BCC avec une inertie plus élevée. Ces résultats sont cohérents avec les études hydrauliques menées sans prendre en compte l'effet de la température. On constate cependant qu'en dehors de la zone du jet, le fluide a tendance à s'écouler vers le haut, l'inverse étant observé dans un écoulement isotherme. Cela est dû aux effets de flottabilité qui sont prédominants dans cette zone durant cette étude car les conditions expérimentales de fonctionnement conduisent à des vitesses plus faibles que celles en « hydraulique » pour lesquelles on conserve le nombre de Froude. Puisque nous ne nous intéressons qu'au comportement du jet sortant du cœur, cette différence n'est pas significative pour nos investigations.

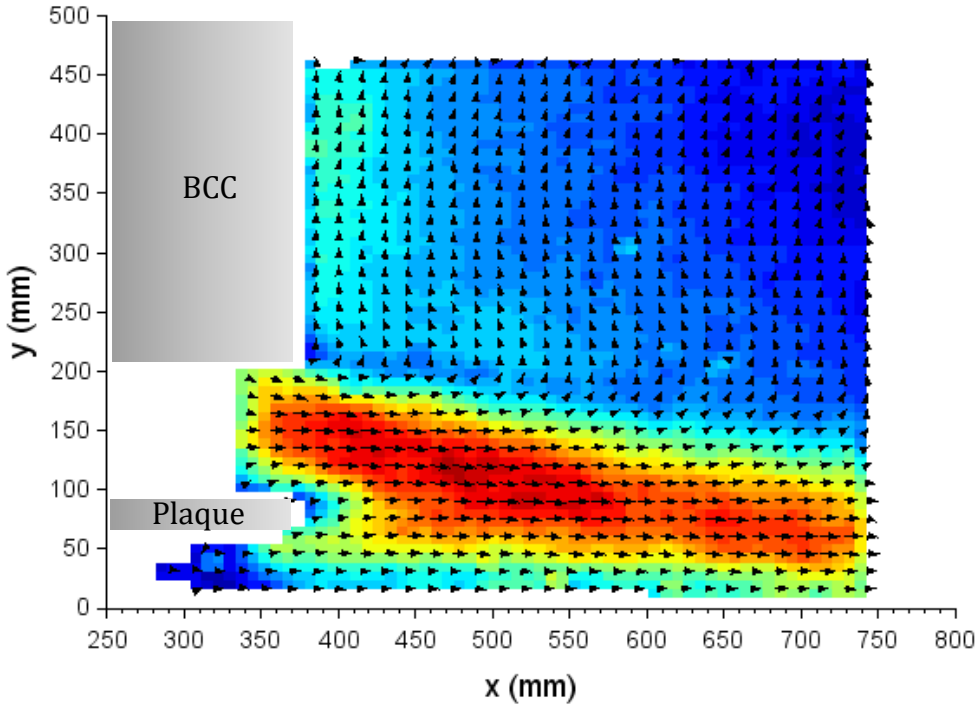


Fig. 40 : Champ de vitesse en sortie du cœur de la maquette MICAS pour les conditions de puissance nominale du réacteur (Ri'=1).

La détermination du Richardson critique s'effectue à partir de l'analyse des vitesses du jet mesurées par PIV. Lorsque le jet se dirige vers le haut, le Richardson critique est dépassé. Néanmoins, l'analyse des images du champ des vitesses est très subjective et déterminer avec certitude l'orientation du jet n'est pas trivial tel que dans le cas présenté sur la Fig. 43 où le jet semble horizontal. Afin d'évaluer le comportement de l'écoulement, nous avons défini deux critères différents à l'aide des mesures de vitesse :

- La première est basée sur l'angle de la vitesse du jet. Nous avons calculé la moyenne de l'angle par rapport à l'axe horizontal des vecteurs vitesse du jet. Cette méthode, notée « angle de vitesse », est schématisée sur la Fig. 41.
- La seconde vise à déterminer l'angle de l'axe du jet par rapport à l'axe horizontal. Elle est notée « pente du jet » par la suivante et présentée sur la Fig. 42. L'axe central du noyau du jet ayant une forme courbe, l'angle est calculé à partir de sa régression linéaire.

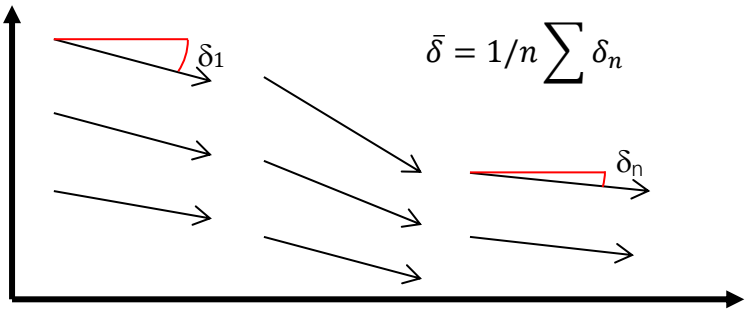


Fig. 41 : Calcul de l'« angle de vitesse » dans le champ de vitesse du jet.

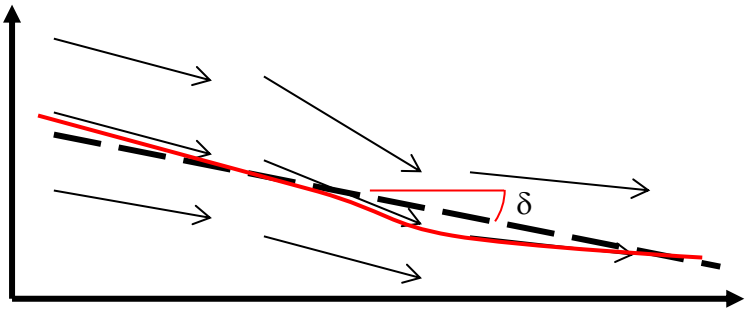


Fig. 42 : Calcul de la « pente du jet » dans le champ de vitesse du jet. La courbe rouge représente le milieu du jet et la ligne en tiret en est sa régression linéaire.

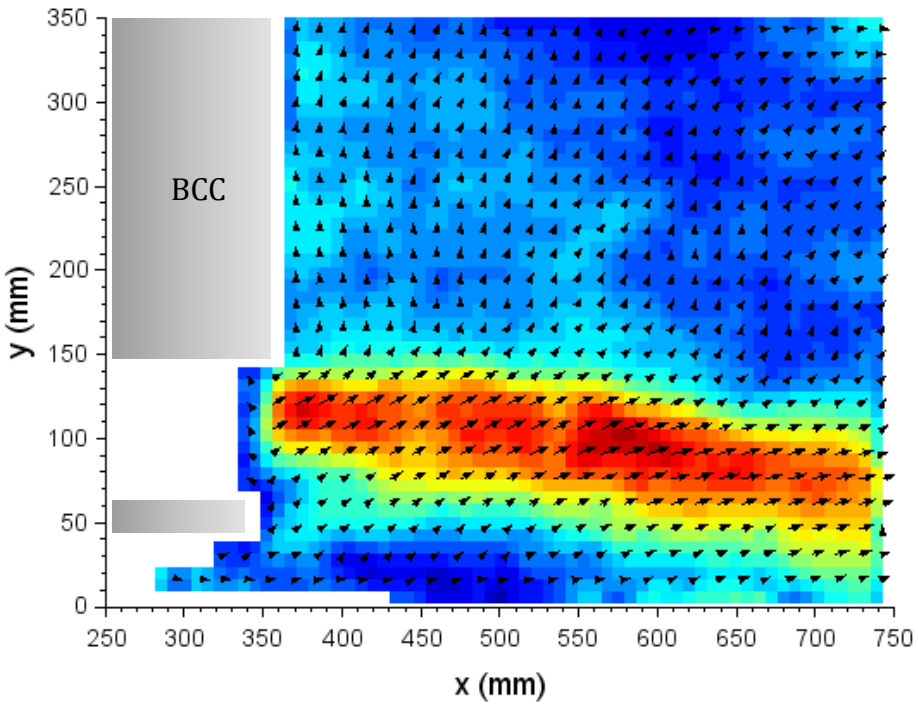


Fig. 43 : Champ de vitesse en sortie du cœur de la maquette MICAS pour des conditions opératoires intermédiaires (Ri'=13).

Pour la méthode « angle de vitesse », nous devons d'abord discriminer le jet du reste de l'écoulement. Comme celui-ci présente la vitesse la plus élevée dans le plénum supérieur, nous avons choisi d'appliquer un filtre passe-haut basé sur la valeur maximale mesurée. Pour un endroit donné, lorsque la norme de la vitesse est inférieure à une valeur seuil, la zone est considérée à l'extérieur du jet central. Le critère explicitant cette règle, soit le cœur du jet, est définit Équation 38.

$$\forall i \in [1, N] \;\; V_i > \left(\max_{1<i<N} v_i\right).tx \Rightarrow V_i \in C$$

Équation 38

Où V_i représente la vitesse mesurée, N le nombre de vecteurs vitesse dans le domaine de mesure, C l'ensemble des coordonnées du cœur du jet et tx est la valeur du filtre passe-haut.

Le choix de la valeur de tx n'est pas évident. La Fig. 44 montre la forme du cœur du jet pour une plage de 0,5 à 0,9 dans les conditions expérimentales nominales. On remarque pour les valeurs les plus faibles de tx (0,5 et 0,6) que le jet prend en compte la partie circulant horizontalement le long du cœur et le jet dévié par la plaque poreuse. Comme nous souhaitons étudier le comportement du jet dévié par le BCC à la sortie du cœur, ces valeurs ne conviennent pas. Les valeurs de tx les plus élevées (0,8 et 0,9) réduisent fortement la taille du cœur du jet et procéder à des analyses sur des zones aussi petites conduirait à une mauvaise précision. La valeur intermédiaire de 0,7 donne une surface d'analyse suffisante et est limitée à la sortie du cœur. Cette valeur est aussi satisfaisante pour les autres conditions expérimentales considérées dans cette étude. Elle semble être le meilleur compromis et la valeur de 0,7 est retenue pour tx pour l'ensemble des analyses.

Les calculs ont été effectués à partir des résultats PIV filtrés passe-haut selon l'équation 6 dans la plage de Richardson normalisée de 1 à 27 qui correspond à des débits de 54 à 270 m3/h dans la maquette MICAS. Le critère « angle de vitesse » est déterminé par la moyenne du rapport des composantes de vitesse dans le cœur du jet.

Les résultats déterminant le cœur du jet peuvent être mis à profit pour calculer la pente du jet. La trajectoire du jet est déterminée le long de l'axe horizontal à partir de la moyenne spatiale des coordonnées verticales du cœur du jet. Une régression linéaire de ce résultat permet de déterminer la pente et donc l'angle du jet avec l'horizontal. Grâce à ce processus, nous pouvons clairement identifier dans quelle direction se dirige le jet. La Fig. 45 montre deux exemples, à nombre de Richardson normalisé faible et élevé. Pour le minimum (Ri'=1), le jet central est plutôt linéaire et orienté vers le bas. Au maximum (Ri'=27), le jet se courbe vers le haut et la régression linéaire prends mal en compte ce comportement. Cependant, elle donne une tendance de l'intensité du relèvement du jet et permet de déterminer son déclenchement. Pour des conditions opératoires intermédiaires (Ri'=13), le jet est plutôt horizontal, mais toujours dirigé vers le bas, alors que les vecteurs vitesses sont orientés vers le haut. A partir des autres résultats, on remarque également que la trajectoire du jet est plutôt linéaire sauf lorsque le jet monte.

Une deuxième technique est utilisée pour déterminer la « pente du jet » en supposant que la vitesse maximale est sur la ligne centrale du jet. Pour une abscisse donnée, la trajectoire du jet est déterminée en recherchant la coordonnée verticale pour laquelle la norme de la vitesse atteint son maximum. Comme précédemment, la pente est calculée par régression linéaire.

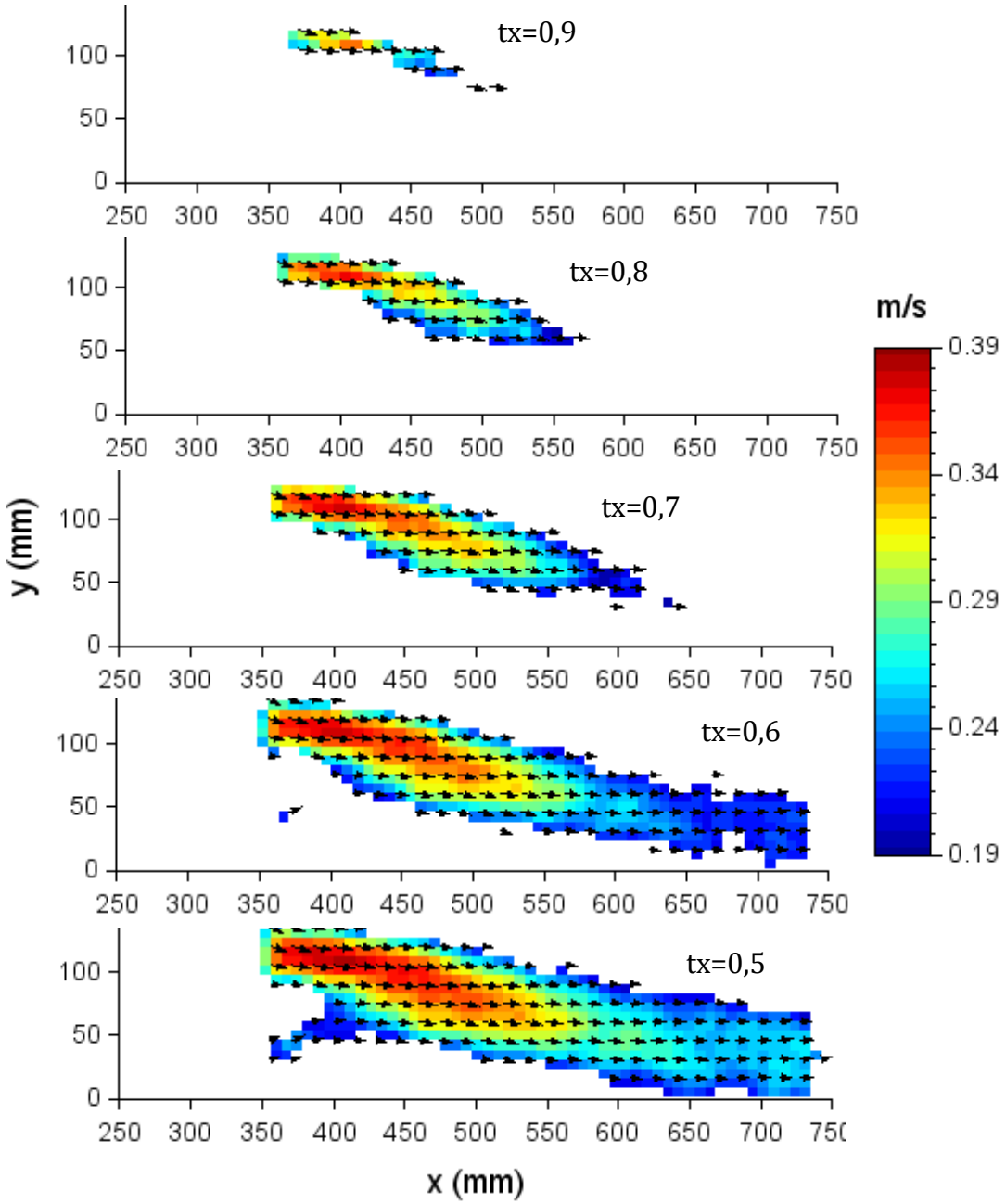


Fig. 44 : Forme du cœur du jet par rapport à la valeur du filtre passe-haut.

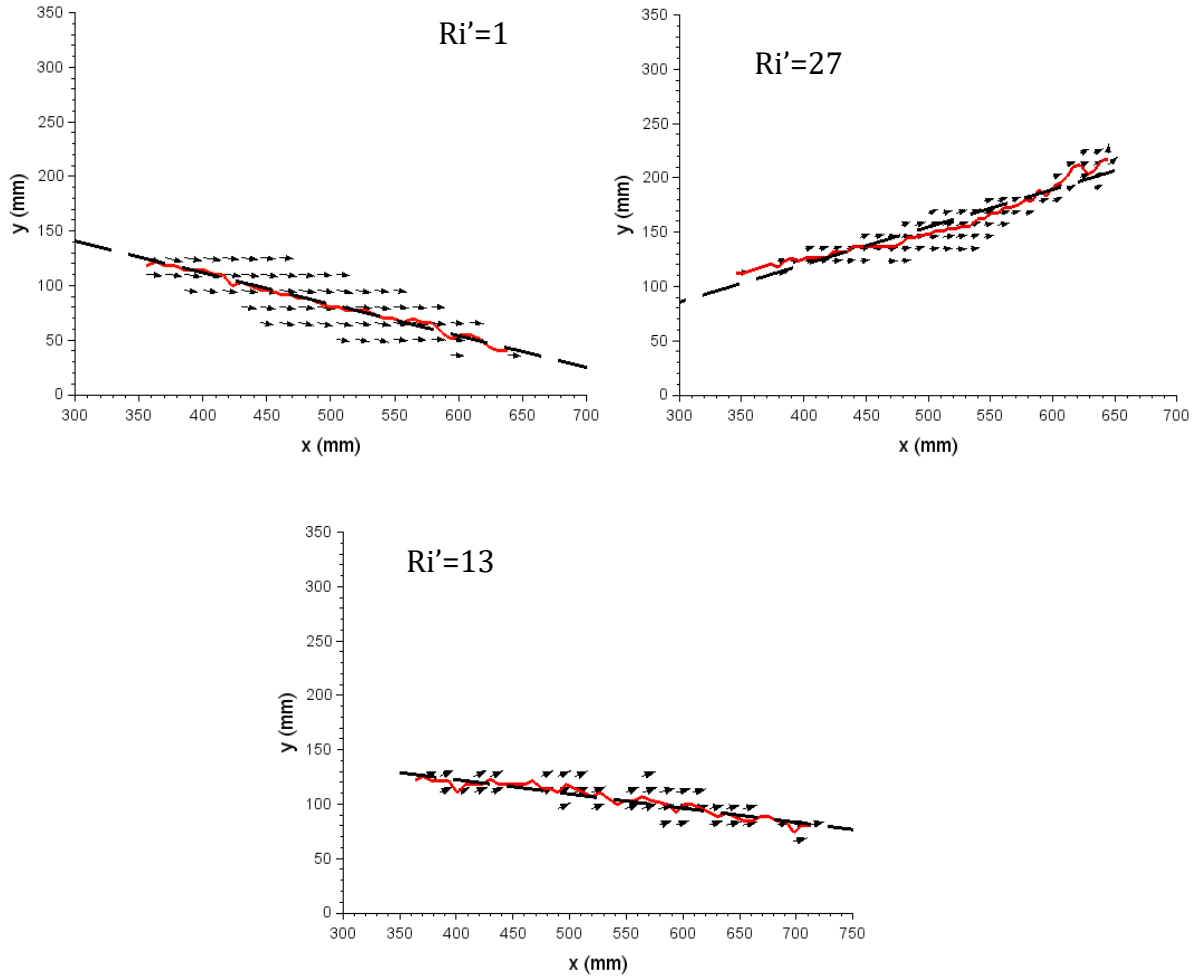


Fig. 45 : Jet à la sortie du cœur pour les Richardson normalisés R'=1 (conditions nominales de fonctionnement), Ri'=13 et Ri'=27– La courbe rouge représente la moyenne des coordonnées verticales du jet – La ligne pointillée est un régression linéaire de cette courbe.

La Fig. 46 montre le comportement du jet pour les deux critères en fonction du Richardson normalisé. Elle présente également les résultats des deux techniques de calcul concernant le critère « pente du jet ». Celles-ci donnent les mêmes résultats sauf dans la gamme de 2 à 4 de Ri'. Les angles calculés avec la vitesse maximale sont inférieurs à ceux déterminés avec la méthode de la moyenne dans le cœur du jet. Cependant dans cette plage de Ri', les deux techniques concluent à des angles positifs et à un jet se dirigeant vers le bas. Le graphique présente les calculs effectués à partir de la vitesse mesurée aux positions angulaires de 135° et 315° autour du cœur (voir Fig. 19). Nous remarquons que les résultats ne sont pas corrélés les uns des autres concernant le critère « angle de vitesse ». Ceci est cohérent avec les études du paragraphe 6.2.1 pour lesquelles nous avions montré que la vitesse du jet n'était pas homogène autour du cœur. La raison de cette hétérogénéité peut être due à la dissymétrie de la conception du plénum supérieur. Concernant l'autre critère, la « pente du jet », les résultats sont plutôt cohérents. Cela signifie que l'angle du jet avec l'axe horizontal est assez homogène autour du cœur, alors que la vitesse ne l'est pas.

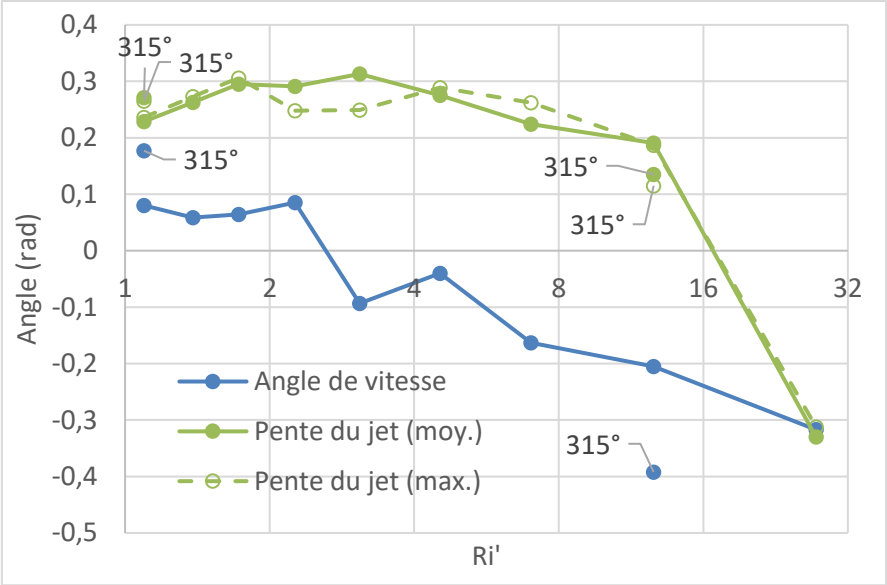


Fig. 46 : Angle calculé selon les méthodes « angle de vitesse » et « pente du jet » (déterminé avec les deux techniques). Les points situés sur les courbes représentent l'azimut de mesure « 135° » et les points étiquetés « 315° », l'azimut « 315° » (voir Fig. 19 pour la position de ces angles autour du cœur).

Nous pouvons déterminer le début du relèvement du jet en fonction du Ri' à l'aide des courbes de la Fig. 46. Dans ce graphique, lorsque l'angle est positif, le jet s'oriente vers la surface du cœur. A l'inverse, quand il est négatif, le jet se relève en se dirigeant vers la surface libre et peut conduire à oscillations thermiques. Les résultats dépendent de l'approche considérée. En utilisant la « pente du jet », le relèvement du jet débute entre Ri'=12 et 27, tandis qu'avec l'« angle de vitesse », il est obtenu entre Ri'=2,6 et 3,1. Cependant, la plage de transition déterminé par la méthode de la « pente du jet » est très large est doit être affinée par d'autres expériences. La courbe de la Fig. 46 ne montre que peu de résultats pour les Ri' les plus élevés et nous pouvons difficilement conclure sur la valeur exacte du début du relèvement du jet avec cette méthode.

Les résultats utilisant la méthode « pente du jet » peuvent être comparés avec les études sur COLCHIX4 qui étaient basés sur l'observation du jet par injection de colorant. On note que le relèvement de jet est beaucoup plus précoce sur COLCHIX4 (Ri'=4,7) que sur la maquette MICAS (Ri' entre 12 et 27). Cette différence peut être due à la conception du BCC.

Sur la Fig. 46, en utilisant le critère « pente du jet », l'angle atteint une valeur stable autour de 0,25 rad (~14°) jusqu'à une valeur de Ri' d'environ 6. Nous remarquons également ce comportement pour la méthode « angle de vitesse » pour des valeurs Ri' inférieures à 2,5 mais avec un angle d'environ 0,06 rad (~3°). Un angle constant signifie qu'une modification des conditions expérimentales dans cette gamme Ri' n'agit pas sur la forme du jet. Ainsi, cela conduit à affirmer que la quantité de mouvement dépasse largement la flottabilité et que le jet se dirige vers le bas et est stable. Dans cette gamme de Ri', nous pouvons garantir que les conditions de fonctionnement n'induisent pas d'oscillations thermiques.

Etant donné que sur la Fig. 46 les deux critères ne donnent pas les mêmes résultats, sauf pour un Ri' de 27, la méthodologie doit être discutée pour évaluer quel critère doit être pris en considération. Du point de vue de la sureté, il convient de considérer le cas le plus défavorable, c'est-à-dire « l'angle de vitesse ». Cette méthode conclut que la vitesse du jet est orientée vers le haut lorsque Ri' est supérieur à 3. Comme nous n'avons pas mesuré le champ de température durant ces essais, il est difficile d'affirmer qu'un écoulement chaud est convecté vers le haut et crée une oscillation lorsque Ri'>3. Ainsi, « l'angle de vitesse » conduit à des restrictions élevées sur le Richardson normalisé et par conséquent sur la plage des conditions de fonctionnement du réacteur. Cependant, d'un point de vue physique, la température la plus chaude devrait se trouver dans la ligne médiane du jet. Comme la problématique étudiée est le développement d'oscillations dues à la différence de température entre le jet libre chaud et l'environnement froid, il semblerait que le critère de « pente du jet » soit plus judicieux. D'autres expériences doivent être menées pour valider cette hypothèse en mesurant le champ de température dans le plénum supérieur.

Cette étude étant réalisée sur une maquette à échelle réduite, nous nous sommes posés la question de la possibilité de transposer ces résultats à une échelle supérieure telle que celle du réacteur. Un travail de thèse (Jourdy 2023) mené sous ma supervision a apporté une réponse : les résultats sont transposables sous conditions de conserver un nombre adimensionnel prenant en compte les effets d'inertie, de flottabilité et l'effet Coanda.

6.4. Conclusion sur la caractérisation de l'écoulement et perspectives

Les problématiques spécifiques au collecteur chaud des réacteurs à neutrons rapides refroidis au sodium peuvent être étudiées dans des maquettes à échelles réduites et utilisant de l'eau comme fluide simulant. L'état de l'art antérieur faisant état de nombreuses installations traitant de problèmes similaires au réacteur ASTRID, il a permis de définir une méthodologie d'études. En particulier, les conditions opératoires ont été calculées à partir d'une approche en similitude en utilisant le nombre de Froude pour les aspects concernant l'hydraulique générale de la maquette et le nombre de Richardson pour prendre en compte les effets de flottabilité. L'écoulement a été principalement caractérisé en termes de vitesse au moyen de la technique de PIV et en température, en utilisant des perches de thermocouples. Ces résultats montrent que dans toutes les conditions expérimentales ou géométriques testées, le jet plan sortant du cœur présente une asymétrie mais est relativement uniforme autour de celui-ci. Les mesures au niveau des EI mettent en évidence qu'ils sont alimentés principalement en bas de fenêtre. La proportion de débit traversant le BCC a été évaluée selon deux méthodologies, la première étant basée sur l'intégration des vitesses autour du BCC et du cœur, l'autre sur l'établissement d'un abaque pertes de charge/débit dans les fourreaux. Les valeurs mesurées dans les deux cas sont supérieures à celles obtenues grâce aux codes de calcul. Les études menées en thermohydraulique, prenant en compte les effets de flottabilité, ont

montré que le comportement du jet était dépendant du nombre de Richardson. Les conditions de stabilité de l'écoulement, étudiées selon deux approches différentes, sont garanties en dessous d'un seuil appelé Richardson critique.

En complément, ces campagnes d'essais ont conduit à de nombreuses mesures expérimentales, notamment grâce à la technique de PIV permettant d'obtenir des champs de vitesse sur des vastes domaines. Celles-ci ont été comparées avec des résultats issus de modélisation par TRIO_CFD ou STAR-CCM+ et ont permis de valider ces simulations.

Ce paragraphe n'a présenté qu'une partie des travaux effectués durant le projet ASTRID. En raison de l'arrêt des études sur les maquettes en fluide simulant en 2019, de nombreux résultats n'ont pas pu être analysés en profondeur. En particulier, restent à traiter, les tests en thermohydraulique concernant l'influence de la puissance du réacteur sur l'écoulement et toutes les mesures de température effectuées durant cette campagne d'essais. Des analyses de ces travaux sont toujours en cours en fonction de la disponibilité à laquelle je peux y consacrer vis-à-vis de mes autres occupations professionnelles.

7. Etude de l'entrainement de gaz dans un réacteur refroidi au sodium

Cette partie est consacrée à présenter l'entrainement de gaz dans le cœur dans le cadre des RNR Na. Comme présenté dans le paragraphe consacré à la méthodologie (voir §5.2), cette étude est divisée en deux parties. La première concerne la caractérisation des vortex en fonction des conditions opératoires, alors que la seconde s'attache à construire un modèle prédictif de l'entrainement de gaz en vue d'être implanté dans les codes de calcul.

7.1. Etude de la surface libre

Cette partie est dédiée à caractériser l'occurrence de l'apparition des vortex à la surface libre afin de déterminer les zones et conditions expérimentales propices à l'entrainement de gaz. L'objectif de cette étude est double. Elle permet dans un premier temps de valider les options de conception de la cuve permettant de minimiser l'entrainement de gaz et dans un second volet, de constituer une base de données pour la validation des codes de calcul.

7.1.1. Conditions opératoires

Le calcul des conditions opératoires se basent sur la conservation d'un ou plusieurs nombres adimensionnels par rapport au cas réel. La plupart des expérimentations menées pour l'étude de la surface libre et des vortex utilise le nombre de Froude, avec parfois en complément le nombre de Weber, comme nous avons pu le voir dans le paragraphe 4.2.3. Or, il a été établi que cette méthodologie n'était pas la plus judicieuse, le nombre de Froude du mouvement de rotation étant plus adapté à l'étude propre des vortex. Néanmoins, dans la pratique, celui-ci est très peu utilisable dans le cas des études sur des maquettes intégrales. Etant donné qu'il prend en compte comme paramètre de référence la vitesse tangentielle autour des vortex, il est très difficile à déterminer a priori des expérimentations en vue d'établir les conditions opératoires. De plus le Fr_r est relatif aux caractéristiques propres des vortex et ne prend pas en compte les autres phénomènes pouvant être liés aux maquettes intégrales (frottement aux parois, écoulement cisaillé…). Pour ces raisons, dans la maquette MICAS, nous avons décidé d'utiliser le nombre de Froude « classique » pour l'étude de la surface libre et l'entrainement de gaz. Il est possible d'ajouter une justification complémentaire en réalisant un simple bilan des forces appliquées sur une bulle et en considérant que l'entraînement de gaz se produit lorsque la force de quantité de mouvement dépasse celle de flottabilité. Traduit en terme d'énergie, cela signifie que l'énergie cinétique disponible à l'entrée de l'EI doit être supérieure à l'énergie potentiel nécessaire pour transférer la bulle de gaz de la surface à l'entrée d'EI, soit exprimé par l'Équation 39.

$$K.\rho_g V_{EI}^2 > (\rho_l - \rho_g) gH \qquad \text{Équation 39}$$

Avec V_{EI}, la vitesse moyenne d'entrée dans la fenêtre d'EI et H la distance entre la surface libre et le haut de la fenêtre d'EI, K étant une constante adimensionnelle. A partir de cette formulation, l'entrainement de gaz peut être exprimé par

$$\sqrt{K} > \frac{V_{EI}}{\sqrt{\frac{\rho_l - \rho_g}{\rho_l} gH}} \qquad \text{Équation 40}$$

En considérant que l'eau a une densité bien supérieure à celle de l'air, l'Équation 40 peut être simplifiée par l'Équation 41 pour faire apparaître le nombre de Froude.

$$\sqrt{K} > V_{EI}/\sqrt{gH} = Fr \qquad \text{Équation 41}$$

Sous cette forme, l'Équation 41 stipule que l'entrainement de gaz se déclenche à partir d'une valeur seuil du nombre de Froude calculé à partir des données géométriques et opératoires de la maquette. Les conditions opératoires de la maquette MICAS permettant de conserver la même phénoménologie de la surface libre et des vortex sont déterminées en conservant le même nombre de Fr que le cas réacteur, soit comme exprimé par l'Équation 42.

$$Fr^* = V_{EI}^* \sqrt{H^*} = 1 \qquad \text{Équation 42}$$

La vitesse pouvant être exprimée à l'aide du débit et de la surface d'entrée des EI et étant donné que tous les rapports de longueur entre la maquette et le réacteur sont égaux et valent 1/6 car la maquette MICAS a été fabriquée en similitude homothétique, les conditions expérimentales peuvent s'écrire par l'Équation 43. On retrouve la même valeur de débit que pour les essais hydrauliques du paragraphe 6.1.1. De la même manière en raison des capacités limitées de la pompe à 385 m3/h, une similitude parfaite en Fr n'est pas possible. Néanmoins, la valeur du Fr étant très proche de l'unité (Fr=0,95), les conditions expérimentales sur la maquette MICAS permettent d'être relativement bien représentatives de la phénoménologie sur le réacteur en terme de surface libre.

$$Q_{MICAS} = Q_{REACT} L^{*2,5} \approx \frac{Q_{REACT}}{88,2} \qquad \text{Équation 43}$$

Cependant, certains auteurs (Eguchi et al. 1994) suggèrent que dans l'Équation 43 la puissance du paramètre L* devrait être réduite d'une valeur comprise entre 0,3 et 0,5 dans le cas d'une étude d'entraînement de gaz. A noter que si cette valeur de puissance diminue de 0,5, cela conduit à conserver la même vitesse dans la maquette et dans le réacteur. Dans le souci d'obtenir des résultats conservatifs, nous avons décidé de garder l'Équation 43 en tenant compte du fait que plus la vitesse est élevée, plus la probabilité d'entraînement de gaz est importante en raison de la vorticité plus intense produite le long des composants immergés (Moudjed et al. 2016). Si nous constatons un entraînement de gaz à une vitesse inférieure dans les conditions opératoires de l'Équation 43, il se produira pour une vitesse supérieure.

Etant donné que la maquette MICAS est en similitude homothétique, la condition sur la hauteur d'eau se calcule en appliquant simplement le facteur d'échelle. Afin d'appréhender l'influence de la hauteur d'eau, nous étudierons trois niveaux libres.

Les conditions opératoires sont présentées dans le Tableau 18 en tenant compte de la variabilité de certains paramètres. Pour la hauteur d'eau, l'altitude 0 est définie par la surface du cœur. Le rapport de débit dans les différentes zones du cœur est identique au cas réacteur étant donné que la maquette MICAS a été conçue en homothétie par rapport à la géométrie réelle. Les EI étant les seuls éléments de la maquette pouvant être modifiés, l'influence de leurs différentes caractéristiques sera étudiée.

Tableau 18 : Conditions opératoires de la maquette MICAS pour l'étude des vortex – Les conditions nominales sont mentionnées en caractères gras.

Température	20°C		
Débit	385 m^3/h	**Zone fissile**	95.5%
		Réflecteurs	1.1%
		Stockage interne	3.4%
Hauteur d'eau	619 – **786 –** 900 mm		
Géométrie EI	**4** ou 2 EI		
	Altitude bas de fenêtre	**419** – 485 mm	
	Ouverture de fenêtre	70 – **140** mm	

7.1.2. Taille des vortex en fonction des conditions opératoires

Nous avons mené les premières expérimentions selon les paramètres opératoires présentés dans le Tableau 18 dans les conditions nominales. Ces tests ont mis en œuvre la méthodologie de caméra rapide pour mesurer la taille et l'occurrence des vortex. On constate que, d'un point de vue générale, les vortex sont plutôt petits dans les zones de mesure de la Fig. 25. La plupart d'entre eux sont moins profonds que 10 mm. Mais comme cela a été observé pendant le projet EFR, les maquettes à échelle réduite ont tendance à sous-estimer la taille du vortex. De ce fait, cette étude a pour unique vocation de fournir quelques tendances sur les emplacements présentant une forte probabilité d'apparition de vortex. Le diamètre du vortex est estimé à mi-hauteur de celui-ci car il est difficile de déterminer précisément le diamètre du vortex près de la surface en raison de la courbure asymptotique de la surface libre comme on peut le voir sur la Fig. 47. La taille moyenne des vortex est de 13 mm de diamètre à mi-hauteur de vortex et de 4 mm de profondeur. Nous avons mené des essais de reproductibilité pour vérifier la méthodologie et la qualité des mesures par vidéo rapide. Les résultats du Tableau 19 montrent la comparaison entre deux tests effectués dans les mêmes conditions expérimentales autour de deux EI différents. Les écarts observés sur la profondeur des vortex sont relativement faibles dans la plupart des cas et sont proches de l'erreur de mesure (environ 10%). Seuls quelques valeurs sont supérieures à celle-ci, mais les résultats d'un essai à l'autre restent dans le même ordre de grandeur. Autour d'un EI donné, le diamètre et la profondeur des vortex

restent relativement stable. Deux types de vortex sont montrés sur la Fig. 47. La photo de gauche présente un vortex où l'on peut remarquer un tourbillon développé. Le film enregistré pendant l'essai montre des bulles arrachées de la pointe du vortex. Nous n'avons pas pu déterminer si le gaz était entraîné dans l'EI, mais néanmoins son volume reste très faible, la durée de vie du vortex étant très court. Pendant tout le programme expérimental, seuls quelques-uns de ces types de vortex sont remarqués. La plupart des vortex ont la forme d'un creux tel que présentée sur la photo de droite de la Fig. 47. Aucun entraînement de gaz ne peut se produire avec ce type de vortex. Au cours de cette campagne expérimentale, selon la classification du Tableau 5, nous avons observé des petits creux (type 1 et 2), des tourbillons développés (type 3) avec pour certains du détachement de bulles (type 4).

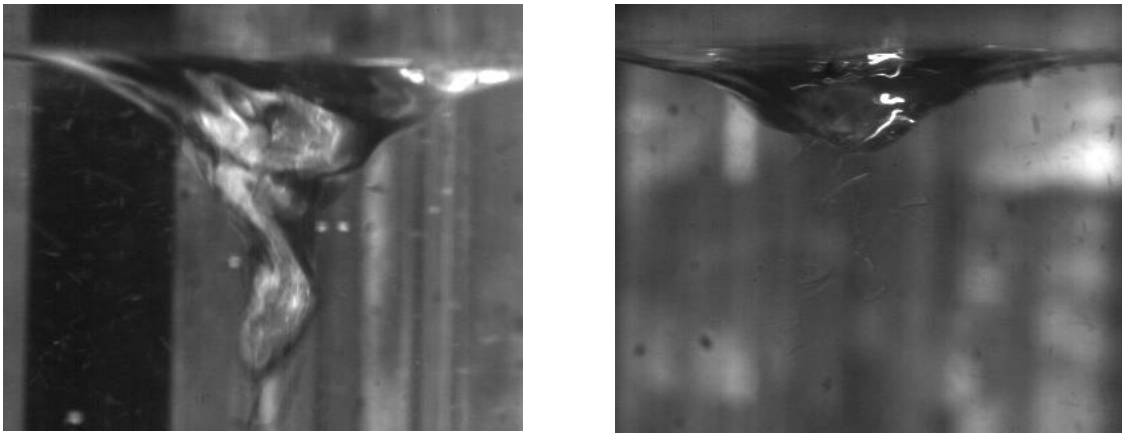


Fig. 47 : Photos des différents types de vortex observés par imagerie rapide

Tableau 19 : Essais de reproductibilité avec la méthode de mesure basée sur la vidéo rapide – Conditions nominales de débit, hauteur d'eau 619 mm.

		Caméra R		Caméra L	
		Err. profondeur	Err. diam. à mi-hauteur	Err. profondeur	Err. diam. à mi-hauteur
EI1	moyenne	3%	5%	4%	1%
	max	15%	7%	20%	4%
	min	8%	21%	1%	21%
EI3	moyenne	12%	7%	12%	20%
	max	5%	1%	35%	12%
	min	0%	0%	1%	2%

Des études vis-à-vis de l'influence du niveau libre ont été réalisées. La taille globale en termes de diamètre et profondeur moyen et maximal a été calculée pour chaque niveau. Le graphique de la Fig. 48 présente ces résultats compilés pour les 4 EI. Comme nous pouvons le voir sur ce graphique, la taille moyenne des vortex change un peu en fonction du niveau de l'eau. La profondeur moyenne des vortex a tendance à diminuer à mesure que le niveau augmente. Cela semble cohérent, car au niveau bas, la surface libre est plus proche de l'aspiration (l'ouverture de l'EI) où la vitesse descendante est élevée.

Néanmoins en terme de profondeur maximale des vortex, les plus fortes valeurs sont observées au niveau nominal, soit 786 mm. En ce qui concerne le diamètre à mi-hauteur, sa valeur moyenne et maximale sont relativement constants en fonction de la hauteur d'eau.

Les constatations de la Fig. 48 sont en cohérence avec le taux de présence mesuré par vidéo rapide et présenté dans le Tableau 20. A des fins de meilleurs compréhension, les cases des tableaux montrant les taux de présence sont colorées en fonction de leur valeur. Plus le taux de présence est élevé, plus la case est foncée, zéro étant représenté en blanc. On remarque dans le Tableau 21 que très peu de vortex ont une profondeur supérieure à 20 mm dans les zones de mesure de la Fig. 25 quelle que soit la hauteur d'eau dans la cuve. Cela peut sembler en incohérence avec la valeur maximale d'environ 45 mm constatée sur la Fig. 25, mais en raison du très faible nombre de très grands vortex observés durant toute la campagne expérimentale, le taux de présence est proche de zéro (et arrondi à zéro dans les tableaux) pour les vortex de longueur supérieure à 30 mm. On remarque une influence notable de la hauteur d'eau sur le taux de présence, celui-ci étant le plus élevé au niveau nominal (786 mm) et le plus faible à 900 mm. Ce résultat est contre intuitif car on aurait pu s'attendre à un facteur de présence le plus élevé au niveau le plus faible c'est-à-dire pour une distance entre l'entrée des EI et la surface libre la plus courte. Ceci peut, soit être dû à des effets hydrauliques spécifiques au niveau nominal et conduisant à des conditions plus favorables à l'entrainement de gaz, soit être une conséquence de la méthode de mesure. En effet les zones de mesure, présentées sur la Fig. 25, sont locales et ne permettent pas de comptabiliser l'ensemble des vortex créés autour des EI. De plus, il est possible que selon les différents niveaux étudiés, les vortex n'apparaissent pas aux mêmes endroits. Dans ces conditions, il est difficile de pouvoir conclure sur l'influence du niveau, voire d'autres paramètres en se basant sur les résultats obtenus par la méthode d'imagerie rapide. Afin de pallier ce problème, la méthodologie basée sur l'observation visuelle a été mise en place. Celle-ci est moins précise mais permet une évaluation globale des vortex.

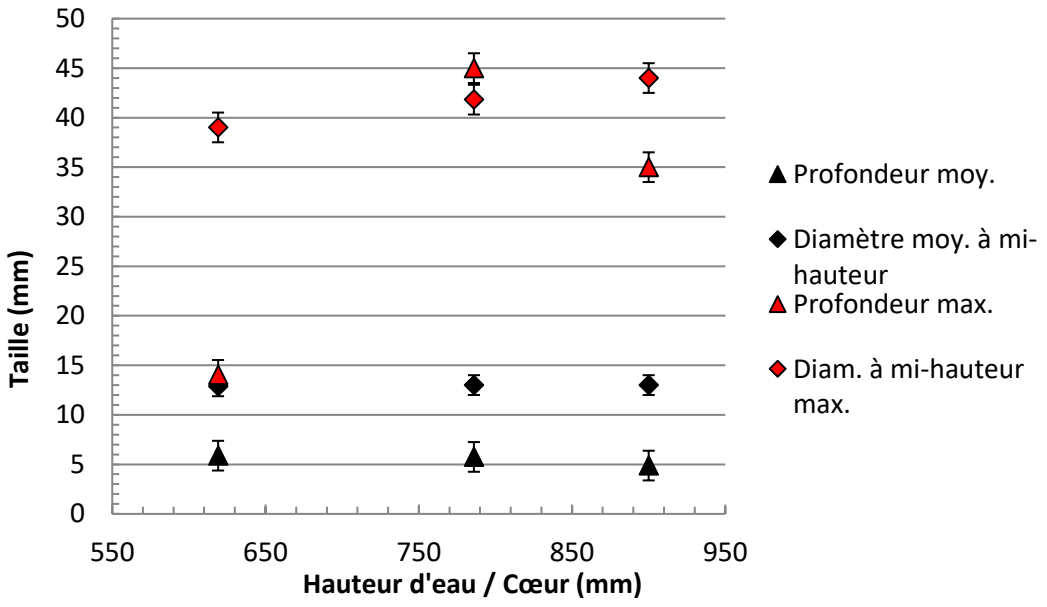


Fig. 48 : Influence du la hauteur d'eau sur la taille des vortex dans les conditions nominales.

Tableau 20 : Mesure par imagerie rapide du taux de présence - Influence du niveau sur la profondeur des vortex en conditions nominales de débit et géométrique

Hauteur d'eau (mm)	Profondeur de vortex en mm				Total
	L_{gc}<=5	5<L_{gc}<=10	10<L_{gc}<=20	L_{gc} >20	
619	0,32	0,54	0,40	0	0,89
786	0,47	0,68	0,04	0	1,20
900	0,50	0,13	0,03	0	0,66

Les Tableau 21 à Tableau 25 présentent l'évolution de la taille des vortex et du taux de présence en fonction des conditions opératoires et géométriques mesurées par observation visuelle. Le Tableau 21 et le Tableau 22 présentent des résultats aux conditions nominales (hauteur d'eau 786 mm et débit 100%). Celles-ci permettent d'évaluer la reproductibilité des essais puisque ces deux tests ont été réalisés séparément. On remarque que le taux de présence global est le même à 0,04 près (soit une erreur relative de 14%). Concernant la répartition des vortex selon leur profondeur, elle est similaire à quelques pourcents près. On note un décalage des catégories de profondeur entre 50 et 200 mm qui peut être dû à des vortex centrés sur une valeur de 100 mm. Malgré ces faibles différences et étant donnée la méthode de mesure, on peut conclure que la reproductibilité est correcte.

On note dans le Tableau 21 que le taux de présence globale diminue quand la hauteur d'eau augmente, ce qui est conforme au résultat attendu puisque, a priori, celui-ci est fonction de la distance entre la surface et l'entrée de l'EI comme montré par (Kimura et al. 2008). Ce résultat est différent de celui obtenu par imagerie rapide dans le Tableau 20, ce qui tendrait à confirmer que cette méthodologie n'est pas adaptée pour conclure sur l'influence des conditions opératoires car elle ne prend pas en compte l'ensemble des vortex présents à la surface. On remarque dans le Tableau 21 que quelle que soit la hauteur d'eau, les vortex restent de petite taille et sont inférieurs à 50 mm et n'entrainent que très peu de gaz. Des bulles sont entrainées pour les plus faible hauteurs d'eau, mais on constate expérimentalement qu'elles n'atteignent pas l'entrée des EI.

Dans le Tableau 22, on note que l'influence du débit est notable et qu'un seuil est atteint vers 80% du débit nominal. Au-dessus de cette valeur, le taux de présence global diminue légèrement avec le débit puis chute rapidement au débit de 70% pour devenir relativement constant. On constate une évolution similaire dans le Tableau 24 pour des conditions dissymétriques. Ce résultat est comparable à celui de l'étude de (Moudjed et al. 2016) dans une maquette analytique dans laquelle les conditions de vitesse n'avaient plus, à partir d'un certain seuil, d'influence sur la taille des vortex. Cette tendance tant à monter qu'il existe un ou plusieurs paramètres hydrauliques de l'écoulement dépendant du débit qui admettraient une valeur seuil pour le déclanchement des vortex en surface. Ceux-ci pourraient être la vitesse débitante à l'entrée de l'EI ou la vitesse en surface. En se référant au critère développé par (Sakai et al. 2008), ces deux vitesses se réfèrent respectivement

au gradient de vitesse descendante et à la circulation de l'Équation 14 ce qui tendrait à confirmer les paramètres du modèle.

Les Tableau 23 et Tableau 24 étudient l'influence des configurations dissymétriques. Pour rappel, ce fonctionnement spécifique du réacteur utilise seulement 2 EI. Les essais ont été réalisés afin d'étudier l'influence du débit. A noter que dans les conditions dissymétriques, un débit de 50% correspond aux mêmes conditions de vitesse en entrée d'EI qu'un débit de 100% en conditions symétriques. On remarque, d'un point de vue général, au taux élevé de vortex avec une plus forte proportion pour la configuration EI1+EI2 ouverts pour laquelle le taux de présence reste plus ou moins constant en fonction du débit. Dans les conditions EI3+EI4, comme déjà mentionné précédemment, le taux de présence est constant puis chute pour un débit de 50%. Dans ce cas, on constate que le taux de présence est très proche de celui mesuré dans les conditions nominales des Tableau 21 et Tableau 22 (respectivement les conditions, 786 mm et 100%) ce qui tendrait à montrer que la vitesse en entrée d'EI est un paramètre important sur la formation des vortex. Ce résultat n'a pas été observé sur la configuration EI1+EI2 ouvert pour laquelle, même à un débit inférieur au nominal, on observe un niveau élevé de vortex, cette différence pouvant s'expliquer par l'absence de symétrie des composants de la maquette. Concernant la taille des vortex et l'engazement, on constate une augmentation de la profondeur de ceux-ci et de l'entrainement de gaz avec le débit dans les deux configurations et que tous les vortex entrainent du gaz aux forts débit. On remarque sur les Tableau 23 et Tableau 24 que les valeurs non nulles du taux de présence sont disposées sur une diagonale ce qui implique que pour un débit donné, il existe à la surface une classe unique de vortex défini par sa profondeur. Néanmoins, ce résultat peut être dû à la méthode de mesure, les opérateurs se focalisant sur les plus grosses structures et ne remarquant pas les plus petites.

Nous avons étudié l'influence de la géométrie des EI, dans les conditions nominales de débit et de hauteur d'eau, en modifiant la taille de l'ouverture de la fenêtre et la position de celle-ci par rapport à la surface du cœur (voir Tableau 18). Le Tableau 25 présente les résultats de cette campagne de mesures comparés avec ceux obtenus dans les conditions nominales géométriques. L'altitude de la fenêtre a été modifiée vers le haut en remplaçant la virole inférieure des EI (voir Fig. 31) par une plus grande et en coulissant vers le haut la virole supérieure afin de garder la même hauteur de l'ouverture. Il résulte que le haut de la fenêtre de l'EI est plus proche de la surface libre de 66 mm par rapport à la géométrie nominale. Ces conditions montrent un taux de présence plus faible, ce qui va à l'encontre des résultats sur l'influence de la hauteur d'eau. Il reste néanmoins du même ordre de grandeur pour les petits vortex. Concernant l'ouverture de la fenêtre, elle a été diminuée de moitié en coulissant la virole supérieure vers le bas ce qui a pour conséquence de modifier à la fois la hauteur de l'ouverture et sa position par rapport à la surface libre. Les résultats montrent un taux de présence des vortex légèrement inférieure à celui en conditions géométriques nominales. Néanmoins, il est difficile de conclure sur l'influence unique de la taille de la fenêtre puisque deux paramètres ont été changés. Dans ces conditions, une nouvelle approche d'analyse des résultats est proposée en se basant sur

des nombres adimensionnels pour construire une loi empirique permettant de déterminer le taux de présence.

Tableau 21 : Mesure par observation visuelle du taux de présence - Influence du niveau sur la profondeur des vortex en conditions nominales de débit et géométrique

Hauteur	Profondeur de vortex en mm									Total
	$L_{gc}<50$		$50<L_{gc}<100$		$100<L_{gc}<200$		$200<L_{gc}<300$		$L_{gc}>300$	
	Total	Gaz	Total	Gaz	Total	Gaz	Total	Gaz	Gaz	
600	0,57	0,06	0	0	0	0	0	0	0	0,57
619	0,58	0,08	0	0	0	0	0	0	0	0,58
630	0,45	0,18	0	0	0	0	0	0	0	0,45
670	0,46	0,18	0	0	0	0	0	0	0	0,46
690	0,34	0,09	0	0	0	0	0	0	0	0,34
710	0,37	0,04	0	0	0	0	0	0	0	0,37
750	0,31	0,03	0,04	0,02	0	0	0	0	0	0,35
786	0,21	0	0,01	0	0,05	0,05	0	0	0	0,27

Tableau 22 : Mesure par observation visuelle du taux de présence - Influence du débit sur la profondeur des vortex en conditions nominales de hauteur et géométrique

Débit	Profondeur de vortex en mm									Total
	$L_{gc}<50$		$50<L_{gc}<100$		$100<L_{gc}<200$		$200<L_{gc}<300$		$L_{gc}>300$	
	Total	Gaz	Total	Gaz	Total	Gaz	Total	Gaz	Gaz	
100%	0,27	0,04	0,03	0,03	0	0	0	0	0	0,31
90%	0,28	0	0,05	0,05	0	0	0	0	0	0,33
80%	0,18	0	0,09	0,06	0	0	0	0	0	0,27
70%	0,03	0	0,08	0,03	0	0	0	0	0	0,11
60%	0,05	0	0	0	0	0	0	0	0	0,05
50%	0,06	0	0	0	0	0	0	0	0	0,06

Tableau 23 : Mesure par observation visuelle du taux de présence - Influence du débit sur la profondeur des vortex en conditions nominales de hauteur et géométrique – Configuration à 2 EI avec EI1 et EI2 ouverts.

Débit	Profondeur de vortex en mm									Total
	$L_{gc}<50$		$50<L_{gc}<100$		$100<L_{gc}<200$		$200<L_{gc}<300$		$L_{gc}>300$	
	Total	Gaz	Total	Gaz	Total	Gaz	Total	Gaz	Gaz	
65%	0	0	0	0	0,23	0,23	1,05	1,05	0	1,28
60%	0	0	0	0	1,14	1,14	0,28	0,28	0	1,42
50%	0,03	0	1,14	0,14	0	0	0	0	0	1,17
45%	0,79	0	0,42	0,19	0	0	0	0	0	1,21
40%	1,24	0	0	0	0	0	0	0	0	1,24

Tableau 24 : Mesure par observation visuelle du taux de présence - Influence du débit sur la profondeur des vortex en conditions nominales de hauteur et géométrique – Configuration à 2 EI avec EI3 et EI4 ouverts.

Débit	Profondeur de vortex en mm									Total
	$L_{gc}<50$		$50<L_{gc}<100$		$100<L_{gc}<200$		$200<L_{gc}<300$		$L_{gc}>300$	
	Total	Gaz	Total	Gaz	Total	Gaz	Total	Gaz	Gaz	
65%	0,07	0,01	0,08	0,08	0,50	0,50	0,09	0,09	0	0,74
60%	0,02	0	0	0	0,53	0,53	0,13	0,13	0	0,68
55%	0,21	0	0,46	0,29	0	0	0	0	0	0,67
50%	0,27	0	0	0	0	0	0	0	0	0,27

Tableau 25 : Mesure par observation visuelle du taux de présence - Influence de la géométrie de l'EI sur la profondeur des vortex en conditions nominales de hauteur et de débit

Géométrie	Profondeur de vortex en mm									Total
	$L_{gc}<50$		$50<L_{gc}<100$		$100<L_{gc}<200$		$200<L_{gc}<300$		$L_{gc}>300$	
Ouv. fen. 70 mm	0,19	0	0,03	0	0	0	0	0	0	0,22
Alt. bas fen. 485 mm	0,15	0	0	0	0	0	0	0	0	0,15
Cond. nom.	0,21	0	0,01	0	0	0,05	0	0	0	0,27

7.1.3. Relation empirique sur l'occurrence des vortex

Pour construire une loi empirique sur le taux de présence des vortex en fonction de nombres adimensionnels, seuls les résultats en conditions symétriques seront utilisés, le processus de formation des vortex semblant différent dans les cas des géométries dissymétriques comme nous avons pu le constater dans le paragraphe précédent. La mise en œuvre d'une analyse dimensionnelle à partir du théorème de Vashy-Buckingham permet d'identifier les nombres caractéristiques du processus de formation des vortex. La première étape consiste à repérer les variables physiques du système influençant le taux de présence. La Fig. 49 montre les différentes grandeurs géométriques pouvant être en rapport avec la création des vortex. La hauteur d'eau est un paramètre identifié par (Kimura et al. 2008) et dont l'influence a été constatée sur la maquette MICAS. Le diamètre des EI joue un rôle dans la génération des tourillons qui sont créés à sa paroi. L'ouverture de la fenêtre des EI semble être une caractéristique importante même si son rôle n'a pas été clairement prouvée durant les essais. En complétant ces paramètres avec les propriétés physiques du fluide, nous obtenons huit grandeurs qui sont présentées dans le Tableau 26. En appliquant le théorème de Vashy-Buckingham, on obtient cinq nombres adimensionnels montrés dans Tableau 27. Parmi ceux-ci, $\Pi 1$ et $\Pi 2$ sont uniquement

dépendants des paramètres géométriques. Le rapport Π2/Π4 représente le nombre de Reynold alors que $1/\sqrt{\Pi 5}$ est le nombre de Froude. L'occurrence des vortex étant dépendant de ces différents nombres, on peut estimer le taux de présence par l'Équation 44

$$K.\Pi_1^a \Pi_2^b Re^c Fr^d f = 1 \qquad \text{Équation 44}$$

(Eguchi et al. 1994) ayant montré que le nombre de Re avait un faible influence sur les vortex si celui-ci était suffisamment élevé, nous pouvons le négliger, soit c=0 dans l'Équation 44. L'influence du diamètre des EI ne pouvant pas être étudié car il ne peut pas être modifié sur la maquette MICAS, nous n'étudierons pas ce paramètre ce qui revient à ne pas prendre en compte Π2, soit b=0. Dans une première approche, nous fixerons a=1 pour être en mesure de calculer d dans l'Équation 44. La courbe de la Fig. 50 présente l'évolution du produit f.Π1 en fonction du nombre de Fr pour tous les résultats en conditions symétriques. La courbe de tendance déterminée à partir de cette série de point est présentée dans l'Équation 45 (d est alors égal à environ -5/2).

$$f.\frac{e}{H} = 29{,}41.Fr^{2{,}46} \qquad \text{Équation 45}$$

En explicitant le nombre de Fr, l'Équation 45 peut être réécrite en fonction des variables du système (Équation 46). Cette formule permet de déterminer les caractéristiques prépondérantes dans la formation des vortex à la surface et fait apparaitre que le débit et l'ouverture de la fenêtre sont les paramètres les plus importants. La hauteur d'eau entre le sommet des EI et la surface joue un rôle plus faible et il est difficile de conclure sur le rôle du diamètre des EI étant donné que nous n'avons pas pris en compte le nombre Π2 dépendant de D.

$$f = K\frac{Q^{2.46}}{D^{2{,}46} e^{3{,}46} H^{0{,}23}} \qquad \text{Équation 46}$$

La relation empirique de l'Équation 46 est intéressante pour identifier les paramètres à prendre en compte pour la conception du bloc réacteur en vue de diminuer les vortex à la surface. Néanmoins, elle est difficilement utilisable dans un code de calcul pour prédire ceux-ci.

Tableau 26 : Variables physiques entrant dans le processus de formation des vortex

Vitesse	Diamètre de l'EI	Hauteur d'eau	Ouverture de l'EI	Masse volumique	Viscosité	Pesanteur	Taux de présence
V	D	H	e	ρ	ν	g	f

Tableau 27 : Nombres adimensionnels caractéristiques du système

Π1	Π2	Π3	Π4	Π5
$\frac{e}{H}$	$\frac{D}{H}$	f	$\frac{\nu}{VH}$	$\frac{gH}{V^2}$

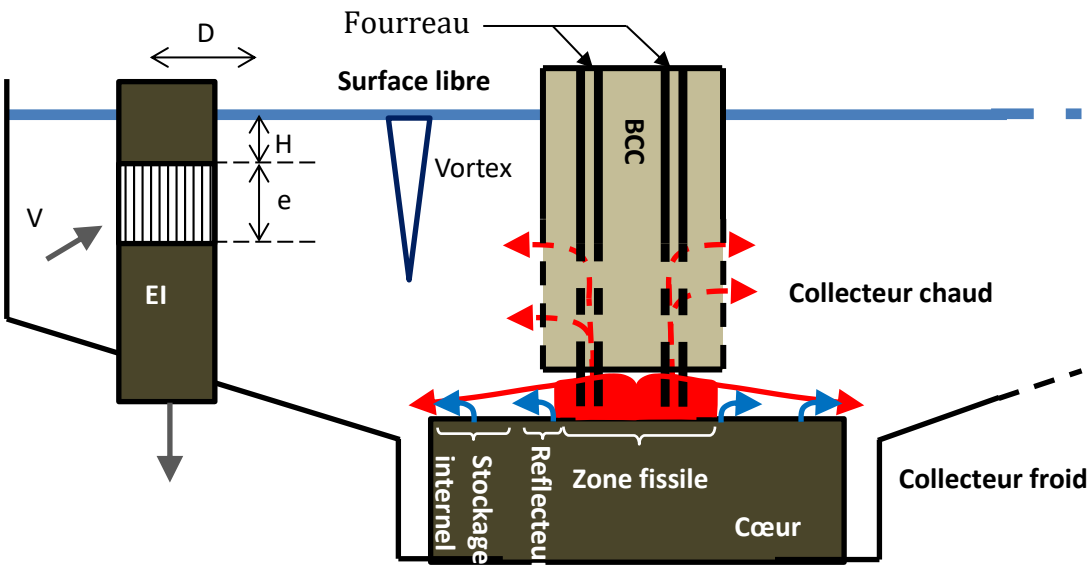


Fig. 49 : Différentes grandeurs caractéristiques de la formation des vortex

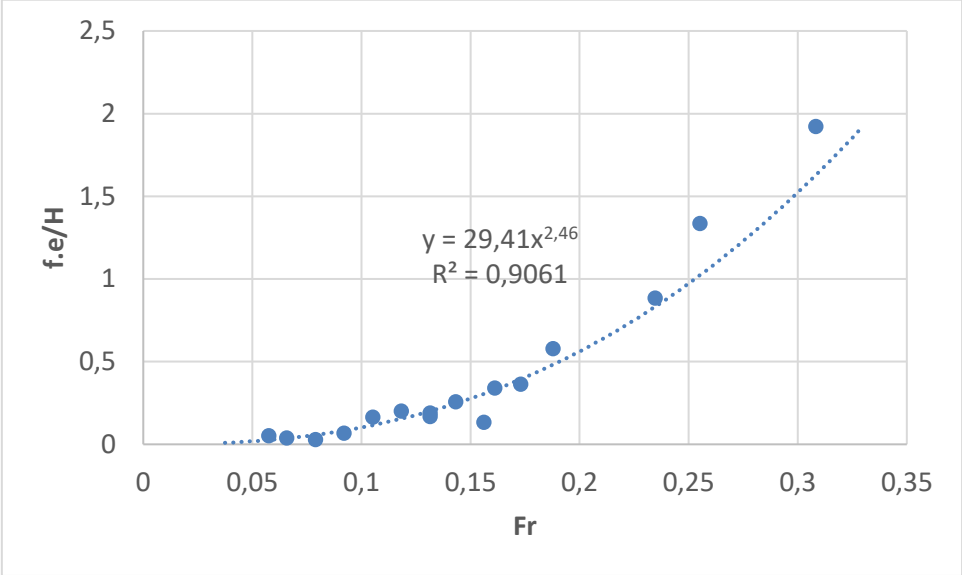


Fig. 50 : Evolution du produit de taux de présence avec Π1 en fonction du nombre de Fr.

7.1.4. Perspectives

Les méthodes de mesure mises en place pour déterminer le taux de présence des vortex conduisent pour la première à des résultats locaux et à des interrogations sur la précision des mesures pour la seconde. Dans ce cadre, il serait intéressant de disposer d'une nouvelle méthode de mesure permettant de déterminer avec précision le taux de présence en fonction des caractéristiques des vortex. Cela revient à combiner les avantages des deux techniques mises en place : faible erreur pour l'analyse par imagerie rapide et résultats globaux pour le comptage des vortex par des opérateurs. Plusieurs idées se dégagent pour satisfaire ces exigences :

- Utilisation de particules flottant à la surface permettant de déterminer la forme et les propriétés des vortex par imagerie en utilisant plusieurs caméras et développant une méthode de calibration.
- Mise en place d'un moyen de mesure basé sur la LIF (Light Induced Fluorescence) dont le principe repose sur l'excitation par un plan laser horizontal d'un colorant ajouté dans l'eau et réémettant de la lumière enregistrée par une caméra située au-dessus de la surface libre. Le cœur du vortex n'émettant pas de lumière car il est constitué d'air, cette méthode permet de déterminer la forme du vortex à différente profondeur par l'utilisation de plusieurs laser et colorants. Elle a l'avantage de pouvoir être facilement combinée à de la PIV pour mesurer les vitesses.

Ces résultats permettant d'accéder aux caractéristiques et au profil des vortex pourront être utilisés pour valider en complément les modèles des vortex.

7.2. Caractérisation des vortex pour construction d'un modèle

Le paragraphe précédent a présenté les études sur les caractéristiques des vortex en terme de diamètre, profondeur et taux de présence en fonction des conditions expérimentales (hauteur d'eau, débit, configuration de la cuve...). Elles sont utiles pour éliminer certaines options de conception qui conduisent à une forte probabilité de vortex en surface et potentiellement à de l'entraînement de gaz, mais sont difficilement utilisables pour définir des modèles implantables dans les code de calcul. Le but de cette partie est de trouver, à partir du modèle développé par (Sakai et al. 2008), une méthode permettant d'évaluer le risque d'entrainement de gaz dans les outils de simulation sans allonger le temps de calcul

7.2.1. Principe de l'étude

Dans les codes de calcul, les modèles diphasiques permettant de déterminer l'état de la surface libre sont complexes à utiliser et conduisent à des temps de calcul très longs comme cela a été évoqué au §4.2.2. La stratégie mise en place pour évaluer le risque d'entrainement de gaz par des outils de simulations reposera alors sur des calculs en monophasique plus simple à mettre en œuvre et permettant des temps de calcul raisonnables. Dans un premier temps, la surface libre est considérée plate et l'influence des vortex sur la forme de celle-ci est négligée. L'interface liquide/gaz est modélisée par une condition de glissement. Les champs de vitesse déterminés par cette méthode permettront d'identifier les zones susceptibles de développer des vortex en utilisant le critère d'entrainement de développé par (Sakai et al. 2008). Il stipule que si la longueur du vortex est égale à la distance entre la surface libre et l'entrée de l'EI, il y a entrainement de gaz. La taille du vortex, pouvant être estimée à partir du modèle de Burger selon l'Équation 14, est fonction de la circulation, du gradient de vitesse vertical et d'un coefficient correctif a priori dépendant de la géométrie du système. Le gradient de vitesse vertical et la circulation pouvant être déterminés à partir des champs de vitesse calculés

par les codes de calcul, ce critère est facilement implantable dans les outils de simulation. Le coefficient correctif doit être déterminé à partir des champs de vitesse expérimentaux mesurés autour de vortex dans des conditions d'entrainement ou non de gaz. La méthodologie mise en place dans la maquette MICAS sera alors la suivante :

- Identification des conditions opératoires pour lesquelles il y a apparition de vortex avec et sans entrainement de gaz.
- Mesure du champ de vitesse autour des vortex
- Vérification que les résultats obtenus suivent le modèle de Burger ayant servi à construire le critère d'entrainement de gaz.
- Détermination du coefficient correcteur par indentification des vortex dont la pointe atteint la fenêtre de l'EI.

7.2.2. Conditions expérimentales

Les conditions expérimentales permettant de déterminer le coefficient correctif doivent être représentatives d'une surface libre présentant des vortex entrainant ou non du gaz. La recherche de ces conditions peut se baser sur les résultats précédant concernant la cartographie des vortex et présentés dans les Tableau 21 à Tableau 25. Les vortex les plus longs et entrainant du gaz sont obtenus seulement dans les configurations à 2 EI avec des débits supérieurs à 50% de la valeur nominale alors que les configurations symétriques à 4 EI ne conduisent qu'à des petits vortex n'atteignant jamais la fenêtre d'EI. Nous avons mis en œuvre ces deux types de conditions opératoires pour mesurer la vitesse autour des vortex : symétrique à 4 EI pour les vortex n'entrainant pas de gaz et dissymétrique à 2 EI pour le vortex entrainant du gaz.

7.2.3. Comparaison des résultats expérimentaux avec le modèle de vortex de Burger

Afin de pouvoir évaluer la validité du modèle de Burger à représenter les vortex, il est nécessaire de calculer ses paramètres, c'est-à-dire le gradient de vitesse descendante α et la circulation Γ. Ceux-ci peuvent être déterminés aux moyens des mesures de vitesse obtenues par PIV sous la surface autour des vortex. La méthode consiste à calculer α en utilisant le fait que la vitesse tangentielle atteint un maximum à une certaine distance du centre du vortex. La dérivée de la vitesse tangentielle à ce point est nulle. α pourrait aussi être calculé à partir de la vitesse radiale, mais celle-ci étant très petite devant la vitesse tangentielle, les erreurs de mesures sont plus grandes. α est déterminé par la résolution de Équation 47. Γ est ensuite calculé à partir de la vitesse expérimentale maximale et de la formulation de la vitesse tangentielle du modèle de Burger présentée dans l'Équation 12. Les paramètres α et Γ sont déterminés selon plusieurs angles autour du centre du vortex. Néanmoins, comme évoqué dans le paragraphe précédent, les zones situées dans « l'ombre » du vortex ne pourront pas être exploitées.

$$-\frac{\alpha}{4\nu}r_0^2 + Ln\left(1+\frac{\alpha}{2\nu}r_0^2\right) = 0 \qquad \text{Équation 47}$$

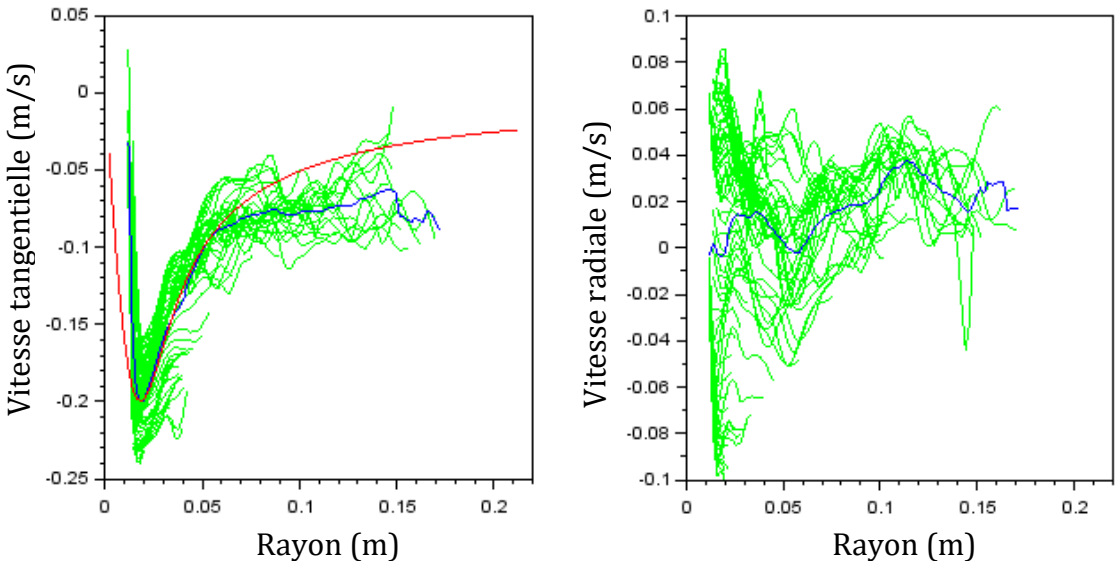


Fig. 51 : Vitesses tangentielle et radiale autour d'un vortex entrainant du gaz. Les courbes vertes sont les résultats selon différents angles autour du centre du vortex, la courbe bleue est leur moyenne et la courbe rouge sur le graphique de la vitesse tangentielle est le résultat selon le modèle de Burger.

Les graphiques de la Fig. 51 présentent un faisceau de courbes vertes correspondant aux résultats à différents angles autour du centre du vortex. Dans toutes nos analyses, ces vitesses ont été tracées sur la gamme 0-360° avec un pas de 5° en excluant les zones derrière le vortex. On remarque dans un premier temps que quelle que soit la composante de vitesse considérée, elles présentent toutes les deux de fortes disparités. La vitesse maximale tangentielle varie de plus de 60%. Comme attendu, la vitesse radiale est très petite comparée à la composante tangentielle et ne permet pas de calculer le paramètre α du modèle de Burger. Les courbes bleues représentent la moyenne sur tous les angles étudiés, soit la moyenne des courbes vertes. La moyenne de la composante tangentielle présente peu de dispersion et est relativement lisse, alors que celle de la vitesse axiale est très fluctuante. La courbe rouge sur le graphique, représentant la vitesse tangentielle du modèle de Burger, est calculée selon l'Équation 12 avec les caractéristiques α et Γ déterminées à partir de la courbe moyenne bleue et selon la méthode explicitée précédemment. On constate que le modèle de Burger correspond relativement bien aux résultats expérimentaux, sauf dans les zones proches du centre du vortex et au loin. En ce qui concerne la différence dans les zones éloignées du centre, cela est peut-être dû à l'influence de l'écoulement en surface. En effet nous n'avons pas une vitesse nulle de la surface libre, l'eau s'écoulant de la paroi externe de la maquette vers le BCC. Or le modèle de Burger ne prend pas en considération cette vitesse car il est conçu pour des surfaces au repos. Pour la région proche du centre, il est très difficile d'obtenir un résultat précis en raison de l'influence de la courbure de la surface par le vortex à cet endroit. Il est possible que les différences observées entre les vitesses expérimentales et le modèle soient dues aux erreurs de mesures. Le modèle de Burger semble tout à fait acceptable

pour reproduire les vitesses expérimentales et construire un critère d'entrainement de gaz.

7.2.4. Recherche d'un critère d'entrainement de gaz

La Fig. 52 présente les résultats en fonction de l'angle δ autour du vortex comme indiqué sur la Fig. 22 pour des cas avec et sans entrainement de gaz. On remarque, sur le graphique a) pour un vortex entrainant du gaz, que le gradient de vitesse descendante et la circulation sont plutôt constantes autour du centre de celui-ci. Cette constatation est généralisable pour l'ensemble des vortex présentant de l'entrainement de gaz. En effet, ceux-ci sont symétriques et de forme circulaire dans un plan de coupe horizontal puisqu'ils sont bien développés et sont peu influencés par l'écoulement moyen. Le cas d'un vortex n'entraînant pas de gaz est représenté sur la Fig. 52 b), le gradient de vitesse descendante et la circulation changent fortement autour du vortex. Le rapport entre la valeur maximale et la valeur minimale de la circulation est de sept fois. Ces types de vortex sont peu symétriques et parfois de forme elliptique. Ils n'ont pas assez de quantité de mouvement pour être indépendants de l'écoulement moyen en surface. Sur la Fig. 52 b), on remarque que le gradient de vitesse descendante et la circulation varient de manière opposée. Près de l'angle nul, la circulation chute considérablement tandis que la vitesse descendante augmente. Ce phénomène n'est pas encore bien expliqué.

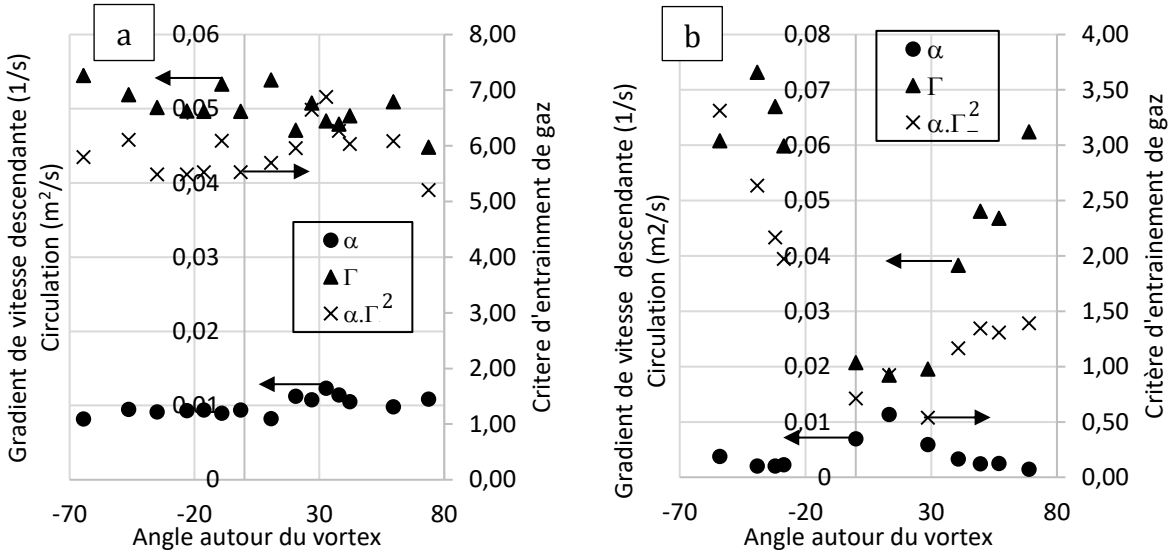


Fig. 52 : Gradient de vitesse descendante (α), circulation (Γ) et critère d'entrainement de gaz (αΓ2) pour des vortex entrainant (a) et n'entrainant pas du gaz (b).

Le critère d'entraînement de gaz exprimé dans l'Équation 14 est calculé à partir des résultats du gradient de vitesse descendant et de la circulation. Les Fig. 52 a) et b) montrent ce critère autour de deux vortex, l'un entraînant le gaz, l'autre non. Pour le cas des vortex entrainant du gaz sur le graphique a), il est plutôt constant par rapport à l'angle de mesure dans une plage de 15 %. Comme mentionné précédemment, comme les vortex qui entraînent le gaz sont symétriques, leurs caractéristiques sont constantes autour de leur centre. Sur le graphique b), pour un vortex n'entraînant pas de gaz, le critère passe

de 0,5 à environ 3,5. Ces variations tendent à suivre la courbe de la circulation puisque le critère d'entrainement de gaz dans l'Équation 14 dépend du carré de celle-ci. L'un des objectifs de ces travaux est de trouver la valeur du début de l'entraînement des gaz. Cependant, le critère change autour des vortex n'entraînant pas de gaz. Aux endroits où les valeurs sont élevées, l'entraînement de gaz est plus susceptible de se produire. Néanmoins, si on considère un volume fluide, celui-ci suit les lignes de courant générées par le vortex et tourne autour de son centre en pénétrant dans les zones de différentes valeurs du critère d'entrainement de gaz. Si l'on suppose que l'échelle de temps est suffisamment longue pour que ce volume de fluide fasse au moins une rotation avant d'atteindre la pointe du vortex, le critère d'entraînement de gaz pour ce type de vortex est évalué comme sa valeur moyenne autour du vortex.

Lors de la campagne expérimentale sur la maquette MICAS, nous avons identifié de nombreux vortex avec et sans entrainement de gaz. Nous avons effectué des mesures PIV autour de ces vortex pour obtenir les champs de vitesse dans un plan horizontal à 2 cm sous la surface. A partir de celles-ci, nous avons construit une base de données de gradient de vitesse descendante et de circulation. Pour chaque mesure de vitesse PIV autour des vortex, la circulation et le gradient de vitesse descendant sont calculés par la méthode présentée dans le paragraphe précédent. Les résultats sont classés en fonction de l'état du vortex en ce qui concerne l'entraînement des gaz. La Fig. 53 montre un tracé de l'inverse du carré de la circulation en fonction de la vitesse descendante pour différents niveaux d'eau dans la maquette. Tous les résultats expérimentaux sont annotés sans dimension comme dans l'Équation 14. Les symboles pleins sont les vortex sans entraînement, tandis que les symboles creux sont ceux avec entraînement de gaz. On remarque sur le graphique de la Fig. 53 deux tendances principales selon que les vortex entraînent ou non du gaz. Tous les résultats sans entraînement de gaz sont situés dans la partie supérieure gauche et ceux avec entraînement de gaz sont dans la partie inférieure droite. Deux lignes, passant par les valeurs limites hautes et basses des vortex entrainant ou non du gaz, séparent ces deux zones comme le montre la Fig. 53. L'aire, à l'intérieur de ces deux lignes, constitue une zone d'incertitude sur l'état des vortex concernant l'entrainement de gaz. Si on considère une ligne médiane, cela valide expérimentalement le critère défini dans l'Équation 14 puisqu'on peut écrire que $1/\Gamma^{\#2}=K.\alpha^{\#}$.

Le graphique de la Fig. 53 montre en complément l'influence du niveau d'eau sur les paramètres des vortex, en termes de gradient de vitesse descendante et de circulation. Tout d'abord, on remarque que le vortex le plus faible se situe au niveau 684 mm, le niveau nul ayant pour référence la surface du cœur. En effet, pour ce niveau précis, le débit étant très faible, il ne favorise pas l'apparition de vortex en surface. Entre les niveaux 786 et 619 mm, la différence semble moins évidente. Cependant, les points du niveau 619 mm se rapprochant des lignes qui divisent les deux zones caractérisant le comportement des vortex, ce niveau semble être plus susceptible à favoriser l'entrainement de gaz.

Le graphe de la Fig. 54 présente ce critère d'entraînement de gaz appliqué aux résultats de la campagne expérimentale MICAS. D'après les résultats de la Fig. 54, nous pouvons affirmer que le critère de début de l'entraînement de gaz est compris entre 4,5 et 6. Dans la zone gris clair de ce graphique, aucun vortex n'entraîne de gaz en dessous de la valeur

de 4,5, mais de l'entraînement gaz se produit pour tous les vortex au-dessus d'une valeur de 6. Afin d'être enveloppe, nous pouvons définir le critère expérimental de non-entraînement de gaz lorsque $\alpha^{\#}.\Gamma^{\#2}<4,5$. On peut remarquer que celui-ci est plus petit d'un rapport 50 par rapport à celui théorique calculé par (Sakai et al. 2008). Cela signifie que les vortex dans notre configuration sont plus susceptibles d'entraîner du gaz. La turbulence peut jouer un rôle dans ce résultat car le modèle Burger n'en tient pas compte. La géométrie peut également influencer le critère d'entraînement de gaz, notamment la conception de l'entrée des EI. En effet, dans de nombreuses expériences analytiques (Ezure et al. 2008; Patwardhan et al. 2012; Moudjed et al. 2016), les vortex sont créés en aspirant l'eau à l'aide d'un tube vertical en fond de cuve. Dans la maquette MICAS, le fluide sort horizontalement à travers des EI.

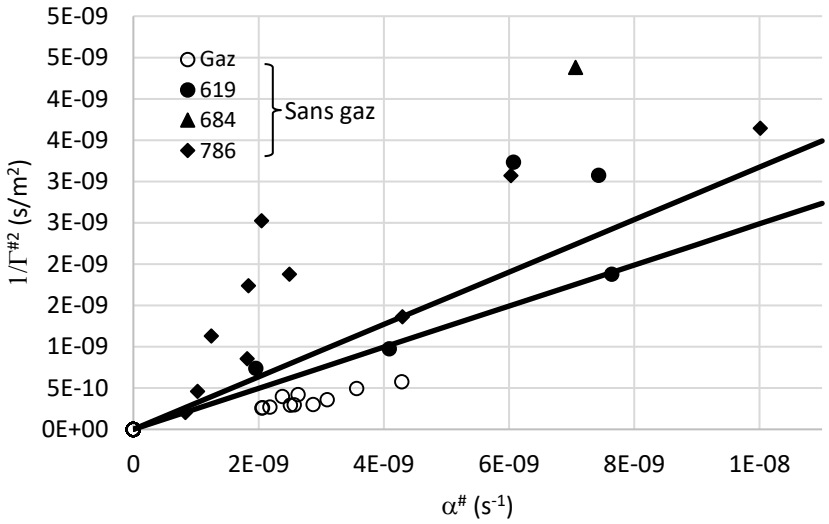


Fig. 53 : Inverse de la circulation au carré en fonction du gradient de vitesse descendante pour des vortex entrainant ou non du gaz et différentes hauteurs d'eau.

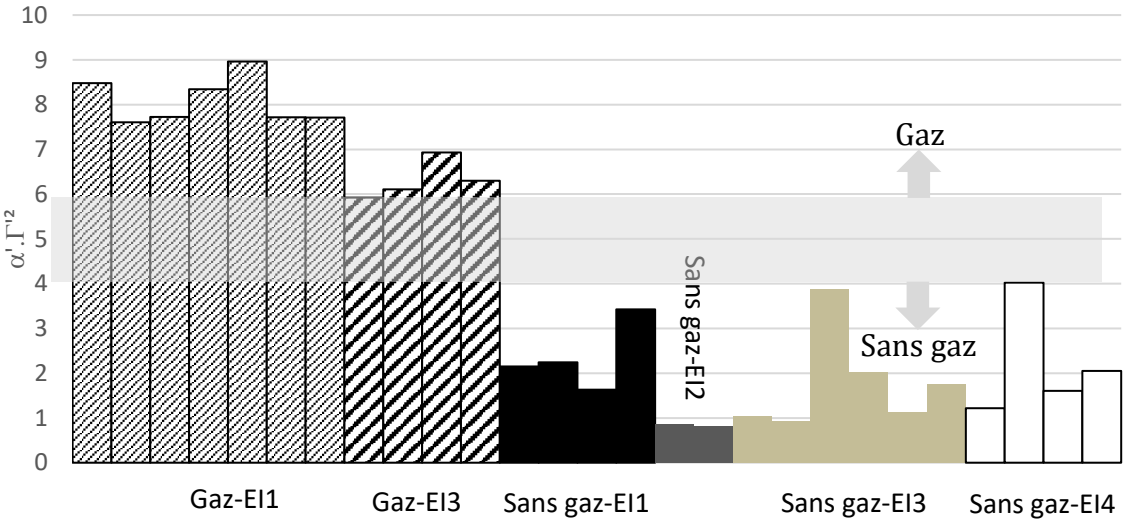


Fig. 54 : Critère d'entrainement de gaz en fonction du type de vortex et de l'emplacement.

Le graphique de la Fig. 54 compare par ailleurs le comportement du critère d'entraînement de gaz par rapport à l'emplacement des EI. Tout d'abord, nous notons que l'entraînement de gaz ne se produit qu'autour des EI1 et 3 et pour la configuration dissymétrique lorsque deux EI sont fermés. Bizarrement, on n'observe pas d'entraînement de gaz pour les EI2 et 4 avec cette condition de fonctionnement spécifique, malgré une géométrie plutôt symétrique du plénum supérieur.

A partir de cette campagne expérimentale, il est possible d'intégrer ce critère d'entrainement de gaz dans les codes de calcul en utilisant une valeur ajustée des paramètres de celui-ci.

7.3. Conclusions sur l'entrainement de gaz et perspectives

La présence de gaz dans le cœur des RNR, conduisant à des problèmes de sureté, doit être évitée. L'origine de celui-ci est diverse, mais provient principalement de l'entrainement de l'argon à la surface libre par des vortex dans les EI. Cette problématique étant difficilement simulable par les codes de calcul en raison de la complexité physique et géométrique, le recours aux maquettes est nécessaire, la phénoménologie de l'écoulement en surface libre étant conservée grâce à l'analyse dimensionnelle au travers du nombre de Froude. L'état de l'art fait apparaître de nombreux travaux sur des maquettes analytiques à échelles réduites dont les résultats permettent d'établir des corrélations d'apparition des vortex en fonction des nombres adimensionnels du système et de sa géométrie. Néanmoins, ces études sont très dépendantes de la configuration de la maquette et leurs résultats ne peuvent pas être complétement exploités dans le cas réel. Afin d'être viable pour garantir le non entrainement de gaz, les études doivent être menées sur des installations représentatives de la géométrie de la cuve et à une échelle suffisante. Dans ce but, des campagnes d'essais ont été conduites sur la maquette MICAS dans de multiples conditions géométriques et expérimentales. Elles ont permis d'établir à une relation empirique sur l'apparition des vortex en fonction du nombre de Froude et des caractéristiques géométriques de la cuve et des EI. D'autres travaux, basés sur la mesure du champ de vitesse à quelques centimètres sous la surface, ont abouti, à partir d'un modèle de vortex, à un critère d'entrainement de gaz basé sur les données locales de l'écoulement. Celui-ci peut être implanté dans les codes de calcul en utilisant les paramètres définis sur la maquette MICAS.

Le coefficient correcteur du critère d'entrainement de gaz déterminé expérimentalement est très différent de sa valeur théorique. Ceci peut provenir de diverses origines telles qu'un modèle de vortex non adapté à notre système. D'autres études doivent être engagées en utilisant par exemple le modèle de Li-Einstien qui semble plus adapté à notre cas que les autres cités dans ce document et utilisés pour développer le critère d'entrainement de gaz. Il est néanmoins plus complexe et demande plus d'effort pour développer un critère d'entrainement de gaz. Une thèse sur ce sujet devrait

démarrer fin 2024 sur une installation analytique de taille réduite mais représentative des principaux phénomènes. Elle permettra de fournir des résultats complémentaires nécessaires à cette tâche.

8. Conclusion

Les besoins en nouveaux résultats pour le développement du réacteur ASTRID refroidi au sodium ont conduit à la réalisation de la plateforme PLATEAU permettant d'accueillir des maquettes utilisant un fluide simulant, les expérimentations en sodium étant relativement complexes. A partir de l'analyse dimensionnelle, il est possible de conserver la même phénoménologie sur des installations à échelle réduite et ainsi d'être en mesure de pouvoir étudier les diverses problématiques identifiées sur ce type de réacteur. La maquette MICAS, représentative du collecteur chaud, a été développée selon cette philosophie. Elle a permis, en substance, d'étudier les problèmes d'entrainement de gaz et d'investiguer l'écoulement dans la cuve chaude.

L'état de l'art antérieur des maquettes de réacteur refroidi au sodium a permis d'établir une méthodologie d'étude de l'écoulement dans le plénum supérieur. La caractérisation de celui-ci a été réalisée en deux étapes. Dans un premier temps, nous nous sommes intéressés aux aspects hydrauliques sans prendre en compte les effets thermiques. La seconde partie a consisté à inclure les forces de flottabilité. L'instrumentation s'est principalement basée sur la technique de PIV pour mesurer les vitesses et des thermocouples pour la température. Les conditions expérimentales ont été déterminées en conservant le nombre de Froude pour les études hydrauliques et le nombre de Richardson pour les essais en thermohydraulique. Afin de prendre en compte la fuite thermique du collecteur chaud vers le collecteur, une injection d'eau froide a été rajoutée au pied du cœur dans la maquette MICAS. L'investigation du champ de vitesse autour du cœur montre un jet impactant le BCC puis longeant la surface du cœur, les mesures suivant différents azimuts présentant un écoulement relativement symétrique. L'étude en conditions hydrauliques au niveau des EI a conclu que ceux-ci étaient principalement alimentés par le bas de la fenêtre quelles que soient les conditions opératoires. Le débit traversant le BCC a été déterminé suivant deux méthodologie : par intégration des vitesses, ou en établissant un abaque débit/pertes de charge dans le BCC. Les valeurs mesurées sont supérieures à celles déterminées par les codes de calcul mais restent du même ordre de grandeur. Les études en conditions thermohydrauliques ont principalement porté sur la problématique de relèvement de jet, ce comportement pouvant engendrer de la fatigue thermique sur les composants immergés. Ces travaux se sont basés sur la recherche du Richardson critique, valeur de ce nombre adimensionnel pour lequel le jet se relève. Les deux méthodologies mises en place ont permis d'encadrer celui-ci, mais d'autres essais sont nécessaires pour obtenir une valeur plus précise.

L'entrainement de gaz de la surface libre vers le cœur est une problématique importante en termes de sureté des réacteurs à neutrons rapides. Elle a été étudiée sur la maquette MICAS en utilisant une approche en similitude. Les paramètres de la campagne d'essais ont été définis en conservant le même nombre de Froude sur la maquette et le réacteur. Les vortex étant la principale cause de l'entrainement de gaz, leur apparition a

été comptabilisée à la surface libre de la maquette MICAS au moyen de caméras rapides et par des opérateurs. Ces mesures ont conclu que les vortex sont de petites tailles dans les conditions opératoires nominales, mais peuvent atteindre de très grandes dimensions dans les configurations dissymétriques pour lesquelles seulement deux EI sont ouverts. L'ensemble de ces résultats a été compilé afin d'établir une corrélation sur l'apparition des vortex en fonction du nombre de Froude et des paramètres géométriques du système. Les codes de calcul ne pouvant modéliser l'entrainement de gaz en raison de la complexité physique et géométrique, un critère définissant le début de l'entrainement du gaz au travers des EI a été développé en utilisant un modèle de vortex. Des mesures de vitesse par PIV sous la surface libre dans la maquette MICAS ont permis de déterminer les paramètres correctifs à ce critère.

L'ensemble de ces travaux a fourni une grande quantité de résultats dont seulement une partie a été présentée dans ce mémoire. En raison de l'arrêt des activités sur les maquettes en fluide simulant en 2019, beaucoup de mesures n'ont pas pu être exploitées, et certaines études nécessitent des compléments aux vues des conclusions obtenues. En particulier, une grande partie des températures acquises durant les essais thermohydrauliques n'a pas été traitée. Il en va de même pour l'étude du comportement de l'écoulement en fonction de la puissance du réacteur. L'analyse de ces travaux reste en cours en fonction du temps disponible dont je dispose vis-à-vis des autres projets que j'ai en charge. Des compléments d'étude sont prévus sur l'entrainement de gaz au travers d'une thèse débutant fin 2024 dont je serai superviseur. Elle vise à effectuer de nouvelles expérimentations sur un banc analytique mais représentatif de la phénoménologie de la maquette MICAS. Ces travaux sont destinés à définir un modèle plus précis de vortex et d'entrainement de gaz.

9. Références

Banerjee, I., L. Chandra, D. Laxman, A. Kumar, C. Gopal, N S Shivakumar, G Padmakumar, C Anand Babu, G Vaidyanathan. 2007. « Gas Entrainment in Scaled Model of Pool Type LMFBR », Proceedings of ICAPP 2007, Nice, France, May 13-18, 2007.

Banerjee, I., T. Sundararajan, R. Sangras, K. Velusamy, G. Padmakumar, K. Rajan. 2013. « Development of Gas Entrainment Mitigation Devices for PFBR Hot Pool ». *Nuclear Engineering and Design* 258 (May):258-65. https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2013.02.014.

Baum, M., M. Cook. 1975. « Gas Entrainment at the Free Surface of a Liquid: Entrainment Inception at a Vortex with an Unstable Gas Core ». *Nuclear Engineering and Design* 32 (2): 239-45. https://doi.org/10.1016/0029-5493(75)90133-8.

Bhatia, H., U. Bieder, D. Guenadou. 2021. « Rankine-Vortex Model Based Assessment of CFD Methods for Simulating the Effect of Gas Entrainment Observed in the Hot-Pool of Sodium Coold Fast Breeder Reactors ». *Progress in Nuclear Energy* 137 (July):103794. https://doi.org/10.1016/j.pnucene.2021.103794.

Bianchi L., Guenadou D., Methout S. 2007. « La projection plasma appliquée à la réalisation de microstructures innovantes. » *Chocs*, n° 34, 24-31.

Bianchi L., Guenadou D., Methout S., Cornilleau L. 2006. Empilement étanche de pile à combustible. CEA WO2007042503A1, dépôt 2006, et parution 2006.

Bieder, U., J. Maillard, Y. Gorsse, D. Guenadou. 2019. « CFD Analysis of the Flow in the MICAS Experimental Facility, a Water Model of the Hot Pool of a Sodium Cooled Fast Reactor ». *Nuclear Engineering and Design* 350 (August):67-77. https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2019.04.033.

Bomelburg, H.J. 1968. « An evaluation of the application of water model testing of liquid metal engineering problems ». *Liquid Metal Engineering Center Report* 4 (Feb.).

Bonin, B. 2014. « Pourquoi le sodium ?... » *Les réacteurs nucléaires à caloporteur sodium*, 2014, Le Moniteur édition.

Brothier M., Gramondi P., Poletiko C., Guenadou D., Meillot E., Lorcet H., Michon U., Onofri F., Mariaux G. 2007. « Syngas production from the biomass gasification by plasma torch ». In 18th International Symposium on Plasma Chemistry, (ISPC18). Kyoto, Japan.

Brothier M., Guenadou D., Gramondi P. 2008. Dispositif d'injection de charge liquide à mélanger/convertir au sein d'un dard plasma ou d'un flux gazeux. CEA EP2198677B1, dépôt 2008, parution 2008.

Burgers, J. 1948. « A mathematical model illustrating the theory of turbulence ». In *Advances in Applied Mechanics*, edited by R. Von Mises T. Von Kármán, 1:171-99. Elsevier. https://doi.org/10.1016/S0065-2156(08)70100-5.

Caruso, G, L Cristofano, M Nobili, D Vitale Di Maio. 2014. « Experimental Investigation of Free Surface Vortices and Definition of Gas Entrainment Occurrence Maps ». *Journal of Physics: Conference Series* 501 (April):012019. https://doi.org/10.1088/1742-6596/501/1/012019.

Castro, A., J. Li, P. Carrica. 2016. « A mechanistic model of bubble entrainment in turbulent free surface flows ». *International Journal of Multiphase Flow* 86 (Nov.):35-55. https://doi.org/10.1016/j.ijmultiphaseflow.2016.07.005.

Catoire, Laurent, Mohammed Yahyaoui, Antoine Osmont, Iskender Gökalp, Meryl Brothier, Hélène Lorcet, David Guénadou. 2008. « Thermochemistry of Compounds Formed during Fast Pyrolysis of Lignocellulosic Biomass ». *Energy & Fuels* 22 (6): 4265-73. https://doi.org/10.1021/ef800418z.

CEA. 2015. « Avancées des recherches sur la séparation-transmutation et le multi-recyclage du plutonium dans les réacteurs à flux de neutrons rapides ». https://www.cea.fr/multimedia/Documents/publications/rapports/avancees-recherches-separation-transmutation-et-multirecyclage-pu-rnr.pdf.

Chellapandi, P., K. Velusamy. 2015. « Thermal hydraulic issues and challenges for current and new generation FBRs ». *Nuclear Engineering and Design* 294 (Dec.):202-25. https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2015.09.012.

Chen, Y.-L., C. Wu, M. Ye, X.-M. Ju. 2007. « Hydraulic Characteristics of Vertical Vortex at Hydraulic Intakes ». *Journal of Hydrodynamics, Ser. B* 19 (2): 143-49. https://doi.org/10.1016/S1001-6058(07)60040-7.

Chitt, Mira. 2019. « Simultaneous Measurements of Velocity and Temperature by Non-Intrusive Optical Methods in a Complex Geometry: Application to the Upper Plenum of the Sodium Cooled Reactor ASTRID ». Cadarache: Université Paris-Saclay.

Clift, R. 1978. « Bubbles, drops, and particles ». *Drying Technology* 11 (Jan.):263-64.

Cristofano, L., M. Nobili, G. Caruso. 2014a. « Experimental study on unstable free surface vortices and gas entrainment onset conditions ». *Experimental Thermal and Fluid Science* 52 (Jan.):221-29. https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2013.09.015.

Cristofano, L, M Nobili, G Caruso. 2014b. « Numerical Evaluation of Gas Core Length in Free Surface Vortices ». *Journal of Physics: Conference Series* 547 (Nov.):012030. https://doi.org/10.1088/1742-6596/547/1/012030.

Cristofano, L., M. Nobili, G. Romano, G. Caruso. 2016. « Investigation on bathtub vortex flow field by Particle Image Velocimetry ». *Experimental Thermal and Fluid Science* 74 (June):130-42. https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2015.12.005.

Eguchi, Y., N. Tanaka. 1994. « Experimental Study on Scale Effect on Gas Entrainment at Free Surface ». *Nuclear Engineering and Design* 146 (1-3): 363-71. https://doi.org/10.1016/0029-5493(94)90342-5.

Eguchi, Y., K. Yamamoto, T. Funada, N. Tanaka, S. Moriya, K. Tanimoto, K. Ogura, T. Suzuki, I. Maekawa. 1994. « Gas entrainment in the IHX vessel of top-entry loop-type LMFBR ». *Nuclear Engineering and Design* 146:373-81.

Einstein, A., H. Li. 1955. « Le Vortex Permanent Dans Un Fluide Réel ». *La Houille Blanche* 41 (4): 483-96. https://doi.org/10.1051/lhb/1955047.

Ezure, T., K. Ito, M. Tanaka, H. Ohshima, Y. Kameyama. 2019. « Experiments on gas entrainment phenomena due to free surface vortex induced by flow passing beside stagnation region ». *Nuclear Engineering and Design* 350 (August):90-97. https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2019.04.036.

Ezure, T., N. Kimura, K. Hayashi, H. Kamide. 2008. « Transient Behavior of Gas Entrainment Caused by Surface Vortex ». *Heat Transfer Engineering* 29 (8): 659-66. https://doi.org/10.1080/01457630801980574.

Ezure, T., N. Kimura, H. Miyakoshi, H. Kamide. 2011. « Experimental Investigation on Bubble Characteristics Entrained by Surface Vortex ». *Nuclear Engineering and Design* 241 (11): 4575-84. https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2010.09.021.

Fichot, F., L. Carénini, M. Sangiorgi, S. Hermsmeyer, A. Miassoedov, S. Bechta, J. Zdarek, D. Guenadou. 2018. « Some Considerations to Improve the Methodology to Assess

In-Vessel Retention Strategy for High-Power Reactors ». *Annals of Nuclear Energy* 119 (Sept.):36-45. https://doi.org/10.1016/j.anucene.2018.03.040.
Fichot, F, L Carénini, Marco Sangiorgi, Stephan Hermsmeyer, Alexei Miassoedov, S Bechta, Jiri Zdarek, D Guenadou. 2017. « Status of the IVMR project: First steps towards a new methodology to assess In-Vessel Retention Strategy for high-power reactors ». In Proceeding of the 8th European Review Meeting on Severe Accident Research - ERMSAR-2017, Warsaw, Poland.
Grewal, Sukhminder, Emil Gluekler. 1982. « Water Simulation of Sodium Reactors ». *Chemical Engineering Communications* 17 (1-6): 343-60. https://doi.org/10.1080/00986448208911637.
Guenadou D., Aubert P., Biscay V., Descamps J-P. 2017. « Flow analysis in the upper plenum of the micas model in support of the astrid reactor program ». In NURETH17, Xian, China. https://hal.science/hal-02433888.
Guenadou, D., P. Aubert, J-P. Descamps. 2021. « Gas Entrainment in the Mock-up of the Upper Plenum of a Sodium Cooled Reactor ». *Nuclear Engineering and Design* 383 (Nov.):111448. https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2021.111448.
Guenadou, D., P. Aubert, J.-P. Descamps. 2022. « Effect of the Operating Conditions on the Behavior of the Flow Outgoing the Core of a SFR Reactor ». *Nuclear Engineering and Design* 393 (July):111797. https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2022.111797.
Guenadou D., Aubert P., Descamps J-P. 2023. « Flow Rate Measurement across the Upper Core Structure of a Sodium Fast Reactor ». In NURETH20, Washington, USA.
Guenadou, D., Luc Bianchi, Eric Puzenat. 2006. « Methane Reforming Deposit by Suspension Plasma Spraying ». In CIMTEC 2006, 2077-82. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AST.45.2077.
Guenadou D., Lorcet H., Brothier M., Gramondi P., Michon U., Onofri F., Vardelle M., Mariaux G. 2008. « Gasification of biomass by thermal plasma ». In 7th International Symposium of High Temperature Air Combustion and Gasification (HiTAG 2008), Phuket, Thailand.
Guenadou, D., H. Lorcet, J. Peybernès, L. Catoire, A. Osmont, I. Gökalp. 2012. « Plasma Thermal Conversion of Bio-Oil for Hydrogen Production: Bio-Oil for Hydrogen Production ». *International Journal of Energy Research* 36 (3): 409-14. https://doi.org/10.1002/er.1894.
Guenadou, D., H. Lorcet, S. Poulain, J. Peybernès. 2009. « Optimisation of the working parameters for gasification of a bio-oil in a thermal plasma ». In Proceedings ISPC19-2009, Bochum, Germany–*P3*, 16:71.
Guenadou, D, H Lorcet, S Poulain, J Peybernes, U Michon, A Hacalat. 2009. « Innovative Plasma Allothermal Process for Production of Lignocellulosic Bio-Fuel ». In 17th European Biomass Conference & Exhibition, Hamburg, Germany.
Guenadou, D., E. Meillot. 2003. « Plasma Spraying Flow Modeling: Generation of the Plasma Column and Turbulent Flow into a Dense Atmosphere ». In ITSC2003, editor Basil R. Marple Christian Moreau, 955-63. Orlando, Florida, USA. https://doi.org/10.31399/asm.cp.itsc2003p0955.
———. 2004. « Modeling of Inductively Coupled Plasma Flows in a Reactor: Comparison with Experimental Results ». In ITSC2004, editor Basil R. Marple Christian Moreau, 747-52. Osaka, Japan. https://doi.org/10.31399/asm.cp.itsc2004p0747.
Guenadou, D., E. Meillot, A. Saget. 2005. « Particle Treatment Modeling in a Time-Dependent D.C. Plasma Flow ». In ITSC2005, editor E. Lugscheider, 326-31. Basel, Switzerland. https://doi.org/10.31399/asm.cp.itsc2005p0326.

Guenadou D., Tkatschenko I., Aubert P. 2015. « Plateau facility in support to ASTRID and the sfr program: an overview of the first mock-up of the ASTRID upper plenum, MICAS ». In NURETH16. Chicago, USA.

Guenadou, D., E. Verloo. 2012. « Presentation of the RESCUE facilities for in Vessel Corium Retention studies: Toolbox for improving the modelling ». In 21st International Nuclear Energy New Europe Conference, Ljubljana, Slovenia, Sept, 5-7.

Guenadou, D, Eric Verloo, Milan Bachraty, Miroslav Barnak, Peter Matejovic, Martin Kubic. 2013. « Analysis of the VVER-440/V213 External Cooling System: Relevant Experiments on the Rescue Facility for Modeling with Astec and Relap ». In Proceeding of the 6th European Review meeting on Severe Accident Research (ERMSAR-2013), Avignon, France.

Guidez, J., G. Prêle. 2017. *SUPERPHENIX: les acquis techniques et scientifiques*. Paris: Atlantis Press.

Hirakawa, Moe, Yuichiro Kikuchi, Takaaki Sakai, Masaaki Tanaka, Hiroyuki Ohshima. 2018. « Study on Gas Entrainment From Unstable Drifting Vortexes on Liquid Surface ». In *Volume 9: Student Paper Competition*, V009T16A091. London, England: American Society of Mechanical Engineers. https://doi.org/10.1115/ICONE26-82477.

Hoffmann, H., K. Marten, D. Weinberg, H.H. Frey, K. Rust, Y. Ieda, H. Kamide, H. Ohshima, H. Ohira. 1995. « Summary report of RAMONA investigations into passive decay heat removal ». FZKA 5592. Forschungszentrum Karlsruhe.

Holtorff, G. 1964. « La surface libre et les conditions de similiture du vortex ». *La Houille Blanche*, nº 3, 377-84.

I.E Idel'Cik. 1979. *Memento des pertes de charges*. Paris, France: Eyrolles.

Ito, K., T. Sakai, Y. Eguchi, H. Monji, H. Ohshima, A. Uchibori, Y. Xu. 2010. « Improvement of Gas Entrainment PredictionmMethod—Introduction of Surface TensioneEffect— ». *Journal of Nuclear Science and Technology* 47 (9): 771-78. https://doi.org/10.1080/18811248.2010.9711653.

Jourdy, Benjamin. 2023. « Analyse des effets d'échelle sur le comportement thermo-hydraulique de jets impactants ». http://www.theses.fr/2023LORR0063/document.

Khan, F., M. Panchagnula, K. Velusamy. 2020. « Experimental and computational investigations of gas entrainment in SFR due to rotation of partially submerged pump shaft ». *Annals of Nuclear Energy* 143 (August):107413. https://doi.org/10.1016/j.anucene.2020.107413.

Kimura, N., T. Ezure, H. Miyakoshi, H. Kamide, T. Fukuda. 2010. « Experimental Study on Gas Entrainment Due to Nonstationary Vortex in a Sodium Cooled Fast Reactor—Comparison of Onset Conditions between Sodium and Water ». *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power* 132 (10): 102908. https://doi.org/10.1115/1.4000621.

Kimura, N., T. Ezure, A. Tobita, H. Kamide. 2008. « Experimental Study on Gas Entrainment at Free Surface in Reactor Vessel of a Compact Sodium-Cooled Fast Reactor ». *Journal of Nuclear Science and Technology* 45 (10): 1053-62. https://doi.org/10.1080/18811248.2008.9711892.

Kimura, N., K. Hayashi, H. Kamide, M. Itoh, T. Sekine. 2005. « Experimental Study on Flow Optimization in Upper Plenum of Reactor Vessel for a Compact Sodium-Cooled Fast Reactor ». *Nuclear Technology* 152 (2): 210-22. https://doi.org/10.13182/NT05-A3671.

Kubic, Martin, Milan Bachraty, Miroslav Barnak, Peter Matejovic, David Guenadou, Eric Verloo. 2013. « Analysis of RESCUE external reactor cooling experiments using RELAP5 Mod3. 3 and ASTEC V2. 0 codes ». In International Conference on Nuclear Engineering, 55836:V006T16A013. American Society of Mechanical Engineers.

Le Coz, P. 2014. « Le projet ASTRID (juin 2013) ». *Les réacteurs nucléaires à caloporteur sodium*, 2014, Le Moniteur édition. https://www.cea.fr/Documents/monographies/reacteurs-nucleaires-sodium-pourquoi-reacteurs-rapides-sodium.pdf.

Lee, Jong H., Il S. Park. 2022. « Magnetohydrodynamic Stabilizer Suppressing Gas Entrainment for Safety Improvement in a Sodium-cooled Fast Reactor ». *International Journal of Energy Research* 46 (15): 23595-614. https://doi.org/10.1002/er.8659.

Li, H.-F., H.-X. Chen, Z. Ma, Y. Zhou. 2008. « Experimental and Numerical Investigation of Free Surface Vortex ». *Journal of Hydrodynamics* 20 (4): 485-91. https://doi.org/10.1016/S1001-6058(08)60084-0.

Lijukrishnan, P., et al. 2022. « Experimental thermal hydraulic studies in large-scale model test facilities towards development and validation of SFR components ». In *AIEA Technical Meeting on State-of-the-art Thermal Hydraulics of Fast Reactors*. Brasimone, Italy.

Lorcet, H., M. Brothier, D. Guenadou, C. Latge, Armelle Vardelle. 2010. « Modeling Bio-Oil Gasification by a Plasma Process ». *High Temperature Material Processes (An International Quarterly of High-Technology Plasma Processes)* 14 (1-2): 11-27. https://doi.org/10.1615/HighTempMatProc.v14.i1-2.20.

Lorcet, H, D Guenadou, C Latge, M Brothier, G Mariaux, A Vardelle. 2009. « Kinetics modeling of biomass gasification under thermal plasma conditions. Application to a refractory species: the methane ». In International symposium on plasma chemistry, Germany, Bochum, Germany.

Meillot, E., D. Guenadou. 2004. « Thermal Plasma Flow Modeling: A Simple Model for Gas Heating and Acceleration ». *Plasma Chemistry and Plasma Processing* 24 (2): 217-38. https://doi.org/10.1023/B:PCPP.0000013199.93932.5a.

Meillot E. Guenadou D. 2005. Dispositif et procédé de destruction de dechets liquides, pulverulents ou gazeux par plasma inductif. CEA EP1716365B1, dépôt 2005, parution 2005.

Meillot, E., D. Guenadou, C. Bourgeois. 2006. « Effect of Time-Dependent D.C. Plasma Flow on Particle Treatment ». *High Temperature Material Processes (An International Quarterly of High-Technology Plasma Processes)* 10 (2): 219-30. https://doi.org/10.1615/HighTempMatProc.v10.i2.50.

———. 2008. « Three-Dimension and Transient D.C. Plasma Flow Modeling ». *Plasma Chemistry and Plasma Processing* 28 (1): 69-84. https://doi.org/10.1007/s11090-007-9108-9.

Moudjed, B., J. Excoffon, R. Riva, L. Rossi. 2016. « Experimental Study of Gas Entrainment from Surface Swirl ». *Nuclear Engineering and Design* 310 (Dec.):351-62. https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2016.10.019.

Murakami, T., Y. Eguchi, K. Oyama, O. Watanabe. 2015. « Reduced-Scale Water Test of Natural Circulation for Decay Heat Removal in Loop-Type Sodium-Cooled Fast Reactor ». *Nuclear Engineering and Design* 288 (July):220-31. https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2015.04.007.

Padmakumar, G., V. Prakash, I. Banerjee, M. Thirumalai, C. Anand Babu, R. Prabhakar, G. Vaidyanathan. 2007. « Comprehensive Scale Model for LMFBR Reactor Assembly Thermal Hydraulics ». *International Journal of Nuclear Energy Science and Technology* 3 (4): 325. https://doi.org/10.1504/IJNEST.2007.017074.

Patwardhan, A., R. Mali, S. Jadhao, K. Bhor, G. Padmakumar, G. Vaidyanathan. 2012. « Argon Entrainment into Liquid Sodium in Fast Breeder Reactor ». *Nuclear Engineering and Design* 249 (August):204-11. https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2011.07.046.

Pintault B., Guenadou D., Bianchi L., Belleville P., Valle K., Boscher C., Toulc'hoat J. 2007. Procédé de préparation d'une couche nanoporeuse de nanoparticules. CEA EP2010308B1, dépôt 2007, parution 2007.

Planquart, Philippe, Katrien Van Tichelen. 2019. « Experimental Investigation of Accidental Scenarios Using a Scale Water Model of a HLM Reactor ». *Nuclear Engineering and Design* 346 (May):10-16. https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2019.02.016.

Rankine, W. 1877. *A Manual of Applied Mechanics*. Griffin. London.

Rott, N. 1958. « On the Viscous Core of a Line Vortex ». *ZAMP Zeitschrift Für Angewandte Mathematik Und Physik* 9 (5-6): 543-53. https://doi.org/10.1007/BF02424773.

Saha, P., N. Aksan, J. Andersen, J. Yan, J.P. Simoneau, L. Leung, F. Bertrand, K. Aoto, H. Kamide. 2013. « Issues and future direction of thermal-hydraulics research and development in nuclear power reactors ». In NURETH-14 264 (Nov.):3-23. https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2012.07.023.

Sakai, T., Y. Eguchi, H. Monji, K. Ito, H. Ohshima. 2008. « Proposal of Design Criteria for Gas Entrainment from Vortex Dimples Based on a Computational Fluid Dynamics Method ». *Heat Transfer Engineering* 29 (8): 731-39. https://doi.org/10.1080/01457630801981739.

Sergeev, D., A. Kandaurov, Y. Troitskaya, V. Pakholkov, S. Rogozhkin, S. Shepelev. 2017. « A Particle-Image Velocimetry System for Measurement of Velocity Flow Fields for Investigations of Thermohydraulic Processes on the Large-Scale Benchmark of a Promising Fast-Neutron Reactor ». *Instruments and Experimental Techniques* 60 (3): 418-27. https://doi.org/10.1134/S0020441217020233.

Stepanyants, Y., G. Yeoh. 2008. « Burgers–Rott Vortices with Surface Tension ». *Zeitschrift Für Angewandte Mathematik Und Physik* 59 (6): 1057-68. https://doi.org/10.1007/s00033-008-7071-9.

Takahashi, M., A. Inoue, M. Aritomi, Y. Takenaka, K. Suzuki. March1988. « Gas Entrainment at Free Surface of Liquid, (Ii): Onset Conditions of Vortex-Induced Entrainment ». *Journal of Nuclear Science and Technology* 25 (3): 245-53. https://doi.org/10.1080/18811248.1988.9733584.

Taştan, K., N. Yildirim. 2010. « Effects of Dimensionless Parameters on Air-Entraining Vortices ». *Journal of Hydraulic Research* 48 (1): 57-64. https://doi.org/10.1080/00221680903566018.

Tenchine, D. 2010. « Some Thermal Hydraulic Challenges in Sodium Cooled Fast Reactors ». *Nuclear Engineering and Design* 240 (5): 1195-1217. https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2010.01.006.

Tenchine, D., V. Barthel, U. Bieder, F. Ducros, G. Fauchet, C. Fournier, B. Mathieu, F. Perdu, P. Quemere, S. Vandroux. 2012. « Status of TRIO_U code for sodium cooled fast reactors ». *Nuclear Engineering and Design* 242 (Jan.):307-15. https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2011.10.026.

Tenchine, D., C. Fournier, Y. Dolias. 2014. « Gas Entrainment Issues in Sodium Cooled Fast Reactors ». *Nuclear Engineering and Design* 270 (April):302-11. https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2014.02.002.

Vinod, V. 2022. « Experimental thermal hydraulic studies in large scale model test facilities towards development and validation of SFR components ». In Technical Meeting on State-of-the-art Thermal Hydraulics of Fast Reactors, Brasimone, Italie.

Yamaguchi, A., E. Tatsumi, T. Takata, K. Ito, H. Ohshima, H. Kamide, J. Sakakibara. 2011. « Gas Entrainment Allowance Level at Free Surface and Gas Dynamic Behavior of Sodium-Cooled Fast Reactor ». *Nuclear Engineering and Design* 241 (5): 1627-35. https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2011.01.035.

Yao, H., Y. Huang, Y. Wu, J. Zhang, G. Su, W. Tian, S. Qiu. 2021. « Numerical analysis of liquid fall type gas entrainment in pool-type fast reactor ». *Annals of Nuclear Energy* 155 (June):108165. https://doi.org/10.1016/j.anucene.2021.108165.

Yao, H., S. Qiu, Y. Liao, G. Su, Y. Wu, W. Tian. 2023. « CFD Investigation on Vortex Entrainment Phenomenon of Pool-Type Sodium-Cooled Fast Reactors », Proceedings of the International Conference on Nuclear Engineering (ICONE), Volume 2023.30, 2023.30, Session ID 1105, Pages 1105-, https://doi.org/10.1299/jsmeicone.2023.30.1105

10. Annexes

10.1. Annexe 1

Tableau A1-1 : Conditions de fonctionnement du cœur d'ASTRID en fonction de la puissance

Puissance (%)	Débit primaire (%Qn)	Température d'entrée cœur (°C)	Température de sortie cœur (°C)
20	45	400	467
30	55		483
40	64		494
50	73		503
60	82		510
70	91		515
80	100		520
90	100		535
100	100		550

10.2. Annexe 2

Influence de l'ouverte sur le champ de vitesse dans les conditions nominales autour des différents EI

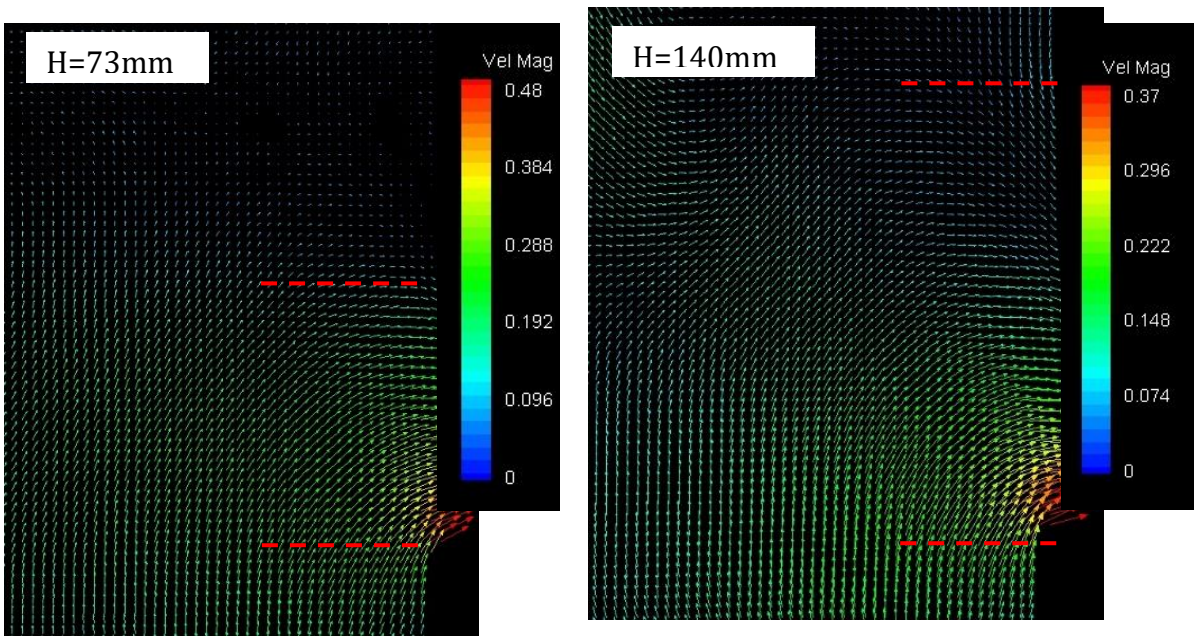
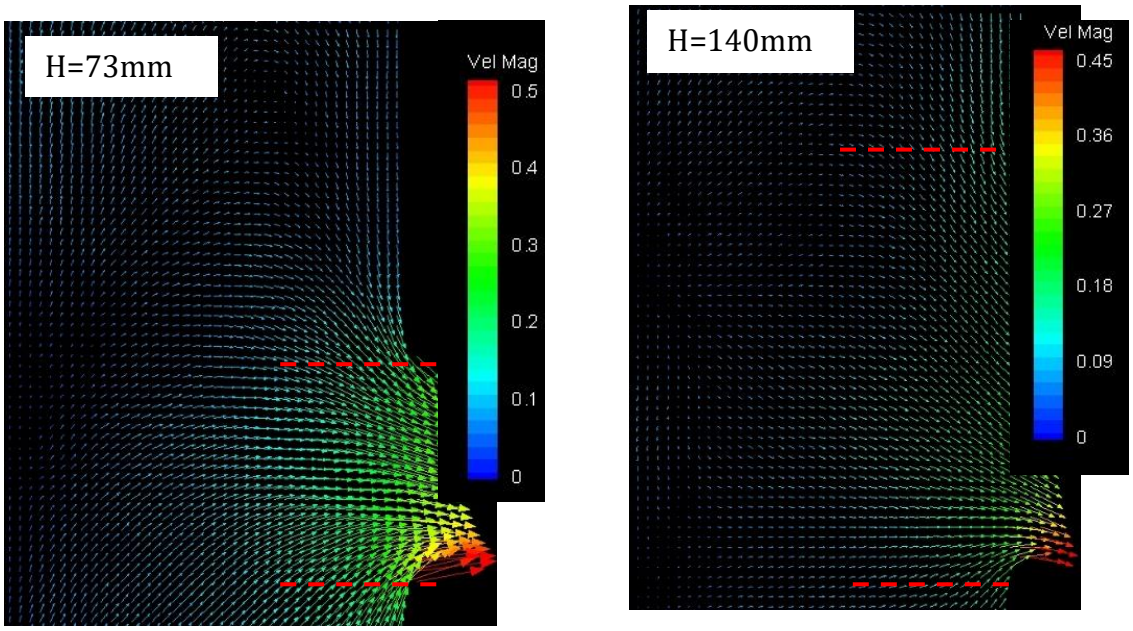
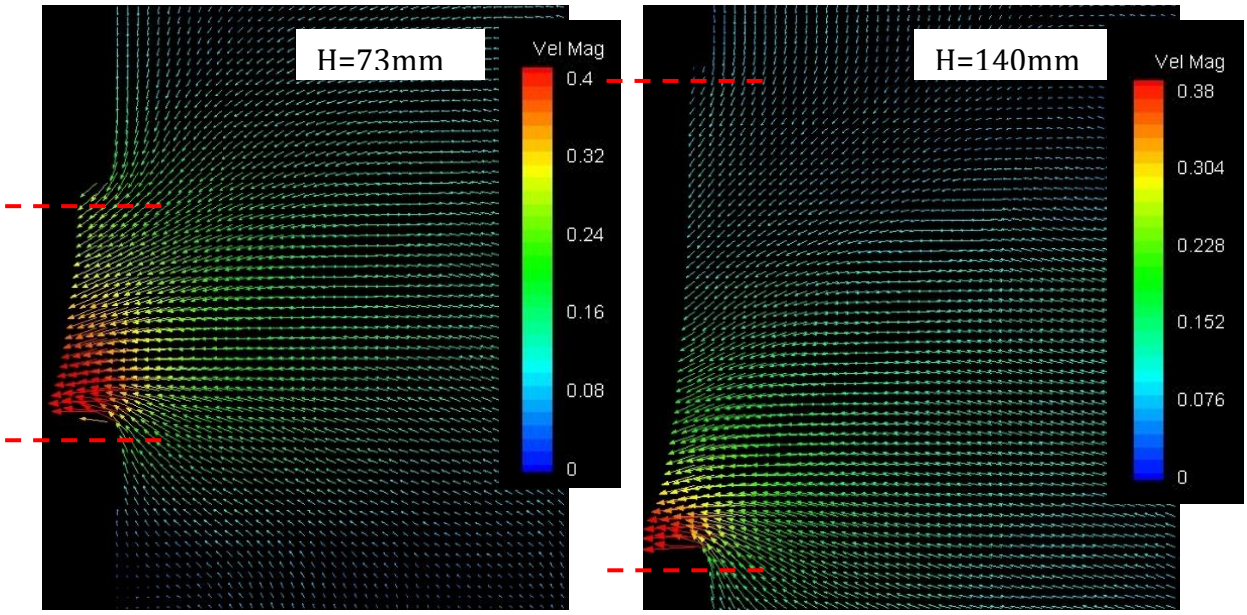


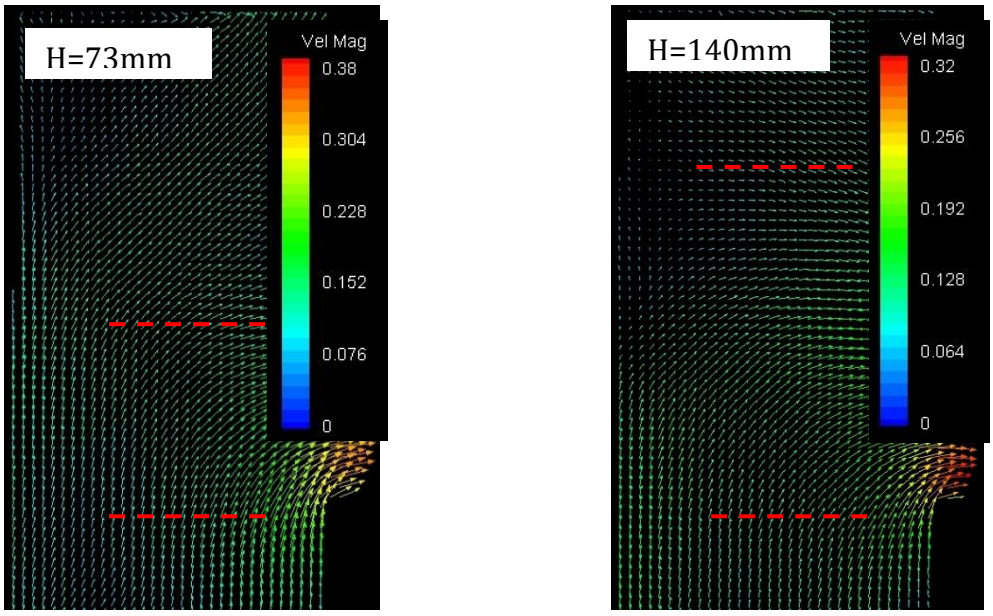
Figure A2-1 : Vitesse (m/s) autour de l'EI1 (angle 45°) pour des hauteurs de fenêtre d'EI de 73 et 140 mm.



FigureA2-2 : Vitesse (m/s) autour de l'EI2 (angle 105°) pour des hauteurs de fenêtre d'EI de 73 et 140 mm.



FigureA2-3 : Vitesse (m/s) autour de l'EI2 (angle 135°) pour des hauteurs de fenêtre d'EI de 73 et 140 mm.



FigureA2-4 : Vitesse (m/s) autour de l'EI3 (angle 225°) pour des hauteurs de fenêtre d'EI de 73 et 140 mm.

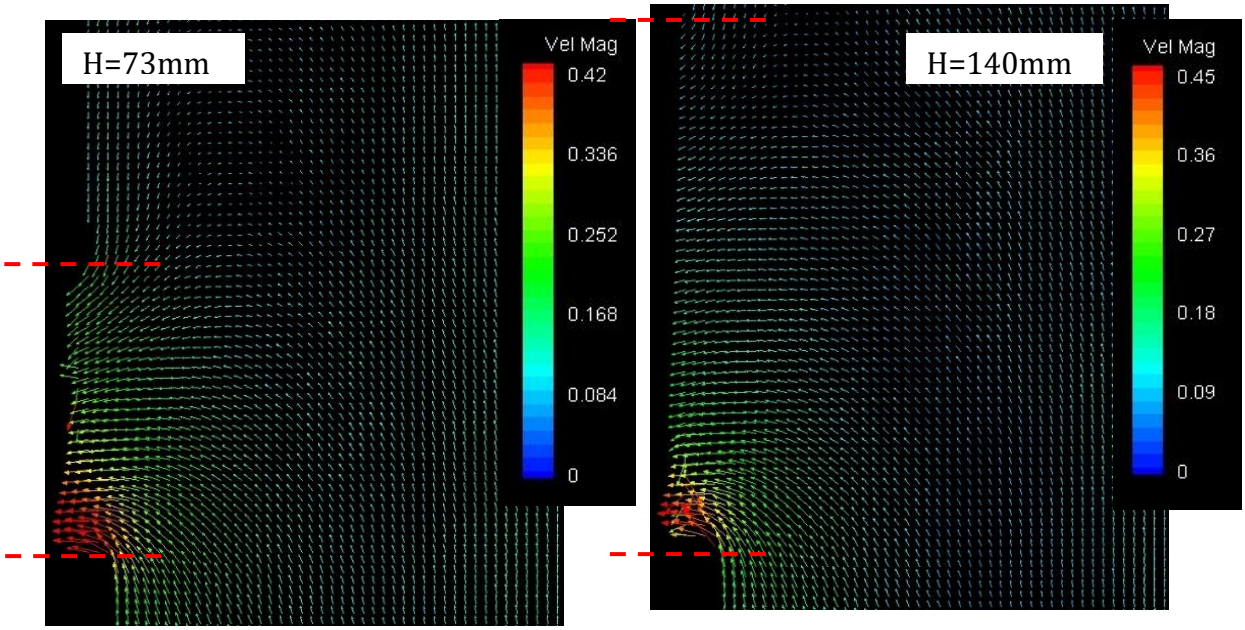


Figure A2-5 : Vitesse (m/s) autour de l'EI4 (angle 315°) pour des hauteurs de fenêtre d'EI de 73 et 140 mm.

10.3. Annexe 3

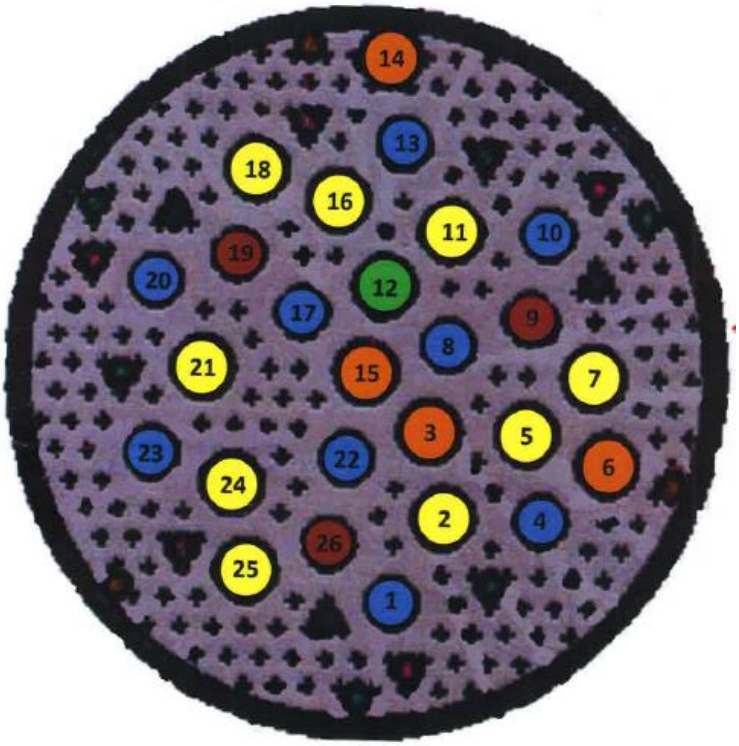


Figure A3-1 : Position des différents fourreaux dans le BCC- Vert : RINGARD ; Jaune : RBC ; Orange : DIMEP ; Bleu : RBD ; Marron : DSC-P-H