



**HAL**  
open science

# Optimisation hydrodynamique des vannes basculantes selon deux approches expérimentale et numérique en régime permanent et transitoire

Angel Manjarres

► **To cite this version:**

Angel Manjarres. Optimisation hydrodynamique des vannes basculantes selon deux approches expérimentale et numérique en régime permanent et transitoire. Mécanique des fluides [physics.class-ph]. Université de Strasbourg, 2023. Français. NNT : 2023STRAD051 . tel-04561960

**HAL Id: tel-04561960**

**<https://theses.hal.science/tel-04561960v1>**

Submitted on 28 Apr 2024

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

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

ÉCOLE DOCTORALE MATHÉMATIQUES

SCIENCES DE L'INFORMATION ET DE L'INGÉNIEUR

Laboratoire des sciences de l'ingénieur, de l'informatique et de l'imagerie  
(ICube) – UMR 7357

**THÈSE** présentée par :

**Angel MANJARRES**

soutenue le : **05 OCTOBRE 2023**

pour obtenir le grade de : **Docteur de l'université de Strasbourg**  
Discipline/ Spécialité : Sciences de l'Ingénieur – Mécanique des fluides

**Optimisation hydrodynamique des vannes  
basculantes selon deux  
approches expérimentale et numérique en  
régime permanent et transitoire**

**THÈSE dirigée par :**

**M. VAZQUEZ José**

Professeur, ENGEES, Université de Strasbourg

**THÈSE co-dirigée par :**

**M. DUFRESNE Matthieu**

Directeur scientifique, 3D EAU

**RAPPORTEURS :**

**M. BELAUD Gilles**

Professeur, Montpellier SupAgro

**M. BERTRAND – KRAJEWSKI Jean – Luc**

Professeur, INSA Lyon

**Président du jury :**

**M. DEWALS Benjamin**

Professeur, Université de Liège

---

**AUTRES MEMBRES DU JURY :**

**M. BINET Guillaume**

Responsable du pôle Réseaux, Lyre (Suez)

**M. GUIBU PEREIRA Gabriel**

Chef de projet R&D, 3D EAU

**Mme. FRELAT Marion**

Chef de projet, 3D EAU



# Remerciements

---

Avant de rentrer dans le vif du sujet et de se plier en deux avec un manuscrit entièrement dédié à la conception, l'analyse et l'élaboration de nouvelles vannes de qualité, il convient avant tout de remercier l'ensemble des acteurs et des personnes qui ont participé de près ou de loin à l'aboutissement de cette aventure rocambolesque qu'est le doctorat.

Tout d'abord, je tiens à remercier **3D EAU** ainsi que l'**ANRT** d'avoir assuré le financement de cette thèse pendant trois ans.

Je remercie également le personnel du laboratoire d'hydraulique de Strasbourg, notamment **Martin Fischer**, pour leur aide dans la mise en route du canal à surface libre. Et également, **Michel Ringenbach** du centre de calcul de l'Université de Strasbourg d'avoir assuré la bonne performance et la continuité de service du serveur de calcul qui a permis le lancement de la majorité des 1000 modélisations (chiffre approximatif) au cours de ces trois ans.

Je tiens à remercier l'ensemble des membres du jury d'avoir accepté d'examiner mon travail de recherche. Merci aux Professeurs **Gilles Belaud**, **Jean-Luc Bertrand Krajewski** et à M. **Guillaume Binet** pour le temps consacré à la lecture et l'évaluation de ce mémoire. De même, merci au Professeur **Benjamin Dewals** d'avoir accepté d'évaluer ce travail et pour ses précieux conseils en hydraulique expérimentale transmis lors de mon comité de mi-thèse.

Très honnêtement, ce travail de recherche n'aurait pas été aussi satisfaisant sans mes exceptionnels encadrants. Ainsi, je remercie très chaleureusement mon directeur de thèse, le Professeur **José Vazquez** pour sa confiance depuis mes plus jeunes années sur les bancs de l'ENGEES. Très sincèrement, merci José pour ton enthousiasme et de m'avoir transmis ta science, mais surtout ton amour pour l'hydraulique. J'ai beaucoup aimé travailler à tes côtés pour concevoir des vannes en plexiglas, puis en inox, jusqu'à les voir grandir et nous dépasser. J'ai hâte de continuer de concevoir et dimensionner des ouvrages hydrauliques avec toi. Merci également à mon co-directeur **Matthieu Dufresne** pour sa confiance tout au long de ces années. Je te remercie pour tes conseils avisés et ton pragmatisme qui m'ont permis de prendre davantage de recul sur mon travail et de mûrir mon esprit critique et scientifique. Sache que je suis toujours disponible pour une virée dans la magnifique vallée de la Fensch. Et bien sûr, je souhaite remercier **Jonathan Wertel** pour sa confiance et son accompagnement depuis mon stage de fin d'études. De manière plus informelle, merci Jonathan pour ta spontanéité, tes discussions philosophiques et cinématographiques. Merci à **Marion Frelat**, qui m'a accompagné depuis mon stage de fin d'études jusqu'à ce travail de thèse. Merci Marion pour ta confiance et ta bienveillance.

Merci également à **Gabriel Guibu Pereira**, pour son soutien à la fois scientifique et amical, au cours de ces trois ans. Merci pour tes encouragements et tes conseils avisés.

Et il ne faut surtout pas abandonner le capitaine ! Merci beaucoup à **Gregory Sacerdote** d'avoir fabriqué les deux prototypes de vannes expérimentales ainsi que le démonstrateur en taille réelle. Merci Capitaine pour ton sens du travail bien fait et de l'innovation, ton savoir-faire hors pair ainsi que ton sens de l'humour.

Je tiens à remercier ainsi l'ensemble de mes collègues de **3D EAU** ainsi que ceux du groupe **ALCOM** que j'ai eu la chance de rencontrer dernièrement. Merci pour votre soutien. Merci également à mes collègues de Strasbourg avec qui j'ai passé la majorité de ces trois dernières années. Merci à vous **Thibaud Maire**, **Sandra Isel**, **Imane Zidaoui** et **Gabriel Guibu Pereira**, pour ces moments de discussion enrichissants, ces descentes à East Canteen ou encore ces parties de squash. Merci pour votre bonne humeur et votre soutien. Bien entendu, je n'oublie pas mes collègues parisiens et notamment **Sabrina Di Flamminio** et **Romain Tricot** avec qui j'ai également passé d'incroyables moments. Enfin, merci à mes collègues **Ariane Isore** et **Pauline Lafrogne** d'avoir assuré la communication autour de ma soutenance de thèse. J'en profite ainsi pour remercier l'ensemble des acteurs, publics et privés, qui ont pris le temps d'y assister. Je suis disponible pour vos éventuelles questions ou remarques.

Merci également aux amis du laboratoire ICube. Merci **Fabrice Lawniczak** pour le temps que tu m'as consacré pour m'accompagner dans le développement d'outils de traitement d'images, pour ton écoute et tes discussions très enrichissantes. Merci aux frères **Dellinger** de m'avoir gardé fou et appris de nouveau à chasser la neige sur les flancs du Choux - fleurie. J'ai hâte de découvrir Schmittviller afin d'y installer la plus belle des vannes.

Je remercie également **Clément Vitteau**, mon très bon ami avec qui je partage également la passion de l'hydraulique ! Qui prépare également sa soutenance de thèse très prochainement. Merci Clément pour ton soutien et tes discussions passionnantes sur le GUM. Bien entendu, merci à ta douce **Alison Richier** pour son soutien et votre accueil toujours chaleureux dans le Poitou. Merci à mon ami **Aloys Greffard** d'être jusqu'à ce jour le meilleur des ingénieurs vendéens, hydrauliciens et informaticiens. Merci d'avoir conçu et dimensionné la plus belle usine extraterrestre que l'humanité ait connue. Fort dommage que cela ne soit qu'un jeu vidéo... De même, je remercie chaleureusement le capitaine **Matthias Paluszkiewicz** pour son accueil à Nice, sous le soleil de la côte d'Azur. Cette petite coupure pendant la rédaction m'a permis de recharger les batteries et changer les idées pendant la période de la rédaction.

Merci à mes amis de mes Cévennes natales d'avoir su braver le froid et la limite d'Avignon pour venir dans le Grand Est. Un spécial merci à **Philippine Doucier**, pieuse Hospitalière qui se respecte, d'être venue à maintes reprises me rendre visite à Strasbourg et d'avoir pris en charge systématiquement ma dose de rappel de Cévennes pures lors de mes retours dans le Sud.

Merci à ma famille pour leur soutien infaillible tout au long de ces études. Un spécial merci à mes sœurs **Carole** et **Aurélie Manjarres** d'avoir assuré l'ensemble du pot de thèse en dernières minutes ! Merci à mon père **Alain Manjarres**, dit « Dumè ! », d'avoir été un modèle de réussite sur le plan intellectuel, de travail, et d'ingénierie... Merci d'avoir créé la fameuse « [machine à papa](#) », dédiée au tri des décharges sauvages, qui a sans doute joué beaucoup dans ma vocation d'être d'ingénieur dans le domaine de l'environnement. Merci à ma mère **Danielle Bastide Causse** qui m'a également assuré un suivi scolaire optimal depuis mon enfance, et qui m'a transmis son goût pour le travail bien fait ainsi que sa rigueur. Merci à mon beau-père **Gérard Causse**, pour son soutien, sa sympathie, sa curiosité et son esprit scientifique toujours aguerri.

Avant de passer aux choses sérieuses, je tiens à remercier du plus profond de mon cœur ma chérie **Marie - Julie Tilly**, avec qui je partage la passion de l'opéra, de la Forêt-Noire, de la danse, mais bien entendu de la rédaction ! Merci Papagena d'avoir bravé ce défi de la rédaction avec moi. Pour information, sa thèse porte sur l'élaboration de sondes peptidiques pour le diagnostic préventif de la maladie d'Alzheimer. Mais restez ici avant d'aller la lire, ce n'est pas très long...



# Résumé

---

Ce travail de recherche porte sur l'étude des solutions de stockage en réseau basées sur la mise en œuvre de vannes basculantes autonomes. Deux configurations d'installation sont possibles : au niveau d'un ouvrage de décharge ou directement en série dans le collecteur d'intérêt. Pour chaque équipement, l'étude repose sur des bases de données produites à l'aide de moyens expérimentaux ou de mécanique des fluides numérique, en considérant des conditions d'écoulement permanent ou transitoire. Dans le premier cas, la conception d'une vanne basculante fusible a été fiabilisée pour toutes les sollicitations hydrauliques, notamment en cas de submersion en aval. Un modèle mathématique a été développé, calibré et validé pour assurer un dimensionnement générique et fiable de ce type d'ouvrage, ainsi qu'un suivi métrologique précis. Dans le second cas, une conception innovante de vanne basculante a été théorisée puis validée expérimentalement pour atteindre des performances de stockage optimales en intégrant la contrainte majeure d'être traversée en continu par un écoulement. Cette conception a été protégée par un dépôt de brevet national. Une méthode de dimensionnement a également été développée et mise en œuvre dans l'élaboration d'un démonstrateur installé en conditions opérationnelles.

**Mots clés :** Stockage en réseau, vannes basculantes autonomes, Hydraulique, Hydrodynamique, Etudes expérimentales, Mécanique des fluides numérique, Instrumentation, Incertitudes, Assainissement.



# Abstract

---

This thesis focuses on the study of network storage solutions based on the use of self-operated tilting gate systems. Two configurations are considered: at the level of a discharge chamber, or directly integrated in series in the main collector of interest. For each device, the study was carried out using databases produced using experimental and numerical fluid mechanics methods, and considering both steady-state and transient flow conditions. In the first case, the design of a fusible gate has been made robust to withstand every hydraulic condition, particularly downstream submersion. A mathematical model was developed, calibrated and validated to ensure generic and reliable design of this type of structure, as well as precise monitoring. In the second case, an innovative design for an overflow gate was theorized and then experimentally approved to achieve optimum storage performance, integrating the major constraint of the continuous flow through the structure. This design has been protected by a national patent.

**Keywords** : Network storage, autonomous tilting gates, Hydraulics, Hydrodynamics, Experimental studies, Computational Fluid Dynamics, Instrumentation, Uncertainties, Sanitation.



# Table des matières

---

<i>Remerciements</i> .....	<i>ii</i>
<i>Résumé</i> .....	<i>vi</i>
<i>Abstract</i> .....	<i>viii</i>
<i>Table des matières</i> .....	<i>x</i>
<i>Liste des tableaux</i> .....	<i>xiv</i>
<i>Liste des figures</i> .....	<i>xvi</i>
<i>Liste des sigles et abréviations</i> .....	<i>xxx</i>
<i>Introduction générale</i> .....	<i>32</i>
Cadre de la recherche.....	32
Contexte de la recherche.....	35
Description des vannes de stockage 3D EAU.....	36
Objectifs de recherche et développement.....	37
Conception initiale des vannes basculantes pour le curage des sédiments.....	38
Utilisation ultérieure des vannes basculantes pour le stockage en réseau.....	40
Limites de la conception actuelle pour une fonction de stockage.....	42
Verrous techniques et scientifiques.....	43
Verrous techniques.....	43
Verrous scientifiques.....	44
Objectifs et démarche.....	45
<i>Chapitre 1. Etat de l'art</i> .....	<i>46</i>
1.1. Introduction du chapitre 1.....	46
1.2. Analyse globale du fonctionnement d'une vanne basculante.....	47
1.2.1. Performances globales d'une vanne basculante pour le stockage en réseau.....	47
1.2.2. Dynamique d'une vanne basculante.....	49
1.2.3. Hydraulique d'une vanne basculante.....	57
1.3. Description hydraulique de la partie inférieure.....	69
1.3.1. Approches en régime dénoyé.....	70
1.3.2. Critères d'envoiment de la vanne.....	76
1.3.3. Etude en régime noyé.....	78
1.3.4. Formulations continues.....	84
1.3.5. Etude de l'influence d'un volet incliné devant un orifice.....	89
1.3.6. Synthèse sur les lois hydrauliques des vannes de fond.....	90
1.4. Description hydraulique de la partie supérieure.....	91
1.4.1. Approches en régime dénoyé.....	92
1.4.2. Critères d'envoiment du seuil.....	108
1.4.3. Approches en régime noyé.....	114
1.4.4. Synthèse sur les lois hydrauliques des seuils inclinés.....	121
1.5. Conclusion de l'état de l'art.....	122
1.5.1. Synthèse de l'état actuelle des connaissances.....	122

1.5.2.	Objectifs des travaux de recherche actuels .....	125
1.5.3.	Moyens mis en œuvre.....	129
1.5.4.	Organisation du manuscrit.....	130
<b>PARTIE A.....</b>	<b>.....</b>	<b>132</b>
<b>MATERIELS ET METHODES .....</b>	<b>.....</b>	<b>132</b>
<i>Chapitre 2. Développement d'un banc d'essais expérimental .....</i>	<i>.....</i>	<i>134</i>
2.1.	Introduction du chapitre 2.....	134
2.2.	Le canal à surface libre du laboratoire ICube de Strasbourg.....	136
2.3.	Conception et dimensionnement des vannes basculantes expérimentales.....	140
2.3.1.	Modèle expérimental d'une vanne fusible .....	140
2.3.2.	Modèle expérimental d'une vanne de régulation .....	148
2.4.	Métrologie .....	151
2.4.1.	Choix des variables mesurées.....	151
2.4.2.	Mesure des hauteurs d'eau .....	151
2.4.3.	Mesure des débits .....	156
2.4.4.	Mesure des angles d'ouverture des éléments mobiles .....	158
2.4.5.	Evaluation des incertitudes sur les paramètres mesurés .....	169
2.4.6.	Méthodes de calibration .....	179
<b>PARTIE B.....</b>	<b>.....</b>	<b>184</b>
<b>ÉTUDE DES VANNES BASCULANTES FUSIBLES .....</b>	<b>.....</b>	<b>184</b>
<i>Chapitre 3. Étude en régime transitoire .....</i>	<i>.....</i>	<i>186</i>
3.1.	Introduction du chapitre.....	186
3.2.	Dynamique d'ouverture et de fermeture de la vanne fusible.....	188
3.2.1.	Introduction .....	188
3.2.2.	Vérification préliminaire des performances du clapet anti-retour.....	188
3.2.3.	Evaluation des dynamiques d'ouverture et de fermeture de la vanne .....	190
3.3.	Validation du modèle hydraulique permanent en régime transitoire.....	203
3.3.1.	Introduction .....	203
3.3.2.	Protocole.....	203
3.3.3.	Résultats et discussions .....	210
3.3.4.	Synthèse .....	215
3.4.	Analyse de la dynamique du volet basculant .....	216
3.4.1.	Introduction .....	216
3.4.2.	Protocole.....	216
3.4.3.	Résultats et discussion.....	217
3.4.4.	Synthèse .....	219
3.5.	Conclusion du chapitre n°3.....	221
<i>Chapitre 4. Étude hydraulique en régime permanent .....</i>	<i>.....</i>	<i>222</i>
4.1.	Introduction du chapitre 4.....	222
4.2.	Calibration de l'orifice inférieur .....	224
4.2.1.	Introduction .....	224

4.2.2.	Etude expérimentale .....	226
4.2.3.	Etude numérique.....	246
4.2.4.	Conclusion sur l'étude de l'orifice inférieur d'une vanne fusible.....	271
4.3.	Calibration de l'orifice supérieur .....	273
4.3.1.	Introduction .....	273
4.3.2.	Etude expérimentale .....	275
4.3.3.	Etude numérique.....	306
4.3.4.	Conclusion sur l'étude de l'orifice supérieur d'une vanne fusible.....	324
4.4.	Etude de l'influence mutuelle des deux organes hydrauliques.....	326
4.4.1.	Introduction .....	326
4.4.2.	Etude expérimentale .....	327
4.5.	Conclusion du chapitre 4 .....	339
	<i>Conclusion de la partie B</i> .....	342
	<b>PARTIE C</b> .....	<b>344</b>
	<b>CONCEPTION D'UNE VANNE DE REGULATION</b> .....	<b>344</b>
	<i>Chapitre 5. Optimisation de la conception de la vanne basculante pour le stockage en ligne</i> .....	<i>346</i>
5.1.	Introduction du chapitre n°5 .....	346
5.1.1.	Objectifs de performances spécifiques au stockage en ligne .....	348
5.1.2.	Limites de la solution historique.....	348
5.1.3.	Cahier des charges d'une solution optimale .....	351
5.1.4.	Objectifs du chapitre et moyens mis en œuvre .....	352
5.2.	Mise au point d'une conception optimisée.....	352
5.2.1.	D'un point de vue hydraulique .....	352
5.2.2.	D'un point de vue dynamique .....	354
5.3.	Validation expérimentale.....	359
5.3.1.	Introduction .....	359
5.3.2.	Modèle expérimental .....	360
5.3.3.	Etude en régime transitoire.....	362
5.3.4.	Etude en régime permanent .....	375
5.4.	Conclusion du chapitre n°5.....	380
	<i>Chapitre 6. Mise en œuvre en conditions opérationnelles d'une vanne de régulation</i> .....	<i>382</i>
6.1.	Introduction du chapitre n°6 .....	382
6.2.	Contexte de mise en œuvre.....	383
6.3.	Dimensionnement du démonstrateur de vanne de régulation.....	384
6.3.1.	Prédimensionnement à l'aide d'un modèle 1D.....	384
6.3.2.	Dimensionnement de l'axe de rotation .....	385
6.3.3.	Dimensionnement de l'angle de la pale supérieure .....	392
6.3.4.	Détermination de la masse contrepoids .....	397
6.3.5.	Synthèse .....	399
6.4.	Elaboration d'un système de suivi métrologique .....	400
6.4.1.	Établissement des variables pertinentes et de leur métrologie associée.....	400
6.4.2.	Elaboration d'une loi de comportement hydraulique.....	401
6.4.3.	Synthèse .....	404

6.5.	Fabrication et pose de la vanne de régulation .....	405
6.5.1.	Fabrication de l'ouvrage.....	405
6.5.2.	Pose de la vanne de régulation dans le collecteur d'intérêt.....	406
6.6.	Conclusion du chapitre n°6.....	408
	<i>Conclusion de la partie C</i> .....	<i>410</i>
	<i>Conclusion générale et perspectives</i> .....	<i>412</i>
	Conclusion de la partie A relative à la production des bases de données expérimentales décrivant les fonctionnements hydrauliques et dynamiques des vannes basculantes.....	412
	Conclusion de la partie B relative à l'étude des vannes fusibles.....	412
	Conclusion de la partie C relative à la conception et la validation d'une vanne de régulation destinée à une intégration en série sur le collecteur d'intérêt.....	413
	Perspectives générales du travail de recherche .....	415
	<i>Références bibliographiques</i> .....	<i>418</i>
	<i>Chapitre 7. Annexes</i> .....	<i>430</i>
7.1.	Annexes du chapitre 2 : Développement d'un banc d'essais expérimental.....	430
7.2.	Annexes du Chapitre 3 : Etude en régime transitoire des vannes fusibles .....	432
7.3.	Annexes du chapitre 4 : Etude en régime permanent de la vanne fusible .....	449
7.4.	Annexes du chapitre 5 : Optimisation de la conception de la vanne basculante pour le stockage en ligne 469	
7.5.	Annexes du chapitre 6 : Mise en œuvre en conditions opérationnelles d'une vanne de régulation.....	479

# Liste des tableaux

---

Tableau 1-1. Expression de l'ouverture de la vanne de fond pour chaque équipement.....	69
Tableau 1-2. Synthèse des moyennes des erreurs relatives des principales méthodes proposées par [170], sur la base des données expérimentales de [148], [149], [151].	107
Tableau 1-3. Synthèse de l'erreur moyenne en pourcentage absolu des principales méthodes .....	108
Tableau 1-4. Synthèse des moyennes des erreurs relatives des principales méthodes proposées par [170], sur la base des données expérimentales de [151] .....	120
Tableau 1-5. Synthèse l'erreur moyenne en pourcentage absolu des principales méthodes .....	120
Tableau 2-1. Dimensions caractéristiques de la vanne fusible expérimentale .....	145
Tableau 2-2. Dimensions caractéristiques de la vanne de régulation expérimentale .....	150
Tableau 2-3. Evaluation de l'erreur d'étalonnage pour chaque capteur de hauteur .....	155
Tableau 2-4. Variables de l'équation (2.8).....	157
Tableau 2-5. Variables de l'équation (2.9).....	158
Tableau 2-6. Evaluation de l'incertitude de type B sur chaque processus de mesure .....	177
Tableau 3-1. Caractéristiques hydrauliques globales des écoulements présentés en Figure 3-14.....	213
Tableau 4-1. Première approximation des paramètres numériques des lois (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6)	231
Tableau 4-2. Seconde approximation des paramètres numériques des lois (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6)	235
Tableau 4-3. Coefficients de détermination entre la dispersion des valeurs de chaque paramètre .....	235
Tableau 4-4. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés.....	238
Tableau 4-5. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés.....	240
Tableau 4-6. Première approximation des paramètres numériques des lois (4.3), (4.4), (4.5), (4.6) et (4.10) .....	243
Tableau 4-7. Calcul du GCI pour le modèle numérique 3D spécifique à l'étude de la vanne de fond	252
Tableau 4-8. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés en régime dénoyé .....	258
Tableau 4-9. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés en régime d'écoulement noyé .....	260
Tableau 4-10. Première approximation des paramètres numériques des équations (4.19) et (4.20) relatives aux coefficients de la loi (4.14).....	285
Tableau 4-11. Seconde approximation des paramètres numériques des lois (4.14), (4.19) et (4.20)..	289
Tableau 4-12. Coefficients de détermination entre la dispersion des valeurs de chaque paramètre ...	289
Tableau 4-13. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés du seuil incliné .....	292

Tableau 4-14. Première approximation des paramètres numériques des équations (4.21) et (4.22) relatives aux coefficients de la loi (4.15).....	295
Tableau 4-15. Seconde approximation des paramètres numériques des lois (4.15), (4.21) et (4.22)..	297
Tableau 4-16. Coefficients de détermination entre la dispersion des valeurs de chaque paramètre ...	298
Tableau 4-17. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés du seuil incliné .....	301
Tableau 4-18. Calcul du GCI pour le modèle numérique 3D spécifique à l'étude de la partie supérieure .....	309
Tableau 4-19. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés en régime dénoyé .....	315
Tableau 4-20. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés en régime d'écoulement noyé .....	316
Tableau 4-21. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés en régime d'écoulement dénoyé.....	335
Tableau 4-22. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés en régime d'écoulement semi noyé.....	337
Tableau 4-23. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés en régime d'écoulement dénoyé.....	338

# Liste des figures

---

Figure 0-1. Exemple d'installation d'une vanne Deomatic© sur un déversoir d'orage (photographie : Bernard Sikora) .....	36
Figure 0-2. Exemple d'installation d'une vanne StockO© dans un collecteur ovoïdal (photographie : Bernard Sikora) .....	37
Figure 0-3. Principe du fonctionnement d'une vanne basculante classique [29] .....	39
Figure 0-4. Photographie de la vanne de chasse installée dans le collecteur unitaire situé sous l'Avenue Pompidou à Lyon en (a) vanne fermée et (b) vanne ouverte [39] .....	40
Figure 0-5. Principe de fonctionnement d'une vanne Deomatic© .....	41
Figure 0-6. Principe de fonctionnement vanne StockO© en (a) vanne fermée et vanne ouverte et loi de fonctionnement théorique .....	42
Figure 1-1. Evolution temporelle de la hauteur en amont d'une vanne Hydrass en réseau d'assainissement en temps sec mesuré le 04/02/2002 par [39] .....	48
Figure 1-2. Evolution temporelle de la hauteur en amont d'une vanne Hydrass en réseau d'assainissement en temps de pluie mesuré le 12/02/2002 par [39] .....	48
Figure 1-3. Schéma des forces appliquées sur une vanne basculante verticale et fermée [37] .....	50
Figure 1-4. Schéma des forces appliquées sur une vanne inclinée. D'après [38] .....	51
Figure 1-5. Visualisation d'un écoulement autour d'un prisme rectangulaire horizontal par [70] avec un nombre de Reynolds égal à 8667. (Traçage à la fumée) .....	53
Figure 1-6. Relation hauteur amont - débit d'une vanne basculante évaluée à partir de 10 basculements. D'après [40] .....	57
Figure 1-7. Visualisation du champ de vitesse longitudinal au travers d'une vanne seuil mince verticale selon un (a) une configuration dénoyée de la vanne et une (b) configuration noyée [79] .....	59
Figure 1-8. Ecoulement type autour d'une vanne – seuil à crête mince .....	61
Figure 1-9. Décomposition de l'écoulement global comme la somme d'un écoulement sous et au-dessus du volet basculant .....	64
Figure 1-10. Vanne Hydrass de laboratoire utilisée par [102] photographiée depuis l'aval .....	65
Figure 1-11. Photographie du prototype de Vanne basculante [103] : (a) en position ouverte et (b) en position fermée .....	65
Figure 1-12. Illustration de la surface libre colorée selon l'intensité du champ de vitesse [46] .....	66
Figure 1-13. Etude en conditions transitoires (a) de la hauteur d'eau en amont de la vanne et (b) du débit sur un point de mesure par capteur Doppler 50 mètres en aval. D'après [102] .....	68

Figure 1-14. Représentation schématique de l'écoulement à travers l'orifice inférieur pour l'exemple de la vanne Deomatic© .....	69
Figure 1-15. Fonctionnement théorique d'une vanne de fond en régime dénoyé. D'après [97].....	70
Figure 1-16. Diagramme de Henry (1950) [110] édité par [97].....	72
Figure 1-17. Fonctionnement théorique d'une vanne de fond en régime noyé. D'après [97] .....	76
Figure 1-18. Phénoménologie du ressaut hydraulique en fonction du nombre de Froude [127] .....	85
Figure 1-19. Evaluation de la correction d'énergie cinétique de la veine contractée dans le cas d'une vanne radiale étudié par [124]. Les débits sont exprimés en mètre cube par seconde .....	86
Figure 1-20. Étude de l'influence d'un volet incliné devant un orifice en charge : Sensibilité à l'angle d'inclinaison et au rapport longueur sur hauteur du volet, repris de [144] .....	89
Figure 1-21. Représentation schématique des écoulements à travers un seuil incliné. ....	91
Figure 1-22. Relation entre le coefficient de débit et la hauteur de lame déversante en fonction de l'angle d'inclinaison du volet basculant. D'après [102].....	95
Figure 1-23. Vue d'ensemble des conditions étudiées par les approches expérimentales en régime dénoyé : (a) [148], (b) [149], (c) [150], (d) [151], (e) [152], (f) [102] .....	96
Figure 1-24. Evolution du coefficient de correction avec l'angle d'inclinaison du volet selon [148], [150], [153] .....	97
Figure 1-25. Pour un écoulement dénoyé, (a) identification de la veine contractée, de son épaisseur et de sa position par rapport à la crête. Evolution du (a) coefficient de contraction et de la (b) position de la hauteur critique en fonction de l'angle d'inclinaison du volet basculant ( $Q = 387 \text{ L.s}^{-1}$ et $h_1^* = 0.3 \text{ m}$ ) sur la base des données expérimentales de [149] traitées par [148].....	98
Figure 1-26. Profil de vitesses pour un même débit à (a) seuil vertical étudié par [157], (b) seuil incliné à 30 degrés étudié par [155] .....	99
Figure 1-27. Typologies d'écoulement au niveau d'un seuil rectangulaire en fonction du rapport de la charge amont sur la longueur du seuil d'après [160].....	100
Figure 1-28. Evolution du coefficient de correction du coefficient de débit en fonction de l'angle d'inclinaison du volet, de la contraction latérale et de la hauteur de lame déversante adimensionnée. D'après [151] édité par [150] .....	101
Figure 1-29. Illustration des lignes d'eau en aval (a) d'un seuil à crête mince ( $Q = 21 \text{ L.s}^{-1}$ ) [172] et (b) d'un seuil à crête épaisse ( $Q = 21.54 \text{ L.s}^{-1}$ ) [173] en fonction du rapport de submersion ( $th$ ).....	109
Figure 1-30. Illustrations des expériences de [175] en considérant (a) un écoulement dénoyé, (b) faiblement noyé avec formation de vagues en aval et (c) fortement noyé avec formation d'un jet en surface. ....	110
Figure 1-31. Evolution des hauteurs de lames déversantes $\alpha = 53^\circ$ , $Q = 20.3 \text{ L.s}^{-1}$ [175].....	111
Figure 1-32. Vue d'ensemble des conditions étudiées par les approches expérimentales en régime noyé : (a) [148], (b) [175], (c) [151], (d) [152]. ....	114

Figure 1-33. Evolution du coefficient de correction du débit en régime noyé en fonction du niveau de submersion et de l'angle d'inclinaison du seuil, en considérant le modèle de vanne Armec© et un débit linéique constant de $37.2 \text{ L.m}^{-1}.\text{s}^{-1}$ . D'après [148].....	115
Figure 1-34. Comparaison du fonctionnement global entre la conception actuelle d'une vanne basculante et l'approche d'une vanne basculante optimale.....	125
Figure 1-35. Comparaison de la loi de stockage d'une vanne basculante intégrée en série entre une (a) conception actuelle et une (b) conception optimale. ....	127
Figure 1-36. Schéma synthétisant les paramètres d'intérêt dans l'étude hydraulique des vannes basculantes .....	128
Figure 1-37. Vue d'ensemble du travail de thèse.....	130
Figure 2-1. Vue d'ensemble des points abordés au cours du chapitre n°2 (en bleu) .....	135
Figure 2-2. Photographie légendée des canalisations d'alimentation .....	136
Figure 2-3. Photographie légendée du canal expérimental – Vue depuis l'amont .....	137
Figure 2-4. Photographie légendée de la fosse d'alimentation du canal expérimental .....	137
Figure 2-5. Photographie légendée de l'amont du canal.....	138
Figure 2-6. Photographie légendée du canal expérimental – Vue depuis l'aval .....	138
Figure 2-7. Photographie légendée seuil aval réglable.....	139
Figure 2-8. Photographie légendée de l'aval du canal.....	139
Figure 2-9. Comparaison des distributions des nombres de Reynolds dans la littérature avec le modèle conçu expérimentalement : (a) [46] <i>DO Champ de Mars</i> , (b) [46] <i>DO Tour Neuve (Modèle réel)</i> (c) [103], (d) [102], (e) Modèle réduit .....	141
Figure 2-10. Comparaison des distributions des nombres de Froude entre dans la littérature avec le modèle conçu expérimentalement : : (a) [46] <i>DO Champ de Mars</i> , (b) [46] <i>DO Tour Neuve (Modèle réel)</i> (c) [103], (d) [102], (e) Modèle réduit .....	142
Figure 2-11. Photographie légendée de la vanne fusible expérimentale - Vue amont .....	143
Figure 2-12. Photographie légendée de la vanne fusible expérimentale - Vue aval.....	144
Figure 2-13. Plan paramétrique des dimensions de la vanne fusible expérimentale (échelle 1:11.5). 145	
Figure 2-14. Modifications possibles de la vanne fusible expérimentale – vue amont.....	146
Figure 2-15. Modifications possibles de la vanne fusible expérimentale – vue aval .....	146
Figure 2-16. Photographie légendée de la vanne de régulation expérimentale - Vue amont .....	148
Figure 2-17. Photographie légendée de la vanne de régulation expérimentale - Vue aval.....	149
Figure 2-18. Plan paramétrique des dimensions de la vanne de régulation expérimentale (échelle 1 :11.5) .....	150
Figure 2-19. Positions des capteurs de hauteur d'eau le long du canal expérimental.....	152
Figure 2-20. Principe de fonctionnement d'un capteur ultrason .....	153
Figure 2-21. Photographie et dimensions en millimètres du modèle Microsonic zws-70/CU/QS [181] .....	153

Figure 2-22. Evaluation de l'erreur d'étalonnage des capteurs de hauteur .....	154
Figure 2-23. Principe de l'induction électromagnétique tel que formulé par M. Faraday (1791-1867) [184], édité par [185].....	156
Figure 2-24. Principe de la mesure du flux électromagnétique à travers un écoulement, édité par [185] .....	157
Figure 2-25. Utilisation de marqueurs pour déterminer la position des éléments mobiles sur les vannes basculantes expérimentales .....	160
Figure 2-26. Position de la caméra de mesure sur le côté du canal.....	161
Figure 2-27. Variabilité de la fréquence d'échantillonnage des images capturées par la webcam à travers un exemple .....	161
Figure 2-28. Détermination de l'axe de rotation du volet basculant de la vanne fusible.....	164
Figure 2-29. Estimation de la position de l'axe de rotation du clapet anti-retour.....	164
Figure 2-30. Détermination de l'axe de rotation de la vanne de régulation.....	166
Figure 2-31. Description des étapes de traitement d'image utilisées pour la mesure de l'angle d'ouverture du clapet anti-retour de la vanne fusible.....	167
Figure 2-32. Description des étapes de traitement d'image utilisées pour la mesure de l'angle d'ouverture du clapet anti-retour de la vanne fusible.....	168
Figure 2-33. Description des étapes de traitement d'image utilisées pour la mesure de l'angle d'ouverture du volet basculant de la vanne fusible.....	169
Figure 2-34. Méthode d'estimation de l'incertitude globale d'un mesurande par la méthode du GUM. D'après [182], [183].....	170
Figure 2-35. Comparaison de la mesure d'angle obtenue par traitement d'image avec celle obtenue par calcul trigonométrique. Etude de sensibilité à la largeur du marqueur de position.....	175
Figure 2-36. Evolutions temporelles des paramètres mesurés selon une phase de montée de débit et de descente de débit pompé.....	180
Figure 2-37. Relation hauteur - débit en distinguant les phases montantes et descendantes.....	181
Figure 2-38. Evolution du débit de consigne des pompes dans le cas d'une étude transitoire .....	182
Figure 3-1. Vue d'ensemble du chapitre n°3 (en bleu) .....	187
Figure 3-2. Analyse qualitative des performances anti-retour d'une vanne fusible en comparant deux configurations : (a) sans clapet et (b) avec clapet.....	189
Figure 3-3. Évolution temporelle des (a) hauteurs en amont et en aval de la vanne fusible et de l'angle d'ouverture du volet basculant, ainsi que du (b) débit total pompé mesuré, pour une configuration avec un seuil en sortie de canal fixé à 4.5 cm.....	192
Figure 3-4. Évolution temporelle des (a) hauteurs en amont et en aval de la vanne fusible et de l'angle d'ouverture du volet basculant, ainsi que (b) du débit total pompé mesuré, pour une configuration avec un seuil en sortie de canal fixé à 24.5 cm.....	196

Figure 3-5. Évolution temporelle des (a) hauteurs en amont et en aval de la vanne fusible et de l'angle d'ouverture du volet basculant, ainsi que (b) du débit total pompé mesuré, pour une configuration avec un seuil en sortie de canal fixé à 34.5 cm.....	197
Figure 3-6. Évolution temporelle des (a) hauteurs en amont et en aval de la vanne fusible et de l'angle d'ouverture du volet basculant, ainsi que (b) du débit total pompé mesuré, pour une configuration avec un seuil en sortie de canal fixé à 44.5 cm.....	199
Figure 3-7. Évolution temporelle des (a) hauteurs en amont et en aval de la vanne fusible et de l'angle d'ouverture du volet basculant, ainsi que (b) du débit total pompé mesuré, pour une configuration avec un seuil en sortie de canal fixé à 54.5 cm.....	200
Figure 3-8. Evolution des hauteurs d'ouverture et de fermeture du volet de la vanne fusible expérimentale en fonction de hauteur en aval .....	201
Figure 3-9. Variables mises en œuvre dans le calcul du débit déversé en régime transitoire à travers la vanne fusible.....	204
Figure 3-10. Illustration du modèle numérique 3D pour l'étude en régime transitoire de la vanne fusible expérimentale, avec annotation des zones de raffinement du maillage global et spécification des niveaux de raffinement et des tailles de mailles de calcul correspondantes .....	206
Figure 3-11. Raffinements locaux du maillage selon une (a) vue de profil, (b) coupe de profil passant par le centre du canal (A – A'), (c) vue aval et (d) vue amont .....	207
Figure 3-12. Implémentation des conditions aux limites du modèle numérique 3D pour l'étude en conditions transitoires du régime dénoyé.....	208
Figure 3-13. Établissement expérimental de la loi en régime permanent comparé à la loi transitoire obtenue par modélisation numérique 3D.....	210
Figure 3-14. Coupes longitudinales du champ de vitesse passant par le centre du canal pour le modèle numérique 3D en condition transitoire selon un régime dénoyé.....	212
Figure 3-15. Illustration détaillée de la phénoménologie de l'écoulement au niveau de la vanne fusible selon le cas b) illustré en Figure 3-14.....	214
Figure 3-16. Evolution de l'angle d'inclinaison du volet en fonction de la différence de charge entre l'amont et l'aval de la vanne fusible et du débit qui la traverse. Cette figure considère l'expérience pour laquelle la hauteur de pelle du seuil en sortie du canal est fixée à 34.5 cm .....	218
Figure 4-1. Vue d'ensemble du chapitre n°4 .....	223
Figure 4-2. Etude de l'écoulement à travers l'orifice inférieur dans le cas d'une vanne fusible.....	224
Figure 4-3. Représentation des angles d'ouverture du volet incliné et des hauteurs de seuil aval fixés pour l'ensemble des études en régime permanent de l'orifice inférieur, représentant toutes les situations possibles de sollicitations hydrauliques aval et dynamiques du volet.....	227
Figure 4-4. Visualisation expérimentale d'un écoulement à travers la vanne de fond en (a) vue aval et (b) vue de profil, sous régime dénoyé pour un angle d'inclinaison fixé à 86° et un débit pompé de 209 m <sup>3</sup> .h <sup>-1</sup> (i.e. 58.1 L.s <sup>-1</sup> ) .....	228

Figure 4-5. Visualisation expérimentale d'un écoulement à travers la vanne de fond en (a) vue aval et (b) vue de profil, sous régime partiellement noyé pour un angle d'inclinaison fixé à  $86^\circ$  et un débit pompé de  $208 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  (i.e.  $57.8 \text{ L} \cdot \text{s}^{-1}$ ) ..... 229

Figure 4-6. Visualisation expérimentale d'un écoulement à travers la vanne de fond en (a) vue aval et (b) vue de profil, sous régime noyé pour un angle d'inclinaison fixé à  $86^\circ$  et un débit pompé de  $203 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  (i.e.  $56.4 \text{ L} \cdot \text{s}^{-1}$ ) ..... 230

Figure 4-7. Approche basée sur la méthode de Monte Carlo pour la résolution du système d'équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6) caractérisant le comportement hydraulique d'une vanne de fond ..... 232

Figure 4-8. Distributions des paramètres numériques calibrés des lois (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6) ..... 234

Figure 4-9. Distribution des (a) débits au travers de la vanne de fond en régime dénoyé ( $\text{DRF} = 1$ ) calculés à l'aide du système d'équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6) calibrées, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données expérimentales mesurées ..... 237

Figure 4-10. Distribution des (a) erreurs moyennes de pourcentage absolu (MAPE) et des (b) racines des erreurs quadratiques moyennes (RMSE) pour le calcul en régime dénoyé du débit traversant la vanne de fond, en utilisant le système d'équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6) calibrées, en comparaison avec les données expérimentales mesurées ..... 238

Figure 4-11. Distribution des (a) débits au travers de la vanne de fond en régime noyé calculés à l'aide du système d'équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6) calibrées, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données expérimentales mesurées ..... 239

Figure 4-12. Distribution des (a) erreurs moyennes de pourcentage absolu (MAPE) et des (b) racines des erreurs quadratiques moyennes (RMSE) pour le calcul en régime noyé ( $\text{DRF} < 1$ ) du débit traversant la vanne de fond, en utilisant le système d'équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6) calibrées, en comparaison avec les données expérimentales mesurées ..... 240

Figure 4-13. Évolution du paramètre  $k_{Gf}$  en fonction de l'angle d'inclinaison du volet : comparaison entre la calibration initiale par groupe d'angle, la loi globale constante développée en seconde approche, et une loi globale en puissance proposée pour une meilleure prise en compte des faibles angles d'inclinaison ..... 242

Figure 4-14. Distribution des (a) erreurs moyennes de pourcentage absolu (MAPE) et des (b) racines des erreurs quadratiques moyennes (RMSE) pour le calcul du débit traversant la vanne de fond, en utilisant le modèle original ou le modèle optimisé, en comparaison avec les données expérimentales mesurées ..... 243

Figure 4-15. Périmètres d'étude des modèles numériques spécifiques aux régimes dénoyés et noyés ..... 247

Figure 4-16. Corrélations des hauteurs mesurées par les capteurs lors de l'étude expérimentale de l'orifice inférieur de la vanne fusible, en différenciant (a) la zone amont et (b) la zone aval du canal, ainsi que les régimes de fonctionnement de l'ouvrage ..... 248

Figure 4-17. Illustration des deux modèles numériques 3D pour l'étude des régimes d'écoulement (a) dénoyé et (b) noyé, avec annotation des zones de raffinement du maillage global et spécification des niveaux de raffinement et des tailles de mailles de calcul correspondantes.....	249
Figure 4-18. Raffinements locaux du maillage selon une (a) vue de profil, (b) coupe de profil passant par le centre du canal (A – A'), (c) vue aval et (d) vue amont.....	250
Figure 4-19. Illustration du maillage du modèle 3D de la vanne de fond selon une coupe longitudinale (A – A'), en considérant les différents angles d'inclinaison du volet étudiés.....	251
Figure 4-20. Illustration des conditions aux limites implémentées dans les modèles numériques 3D pour l'étude des régimes d'écoulement (a) dénoyé et (b) noyé.....	253
Figure 4-21. Visualisations comparatives des conditions d'écoulement explorées numériquement et expérimentalement pour chaque angle de volet : a) Débit imposé en régime dénoyé, b – i) Débit imposé en régime noyé, b – ii) hauteur aval imposée en régime noyé.....	254
Figure 4-22. Distribution du bilan de masse (BM) des modélisations numériques effectuées pour les cas a) en régime dénoyé et b) en régime noyé.....	256
Figure 4-23. Distribution (a) des débits au travers de la vanne de fond en régime dénoyé (DRF = 1) calculés à l'aide du système d'équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6) calibrées avec les données expérimentales, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données issues du modèle 3D.....	257
Figure 4-24. Distribution (a) des débits au travers de la vanne de fond en régime noyé (DRF < 1) calculés à l'aide du système d'équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6) calibrées avec les données expérimentales, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données issues du modèle 3D.....	259
Figure 4-25. Evaluation des erreurs relatives sur le débit obtenu par modélisation 3D en régime noyé (DRF < 1) en comparaison avec le débit calculé par le système d'équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6) calibrées avec les données expérimentales. Analyse de ces erreurs selon (a) la différence de hauteur amont – aval et (b) le facteur de réduction de débit (DRF).....	260
Figure 4-26. Illustration des plans de coupes transversal et longitudinal selon (a) une perspective globale et (b) une vue amont.....	262
Figure 4-27. Coupe longitudinale du champ de vitesse au droit de la vanne fusible expérimentale pour un angle d'ouverture du volet de 86° en considérant plusieurs rapports $h_1/a_G$ .....	263
Figure 4-28. Coupe transversale du champ de vitesse au niveau de l'orifice inférieur pour un angle d'ouverture du volet de 86° en considérant plusieurs rapport $h_1/a_G$ .....	264
Figure 4-29. Coupe longitudinale du champ de vitesse au droit de la vanne fusible expérimentale pour un rapport $h_1/a_G$ de 2.8 (+/- 9% près) en considérant plusieurs angles d'ouverture du volet.....	266
Figure 4-30. Coupe transversale du champ de vitesse au niveau de l'orifice inférieur pour un rapport $h_1/a_G$ de 2.8 (+/- 9% près) en considérant plusieurs angles d'ouverture du volet.....	267

Figure 4-31. Visualisation des lignes de courant en distinguant la composante normale des composantes latérales du flux au droit du volet incliné, selon l'écoulement traité Figure 4-29 – d).....	267
Figure 4-32. Configuration schématique de l'écoulement au niveau de l'orifice inférieur de la vanne fusible.....	268
Figure 4-33. Coupe longitudinale du champ de vitesse au droit de la vanne fusible expérimentale pour un angle d'ouverture du volet de 74.1° en considérant plusieurs rapports du coefficient d'enneioement DRF.....	270
Figure 4-34. Etude de l'écoulement à travers l'orifice supérieur dans le cas d'une vanne fusible.....	273
Figure 4-35. Représentation des angles d'ouverture du volet incliné et des hauteurs de seuil aval fixés pour l'ensemble des études en régime permanent de l'orifice supérieur, représentant toutes les situations possibles de sollicitations hydrauliques aval et dynamiques du volet.....	276
Figure 4-36. Visualisation expérimentale d'un écoulement par-dessus le seuil incliné en (a) vue aval et (b) vue de profil, sous régime dénoyé pour un angle d'inclinaison fixé à 87° et un débit pompé de 209 m <sup>3</sup> .h <sup>-1</sup> (i.e. 58.1 L.s <sup>-1</sup> ).....	277
Figure 4-37. Visualisation expérimentale d'un écoulement par-dessus le seuil incliné en (a) vue aval et (b) vue de profil, sous régime dénoyé pour un angle d'inclinaison fixé à 59° et un débit pompé de 206 m <sup>3</sup> .h <sup>-1</sup> (i.e. 57.2 L.s <sup>-1</sup> ).....	278
Figure 4-38. Visualisation expérimentale d'un écoulement par-dessus le seuil incliné en (a) vue aval et (b) vue de profil, sous régime partiellement noyé pour un angle d'inclinaison fixé à 87° et un débit pompé de 207 m <sup>3</sup> .h <sup>-1</sup> (i.e. 57.5 L.s <sup>-1</sup> ).....	279
Figure 4-39. Visualisation expérimentale d'un écoulement par-dessus le seuil incliné en (a) vue aval et (b) vue de profil, sous régime noyé pour un angle d'inclinaison fixé à 87° et un débit pompé de 207 m <sup>3</sup> .h <sup>-1</sup> (i.e. 57.5 L.s <sup>-1</sup> ).....	280
Figure 4-40. Evolution de la hauteur du seuil de déversement de la vanne fusible en fonction de l'angle d'ouverture du volet basculant. Contre validation de la loi obtenue par traitement d'image avec une loi trigonométrique.....	281
Figure 4-41. Mise en évidence des fuites au niveau de l'axe de rotation à travers l'exemple d'un écoulement de 10 m <sup>3</sup> .h <sup>-1</sup> pour un angle d'inclinaison du volet de 67°.....	282
Figure 4-42. Calibration d'une loi d'orifice modélisant les fuites le long de l'axe de rotation pour différents angles d'inclinaison du volet basculant, où les fuites observées sont significatives devant l'écoulement principal.....	283
Figure 4-43. Calibration en première approche des coefficients (a) $c_{wf}$ et (b) $r_{wf}$ pour chaque groupe d'angle et proposition de lois mathématiques d'interpolation.....	284
Figure 4-44. Approche basée sur la méthode de Monte Carlo pour la résolution du système d'équations, (4.19) et (4.20) dans (4.14) caractérisant le comportement hydraulique d'un seuil incliné en régime dénoyé.....	286

Figure 4-45. Calibration par la méthode de Monte Carlo des coefficients des équations (4.19) et (4.20) relatifs aux paramètres de calage de la loi hydraulique (4.14) représentant le déversement par-dessus un seuil incliné en régime dénoyé .....	288
Figure 4-46. Calibration en seconde approche des coefficients (a) $c_{wf}$ et (b) $r_{wf}$ selon la méthode de Monte Carlo et comparaison avec les résultats obtenus initialement pour chaque groupe d'angles .....	290
Figure 4-47. Distribution (a) des débits au travers de la vanne de fond en régime dénoyé calculés à l'aide du système d'équations (4.14), (4.19) et (4.20) calibrées, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données expérimentales mesurées.....	291
Figure 4-48. Distribution (a) des erreurs moyennes de pourcentage absolu (MAPE) et (b) des racines des erreurs quadratiques moyennes (RMSE) pour le calcul en régime dénoyé du débit traversant la vanne de fond, en utilisant le système d'équations (4.14), (4.19) et (4.20) calibrées, en comparaison avec les données expérimentales mesurées.....	292
Figure 4-49. Calibration en première approche des coefficients (a) $c_{ws}$ et (b) $r_{ws}$ de l'équation (4.15) pour chaque groupe d'angles et proposition de lois mathématiques d'interpolation.....	294
Figure 4-50. Approche basée sur la méthode de Monte Carlo pour la résolution du système d'équations, (4.21) et (4.22) dans (4.15) caractérisant le comportement hydraulique d'un seuil incliné en régime noyé .....	296
Figure 4-51. Calibration par la méthode de Monte Carlo des coefficients des équations (4.21) et (4.22) relatifs aux paramètres de calage de la loi hydraulique (4.15) représentant le déversement par-dessus un seuil incliné en régime noyé.....	297
Figure 4-52. Calibration en seconde approche des coefficients (a) $c_{ws}$ et (b) $r_{ws}$ selon la méthode de Monte Carlo et comparaison avec les résultats obtenus initialement pour chaque groupe d'angles...	299
Figure 4-53. Distribution (a) des débits au travers de la vanne de fond en régime noyé calculés à l'aide du système d'équations (4.15), (4.21) et (4.22) calibrées, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données expérimentales mesurées.....	300
Figure 4-54. Distribution (a) des erreurs moyennes de pourcentage absolu (MAPE) et (b) des racines des erreurs quadratiques moyennes (RMSE) pour le calcul en régime noyé du débit traversant la vanne de fond, en utilisant le système d'équations (4.15), (4.21) et (4.22) calibrées, en comparaison avec les données expérimentales mesurées.....	301
Figure 4-55. Analyse des erreurs relatives des modèles spécifiques aux régimes d'écoulement dénoyé et totalement noyé en régime partiellement noyé selon (a) le débit déversé et (b) l'angle d'inclinaison du volet.....	303
Figure 4-56. Raffinements locaux du maillage selon une (a) vue de profil, (b) coupe de profil passant par le centre du canal (A – A'), (c) vue aval et (d) vue amont .....	308
Figure 4-57. Illustration du maillage du modèle 3D de l'orifice supérieur selon une coupe longitudinale (A – A'), en considérant les différents angles d'inclinaison du volet étudiés .....	309

Figure 4-58. Visualisations comparatives des conditions d'écoulement explorées numériquement et expérimentalement pour chaque angle de volet dans le cas des modèles d'étude de l'orifice supérieur : a) Débit imposé en régime dénoyé, b – i) Débit imposé en régime noyé, b – ii) hauteur aval imposée en régime noyé. .... 311

Figure 4-59. Distribution du bilan de masse (BM) des modélisations numériques effectuées pour les cas a) en régime dénoyé et b) en régime noyé..... 313

Figure 4-60. Distribution des (a) débits par-dessus le seuil incliné de la vanne basculante en régime dénoyé calculés à l'aide du système d'équations (4.19), (4.20) et (4.14) calibrées avec les données expérimentales, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données issues du modèle 3D..... 314

Figure 4-61. Distribution (a) des débits par-dessus le seuil incliné de la vanne fusible en régime noyé calculés à l'aide du système d'équations (4.21), (4.22) et (4.15), calibrées avec les données expérimentales, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données issues du modèle 3D..... 316

Figure 4-62. Evaluation des erreurs relatives sur le débit obtenu par modélisation 3D en régime noyé en comparaison avec le débit calculé par le système d'équations (4.21), (4.22) et (4.15) calibrées avec les données expérimentales. Analyse de ces erreurs selon (a) la différence de hauteur amont – aval et (b) le facteur de réduction de débit ( $\Psi_{ws}$ )..... 317

Figure 4-63. Coupe longitudinale du champ de vitesse au droit de la vanne fusible expérimentale pour un angle d'ouverture du volet de 86.1° en considérant plusieurs rapports  $h1 * -hw * hw * \dots\dots\dots$  319

Figure 4-64. Coupe longitudinale du champ de vitesse au droit de la vanne fusible expérimentale pour un angle d'ouverture du volet de 66.7° en considérant plusieurs rapports  $h1 * -hw * hw * \dots\dots\dots$  320

Figure 4-65. Coupe longitudinale du champ de vitesse au droit de la vanne fusible expérimentale pour un angle d'ouverture du volet de 86.1° en considérant plusieurs rapports du coefficient d'enneiement  $\Psi_{ws} \dots\dots\dots$  322

Figure 4-66. Représentation schématique des écoulements par-dessous et par-dessus le volet incliné ..... 326

Figure 4-67. Représentation des angles d'ouverture du volet incliné et des hauteurs de seuil aval fixés pour l'ensemble des études en régime permanent de la vanne fusible, représentant toutes les situations possibles de sollicitations hydrauliques aval et dynamiques..... 328

Figure 4-68. Visualisation expérimentale d'un écoulement à travers la vanne fusible en (a) vue aval et (b) vue de profil, sous régime dénoyé pour un angle d'inclinaison fixé à 86° et un débit pompé de 412 m<sup>3</sup>.h<sup>-1</sup> (i.e. 114.4 L.s<sup>-1</sup>) ..... 329

Figure 4-69. Visualisation expérimentale d'un écoulement à travers la vanne fusible en (a) vue aval et (b) vue de profil, selon un régime d'écoulement noyé de l'orifice inférieur et dénoyé du seuil supérieur, pour un angle d'inclinaison fixé à 86° et un débit pompé de 398 m<sup>3</sup>.h<sup>-1</sup> (i.e. 110.6 L.s<sup>-1</sup>) ..... 330

Figure 4-70. Visualisation expérimentale d'un écoulement à travers la vanne de fond en (a) vue aval et (b) vue de profil, selon un régime noyé pour l'orifice inférieur et le seuil supérieur, pour un angle d'inclinaison fixé à $86^\circ$ et un débit pompé de $395 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ (i.e. $109.4 \text{ L} \cdot \text{s}^{-1}$ ) .....	331
Figure 4-71. Visualisation expérimentale d'un écoulement à travers la vanne de fond en (a) vue aval et (b) vue de profil, selon un régime noyé pour l'orifice inférieur et le seuil supérieur, pour un angle d'inclinaison fixé à $86^\circ$ et un débit pompé de $395 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ (i.e. $109.7 \text{ L} \cdot \text{s}^{-1}$ ) .....	331
Figure 4-72. Note de calcul du débit à travers une vanne fusible en supposant l'interaction entre les écoulements supérieur et inférieur négligeable .....	333
Figure 4-73. Distribution (a) des débits au travers de la vanne fusible en régime dénoyé calculés à l'aide du système d'équations présenté Figure 4-72, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données expérimentales .....	334
Figure 4-74. Distribution (a) des débits au travers de la vanne fusible en régime semi - noyé calculés à l'aide du système d'équations présenté Figure 4-72, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données expérimentales .....	336
Figure 4-75. Distribution (a) des débits au travers de la vanne fusible en régime noyé calculés à l'aide du système d'équations présenté Figure 4-72, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données expérimentales .....	338
Figure 5-1. Vue d'ensemble du chapitre n°5 (en bleu) .....	347
Figure 5-2. Illustration du fonctionnement de la conception actuelle de la vanne de stockage en considérant (a) la loi de stockage et (b) les conséquences sur le fonctionnement du réseau.....	349
Figure 5-3. Illustration du fonctionnement de la conception optimale de la vanne de stockage en considérant (a) la loi de stockage et (b) les conséquences sur le fonctionnement du réseau.....	351
Figure 5-4. Première ébauche de la conception de la vanne basculante optimisée en considérant (a) le fonctionnement hydraulique optimal et (b) la géométrie mise en œuvre pour l'atteindre .....	353
Figure 5-5. Conception optimisée d'une vanne basculante intégrant une pale en partie supérieure du volet selon (a) vue amont et une (b) vue de profil en coupe A – A' .....	356
Figure 5-6. Illustration des paramètres géométriques influençant les fonctionnements hydrauliques et dynamiques de la vanne optimale expérimentale .....	360
Figure 5-7. Évolution temporelle (a) des hauteurs en amont et en aval de la vanne optimale et de l'angle d'ouverture du volet basculant, ainsi que (b) du débit total pompé mesuré, pour une configuration pour laquelle l'angle d'inclinaison ( $\beta$ ) de la pale supérieure est fixé à $0^\circ$ .....	363
Figure 5-8. Photographies de la vanne basculante optimale en fonctionnement selon des conditions transitoires et pour une configuration où l'angle d'inclinaison ( $\beta$ ) de la pale supérieure est fixé à $0^\circ$ . Les numéros des photographies font référence aux indices de position placés sur la Figure 5-7 .....	364
Figure 5-9. Évolution temporelle des (a) hauteurs en amont et en aval de la vanne optimale et de l'angle d'ouverture du volet basculant, ainsi que (b) du débit total pompé mesuré, pour une configuration pour laquelle l'angle d'inclinaison ( $\beta$ ) de la pale supérieure est fixé à $15^\circ$ .....	367

Figure 5-10. Photographies de la vanne basculante optimale en fonctionnement selon des conditions transitoires et pour une configuration où l'angle d'inclinaison ( $\beta$ ) de la pale supérieure est fixé à 15 degrés. Les numéros des photographies font référence aux indices de position placés sur la Figure 5-9 .....	368
Figure 5-11. Évolution temporelle (a) des hauteurs en amont et en aval de la vanne optimale et de l'angle d'ouverture du volet basculant, ainsi que (b) du débit total pompé mesuré, pour une configuration pour laquelle l'angle d'inclinaison ( $\beta$ ) de la pale supérieure est fixé à 31 degrés .....	369
Figure 5-12. Photographies de la vanne basculante optimale en fonctionnement selon des conditions transitoires et pour une configuration où l'angle d'inclinaison ( $\beta$ ) de la pale supérieure est fixé à 31 degrés. Les numéros des photographies font référence aux indices de position placés sur la Figure 5-11 .....	370
Figure 5-13. Évolution temporelle (a) des hauteurs en amont et en aval de la vanne optimale et de l'angle d'ouverture du volet basculant, ainsi que (b) du débit total pompé mesuré, pour une configuration pour laquelle l'angle d'inclinaison ( $\beta$ ) de la pale supérieure est fixé à 45 degrés .....	371
Figure 5-14. Photographies de la vanne basculante optimale en fonctionnement selon des conditions transitoires et pour une configuration où l'angle d'inclinaison ( $\beta$ ) de la pale supérieure est fixé à 45 degrés. Les numéros des photographies font référence aux indices de position placés sur la Figure 5-13 .....	372
Figure 5-15. Évolutions des hauteurs en amont ( $h_{CHI}$ ) de l'ouvrage auxquelles le volet s'ouvre et se ferme en fonction de l'inclinaison de la pale supérieure ( $\beta$ ) .....	374
Figure 5-16. Mesures expérimentales de la hauteur amont en régime permanent, en fonction du débit traversant le prototype de vanne optimale et l'angle d'inclinaison de son volet basculant. L'angle d'inclinaison de la pale supérieure ( $\beta$ ) est préalablement fixé à $0^\circ$ .....	376
Figure 5-17. Mesures expérimentales de la hauteur amont en régime permanent, en fonction du débit traversant le prototype de vanne optimale et l'angle d'inclinaison de son volet basculant. L'angle d'inclinaison de la pale supérieure ( $\beta$ ) est préalablement fixé à $45^\circ$ .....	377
Figure 6-1. Localisations envisagées des 7 vannes de régulation [source : Orléans Métropole] .....	383
Figure 6-2. Configuration géométrique optimale du démonstrateur de la vanne de régulation selon une vue amont avec un volet en position fermée .....	384
Figure 6-3. Visualisation de la géométrie de la vanne de régulation en position fermée dans le collecteur circulaire d'intérêt .....	386
Figure 6-4. Visualisation, selon une vue amont, du maillage du modèle 3D et du niveau de raffinement adopté au niveau de la vanne de régulation en position fermée .....	386
Figure 6-5. Visualisation globale du maillage du modèle 3D et des niveaux de raffinement adoptés .....	387
Figure 6-6. Illustration des conditions aux limites implémentées dans le modèle numérique 3D .....	387

Figure 6-7. Vue en coupe transversale du champ de pression de l'écoulement s'établissant au niveau de l'ouvrage en position fermée pour le débit d'ouverture souhaité. La pale de l'ouvrage ne présente pas d'inclinaison dans cette configuration.....	389
Figure 6-8. Evolution du moment induit par les forces pressantes en fonction (a) de la hauteur amont et (b) du débit pour une vanne en configuration fermée pour une hauteur d'axe ( $h_{png}$ ) de 0.835 m .....	390
Figure 6-9. Visualisation de la géométrie de la vanne de régulation en position ouverte à $70^\circ$ , selon l'axe vertical, dans le collecteur circulaire d'intérêt.....	392
Figure 6-10. Visualisation, selon une vue amont, du maillage du modèle 3D et du niveau de raffinement adopté au niveau de la vanne de régulation en position ouverte à $70^\circ$ .....	393
Figure 6-11. Évolution des moments des forces résultant des pressions exercées sur l'intégralité du volet basculant en fonction du débit traversant l'ouvrage, considérant une ouverture maximale de $70^\circ$ du volet ainsi que trois configurations d'inclinaison de la plaque supérieure ( $\beta = 0^\circ, 10^\circ, 20^\circ$ ) .....	394
Figure 6-12. Coupe longitudinale du champ de pression au droit de la vanne de régulation pour une ouverture maximale de $70^\circ$ et un débit amont de $14 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ en considérant un angle d'inclinaison de la plaque supérieure ( $\beta$ ) de $0^\circ$ .....	395
Figure 6-13. Coupe longitudinale du champ de pression au droit de la vanne de régulation pour une ouverture maximale de $70^\circ$ et un débit amont de $14 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ en considérant un angle d'inclinaison de la plaque supérieure ( $\beta$ ) de $20^\circ$ .....	396
Figure 6-14. Évolution des moments de force résultant des pressions exercées sur l'intégralité du volet basculant en fonction du débit traversant l'ouvrage, considérant une ouverture maximale de $70^\circ$ du volet ainsi un angle d'inclinaison de la plaque supérieure ( $\beta$ ) nul .....	397
Figure 6-15. Typologie des écoulements autour de la vanne ouverte selon un angle $\gamma$ égal à $70^\circ$ .....	398
Figure 6-16. Schématisation du dispositif de métrologie mis en œuvre pour le calcul du débit traversant l'ouvrage ( $Q_{tot}$ ) à partir de la mesure de la hauteur amont ( $h_{CH1}$ ) et de l'angle d'inclinaison de la vanne ( $\gamma$ ) .....	400
Figure 6-17. Visualisation des neuf positions fixes étudiées pour les volets basculants, en vue de développer une loi de comportement hydraulique .....	401
Figure 6-18. Évolution du moment engendré par les forces de pression sur la vanne de régulation en relation avec son angle d'ouverture et le débit. Détermination des positions d'équilibre en ouverture partielle en tenant compte du moment de fermeture résultant du poids du volet et des contrepoids ..	402
Figure 6-19. Représentation des résultats extraits des modèles numériques en distinguant les modes de fonctionnement de l'ouvrage qui y sont associés.....	403
Figure 6-20. Vue générale de la vanne ouverte et fermée .....	405
Figure 6-21. Vues sur les renforts à l'aval du volet, les bajoyers et les contrepoids.....	405
Figure 6-22. Alignement des joues et de l'axe de rotation avec un plan laser selon les altitudes définies lors du dimensionnement.....	406
Figure 6-23. Mise en place des bajoyers et de la cornière de butée .....	406

Figure 6-24. Etapes successives de la mise en place du volet basculant .....	407
Figure 6-25. Vanne mise en fonctionnement dans le réseau .....	407

# Liste des sigles et abréviations

---

<b>Symbole</b>	<b>Unité</b>	<b>Signification</b>
$\mu_{Gf}$	-	Coefficient de débit d'une loi de vanne de fond en régime dénoyé
$\mu_{wf}$	-	Coefficient de débit d'une loi de seuil en régime dénoyé
$a_G$	m	Hauteur de la vanne de fond
$a_{Gi}$	-	Coefficient de calage du modèle hydraulique de la vanne de fond
$a_w$	m	Hauteur supérieure du volet
$a_{wfi}$	-	Coefficients de calage intervenant dans chacun des paramètres globaux du modèle hydraulique du seuil en régime dénoyé
$a_{wsi}$	-	Coefficient de calage du modèle hydraulique du seuil en régime noyé
<b>B</b>	m	Largeur du canal d'approche
$b_{cw}$	m	Largeur des contrepoids
$b_G$	m	Largeur de la vanne de fond
$b_w$	m	Largeur de l'ouverture supérieure
$C_c$	-	Coefficient de contraction de la veine fluide
$c_{wf}$	-	Paramètre global n°2 du modèle hydraulique du seuil en régime dénoyé
$c_{ws}$	-	Paramètre global n°2 du modèle hydraulique du seuil en régime noyé
<b>DRF</b>	-	Coefficient de réduction de débit en régime noyé d'une loi hydraulique de vanne de fond
<b>Fr</b>	-	Nombre de Froude
<b>g</b>	m.s <sup>-2</sup>	Accélération de la pesanteur
<b>GCI</b>	%	Grid Convergence Index
$h_{3max}$		Hauteur aval maximale avant ennoisement de la vanne de fond
$h_{CHi}$	m	Hauteur d'eau mesurée par le capteur "CHi" référencée par rapport au radier du collecteur
$h_{cw}$	m	Hauteur des contrepoids
$h_{dc}$	m	Hauteur de pelle du seuil en sortie du canal expérimental
$H_i$	mCE	Charge spécifique de l'écoulement au niveau de la section repérée par le capteur de hauteur "CHi"
$h_i$	m	Hauteur d'eau mesurée par le capteur "CHi" référencée par rapport à la limite R
$h_{i*}$	m	Hauteur d'eau mesurée par le capteur "CHi" référencée par rapport à l'axe de rotation $h_{png}$
$h_{png}$	m	Hauteur de l'axe de rotation par rapport à R
$h_{png\ up}$	m	Hauteur de l'axe de fixation de la pale par rapport au seuil
$h_s$	m	Hauteur de la butée d'arrêt
$h_{up}$	m	Hauteur de la pale supérieure
$h_{up1}$	m	Hauteur entre l'axe de fixation
$h_w$	m	Hauteur de pelle du seuil par rapport au radier du canal amont
$h_w^*$	m	Hauteur de pelle du seuil référencée par rapport à l'axe de rotation $h_{png}$
<b>IF</b>	-	Facteur d'interaction
<b>K<sub>Gf</sub></b>	m	Hauteur critique au niveau d'une vanne de fond en régime dénoyé

<b>Symbole</b>	<b>Unité</b>	<b>Signification</b>
<b>k<sub>Gf</sub></b>	-	Coefficient de perte de charge singulière de la vanne de fond
<b>K<sub>wf</sub></b>	m	Hauteur critique au niveau d'un seuil en régime dénoyé
<b>MARE</b>	%	Moyenne des erreurs en pourcentage absolu
<b>m<sub>G</sub></b>	-	Coefficient de calage du modèle hydraulique de la vanne de fond
<b>M<sub>p</sub></b>	N.m	Moment des forces de pression
<b>n<sub>G</sub></b>	-	Coefficient de calage du modèle hydraulique de la vanne de fond
<b>p<sub>cw</sub></b>	m	Profondeur des contrepoids
<b>Q<sub>am</sub></b>	m <sup>3</sup> .s <sup>-1</sup>	Débit en amont du collecteur dans le cas d'un fonctionnement transitoire
<b>Q<sub>G</sub></b>	m <sup>3</sup> .s <sup>-1</sup>	Débit passant en partie inférieure du volet basculant
<b>Q<sub>Gf</sub></b>	m <sup>3</sup> .s <sup>-1</sup>	Débit passant en partie inférieure du volet basculant en régime dénoyé
<b>Q<sub>Gs</sub></b>	m <sup>3</sup> .s <sup>-1</sup>	Débit passant en partie inférieure du volet basculant en régime noyé
<b>Q<sub>p</sub></b>	m <sup>3</sup> .s <sup>-1</sup>	Débit pompé mesuré au niveau des appareils électromagnétiques dans chaque conduite de refoulement
<b>Q<sub>tot</sub></b>	m <sup>3</sup> .s <sup>-1</sup>	Débit total traversant l'ouvrage
<b>Q<sub>v</sub></b>	m <sup>3</sup> .s <sup>-1</sup>	Débit total passant à travers la vanne dans le cas d'un fonctionnement transitoire
<b>Q<sub>w</sub></b>	m <sup>3</sup> .s <sup>-1</sup>	Débit surversé en partie supérieure du volet basculant
<b>Q<sub>wf</sub></b>	m <sup>3</sup> .s <sup>-1</sup>	Débit surversé en partie supérieure du volet basculant en régime dénoyé
<b>Q<sub>ws</sub></b>	m <sup>3</sup> .s <sup>-1</sup>	Débit surversé en partie supérieure du volet basculant en régime noyé
<b>R</b>	m	Hauteur entre le radier du collecteur et la limite inférieure de la vanne de fond
<b>Re</b>	-	Nombre de Reynolds
<b>RMSE</b>	L.s-1	Ecart quadratique moyen
<b>r<sub>wf</sub></b>	-	Paramètre global n°1 du modèle hydraulique du seuil en régime dénoyé
<b>r<sub>ws</sub></b>	-	Paramètre global n°1 du modèle hydraulique du seuil en régime noyé
<b>V<sub>am</sub></b>	m <sup>3</sup>	Volume d'eau dans le collecteur en amont de la vanne dans le cas d'un fonctionnement transitoire
<b>v<sub>i</sub></b>	m.s <sup>-1</sup>	Vitesse dans la section d'écoulement repérée par le capteur de hauteur "CHi"
<b>x<sub>s</sub></b>	m	Distance de la butée d'arrêt par rapport à l'axe de rotation
<b>α</b>	deg	Angle d'inclinaison du volet de la vanne fusible par rapport à l'axe vertical
<b>α<sub>G</sub></b>	-	Coefficient de calage du modèle hydraulique de la vanne de fond
<b>β</b>	deg	Angle d'inclinaison de la pale supérieure de la vanne de régulation par rapport à l'axe vertical
<b>β<sub>G</sub></b>	-	Coefficient de calage du modèle hydraulique de la vanne de fond
<b>γ</b>	deg	Angle d'inclinaison du volet de la vanne de régulation
<b>Θ</b>	deg	Angle d'inclinaison du clapet anti - retour de la vanne fusible
<b>Ψ<sub>ws</sub></b>	-	Coefficient de réduction de débit en régime noyé d'une loi hydraulique de seuil
<b>ω<sub>G</sub></b>	-	Coefficient de calage du modèle hydraulique de la vanne de fond

# Introduction générale

---

## Cadre de la recherche

Une partie des réseaux d'assainissement sont de type unitaire, c'est-à-dire qu'ils collectent à la fois les eaux usées ainsi qu'une partie des eaux ruisselées en temps de pluie [1]. Cependant, les stations de traitement ne sont pas dimensionnées pour traiter l'ensemble des eaux de pluie en raison de leur fort débit et, dans certains cas, de leur plus faible concentration en polluants. Pour prévenir les débordements du réseau de collecte, des déversoirs d'orage sont construits pour décharger les eaux excédentaires dans les cours d'eau. Cependant, les rejets fréquents d'eaux unitaires dans les milieux naturels ont des impacts environnementaux et sanitaires significatifs [2], [3], [4]. Ces eaux sont généralement chargées en polluants organiques, phosphatés, azotés mais aussi en microplastiques [5], entre autres. Ces contaminants ont plusieurs impacts tels que la diminution de l'oxygène dissous dans l'eau, qui est consommé par les bactéries aérobies pour dégrader les matières organiques, l'obscurcissement de l'eau par les particules en suspension, qui perturbe la photosynthèse et peut colmater les branchies des poissons, ainsi que l'eutrophisation du milieu, causée par l'apport excessif de nutriments azotés et phosphatés. D'autre part, les colloïdes fécaux contenant des bactéries pathogènes peuvent entraîner de nombreuses maladies chez l'homme et les animaux qui consomment l'eau contaminée [6].

La préservation de la qualité des eaux de surface exige ainsi une réduction et un contrôle des rejets d'eaux urbaines pendant les périodes de pluie. Conformément aux exigences des Directives européennes sur les eaux résiduaires (DERU) de 1991, actuellement en refonte, et de la Directive Cadre Européenne sur l'Eau (DCE) de 2000, l'arrêté du 31 juillet 2020 [7] met à jour celui du 21 juillet 2015 [8] concernant les obligations d'autosurveillance et les critères de conformité des systèmes d'assainissement unitaires. En vertu de ce texte, les volumes des rejets urbains ou les flux de polluants rejetés dans le milieu naturel doivent être mesurés en continu et ne pas dépasser 5% de la production annuelle totale d'un système d'assainissement. Il est probable que ce seuil soit revu à la baisse dans le futur [9].

Afin de limiter les déversements dans le milieu naturel et atteindre ces objectifs, il existe deux principales catégories de solutions qui agissent de manière complémentaire [10] : la réduction des apports d'eaux pluviales dans le réseau et le stockage des volumes qui sont collectés malgré tout.

Afin de diminuer la collecte des eaux de pluie dans les systèmes de drainage urbains unitaires, plusieurs techniques sont mises en œuvre, telles que l'interception à la source par des aménagements tels que les noues, les jardins de pluie ou les toitures végétalisées, ainsi que la création de réseaux pluviaux séparatifs [11]. Toutefois, la réalisation de ces techniques alternatives ne permet pas de solutionner l'entièreté du

problème dans le sens où elle est confrontée à plusieurs défis, notamment des coûts élevés, la nécessité de coordonner de multiples parties prenantes, l'établissement de réglementations claires et l'obtention de l'acceptation sociale [12].

Une solution complémentaire consiste alors à stocker le volume excédentaire d'eau lorsque la station d'épuration est saturée. Ce volume retenu est ensuite restitué progressivement pour être traité lorsque les capacités de traitement le permettent. Les bassins de stockage sont principalement utilisés pour assurer cette fonction, mais d'autres ouvrages peuvent également être mis en œuvre pour tirer profit du linéaire de réseau existant.

Au niveau des déversoirs d'orage, ces installations s'illustrent par des seuils mobiles dont la cote des premiers déversements est ajustée de façon à empêcher tout rejet en maximisant le stockage dans le réseau pour des pluies de faible intensité et de forte occurrence correspondant au niveau de service N1 d'un réseau d'assainissement [13]. En outre, la hauteur des ouvrages doit être supérieure au niveau du milieu naturel afin d'éviter toute intrusion de ce dernier. Deuxièmement, pour des épisodes de précipitations très intenses et de faible fréquence d'occurrence, correspondant au niveau N3 du fonctionnement d'un réseau d'assainissement [13], il est nécessaire d'abaisser la hauteur des seuils mobiles afin de garantir l'évacuation des débits ruisselés sans provoquer de risque accru d'inondation.

Au niveau des collecteurs directement, les réseaux présentant des dénivelés significatifs peuvent être équipés de dispositifs de régulation, pouvant se matérialiser par une vanne de fond, dont les objectifs de fonctionnement sont similaires et consistent à maximiser la hauteur amont et donc le stockage pour le niveau de service N1, tout en minimisant la perte de charge singulière associée pour le niveau de service N3.

En somme, le fonctionnement de l'ouvrage est asservi sur la hauteur en amont dans le réseau ainsi que la hauteur aval dans le réseau de décharge dans certains cas. La manœuvre de l'équipement peut être réalisée à l'aide d'un moteur [14]. Toutefois, cette solution nécessite une installation complexe dont l'encombrement est important et les coûts d'installation et d'exploitation sont élevés ; la présence d'un moteur rend aussi ce système soumis à un risque de panne.

Ainsi, l'utilisation d'un équilibre mécanique pour déterminer la position de l'ouvrage de régulation permet d'obtenir un fonctionnement autonome, robuste et économique en termes d'installation et d'exploitation. Ce type d'ouvrage est constitué d'un cadre de fixation qui est conçu pour s'adapter à la section de l'ouvrage dans lequel il s'inscrit. Le cadre est associé à un volet basculant de forme complémentaire, qui pivote autour d'un axe de rotation reliant les deux éléments. Pour éviter les risques d'inondation lors de fortes pluies, il est crucial de minimiser la section obstruée par le cadre et le volet alors en position ouverte. L'ouverture du volet est déterminée par un équilibre dynamique entre les forces de pression, le poids des composants de la vanne ainsi que d'éventuelles autres forces de rappel, telles que celles générées par des aimants, des élastomères, des ressorts, des vérins ou des contrepoids.

Des butées sont utilisées pour limiter l'amplitude d'ouverture de la vanne. Un joint peut être utilisé pour garantir l'étanchéité de l'installation et limiter les rejets vers l'aval, en particulier dans le cas d'une installation sur un déversoir d'orage.

Il existe un système de vanne pour lequel le volet est axé sur sa partie supérieure et dont la dynamique est généralement conditionnée par un vérin [15], [16], [17]. D'autre part, un système de régulation de débit équivalent comportant un volet articulé en partie supérieure est également mis en oeuvre [18], [19]. La spécificité de cette installation réside dans la plasticité du volet constituée d'une fine tôle d'acier inoxydable. Celle-ci se déforme sous l'action des forces de pressions de façon à libérer une ouverture limitée permettant l'évacuation contrôlée du débit. Cet équipement est destiné à l'alimentation des bassins de stockage par un débit limité et constant permettant d'éviter le risque de transport de sédiments tout en optimisant l'alimentation de l'ouvrage. Cependant, cet équipement génère des pertes de charge élevées et ne peut permettre l'évacuation des débits extrêmes sans accroître le risque de surcharge du réseau amont. Il ne peut pas être une solution de stockage en réseau. Enfin, la société 3D EAU, et historiquement l'entreprise Hydrass, conçoit des vannes basculantes en plaçant l'axe de rotation à une hauteur équivalente à un tiers de la hauteur du volet [20], [21], [22], [23], [24], [25] ou sur son arrête inférieure [26]. La dynamique de l'équipement est généralement pilotée par un contrepoids, positionné en partie inférieure du volet, ou par des ressorts de rappel.

Synthèse : Ces équipements ont pour objectif de stocker les volumes excédentaires d'eaux pluviales en tirant profit des sections du réseau existant laissées libres lors des événements de niveau N1, le réseau étant dimensionné pour évacuer les pluies de niveau N3. Ce stockage est dynamique puisque ces dispositifs s'ouvrent de manière à permettre au réseau de retrouver la capacité d'évacuation requise lors des événements extrêmes. En somme, les vannes basculantes présentent un fonctionnement robuste et autonome et se positionnent ainsi comme une solution "low tech" privilégiée par rapport aux bassins d'orage conventionnels, qui nécessitent une emprise foncière importante et entraînent des coûts de construction, d'exploitation et environnementaux considérables.

## Contexte de la recherche

Le laboratoire ICube (Université de Strasbourg, CNRS, INSA Strasbourg, ENGEES) encadre ce travail de doctorat, au sein de l'équipe MecaFlu, en partenariat avec la société 3D EAU dans le cadre d'un financement CIFRE.

En 2019, la société 3D EAU a acquis Hydrass, une entreprise spécialisée depuis 1991 dans le développement, la fabrication et la fourniture d'équipements simples et robustes visant à améliorer l'exploitation des réseaux. Les principaux dispositifs développés sont décrits de façon synthétique ci-dessous :

- ⇒ La vanne basculante de chasse permet de curer les collecteurs sujets à la formation de dépôts de façon autonome en augmentant par effet de chasse les vitesses et contraintes de cisaillement de l'écoulement ;
- ⇒ Les vannes basculantes Deomatic© et StockO© permettent de limiter et de mesurer les rejets d'eaux urbaines afin de garantir la conformité en matière d'autosurveillance et de collecte par temps de pluie ;
- ⇒ Le piège à charriage est un ouvrage conçu pour intercepter puis stocker les sédiments transportés sur le fond des collecteurs, ces particules étant principalement responsables de la formation des dépôts. A l'inverse d'une chambre à sable conventionnelle, ce dispositif limite la décantation des matières en suspension, réduisant le volume de stockage tout comme la fréquence de curage. Ces matières en suspension étant majoritairement organiques, le risque de production de sulfure d'hydrogène (H<sub>2</sub>S) résultant de leur décomposition peut ainsi être limité. Enfin, cet ouvrage réduit drastiquement le risque d'érosion puis de remise en suspension des sédiments stockés, même lors d'épisodes pluvieux intenses ;
- ⇒ La paroi siphonoïde flottante retient les déchets dans le réseau pour une plage étendue de hauteur d'eau en amont tout en produisant une perte de charge limitée.

L'association entre 3D EAU, Hydrass et ICube permet de tirer profit des expertises techniques et scientifiques de chaque acteur afin de proposer des solutions pertinentes pour une gestion optimale des réseaux d'assainissement.

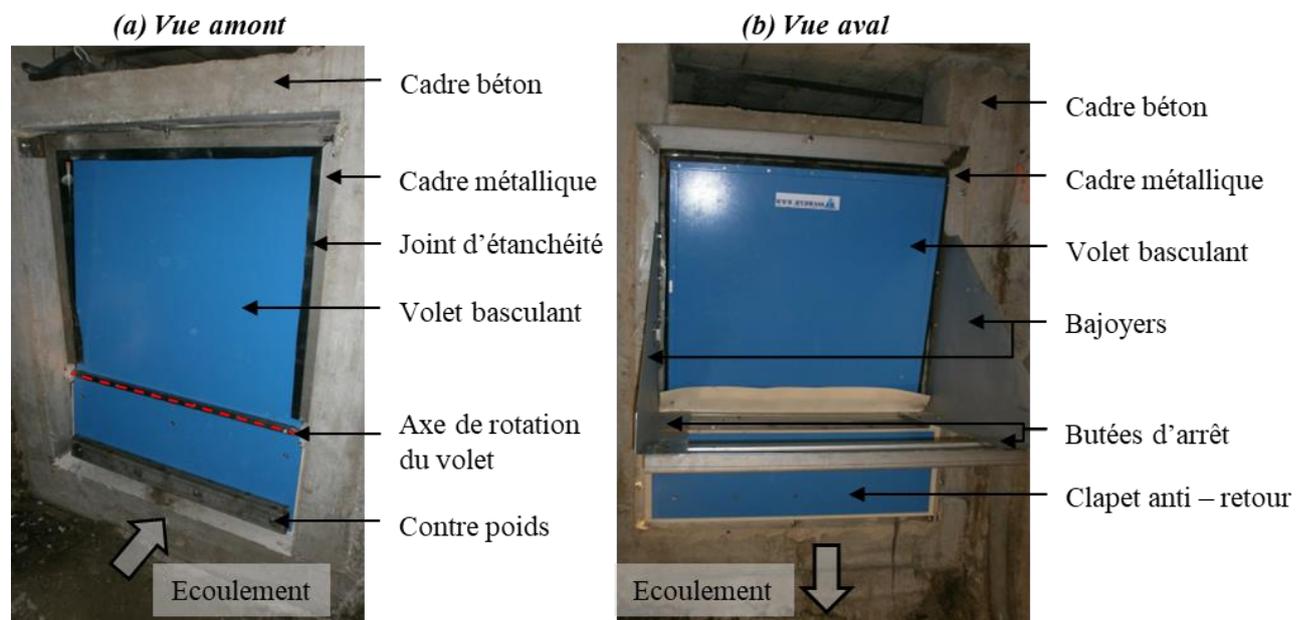
Synthèse : Le travail de recherche présenté dans ce manuscrit porte sur l'utilisation des vannes basculantes pour la réalisation des fonctions de stockage et mesure des débits, en s'intéressant aux modèles Deomatic© et StockO© développés dans ces objectifs.

Le piège à charriage a par ailleurs fait l'objet d'une étude R&D qui sera valorisée par une publication scientifique annexe.

### *Description des vannes de stockage 3D EAU*

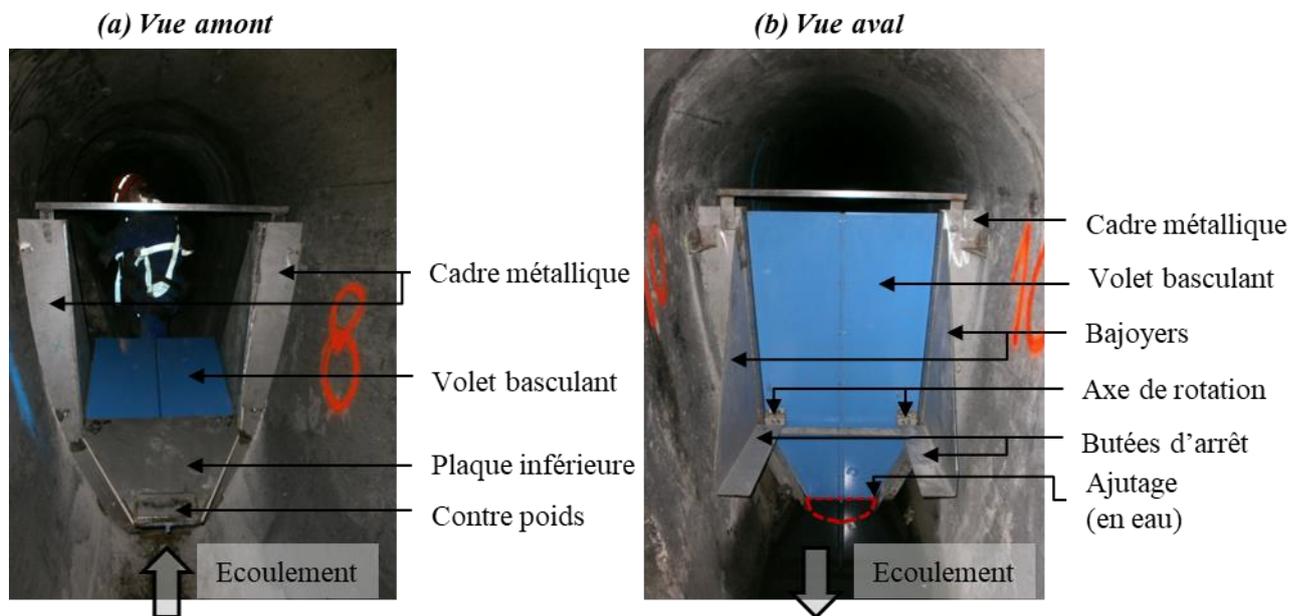
Les vannes basculantes développées par 3D EAU - Hydrass pour le stockage en réseau se composent d'un volet métallique capable de pivoter autour d'un axe horizontal situé au tiers inférieur de sa hauteur. Cet axe est fixé sur un cadre métallique, qui est lui-même encastré dans un cadre en béton ou fixé directement sur les parois du collecteur. La dynamique d'ouverture et de fermeture du volet est déterminée par la position de l'axe de rotation, par les forces de pression exercées par l'écoulement sur le volet mobile ainsi que par le poids du volet et celui du contrepoids situé sur sa partie inférieure. Cette dernière est plus large afin de brider l'inclinaison de la vanne en position fermée en s'appuyant sur le cadre, permettant par ailleurs l'étanchéité de cette zone. De façon symétrique, la partie supérieure du volet se plaque également sur le cadre métallique en contraignant un joint de façon à rendre cette partie imperméable lors de la fermeture. Deux bajoyers situés du côté aval restreignent l'angle d'ouverture maximal du volet et guident l'écoulement déversé en partie supérieure.

Les vannes Deomatic© sont destinées aux déversoirs d'orage. Elles obstruent la section d'écoulement au-dessus du seuil de façon à isoler le réseau du milieu naturel lors des sollicitations pluvieuses de niveau N1. Par ailleurs, si l'ouvrage présente un risque d'influence aval, un clapet anti-retour est installé dans le but de protéger la partie inférieure du volet. En effet, l'application d'une contre pression sur la partie basse de ce dernier générerait un moment d'ouverture. Or, un basculement prématuré pourrait compromettre la capacité de stockage du système et, dans les situations les plus critiques, se traduire par l'intrusion du milieu naturel si la charge de ce dernier dépasse celle du réseau.



**Figure 0-1. Exemple d'installation d'une vanne Deomatic© sur un déversoir d'orage (photographie : Bernard Sikora)**

Les vannes StockO<sup>®</sup> sont destinées à une installation directement dans un collecteur. Leur conception est similaire aux vannes Deomatic<sup>®</sup> à la différence près qu'elles libèrent un ajutage en partie inférieure dont l'objectif est de garantir l'évacuation des écoulements en temps sec sans perturbation de la ligne d'eau et donc de l'autocurage.



Synthèse : La fonction de stockage dynamique des vannes StockO et Deomatic réside dans l'obstruction totale ou partielle de la section d'écoulement puis dans la capacité à minimiser cette dernière en déclenchant de façon autonome l'ouverture de la vanne par simple basculement pour un niveau d'eau amont prédéterminé.

### **Objectifs de recherche et développement**

La société 3D EAU souhaite mener une mission de recherche et développement sur l'utilisation des vannes basculantes pour une fonction de stockage.

Premièrement, il s'agit de valider si la conception actuelle des équipements permet d'atteindre les objectifs de stockage dynamique tels qu'ils ont été identifiés précédemment. Ceux-ci impliquent le maintien du volet en position fermée tant que le niveau d'eau en amont reste inférieur à une hauteur de basculement prédéterminée. Cette dernière est choisie de façon à maximiser le volume de stockage dans le réseau amont sans y générer ou accroître un éventuel risque d'inondation. De ce fait, la conception de l'ouvrage doit assurer le basculement du volet lorsque le niveau d'eau amont atteint cette hauteur limite. Ensuite, la position du volet doit pouvoir se maintenir dans une ouverture maximale de façon à assurer

une capacité d'évacuation du réseau sans accroître un éventuel risque de débordement. Enfin, la configuration de la vanne doit garantir la fermeture autonome dès que le niveau amont diminue pour atteindre un seuil considéré acceptable, permettant ainsi de rétablir une nouvelle phase de stockage.

Deuxièmement, il est nécessaire d'étudier l'impact d'une influence aval sur les objectifs de fonctionnement mécanique et hydraulique de ces dispositifs tel qu'il est décrit ci-dessus.

Dans un troisième temps, il est question d'identifier puis d'étudier les pistes d'optimisation de la conception des vannes afin de les rendre plus adaptées aux objectifs de stockage dynamique énumérés précédemment.

Enfin, un des principaux objectifs de cette thèse est de développer une méthode et des outils permettant de dimensionner ces équipements en tenant compte des contraintes d'installation, de génie civil et des sollicitations hydrauliques, en particulier dans le cas d'une influence aval.

Synthèse : L'objectif de cette recherche est de disposer d'une méthode générique de dimensionnement des vannes basculantes dont la conception est optimisée pour répondre efficacement aux contraintes liées au stockage en réseau.

### ***Conception initiale des vannes basculantes pour le curage des sédiments***

La réponse aux objectifs de recherche et développement fixés par 3D EAU nécessite préalablement de comprendre le contexte qui a catalysé la conception initiale des vannes basculantes afin d'identifier les verrous techniques et scientifiques à résoudre.

En effet, ces dispositifs ont été pensés à l'origine pour assurer le curage des sédiments dans les réseaux [27], [28], [29]. Dans ce but, leur conception a été réfléchi pour assurer un cycle de fonctionnement en quatre phases décrites ci-dessous et illustré dans la Figure 0-3 :

- (a) Initialement, l'équipement est en position fermée et obstrue complètement l'écoulement, permettant ainsi le stockage et l'élévation du niveau d'eau en amont. Le plan d'eau qui s'y établit applique alors sur le volet basculant un champ de pression hydrostatique. Ce dernier peut se résumer par une force dont le point d'application se positionne au premier tiers de la hauteur d'eau. Lors de cette phase de stockage, ce point d'application des forces de pression est situé sous l'axe de rotation, conférant ainsi au volet un moment de fermeture. Du côté aval, le volet ne subit pas de contre pression puisque le réseau est vidangé, n'étant plus alimenté par l'amont.
- (b) Lorsque le niveau d'eau amont atteint la hauteur de basculement prédéterminée, la résultante des forces pressantes se positionne au-dessus de l'axe de rotation afin de conférer au volet un moment d'ouverture. Ainsi, l'équilibre du volet est rompu et ce dernier s'ouvre par basculement.

Par ailleurs, cette condition justifie pourquoi l'axe de rotation est placé à une hauteur inférieure ou égale au premier tiers du volet de façon à garantir une ouverture sans risque de surverse :

- (c) Cette ouverture rapide se traduit par une rupture de barrage engendrant la conversion de l'énergie potentielle stockée en amont en énergie cinétique sous la forme d'une vague de chasse. La vitesse et la contrainte de cisaillement sur le front de cette vague sont élevées et favorisent l'érosion et le transport des sédiments vers l'aval [30], [31], [32], [33], [34], [35], [36], [37], [38], [39], [40].

En outre, l'écoulement au niveau de l'ouvrage s'effectue sous le volet basculé à travers un orifice inférieur ainsi que par-dessus ce même volet qui agit alors comme un seuil.

Ensuite, dans cette configuration ouverte, le champ de pression qui s'applique sur la vanne n'est plus hydrostatique en raison de la vitesse de l'écoulement qui ajoute un terme de pression dynamique, et par ses accélérations au niveau des réductions de sections que représentent les orifices de la vanne qui par effet venturi diminuent localement la pression, ainsi que des potentielles courbures des lignes de courants au passage de ces singularités [41], [42], [43], [44].

- (d) Lorsque la hauteur d'eau en amont diminue, le moment d'ouverture qu'elle confère au volet décroît également, jusqu'à ce que le moment de fermeture développé par le contrepoids soit suffisant pour contrebalancer tous les moments d'ouverture. L'équilibre est alors rompu et le volet se referme pour atteindre une nouvelle stabilité en position fermée en appui sur le cadre de fixation. Une nouvelle phase de stockage (a) peut ainsi débuter.

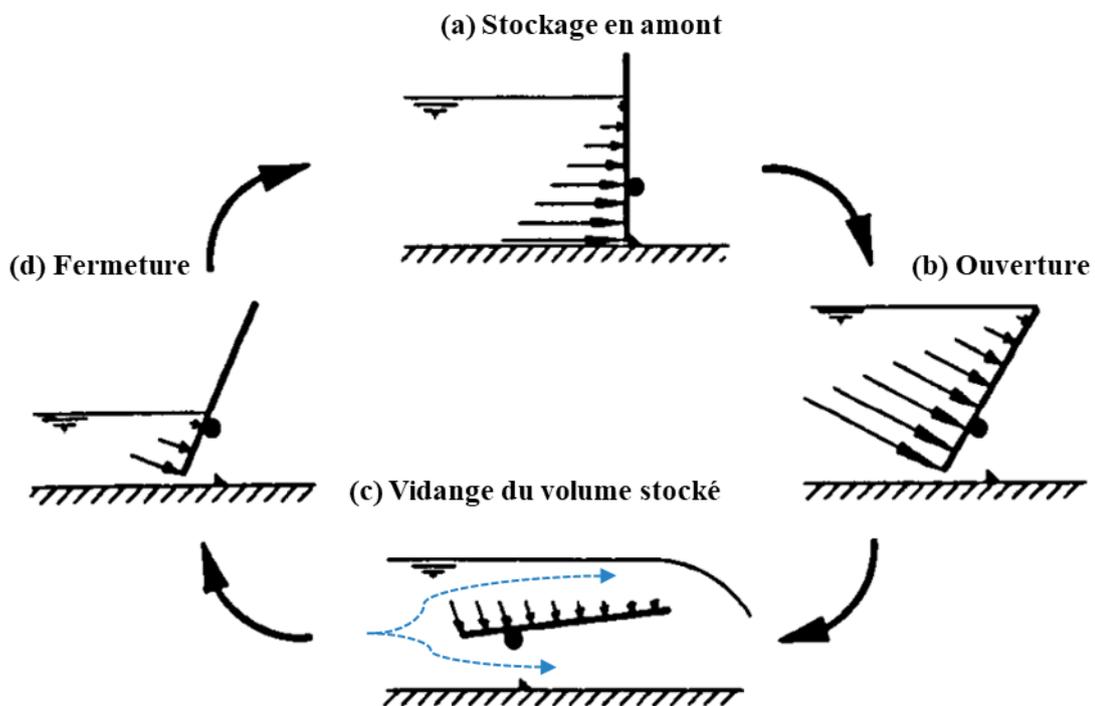
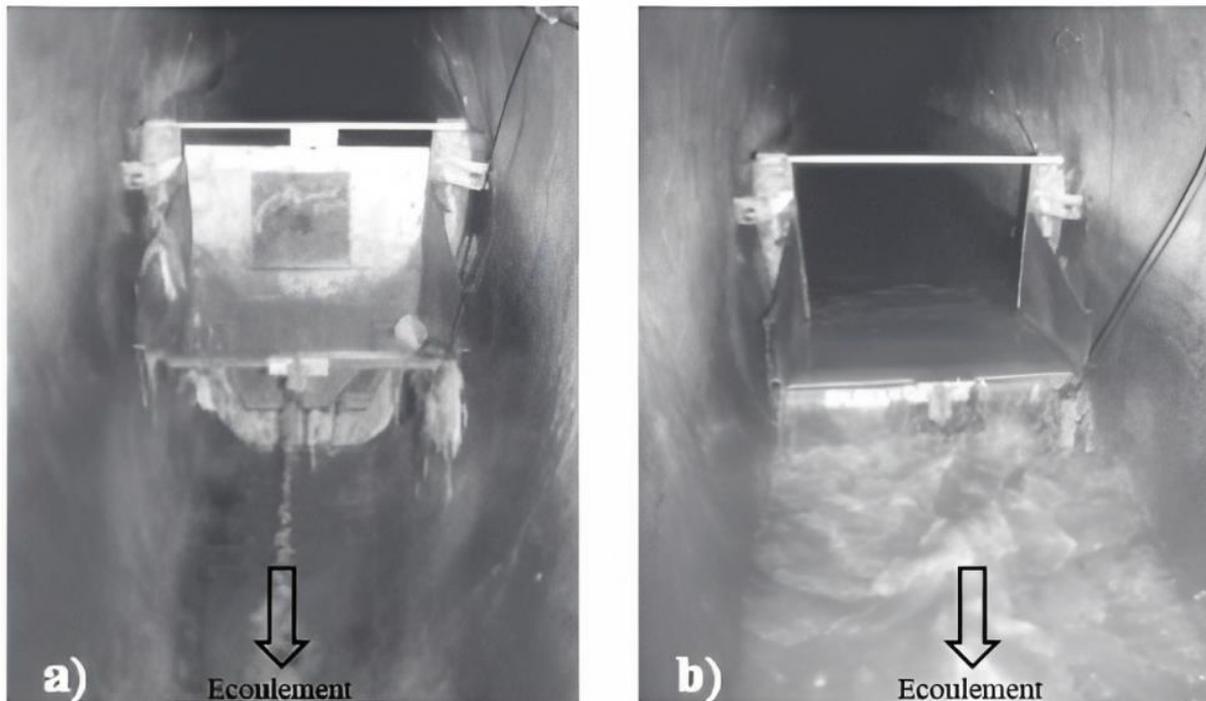


Figure 0-3. Principe du fonctionnement d'une vanne basculante classique [29]

Les photographies ci-dessous illustrent le fonctionnement d'une vanne basculante de curage en position fermée ainsi qu'en position ouverte.

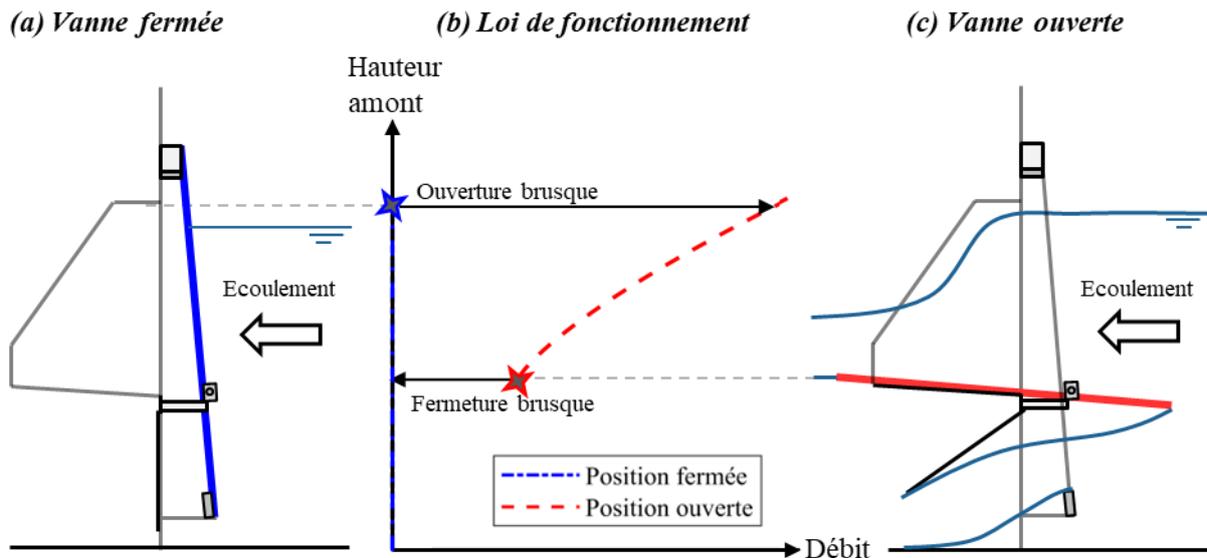


**Figure 0-4. Photographie de la vanne de chasse installée dans le collecteur unitaire situé sous l'Avenue Pompidou à Lyon en (a) vanne fermée et (b) vanne ouverte [39]**

Synthèse : La dynamique d'ouverture et de fermeture de l'équipement est conditionnée par un équilibre instable entre le poids du volet mobile et les forces pressantes que l'écoulement applique sur ce dernier. La position de l'axe de rotation est par ailleurs déterminante puisqu'elle conditionne les bras de levier de chaque force et donc leur moment.

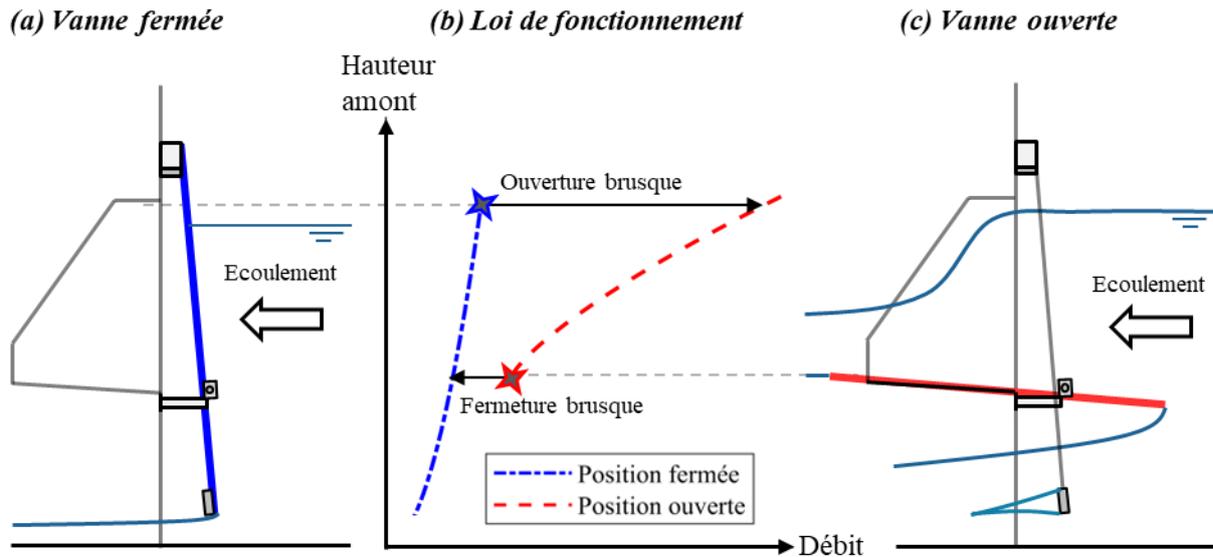
#### *Utilisation ultérieure des vannes basculantes pour le stockage en réseau*

Par la suite, les vannes basculantes se sont révélées être une solution pertinente pour résoudre les objectifs d'exploitation des déversoirs d'orage des réseaux d'assainissement unitaires [20], [21], [23], [25], [45], [46]. Les courbes de fonctionnement de la vanne Deomatic®, reliant le débit déversé à la hauteur de stockage en amont, sont schématisées et décrites ci – après. En position fermée, le volet basculant maintient un seuil de déversement haut et ainsi maximise la capacité de stockage sans rejet vers le milieu naturel, lors des précipitations de niveau de service N1. D'autre part, l'ouverture du volet, déclenchée quand le niveau amont atteint un seuil prédéterminé, abaisse le seuil de déversement et maximise ainsi la capacité d'évacuation de l'ouvrage pour les sollicitations extrêmes de niveau N3.



**Figure 0-5. Principe de fonctionnement d'une vanne Deomatic©**

Concernant les vannes basculantes installées directement dans un collecteur, nommées StockO ©, le principe de fonctionnement de l'ouvrage est illustré sur la Figure 0-6 et décrit ensuite. L'équipement comprend un ajutage en partie inférieure autorisant l'écoulement lorsque le volet est en position fermée. Le dimensionnement de cet orifice vise deux objectifs. En période de temps sec, il doit permettre une évacuation des débits sans augmentation du niveau d'eau en amont, afin de prévenir toute réduction de la vitesse et préserver ainsi l'autocurage du collecteur. De plus, cet orifice doit être dimensionné de manière à réguler le débit en temps de pluie en deçà d'une valeur de consigne, tout en maintenant une hauteur d'eau maximale en amont qui ne déclenche pas l'ouverture de la vanne. Cela permet de maximiser l'efficacité de la fonction de stockage et régulation et donc de minimiser la surcharge du réseau aval. Enfin, à l'instar des autres types de vannes basculantes, le volet s'ouvre pour un niveau prédéterminé et jugé critique vis-à-vis du risque inondation afin de minimiser en position ouverte la perte de charge du dispositif et garantir ainsi la capacité d'évacuation du collecteur pour les sollicitations extrêmes.



**Figure 0-6. Principe de fonctionnement vanne StockO© en (a) vanne fermée et vanne ouverte et loi de fonctionnement théorique**

### *Limites de la conception actuelle pour une fonction de stockage*

L'examen du fonctionnement actuel des vannes basculantes met en évidence plusieurs limites quant à leur utilisation comme solution de stockage en réseau.

Tout d'abord, le comportement binaire du dispositif, passant de l'état fermé à totalement ouvert de manière abrupte, présente des conséquences dommageables. D'une part, cela entraîne un effet de chasse qui augmente localement la vitesse de l'écoulement, provoquant ainsi une remise en suspension des sédiments dans l'écoulement déversé [30], [31], [32], [33], [34], [35], [36], [37], [38], [39], [40]. [47]. D'autre part, le volet se referme pour une hauteur amont bien inférieure à la hauteur de basculement prédéterminée. Cela entraîne par conséquent une perte significative de la capacité de stockage.

Dans le cas de la vanne StockO©, le dimensionnement présente une complexité supplémentaire puisqu'il doit concilier la régulation de la hauteur amont avec celle du débit. En effet, l'ajutage doit être conçu de manière à limiter l'écoulement vers l'aval en deçà de la valeur de référence du réseau, afin d'y éviter tout déversement. Simultanément, il est nécessaire de maintenir une hauteur en amont inférieure au niveau de basculement pour assurer la position fermée du volet et ainsi garantir la fonction de stockage. Cette double contrainte sur la hauteur et le débit peut être atteinte seulement si le volume utile de stockage du réseau amont permet d'écarter l'hydrogramme de la pluie de niveau N1 en produisant une hauteur inférieure au seuil d'ouverture. La condition de fonctionnement de ce dispositif est de ce fait fortement tributaire des caractéristiques géométriques et de fonctionnement propres à chaque réseau, ce qui la rend difficilement valide et encore moins applicable de manière générale.

Enfin, la conception de ces équipements ne prend pas en considération l'impact d'une influence aval sur leur fonctionnement hydraulique et mécanique. En effet, ces dispositifs étant initialement destinés au curage, les sites exposés à un risque d'influence aval étaient exclus puisqu'un tel niveau d'eau freine la vague de chasse, réduisant ainsi l'efficacité du dispositif [48]. Toutefois, dans un objectif de stockage en réseau, ces ouvrages peuvent régulièrement être soumis à une telle contrainte hydraulique. Par exemple, dans le cas d'un déversoir d'orage, une crue du milieu naturel ou une limite capacitaire de la canalisation de décharge peuvent engendrer une influence aval. Dans le cas de la vanne StockO©, une limite capacitaire de la canalisation aval ou encore la présence d'un autre ouvrage de régulation peuvent également produire une influence aval.

Synthèse : L'analyse de la conception actuelle des vannes basculantes en tant que solution de stockage en réseau met en évidence plusieurs limites. D'une part, leur comportement binaire entraîne un effet de chasse susceptible de remettre en suspension les sédiments et de les entraîner dans les rejets. Tandis que la fermeture du volet pour une hauteur amont bien inférieure au niveau de basculement se traduit par une perte significative de la capacité de stockage. D'autre part, le dimensionnement complexe des vannes StockO© nécessite une conciliation délicate entre la régulation de la hauteur amont et du débit, limitant ainsi leur application généralisée. Enfin, la conception actuelle des vannes ignore l'impact potentiel d'une influence aval causée par des crues du milieu naturel, des limitations de capacité du réseau ou encore par le fonctionnement d'autres ouvrages de régulation en aval.

## **Verrous techniques et scientifiques**

### ***Verrous techniques***

La mise en œuvre des vannes basculantes en tant que dispositifs de stockage se confronte à plusieurs verrous techniques énumérés ci-dessous.

Premièrement, il convient de disposer d'une méthodologie et d'outils permettant un dimensionnement optimal des équipements en tenant compte de la configuration des ouvrages dans lequel ils s'inscrivent, des objectifs d'exploitation ainsi que des sollicitations hydrauliques rencontrées telles que les influences aval.

En outre, la conception actuelle de la vanne StockO© ne permet pas d'atteindre pleinement les objectifs d'exploitation, en raison de la complexité à concilier la régulation de la hauteur amont avec celle du débit évacué vers l'aval. Cet objectif de fonctionnement dépend du volume de stockage propre à chaque réseau. Le dimensionnement selon une pluie de période de retour prédéfinie et la généralisation à toute configuration de réseau n'est donc pas réalisable. Une révision complète de cette conception s'avère ainsi indispensable.

De façon générale, l'optimisation de la conception des vannes basculantes doit être mise en œuvre de façon à répondre pleinement aux objectifs d'exploitation relatifs aux problématiques de stockage. Il s'agit dans un premier temps de maximiser la capacité de rétention en garantissant une position du volet fermée dès lors que le niveau amont est en deçà d'une limite acceptable vis-à-vis du risque inondation. En revanche, si ce seuil critique est franchi, la conception du dispositif doit maximiser la capacité d'évacuation en maintenant une position de volet ouverte de façon à minimiser la perte de charge singulière engendrée. De plus, il est essentiel d'amortir autant que possible l'ouverture du dispositif pour prévenir la formation d'une vague de chasse, et ainsi réduire le risque de remise en suspension des sédiments et leur rejet vers le milieu naturel.

Par ailleurs, une connaissance approfondie des lois hydrauliques propres à chaque configuration et géométrie d'ouvrage, afin de mesurer avec précision et fiabilité le débit traversant ces équipements, en régime dénoyé ou noyé, à l'aide d'un nombre minimal de capteurs, est essentielle pour l'atteinte des objectifs d'autosurveillance et de diagnostic permanent [7], [8].

Enfin, l'intégration de ces équipements dans un modèle numérique de réseau d'assainissement est nécessaire pour l'évaluation à une échelle globale des volumes de stockage acquis et s'assurer de l'absence de risque d'inondation. Les solutions envisagées peuvent alors être validées au stade de l'étude et être optimisées en modifiant le nombre, la position ainsi que le dimensionnement des ouvrages afin de garantir à moindre coût et sans risque accru d'inondation un volume de stockage optimal.

### ***Verrous scientifiques***

La résolution de ces défis techniques de façon généralisée se heurtent à des verrous scientifiques qui sont identifiés en deux groupes complémentaires.

D'une part, une compréhension fine de la dynamique de chaque ouvrage est fondamentale pour évaluer précisément les hauteurs d'ouverture et de fermeture ainsi que les éventuelles positions d'équilibre intermédiaires du volet basculant. Les principaux obstacles résident notamment dans le calcul du champ de pression et dans la compréhension des interactions entre l'écoulement et l'élément mobile.

D'autre part, une connaissance approfondie de la structuration de l'écoulement à travers chaque équipement est obligatoire pour comprendre de manière générale les mécanismes qui le régissent et ainsi convenir d'une approche de modélisation fiable et précise de ce dernier.

## Objectifs et démarche

Ce travail de recherche a pour vocation de résoudre chacun des verrous techniques et scientifiques associés à l'utilisation des vannes basculantes pour une fonction de stockage et régulation des débits. L'objectif est de disposer par la suite d'une conception optimale du dispositif à laquelle s'ajoutent une méthode et des outils de dimensionnement tenant compte de la configuration dans laquelle s'inscrit le dispositif et des contraintes hydrauliques rencontrées.

L'atteinte de ces objectifs nécessite dans un premier temps d'établir l'état des connaissances techniques et scientifiques actuelles permettant de lever ou clarifier certains verrous.

Par la suite, la partie A décrira selon trois chapitres la mise en place de bancs d'essais expérimentaux puis numériques pour étudier l'hydrodynamique complexe de chaque équipement et tenter de généraliser leur étude.

La partie B se concentrera sur l'étude de la conception actuelle des vannes basculantes, dont le fonctionnement s'apparente à celui d'un fusible hydraulique, en se basant sur l'exemple du modèle Deomatic© destiné aux déversoirs d'orage. Cette étude reposera sur une analyse approfondie de résultats expérimentaux et numériques afin de réaliser une caractérisation complète du comportement hydraulique et mécanique des vannes basculantes, en tenant compte des régimes permanents et transitoires.

Dans la section C, l'objectif sera d'optimiser la conception actuelle des vannes basculantes, en se basant sur l'exemple de la vanne StockO©, afin de développer une configuration nouvelle qui permettra de réguler la hauteur amont pour une plage de débit spécifique. Ce type de vanne sera classé parmi les vannes de régulation

# Chapitre 1. Etat de l'art

---

## 1.1. Introduction du chapitre 1

L'objectif de ce chapitre est de fournir une présentation détaillée des connaissances scientifiques et techniques actuelles sur le fonctionnement d'une vanne basculante dans un contexte de stockage en réseau.

La première étape consiste à évaluer les performances globales de cet ouvrage au niveau d'un collecteur d'étude afin de déterminer son degré d'atteinte des objectifs opérationnels liés au stockage en réseau, qui consistent à maximiser le volume de rétention tout en réduisant le risque d'inondation. Les performances de l'ouvrage sont intrinsèquement liées à sa conception mécanique, qui gouverne ses comportements dynamique et hydraulique. La dynamique se définit comme l'évolution de la position des composants mobiles de l'équipement en réponse aux forces appliquées, tandis que l'hydraulique décrit la phénoménologie de l'écoulement à travers cette configuration géométrique variable. Chacun de ces aspects est ensuite étudié de manière exhaustive pour comprendre leur interaction mutuelle et leur contribution respective aux performances de l'ouvrage. L'objectif est ainsi d'acquérir une compréhension détaillée du fonctionnement d'une vanne basculante et de ses mécanismes, afin de développer une méthode de dimensionnement générique et d'explorer des possibilités d'optimisation. Par ailleurs, dans un contexte de stockage en réseau, l'ouvrage peut être soumis à un niveau aval élevé résultant d'une limitation des capacités d'évacuation du collecteur de décharge ou d'une crue du milieu naturel. Les potentielles influences de ce niveau aval sur les comportements hydraulique et dynamique de l'équipement doivent nécessairement être examinées.

Le corpus des travaux de recherche consacrés aux vannes basculantes dans leur globalité demeure restreint, se concentrant sur un nombre limité de configurations hydrauliques et géométriques, et offre ainsi une compréhension globale mais parcellaire du fonctionnement de l'ouvrage et des mécanismes qui le régissent.

La deuxième étape de cette revue de littérature se focalise ainsi sur une analyse individualisée des deux composantes de l'équipement impliquées dans l'évacuation du débit : la section inférieure du volet basculant et la section supérieure. Le comportement hydraulique de ces parties présente des similitudes avec d'autres singularités telles que les vannes de fond et les seuils inclinés, qui ont fait l'objet d'un nombre conséquent de travaux de recherche. Pour chaque composante, cette analyse permet ainsi de comprendre dans un premier temps la phénoménologie de l'écoulement en tenant compte de l'inclinaison du volet basculant ainsi que de l'influence potentielle d'un niveau aval élevé. Ensuite, une revue

exhaustive des modèles mathématiques développés pour chaque singularité est entreprise afin de sélectionner ceux qui sont les plus appropriés pour décrire de manière simple, générique et précise la complexité inhérente à l'ensemble des fonctionnements possibles.

*Synthèse* : Ces deux étapes complémentaires visent à appréhender en détail les mécanismes régissant les performances de stockage d'une vanne basculante. L'objectif est d'identifier les besoins en recherche et développement pour décrire les performances d'une vanne basculante avec précision, afin d'assurer un dimensionnement préalable fiable puis une mesure précise du débit qui y transite. Par ailleurs, une meilleure compréhension du fonctionnement de l'ouvrage permettra d'explorer d'éventuelles pistes d'optimisation de sa conception mécanique.

## 1.2. Analyse globale du fonctionnement d'une vanne basculante

### 1.2.1. Performances globales d'une vanne basculante pour le stockage en réseau

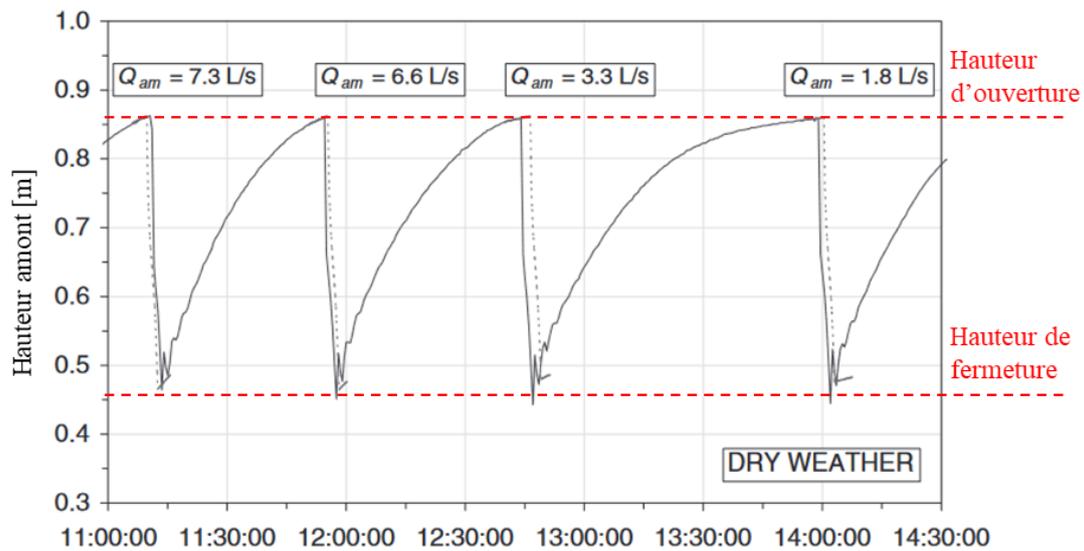
Dans un premier temps, il est essentiel de procéder à une analyse approfondie des performances globales de cet ouvrage au niveau d'un collecteur d'étude en se concentrant spécifiquement sur sa capacité à atteindre les objectifs d'exploitation liés au stockage, qui se résument à maximiser le volume de rétention tout en réduisant le risque d'inondation

Pour appréhender la dynamique des vannes de stockage qui n'a pas fait l'objet d'études spécifiques, il est envisageable d'examiner celle des vannes de chasse, dont les configurations et les sollicitations sont comparables voire identiques, notamment dans le cas de la vanne Deomatic qui bloque également la section d'écoulement entre le réseau et le conduit de décharge vers l'environnement naturel. Ainsi, [39] étudient une vanne basculante Hydrass conçue pour le curage des dépôts, bloquant entièrement l'écoulement dans un collecteur d'assainissement unitaire de forme ovoïdale et d'une hauteur de 1.8 m. Le dispositif s'ouvre pour une hauteur d'eau en amont d'environ 86 cm, n'obstruant pas la totalité de la hauteur du collecteur. Le volume de stockage développé sur le collecteur amont, d'une longueur de 275 m et de pente de 0.4 %, est estimé à 57 m<sup>3</sup>.

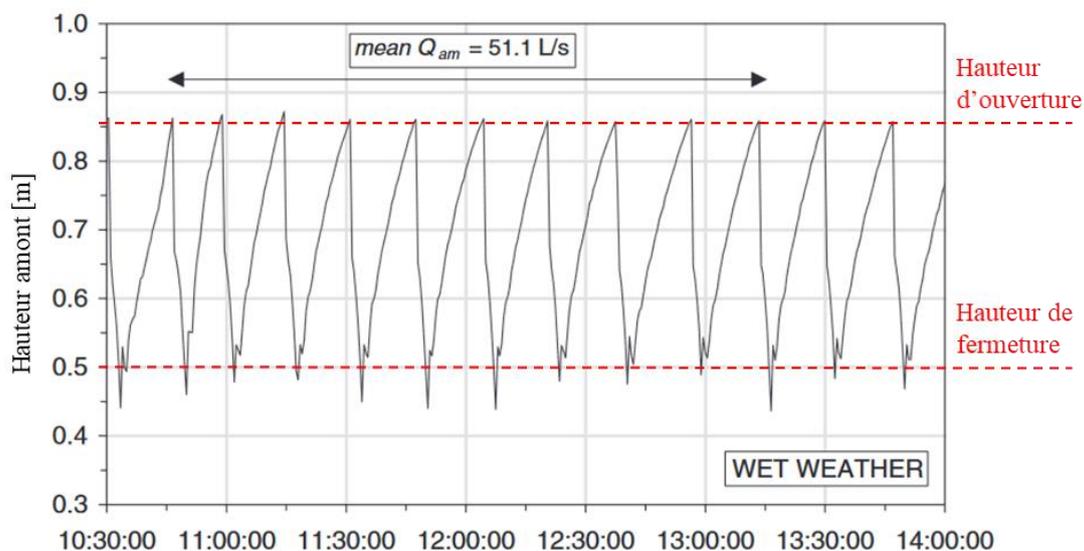
Par ailleurs, il est intéressant de noter que dans le cas d'une vanne de chasse, c'est principalement la fréquence de basculement et donc de curage qui gouverne l'efficacité de l'ouvrage, comme le démontrent de nombreuses études parmi [32], [33], [49], [50], [51], [52], [53], [54], [55], [56], [57]. Tandis que pour une vanne de stockage, l'objectif est précisément de maintenir la vanne fermée afin de maximiser le stockage des eaux de pluie dans le réseau amont. Dans le cas d'un équipement installé directement dans un collecteur pour du stockage en ligne, un ajutage peut être installé permettant le passage des débits

qui n'entraînent pas de déversement vers l'aval. Par conséquent, si 57 mètres cubes reste un résultat satisfaisant, l'installation d'une vanne dimensionnée dans le même contexte en considérant un objectif de stockage, avec une hauteur de volet par conséquent plus élevée et donc une fréquence de basculement plus faible, pourrait produire des résultats davantage prometteurs.

Dans le cas de l'étude de [39], la performance globale de l'ouvrage en termes de stockage est évaluée indirectement par la mesure de la hauteur d'eau dans le collecteur amont. Celle-ci est effectuée par un capteur de hauteur ultrason installé trois mètres avant la vanne basculante. Ainsi, les figures suivantes illustrent l'évolution de ce paramètre dans des conditions météorologiques propres au temps sec et au temps de pluie.



**Figure 1-1. Evolution temporelle de la hauteur en amont d'une vanne Hydrass en réseau d'assainissement en temps sec mesuré le 04/02/2002 par [39]**



**Figure 1-2. Evolution temporelle de la hauteur en amont d'une vanne Hydrass en réseau d'assainissement en temps de pluie mesuré le 12/02/2002 par [39]**

*Les hauteurs amont pour lesquelles la vanne bascule puis se referme ont été rajoutées dans le but de faciliter la compréhension de la dynamique de l'ouvrage.*

*Le dispositif obstruant entièrement le collecteur, il est possible d'estimer le débit amont en dérivant dans le temps l'évolution du volume de stockage calculé en connaissant l'évolution de la hauteur amont, le profil en long ainsi que la section du collecteur.*

L'analyse de l'évolution temporelle de la hauteur amont révèle une dynamique de stockage et de restitution du volume stocké en amont par la vanne, qui peut être assimilée à celle d'un condensateur électrique avec une phase de stockage longue (10 à 45 minutes) suivie d'une phase de vidange courte (2.5 à 3.5 minutes). Les ouvertures et fermetures de la vanne, correspondant à des minima et maxima locaux, se déclenchent pour des hauteurs amont quasiment identiques à chaque cycle, indépendamment du débit amont et des conditions météorologiques. Ces résultats suggèrent que la dynamique de l'ouvrage est principalement régie par les forces de pression hydrostatiques, qui dépendent uniquement de la hauteur d'eau. Ainsi, le niveau d'ouverture de la vanne est estimé à 0.86 mètre, tandis que celui pour lequel est observé la fermeture est évalué à 0.49 mètre. Cela correspond à une réduction du volume de stockage de 58 à 14 mètres cube, soit 75% de réduction.

Synthèse : La dynamique de la vanne est ici contrôlée par le niveau d'eau amont. Lorsque ce niveau atteint un seuil prédéterminé, la vanne s'ouvre systématiquement, permettant ainsi au collecteur de retrouver une capacité d'évacuation maximale. Cependant, la conception actuelle de la vanne autorise la fermeture seulement pour une hauteur amont bien inférieure au seuil jugé critique vis-à-vis du risque d'inondation. Le dimensionnement actuel des vannes fusibles n'est pas donc optimal pour répondre à un objectif de stockage.

Ainsi, dans le but d'optimiser l'utilisation des vannes basculantes pour le stockage en réseau, il est primordial de déterminer, autant que possible, une hauteur de basculement supérieure à celle maximale engendrée lors du passage de la pluie de niveau de service N1. De cette manière, la vanne demeure fermée, permettant ainsi de stocker l'ensemble des précipitations qui engendrent des hauteurs en amont inférieures à ce seuil de basculement spécifié.

### ***1.2.2. Dynamique d'une vanne basculante***

La dynamique d'une vanne basculante correspond à l'évolution des positions de ses éléments mobiles sous l'effet de leurs poids et des forces extérieures qui s'y appliquent. L'impact de cette dernière sur le fonctionnement global de l'ouvrage doit être évalué puis décrit afin d'identifier d'éventuelles améliorations, garantissant ainsi une conception et un dimensionnement fiables et optimaux de

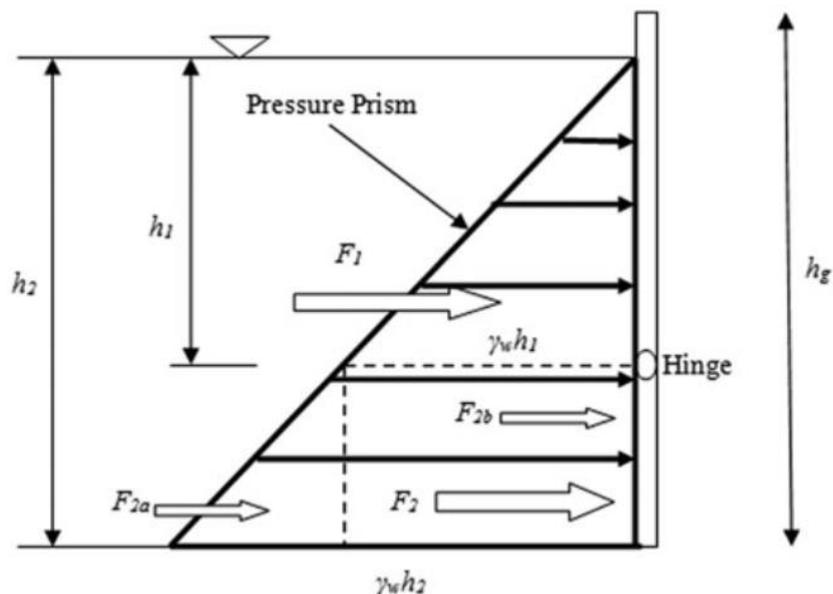
l'ouvrage. Enfin, l'effet d'une influence aval sur les vannes basculantes peut être approché en examinant des ouvrages similaires.

### 1.2.2.1. *Mise en équation de la dynamique de l'ouvrage*

La mise en équation de la dynamique des vannes basculantes permet de développer un modèle de conception et dimensionnement générique et adapté à l'objectif de garantir un fonctionnement optimal de l'ouvrage répondant aux exigences opérationnelles.

Les auteurs [37] proposent dans ce sens une méthode de dimensionnement de la vanne basculante qui vise à optimiser le volume de stockage amont en maintenant un niveau de basculement élevé. Le niveau d'ouverture est fixé 20 centimètres en dessous du seuil critique d'inondation pour garantir une marge de sécurité suffisante. La hauteur du volet est ici calculée de manière à atteindre la hauteur de basculement depuis le radier du canal, tandis que sa largeur est maximisée pour minimiser l'effet d'engouffrement.

En position fermée, seules les forces de pression hydrostatiques agissent sur le volet vertical, comme illustré sur la Figure 1-3. Le basculement se produit lorsque le moment induit par les forces au-dessus de l'axe de rotation dépasse celui des forces en-dessous de l'axe de rotation. La hauteur de l'axe de rotation est déterminée en conséquence pour assurer la correspondance avec la hauteur amont au niveau de basculement définie préalablement. Ainsi, les auteurs calculent pour une vanne de 50 centimètres de hauteur un axe positionné à 16 centimètres depuis le bas du volet, ce qui correspond au premier tiers du volet.



**Figure 1-3. Schéma des forces appliquées sur une vanne basculante verticale et fermée [37]**

Ce volet étant rectangulaire, la position de l'axe de rotation au premier tiers de sa hauteur est en accord avec les recommandations initiales de la société Hydrass, basées sur une analyse similaire [23]. La

justification de cette disposition repose sur le profil de pression hydrostatique, caractérisé par l'application d'une force résultante sur le volet vertical au niveau du premier tiers de la hauteur d'eau. Par conséquent, positionner l'axe de rotation au tiers du volet permet d'assurer le basculement de la vanne sans surverse, tout en maximisant le bras de levier du contrepoids placé sur la partie inférieure. Cette configuration permet ainsi de réduire la masse requise de cet élément pour une fermeture efficace de la vanne.

Dans l'étude en question [37], les auteurs considèrent que la vanne basculante s'ouvre complètement une fois que l'ouverture est initiée. Il est alors considéré par les auteurs que l'écoulement exerce un profil de pression hydrostatique et seulement sur la partie amont du volet, comme illustré Figure 1-4. La hauteur de fermeture est déterminée en équilibrant les moments générés par les forces de pression sur la partie inférieure du volet avec ceux développés par le poids de la vanne et aux forces de pression au-dessus de l'axe de rotation. Une ouverture maximale de 60 degrés par rapport à la verticale est considérée par les auteurs comme un compromis optimal entre la capacité d'évacuation de la vanne et sa fermeture autonome sous l'effet des forces de pression. En comparaison, les vannes Hydrass sont conçues pour optimiser la capacité d'évacuation en permettant des angles d'ouverture jusqu'à 85 degrés, tout en assurant la fermeture autonome grâce à l'ajout de contrepoids positionnés dans la partie inférieure du volet.

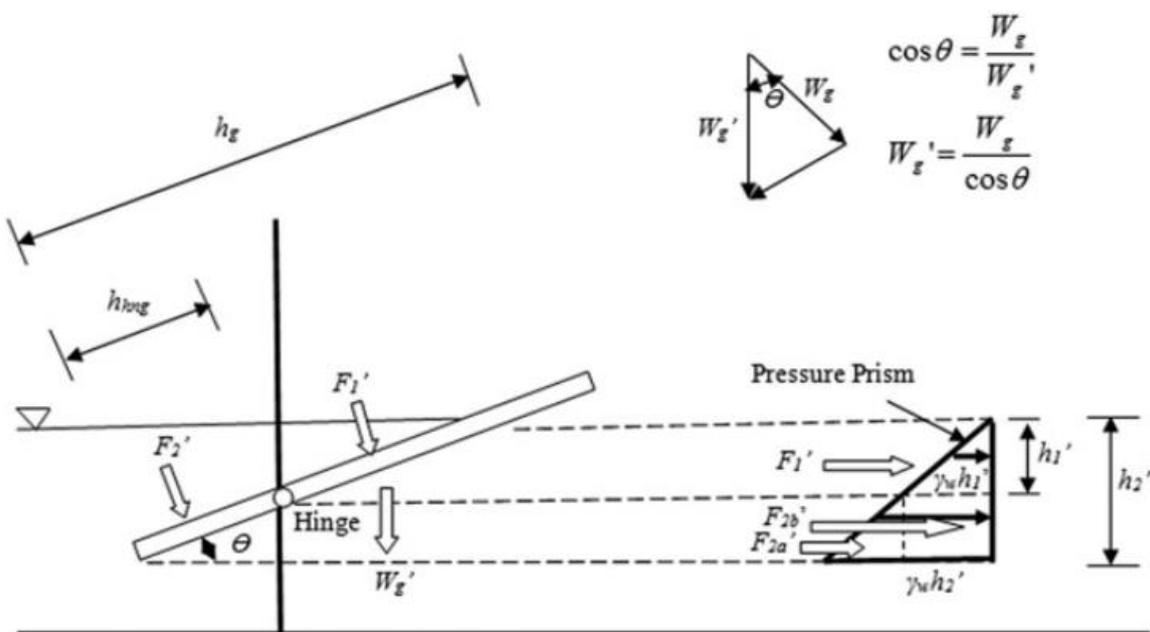


Figure 1-4. Schéma des forces appliquées sur une vanne inclinée. D'après [38]

Malgré la construction de la vanne basculante et l'étude sur site, les auteurs n'ont pas validé expérimentalement les hauteurs d'ouverture et de fermeture calculées par leur modèle mécanique. En effet, si le profil de pression a de grandes chances d'être hydrostatique lorsque la vanne est fermée et que le niveau d'eau amont augmente de manière progressive, il est très probable que cela ne soit pas le

cas lorsque la vanne s'ouvre et permet l'écoulement. L'écoulement d'un fluide autour d'un obstacle entraîne un profil de pression non hydrostatique en raison de la courbure des lignes de courant et de l'accélération de la vitesse près de la singularité, convertissant ainsi une partie de la pression en vitesse par effet venturi [44], [58], [59], [60]. Par ailleurs, l'ennoisement de la structure par un ressaut hydraulique n'a pas été étudié par les auteurs bien que ce dernier puisse rajouter une force de pression fluctuante sur le flanc aval du volet basculant [61], [62].

*Synthèse* : Le prédimensionnement de l'ouverture d'une vanne fusible peut être effectué en supposant un champ de pression hydrostatique sur le côté amont du volet, ce qui permet de prédéterminer la hauteur de l'axe de rotation. Toutefois, lorsque le volet d'une vanne fusible est ouvert ou lorsqu'un ajutage est présent, le profil de pression devient dynamique, et la potentielle formation d'un ressaut hydraulique au pied de l'ouvrage introduit une composante de pression fluctuante sur le côté aval. L'hypothèse d'un champ de pression hydrostatique dans ces cas n'est pas valide et remet en question le modèle mécanique simpliste.

Pour résoudre ce problème, il est mis en œuvre des tests sur un banc d'essai hydraulique pour chaque vanne basculante construite. Les tests effectués vérifient la hauteur de basculement, et de ce fait la hauteur de l'axe de rotation, ainsi que l'étanchéité de l'équipement. De plus, ils permettent de calibrer la masse de contrepois nécessaire pour garantir une fermeture adéquate du volet, en prenant en compte les profils de pression dynamiques.

#### *1.2.2.2. Risque d'instabilités lors du fonctionnement sous influence aval*

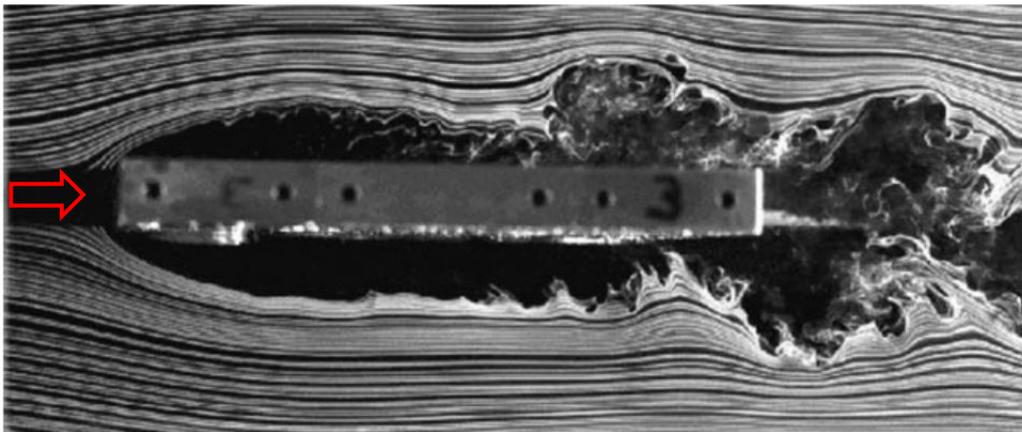
Les recherches effectuées dans la littérature scientifique et technique jusqu'à présent n'abordent pas spécifiquement la dynamique des vannes basculantes soumises à une influence aval. En effet, ces ouvrages sont initialement développés pour une fonction de curage, une influence aval peut freiner l'onde de chasse et réduire considérablement l'efficacité du curage [48].

Il convient ainsi d'appréhender le comportement hydrodynamique du volet mobile lorsque ce dernier est submergé par une influence aval en se basant sur des cas similaires.

De manière générale, l'écoulement d'un fluide autour d'un obstacle peut aboutir au développement de vibrations induites par vortex, qui résultent de l'alternance périodique de tourbillons formés dans le sillage de l'objet [63]. Ce phénomène est engendré par l'interaction entre le fluide et l'objet, ce qui se traduit par des oscillations périodiques des champs de vitesse et de pression en aval de l'élément. Ces vibrations se caractérisent par des fluctuations régulières de forces et de pressions exercées sur le corps, pouvant entraîner des mouvements vibratoires indésirables ou des contraintes excessives sur la structure. Si ce phénomène se produisait dans un réseau d'assainissement, il pourrait entraîner une usure

prématurée du volet mobile et une augmentation considérable de la perte de charge, entraînant ainsi une élévation rapide du niveau d'eau lors de fortes précipitations.

Un certain nombre de recherches sont réalisées pour comprendre ces phénomènes d'instabilités qui se produisent en aval d'un obstacle. Ces études se sont principalement concentrées sur des configurations idéalisées, telles que l'écoulement autour d'un cylindre [64], [65] ou de formes simples [66], [67], [68], [69], [70]. Pour les ouvrages présentant une géométrie plus complexe, des études spécifiques sont réalisées au cas par cas [71], [72], [73]. L'illustration de la Figure 1-5 présente la visualisation d'un écoulement autour d'un prisme rectangulaire, mettant en évidence le développement de vibrations induites par vortex en aval [70].



**Figure 1-5. Visualisation d'un écoulement autour d'un prisme rectangulaire horizontal par [70] avec un nombre de Reynolds égal à 8667. (Traçage à la fumée)**

*Synthèse* : En ce qui concerne les vannes basculantes, le manque d'études spécifiques ne permet pas d'exclure le risque d'apparition de vibrations induites par vortex. Les paramètres essentiels pour prévenir ces vibrations, tels que la forme du volet, les dimensions et la plage de vitesses appropriées, restent à valider. Toutefois, il convient de souligner qu'il n'existe pas encore d'étude permettant de prédire de manière fiable ces phénomènes sans avoir recours à l'expérimentation ou à la modélisation numérique.

### 1.2.2.3. *Etude du clapet anti – retour*

#### 1.2.2.3.a. *Rôle du dispositif*

Lorsqu'une vanne basculante est installée au niveau d'un déversoir d'orage, il est possible dans le cas d'une crue du milieu naturel que le volet subisse une contre pression sur le flanc aval. Cette dernière se traduit par une force résultante s'appliquant sur la partie inférieure du volet, pouvant entrainer son ouverture. De ce fait, une influence aval compromet les performances de stockage et peut conduire, dans

les pires cas, à une intrusion dans le réseau du milieu naturel dans le cas où la charge de ce dernier est supérieure.

Pour résoudre ce problème, la solution mise en œuvre par 3D EAU consiste à installer un clapet anti-retour sur la partie aval du cadre de la vanne qui est inférieure à l'axe de rotation. Le clapet est ainsi censé protéger le flanc inférieur du volet pour lequel l'application d'une contre pression engendre un moment d'ouverture. La mise en place du clapet anti – retour est illustré sur la Figure 0-1.

Synthèse : Le clapet anti-retour est installé afin de prévenir une ouverture prématurée de la vanne basculante. Son rôle est de protéger, en cas d'influence aval, le réseau contre une intrusion du milieu ou une détérioration des performances de stockage.

A ce jour, les tests réalisés sur bancs d'essais hydrauliques sont utilisés pour valider la fonction anti-retour des vannes basculantes. Cependant, ces tests ne permettent pas d'évaluer l'impact éventuel d'une influence aval sur la dynamique de fermeture du volet immergé dans une masse d'eau aval.

#### *1.2.2.3.b. Influence de la dynamique du clapet sur l'écoulement*

Les clapets mobiles sont des ouvrages couramment utilisés en hydraulique, notamment pour la régulation hauteur amont – débit [44], [74], [75], [76]. C'est d'ailleurs sur ce principe de fonctionnement que se basent d'autres ouvrages similaires [15], [16], [77].

Pour que le clapet joue un rôle de régulation hydraulique, il doit exercer une résistance suffisante sur l'écoulement en amont, afin d'y ralentir la vitesse et augmenter la hauteur d'eau et ainsi maintenir un régime d'écoulement fluvial. La réduction de section de l'écoulement au niveau de l'ouverture du clapet entraîne une accélération se traduisant par une diminution de la hauteur par effet Venturi. Cet orifice force ainsi l'écoulement à passer par la hauteur critique et donc en régime torrentiel. Ainsi, l'ouverture du clapet contrôle la hauteur et le débit dans le canal amont [74], [75].

En revanche, si le poids du clapet ne permet pas de contraindre la résistance de l'écoulement, ce dernier peut atteindre la hauteur critique au niveau d'une singularité hydraulique située plus en amont, au niveau d'un seuil ou une vanne de fond. Dans ce cas, l'écoulement rencontre le clapet dans un régime torrentiel, pour lequel les éventuelles perturbations induites par l'élément mobile flottant à la surface du jet ne peuvent pas se transmettre vers l'amont. La dynamique du clapet n'a alors aucun impact sur le fonctionnement hydraulique de l'ouvrage [74], [75].

Il n'existe à ce jour aucune étude spécifique concernant la dynamique du clapet anti-retour sur une vanne basculante et son potentiel impact sur le comportement hydraulique de l'orifice inférieur. Il est ainsi nécessaire de prendre en compte cet élément dans la suite de ces recherches.

*1.2.2.4. Synthèse sur les performances globales de l'ouvrage et la description de sa dynamique*

La conception actuelle des vannes présente certaines limites quant à l'atteinte des performances opérationnelles relatives au stockage. Il s'agit notamment du fonctionnement fusible de l'ouvrage dont l'ouverture brusque et complète déclenche la vidange de la majorité du volume retenu puisque la hauteur de fermeture se situe au premier tiers du volet basculant seulement. Cette hauteur est largement en deçà du seuil jugé critique vis-à-vis du risque inondation qui a justifié l'ouverture. Par conséquent, cette dynamique de fonctionnement amène à une perte de la majorité du potentiel de stockage une fois la vanne basculée et provoque par ailleurs une potentielle remise en suspension de matières polluantes vers l'aval.

Dans le cas d'une vanne intégrée au droit de la conduite de décharge, au niveau d'un déversoir d'orage, le dimensionnement de l'ouvrage revient à définir le seuil de basculement approprié pour une pluie de période de retour définie. Au-delà de cette pluie de dimensionnement, la vanne bascule et les performances de stockage de l'équipement sont alors dégradées. Néanmoins, l'objectif principal dans cette configuration est atteint en maintenant la vanne basculante ouverte afin de maximiser la capacité d'évacuation et limiter le risque inondation.

Cependant, dans le cas d'une vanne intégrée en série, destinée au stockage dans un collecteur en ligne, la conception actuelle ne permet pas d'atteindre les objectifs de stockage souhaités. Cette limitation est due à la taille restreinte de l'orifice de la vanne, conçu pour les périodes de temps sec. La dynamique de la hauteur d'eau en amont de l'ouvrage lors de périodes de pluie dépend principalement des caractéristiques géométriques du réseau et de l'hydrogramme de la pluie qui gouvernent le volume de stockage utile ainsi que son alimentation. Par conséquent, la vanne peut basculer pour des pluies de période de retour inférieure à la pluie prévue initialement pour le dimensionnement de l'ouvrage. Afin de garantir des performances de stockage optimales de manière générique, indépendamment des caractéristiques du réseau, il est essentiel de revoir la conception des vannes de stockage dans ce contexte spécifique.

Par ailleurs, la représentation simpliste de la dynamique générale des vannes basculantes, en supposant un champ de pression hydrostatique, est valide pour les vannes fermées en régime dénoyé, permettant le dimensionnement de la hauteur de l'axe de rotation. Cependant, dans le cas d'un ajustage ou d'une vanne ouverte, le champ de pression devient dynamique et difficilement calculable analytiquement. Des tests en bancs d'essais hydrauliques sont nécessaires pour représenter la complexité de l'écoulement et la dynamique de la vanne, en particulier lors de la fermeture, afin de déterminer empiriquement la masse des contrepoids nécessaires pour une fermeture complète. De plus, il n'y a pas d'études concernant la dynamique des vannes soumises à une influence aval. Néanmoins, des investigations sur des ouvrages similaires suggèrent que l'immersion de l'élément mobile dans un écoulement présente un risque de développement de vibrations induites par vortex dans son sillage. Ces instabilités peuvent entraîner des

mouvements vibratoires indésirables de l'élément mobile, une usure prématurée par fatigue ainsi qu'une perte de charge singulière plus importante. Ces aspects sont particulièrement préoccupants dans les réseaux d'assainissement.

Actuellement, il y a un manque d'études spécifiques sur les vannes basculantes soumises à une influence aval, ce qui justifie la nécessité d'une investigation approfondie. En raison de la complexité du phénomène, il n'existe pas de méthode générique et analytique. Des méthodes expérimentales ou numériques spécifiques aux vannes basculantes peuvent être développées pour diagnostiquer, valider et éventuellement optimiser la conception actuelle des vannes vis-à-vis de cette sollicitation.

Ensuite, il est important de noter l'utilisation des clapets anti-retour dans le cas des vannes placées sur des déversoirs d'orage pouvant être soumis à une influence aval. Le rôle de ces éléments est de protéger la partie inférieure du volet mobile des pressions aval induites par un niveau élevé du milieu naturel. L'objectif est ainsi d'empêcher une ouverture anticipée du volet afin de préserver les performances de stockage tout en garantissant la protection du réseau contre les intrusions du milieu naturel dans le cas où la charge de ce dernier est supérieure. La résistance hydraulique imposée par le clapet à l'écoulement est négligeable. Le jet percutant cet élément mobile est donc contrôlé plus en amont par l'orifice inférieure défini par le cadre de la vanne et l'axe de rotation.

*Synthèse* : Une meilleure compréhension du fonctionnement hydrodynamique des vannes basculantes est nécessaire pour analyser en détail leur conception et valider leur efficacité à répondre à des objectifs de stockage, notamment dans des conditions soumises à influences aval. L'optimisation de la conception actuelle est essentielle pour atteindre de manière générique et optimale les objectifs opérationnels de stockage, en particulier dans le cas d'une installation dans un collecteur en série.

Les bancs d'essais expérimentaux jouent un rôle important afin de représenter avec précision la dynamique globale de l'ouvrage en prenant en compte la turbulence, les interactions fluides-structures et les mécanismes de choc entre les éléments mobiles et fixes de l'ouvrage. Les modèles numériques actuels, permettant de représenter de façon quantitative et précise la complexité de ce type de fonctionnement, sont encore en phase de développement et de validation. Une comparaison entre ces modèles et des données expérimentales peut être réalisée par la suite en considérant des configurations spécifiques considérées comme pertinentes pour l'étude des écoulements ou le dimensionnement ultérieur. Effectivement, les modèles numériques dont les paramètres ont été validés peuvent fournir des informations difficiles à obtenir expérimentalement, telles que la distribution moyenne du champ de vitesse et de pression sur le volet.

Par la suite, il convient d'appréhender la structure de l'écoulement autour de la vanne basculante et d'examiner les méthodes de modélisation hydraulique développées jusqu'à présent. L'objectif est

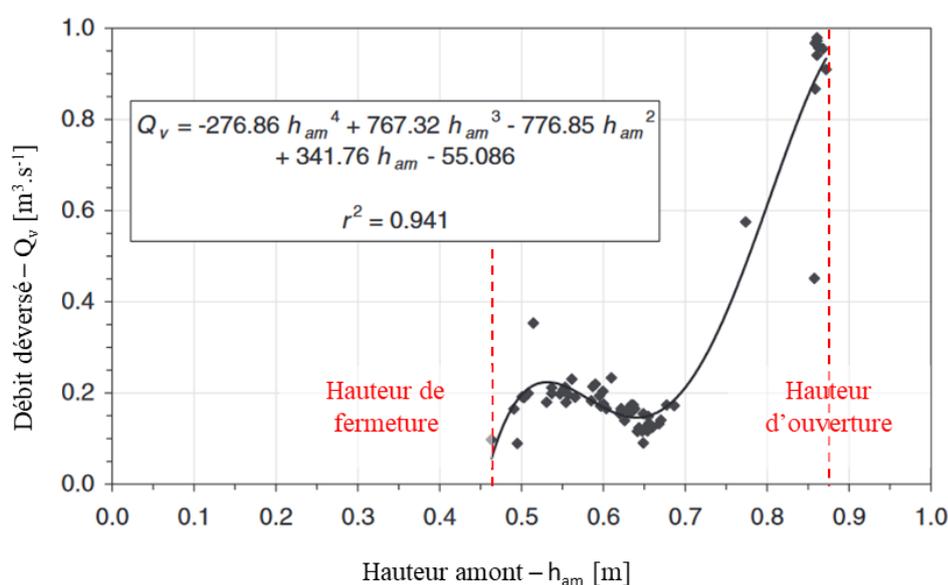
d'adopter une approche pour un dimensionnement générique et une mesure fiable et précise des débits sur site, afin de répondre aux exigences réglementaires en matière d'autosurveillance, notamment.

### 1.2.3. Hydraulique d'une vanne basculante

L'hydraulique d'une vanne basculante réside dans sa capacité à contrôler le débit en fonction de la configuration de l'ouvrage et des caractéristiques géométriques qui la définissent, ainsi que des paramètres physiques de l'écoulement. De ce fait, la compréhension du fonctionnement hydraulique de ce dispositif nécessite d'étudier en détail les écoulements s'établissant au-dessus et en-dessous du volet, ainsi que leur éventuelle interaction. Une attention particulière est accordée à l'influence de l'angle d'inclinaison du volet et de la présence d'un clapet anti-retour, ainsi qu'à l'effet d'une influence aval. L'objectif est d'obtenir par la suite une méthode de dimensionnement utilisant des outils mathématiques ou numériques qui prennent en compte tous les paramètres influençant le débit de l'équipement. Cette approche vise à déterminer préalablement une conception optimale et à mettre en place par la suite un système de mesure des débits qui traversent l'équipement.

#### 1.2.3.1. Approche préliminaire en régime transitoire

Les chercheurs [39] ont développé une première approche afin d'estimer le débit déversé lors de l'ouverture d'une vanne, installée dans un collecteur ovoïde de 1.8 m de haut, en mesurant la hauteur de l'eau en amont. La loi hauteur amont – débit obtenue est illustrée sur la Figure 1-6 ci-dessous :



**Figure 1-6. Relation hauteur amont - débit d'une vanne basculante évaluée à partir de 10 basculements. D'après [40]**

La méthode employée repose sur l'analyse de la variation de la hauteur amont au fil du temps, à partir de laquelle l'évolution du volume amont ( $V_{am}$ ) est évaluée en connaissant le profil en long et la section du collecteur. Pendant la phase de stockage, aucun débit n'est évacué par la vanne car celle-ci bloque

l'écoulement. La conservation de la masse dans le collecteur, écrite sous la forme (1.1), permet d'estimer le débit en amont ( $Q_{am}$ ). Lors de l'ouverture de la vanne, ce même débit est considéré constant et le bilan de masse permet ainsi de calculer le débit à travers la vanne ( $Q_v$ ).

$$\frac{dV_{am}}{dt} = Q_{am} - Q_v \quad (1.1)$$

Les auteurs de l'étude soulignent que la complexité des points observés ne permet pas d'exprimer la relation comme la somme d'une loi de vanne couplée à une loi de seuil, indépendamment des coefficients utilisés. Par conséquent, une relation polynomiale simple a été adoptée, mais les coefficients utilisés ne correspondent malheureusement à aucune caractéristique physique du système. Il est donc nécessaire de calibrer cette relation spécifiquement pour chaque site en utilisant des mesures sur le terrain. Un dimensionnement optimal de l'ouvrage avant sa fabrication n'est, de ce fait, pas réalisable.

#### 1.2.3.2. *Approches en régime permanent*

Une approche générique du fonctionnement des vannes basculantes est nécessaire pour dimensionner a priori les ouvrages en fonction d'un nombre de paramètres géométriques pertinents et des contraintes hydrauliques rencontrées. Elle doit permettre par la suite d'élaborer des dispositifs de mesure des débits transitant à travers ces ouvrages.

Ce type d'approche se base sur l'hypothèse selon laquelle le fonctionnement de l'ouvrage est indépendant des conditions transitoires du réseau, telles que le débit amont ou toute influence aval, et peut être décrit par des équations qui ne dépendent pas du temps (en supposant une succession de régimes permanents). Paradoxalement, l'intégration de ces équations dans un modèle 1D de réseau doit être en mesure de décrire les phénomènes transitoires observés lors du basculement du volet, telles que les ruptures de barrage et les ondes de chasse. Ce cas de figure est en effet investigué pour s'assurer du dimensionnement correct du réseau de décharge.

Par ailleurs, une vanne basculante est une structure hydraulique complexe qui combine une vanne de fond avec un seuil de surverse. Ce type d'ouvrage, appelé simplement vanne – seuil, est couramment utilisé dans les systèmes d'irrigation notamment. Son objectif principal est l'augmentation des capacités hydrauliques d'un seuil classique ainsi que la prévention de la formation de dépôts en augmentant localement la vitesse de l'écoulement au niveau du fond du canal.

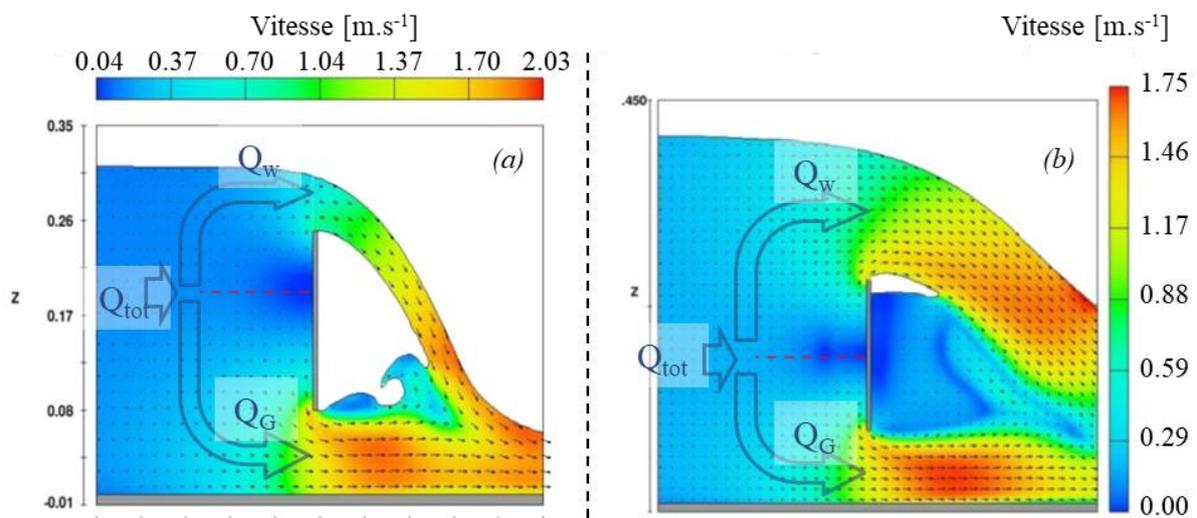
La compréhension générale de l'écoulement autour de ce type de structure a fait l'objet de nombreuses études expérimentales et numériques. Une revue synthétique de l'état de l'art général est dressée dans un premier temps afin de comprendre le fonctionnement général de ce type de structure. Sur cette base seront investiguées dans un second temps les quelques études portant spécifiquement sur l'hydraulique des vannes basculantes.

## 1.2.3.2.a. Etude générale des vannes - seuils

i. Etude phénoménologique

Une vanne - seuil constitue un obstacle à l'écoulement amont en réduisant la section de passage. Par conséquent la vitesse de ce dernier est limitée et la charge spécifique est ainsi portée essentiellement par la hauteur d'eau, se traduisant par un régime d'écoulement fluvial. Comme son nom l'indique, cette structure est une combinaison de deux singularités hydrauliques, à savoir une vanne de fond et un seuil de surverse. A la rencontre de l'ouvrage, l'écoulement amont se sépare en deux selon un plan horizontal. La partie supérieure s'écoule vers le seuil, tandis que la partie inférieure atteint la vanne de fond. Au passage de chaque singularité, la vitesse des effluents accélère en raison de la réduction de la section de passage et, dans le cas du seuil, de la chute. La courbure des lignes de courant autour de l'obstacle ainsi que ces accélérations engendrent une diminution de la hauteur d'eau de chaque veine contractée par effet Venturi. Les écoulements atteignent ainsi une hauteur dite critique en deçà de laquelle le régime est torrentiel. Par conséquent, une relation hydraulique existe entre la hauteur amont et le débit déversé au niveau de cette structure.

L'écoulement en aval de l'équipement devient complexe en raison de l'interaction entre le jet émis par la vanne de fond et celui déversé par le seuil. La configuration et l'intensité de ce phénomène dépendent du rapport de quantité de mouvement entre les deux jets [78]. Sur la base d'une validation du modèle numérique 2D par des données expérimentales, l'analyse des résultats de [79] permet de comprendre davantage la phénoménologie de cette interaction :



**Figure 1-7. Visualisation du champ de vitesse longitudinal au travers d'une vanne seuil mince verticale selon un (a) une configuration dénoyée de la vanne et une (b) configuration noyée [79]**

$Q_{tot}$ ,  $Q_w$ ,  $Q_G$  dénotent le débit total amont ainsi que ses composantes déversées respectivement par-dessus le seuil et au travers de la vanne de fond. La ligne en pointillés rouges représente le plan de séparation horizontal entre chaque écoulement.

Ainsi, dans la configuration (a) illustrée sur la Figure 1-7, le jet en sortie de vanne s'impose sur celui déversé en partie supérieure et s'évacue vers l'aval avec un minimum de perturbation. En augmentant la charge amont, le débit déversé par-dessus le seuil connaît une croissance plus rapide que celui en sortie de vanne. Cette différence résulte des relations hydrauliques propres à chaque singularité, caractérisées par des puissances distinctes appliquées sur la hauteur amont : 0.5 pour la vanne et 1.5 pour le seuil [80]. Par conséquent, il existe une charge amont à partir de laquelle le jet déversé par-dessus le seuil acquiert une quantité de mouvement supérieure et prédomine sur le jet en sortie de la vanne de fond. Ainsi, l'évacuation de ce dernier vers l'aval est contrainte et une partie de l'écoulement se retrouve piégée dans une boucle de recirculation turbulente située à l'aval immédiat de la structure. Dans cette configuration, illustrée sur la Figure 1-7 (b), l'eau piégée entre les deux jets exerce une pression sur la veine contractée de l'écoulement en sortie de vanne et engendre par ailleurs une perte de charge singulière par les recirculations turbulentes qui s'y développent [53]. La combinaison de ces phénomènes réduit par conséquent la capacité d'évacuation de la vanne de fond. Il est possible de parler d'auto - ennoiment de l'ouvrage. En outre, la masse d'eau présente sur le côté aval de l'équipement exerce une contre pression fluctuante et instable en raison de son caractère turbulent. Il est donc possible que le moment induit par cette force pressante contribue à rompre l'équilibre de la vanne basculante, compromettant ainsi son fonctionnement hydromécanique optimal.

Par ailleurs, le calcul numérique permet de quantifier indépendamment les débits traversant chaque singularité. Ces résultats mettent ainsi en lumière que les coefficients de décharge du seuil et de la vanne de ce type d'ouvrage sont différents de ceux calculés dans leurs études séparées [81]. Les auteurs expliquent ceci par l'augmentation de la vitesse d'approche et la réduction de la courbure des lignes de courant en amont. Néanmoins, dans le cas de la vanne de fond, cette observation est vérifiée jusqu'à une certaine charge amont au-delà de laquelle le jet supérieur présente une puissance permettant de noyer localement la vanne. Le coefficient de décharge de la vanne de fond diminue par la suite pour passer en deçà des normes du régime dénoyé.

Enfin, les modélisations numériques révèlent que la zone de séparation des deux écoulements se situe par définition au niveau de la surface libre lorsque le seuil ne surverse pas puis diminue pour tendre vers le centre de la structure à mesure que la hauteur d'eau en amont augmente [79], [81].

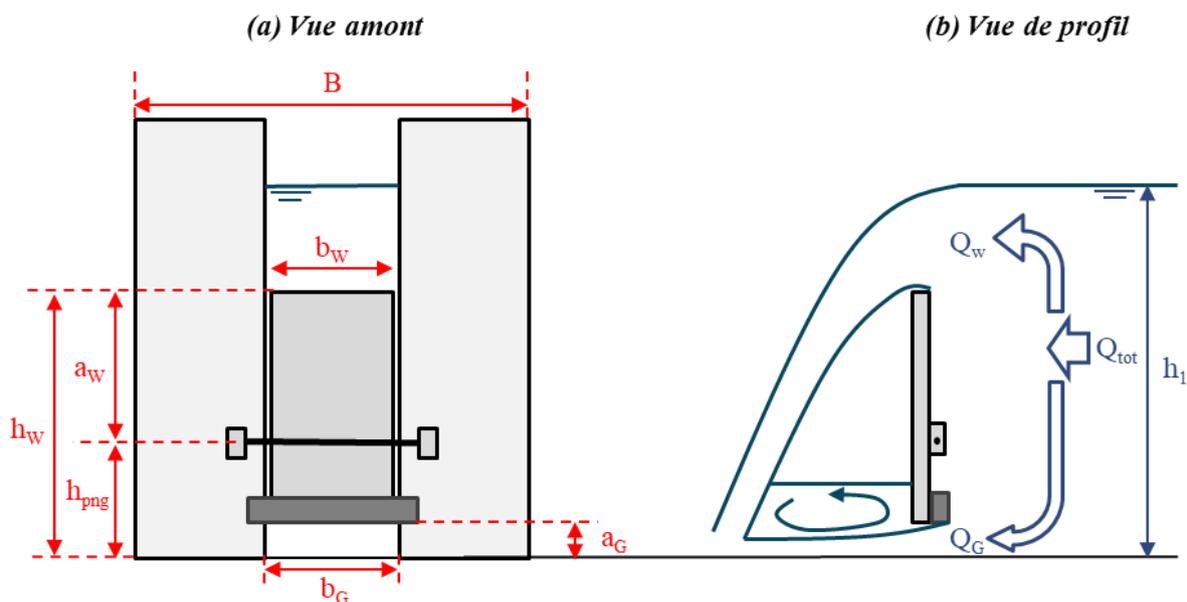
*Synthèse* : Les coefficients de débit du seuil et de la vanne composant ce type d'ouvrage dépendent de la configuration géométrique de l'ouvrage et de la charge amont [78], [82]-[88]. Ces facteurs gouvernent la structuration de l'écoulement en amont, et dictent ainsi la répartition de la quantité de mouvement entre chaque jet individuel. Par conséquent, ils exercent également une influence significative sur la dynamique de l'écoulement immédiatement en aval de la structure, déterminant ainsi si la vanne de fond sera dénoyée ou submergée et, dans ce dernier cas, avec quelle intensité.

## ii. Mise en équation des vannes seuils

Plusieurs approches sont proposées pour décrire le fonctionnement complexe de ce type d'ouvrage dans le but de disposer d'une relation hydraulique reliant le débit total, la hauteur amont ainsi que d'un set de paramètres représentant la géométrie de l'ouvrage.

Certaines d'entre elles sont théoriques et nécessitent une mise en équation fine du théorème de la quantité de mouvement autour de l'ouvrage ainsi qu'une connaissance de la trajectoire adoptée par le jet de surverse [78]. Une telle approche en ingénierie est inenvisageable en raison de la complexité inhérente à sa mise en œuvre et de la difficulté à atteindre une maîtrise complète des hypothèses relatives à la dynamique du fluide, ce qui compromet la capacité à obtenir des résultats fiables et précis.

D'autres auteurs développent une méthode basée sur des principes d'hydraulique à surface libre en considérant le passage par la hauteur critique au niveau des écoulements sous la vanne et par-dessus le seuil [89]. Les variables mises en œuvre dans l'équation sont illustrées ci-dessous sur la Figure 1-8 dans le cas d'une structure verticale à crête mince :



**Figure 1-8. Ecoulement type autour d'une vanne – seuil à crête mince**

En considérant une section rectangulaire, dont la largeur est notée  $b$ , la hauteur critique s'exprime sous la forme :

$$K = \frac{Q^{2/3}}{b^{2/3} g^{1/3}} \quad (1.2)$$

En se basant sur une analyse dimensionnelle [90] et le théorème d'autosimilarité [91], les auteurs développent une équation modélisant l'évolution de la hauteur critique associée à la vanne de fond. Cette

équation intègre la hauteur amont adimensionnalisée par rapport à l'ouverture de la vanne ( $h_1/a_G$ ), ainsi que deux coefficients numériques, notés  $r_{Gwf}$  et  $c_{Gwf}$ , qui prennent en compte les caractéristiques géométriques spécifiques du site. Par ailleurs, ces mêmes paramètres corrigent les approximations faites sur la structure de l'écoulement, telles que la supposition d'un champ de pression hydrostatique ou d'un champ de vitesse pleinement développé au niveau de la hauteur critique, qui ne sont pas entièrement validées [92], [93].

$$\frac{K_{Gwf}}{a_G} = r_{Gwf} \left( \frac{h_1}{a_G} \right)^{c_{Gwf}} \quad (1.3)$$

En combinant les équations (1.2) et (1.3), le débit à la travers la vanne de fond peut être calculé comme :

$$Q_G = \sqrt{g} b_G \left[ a_G r_{Gwf} \left( \frac{h_1}{a_G} \right)^{c_{Gwf}} \right]^{\frac{3}{2}} \quad (1.4)$$

Ainsi, le débit par-dessus le seuil de la structure est défini par les auteurs comme la différence entre le débit total et le débit maximal transitant à travers la vanne avant surverse, correspondant à une hauteur amont égale à la hauteur de crête :

$$Q_w = Q_{tot} - Q_G(h_w) \quad (1.5)$$

La hauteur critique de cet écoulement est définie de façon similaire, en considérant deux nouveaux coefficients qui intègrent les spécificités de la veine contractée au niveau du seuil :

$$\frac{K_{wGf}}{a_G} = m_{Gwf} \left( \frac{h_1 - h_w}{a_G} \right)^{n_{Gwf}} \quad (1.6)$$

L'intégration de (1.6) dans (1.2) puis dans (1.5) permet d'évaluer le débit global à travers combinaison de la vanne et du seuil :

$$Q_{tot} = Q_G(h_w) + \sqrt{g} b_w \left[ m_{Gwf} a_G \left( \frac{h_1 - h_w}{a_G} \right)^{n_{Gwf}} \right]^{\frac{3}{2}} \quad (1.7)$$

Cette méthode est facile à manipuler et à calibrer dans un contexte d'ingénierie. Néanmoins, la principale critique réside dans sa faible intégration de l'interaction entre les deux jets en aval du seuil, et donc dans sa prise en compte limitée du phénomène d'auto - ennoiment [94].

D'autres méthodes empiriques considèrent l'écoulement global directement et utilisent également des analyses dimensionnelles pour le décrire. Ces approches se basent toutefois sur un nombre limité de

données et sont spécifiques à chaque type de géométrie [78], [82], [83], [84], [85], [86], [87], [88], [95]. De plus, ces méthodes empiriques ne représentent pas la contribution de chaque singularité hydraulique de manière explicite, et il est difficile d'étudier l'influence de l'interaction des jets à l'aval immédiat de la structure à partir de leur formulation mathématique [96]. Par conséquent, leur application en dehors des cas étudiés expérimentalement s'avère complexe.

Sur ce constat, les auteurs [96] proposent une méthodologie basée sur l'estimation préalable des débits à travers chaque singularité, traitées de manière indépendante. Cette approche bénéficie de l'utilisation des équations spécifiques aux seuils et aux vannes, qui sont rigoureusement documentées, validées et applicables à un large éventail de géométrie et de conditions d'écoulement [80], [97], [98], [99], [100], [101]. Dans un second temps, les auteurs introduisent un facteur de correction, noté IF, qui ajuste le débit total estimé en prenant en compte l'interaction de chaque écoulement, en particulier en aval immédiat de la structure :

$$IF = \frac{Q_{tot}}{(Q_W + Q_G)_{calc}} \quad (1.8)$$

L'application de cette méthode sur une base de données expérimentales spécifique aux différentes vannes seuil étudiées dans la littérature [78], [82], [83], [84], [85], [86], [87], [88], [95] confirme que le facteur d'interaction varie avec la charge amont et dépend de la géométrie de l'ouvrage. Par exemple, une vanne seuil rectangulaire avec une crête mince ou épaisse présente un coefficient de débit évoluant entre 0.8 et 1, ce qui confirme une diminution de la capacité de débit. En revanche, un équipement doté d'une contraction latérale présente un facteur d'interaction compris entre 0.9 et 1.1. La partie positive de ce facteur est prépondérante et s'explique notamment par l'élargissement de la section de passage en aval, garantissant une bien meilleure capacité d'évacuation du jet en sortie de la vanne. Par ailleurs, bien qu'aucune vanne basculante ne soit cylindrique, il est intéressant de noter que ce type de structure garantit les meilleures performances avec un facteur d'interaction pouvant atteindre 1.4. D'un point de vue phénoménologique, ce résultat pourrait s'expliquer par la géométrie arrondie en amont qui participe à réduire le rayon de courbure des lignes de courant. Par conséquent, les coefficients de contraction au niveau des veines contractées de la vanne et du seuil sont plus élevés, et ainsi le sont les coefficients de débit. En somme, en prenant en compte une charge amont fixe, ce type de structure confère à la vanne de fond une part du débit et de la quantité de mouvement amont plus importante, ce qui améliore la résistance à l'auto-ennoiement.

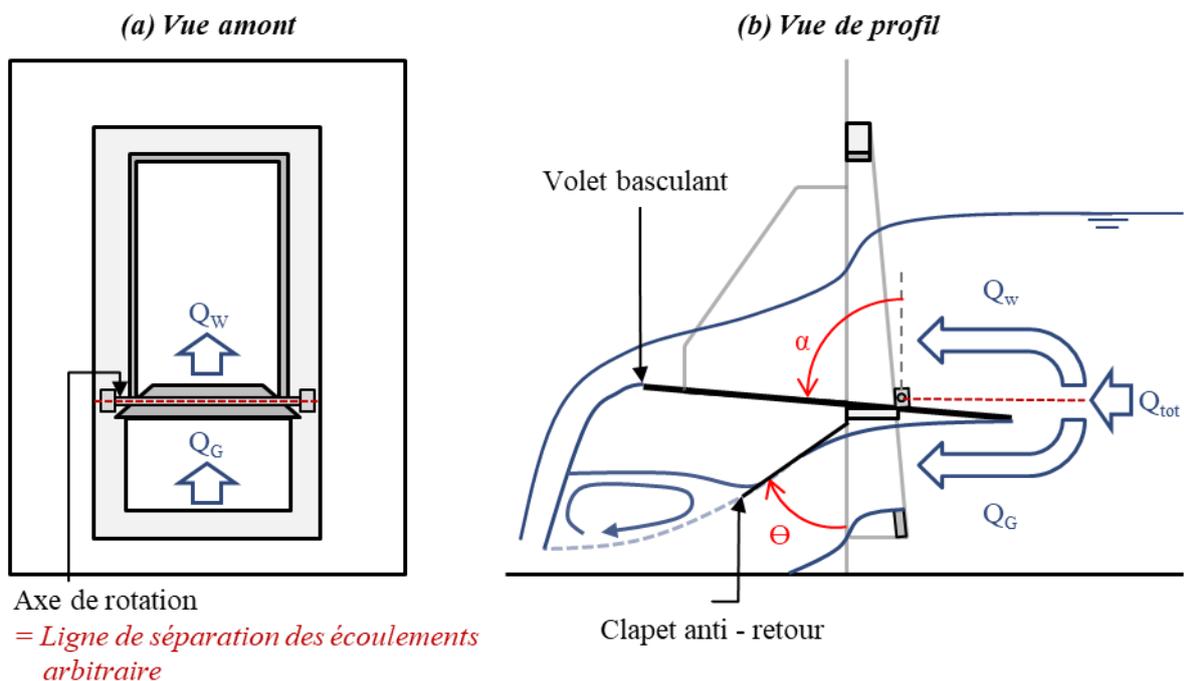
*Synthèse* : La méthodologie d'étude des vannes seuils proposée par [96] présente l'avantage de considérer les lois spécifiques à chaque singularité, qui ont été largement développées et validées [80], [97], [98], [99], [100], [101]. Cette approche intègre ensuite un facteur de correction pour

analyser spécifiquement et tenir compte de l'influence des interactions mutuelles entre les écoulements, en fonction de la géométrie de l'ouvrage et des contraintes hydrauliques.

### 1.2.3.2.b. Etudes spécifiques des vannes basculantes

Un nombre limité de chercheurs [46], [102], [103] se sont alors intéressés spécifiquement à l'étude hydraulique d'une vanne basculante. Ce type d'ouvrage est une vanne seuil dont la spécificité réside dans l'inclinaison variable du volet en fonction de l'équilibre des moments des forces qui s'y appliquent. La position du volet gouverne le comportement de l'écoulement puisqu'elle définit la hauteur d'ouverture de la vanne de fond ainsi que celle du seuil de surverse. Par ailleurs, il est probable que l'angle d'ouverture influence l'amplitude du coefficient de débit de chaque singularité en structurant les trajectoires des lignes de courant en amont de l'ouvrage et en régulant la répartition de la quantité de mouvement amont dans chacun des jets.

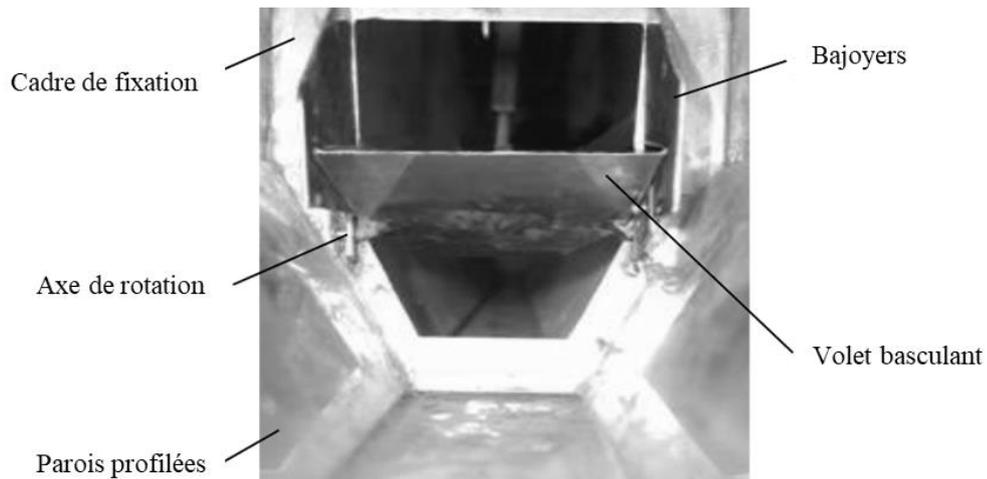
La répartition des débits autour d'une vanne basculante est illustré ci-dessous en considérant l'exemple d'une vanne Deomatic :



**Figure 1-9. Décomposition de l'écoulement global comme la somme d'un écoulement sous et au-dessus du volet basculant**

Une première approche expérimentale est proposée [102] en étudiant un modèle réduit à l'échelle 1 : 7 de la vanne basculante lyonnaise étudiée dans [39] et dont le fonctionnement est illustré Figure 0-4. Ce modèle expérimental a une largeur de 8 cm et une hauteur de 12.2 cm, avec un axe placé à 4.2 cm de hauteur, soit environ un tiers de la hauteur totale. Il s'insère dans un canal rectangulaire de 15 cm de

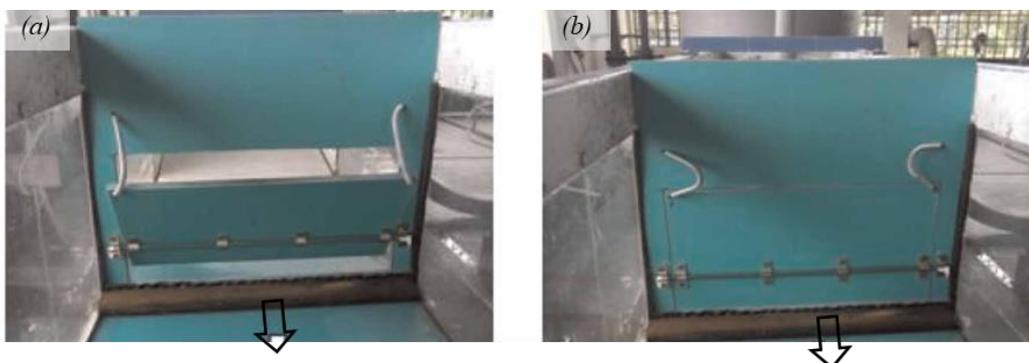
largeur sur 35 cm de hauteur, dont les côtés ont été profilés pour reproduire la section ovoïde du collecteur lyonnais. Le protocole expérimental comprend deux phases. Dans la première, l'orifice inférieur est bloqué pour isoler l'écoulement au-dessus du seuil et calibrer une loi spécifique au seuil frontal. Dans la deuxième, l'écoulement est autorisé à s'établir à la fois au-dessus du seuil et à travers l'orifice de fond. Le débit à travers l'orifice de fond est évalué en soustrayant le débit déversé par le seuil, calculé à l'aide de la loi calibrée lors de la première phase, au débit total mesuré. Les auteurs prennent ainsi en compte dans la calibration l'influence du jet de surverse sur celui en sortie de vanne.



**Figure 1-10. Vanne Hydrass de laboratoire utilisée par [102] photographiée depuis l'aval**

Le coefficient de débit de la partie inférieure, calculé à partir d'une loi d'orifice classique [104], présente une plage de valeurs comprise entre 0.72 et 0.82, nettement supérieures à la valeur standard de 0.6. Cette différence peut être expliquée par la forme trapézoïdale de l'orifice ainsi que par la combinaison de la vanne de fond avec un seuil de surverse, comme mentionné précédemment. En outre, les chercheurs observent une augmentation de ce coefficient de débit à mesure que le volet se referme.

Selon un protocole expérimental similaire, d'autres auteurs [103] étudient le comportement hydraulique d'une vanne basculante rectangulaire :

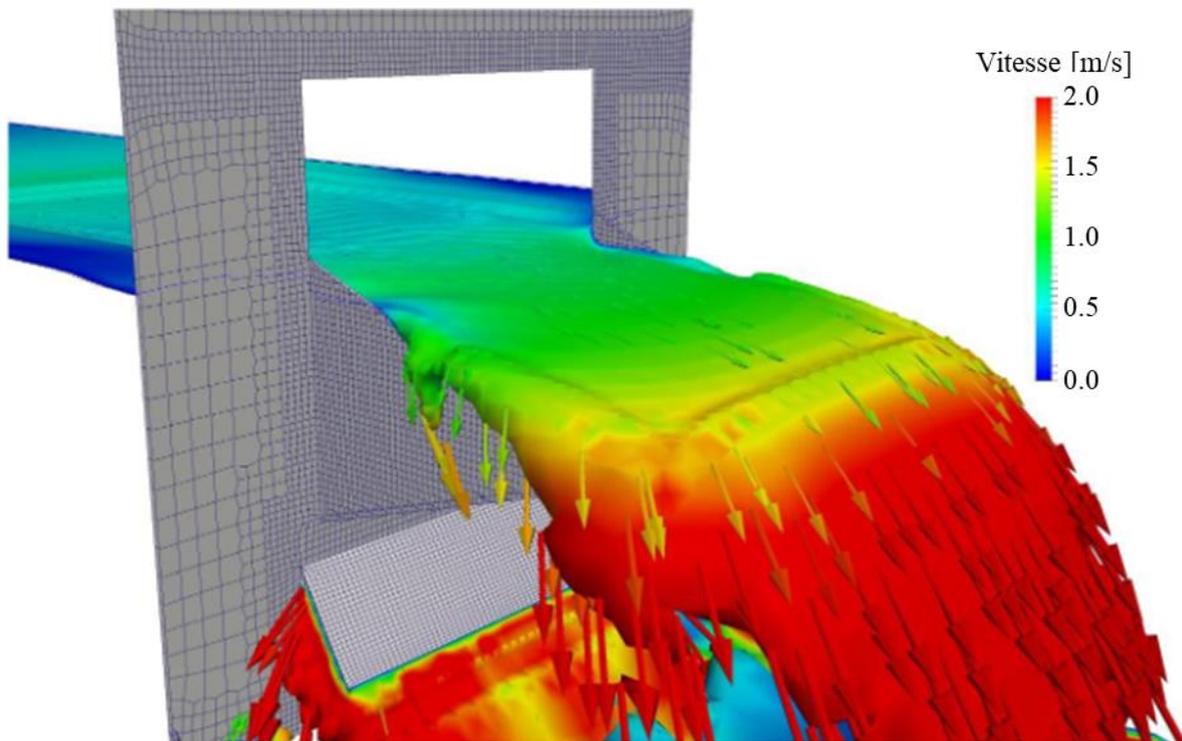


**Figure 1-11. Photographie du prototype de Vanne basculante [103] : (a) en position ouverte et (b) en position fermée**

Le dispositif expérimental est installé dans un canal rectangulaire de 60 cm de largeur. Le volet basculant mesure 25 cm de hauteur sur 50 cm de largeur et s'incline jusqu'à atteindre une ouverture maximale de 60 degrés par rapport à la verticale. L'axe de rotation de la vanne est positionné à une hauteur de 8 cm, ce qui correspond au premier tiers de la hauteur totale de la vanne, à l'instar des modèles développés par 3D EAU.

L'analyse des résultats pour un angle d'inclinaison de 60 degrés révèle des coefficients de débit supérieurs à la moyenne pour la vanne et le seuil. Cela confirme que l'interaction entre ces deux éléments améliore dans ce cas de figure la performance globale du système.

Plus récemment, les auteurs [46] proposent une étude des vannes Hydrass basée sur la modélisation numérique 3D des écoulements. Un exemple de résultat est illustré ci-dessous :



**Figure 1-12. Illustration de la surface libre colorée selon l'intensité du champ de vitesse [46]**

Sur la base de deux géométries de vannes, les auteurs étudient un total de 11 configurations différentes en variant le coefficient de contraction entre le canal amont et la largeur de passage ainsi que l'angle d'inclinaison du volet.

Cette base de données numériques permet aux auteurs de valider une méthode générique pour dimensionner à moindre coût ces équipements. Elle se base d'une part sur la calibration d'une loi empirique pour la vanne de fond [105]. D'autre part, le seuil est étudié comme un déversoir latéral, permettant une surverse potentielle par-dessus les bajoyers adjacents. Dans ce sens, un algorithme est développé pour résoudre la ligne d'eau et le déversement, en se basant sur l'hypothèse d'une charge

spécifique constante [106], [107]. Le déversement étant supposé fluvial, le code calcule la ligne d'eau de l'aval vers l'amont en considérant comme condition limite aval la hauteur critique et le débit déversé frontalement. La hauteur critique est initialement fixée et le débit est calculé selon l'équation (1.2). La position de la hauteur critique est ensuite ajustée de manière itérative en fonction des résultats de la résolution de la ligne d'eau. Si cette résolution révèle une violation de l'hypothèse d'un régime fluvial, la position de la hauteur critique est remontée. Cela est particulièrement observé dans le cas d'un seuil épais, où la hauteur critique est généralement située en amont de la crête du seuil. Cette approche itérative permet d'obtenir une position plus précise de la hauteur critique, prenant en compte les caractéristiques spécifiques du seuil et garantissant une meilleure précision dans le calcul du débit.

Les auteurs évaluent la précision de calcul de cette méthode sur le débit total entre 20 et 30%

*Synthèse* : Les différentes approches étudiées démontrent une augmentation des coefficients de débit de la vanne et du seuil lorsque ces ouvrages sont combinés. L'influence de l'inclinaison du volet sur ces paramètres est par ailleurs identifiée. Ces études ne couvrent cependant qu'un nombre restreint de géométries et de sollicitations hydrauliques, en se focalisant seulement sur les grands angles d'ouverture ainsi que les fonctionnements en régime dénoyé. Par conséquent, ces approches sont insuffisantes et ne peuvent pas être généralisées à l'ensemble de la gamme de fonctionnement réelle d'une vanne de stockage, notamment lors des influences aval.

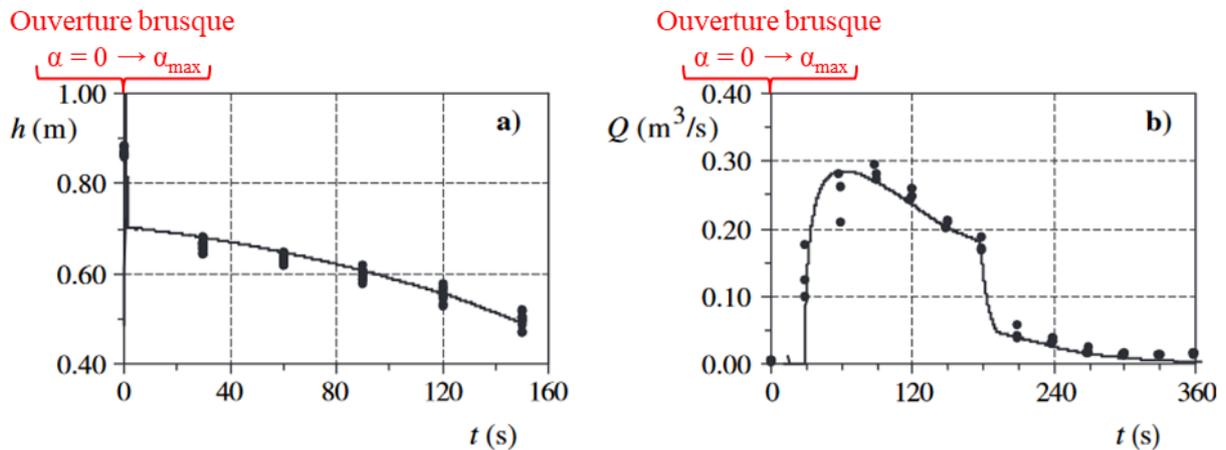
La méthode proposée par [96] selon laquelle l'étude des vannes - seuils peut se résumer à la somme pondérée des lois hydrauliques des ouvrages qui la constitue est pertinente compte tenu des lacunes identifiées dans l'état de l'art. Ainsi, il convient de dresser pour une vanne de fond et un seuil incliné l'état des connaissances actuelles sur leurs fonctionnements hydrauliques ainsi que des approches développées pour les représenter de façon générique et fiable. Cette recherche tiendra également compte des cas pour lesquels le niveau en aval de la vanne est élevé. L'objectif est ainsi d'étudier les critères pertinents pour détecter une influence aval pour ensuite évaluer les approches mises en œuvre pour la prendre en compte dans la modélisation de l'écoulement.

Avant de poursuivre cette recherche bibliographique, il est important de vérifier l'hypothèse initiale selon laquelle la description en régime stationnaire d'une vanne basculante peut s'appliquer malgré un fonctionnement transitoire de l'ouvrage et du réseau environnant. Cette vérification est faite sur la base des cas d'étude pour lesquels les lois en régime permanent de la vanne basculante sont maîtrisées.

#### *1.2.3.2.c. Validation de l'hypothèse initiale d'étude selon un régime permanent*

Les chercheurs [102] utilisent la loi expérimentale établie à partir du prototype, présenté Figure 1-10, pour modéliser le comportement de la vanne basculante installée sur un site d'étude, illustré dans la Figure 0-4 [40]. Cette loi est ensuite intégrée dans le modèle 1D du collecteur ovoïde dans lequel

s'inscrit l'ouvrage. Les conditions transitoires étudiées sont celles qui suivent une ouverture brusque de l'équipement, comme illustré Figure 1-1 et Figure 1-2. Cette investigation repose sur la résolution des écoulements selon les équations de Barré de Saint-Venant [108].



**Figure 1-13. Etude en conditions transitoires (a) de la hauteur d'eau en amont de la vanne et (b) du débit sur un point de mesure par capteur Doppler 50 mètres en aval. D'après [102]**

*Les points discrets noirs correspondent aux données mesurées tandis que les traits continus représentent les résultats du modèle.*

Ainsi, les dynamiques temporelles de la hauteur à l'amont de l'ouvrage et du débit 50 mètres en aval sont fidèlement reproduites par le modèle numérique.

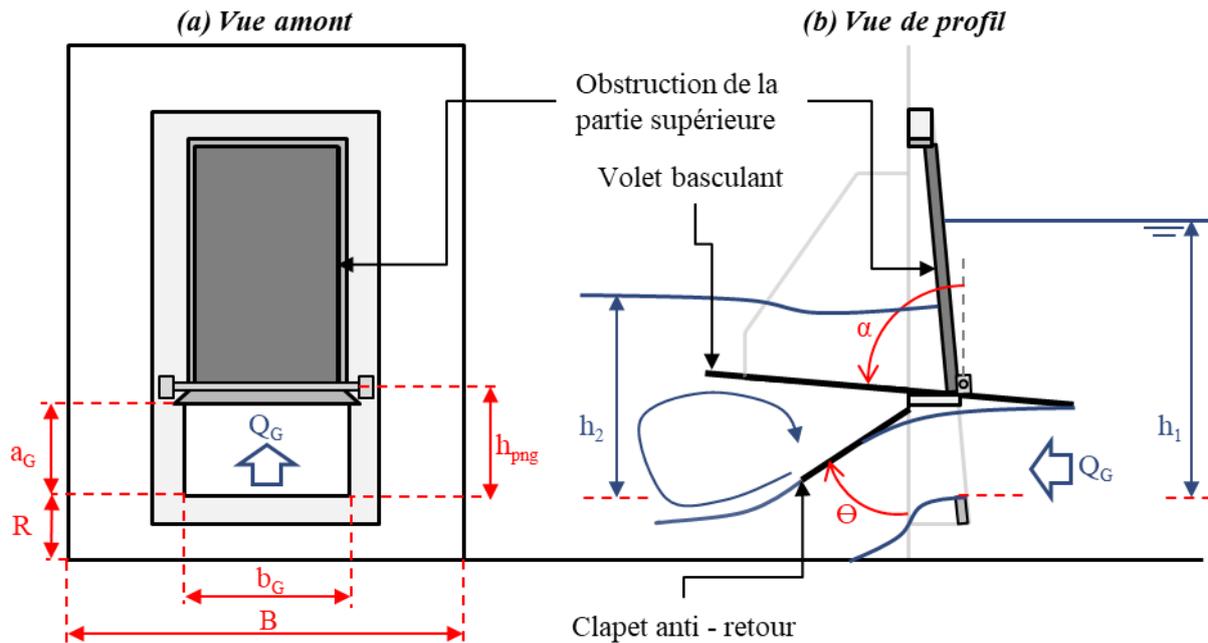
Ce résultat confirme la validité de l'utilisation du régime permanent pour décrire de manière générale le fonctionnement de l'ouvrage, même dans des conditions transitoires telles que l'ouverture brusque et complète de la vanne. Par ailleurs, ce résultat valide la similarité des lois établies entre l'échelle du pilote expérimental et celle du modèle réel.

Enfin, il est important de remarquer que cette étude en conditions transitoires met en évidence que la rupture du barrage lors de l'ouverture brusque de l'ouvrage ne génère pas de débits supérieurs à ceux observés en régime permanent pour une même hauteur d'eau amont.

*Synthèse* : Malgré un fonctionnement transitoire, les vannes basculantes peuvent être étudiées en régime permanent afin d'établir des relations génériques, simples à calibrer et à utiliser pour le dimensionnement et la mesure des débits déversés. Par ailleurs, ces lois stationnaires peuvent être intégrées dans un modèle de calcul 1D et représenter avec précision les phénomènes transitoires qu'elles induisent dans le réseau à l'instar des ondes de chasse qui se développent à la suite d'un basculement.

### 1.3. Description hydraulique de la partie inférieure

Dans le contexte d'une vanne de stockage, le volet se ferme pour une hauteur amont supérieure à l'axe de rotation. La partie inférieure fonctionne alors systématiquement en charge et est mise en équation comme un orifice pressurisé [102], [103] ou comme une vanne de fond [46]. En considérant l'écoulement seulement à travers l'orifice inférieur, les paramètres hydrauliques et géométriques d'intérêt sont représentés de manière schématique sur la Figure 1-14 ci-dessous :



**Figure 1-14. Représentation schématique de l'écoulement à travers l'orifice inférieur pour l'exemple de la vanne Deomatic©**

Les hauteurs d'eau seront référencées par rapport au seuil des premiers déversements de l'orifice inférieur. Dans le cas de la vanne Deomatic© schématisée ci-dessus, ce niveau correspond à l'arrêt basse de l'orifice. En revanche le référencement s'effectue par rapport au radier du collecteur amont pour une vanne StockO©.

Par ailleurs, l'expression de la hauteur de l'orifice dépend du modèle de vanne basculante et de l'état d'ouverture du volet. Pour la vanne StockO©, qui comprend un ajutage en partie inférieure permettant le passage de l'écoulement en temps sec, l'ouverture de l'orifice passe de la hauteur  $R$  en position fermée à  $a_G + R$  lorsque le volet s'ouvre. L'angle  $\alpha_{min}$  correspond à un volet fermé dans le tableau ci-dessous :

**Tableau 1-1. Expression de l'ouverture de la vanne de fond pour chaque équipement.**

	Vanne Deomatic©	Vanne StockO©
<b>Hauteur d'ouverture de la vanne</b>	$a_G = \begin{cases} 0 & \text{si } \alpha = \alpha_{min} \\ a_G & \text{si } \alpha > \alpha_{min} \end{cases}$	$a_G = \begin{cases} R & \text{si } \alpha = \alpha_{min} \\ a_G + R & \text{si } \alpha > \alpha_{min} \end{cases}$

Le dimensionnement préalable de cet orifice et la mesure par la suite des débits qui y transitent nécessite une méthode de calcul générique et précise.

A ce jour, il n'y a pas connaissance d'études consacrées spécifiquement aux vannes basculantes, notamment pour les cas soumis à influence aval. La revue de littérature se concentrera principalement sur les vannes de fond classiques dont le principe de fonctionnement global est similaire et a été largement étudié. Une étude approfondie des méthodes de calcul développées pour décrire l'écoulement à travers ces singularités sera entreprise dans le but d'identifier celles qui permettent un calcul précis, générique et facilement applicable dans le domaine de l'ingénierie. De plus, une exploration des études portant sur l'impact d'un volet incliné devant un orifice sera réalisée afin d'évaluer leurs éventuelles influences et les corrections nécessaires pour le prendre en compte.

### 1.3.1. Approches en régime dénoyé

#### 1.3.1.1. Principe physique et mise en équation théorique

Une vanne constitue un obstacle à l'écoulement en réduisant la section de passage. Par conséquent la vitesse en amont de l'ouvrage est réduite et la charge de l'écoulement est ainsi portée par la hauteur d'eau, ce traduisant par un régime d'écoulement fluvial. L'ouverture de la vanne, notée  $a_G$ , constitue une réduction de la section de l'écoulement, ce qui provoque une accélération de sa vitesse à ce niveau. L'énergie potentielle est alors convertie en énergie cinétique par effet Venturi. L'écoulement passe ainsi par la hauteur critique et se poursuit en aval de l'ouvrage en régime torrentiel. Par conséquent, le fonctionnement hydraulique de la vanne est déconnecté de toute information en aval et dépend seulement des propriétés géométriques de l'équipement et du réseau dans lequel il est intégré, ainsi que du débit amont. Le régime de fonctionnement est alors décrit comme dénoyé.

Les paramètres géométriques et hydrauliques essentiels pour décrire le fonctionnement caractéristique d'une vanne de fond sont représentés dans la Figure 1-15.

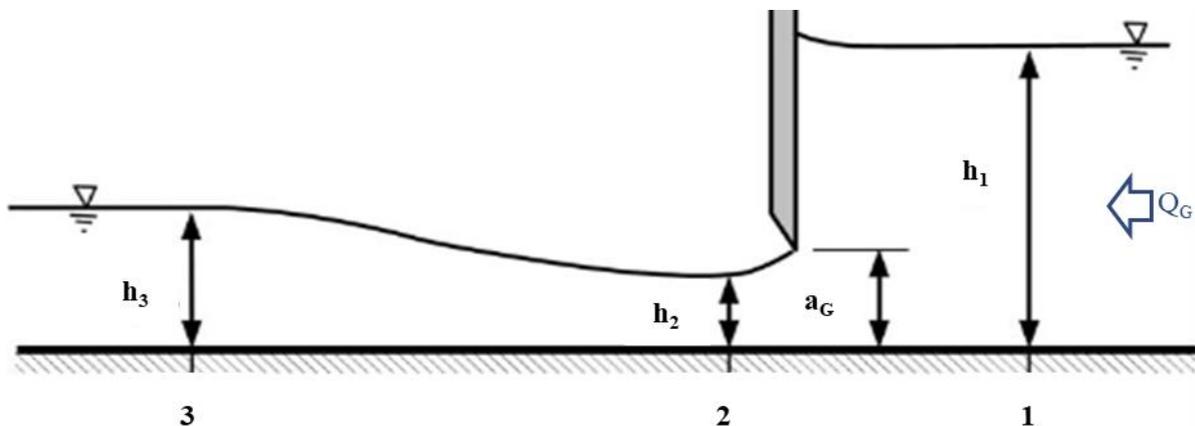


Figure 1-15. Fonctionnement théorique d'une vanne de fond en régime dénoyé. D'après [97]

Le débit évacué par une vanne de fond peut être déterminé par un bilan de charge spécifique en considérant la perte de charge singulière négligeable entre les sections n°1 et n°2.

$$h_1 + \frac{v_1^2}{2g} = h_2 + \frac{v_2^2}{2g} \quad (1.9)$$

Dans le cas d'une vanne de fond placée dans un canal rectangulaire à fond plat et dont la largeur de l'ouverture est égale à celle du canal, la relation peut s'écrire :

$$h_1 + \frac{Q_G^2}{2gb_G^2h_1^2} = h_2 + \frac{Q_G^2}{2gb_G^2h_2^2} \quad (1.10)$$

En isolant le débit déchargé par la vanne, la relation s'écrit alors :

$$Q_G = b_G h_1 h_2 \sqrt{\frac{2g}{h_1 + h_2}} \quad (1.11)$$

Le jet en sortie de vanne est contracté en raison de la courbure des lignes de courant au passage de l'ouvrage [43]. La hauteur du jet au pied de la vanne peut s'exprimer comme le produit de l'ouverture de la vanne et d'un coefficient traduisant la contraction de la veine fluide, noté  $C_c$ , et dont la valeur dépend de la géométrie de la vanne [43], [107], [109] :

$$h_2 = C_c a_G \quad (1.12)$$

Ainsi, il n'est pas nécessaire de mesurer la hauteur du jet en sortie de vanne puisque celle-ci peut être calculée en connaissant l'ouverture de la vanne et la valeur du coefficient de contraction. L'équation est ainsi réagencée pour s'exprimer en fonction de la vitesse moyenne de l'écoulement  $\sqrt{2g h_1}$ , de la section définie par l'ouverture de la vanne  $a_G b_G$  ainsi que d'un coefficient de débit  $\mu_G$  [80], [110] :

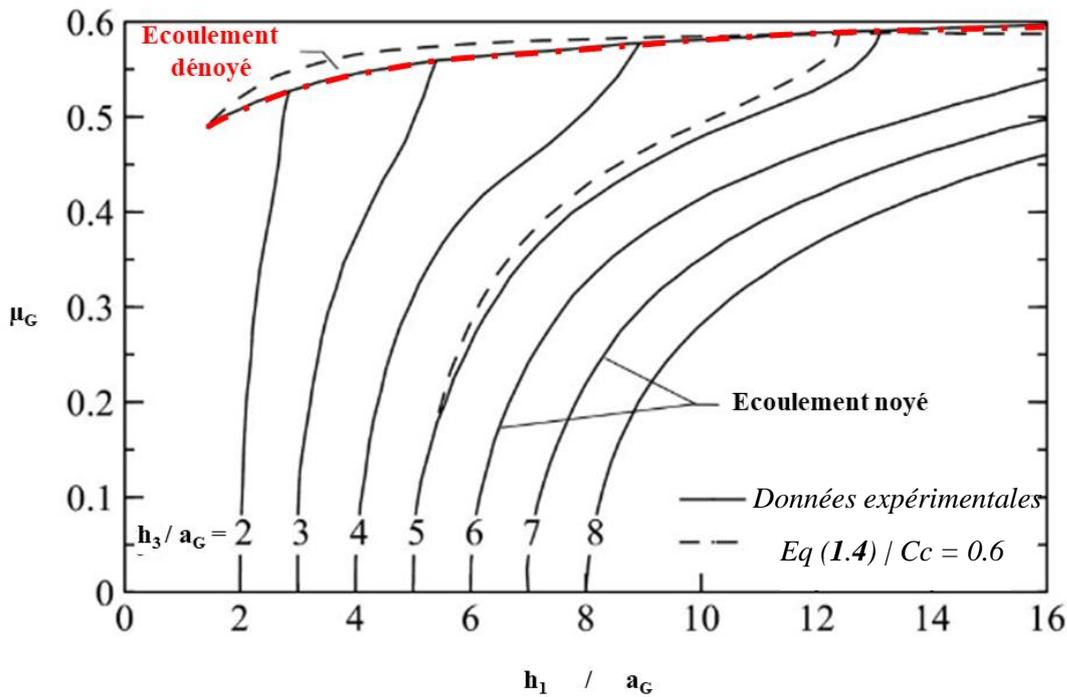
$$Q_G = C_c a_G \sqrt{2gh_1} \frac{h_1}{h_1 + C_c a_G} = \mu_G a_G b_G \sqrt{2g h_1} \quad (1.13)$$

Ainsi, le coefficient de débit s'exprime en régime dénoyé sous la forme :

$$\mu_G = \frac{C_c}{\sqrt{1 + C_c \frac{a_G}{h_1}}} \quad (1.14)$$

Sur la base de données expérimentales, [110] propose un premier diagramme reliant le coefficient de débit à la hauteur amont dimensionnalisée par rapport à la hauteur de la vanne, notée  $a_G/h_1$ .

Dans un premier temps, seule la courbe représentant le régime d'écoulement dénoyé, surlignée en pointillé rouge sur la Figure 1-16, est étudiée. Le fonctionnement en régime noyé fait l'objet de la partie suivante 1.3.3.



**Figure 1-16. Diagramme de Henry (1950) [110] édité par [97]**

[110] considère en première approche un coefficient de contraction constant égal à 0.6. La comparaison entre l'équation (1.14) et les données expérimentales en régime dénoyé révèle un écart important pour les hauteurs amont inférieures à huit fois l'ouverture de la vanne. Le modèle tend en effet à surestimer le coefficient de débit. L'hypothèse prise par l'auteur d'un coefficient de contraction constant n'est alors pas suffisante pour décrire avec précision et fiabilité l'écoulement. Les principales recherches menées par la suite pour améliorer ce résultat sont présentées dans le paragraphe suivant.

### 1.3.1.2. Evaluation du coefficient de débit en régime dénoyé dans la littérature

Dans le cadre de cette revue, plusieurs approches différentes sont étudiées pour améliorer la compréhension et la description de l'écoulement à travers une vanne. L'objectif principal est de rechercher un optimum entre la prise en compte des phénomènes physiques pertinents, afin de s'approcher d'une relation générique, et une forme de loi simple avec un minimum de paramètres à calibrer, dans le but de faciliter sa mise en œuvre.

Ainsi, les ingénieurs de l'U.S. Army Engineer Research and Development Center proposent dans le logiciel HEC-RAS [111] l'utilisation de la relation (1.13) en utilisant un coefficient de débit ( $\mu_G$ ) spécifique à l'ouvrage qui varie entre 0.5 et 0.7.

D'autre part, [112] confirment les résultats obtenus par [110] à l'aide d'une série d'expériences, puis proposent une équation similaire de la forme :

$$Q_{Gf} = \mu_G a_G b_G \sqrt{2g (h_1 - C_c a_G)} \quad (1.15)$$

Les auteurs considèrent un coefficient de contraction de 0.61 et l'analyse de leurs données expérimentales révèlent que le coefficient de débit varie de façon linéaire avec le rapport de mise en charge de la vanne  $a_H/h_1$  lorsque ce dernier reste en deçà de 0.3 :

$$\mu_G = 0.0297 \frac{a_G}{h_1} + 0.589 \quad (1.16)$$

Ensuite, [113] reprend la formulation de [110] et développe une méthode empirique basée sur une régression non linéaire des données expérimentales obtenues par [110] pour déterminer le coefficient de débit en régime dénoyé de la loi (1.13), en fonction de la hauteur de l'écoulement en amont et de l'ouverture de la vanne :

$$\mu_{Gf} = 0.611 \left( \frac{h_1 - a_G}{h_1 + 15 a_G} \right)^{0.072} \quad (1.17)$$

D'autres chercheurs se sont intéressés en détail à la phénoménologie de l'écoulement à travers une vanne afin de comprendre dans quelle mesure celle-ci peut influencer la valeur du coefficient de contraction. Plusieurs études expérimentales, analytiques et numériques mettent en évidence le rôle des courbures des lignes de courant en amont de l'obstacle sur le coefficient de contraction, ainsi que sur les champs de pression et de vitesse au niveau de l'ouverture [114], [115], [116], [117]. Ces recherches révèlent en effet une déviation notable par rapport aux distributions hydrostatiques et aux profils logarithmiques observés dans un écoulement turbulent pleinement développé. De récents travaux proposent et valident des méthodes analytiques et numériques permettant de calculer précisément ces champs de pression et de vitesse [92], [118], [119] afin de les intégrer dans le bilan d'énergie. Ainsi, les auteurs [120] identifient une relation reliant le coefficient de contraction à la quantité  $a_G/h_1$  qui reflète l'impact de la vanne sur l'écoulement :

$$C_{cf} = 0.618 - 0.0598 \left( \frac{a_G}{h_1} \right) + 0.0261 \left( \frac{a_G}{h_1} \right)^2 + 0.0254 \left( \frac{a_G}{h_1} \right)^3 \quad (1.18)$$

De surcroît, d'autres auteurs démontrent l'existence d'une perte de charge singulière induite par la vanne même en régime dénoyé. La présence d'une boucle de recirculation en amont de la vanne, située près de la surface libre, peut être la cause principale de ce phénomène, avec un développement longitudinal par rapport à l'écoulement [116], [121]. La hauteur de cette zone est évaluée à 0.28 fois la hauteur amont et sa longueur se compose d'une première partie mince dominée par la tension de surface puis ensuite

d'une partie relativement épaisse en contact avec la vanne, au niveau de laquelle la circulation est fortement turbulente [122]. Ainsi, [123] proposent de prendre en considération cette perte de charge singulière, de forme  $j_{1 \rightarrow 2} = k_{Gf} \frac{v_2^2}{2g}$ , dans le bilan d'énergie :

$$h_1 + \frac{Q_G^2}{2gb_G^2 h_1^2} = h_2 + \frac{Q_G^2}{2gb_G^2 h_2^2} (1 + k_{Gf}) \quad (1.19)$$

Le même réarrangement mène à l'écriture du coefficient de débit sous la forme :

$$\mu_{Gf} = C_c \sqrt{\frac{1 - 1/\eta}{1 + k_{Gf} - 1/\eta^2}} \quad \eta = \frac{h_1}{h_2} = \frac{h_1}{C_c a_G} \quad (1.20)$$

Sur la base des données expérimentales [112], les auteurs [123] évaluent pour une vanne verticale placée dans un canal rectangulaire un coefficient de perte de charge constant égal à  $k_{Gf} = 0.062$  en supposant un coefficient de contraction constant égal à 0.611 [113]. Les auteurs insistent par ailleurs sur l'influence de la géométrie de la vanne sur la valeur du coefficient de perte de charge.

Dans une démarche similaire, d'autres chercheurs [124] proposent un bilan de charge en considérant la charge totale de l'écoulement amont ainsi qu'une perte de charge singulière :

$$Q_{Gf} = C_c a_G b_G \sqrt{\frac{2g (H_1 - C_c a_G)}{1 + k_{Gf}}} \quad (1.21)$$

Le coefficient de contraction peut s'exprimer dans le cas d'une vanne verticale sous la forme d'un polynôme fonction de  $a_G/H_1$  comme le propose [97] :

$$C_{cf} = 0.618 - 0.045 \left(\frac{a_G}{H_1}\right) + 0.110 \left(\frac{a_G}{H_1}\right)^2 \quad (1.22)$$

En outre, [89] propose de réarranger la relation (1.13) pour l'exprimer directement en fonction de la hauteur critique, notée  $K_{Gf}$  ici, pour une section rectangulaire :

$$Q_{Gf}^{2/3} = b_G^{2/3} g^{1/3} (2 \mu_{Gf}^2)^{1/3} a_G^{2/3} h_1^{1/3} \quad (1.23)$$

$$K_{Gf} = \frac{Q_{Gf}^{2/3}}{b_G^{2/3} g^{1/3}} \quad (1.24)$$

$$\frac{K_{Gf}}{a_G} = (2 \mu_{Gf}^2)^{1/3} \left(\frac{h_1}{a_G}\right)^{1/3} \quad (1.25)$$

En utilisant une approche basée sur une analyse dimensionnelle [90] et en appliquant le théorème d'autosimilarité incomplète [91], l'auteur propose une nouvelle relation reliant la hauteur critique et la hauteur de l'écoulement en amont, qui sont adimensionnalisées par rapport à l'ouverture de la vanne. Cette relation implique l'utilisation de deux coefficients, notés ici  $c_{Gf}$  et  $r_{Gf}$ , dont les valeurs prennent en compte les caractéristiques géométriques spécifiques de l'ouvrage et de l'écoulement, et doivent donc être calibrées.

$$\frac{K_{Gf}}{a_G} = c_{Gf} \left(\frac{h_1}{a_G}\right)^{r_{Gf}} \quad (1.26)$$

Enfin, d'autres méthodes utilisent des formulations spécifiques aux orifices, comme celles décrites par [125] et mises en œuvre dans le logiciel de simulation de canaux d'irrigation SIC développé par le Cemagref [126].

*Synthèse* : En régime dénoyé, le coefficient de débit d'une vanne de fond dépend principalement du rapport  $h_1/a_G$  et de la géométrie de la vanne. Ces paramètres influencent les trajectoires des lignes de courant. Ils déterminent ainsi le développement et l'intensité d'une boucle de recirculation en surface qui génère une perte de charge singulière. Par ailleurs, la courbure des lignes de courant et la géométrie de l'arête inférieure de la vanne impactent le coefficient de contraction de la veine fluide et ainsi le coefficient de débit.

De nombreuses relations ont été développées, que ce soit sur des bases théoriques, empiriques ou adimensionnelles, pour modéliser le débit d'une vanne de fond. Une comparaison de ces méthodes est nécessaire afin de sélectionner celle qui offre une simplicité d'utilisation en ingénierie, une meilleure généralisation dans leur application et une précision notable pour la mesure fiable des débits.

### 1.3.1.3. Comparaison des méthodes

Une étude expérimentale portant sur deux géométries de vannes propose une comparaison des performances de ces différentes approches en régime dénoyé [97].

Les méthodes qui ne requièrent pas de calibration préalable donnent des résultats remarquables avec une erreur moyenne d'environ 4 % pour la méthode statistique [113] et inférieure à 2 % pour les méthodes basées sur des bilans d'énergie [80], [110], [123] qui utilisent des coefficients de contraction et de perte de charge singulière constants et génériques.

Les équations qui nécessitent une calibration spécifique au site d'étude, en particulier celles basées sur un bilan de charge [89], [112], [124], montrent d'excellents résultats avec une erreur moyenne d'environ 1 %. Parmi celles-ci, l'équation proposée [89] présente la plus faible erreur dans les deux cas étudiés et nécessite le minimum de coefficients de calage.

Même après calibration, les lois proposées par HEC-RAS ou SIC présentent des erreurs de l'ordre de 3 à 7% et ne sont donc pas compétitives par rapport aux lois théoriques.

*Synthèse* : L'équation (1.26) développée par [89] est choisie pour modéliser l'orifice inférieur de la vanne basculante en raison de sa simplicité, de son fondement physique et de sa précision compétitive. La calibration de deux paramètres permet une potentielle transposabilité aux spécificités géométriques de l'équipement telles que la présence d'un volet incliné devant l'orifice.

### 1.3.2. Critères d'enneiement de la vanne

#### 1.3.2.1. Principe physique et mise en équation

À l'aval de la vanne, l'écoulement peut ralentir en raison de la faible pente du réseau, de singularités géométriques, d'un niveau d'eau élevé imposé, ou d'une combinaison de ces facteurs [80]. Cette perte de vitesse se compense par une augmentation de la hauteur d'eau et l'écoulement repasse ainsi en régime fluvial. La transition de régime se produit de manière localisée et abrupte à travers un phénomène de ressaut hydraulique, qui se caractérise par la présence de boucles de recirculation fortement dissipatrices d'énergie. La position et l'intensité de ce phénomène dépendent du rapport de forces entre l'amont et l'aval [127]. Si l'aval est suffisamment puissant, le ressaut remonte vers l'amont et se forme au pied de la vanne, submergeant ainsi sa sortie. Le jet de sortie est alors immergé dans une masse d'eau qui ne participe pas à l'écoulement principal, mais qui exerce par sa masse une pression et dissipe une quantité d'énergie importante au travers de recirculations fortement turbulentes [80].

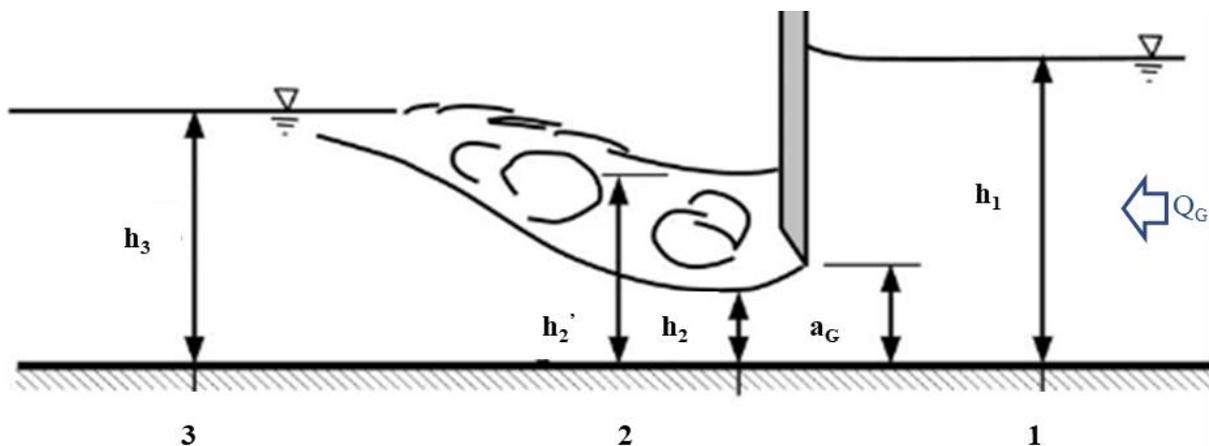


Figure 1-17. Fonctionnement théorique d'une vanne de fond en régime noyé. D'après [97]

L'analyse du diagramme de Henry [110] (cf. Figure 1-16) révèle que l'influence aval entraîne une diminution significative du coefficient de débit. Cette réduction de la débitance de l'ouvrage s'amplifie avec une augmentation de la hauteur aval ou une diminution de la hauteur amont. Par ailleurs, la transition entre chaque régime se produit de manière continue.

Il est donc primordial d'analyser dans un premier temps les critères utilisés dans la littérature scientifique pour caractériser ce changement de régime.

### 1.3.2.2. Evaluation du critère d'ennoyement dans la littérature

Dans une approche empirique, Swamee [113] propose une relation obtenue par régression non linéaire à partir des données expérimentales de Henry. Ainsi, l'écoulement est considéré noyé si la condition ci dessous est respectée :

$$h_3 < h_1 < 0.81 h_3 \left( \frac{h_3}{a_G} \right)^{0.72} \quad (1.27)$$

Autrement il est dénoyé si :

$$h_1 \geq 0.81 h_3 \left( \frac{h_3}{a_G} \right)^{0.72} \quad (1.28)$$

Afin de disposer d'une relation générique, d'autres auteurs préconisent un fondement physique pour l'établissement de cette transition de régime. Ainsi, l'application du principe de conservation de la quantité de mouvement au ressaut hydraulique permet d'établir une relation, connue sous le nom d'équation conjuguée [128], reliant les hauteurs en amont et en aval de celui-ci. Sur cette base, il devient possible, en connaissant le débit et la hauteur de sortie de la vanne, de calculer la hauteur limite de l'influence aval à partir de laquelle le ressaut hydraulique peut submerger la vanne [80] :

$$\frac{h_{3max}}{h_2} = \frac{1}{2} \left( \sqrt{1 + 8 F_{r2}^2} - 1 \right) \quad (1.29)$$

L'intégration de cette relation à la loi de vanne définie en (1.13) par [129] aboutit à une relation simple d'utilisation prenant en considération l'influence de la géométrie de la vanne, du coefficient de contraction, de la hauteur amont ainsi que de la hauteur d'ouverture :

$$h_{3max} = C_c a_G \frac{1}{2} \left[ \sqrt{1 + \frac{16 \eta^2}{1 + \eta}} - 1 \right] \quad \eta = \frac{h_1}{h_2} = \frac{h_1}{C_c a_G} \quad (1.30)$$

Selon le même principe, [112] déduisent une relation similaire d'après leur relation (1.15) :

$$h_{3max} = \mu_G a_G \frac{1}{2} \left( \sqrt{16 \frac{h_1}{\mu_G a_G} - 15} - 1 \right) \quad (1.31)$$

En outre, [123] proposent une amélioration de la formulation en tenant compte de la perte de charge singulière provoquée par la vanne dans le calcul de l'énergie de la veine contractée, ce qui amène à une amélioration significative des résultats :

$$h_{3max} = \frac{1}{2} C_c a_G \left[ \sqrt{1 + \frac{16(\eta - 1)}{1 + k_{Gf} - 1/\eta^2}} - 1 \right] \quad (1.32)$$

En effet, une vanne dont la géométrie amont est optimisée pour minimiser les pertes de charge présentera un jet en sortie avec une plus grande quantité d'énergie, ce qui permettra d'observer une hauteur limite avant l'enneioement plus élevée.

Synthèse : L'enneioement de la vanne intervient lorsque la charge en aval est suffisamment élevée pour placer un ressaut au pied de l'ouvrage. La transition entre le régime dénoyé et noyé est continue et dépend de la quantité de mouvement de la veine contractée en sortie de la vanne qui gouverne la capacité à repousser le ressaut hydraulique. Cette puissance dépend du coefficient de contraction et de la perte de charge singulière de la vanne, ainsi que du rapport  $a_G/h_1$  [120], [129].

Par la suite, il convient d'examiner les différentes approches étudiées afin d'intégrer l'impact de l'influence aval dans l'évaluation précise du débit.

### 1.3.3. Etude en régime noyé

#### 1.3.3.1. Principe physique et mise en équation

En régime noyé, le régime d'écoulement de part et d'autre de la vanne est fluvial, l'information en aval peut donc se transmettre vers l'amont. Par conséquent, la mesure de la hauteur aval est également nécessaire pour décrire le fonctionnement hydraulique de l'ouvrage dans cette configuration.

La mise en équation de la vanne submergée s'effectue selon un bilan d'énergie similaire à celui présenté en (1.10), à la différence que la vitesse de l'écoulement est portée par le jet submergé en sortie de la vanne, et la pression est donnée par la hauteur d'eau au pied de la vanne [80], [110], [130] :

$$h_1 + \frac{Q_G^2}{2gb_G^2 h_1^2} = h_2' + \frac{Q_G^2}{2gb_G^2 h_2'^2} \quad (1.33)$$

Ainsi, le coefficient de débit proposé par Henry [110] s'exprime sous la forme :

$$\mu_G = \chi_G C_c \sqrt{1 - \frac{h_2'}{h_1}} \quad \chi_G = \frac{1}{\sqrt{1 - \left(\frac{C_c a_G}{h_1}\right)^2}} \quad (1.34)$$

L'auteur propose également une relation permettant de calculer la hauteur au pied de la vanne à partir d'une mesure de hauteur en aval du ressaut au niveau de laquelle l'écoulement n'est plus perturbé :

$$\frac{h_2'}{a_H} = \frac{K_G^2 + \sqrt{K_G^4 + 4\phi \left[ \phi \left(\frac{h_3}{a_G}\right)^2 - \left(\frac{h_1}{a_G}\right) K_G^2 \right]}}{2\phi} \quad (1.35)$$

$$\phi = \frac{1}{4 C_c \left(1 - \frac{C_c a_H}{h_3}\right)}$$

En effet, les recirculations de l'écoulement à l'aval de la vanne y induisent des oscillations de la surface libre dans l'espace et le temps ainsi qu'un champ de pression non hydrostatique. Par conséquent, la mesure de la hauteur à ce niveau n'est pas toujours significative de la pression que l'écoulement exerce sur le fluide [131].

Comme l'illustre la Figure 1-16, la relation de Henry n'épouse pas fidèlement les données expérimentales et surestime le coefficient de débit d'autant plus que l'enneolement de la vanne diminue. Un coefficient de contraction constant de 0.6 n'est donc pas une hypothèse généralisable. Il convient donc d'explorer dans la littérature scientifique les principaux travaux visant à exprimer le coefficient de contraction d'une vanne en régime noyé.

### 1.3.3.2. Evaluation du coefficient de débit en régime noyé dans la littérature

De façon similaire à l'approche de [110], [112] proposent une relation en régime noyé en considérant la vitesse maximale sous la vanne, évaluée par  $\sqrt{2g(h_1 - h_2')}$  ainsi qu'un coefficient correcteur sensible à l'ouverture relative de la vanne et dont la formulation est supposée identique à celle en régime dénoyé. La vitesse sous la vanne rectifiée est ensuite multipliée par la section rectangulaire délimitée sous l'ouvrage afin d'obtenir une formulation du débit :

$$Q_G = \mu_G a_G b_G \sqrt{2g(h_1 - h_2')} \quad (1.36)$$

Les auteurs considèrent également un coefficient de contraction constant égal à 0.61. Ils développent une équation basée sur un bilan de quantité de mouvement permettant de calculer la hauteur au pied de la vanne à partir d'une hauteur plus en aval dont la mesure présente davantage de fiabilité :

$$\frac{h_2'}{C_c a_G} = 2 \left( 1 - \frac{C_c a_G}{h_3} \right) + \left[ 4 \left( 1 - \frac{C_c a_G}{h_3} \right)^2 + \left( \frac{h_3}{C_c a_G} \right)^2 - 4 \left( \frac{h_1}{C_c a_G} - \frac{h_1}{h_3} \right) \right]^{1/2} \quad (1.37)$$

L'analyse de cette équation démontre qu'un certain rapport  $h_2'/C_c a_G$  mène à l'égalité entre les hauteurs en amont, au pied de la vanne et à l'aval. Ce mode de fonctionnement est cohérent et correspond à un débit nul. De la même façon,  $h_2'/C_c a_G = 1$  signifie que l'écoulement est de nouveau dénoyé et que le ressaut hydraulique se situe en aval du point n°2. Toutefois, la relation peut mener à des ratios  $h_2'/C_c a_G < 1$  lorsque le rapport  $C_c a_G/h_3$  augmente, ce qui est physiquement impossible [107] et nécessite une correction sur les valeurs calculées.

De façon empirique, [113] propose une relation obtenue par régression non linéaire à partir des données expérimentales de [110] :

$$\mu_G = \left( \frac{h_1 - a_G}{h_1 + 15 a_G} \right)^{0.072} (h_1 - h_3)^{0.7} \times \left\{ 0.32 \left[ 0.81 h_3 \left( \frac{h_3}{a_G} \right)^{0.72} - h_1 \right]^{0.7} + (h_1 - h_3)^{0.7} \right\}^{-1} \quad (1.38)$$

D'autres auteurs proposent une méthode de prise en compte de l'ennoiement de la vanne en se basant sur la mise en équation du phénomène physique. Ainsi, l'équation de conservation de la quantité de mouvement peut être employée pour exprimer la hauteur en aval du ressaut en fonction de celle au pied de la vanne [80]. Cette équation prend en considération la perte de charge due au ressaut hydraulique et prend la forme suivante dans le cas d'un canal rectangulaire :

$$\frac{Q_G}{2gb_G h_2} + \frac{h_2'^2}{2} = \frac{Q_G}{2gb_G h_3} + \frac{h_3^2}{2} \quad (1.39)$$

Ainsi, la résolution simultanée de (1.39) et (1.33) permet d'exprimer le coefficient de débit en remplaçant la hauteur au pied de l'ouvrage par celle en aval du ressaut hydraulique [129], [132] :

$$\mu_{Gs} = C_c \frac{\sqrt{[(\eta - 1)^2 + 2(\lambda - 1)] - \sqrt{\phi - \Psi}}}{\eta - 1/\eta} \quad (1.40)$$

Avec :

$$\begin{aligned} \eta &= \frac{h_1}{h_2} = \frac{h_1}{C_c a_G} & \phi &= [(\eta - 1)^2 + 2(\lambda - 1)]^2 \\ \lambda &= \frac{h_1}{h_3} & \Psi &= [\eta^2 - 1]^2 \left(1 - \frac{1}{\lambda^2}\right) \end{aligned} \quad (1.41)$$

D'autres part, certains chercheurs [123] reprennent les travaux de [129], [132] en ajoutant la perte de charge singulière en amont de l'ouvrage qui est généralement négligée :

$$h_1 + \frac{Q_G^2}{2gb_G^2 h_1^2} = h_2' + \frac{Q_G^2}{2gb_G^2 h_2'^2} (1 + k_{Gs}) \quad (1.42)$$

Ce qui amène à l'expression du coefficient de débit sous la forme :

$$\mu_{Gs} = C_c \frac{\sqrt{[k_{Gs} \eta^2 + (\eta - 1)^2 + 2(\lambda - 1)] - \sqrt{\phi - \Psi}}}{(1 + k_{Gs})\eta - 1/\eta} \quad (1.43)$$

Avec :

$$\begin{aligned} \eta &= \frac{h_1}{h_2} = \frac{h_1}{C_c a_G} & \phi &= [k_{Gs} \eta^2 + (\eta - 1)^2 + 2(\lambda - 1)]^2 \\ \lambda &= \frac{h_1}{h_3} & \Psi &= [\eta^2 (1 + k_{Gs}) - 1]^2 \left(1 - \frac{1}{\lambda^2}\right) \end{aligned} \quad (1.44)$$

Les auteurs déterminent un coefficient de perte de charge singulière de  $k_{Gs} = 0.088$  en maintenant un coefficient de contraction constant de  $C_c = 0.61$ . Cette valeur est supérieure à celle obtenue pour la même vanne d'étude en régime dénoyé ( $k_{Gs} = 0.062$ ). Cette augmentation de la perte de charge en régime noyé est justifiée par les auteurs [123] par une intensification des interactions entre l'écoulement et la couche limite, ce qui engendre une augmentation des cisaillements [112].

Ensuite, d'autres chercheurs [133] soulignent les limites de l'hypothèse d'un coefficient de contraction constant, notamment pour les fortes ouvertures, et proposent une évaluation de ce coefficient basée sur un bilan des moments agissant sur l'ouvrage. Ce bilan intègre les profils de pression et de vitesse réels [120] et permet d'affiner le calcul du coefficient de contraction en fonction du rapport  $a_G/h_1$  :

$$C_{cs} = \frac{1 - \sqrt{1 - \left(2\phi + \frac{a_G}{h_1}\right)}}{2\phi + \frac{a_G}{h_1}} \quad \text{Avec } \phi = 0.194 \left(\frac{a_G}{h_1}\right)^2 - 0.499 \frac{a_G}{h_1} + 0.308 \quad (1.45)$$

Enfin, les auteurs [94] proposent une approche basée sur une analyse dimensionnelle [90] et le théorème d'autosimilarité incomplète [91], pour établir une relation entre la hauteur critique et la différence des hauteurs amont et aval adimensionnalisées par rapport à l'ouverture de la vanne. Cette équation implique la définition de deux coefficients, notés ici  $c_{Gs}$  et  $r_{Gs}$  dont les valeurs doivent être calibrées à partir de données expérimentales ou numériques spécifiques au site d'étude. Ces paramètres intègrent le coefficient de contraction, la perte de charge singulière ainsi que les corrections sur les champs de pressions de vitesse :

$$\frac{K_{Gs}}{a_G} = c_{Gs} \left( \frac{h_1 - h_3}{a_G} \right)^{r_{Gs}} \quad (1.46)$$

Cette forme de loi est cohérente puisque le débit est nul si les niveaux amont et aval s'égalisent puis augmente avec la différence de charge.

Enfin, d'autres méthodes utilisent des formulations spécifiques aux orifices noyés et partiellement noyés, comme celles décrites par [125] et mises en œuvre dans le logiciel de simulation de canaux d'irrigation SIC développé par le Cemagref [126]. Ces méthodes prennent en compte un coefficient de débit qui doit être calibré pour chaque site d'étude.

*Synthèse* : En régime noyé, la charge du réseau aval impose un écoulement fluvial au pied de l'ouvrage. A ce niveau, l'interaction entre le jet submergé en profondeur et la masse d'eau à faible vitesse développe une boucle de recirculation dissipative. Les effets de vitesse y entraînent une diminution locale de la hauteur d'eau. Ainsi, le coefficient de débit tient compte de cette pression qui affecte la veine fluide, ainsi que de la perte de charge singulière générée par la boucle de recirculation. Pour garantir une prise en compte précise et fiable de la submersion, la hauteur d'eau stable plus en aval dans le réseau est considérée et est calculée à l'aide d'une équation de quantité de mouvement ou d'une analyse dimensionnelle spécifique au site.

De nombreuses relations ont été développées, que ce soit sur des bases théoriques, empiriques ou adimensionnelles, pour modéliser le débit d'une vanne de fond selon le régime noyé. Une comparaison de ces méthodes est nécessaire afin de sélectionner celle qui offre une simplicité d'utilisation en ingénierie, une meilleure généralisation dans leur application et une précision suffisante pour la mesure fiable des débits.

### 1.3.3.3. Comparaison des méthodes

Une étude expérimentale portant sur trois géométries de vannes différentes a comparé ces différentes approches [98].

L'approche de [113] présente des erreurs relativement conséquentes de l'ordre de 20% qui s'expliquent par le manque de données expérimentales considérées dans la calibration de la formule, notamment pour des rapports  $h_3/a_G$  supérieurs à 5. De ce fait, [105] utilisent une approche de régression similaire construite sur un set de données générées numériquement en résolvant un bilan d'énergie couplé à un bilan de quantité de mouvement. L'amélioration des résultats est de l'ordre de 2% seulement.

Les méthodes qui ne nécessitant pas de calibration au préalable présentent des résultats meilleurs avec une erreur de l'ordre de 10 % pour la méthode de [112] et 6 % pour celle de [132] qui considère un coefficient de contraction constant égal à  $C_c = 0.61$ . Enfin, la prise en compte de la perte de charge singulière dont la valeur est définie par [123] produit une erreur moyenne de seulement 2 % [97].

Parmi les équations nécessitant une calibration spécifique au site d'étude, seule celle proposées par [134] réduit l'erreur à moins de 3%. Toutefois, sa généralisation en considérant des paramètres de calage moyennés ramène cette erreur à 15%.

Les lois proposées par HEC-RAS [111] ou SIC [125] ne sont pas compétitives vis-à-vis des lois théoriques après calibration et leur utilisation en considérant des coefficients génériques produit des erreurs de l'ordre de 20 à 40%.

Synthèse : L'équation (1.46) développée par [134] est choisie pour modéliser l'orifice inférieur de la vanne basculante en raison de sa simplicité, de son fondement physique et de sa précision compétitive. La calibration de deux paramètres permet une potentielle transposabilité aux spécificités géométriques de l'équipement telles que la présence d'un volet incliné devant l'orifice.

### 1.3.3.4. Principale limite des approches classiques en régime noyé

[135] proposent par la suite un nouveau critère de transition en se basant sur les équations de [89], [94] développées en distinguant les régimes dénoyé (1.26) et noyé (1.46). Les chercheurs construisent ce critère en égalisant les deux équations de façon à respecter une transition continue entre les deux modes de fonctionnement. Une comparaison avec les formulations basées sur l'étude physique d'un ressaut hydraulique [80], [112], [129] ou la calibration statistique de données expérimentales [113], révèle un écart significatif. Selon les auteurs de l'étude [98], cette analyse met en évidence la faiblesse des méthodes de calcul présentées jusqu'alors pour le régime noyé lorsque l'influence aval demeure faible en raison d'un ressaut hydraulique au pied de la vanne [136].

*Synthèse* : Les approches en régime noyé classiques souffrent d'un manque de fiabilité et de précision pour les faibles taux de submersion. L'enneoiement de l'ouvrage ne serait que partiel et fortement impacté par le ressaut hydraulique au pied de l'ouvrage.

La phénoménologie du jet en sortie de la vanne et son évolution avec l'augmentation de la hauteur aval doivent être davantage investiguées afin de développer une formulation continue et fiable qui prend correctement en compte cette transition de régime.

#### **1.3.4. Formulations continues**

##### *1.3.4.1. Principe physique du fonctionnement de la vanne en régime partiellement noyé*

En régime noyé, l'application des bilans d'énergie et de moments suppose que le coefficient de contraction reste constant, comme supposé par [131] parmi d'autres. Cependant, cette hypothèse atteint ses limites dans les cas partiellement noyés, pour lesquels le ressaut affecte principalement la veine contractée et très peu la vanne.

La Figure 1-18 met en évidence que le ressaut hydraulique, pour un nombre de Froude supérieur à 1.7, induit des recirculations chaotiques qui engendrent un gradient de pression adverse. Ce phénomène provoque un ralentissement du jet et une augmentation de sa hauteur [137], [138], [139]. L'intensification de ce phénomène est proportionnelle à la hauteur aval et donc à la puissance du ressaut [127], [138], [140]. Il existe un point critique pour lequel le ressaut est oscillant et génère un effet similaire à une collision entre le jet et un obstacle, entraînant une dissipation significative de l'énergie cinétique de la veine fluide. Une fois le ressaut établi ou submergé, les recirculations se concentrent en surface et ne perturbent plus le jet, dont l'épaisseur redevient similaire à celle observée en régime dénoyé.

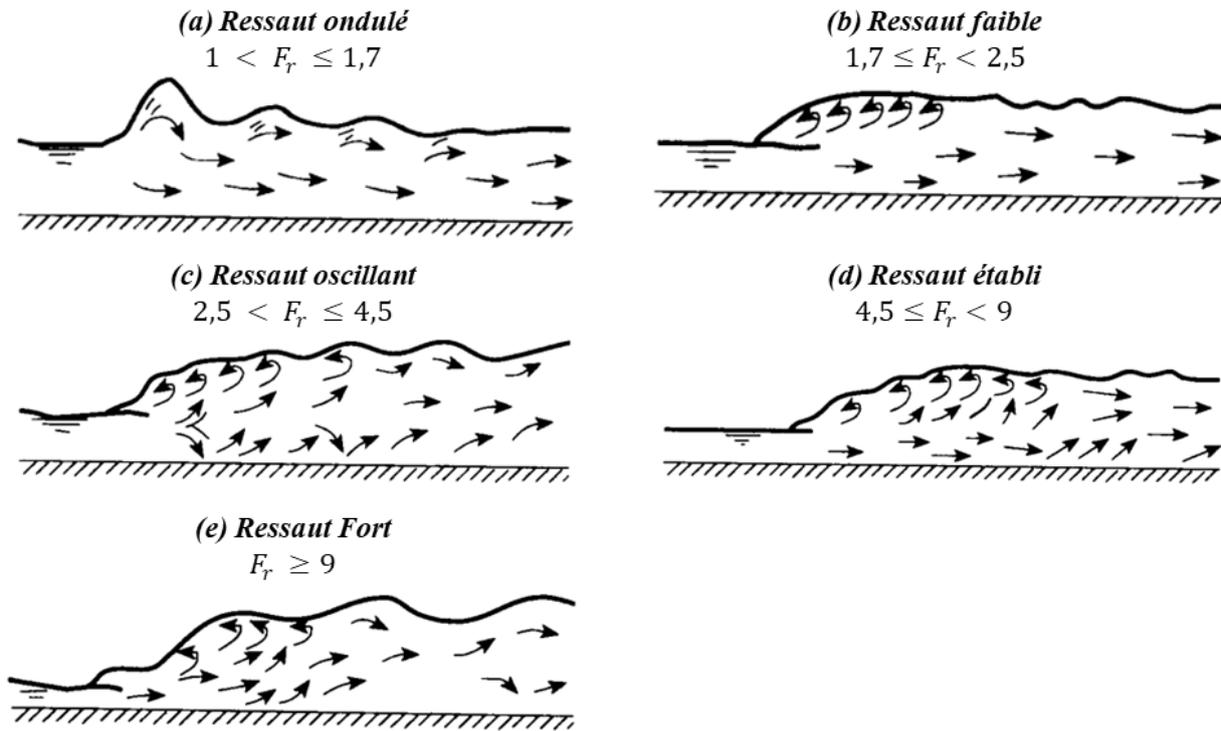


Figure 1-18. Phénoménologie du ressaut hydraulique en fonction du nombre de Froude [127]

Synthèse : Lors du fonctionnement partiellement noyé, il est nécessaire de prendre en compte une perte d'énergie additionnelle dans la veine contractée [141], laquelle varie en fonction du niveau de submersion. Cela garantit une évaluation fiable de la position et de l'impact du ressaut sur l'écoulement en sortie de la vanne.

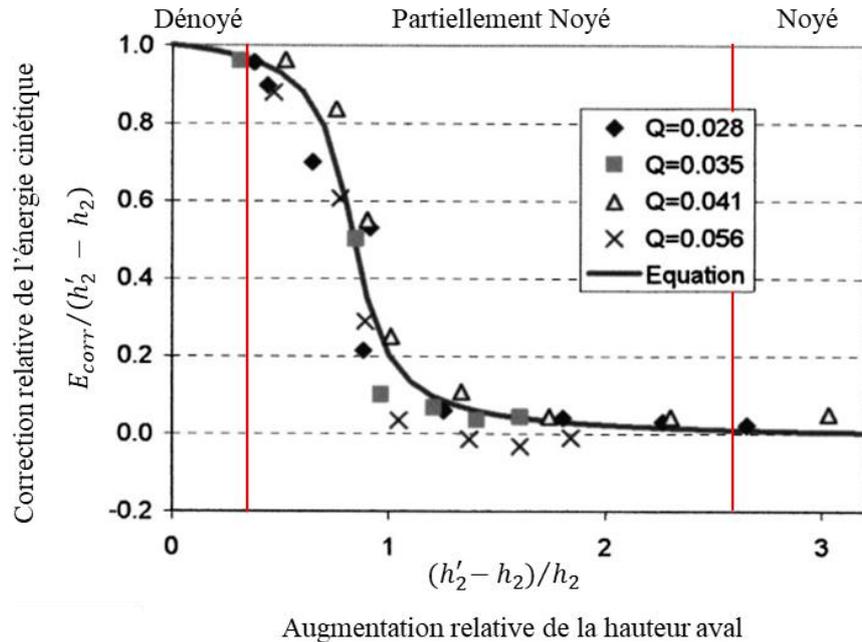
#### 1.3.4.2. Formulations continues du fonctionnement d'une vanne dans la littérature

Plusieurs auteurs se sont intéressés à la prise en compte de cette dissipation d'énergie cinétique de la veine contractée lors du régime partiellement noyé, dont [124], [133], [142].

D'une part, les chercheurs [124] suggèrent une correction de l'énergie cinétique qui tient compte de la dissipation partielle puis totale de la vitesse du jet à la sortie de la vanne de fond à mesure que la submersion augmente. Ce terme est noté  $E_{corr}$  et est intégré au bilan de charge entre l'amont de la vanne et la veine contractée, qui tient compte par ailleurs d'une perte de charge singulière :

$$H_1 = h_2' + \frac{v_2^2}{2g} + k_{Gs} \frac{v_2^2}{2g} - E_{corr} \quad (1.47)$$

La Figure 1-19 ci-dessous illustre dans le cas étudié par [124] l'évolution du terme de correction en fonction de l'ennoiement de la vanne.



**Figure 1-19. Evaluation de la correction d'énergie cinétique de la veine contractée dans le cas d'une vanne radiale étudié par [124]. Les débits sont exprimés en mètre cube par seconde**

*Les régimes d'écoulements ont été annotés pour faciliter l'interprétation des résultats*

Par ailleurs, le réarrangement de (1.47)(1.48) permet de calculer le débit en régime noyé :

$$Q_{Gs} = C_c a_G b_G \sqrt{\frac{2g (H_1 - h_2' + E_{corr})}{1 + k_{Gf}}} \quad (1.48)$$

Le coefficient de perte de charge est déterminé à l'aide de l'équation (1.21) en régime dénoyé, tandis que l'équation (1.48) permet d'évaluer le terme de correction en fonction du niveau de submersion de la structure en régime noyé (cf. Figure 1-19).

Ainsi, l'analyse de la Figure 1-19 révèle qu'une faible influence aval fera tendre l'équation (1.48) en régime noyé vers l'équation (1.21) spécifique au régime dénoyé. En revanche, pour les forts niveaux de submersion pour lesquels le ressaut hydraulique en aval a laissé place à un plan d'eau, la charge y est portée majoritairement par la hauteur d'eau, ce qui est correctement traduit par le terme de correction qui s'annule. Lors d'une influence partielle, le terme de correction dépend du niveau de submersion et corrige la dissipation de la vitesse du jet dans le calcul du débit. Une vitesse effective du jet est alors définie en (1.49) et permet de corriger le bilan de quantité de mouvement en (1.50) de façon à positionner précisément le ressaut hydraulique et ainsi évaluer son impact. Cette équation permet également

d'évaluer précisément la hauteur en aval du ressaut, au niveau de la section n°3, pour laquelle la mesure présente davantage de fiabilité.

$$\frac{v_{2e}^2}{2g} = \frac{v_2^2}{2g} - E_{corr} \quad (1.49)$$

$$Q_{Gs}v_e + b_Gg \frac{h_2'^2}{2} + \frac{F_w}{\rho} = Q_{Gs}v_3 + \frac{F_3}{\rho} \quad (1.50)$$

La résolution itérative des équations (1.48) et (1.50) permet de détecter la transition de régime d'écoulement et de calculer de façon continue le débit pour une influence aval partielle puis totale.

De façon similaire, une méthode itérative basée sur un bilan d'énergie et de quantité de mouvement a été développée par les chercheurs [133]. Dans cette approche, les profils de pression et de vitesse sont pris en compte, qu'ils soient calculés analytiquement [119] ou numériquement [92]. De plus, la perte de charge singulière de l'ouvrage, les forces de friction sur les parois du canal, le coefficient de contraction, le niveau de submersion de l'ouvrage sont également intégrés en considérant leurs évolutions avec l'ouverture relative de la vanne. La valeur du coefficient de contraction dépend également du niveau de submersion de la vanne lorsque celle-ci est partielle. Un critère de transition est développé afin d'assurer une continuité des formules en régimes dénoyé (1.18) et noyé (1.45). Une comparaison avec des données expérimentales révèle des écarts significatifs pour les faibles niveaux de submersion [120]. Un terme de correction, noté  $k$ , a de ce fait été introduit par les auteurs. Son rôle principal est de corriger l'énergie cinétique de la veine contractée en sortie de vanne dans les bilans énergétiques et de quantité de mouvement, à l'instar du coefficient  $E_{corr}$  proposé par [124].

Sur le même principe, [143] proposent une nouvelle formulation basée sur l'analyse dimensionnelle [90] et le théorème d'autosimilarité incomplète [91]. Cette approche utilise une seule équation continue pour décrire l'écoulement sous toutes les sollicitations hydrauliques rencontrées :

$$\frac{K_G}{a_G} = m_G \left( \frac{h_1}{a_G} \right)^{n_G} DRF \quad (1.51)$$

Les auteurs introduisent un facteur de réduction du débit noté DRF pour « Discharge Reduction Factor » dont la valeur dépend de la différence de hauteur entre l'amont et l'aval de l'ouvrage ainsi que de son niveau de submersion. La transition du régime dénoyé à noyé est calculée en considérant la relation (1.32) proposée par [123] qui intègre la perte de charge singulière de l'ouvrage.

$$DRF = \left[ \frac{(h_1 - h_3)/a_G}{\alpha_G [(h_3 - h_{3_{max}})/a_G]^{\beta_G} + (h_1 - h_3)/a_G} \right]^{\omega_G} \quad (1.52)$$

En considérant une hauteur amont constante, si la hauteur aval augmente alors le facteur DRF diminue jusqu'à être nul, traduisant ainsi la diminution du coefficient de débit avec l'augmentation d'un niveau aval. D'autre part, si la hauteur aval égalise la hauteur limite avant ennoisement, le facteur DRF est égal à un. Le régime d'écoulement est alors de nouveau dénoyé et l'expression de la hauteur critique ne dépend plus de la hauteur aval. Cette équation dépend d'un système de six paramètres  $(\alpha_G, \beta_G, \omega_G, m_G, n_G)$  qu'il convient de calibrer pour chaque ouvrage étudié. Le coefficient de perte de charge singulière ainsi que le coefficient de contraction pourront également faire l'objet d'une calibration spécifique.

Enfin, les logiciels SIC et HEC-RAS prennent également en compte un coefficient de débit constant et spécifique pour chacun des régimes d'écoulement partiellement et totalement noyés [111], [125].

*Synthèse* : Pour les niveaux de submersion faibles, la charge en aval affecte seulement la vitesse et l'épaisseur de la veine contractée. L'influence sur le coefficient de débit est alors limitée. Plusieurs chercheurs tentent de corriger l'évolution du coefficient de débit en fonction du niveau de submersion. Cela peut être réalisé en intégrant un terme de dissipation de l'énergie cinétique dans les équations basées sur la physique ou en tenant compte de la différence relative entre la hauteur aval et le seuil d'ennoisement à travers une approche dimensionnelle.

Plusieurs relations sont développées pour améliorer la prise en compte du fonctionnement partiellement noyé, assurant ainsi des mesures fiables et une transition précise et continue entre chaque régime d'écoulement. Une comparaison de ces méthodes est nécessaire afin de sélectionner celle qui offre une simplicité d'utilisation en ingénierie, une meilleure généralisation dans leur application et une précision notable pour la mesure fiable des débits.

#### 1.3.4.3. *Comparaison des méthodes*

Plusieurs chercheurs ont développé des équations qui considèrent le régime partiellement noyé, où la submersion de la vanne affecte la vitesse et l'épaisseur du jet en sortie de la vanne, afin de maintenir une transition continue dans la description de l'écoulement [124], [133], [142]. Ces approches intègrent un terme de correction de l'énergie cinétique qui tient compte de la dissipation d'énergie supplémentaire du jet à la sortie de la vanne dans les bilans de charge et de quantité de mouvement.

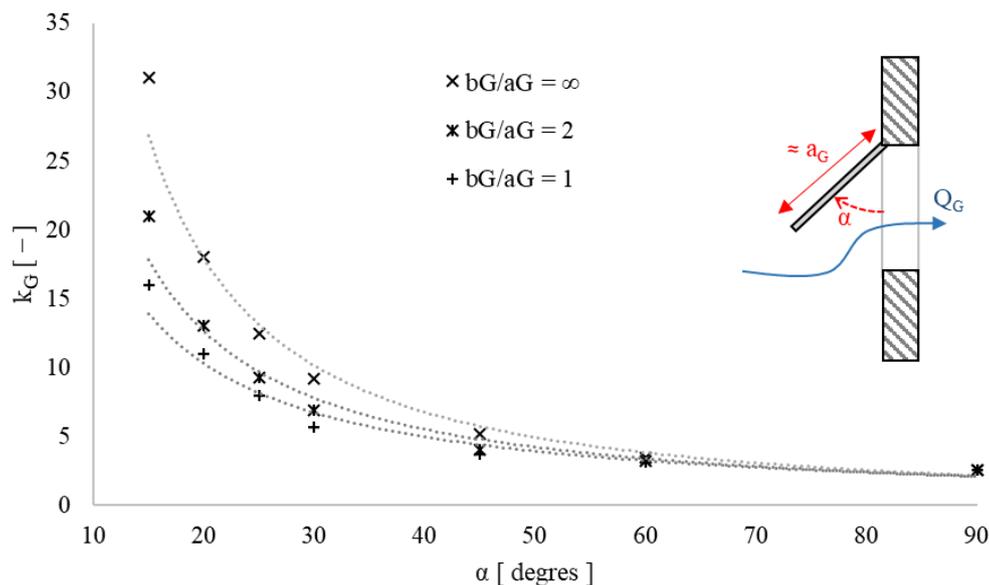
Dans le cas des relations de [143] et [124], une étude comparative révèle des erreurs moyennes après calibration de l'ordre de 2 % et 3 %. Dans le cas de la relation de [143], les erreurs sont actuellement comparables à celles de la loi spécifiquement développée pour l'étude du régime totalement noyé [134]. Cependant, la particularité de la relation de [143] réside dans sa capacité à prendre en compte de manière fiable et précise la transition entre les régimes dénoyé, partiellement noyé puis totalement noyé.

Par ailleurs, la relation théorique développée par [123], qui prend en compte un coefficient de contraction constant ( $C_c = 0.611$ ) et une perte de charge en régime noyé constante ( $k_{Gs} = 0.088$ ), présente actuellement des erreurs moyennes d'environ 1.5 % seulement. Ce résultat peut s'expliquer par la complexité de l'équation, qui intègre un nombre significatif de paramètres et de relations entre eux, ce qui la rend robuste.

### 1.3.5. Etude de l'influence d'un volet incliné devant un orifice

Il convient dans un dernier temps d'appréhender l'impact d'un volet incliné positionné devant cet orifice afin de déterminer dans quelle mesure les approches précédemment étudiées pour les vannes de fond classiques peuvent être appliquées ou adaptées aux spécificités géométriques des vannes basculantes.

[144] met ainsi en évidence l'influence d'un volet incliné placé devant un orifice sur la perte de charge singulière induite dans l'écoulement. Les résultats de l'étude sont présentés sur la Figure 2-23.



**Figure 1-20. Étude de l'influence d'un volet incliné devant un orifice en charge : Sensibilité à l'angle d'inclinaison et au rapport longueur sur hauteur du volet, repris de [144]**

*Une interpolation en puissance négative a été rajoutée sur les points expérimentaux afin de visualiser avec davantage d'acuité les tendances.*

Pour des angles d'ouverture supérieurs à 60 degrés, le coefficient de perte de charge singulière semble quasi constant.

Pour des angles inférieurs, l'analyse du diagramme révèle que la fermeture progressive du volet d'une vanne entraîne une augmentation progressive puis quasi exponentielle du coefficient de perte de charge singulière. Cette évolution s'explique par la contraction de la veine fluide causée par la fermeture du volet. Plus le volet est fermé, plus les recirculations à l'aval sont importantes, ce qui entraîne une dissipation d'énergie accrue.

Par ailleurs, le coefficient de perte de charge est influencé par le rapport entre la largeur et la hauteur de l'orifice. Ce critère pourrait en effet jouer un rôle dans la structuration de l'écoulement en dessous du volet et sur ses côtés, où les contributions individuelles à la perte de charge globale sont différentes.

### ***1.3.6. Synthèse sur les lois hydrauliques des vannes de fond***

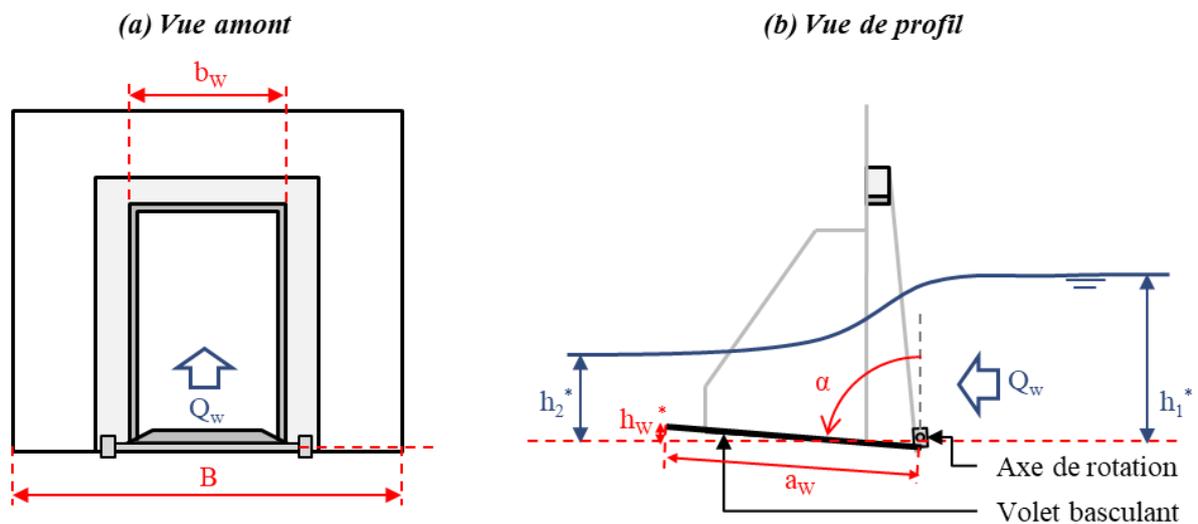
Les approches théoriques les plus élaborées offrent une excellente précision en considérant des coefficients de contraction et de perte de charge constants et génériques. Leurs développements et leurs validations sont néanmoins spécifiques aux vannes de fond rectangulaires installées dans des canaux rectangulaires. Ainsi, ceci pourrait engendrer des difficultés pour une transposition aux vannes basculantes qui présentent de nombreuses spécificités géométriques comme la présence d'un volet incliné en amont, d'une contraction latérale et d'un seuil en bas de la vanne comme c'est le cas dans une installation sur un déversoir d'orage.

Ainsi, l'équation (1.51) développée par [143] est retenue en dernier lieu pour modéliser de façon continue l'ensemble des modes de fonctionnement de l'orifice inférieur de la vanne basculante. Ce choix est justifié par sa simplicité de construction qui facilite l'utilisation en ingénierie pour le dimensionnement ainsi que la calibration spécifique à la géométrie de l'ouvrage. De plus, son fondement physique et sa généralisation adimensionnelle garantissent une robustesse de l'équation mathématique. Enfin, la validation de cette méthode démontre une précision compétitive en accord avec les critères de performances fixés par les exigences réglementaires d'autosurveillance notamment.

## 1.4. Description hydraulique de la partie supérieure

Lorsque la vanne basculante est en position ouverte, l'écoulement à travers la partie supérieure est à surface libre. De manière analogue, l'écoulement qui s'y établit est étudiée de manière isolée en tant que seuil frontal incliné avec une contraction latérale.

La partie inférieure du volet, immergée dans l'écoulement amont, bloque tout champ de vitesse vertical ascendant au droit de l'ouvrage. En conséquence, il est possible d'envisager une étude indépendante du seuil incliné en fixant arbitrairement comme repère l'axe de rotation, qui délimite le début de la partie supérieure du volet. Les paramètres hydrauliques et géométriques d'intérêt sont représentés de manière schématique sur la figure ci-dessous.



**Figure 1-21. Représentation schématique des écoulements à travers un seuil incliné.**

Les variables marquées d'un astérisque (\*) représentent les grandeurs d'origine référencées par rapport à l'axe de rotation, qui est considéré ici comme la séparation entre les orifices inférieurs et supérieurs :

$$h_i^* = h_i - h_{png} \quad (1.53)$$

Par ailleurs, l'expression de la hauteur des premiers déversements, notée  $h_w^*$ , dépend de l'angle d'ouverture du volet basculant :

$$h_w^* = a_w \cos \alpha \quad (1.54)$$

Le dimensionnement préalable du seuil en partie supérieure et la mesure par la suite des débits qui y surviennent nécessite une méthode de calcul générique et précise. Le nombre d'études consacrées spécifiquement aux vannes basculantes est faible voire nul pour les cas soumis à influence aval. La revue de littérature se concentrera principalement sur les seuils inclinés à contraction latérale dont le principe

de fonctionnement global est similaire et a fait l'objet d'un certain nombre d'études. Une analyse approfondie des méthodes de calcul développées pour décrire l'écoulement à travers cet ouvrage est réalisée dans le but d'identifier celles qui permettent une évaluation précise, générique et facilement applicable dans le domaine de l'ingénierie.

### 1.4.1. Approches en régime dénoyé

#### 1.4.1.1. Principe physique et mise en équation théorique

Un seuil constitue un obstacle à l'écoulement en réduisant la section de passage. Par conséquent la vitesse en amont de l'ouvrage est réduite et la charge de l'écoulement est ainsi portée par la hauteur d'eau, se traduisant par un régime d'écoulement fluvial. Au niveau de l'ouvrage, l'écoulement rencontre une réduction de la section de passage due au cadre de la vanne. Ensuite, l'écoulement chute au niveau de la crête du seuil, définie par l'arête supérieure du volet. La hauteur à l'aval du dispositif est, dans ce mode de fonctionnement, inférieure à la crête du volet : la chute s'effectue donc à pression atmosphérique. Ces deux singularités provoquent une accélération de la vitesse de l'écoulement. L'énergie potentielle est ainsi convertie en énergie cinétique par effet Venturi. L'écoulement passe ainsi par la hauteur critique et se poursuit en aval de l'ouvrage en régime torrentiel. Par conséquent, le fonctionnement hydraulique du seuil est déconnecté de toute information en aval et dépend seulement des propriétés géométriques de l'équipement, du débit et de la hauteur d'eau en amont. Le régime de fonctionnement est alors décrit comme dénoyé.

A l'instar des vannes de fond, la mise en équation de l'écoulement au niveau d'un seuil en régime dénoyé repose sur le passage par la hauteur critique. En effet, le nombre de Froude est égal à 1 sur cette hauteur ; ce qui implique une relation bijective entre le débit et la hauteur critique :

$$Fr = 1 \Leftrightarrow \frac{v(h_c)}{c(h_c)} = 1 \Leftrightarrow v(h_c) = c(h_c) \Leftrightarrow Q = c(h_c) \cdot S(h_c) \quad (1.55)$$

La vitesse de l'onde gravitaire, notée  $c(h_c)$ , est définie dans un canal à surface libre comme le produit du diamètre hydraulique par l'accélération de la pesanteur sous la racine. Dans le cas d'une section rectangulaire, le diamètre hydraulique est égal à la hauteur de l'écoulement :

$$c(h_c) = \sqrt{gD_h(h_c)} = \sqrt{g h_c} \quad (1.56)$$

Ensuite, dans le cas d'un canal rectangulaire, la section de l'écoulement est égale au produit de la hauteur par la largeur :

$$S(h_c) = b_w h_c \quad (1.57)$$

Ainsi, le débit se déversant par-dessus le seuil peut être évalué indirectement par la mesure de la hauteur critique :

$$Q = \sqrt{g h_c} \cdot b_w h_c = b_w \sqrt{g} h_c^{3/2} \quad (1.58)$$

La mesure directe de la hauteur critique n'est pas fiable et ne permet pas un calcul précis du débit. En effet, cette hauteur se situe par définition dans la transition entre régime fluvial et régime torrentiel, soit un point au niveau duquel la surface libre est infléchiée. Par conséquent, une mesure fiable de la hauteur est complexe parce que les ondes émises par les capteurs à surface libre ne se réfléchissent pas vers le récepteur. Par ailleurs, les courbures des lignes de courant à ce niveau impliquent un champ de pression non hydrostatique empêchant toute mesure fiable et précise de la hauteur par l'intermédiaire d'un piézomètre. En outre, le gradient élevé de la hauteur propage cette erreur de mesure sur l'estimation du débit avec un poids conséquent [145]. Il n'est donc pas envisageable d'utiliser directement cette relation pour une mesure fiable et précise de débit.

Ainsi, un bilan de charge est également effectué entre la section critique et la section amont, au niveau de laquelle la surface libre est plane et tranquillisée et donc propice à une mesure de hauteur optimale. En référençant les charges par rapport au seuil des premiers déversements, considéré comme l'arrêt supérieure du volet basculant, et en supposant la perte de charge singulière négligeable entre les deux sections, le bilan de charge s'écrit :

$$H_{1^*} - h_{w^*} = H_c \quad (1.59)$$

Ensuite, en supposant un champ de vitesse uniforme ainsi qu'un champ de pression hydrostatique dans la section critique, la charge spécifique à ce niveau s'écrit ainsi :

$$H_c = h_c + \frac{v_c^2}{2g} \quad (1.60)$$

La vitesse moyenne de l'écoulement critique est par définition égale à la vitesse des ondes gravitaires telles que définies par (1.56). En injectant cette dernière équation dans (1.60), la charge critique dans une section rectangulaire est alors calculée :

$$H_c = \frac{3}{2} h_c \leftrightarrow h_c = \frac{2}{3} H_c \quad (1.61)$$

L'intégration de (1.61) dans (1.59) puis dans (1.58) permet d'évaluer le débit déversé par le seuil en fonction des caractéristiques de l'écoulement sur la section de mesure en amont.

$$Q_{wf} = \frac{2}{3^{3/2}} \sqrt{2g} b_w (H_{1^*} - h_{w^*})^{3/2} \quad (1.62)$$

Toutefois, il n'est pas possible de mesurer directement la charge. La hauteur de lame déversante  $h_1 - h_w$  est ainsi intégrée dans la précédente équation :

$$Q_{wf} = \frac{2}{3^{3/2}} \left( \frac{H_{1^*} - h_{w^*}}{h_{1^*} - h_{w^*}} \right)^{3/2} b_w \sqrt{2g} (h_{1^*} - h_{w^*})^{3/2} \quad (1.63)$$

Le rapport  $H_{1^*} - h_{w^*} / h_{1^*} - h_{w^*}$  traduit ainsi le coefficient de vitesse : donc la part d'énergie potentielle dans l'écoulement. En pratique ce coefficient est proche de 1 comme la charge de l'écoulement amont est majoritairement portée par l'énergie potentielle. Ce bilan d'énergie amène à la relation hydraulique suivante [101], [146] :

$$Q_{wf} = \frac{2}{3} \mu_{wf} b_w \sqrt{2g} (h_{1^*} - h_{w^*})^{3/2} \quad (1.64)$$

Le coefficient de débit, noté  $\mu_{wf}$ , est utilisé pour ajuster les hypothèses initiales du calcul dans le cas d'un régime dénoyé. Il prend en compte plusieurs aspects : la composante cinétique en amont, les profils de vitesse non uniformes et les profils de pression non hydrostatiques au niveau du seuil, les effets de tension et de viscosité [147], l'évolution de l'amplitude et de la position de la hauteur critique en fonction du débit, ainsi que les caractéristiques géométriques spécifiques du seuil telles que l'inclinaison de ce dernier ou la contraction latérale.

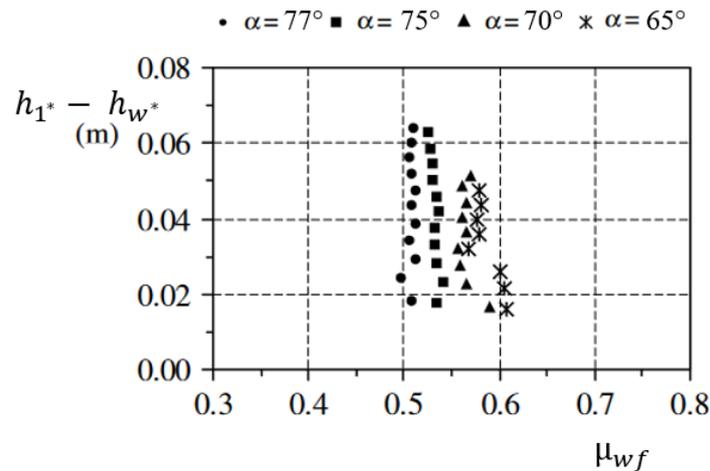
#### 1.4.1.2. Evaluation du coefficient de débit en régime dénoyé pour un seuil incliné

Dans le cadre de cette revue de littérature, plusieurs approches différentes sont étudiées pour améliorer la compréhension et le calcul du coefficient de débit d'un seuil incliné à contraction latérale. L'objectif principal est de rechercher un optimum entre la prise en compte des phénomènes physiques pertinents, afin de s'approcher d'une relation générique, et une forme de loi simple avec un minimum de paramètres à calibrer, dans le but de faciliter sa mise en œuvre.

[102] ont conduit une étude expérimentale sur une vanne basculante Hydrass en isolant le fonctionnement du seuil incliné en partie supérieure. Le modèle mis en œuvre est présenté Figure 1-10. La loi de seuil utilisée dérive de l'application du théorème de Bernoulli [104] :

$$Q_{wf} = \mu_{wf} b_W \sqrt{2g} \left[ \left( h_{1^*} - h_{w^*} + \frac{v_1^2}{2g} \right)^{3/2} - \left( \frac{v_1^2}{2g} \right)^{3/2} \right] \quad (1.65)$$

Les résultats obtenus révèlent que le coefficient de débit augmente avec la fermeture du volet incliné. Par ailleurs, pour les angles d'ouverture supérieurs à 75 degrés, le coefficient de débit reste constant indépendamment de la hauteur de lame déversante. Cependant, lorsqu'il devient inférieur à 70 degrés, le coefficient de débit a tendance à augmenter à mesure que la hauteur déversante diminue.



**Figure 1-22. Relation entre le coefficient de débit et la hauteur de lame déversante en fonction de l'angle d'inclinaison du volet basculant. D'après [102]**

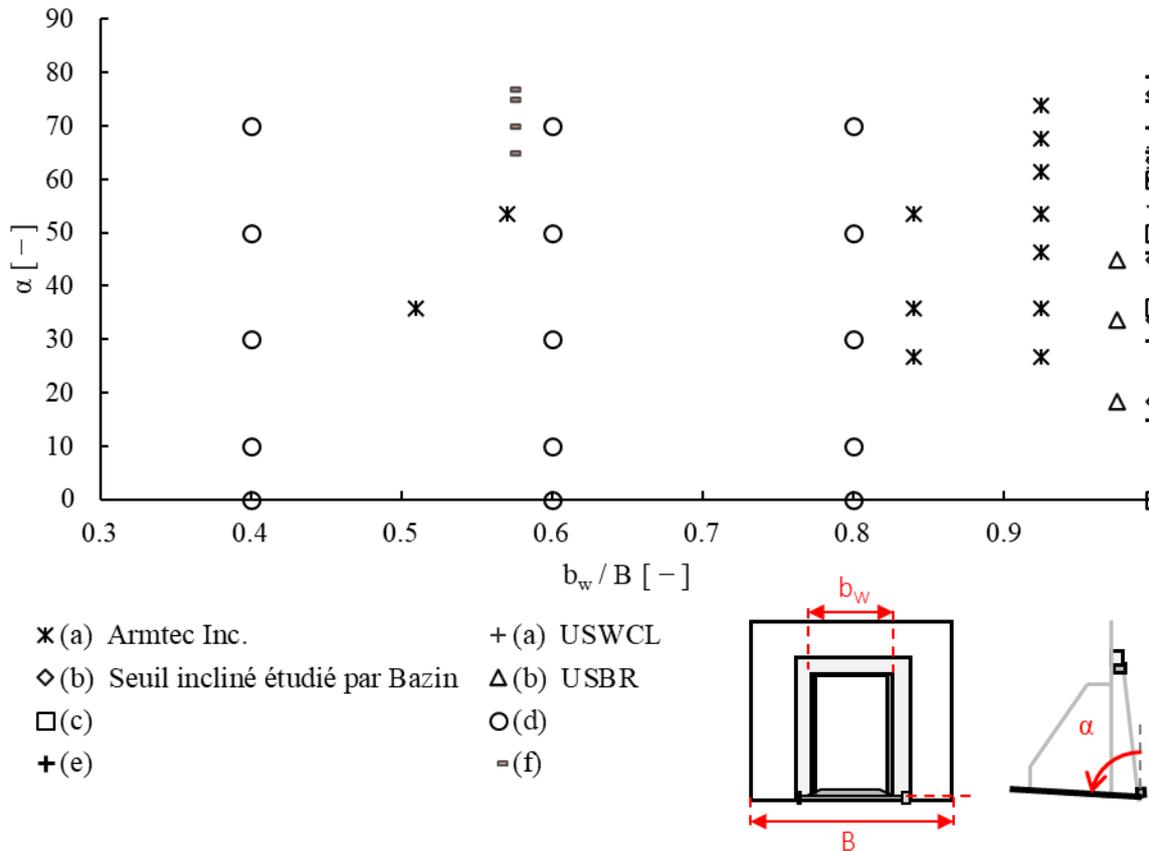
Les auteurs considèrent un coefficient de débit constant avec la hauteur de lame déversante et proposent une relation entre sa moyenne et l'angle d'inclinaison du volet :

$$\mu_{wf} = 0.4406 + 0.0060 (90 - \alpha) \quad (1.66)$$

D'autres chercheurs [103] étudient selon la même procédure expérimentale une vanne basculante rectangulaire inclinée à 60 degrés. Leur analyse révèle un coefficient de débit moyen de 0.65, montrant un écart de seulement 5% par rapport à la prédiction de la loi de (1.66), malgré une utilisation hors de sa gamme de calibration.

Synthèse : À ce stade, l'étude expérimentale menée par [102] explore la relation entre l'angle d'inclinaison de la vanne et le coefficient de débit, et la comparaison avec l'étude [103] suggère une possible généralisation des résultats. Cependant, il convient de noter que la plage d'angles étudiée est relativement limitée par rapport à la gamme potentielle de variation d'une vanne de stockage, qui est généralement comprise entre 0 et environ 85 degrés. De plus, l'étude ne prend pas en compte l'impact potentiel de la hauteur de lame déversante sur le coefficient de débit ainsi que celui de la contraction latérale du seuil.

De ce fait, il convient d'explorer l'impact de l'angle d'inclinaison du volet, de la contraction latérale et d'éventuels autres paramètres pertinents en se basant sur les recherches réalisées sur les seuils inclinés utilisés dans les réseaux d'irrigation. Ces études, plus nombreuses, couvrent un large domaine d'investigation, comme illustré ci-dessous :



**Figure 1-23. Vue d'ensemble des conditions étudiées par les approches expérimentales en régime dénoyé : (a) [148], (b) [149], (c) [150], (d) [151], (e) [152], (f) [102]**

[148] réalisent une série d'expériences sur deux modèles de seuils inclinés et proposent un coefficient de correction du débit, désigné par  $C_a$ , qui prend en compte l'influence de l'angle d'inclinaison du volet. Ce coefficient s'applique à la loi de seuil proposée par Kindsvater et Carter [146], laquelle intègre déjà un coefficient de décharge efficace, noté  $C_e$ , considérant l'effet de la contraction latérale de la veine fluide ainsi que la hauteur amont. Par ailleurs, cette équation de seuil inclut également les coefficients  $k_h$  et  $k_b$ , qui intègrent respectivement les effets de tension de surface et de viscosité (dont les impacts sont très faibles hors cas des toutes petites hauteurs de lame déversante [146], [147]) :

$$Q_{wf} = \frac{2}{3} C_a C_e (b_w + k_b) \sqrt{2g} (h_{1^*} - h_{w^*} + k_h)^{3/2} \text{ avec } k_h, k_b = cte \quad (1.67)$$

$$C_e = C_1 \left( \frac{h_{1^*} - h_{w^*}}{h_{w^*}} \right) + C_2 \text{ avec } C_1, C_2 = f \left( \frac{b_w}{B} \right) \quad (1.68)$$

$$C_a = 1.0333 + 0.003848 (90 - \alpha) - 0.000045 (90 - \alpha)^2 \quad (1.69)$$

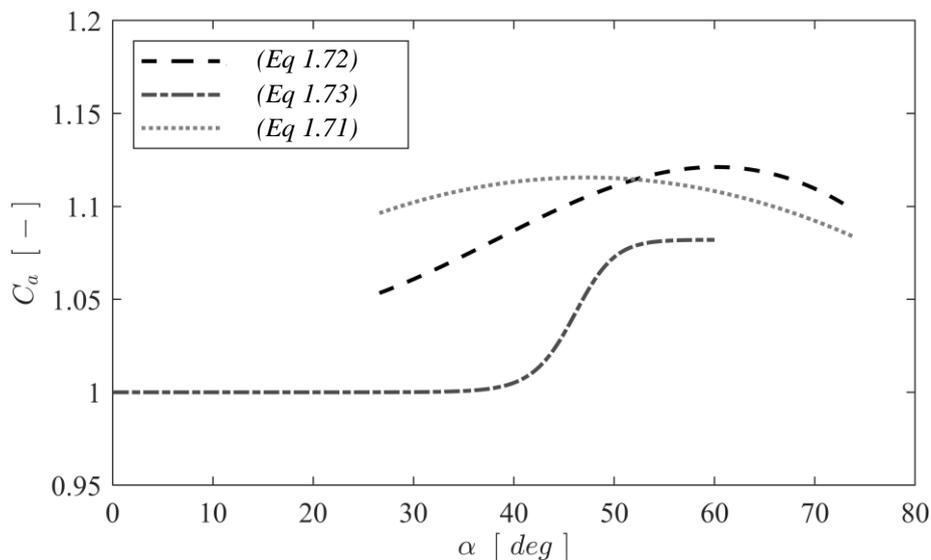
De façon similaire, [153] développe un modèle de simulation des systèmes d'irrigation basés sur l'automatisation des déversoirs pivotants, en proposant une autre formulation du coefficient  $C_a$  :

$$\begin{aligned} C_a = & -10^{-12} \times 5.89 (90 - \alpha)^6 + 10^{-9} \times 1.202 (90 - \alpha)^5 - 10^{-8} \times 8.35 (90 - \alpha)^4 \\ & + 10^{-6} \times 3.422 (90 - \alpha)^3 - 10^{-4} \times 2.217 (90 - \alpha)^2 \\ & + 10^{-3} \times 9.035 (90 - \alpha) + 1 \end{aligned} \quad (1.70)$$

Par ailleurs, [150] étudie expérimentalement un seuil incliné sans contraction latérale en considérant quatre angles d'inclinaison différents. Les résultats révèlent que le coefficient de correction reste constant jusqu'à un angle de 36 degrés, puis augmente progressivement entre 36 et 50 degrés, avant de continuer à augmenter légèrement jusqu'à 60 degrés. Cette dynamique est représentée mathématiquement par les auteurs à travers la relation suivante :

$$C_a = \left[ 1 + \frac{0.401 \pi (1/2 - \alpha/180)^{-21.348}}{206.9 + 0.759963 \pi (1/2 - \alpha/180)^{-21.348}} \right]^{3/2} \quad (1.71)$$

Ces trois études expérimentales considèrent exclusivement l'effet de l'angle sur le coefficient de débit et proposent trois formulations distinctes pour un coefficient correcteur, dont les tendances sont illustrées ci-dessous :

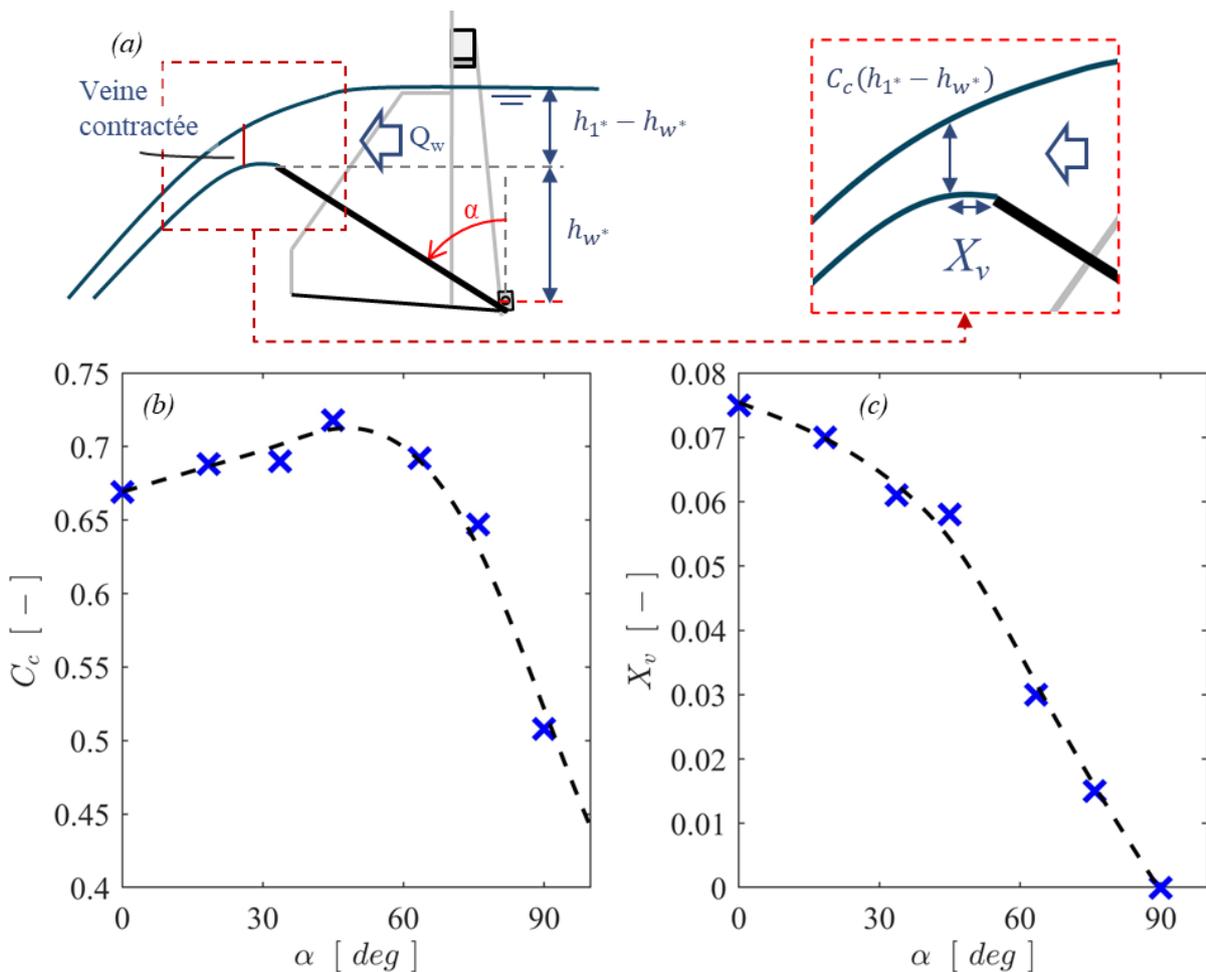


**Figure 1-24. Evolution du coefficient de correction avec l'angle d'inclinaison du volet selon [148], [150], [153]**

Les études de [149] et [154], représentées par les équations (1.69) et (1.70), révèlent que le coefficient de débit angulaire augmente graduellement avec l'ouverture du volet jusqu'à atteindre un optimum à

partir duquel la tendance s'inverse. La valeur de ce coefficient dépasse l'unité, ce qui traduit une augmentation de la débitance de l'ouvrage avec son inclinaison. De plus, l'angle d'ouverture optimal n'est pas le même en fonction des cas : 47 degrés pour [148] et environ 60 degrés selon la relation [153]. Il est pertinent de noter que la plage des angles étudiée par [102] est supérieure à 65 degrés et les résultats révèlent en effet, à l'instar de ceux de [149] et [154], une diminution du coefficient de débit avec l'ouverture du volet.

Selon les données expérimentales recueillies par [149] lors d'une étude sur un seuil incliné, [148] proposent une explication de la variation du coefficient de correction angulaire reposant sur l'évolution du coefficient de contraction de la veine contractée du jet à la sortie du seuil. Ce dernier est effectué en divisant l'épaisseur de la veine contractée par la hauteur de lame déversante amont. Ainsi, en considérant une hauteur de lame déversante et un débit fixes, [148] mettent en lumière l'augmentation progressive de ce coefficient de contraction avec l'inclinaison du seuil jusqu'à un optimum pour 45 degrés, puis une diminution brutale jusqu'à l'ouverture complète de l'ouvrage :



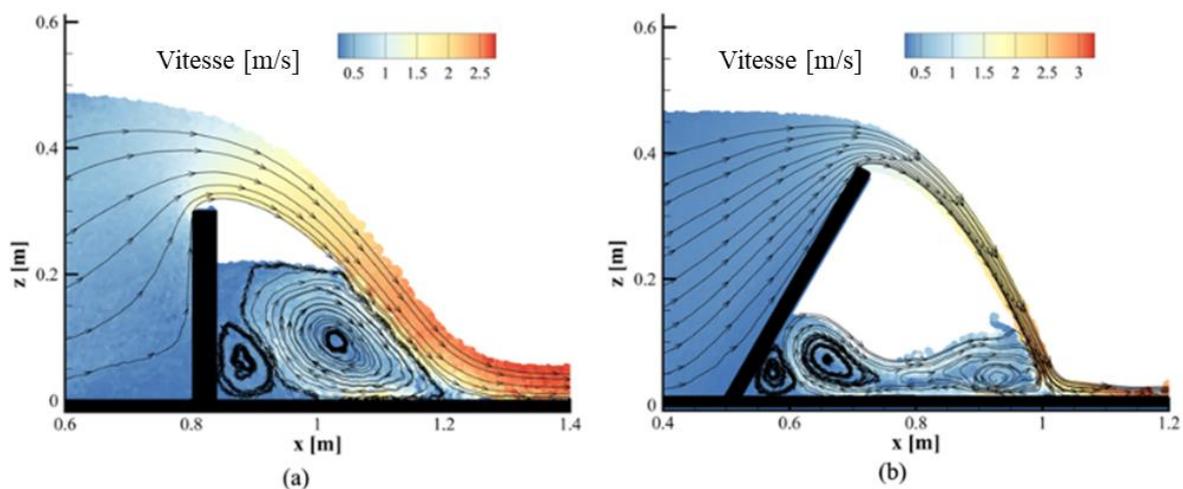
**Figure 1-25.** Pour un écoulement dénoyé, (a) identification de la veine contractée, de son épaisseur et de sa position par rapport à la crête. Evolution du (a) coefficient de contraction et de la (b) position de la hauteur critique en fonction de l'angle d'inclinaison du volet basculant ( $Q = 387 \text{ L.s}^{-1}$  et  $h_1^* = 0.3 \text{ m}$ ) sur la base des données expérimentales de [149] traitées par [148]

Par ailleurs, il est important de noter que d'autres auteurs [150], [154] révèlent sur la base d'une étude expérimentale une augmentation de la capacité de débit avec l'inclinaison du seuil. [154] décrit une augmentation progressive, puis quasi exponentielle à mesure que l'ouvrage s'ouvre. Toutefois, ces études se limitent à un angle maximal de 60 degrés et il reste incertain si le coefficient correcteur atteint par la suite un optimum.

*Synthèse* : La capacité d'évacuation du débit augmente progressivement avec l'angle d'inclinaison de l'ouvrage jusqu'à un optimum puis diminue brutalement jusqu'à son ouverture complète. Cette variation s'explique par une variation similaire du coefficient de contraction du jet déversé.

Plusieurs hypothèses peuvent être avancées à ce stade pour expliquer phénoménologiquement ce résultat.

L'augmentation du coefficient de contraction pour les faibles angles d'ouverture s'explique par l'analyse des trajectoires des lignes de courant en amont de l'ouvrage, révélant un rayon de courbure plus faible sur un seuil incliné par rapport à un seuil vertical [155]. Un parallèle peut être fait avec l'étude des vannes inclinées pour lesquelles le coefficient de contraction augmente également avec l'inclinaison de l'ouvrage [156].

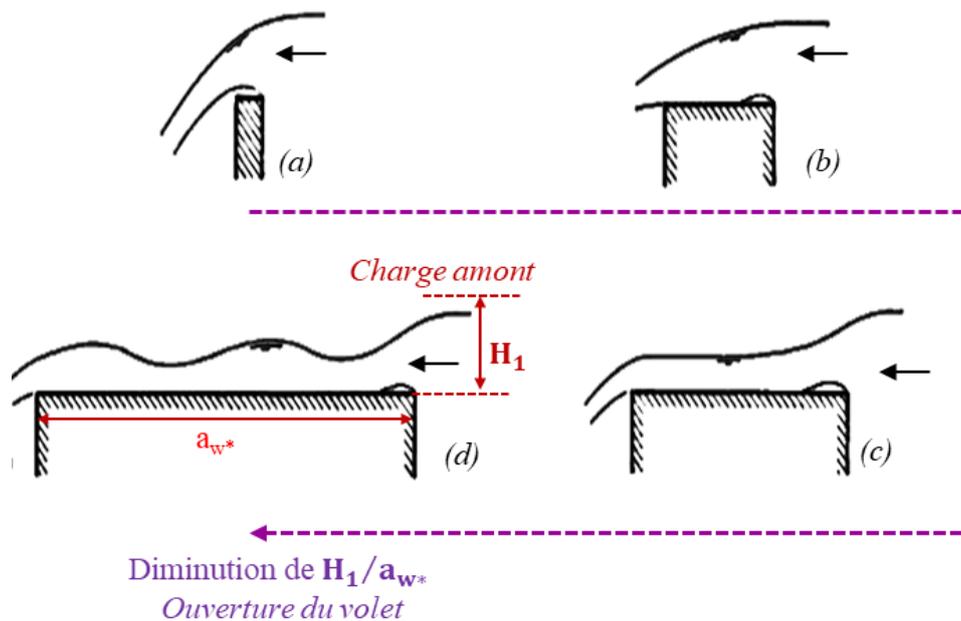


**Figure 1-26. Profil de vitesses pour un même débit à (a) seuil vertical étudié par [157], (b) seuil incliné à 30 degrés étudié par [155]**

Ces résultats [155] sont issus d'un code de mécanique des fluides numérique résolvant les équations de Navier-Stokes selon un formalisme lagrangien mis en œuvre dans une projection 2D. Cette méthode dite « Smoothed Particle Hydrodynamics » (SPH) sera introduite en détail dans la suite du manuscrit. Les auteurs valident au préalable que le paramétrage du modèle numérique permet de calculer avec fiabilité et précision les profils de jets déversés et les champs de pression et de vitesse à ce niveau.

Les auteurs mettent en évidence une augmentation continue du coefficient de débit pour un angle d'ouverture compris entre 0 et 76 degrés, et proposent une relation mathématique pour en tenir compte. Toutefois, l'étude considère trois géométries différentes de vannes ainsi que des débits différents. Or, il a été précédemment admis que la valeur de ce coefficient dépend à la fois de l'angle et, a minima, de la géométrie du seuil, rendant ainsi la généralisation proposée par les auteurs peu fiable. Par conséquent, seuls les résultats qualitatifs de l'étude seront pris en considération.

D'autre part, [148], [153] mettent en évidence l'existence d'un angle d'ouverture optimum au-delà duquel le coefficient de débit diminue. L'hypothèse suivante peut être émise : il existe un angle critique au-delà duquel le schéma d'écoulement se rapproche de celui observé au niveau d'un seuil épais. La hauteur critique n'est alors plus positionnée en aval de la crête comme pour un seuil à crête mince [158], mais au milieu de celle-ci [93]. La typologie des écoulements de ce type de seuil dépend du rapport entre la charge amont et la longueur du seuil  $H_1/a_w$  [159], [160] :



**Figure 1-27.** Typologies d'écoulement au niveau d'un seuil rectangulaire en fonction du rapport de la charge amont sur la longueur du seuil d'après [160]

(a)  $1.5 \leq H_1/a_{w*}$ , (b)  $0.35 < H_1/a_{w*} < 1.5$ , (c)  $0.1 < H_1/a_{w*} < 0.35$ , (d)  $0 < H_1/a_{w*} < 0.1$ .

L'épaisseur projetée du seuil, calculée par  $a_{w*} = \sin(\alpha) a_w$ , augmente avec l'angle d'ouverture jusqu'à devenir maximale lorsque l'inclinaison du volet atteint l'horizontale. En considérant une charge amont au-dessus du seuil fixe, le rapport  $H_1/a_{w*}$  diminue avec l'ouverture du volet. Plusieurs travaux parmi [93], [159], [161] mettent en évidence une diminution du coefficient de débit avec celle du rapport  $H_1/a_{w*}$ , ce qui est cohérent avec les observations de [148], [153]. Cette décroissance est d'autant plus élevée pour les grands angles d'ouverture pour lesquels le rapport  $H_1/a_w$  devient inférieur à 0.1. Ceci peut s'expliquer par le développement d'ondulations de surface au niveau du seuil qui accompagnent une dissipation significative d'énergie [93].

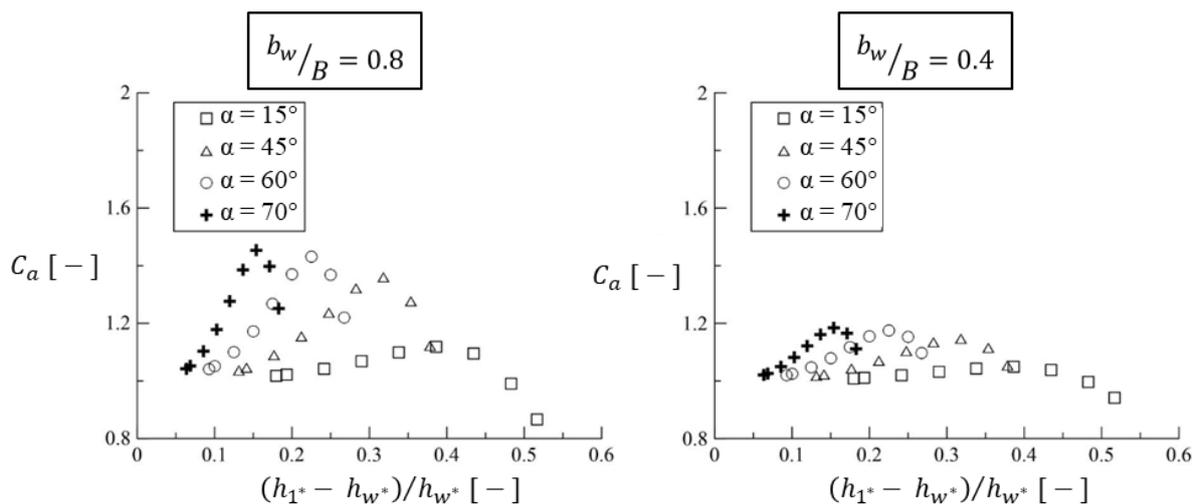
**Synthèse** : L'angle d'inclinaison du seuil exerce une influence significative sur le coefficient de débit, qui augmente avec l'ouverture du volet. Cette relation s'explique phénoménologiquement par la diminution du rayon de courbure des lignes de courant en amont du seuil incliné, entraînant une augmentation du coefficient de contraction de la veine contractée. Toutefois, au-delà d'un angle limite, le coefficient de débit diminue. Cette tendance pourrait s'expliquer par une modification de la structure de l'écoulement, qui tend à se rapprocher de celle observée pour un seuil épais.

Par ailleurs, la valeur de l'angle limite et celle du coefficient correcteur angulaire associé diffèrent en fonction de l'ouvrage et semblent dépendre d'autres facteurs comme la hauteur de lame déversante adimensionnelle ainsi que la contraction latérale entre le canal amont et la largeur du seuil.

Ainsi, sur la base d'une série expérimentale exhaustive couvrant diverses configurations, [151] proposent un coefficient de correction empirique tenant compte de l'angle d'inclinaison du volet, de la contraction latérale ainsi que de la hauteur de lame déversante adimensionnalisée par rapport à la longueur du seuil. Cette approche considère l'équation (1.67) proposée par [148] :

$$C_a C_e = 0.708 - 1.5 \left(\frac{b_w}{B}\right) (90 - \alpha)^3 \left(\frac{h_1^* - h_w^*}{a_w}\right)^3 + 2 \left(\frac{b_w}{B}\right) (90 - \alpha)^6 \left(\frac{h_1^* - h_w^*}{a_w}\right)^6 \quad (1.72)$$

Sur la base de cette équation, [150] tracent les variations du coefficient de correction angulaire ( $C_a$ ) en fonction de la hauteur de lame déversante adimensionnalisée par rapport à la hauteur de crête et de l'angle d'inclinaison du volet, pour deux coefficients de contraction latérale différents :



**Figure 1-28. Evolution du coefficient de correction du coefficient de débit en fonction de l'angle d'inclinaison du volet, de la contraction latérale et de la hauteur de lame déversante adimensionnalisée. D'après [151] édité par [150]**

L'analyse des résultats révèle que, pour un angle d'inclinaison constant, le coefficient de débit augmente avec la hauteur de lame déversante adimensionnelle jusqu'à atteindre un optimum, puis diminue. La hauteur de lame déversante adimensionnelle pour laquelle se produit cette bascule diminue avec l'augmentation de l'angle d'inclinaison du volet. Enfin, l'amplitude de ce maximum augmente avec l'ouverture du seuil. Ces observations sont en accord avec les résultats précédemment rapportés par les études [150], [154]. Les auteurs n'ont pas exploré des angles d'ouverture plus élevés dont les résultats auraient pu révéler une éventuelle diminution du coefficient de débit, comme l'ont observé précédemment [148], [153].

En considérant un coefficient de contraction latérale plus faible, des tendances similaires sont observées avec des optimums pour les mêmes hauteurs de lame déversante. Cependant, les valeurs de ces maximums sont notablement plus faibles.

Synthèse : Le coefficient de débit dépend de l'angle d'inclinaison du volet, de la contraction latérale ainsi que de la hauteur de lame déversante adimensionnelle.

Dans le but de proposer une relation générique prenant en compte l'influence de ces paramètres, les auteurs [151] développent une deuxième approche basée sur un bilan d'énergie et en résolvant analytiquement la valeur de la hauteur critique :

$$Q_{wf} = C_t \left[ 2\sqrt{2}Bh_1^{3/2} \left( \cos \left( \frac{1}{3} \tan^{-1} \left[ \frac{\sqrt{h_1^{*2} - (h_1^* - h_w^*)^2}}{h_1^* - h_w^*} \right] \right) \right)^3 \right] \quad (1.73)$$

Un coefficient de correction, noté  $C_t$ , est également introduit par les auteurs pour corriger les hypothèses prises dans l'élaboration de l'équation (1.73) :

$$C_t = 0.0208 e^{\frac{-0.699}{h_1^* - h_w^*} + 2.06 \frac{b_w}{B}} + 0.011 \frac{b_w}{B} \quad (1.74)$$

Cette méthode fait l'objet de plusieurs critiques [162], [163] dont la principale concerne l'hypothèse selon laquelle la hauteur critique se situe exclusivement au droit de la crête. Il a été montré précédemment que la position de cette hauteur n'est pas fixe et varie selon l'angle d'inclinaison du seuil et la hauteur de lame déversante adimensionnelle notamment. [162], [163] soulignent par ailleurs la complexité de l'équation (1.73) proposée par [151] et considèrent qu'une approche considérant la vitesse des ondes gravitaires, comme présentée § 1.4.1.1. , produit une relation plus simple (1.64). En outre, les auteurs [151] ne tiennent pas compte de la largeur du seuil au niveau de la hauteur critique lorsqu'ils

effectuent le bilan de charge, mais plutôt celle du canal amont. Par conséquent, l'effet de contraction latérale n'est pas pris en compte dans la formulation théorique. Il est ensuite implémenté dans le coefficient de correction  $C_l$  calibré empiriquement, ce qui limite alors la généralisation de la formule.

[164] développent une autre approche pour tenter d'améliorer la description théorique de l'écoulement en intégrant la réduction de section entre le canal et le seuil directement dans le bilan de charge. Ils considèrent également la hauteur au droit de la crête en la définissant proportionnelle à la hauteur de lame déversante :  $y_w = C_c (h_{1^*} - h_{w^*})$ . Cette méthode est généralement utilisée pour l'étude d'une vanne de fond. Ainsi, le coefficient de débit de la loi de seuil (1.64) s'exprime :

$$\mu_{wf} = \frac{3}{2} k_{we} \sqrt{\frac{1 - C_c}{\frac{1}{C_c^2} - \left( \frac{\frac{b_w}{B}}{1 + \frac{a_w \cos \alpha}{h_{1^*} - h_{w^*}}} \right)^2}} \quad (1.75)$$

Sur la base des données expérimentales de [148], [149], visualisées sur la Figure 1-25 (b), les auteurs déterminent une relation entre l'angle d'inclinaison du seuil et le coefficient de contraction de la veine fluide :

$$C_c = \frac{0.508 + 0.036 (90 - \alpha)}{1 + 0.038 (90 - \alpha) + 0.00015 (90 - \alpha)^2} \quad (1.76)$$

La prise en compte de ce coefficient permet d'intégrer directement l'impact de l'angle d'ouverture du seuil sur la capacité d'évacuation de débit.

Ensuite, les auteurs introduisent un coefficient correcteur  $k_{we}$  pour corriger les hypothèses couramment utilisées lors de l'étude des ouvrages hydrauliques, telles qu'un champ de pression hydrostatique, un champ de vitesse pleinement développé et une perte de charge singulière nulle. L'analyse des résultats met en lumière que la valeur de ce paramètre est différente selon la valeur du coefficient de contraction latérale, de l'angle d'inclinaison du volet ainsi que de la lame déversante amont adimensionnée par rapport à la hauteur de pelle. Toutefois, aucune relation logique ne semble relier de façon pertinente ces variables. Les auteurs considèrent une moyenne pour représenter ce nuage de points dont l'écart type demeure faible. La valeur du coefficient doit également être évaluée en fonction du site.

D'autre part, les chercheurs [89], [150], [165] proposent une méthode basée sur l'écoulement critique en exprimant la hauteur critique en fonction de la hauteur amont en se basant sur la loi hydraulique formulée en (1.64) :

$$Q_{wf}^{2/3} = b_w^{2/3} g^{1/3} (h_{1^*} - h_{w^*}) \left( \frac{8 \mu_{wf}^2}{9} \right)^{1/3} \quad (1.77)$$

Dans la section rectangulaire définie par le seuil et encadrée par les bajoyers, la hauteur critique s'écrit :

$$K_{wf} = \frac{Q_{wf}^{2/3}}{b_w^{2/3} g^{1/3}} \quad (1.78)$$

Les constantes numériques et le coefficient de débit sont regroupés dans un seul et même coefficient constant, noté  $a$  :

$$a = \left( \frac{8 \mu_{wf}^2}{9} \right)^{1/3} \quad (1.79)$$

Les auteurs recourent par la suite à une analyse dimensionnelle [90] et au théorème d'autosimilarité incomplète [91], pour établir une relation générique entre la hauteur critique et la hauteur de lame déversante amont adimensionnalisées par rapport à la hauteur du seuil. Cette équation implique la définition de deux coefficients, notés ici  $c_{ws}$  et  $r_{ws}$  dont les valeurs doivent être calibrées à partir de données expérimentales ou numériques spécifiques au site d'étude. Ces paramètres intègrent le coefficient de vitesse, les coefficients de correction du champ de vitesse et de pression, le coefficient de perte de charge singulière dans le cas où celle-ci n'est pas négligeable, les éventuels changements de positions de la hauteur critique avec le débit ainsi que les spécificités géométriques du seuil :

$$\frac{K_{wf}}{h_{w*}} = c_{wf} \left( \frac{h_{1*} - h_{w*}}{h_{w*}} \right)^{r_{wf}} \quad (1.80)$$

Plusieurs auteurs ont étudié les coefficients  $c_{wf}$  et  $r_{wf}$  afin de proposer des équations pour les décrire. Ainsi, les chercheurs [150] étudient un seuil incliné sans contraction latérale en choisissant un coefficient  $r_{wf}$  égal à un, comme c'est le cas pour un seuil vertical. Leur analyse aboutit à l'élaboration d'une loi calculant le coefficient  $c_{wf}$  en fonction de l'angle d'inclinaison du volet :

$$c_{wf} = \frac{206.9 + 0.801 (90 - 180 \alpha/\pi)^{-21.348}}{272.25 + (90 - 180 \alpha/\pi)^{-21.348}} \quad (1.81)$$

$$r_{wf} = 1$$

Cette formule se traduit par un coefficient  $c_{wf}$  constant entre 30 et 40 degrés puis une variation brusque pour redevenir constant entre 54 et 90 degrés.

[162], [163] ont sur la base des données expérimentales de [148], [149] conclu que les coefficients  $c_{wf}$  et  $r_{wf}$  sont indépendants de la contraction latérale ainsi que de l'angle d'inclinaison. Ces coefficients sont constants en distinguant les cas  $(h_{1*} - h_{w*})/h_{w*} > 1$  et  $(h_{1*} - h_{w*})/h_{w*} \leq 1$ .

Une analyse équivalente a été effectuée en considérant les données expérimentales obtenues par [151]. [162] concluent également que les coefficients  $c_{wf}$  et  $r_{wf}$  ne dépendent pas du rapport de contraction latérale et peuvent être considérés quasi-indépendant de l'angle d'inclinaison. Toutefois, pour un coefficient de contraction latérale égal à 0.4, le plus petit étudié, les auteurs reconnaissent une variation des paramètres de la loi en fonction de l'ouverture du seuil selon deux relations polynomiales :

$$c_{wf} = 0.7732 - 2 \times 10^{-5} (90 - \alpha)^2 - 0.0003 (90 - \alpha) \quad (1.82)$$

$$r_{wf} = 0.9980 - 2.8 \times 10^{-5} (90 - \alpha)^2 - 0.00053 (90 - \alpha)$$

En outre, [166] considèrent sur la base des mêmes données expérimentales [148], [149], [151] que les paramètres de la loi sont indépendants de l'angle d'inclinaison du volet et varient avec le coefficient de contraction selon les relations :

$$c_{wf} = 0.299 \left( \frac{b_w}{B} \right) + 0.51 \quad (1.83)$$

$$r_{wf} = -0.605 \left( \frac{b_w}{B} \right)^2 + 1.0165 \left( \frac{b_w}{B} \right) + 0.6254$$

Enfin, d'autres auteurs [167] valident la loi (1.80) proposée par [89], [150], [165] sur la base des mêmes données expérimentales fournies par [148], [149] et concluent également sur des paramètres constants dont les valeurs sont proches de celles déterminées par [162], [163]. Toutefois, les auteurs soulignent d'une part l'impact potentiel d'une contraction latérale de la section d'écoulement sur le coefficient de débit en s'appuyant sur l'étude de [168], notamment lorsque  $(h_{1^*} - h_{w^*})/h_{w^*} > 1$ . D'autre part, les auteurs comparent la relation (1.80) avec des données mesurées sur leur vanne d'étude à l'aide d'un profileur de courant à effet Doppler. Les écarts relatifs entre les valeurs calculées et celles mesurées dépassent 12%, soit la limite acceptable selon les auteurs, et peut atteindre 24.8% pour les plus faibles débits. D'après les chercheurs, ces variations s'expliquent par l'inclinaison du volet ainsi que par la construction même de la loi. En effet, cette dernière ne serait pas suffisamment robuste, parce que sa construction repose notamment sur l'adimensionnement avec la même variable. Par conséquent, une nouvelle analyse dimensionnelle basée sur le nombre de Froude et la longueur de la crête est proposée :

$$F_r = \frac{Q}{\sqrt{g h_{1^*}}} = c_{wf} \left( \frac{h_{1^*} - h_{w^*}}{a_w} \right)^{r_{wf}} \quad (1.84)$$

De façon analogue, les coefficients  $c_{wf}$  et  $r_{wf}$  sont spécifiques aux contraintes géométriques et hydrauliques de l'ouvrage et sont calibrés à partir de données numériques ou expérimentales. Les auteurs

[167] valident la dépendance de ces paramètres en fonction de l'angle d'inclinaison de la vanne en se basant sur les données expérimentales produites par [148], [149] :

$$c_{wf} = -0.0073(90 - \alpha) + 0.814 \quad (1.85)$$

$$r_{wf} = 0.0074(90 - \alpha) + 0.870$$

En réponse, les chercheurs [169] démontrent que cette dernière formulation (1.84) proposée par [167] est mathématiquement identique à celle qu'ils ont initialement développé (1.80) [99], [150], [165]. Il rappellent qu'il est également possible d'adimensionnaliser avec la même variable d'intérêt en se basant sur l'ouvrage de référence [90]. Ensuite, [169] appliquent dans leur réponse l'équation d'origine (1.80) aux données mesurées sur le terrain par [167] et prouvent ainsi que l'erreur suit une distribution normale. Ainsi, il n'y a pas d'erreur systématique qui justifie une invalidité de la relation (1.80). En reprenant la base des données expérimentales [148], [149], les auteurs [169] reconnaissent une dépendance du coefficient  $c_{wf}$  vis-à-vis de l'angle d'inclinaison du volet, notamment lorsque ce dernier dépasse 50.4°. La prise en compte de cette variation réduit l'erreur relative maximale de 25% à 6%.

Plus récemment, des chercheurs [152] ont conduit une étude expérimentale sur un seuil sans contraction latérale dont l'angle d'inclinaison varie entre 0 et 79 degrés. L'application de la relation (1.80) sur leurs données, en considérant des coefficients constants, démontrent des résultats honorables avec une erreur moyenne en pourcentage absolu (MAPE) de 3%. D'autre part, les auteurs proposent une expression du coefficient de débit en se basant sur un bilan d'énergie et une loi de seuil frontal, en considérant comme [164] la hauteur au niveau de la crête, notée  $y_w$  :

$$\mu_w = \frac{3}{2} k_{we} \frac{\frac{y_w}{h_w^*} \left( \frac{h_{1^*} - h_{w^*}}{h_w^*} + 1 \right)}{\left( \frac{h_{1^*} - h_{w^*}}{h_w^*} \right)^{\frac{3}{2}}} \sqrt{\frac{\frac{h_{1^*} - h_{w^*}}{h_w^*} - \frac{y_w}{h_w^*}}{\left( \frac{h_{1^*} - h_{w^*}}{h_w^*} + 1 \right)^2 - \left( \frac{y_w}{h_w^*} \right)^2}} \quad (1.86)$$

Les auteurs considèrent également un coefficient de correction, noté  $k_{we}$ , dont une expression simple est calibrée en fonction de la hauteur de lame déversante adimensionnée :

$$k_{we} = -0.1073 \frac{h_{1^*} - h_{w^*}}{h_w^*} + 1.33 \quad (1.87)$$

À partir d'une analyse dimensionnelle, les chercheurs déterminent que la hauteur au niveau de la crête et la hauteur de lame déversante en amont, toutes deux normalisées par rapport à la hauteur du seuil, sont proportionnelles, ce que traduit l'équation (1.88).

$$\frac{y_w}{h_w^*} = C_1 \frac{h_{1^*} - h_w^*}{h_w^*} \quad (1.88)$$

En considérant le coefficient  $C_I$  constant avec l'angle d'inclinaison du volet, l'erreur moyenne en pourcentage absolu sur la calibration de la relation (1.88) s'élève à 5.3%. Cette approche est une combinaison des méthodes proposées par [151], [164] ainsi que des analyses dimensionnelles comme proposées par [99], [150], [165].

*Synthèse* : Il existe un nombre considérable d'approches proposées pour évaluer le débit déversé par un seuil incliné à contraction latérale. Ces approches consistent généralement à corriger une loi de seuil frontal classique en prenant en compte des paramètres tels que l'inclinaison du seuil, le rapport de contraction latérale et la hauteur amont normalisée par rapport à la hauteur de crête. Cependant, l'influence de ces trois paramètres ne fait pas consensus parmi les chercheurs.

#### 1.4.1.3. *Evaluation des approches*

Le choix d'une méthode de calcul nécessite une comparaison des performances des principales approches de la littérature. Selon les critères retenus par les chercheurs, une synthèse des moyennes des erreurs relatives (MER) et une autre des erreurs moyennes en pourcentage absolu (MAPE) sont réalisées.

Ainsi, la comparaison par [170] sur la base des données expérimentales de [148], [149], [151] met en évidence des performances honorables de l'équation de [148]. La relation de [89], [150], [165] présente toutefois une précision compétitive en considérant seulement deux coefficients de calage constants avec l'angle de l'ouvrage.

**Tableau 1-2. Synthèse des moyennes des erreurs relatives des principales méthodes proposées par [170], sur la base des données expérimentales de [148], [149], [151].**

Equation	Référence	Moyenne des erreurs relatives (%)
(1.67)	[148]	6.8 %
(1.73)	[151]	8.9 %
(1.83)	[166]	9.7 %
(1.80) - $(r_{wf}, c_{wf}) \in \mathbb{R}^2$	[89], [150], [165]	6.9 %

En outre, la synthèse des erreurs moyennes en pourcentage absolu des principales méthodes met également en évidence les résultats optimaux obtenus avec la relation (1.80) proposée par [89], [150], [165]. Il convient de souligner que cette approche présente une erreur de 7.07 % lorsqu'elle est comparée

à un seuil vertical. Cette erreur, nettement plus élevée que celles obtenues dans les autres comparaisons aux seuils inclinés, remet en question la validité de l'hypothèse de coefficients constants avec l'angle.

**Tableau 1-3. Synthèse de l'erreur moyenne en pourcentage absolu des principales méthodes**

Equation	Référence	Erreur moyenne en pourcentage absolu (%)
(1.67)	[148]	2.4 % – 6.6 %
(1.73)	[151]	8.8 % – 16.3 %
(1.80) - $(r_{wf}, c_{wf}) \in \mathbb{R}^2$	[89], [150], [165]	1.1 % – 7.1 %*
(1.86)	[152]	6.1 %
(1.80) - $(r_{wf}, c_{wf}) \in \mathbb{R}^2$	[152]	3.0 %
(1.75)	[164]	1.3 % – 3.6 %

Les équations (1.75) et (1.67) proposées par [164] et [148] corrigent l'effet de l'angle d'inclinaison dans leur expression et présentent également des précisions compétitives.

*Synthèse* : La relation (1.80) proposée par [89], [150], [165] présente plusieurs avantages significatifs. Elle est basée sur une formulation physique robuste, soutenue par une analyse dimensionnelle et l'application du théorème d'autosimilarité, permettant une généralisation des résultats en utilisant seulement deux paramètres. Cette relation présente des performances honorables en considérant ces deux paramètres constants et calibrés en fonction des données expérimentales de chaque site. Enfin, la facilité de calibration et d'utilisation de cette loi en font une approche optimale pour l'ingénierie. Elle sera étudiée par la suite en accordant une attention particulière à l'influence de l'angle d'inclinaison, de la hauteur de lame déversante adimensionnelle et de la contraction latérale.

## 1.4.2. Critères d'enneigement du seuil

### 1.4.2.1. Principe physique et mise en équation

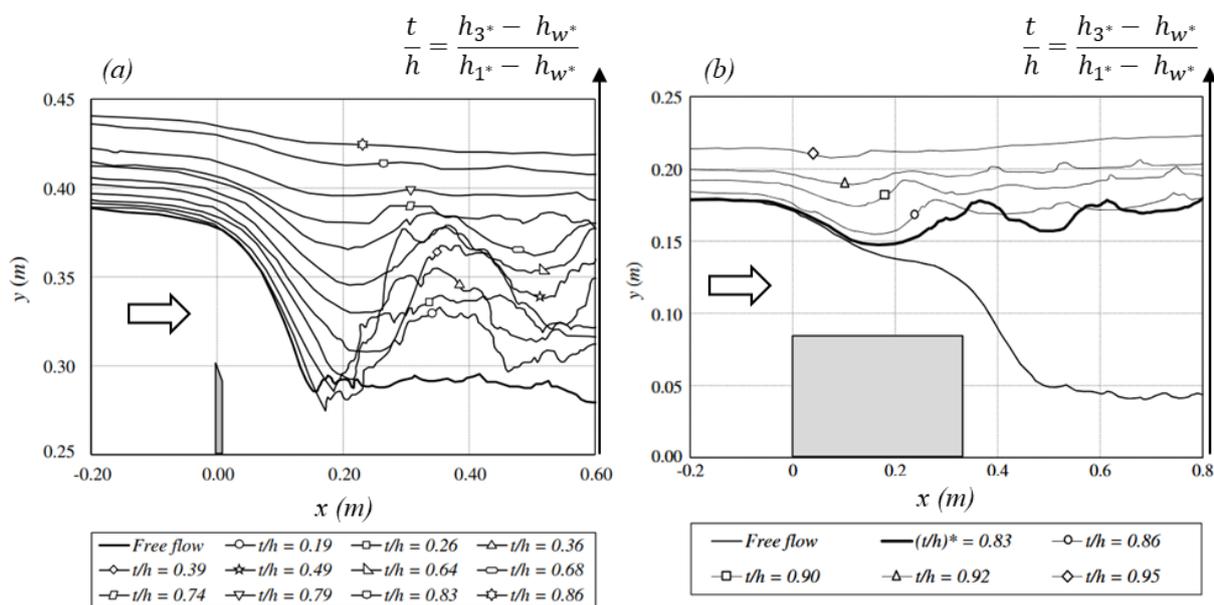
À l'aval du seuil, l'écoulement peut ralentir en raison de la faible pente du réseau, de singularités géométriques, d'un niveau d'eau élevé imposé, ou d'une combinaison de ces facteurs [80]. Cette perte de vitesse se compense par une augmentation de la hauteur d'eau et l'écoulement repasse ainsi en régime d'écoulement fluvial. La transition entre le régime torrentiel en sortie du seuil et le régime fluvial imposé en aval se produit de manière localisée et abrupte à travers un phénomène de ressaut hydraulique. La position et l'intensité de ce phénomène dépend du rapport de forces entre l'amont et l'aval [127]. Si la charge hydraulique en aval est suffisamment élevée, le ressaut remonte vers l'amont et se positionne au pied de l'ouvrage. Dans un premier temps, cela peut avoir pour conséquence de limiter l'aération du seuil en piégeant de l'eau dans la dépression sur la face aval de l'ouvrage. La phénoménologie de la

veine fluide se trouve modifiée et par conséquent la loi hydraulique est légèrement impactée. Ce cas peut subvenir même si la hauteur en aval du seuil est inférieure à sa hauteur de pelle.

Pour de faibles niveaux de submersion, deux types d'écoulement peuvent être observés : un jet en sortie de seuil pénétrant une masse d'eau aval dont la vitesse est faible, ou l'apparition d'un ressaut hydraulique de surface à l'aval de l'ouvrage. Le passage entre ces deux types d'écoulement est transitoire et dépend de l'évolution de la charge aval [171]. La forme et la vitesse du jet se trouvent légèrement modifiées, ce qui peut entraîner une légère altération de la loi hydraulique.

Sous une charge amont constante, l'intensité du ressaut de surface diminue progressivement à mesure que la charge en aval augmente, et laisse place à un régime dans lequel des vagues se forment à l'aval de l'ouvrage. Enfin, pour un niveau de submersion élevé, ces vagues sont entièrement noyées, le niveau de la surface libre se tranquillise et un jet de surface se forme au-dessus du seuil.

Les limites d'apparition de chaque type d'écoulement dépendent du rapport entre la charge amont et la charge aval [101], ainsi que de la géométrie spécifique du seuil [161], [171], [172], [173], [174]. Ceci est illustré ci-dessous en considérant les deux configurations limites d'un seuil incliné qui ont été chacune largement étudiée par ailleurs. Il s'agit d'un seuil à crête mince [172] et un seuil [173] à crête épaisse :



**Figure 1-29. Illustration des lignes d'eau en aval (a) d'un seuil à crête mince ( $Q = 21 \text{ L.s}^{-1}$ ) [172] et (b) d'un seuil à crête épaisse ( $Q = 21.54 \text{ L.s}^{-1}$ ) [173] en fonction du rapport de submersion ( $t/h$ )**

Le rapport d'enneioement correspond à la différence entre les lames déversantes amont et aval, il est noté  $t/h$  selon le formalisme de [172], [173] et  $h_{3^*} - h_{w^*}/h_{1^*} - h_{w^*}$  selon celui utilisé dans ce mémoire.

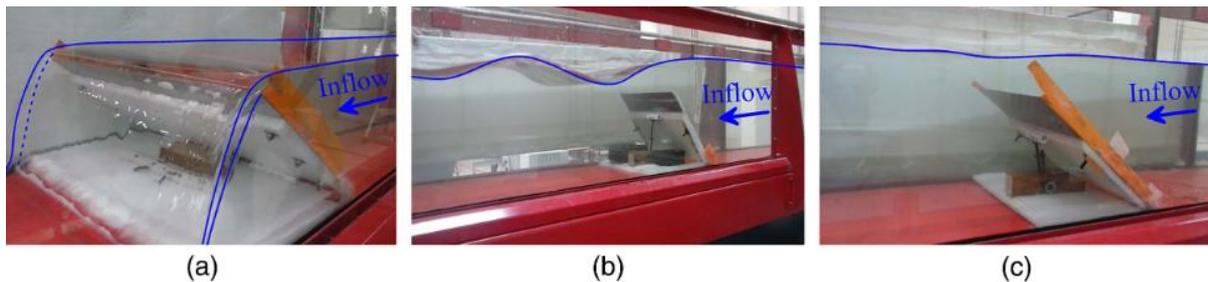
Sur la base d'une revue de littérature et d'une série exhaustive de résultats expérimentaux, les références [172], [173] confirment que l'enneioement d'un seuil est étroitement lié à sa géométrie. L'écoulement par-dessus un seuil à crête mince subit une influence aval dès les faibles niveaux de submersion, généralement compris entre 5 % et 20 % [172]. Tandis qu'un seuil à crête épaisse connaît l'impact d'une influence aval pour des niveaux de submersion bien plus élevés, de l'ordre de 40 % à 60 % [173]. Cette différence s'explique par l'épaisseur de la crête, qui y autorise la formation d'un ressaut hydraulique permettant une déconnexion efficace entre l'amont et l'aval [93]. D'ailleurs, à charge constante, la submersion limite à partir de laquelle l'ouvrage est noyé tend à augmenter avec la longueur du seuil [173].

*Synthèse* : L'enneioement d'un seuil est influencé par sa géométrie et la charge amont adimensionnelle, qui déterminent la position et l'amplitude de la hauteur critique [93]. Le rapport des charges amont et aval ainsi que la géométrie du seuil conditionnent la formation et la force du ressaut hydraulique, et ainsi l'efficacité de la déconnexion entre l'amont et l'aval [93], [101], [172], [173].

Sur cette base, l'objectif est d'examiner ensuite l'impact de l'inclinaison du seuil sur la transition entre un régime d'enneioement caractérisé par une crête mince vers un régime d'enneioement spécifique d'une crête épaisse.

#### 1.4.2.2. *Evaluation du critère d'enneioement d'un seuil incliné*

[175] étudient expérimentalement un seuil incliné dont l'inclinaison varie entre 0 et 50.4 degrés et dont les différents modes de fonctionnement hydraulique observés sont illustrés ci-dessous :

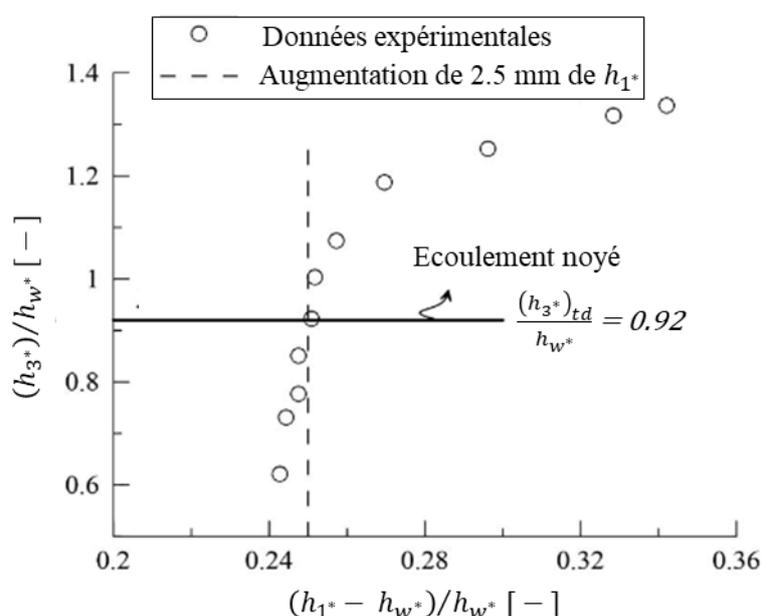


**Figure 1-30. Illustrations des expériences de [175] en considérant (a) un écoulement dénoyé, (b) faiblement noyé avec formation de vagues en aval et (c) fortement noyé avec formation d'un jet en surface.**

En régime dénoyé, l'écoulement est contrôlé par l'arête supérieure du seuil. Lorsque la hauteur en aval dépasse la hauteur de la crête, les chercheurs observent distinctement un régime d'enneioement avec la formation de vagues en aval de l'ouvrage. En augmentant davantage la submersion du seuil, les vagues s'atténuent et un régime de jet de surface se développe.

Les auteurs adoptent l'élévation de la hauteur de lame déversante amont par rapport à la référence en régime dénoyé comme un critère de détection de l'enneioement. Ils définissent deux seuils : une augmentation de 2.5 mm de la hauteur amont indique un enneioement partiel avec l'apparition de vagues, tandis qu'une augmentation de 5 mm indique un enneioement total du régime d'écoulement. Ce dernier critère, désigné par la lettre b) par les auteurs, qui est utilisé comme limite de transition entre régimes.

Pour un angle d'inclinaison et un débit fixe, la hauteur dans le canal aval est progressivement augmentée en mesurant ensuite la hauteur en amont une fois le régime permanent établi. L'évolution de la hauteur de lame déversante avec l'augmentation de la hauteur aval dans le canal est illustrée dans l'exemple ci-dessous :



**Figure 1-31. Evolution des hauteurs de lames déversantes  $\alpha = 53^\circ$ ,  $Q = 20.3 \text{ L.s}^{-1}$  [175]**

L'analyse de l'évolution de la lame déversante amont avec la hauteur en aval du seuil révèle, en considérant le critère de transition utilisé par [175], un enneioement lorsque la hauteur aval se situe sous la crête. Ceci pourrait s'expliquer par le fait que le seuil n'est plus aéré.

[175] reproduisent cette expérience en testant quatre angles d'inclinaison et en utilisant deux largeurs de canal. Il convient de souligner que la largeur du canal est ici équivalente à la largeur du seuil. Sur la base d'une analyse dimensionnelle [90] et de l'application du théorème de similarité [91], ils établissent la relation suivante pour détecter la hauteur aval avant enneioement, repérée par l'indice **td** :

$$\frac{(h_3^*)_{td}}{h_{w^*}} = a_{td} \left( \frac{h_1^* - h_{w^*}}{h_{w^*}} \right)^{b_{td}} \left( \frac{b_w}{h_{w^*}} \right)^{c_{td}} (90 - \alpha)^{d_{td}} \quad (1.89)$$

Une série de 18 tests permet de calibrer les coefficients de la loi :  $a_{td} = 1.434$ ,  $b_{td} = 0.191$ ,  $c_{td} = -0.322$ , et  $d_{td} = 0.0749$ , dont la valeur reflète le poids de chaque paramètre dans le seuil d'enneiement. Ainsi, toute chose égale par ailleurs, la diminution de  $b_w/h_w^*$  augmente significativement la hauteur limite avant ennoiement. Un seuil sera moins sensible à une influence aval si sa hauteur de pelle est élevée ou si sa largeur est réduite. De la même façon, ce seuil d'enneiement augmente notablement avec l'accroissement de la hauteur de lame déversante amont ou une diminution de la hauteur de pelle. Enfin, l'inclinaison croissante du seuil a tendance à réduire légèrement le seuil d'enneiement.

Toutefois, une critique peut être émise concernant la méthode adoptée par les auteurs [175]. Le choix arbitraire de seuils d'élévation de la hauteur amont de 2.5 mm ou 5 mm, basés sur la précision des capteurs de mesure, diffère de la recommandation initiale de [173] qui préconisait 1 mm. Ces seuils ne correspondent pas exactement à la dynamique observée dans l'évolution de la hauteur amont en fonction de la hauteur aval, illustrée dans l'exemple Figure 1-31. L'analyse de ces résultats révèle en effet deux ruptures de pente significatives. La première se produit lorsque la hauteur aval dépasse la hauteur de crête, soit  $(h_{3^*})_{td}/h_w^* = 1$ , entraînant par la suite une augmentation relativement faible de la hauteur amont avec la hauteur aval. Ce mode de fonctionnement correspond à un régime partiellement noyé identifié par la présence de vagues en aval de l'ouvrage (cf. Figure 1-30 - b). Par la suite, lorsque  $(h_{3^*})_{td}/h_w^* \approx 1.2$ , une seconde rupture de pente est identifiée, limitant un mode de fonctionnement pour lequel la hauteur amont augmente ensuite fortement et de façon linéaire avec la hauteur aval. Cette tendance correspond à un écoulement totalement noyé caractérisé par la formation d'un jet en surface (cf. Figure 1-30 - c). Par ailleurs, il convient de noter que l'étude a été réalisée en considérant un nombre limité de conditions, ce qui restreint la généralisation de l'équation (1.89) pour l'interprétation générique du phénomène d'enneiement d'un seuil incliné.

En étudiant des seuils similaires en régime noyé, [148] considèrent par simplicité une limite d'enneiement systématiquement au niveau de la hauteur de crête, comme préconisé initialement par [174]. La prise en compte de ce critère entraîne une légère diminution de la précision sur la prédiction du débit en régime partiellement noyé. En effet, en considérant les hauteurs aval inférieures à la hauteur du seuil pour lesquelles le seuil de submersion défini par [175] est atteint, l'utilisation de la méthode des auteurs conduit à une erreur moyenne en pourcentage absolu de 6.4 %, tandis que l'utilisation de la loi de [148] porte cette dernière à 8 % [169].

Synthèse : La définition du critère d'enneigement et des régimes d'écoulement noyé et partiellement noyé par [173] repose sur une augmentation fixée arbitrairement de la hauteur amont par rapport à une référence en régime dénoyé. La calibration de l'équation (1.89) proposée par [175] pour ce critère d'enneigement nécessite un nombre conséquent de données spécifiques au site étudié et représentatives de son fonctionnement général. Le gain de précision obtenu par l'utilisation de ce critère demeure négligeable [169].

Il est ainsi convenu pour la suite, afin d'obtenir des résultats génériques avec une précision acceptable, qu'un seuil fonctionne selon un régime noyé lorsque la hauteur aval est supérieure à la celle de crête, comme préconisé par [148], [174].

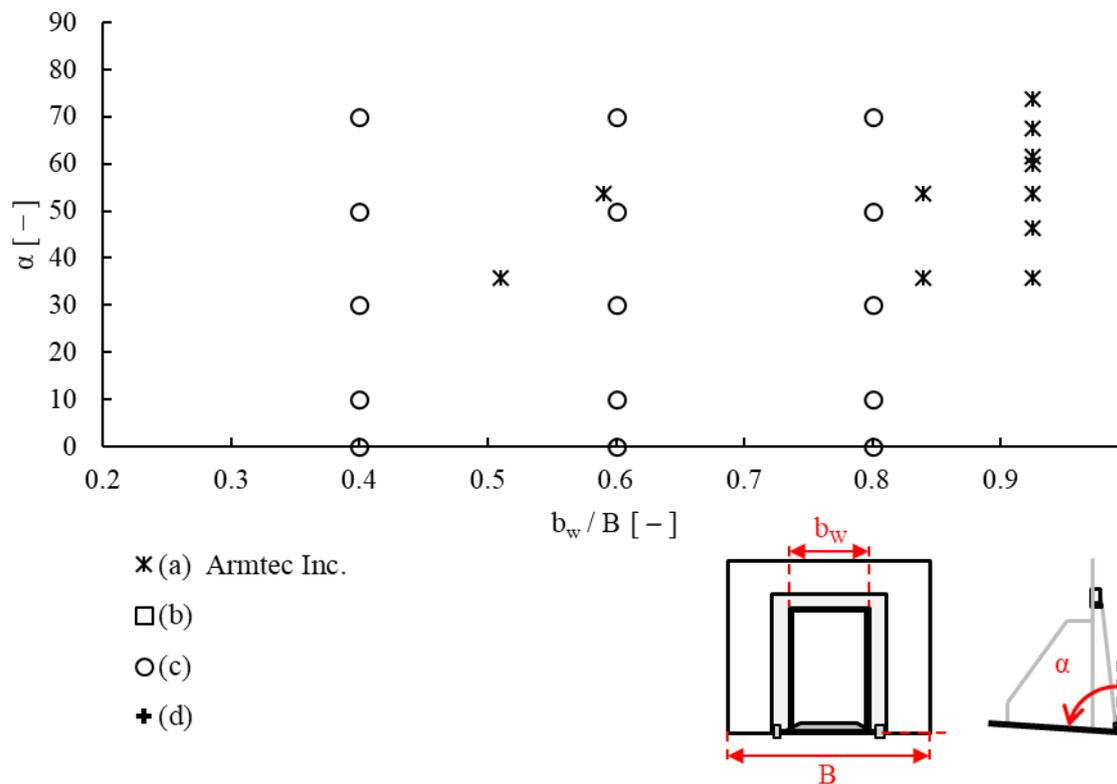
### 1.4.3. Approches en régime noyé

#### 1.4.3.1. Principe physique et mise en équation théorique

Lorsque la hauteur d'eau en aval du seuil dépasse le niveau d'enneioement, l'écoulement n'atteint plus la hauteur critique et reste en régime fluvial. En conséquence, toute information provenant de l'aval peut être propagée en direction de l'amont et ainsi influence le fonctionnement de l'ouvrage. Par conséquent, il est crucial d'incorporer cette information aval dans la loi hydraulique, en utilisant notamment la hauteur aval qui constitue un paramètre global facilement mesurable sur le terrain [100].

#### 1.4.3.2. Evaluation du débit d'un seuil incliné en régime noyé

La géométrie du seuil présente une influence significative sur son fonctionnement y compris en régime noyé, comme le démontrent [101], [173], [174] parmi d'autres. Ainsi, dans le cas d'un seuil incliné, plusieurs travaux viennent compléter ceux de [175] dans la construction d'une loi hydraulique en considérant comme spécificités géométriques son angle d'inclinaison ainsi que le rapport de contraction latérale. L'ensemble des conditions testées est illustré sur la Figure 1-32.



**Figure 1-32. Vue d'ensemble des conditions étudiées par les approches expérimentales en régime noyé : (a) [148], (b) [175], (c) [151], (d) [152].**

L'analyse des résultats de [175] a mis en lumière que l'enneioement d'un seuil incliné s'effectue également de façon continue et se divise en deux régimes successifs. Le premier correspond à une submersion partielle observée pour de faibles niveaux d'enneioement, et se caractérise par la formation

de vagues en aval de la structure. Dans ce cas, l'impact sur la lame déversante amont et donc le débit reste limité. Le second régime concerne les fortes submersions, pour lesquelles les vagues s'estompent sous l'augmentation de la charge aval et laissent place à un jet de surface. L'altération de la débitance de l'ouvrage est significative dans ce mode de fonctionnement entièrement submergé. Un parallèle peut être effectué avec les comportements analysés précédemment pour les vannes de fond.

Ainsi, [174] propose initialement une correction de la loi hydraulique établie en régime dénoyé, en introduisant un facteur multiplicateur, noté  $\Psi_{ws}$ , et tenant compte de la réduction de la débitance en fonction de l'accroissement de la submersion :

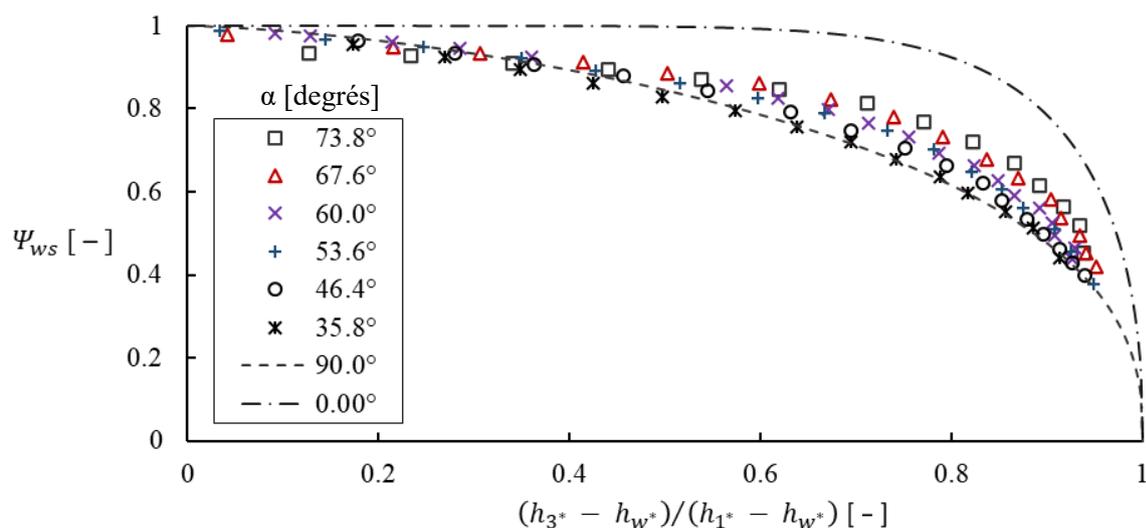
$$Q_{ws} = \Psi_{ws} Q_{wf} \quad (1.90)$$

Sur la base d'une démonstration mathématique, [174] propose une équation traduisant la diminution graduelle et continue de la débitance du seuil à mesure que la submersion augmente :

$$\Psi_{ws} = A_{ws} \left[ 1 - \left( \frac{h_{3*} - h_{w*}}{h_{1*} - h_{w*}} \right)^{c_{ws}} \right]^{r_{ws}} \quad (1.91)$$

D'après l'étude expérimentale de sept géométries de seuil différentes, [174] propose les valeurs constantes pour  $A_{ws} = 1$  et  $r_{ws} = 0.385$ , et variable pour  $c_{ws}$  en fonction de la géométrie du seuil.

Sur la base de la définition du coefficient correcteur d'enneioement (1.85) par [174], et de leur formulation (1.62) en régime dénoyé, [148] étudient expérimentalement le comportement d'un seuil incliné soumis à une influence aval. L'évaluation de la sensibilité de l'enneioement du seuil en fonction son angle d'inclinaison est illustrée sur la Figure 1-33 :



**Figure 1-33. Evolution du coefficient de correction du débit en régime noyé en fonction du niveau de submersion et de l'angle d'inclinaison du seuil, en considérant le modèle de vanne Armec© et un débit linéique constant de 37.2 L.m<sup>-1</sup>.s<sup>-1</sup>. D'après [148].**

Les courbes  $0^\circ$  et  $90^\circ$  correspondent aux lois établies par [174] et [173] pour un seuil à crête mince et un seuil à crête épaisse en considérant l'équation (1.91) calculée en utilisant respectivement les coefficients ( $c_{ws} = 1.5$  ;  $r_{ws} = 0.385$ ) et ( $c_{ws} = 8.0$  ;  $r_{ws} = 0.43$ ) ainsi que  $A_{ws} = 1$ .

L'analyse des résultats expérimentaux présentés précédemment [102] met en évidence que le seuil d'enneiement de l'ouvrage se produit dès les premiers niveaux de submersion, en suivant la tendance caractéristique d'un seuil à crête mince indépendamment de l'angle d'inclinaison de la structure. Une différence significative est toutefois observée pour l'ouverture maximale de 73.8 degrés. Le seuil connaît alors une réduction notable du débit dès les faibles niveaux d'enneiement. Ces résultats confirment ceux obtenus dans l'étude [175], mais vont à l'encontre de l'analogie faite avec les seuils épais, pour lesquels la limite d'enneiement se produit à des niveaux de submersion plus élevés [173].

Toutefois, pour des niveaux de submersion supérieurs à 0.4 environ, l'impact de la submersion sur la débitance diminue avec l'augmentation de l'inclinaison du seuil et se rapproche graduellement des valeurs caractéristiques observées pour un seuil épais.

D'autre part, [148] observent, en considérant des valeurs d'inclinaison et de submersion fixes, une dépendance négligeable du coefficient d'enneiement à l'égard du débit et de la hauteur de la lame déversante amont. De même, l'analyse révèle également que la contraction latérale ne présente pas d'influence significative. Ces derniers résultats sont en contradiction avec ceux de [175] qui considèrent un impact significatif de la lame déversante amont et de la largeur du seuil. Ceci peut s'expliquer par la prise en compte de ces variables par [148] directement dans le calcul du débit en régime dénoyé par l'intermédiaire du coefficient de décharge effective  $C_e$  dans l'équation (1.68).

Sur la base de la formulation préalablement établie par [174] en considérant un seuil vertical à crête mince ( $c_{ws} = 1.5$ ), [102] proposent ainsi une calibration spécifique pour les seuils inclinés en fonction de leur angle d'ouverture uniquement :

$$A_{ws} = \begin{cases} 1.0663 - 0.0013(90 - \alpha) & \text{si } \alpha < 30^\circ \\ 1 & \text{si } \alpha > 30^\circ \end{cases} \quad (1.92)$$

$$r_{ws} = 0.1525 + 0.006077(90 - \alpha) - 0.000045(90 - \alpha)^2 \quad (1.93)$$

D'autre part, [175] établissent une formulation du coefficient d'enneiement sur la base d'une analyse dimensionnelle [90] et l'application du théorème d'autosimilarité [91]. Cette approche est analogue à celle que proposent ces mêmes auteurs pour l'étude des vannes [143]. Elle repose sur la définition d'un coefficient d'enneiement, également borné entre 0 et 1, dont le calcul tient compte de la différence entre les hauteurs amont et aval et de l'état de submersion de l'ouvrage. Ce dernier est défini par rapport à la hauteur d'enneiement de l'ouvrage, calculée par l'équation (1.89), et dont la valeur dépend de la hauteur de lame déversante amont, de l'angle d'inclinaison, de la hauteur de pelle et la largeur du seuil.

Cette définition a pour objectif de considérer avec davantage de précision le régime partiellement noyé pour lequel la réduction de débit est faible [169] :

$$\Psi_{ws} = \left( \frac{h_1^* - h_3^*}{h_1^* - h_3^* + c_{ws}[h_3^* - (h_3^*)_{td}]} \right)^{r_{ws}} \quad (1.94)$$

Cette équation considère deux coefficients, notés également  $r_{ws}$  et  $c_{ws}$ , dont les valeurs doivent être calibrées à l'aide d'un jeu de données spécifiques au site.

D'autres chercheurs proposent d'autres approches basées sur des principes physiques dans l'optique de rendre le calcul du coefficient d'ennoiement générique et davantage robuste.

Dans cette optique [151] développent une méthode basée sur un bilan d'énergie et la résolution analytique de la hauteur critique :

$$Q_{ws} = C_{ts} \left[ 2\sqrt{2}Bh_1^{*3/2} \left( \cos \left( \frac{1}{3} \tan^{-1} \frac{\sqrt{h_1^{*2} - (h_1^* - h_w^*)^2}}{h_1^* - h_w^*} \right) \right) \right]^3 \quad (1.95)$$

Cette solution théorique est ensuite corrigée par un coefficient dont l'équation est calibrée empiriquement sur la base de données expérimentales :

$$C_{ts} = 0.496 \left( \frac{-0.001 + 0.08 \frac{h_1^* - h_w^*}{a_w \cos \alpha}}{1 - 1.5 \left[ \frac{h_3^* - h_w^*}{h_1^* - h_w^*} \right] + 1.6 \left[ \frac{h_3^* - h_w^*}{h_1^* - h_w^*} \right]^2} \right)^{0.75} \frac{b_w}{B} - 0.003 \quad (1.96)$$

Les principales critiques formulées à l'égard de cette méthode reposent notamment sur l'hypothèse erronée de la position de la hauteur critique au niveau de la ligne de crête [163]. Les auteurs d'origine [170] proposent ainsi de corriger ces limites en calibrant, à partir de leurs données expérimentales en régime noyé, un coefficient de débit spécifique à ce régime s'appliquant à l'équation (1.64) :

$$\mu_{ws} = 0.718 (90 - \alpha) \left( -0.236 \left[ \frac{h_3^* - h_w^*}{h_1^* - h_w^*} \right]^{5.211} \right) - 0.00158 (90 - \alpha) \quad (1.97)$$

L'analyse de cette équation révèle également une augmentation du coefficient de débit en régime noyé avec l'ouverture du seuil. Toutefois, l'introduction d'un coefficient de correction, basé sur l'ensemble des paramètres hydrauliques et géométriques influençant l'ennoiement du seuil et calibré de manière

empirique et spécifique au site d'étude, compromet la généralisation de la méthode. Ces deux approches ne garantissent pas également une transition continue entre les régimes dénoyé et noyé.

D'autre part, [164] élaborent une approche théorique basée sur un bilan de la quantité de mouvement de part et d'autre du seuil en considérant également la hauteur aval :

$$\mu_w = \frac{3}{4} k_{wm} \sqrt{\frac{\left(\frac{h_{3^*}}{h_{1^*}}\right)^2 + \frac{h_{w^*}}{h_{1^*}} - 1 + \frac{h_{3^*} h_{w^*}}{h_{1^*} h_{1^*}}}{\left(1 - \frac{h_{w^*}}{h_{1^*}}\right)^3 \left(\frac{b_w}{B} - \frac{h_{1^*}}{h_{3^*}}\right)}} \quad (1.98)$$

De la même façon, un coefficient correcteur  $k_{wm}$  est introduit pour compenser les hypothèses simplificatrices concernant le champ de pression hydrostatique et le champ de vitesse logarithmique, qui sont faites pour faciliter la mise en équation. La construction et la calibration de ces paramètres sont spécifiques au site d'étude, comme le montrent les relations (1.99) et (1.100) calibrées pour chacun des deux modèles expérimentaux de [148] :

$$k_{wm} = \frac{0.179 + \frac{h_{1^*} - h_{w^*}}{h_{w^*}}}{1.353 + 0.744 \left(\frac{b_w}{B}\right)^2} \quad (1.99)$$

$$k_{wm} = -0.038 + 0.538 \frac{h_{1^*} - h_{w^*}}{h_{w^*}} \quad (1.100)$$

Ces équations sont applicables quel que soit le régime d'écoulement et garantissent une transition continue entre les différents modes de sollicitations hydrauliques. L'analyse de leur construction révèle également une augmentation du coefficient de débit à mesure que la hauteur de pelle diminue, et donc que l'angle d'inclinaison du volet augmente. Par ailleurs, la valeur de la contraction latérale présente un léger impact sur le coefficient de débit, dont la valeur augmente légèrement lorsque la largeur de passage diminue.

Plus récemment, les auteurs [152] proposent une expression du coefficient de débit d'une loi de seuil frontal (1.64) en se basant sur un bilan d'énergie, aboutissant à la relation (1.86) présentée plus haut dans ce mémoire. Les équations utilisées en régime noyé sont identiques à celle proposées en régime dénoyé à la différence près que la hauteur au niveau de la crête ( $y_w$ ) est recalibrée selon l'équation (1.88) pour tenir compte de l'ennoiement. L'ennoiement du seuil n'est donc pas représenté de façon continue.

Les mêmes auteurs [152] proposent une approche alternative, analogue à celle de [89] et basée sur l'analyse dimensionnelle [90] et au théorème d'autosimilarité incomplète [91], pour exprimer la hauteur critique en fonction de la hauteur de la lame déversante et de la hauteur de la crête :

$$\frac{K_{ws}}{h_{w^*}} = c_{ws} \left( \frac{h_{1^*} - h_{w^*}}{h_{w^*}} \right)^{r_{ws}} \left( \frac{y_w}{h_{w^*}} \right)^{t_{ws}} \quad (1.101)$$

Dans le processus de calibration des coefficients numériques ( $c_{ws}$ ,  $r_{ws}$ ,  $t_{ws}$ ), les auteurs prennent en compte les caractéristiques hydrauliques spécifiques du site. Toutefois, une distinction est de nouveau faite entre les régimes dénoyés et noyés lors du calage, ce qui constitue une potentielle rupture de la continuité de la relation et compromet ainsi la cohérence physique.

*Synthèse* : En régime noyé, il existe un certain nombre de méthodes pour évaluer le débit d'un seuil incliné à contraction latérale. Ces approches varient en termes de fondement physique, de complexité des équations, de généralisation et de capacité à représenter la transition continue du débit selon les régimes d'écoulement dénoyé, partiellement puis totalement noyé.

La construction de chaque équation prend en considération une diminution du débit déversé avec l'augmentation de la submersion, qui est exprimée par l'accroissement du rapport des hauteurs aval sur amont ou la diminution de leur différence. De la même façon, ces formulations intègrent une augmentation du débit à mesure que le volet s'ouvre, à travers une augmentation de l'angle d'inclinaison ou une diminution de la hauteur du seuil.

La question de la sensibilité du coefficient de contraction latérale reste sujette à débat parmi les chercheurs, certains considérant son effet comme négligeable [148], d'autres comme favorisant l'ennoisement du seuil [151], [174], et d'autres encore l'intègrent comme limitant [164], [175].

### 1.4.3.3. *Evaluation des approches*

Le choix d'une méthode de calcul nécessite une comparaison des performances des principales approches de la littérature. Selon les critères retenus par les chercheurs, une synthèse des moyennes des erreurs relatives et une autre des erreurs moyennes en pourcentage absolu sont réalisées.

Ainsi, la comparaison par [170] sur la base des données expérimentales de [151] présente les meilleures performances parmi les trois approches comparées.

**Tableau 1-4. Synthèse des moyennes des erreurs relatives des principales méthodes proposées par [170], sur la base des données expérimentales de [151]**

Equation	Référence	Moyenne des erreurs relatives (%)
(1.91) – $(c_{ws}, r_{ws}) \in \mathbb{R}^2$	[163]	19.4 %
(1.96)	[151]	14.6 %
(1.97)	[170]	11.2 %

En outre, la synthèse des erreurs moyennes en pourcentage absolu des principales méthodes met également en évidence les résultats optimaux obtenus avec la relation (1.98) proposée par [164].

**Tableau 1-5. Synthèse l'erreur moyenne en pourcentage absolu des principales méthodes**

Equation	Référence	Erreur moyenne en pourcentage absolu (%)
(1.98)	[164]	2.2 %
(1.91), (1.92) et (1.93)	[148]	3.6 %
(1.94)	[169]	6.4 %
(1.101)	[152]	3.6 %
(1.86)	[152]	8.7 %

La relation (1.91) [174] calibrée par [148] présente une erreur moyenne en pourcentage absolu également compétitive. La prise en compte de l'angle d'inclinaison dans les coefficients de cette loi par [148] s'avère essentielle pour améliorer la précision de calcul du débit, en comparaison avec [163] qui les considèrent constants. L'équation (1.91) prend également en compte une transition continue entre les régimes dénoyés, partiellement puis totalement noyés. Ce qui la distingue de la loi (1.98) de [164] est sa simplicité de construction qui lui confère l'avantage primordial en ingénierie d'être facile à manipuler et à calibrer.

*Synthèse* : La relation (1.91) proposée par [174] présente plusieurs avantages significatifs. Elle est basée sur une formulation physique robuste, soutenue par une analyse dimensionnelle et l'application du théorème d'autosimilarité, permettant une généralisation des résultats ainsi qu'une représentation fidèle de la transition continue entre les régimes d'écoulement dénoyé, partiellement noyé puis entièrement noyé. Cette équation présente des performances honorables à condition de considérer dans la calibration de ses paramètres l'angle d'inclinaison du seuil. Enfin, la facilité de calibration et d'utilisation de cette loi en font une approche optimale pour l'ingénierie.

Elle sera étudiée par la suite en accordant une attention particulière à l'influence de l'angle d'inclinaison et en étudiant sa sensibilité à la contraction latérale.

#### **1.4.4. Synthèse sur les lois hydrauliques des seuils inclinés**

Le fonctionnement d'un seuil incliné est conditionné par l'angle d'inclinaison et la hauteur en amont adimensionnelle, qui déterminent en régime dénoyé les trajectoires des lignes de courant ainsi que la valeur et la position de la hauteur critique. La contribution réelle de l'angle d'inclinaison et de la contraction latérale demeure un sujet de débat parmi les chercheurs et n'a pas encore été consensuellement établie au travers d'une loi générique.

Par ailleurs, l'ennoisement du seuil dépend du niveau de submersion, avec une incidence limitée sur le débit pour les écoulements partiellement submergés, tandis qu'il est plus significatif pour les cas de submersion élevée. Il est important de souligner que la résistance à l'influence aval tend à augmenter avec l'angle d'inclinaison du seuil et la charge adimensionnelle en amont.

L'étude des seuils inclinés spécifiques aux vannes basculantes s'effectuera sur la base de deux équations. En régime dénoyé, l'équation (1.80) développée par [89], [150], [165] est choisie. Elle sera corrigée en régime noyé par un coefficient correcteur calculé par l'équation (1.91) développée par [174] dont la construction décrit de façon continue et fiable la diminution du débit en fonction de l'état de submersion de l'ouvrage. Le choix de ces équations est justifié par leur simplicité de construction, facilitant ainsi leur application en ingénierie pour le dimensionnement et la calibration spécifique à la géométrie de l'ouvrage. L'analyse des performances de ces approches révèle que leurs paramètres numériques sont influencés par l'angle d'inclinaison du volet. De plus, ces équations reposent sur des principes physiques fondamentaux et sont formulées de manière adimensionnelle, garantissant leur robustesse mathématique et leur possible généralisation. Enfin, la validation de ces méthodes démontre leur précision compétitive, en accord avec les critères de performance établis par les exigences règlementaires en matière d'autosurveillance.

## 1.5. Conclusion de l'état de l'art

### 1.5.1. Synthèse de l'état actuelle des connaissances

#### 1.5.1.1. Concernant le fonctionnement global de l'ouvrage

La conception actuelle des vannes basculantes garantit une ouverture complète du volet basculant, pour une hauteur amont prédéterminée. Cette configuration permet d'optimiser la section de passage tout en minimisant la perte de charge singulière induite par l'ouvrage, afin de maximiser la capacité d'évacuation lorsque la hauteur amont est considérée comme critique en termes de risque d'inondation. Cette conception présente en outre l'intérêt de ne pas nécessiter de pièces complexes.

Cependant, la vanne basculante reste complètement ouverte et maintient cette position même lorsque la hauteur amont redevient compatible avec l'objectif de stockage. Ce fonctionnement peut entraîner une perte de la majeure partie du volume stocké en amont, et réduire ainsi l'efficacité du système.

Dans le cas d'une vanne posée au droit d'une conduite de décharge dans un déversoir d'orage, le dimensionnement de l'ouvrage revient à définir le seuil de basculement approprié pour une pluie de période de retour définie. Pour des fréquences d'occurrence plus faibles seulement, la vanne bascule et les performances de stockage de l'équipement sont dégradées.

Dans le cas d'une vanne installée directement dans un collecteur et étant traversé par le débit de temps sec ainsi que celui généré par la pluie, la conception actuelle ne permet pas d'atteindre les objectifs de stockage souhaités. Cette limitation s'explique par la position en série par rapport à l'écoulement principal et par la capacité limitée de l'ajutage, conçu pour les périodes de temps sec, et éventuellement les pluies de faibles intensités. La dynamique de la hauteur d'eau en amont de l'ouvrage lors de périodes de pluie dépend ainsi principalement des caractéristiques géométriques du réseau et de l'hydrogramme amont qui gouvernent le volume de stockage utile ainsi que son remplissage. Par conséquent, la vanne peut basculer pour des pluies de périodes de retour inférieures à la pluie prévue initialement lors du dimensionnement de l'ouvrage.

#### 1.5.1.2. Concernant la dynamique de l'ouvrage

La dynamique de la vanne se réfère à l'évolution de l'inclinaison du volet basculant sous l'action des moments des forces qui s'appliquent sur ce dernier. Celles-ci concernent notamment le poids du volet ainsi que les forces de pression dans le cas des vannes présentées jusqu'alors. Cette dynamique, en interaction avec l'hydraulique de l'ouvrage, gouverne sa capacité à atteindre les objectifs opérationnels relatifs au stockage.

La caractérisation analytique, numérique ou expérimentale de la dynamique de l'ouvrage est fondamentale pour déterminer de manière précise la hauteur de l'axe de rotation et la masse des

contrepoids nécessaires afin d'assurer une ouverture correspondant à la hauteur de seuil définie, ainsi qu'une fermeture complète de l'ouvrage.

Lorsqu'une vanne est complètement fermée, obstruant toute la section de passage, l'hypothèse d'un champ de pression hydrostatique en amont est valide, car l'écoulement est tranquilisé et sans vitesse, ce qui permet une résolution analytique simple du champ de pression hydrostatique.

Toutefois, si la vanne est équipée d'un ajutage, le profil de pression n'est plus hydrostatique en raison de la courbure des lignes de courant et de l'accélération de l'écoulement, ce qui introduit une composante dynamique. Le calcul analytique du profil de pression devient plus complexe.

Ensuite, lorsque le volet est en position ouverte, un écoulement complexe se forme au-dessus et en dessous. L'interaction entre les deux jets en aval peut conduire à la formation d'une boucle de recirculation turbulente en contact avec le flanc aval du volet, ce qui entraîne une contre-pression fluctuante. La modélisation analytique précise du champ de pression en contact avec le volet devient impossible. Une description rigoureuse de la dynamique de l'ouvrage dans de telles conditions nécessite l'utilisation de tests en banc d'essais hydrauliques ou d'un modèle de mécanique des fluides numériques tridimensionnel approprié.

Concernant la dynamique de l'ouvrage lorsqu'il est soumis à une influence aval, aucune étude ne considère l'impact d'une contre-pression sur le flanc aval du volet lors de l'ouverture ou la fermeture de ce dernier. Actuellement, un clapet anti-retour peut être installé dans le cas des vannes obstruant entièrement la section de passage dans le but de protéger la partie inférieure d'une contre-pression et ainsi éviter une ouverture prématurée du volet pouvant entraîner une intrusion du milieu naturel dans le réseau ou une dégradation des performances de stockage.

Aucune étude spécifique n'a été réalisée sur le déversement à travers une vanne basculante soumise à un fort niveau d'eau aval. Toutefois, des investigations portant sur des structures similaires immergées dans un écoulement ont mis en évidence la possibilité d'une apparition de vibrations induites par vortex dans le sillage du volet. Ces instabilités peuvent entraîner des oscillations de l'élément mobile, une fatigue éventuelle ainsi qu'une augmentation de la perte de charge de l'écoulement. La conception et le dimensionnement doivent prévenir ces conséquences dommageables.

#### *1.5.1.3. Concernant l'hydraulique de l'ouvrage*

L'hydraulique d'une vanne basculante consiste en la caractérisation de l'écoulement à travers la structure en fonction de ses paramètres géométriques et des contraintes hydrauliques imposées par le réseau, tels que le débit en amont et la hauteur en aval. Sur le plan de l'ingénierie, cette description doit être modélisée à l'aide d'un système d'équations mathématiques reliant des variables globales telles que le débit, les hauteurs amont et aval, l'angle variable du volet ainsi que les paramètres géométriques

constants de l'ouvrage qui impactent l'écoulement. Cette modélisation permet le dimensionnement de l'ouvrage et la mesure indirecte du débit en utilisant des paramètres mesurables à moindre coût.

La vanne basculante est constituée d'un seuil combiné à une vanne de fond. L'étude des vannes - seuil met en évidence une interaction mutuelle entre ces deux singularités. En effet, lorsqu'elles sont combinées, il est observé en amont une diminution du rayon de courbure des lignes de courant et des pertes de charge singulières, accompagnées d'une augmentation de la vitesse d'approche. Cela entraîne une augmentation du coefficient de débit pour chaque singularité. En aval, l'interaction des deux jets déversés peut provoquer l'auto-ennoiement de la vanne de fond, ce qui réduit alors son coefficient de débit. Ainsi, l'impact global la combinaison dépend de la géométrie globale de l'ouvrage, qui guide la structuration des lignes de courant et, par conséquent, la répartition du débit et de la quantité de mouvement en amont à travers chaque orifice.

Le manque d'études spécifiques sur les vannes basculantes a motivé une analyse approfondie et individualisée de chacun de ses composants, en se concentrant particulièrement sur l'impact de l'inclinaison du volet.

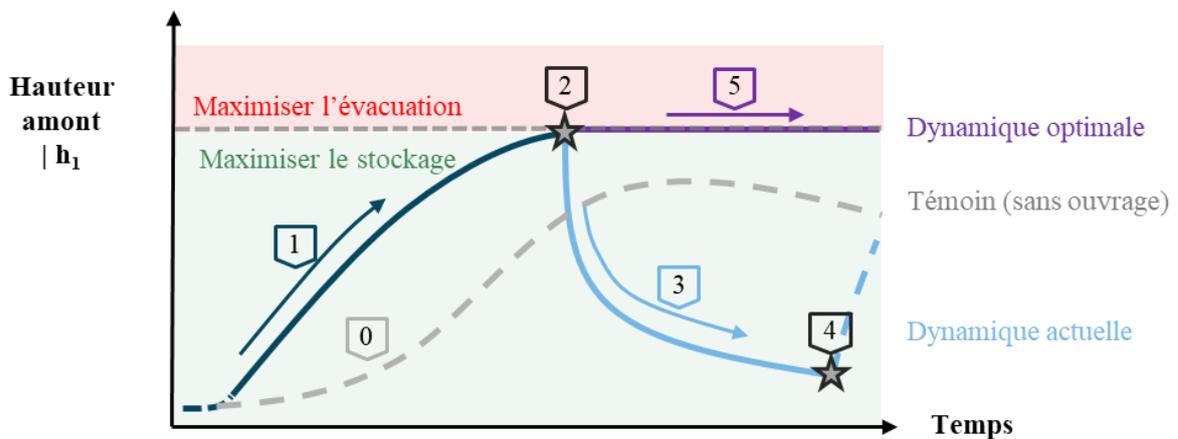
Dans le cas de la vanne de fond, la présence d'un volet restreint l'écoulement en amont et ajoute ainsi une perte de charge singulière significative. Cette dernière diminue à mesure que le volet s'ouvre. D'autre part, l'inclinaison du seuil permet d'augmenter la capacité de débit en réduisant le rayon de courbure des lignes de courant en amont, jusqu'à un certain angle d'ouverture au-delà duquel le coefficient de débit diminue brusquement, ce qui suggère une transition du comportement du seuil vers celui d'un seuil épais. Une étude exhaustive des équations représentant le fonctionnement hydraulique de chaque singularité a mis en évidence celles qui promettent la meilleure prise en compte des spécificités géométriques des vannes basculantes, offrant ainsi une calibration précise et robuste, ainsi qu'une utilisation simple et applicable dans le domaine de l'ingénierie.

Une étude similaire a été menée pour étudier l'effet d'une influence aval sur le comportement de chaque singularité. Dans le cas de la vanne de fond, il a été constaté que l'augmentation de l'inclinaison du seuil entraîne une réduction de la perte de charge singulière, ce qui renforcerait potentiellement la résistance à l'ennoiement. Des recherches spécifiques sur les seuils inclinés ont démontré par ailleurs que l'ouverture du seuil accroît sa capacité de résistance à l'ennoiement. L'étude exhaustive des équations représentant le fonctionnement hydraulique des singularités a permis de sélectionner celles étant les plus adaptées pour prendre en compte les caractéristiques géométriques des vannes basculantes, ainsi que pour assurer une détection précise de l'influence en aval et une description précise de la diminution continue du débit en fonction de la hauteur aval, en tenant compte des cas partiellement puis totalement noyés.

### 1.5.2. Objectifs des travaux de recherche actuels

#### 1.5.2.1. Concernant le fonctionnement global de l'ouvrage

La conception actuelle de l'ouvrage doit être révisée afin d'optimiser les performances en matière de stockage en réseau. Cela requiert une vanne capable de maintenir le niveau d'eau maximal dans le réseau une fois atteint. Pour cela, il est nécessaire de mettre en place un mécanisme permettant d'évacuer le volume excédentaire en amont vers l'aval dès que la hauteur en amont dépasse le seuil prédéfini. De plus, la vanne doit être en mesure de retourner automatiquement en position de stockage dès que la hauteur en amont redevient inférieure à ce seuil, comme décrit sur la Figure 1-34.



#### Légende :

0	Situation sans ouvrage
1	Vanne basculante fermée, phase de stockage dans le réseau amont
2	Atteinte de la hauteur limite vis-à-vis du risque inondation
3	Vanne fusible actuelle : Ouverture complète et vidange des volumes stockés
4	Vanne fusible actuelle : Fermeture du volet pour une hauteur amont très inférieure à la hauteur limite traduisant la perte du bénéfice de stockage
5	Vanne optimale : Maintien de la hauteur amont optimale entre les deux objectifs

**Figure 1-34. Comparaison du fonctionnement global entre la conception actuelle d'une vanne basculante et l'approche d'une vanne basculante optimale**

La révision de la conception de l'ouvrage est essentielle pour les vannes de stockage en ligne, car elles sont directement placées dans l'écoulement principal. Les performances de l'ouvrage sont directement liées au volume de stockage spécifique à la position de la vanne et à la géométrie de chaque réseau, ce qui rend impossible une généralisation de son fonctionnement. La position des vannes de stockage en ligne ajoute une contrainte supplémentaire, celle d'évacuer un débit de pluie important tout en maintenant une hauteur maximale de stockage en amont.

L'optimisation globale du fonctionnement de la vanne sera principalement axée sur cette configuration, étant donné qu'elle présente le plus grand nombre de contraintes hydrauliques et qu'elle est considérée comme prioritaire.

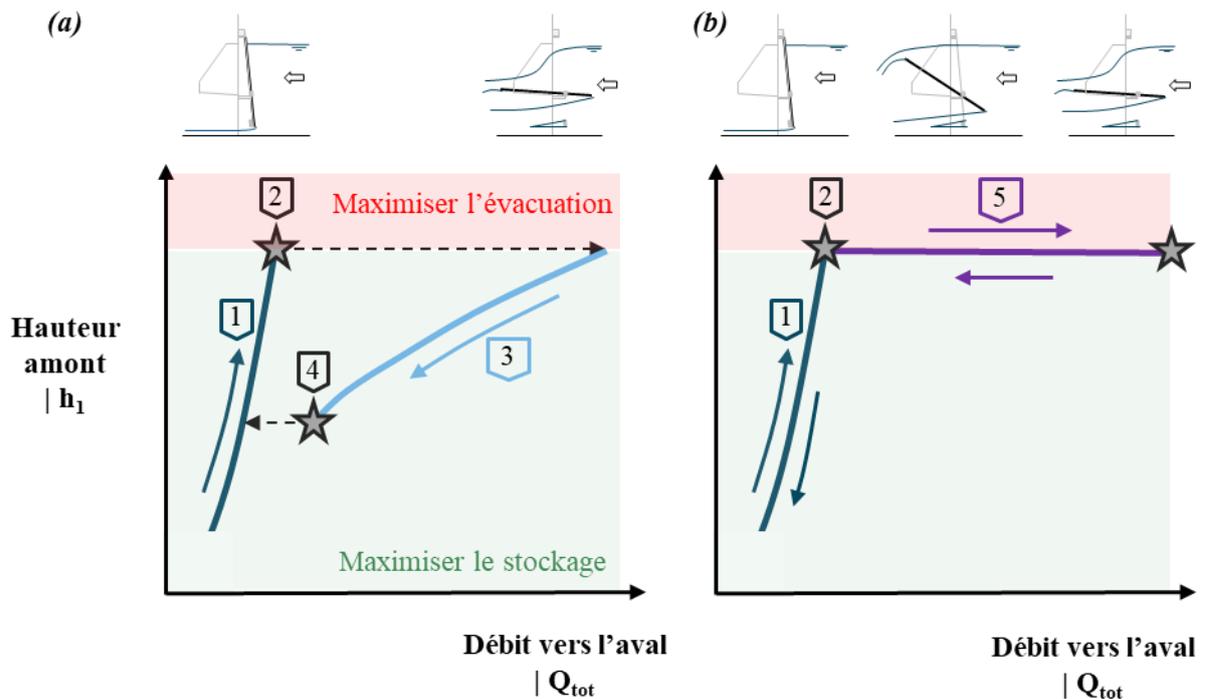
Le développement d'une nouvelle conception d'ouvrage nécessite au préalable une meilleure compréhension et caractérisation de la dynamique et de l'hydraulique d'une vanne basculante classique.

#### *1.5.2.2. Concernant la dynamique de l'ouvrage*

Dans un premier temps, il est nécessaire de caractériser la dynamique des vannes basculantes lorsqu'elles sont soumises à une influence en aval, en se concentrant tout d'abord sur leur processus d'ouverture et de fermeture. Cette compréhension permettra également de confirmer le rôle protecteur du clapet anti-retour dans la prévention d'une ouverture prématurée de la vanne.

Des investigations approfondies sont indispensables pour étudier de manière approfondie le comportement du volet mobile lorsqu'il est immergé dans un écoulement soumis à une influence en aval. Il existe en effet un risque de développement de vibrations induites par vortex dans le sillage d'un tel obstacle. La présence d'une contre-pression en aval du volet, associée à d'éventuelles fluctuations, génère des forces supplémentaires instables. Ces dernières peuvent provoquer une résonance du volet, entraînant une fatigue prématurée et une perte de charge significative. Il est donc primordial de comprendre ces phénomènes pour concevoir si nécessaire des mesures adéquates visant à prévenir ces effets indésirables et à garantir le bon fonctionnement et la durabilité du volet mobile.

Du point de vue de l'optimisation de la conception actuelle, il est essentiel d'éviter une ouverture brusque, complète et irréversible du volet dès que la hauteur en amont est dépassée, comme le fonctionnement d'un fusible (cf. Figure 1-35 - a). Il est nécessaire d'étudier un pilotage précis de la dynamique du volet afin de trouver un équilibre entre l'ouverture nécessaire pour évacuer le débit excédentaire tout en maintenant une hauteur maximale de stockage sans risque d'inondation (cf. Figure 1-35 - b). Cette approche permettra de garantir un fonctionnement plus contrôlé et optimal de l'ouvrage.



Légende :

- |   |  |
|---|--|
| 1 | Vanne basculante fermée, phase de stockage dans le réseau amont  |
| 2 | Atteinte de la hauteur limite vis-à-vis du risque inondation   |
| 3 | Vanne fusible actuelle : Ouverture complète et vidange des volumes stockés   |
| 4 | Vanne fusible actuelle : Fermeture du volet pour une hauteur amont très inférieure à la hauteur limite traduisant la perte du bénéfice de stockage |
| 5 | Vanne optimale : Ouverture progressive et maintien de la hauteur amont optimale  |

**Figure 1-35. Comparaison de la loi de stockage d'une vanne basculante intégrée en série entre une (a) conception actuelle et une (b) conception optimale.**

Afin d'assurer la robustesse et l'autonomie du fonctionnement des vannes de stockage, l'optimisation sera étudiée en se basant uniquement sur une dynamique pilotée par un équilibre hydromécanique.

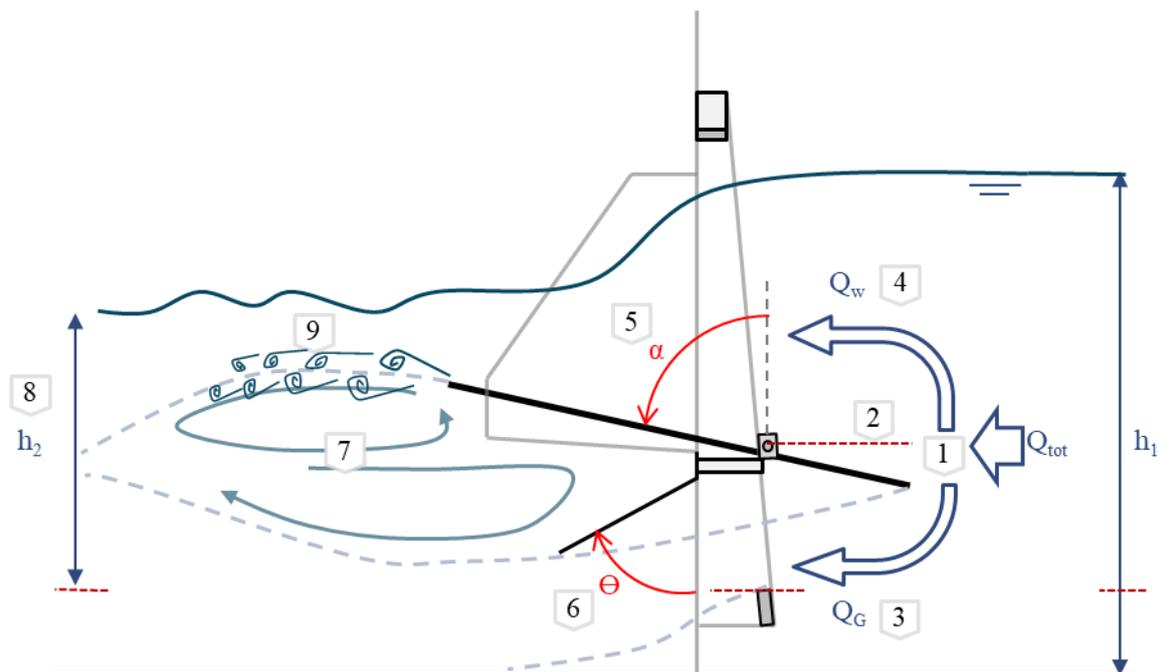
### 1.5.2.3. Concernant l'hydraulique de la structure

Les recherches sur l'hydraulique des vannes basculantes sont limitées aux grands angles d'ouverture et au régime d'écoulement dénoyé. L'utilisation de ces ouvrages dans le cadre d'une fonction de stockage en réseau entraîne des sollicitations hydrauliques jusqu'ici peu étudiées, telles que l'influence aval. L'effet de la contre-pression exercée sur le volet pourrait entraîner sa fermeture partielle vers des angles d'inclinaison plus obtus.

Ainsi, une exploration de ces modes de fonctionnement s'avère nécessaire pour obtenir une meilleure compréhension de l'hydraulique de l'ouvrage, permettant par la suite de développer et de valider un

système d'équations pour le dimensionnement et la mesure des débits. Ce travail constitue également la base de la stratégie visant à optimiser ensuite la conception de l'ouvrage.

La méthode adoptée consiste à étudier chaque singularité hydraulique de manière indépendante. Le fonctionnement de ces organes est influencé par l'inclinaison du seuil, qui est encore mal connue dans le contexte spécifique d'une vanne basculante. Une compréhension fine de la complexité de l'écoulement à travers chaque singularité motive une analyse individualisée. Ceci permet ainsi le développement et la validation d'une loi hydraulique. Cette dernière se base notamment sur des principes physiques et adimensionnels, qui permettent une description générique, robuste et continue de l'écoulement quelles que soient les conditions hydrauliques en aval. La forme de ces équations doit rester simple pour faciliter leur utilisation en ingénierie.



**Légende :**

- 1 Répartition du débit amont vers chaque singularité hydraulique
- 2 Plan de séparation des lignes de courant hypothétique : axe de rotation
- 3 Débit s'engouffrant dans la vanne de fond :  $Q_G$
- 4 Débit déversé par-dessus le seuil incliné :  $Q_w$
- 5 Angle d'inclinaison du volet basculant :  $\alpha$
- 6 Angle d'inclinaison du clapet anti-retour :  $\Theta$
- 7 Interactions turbulentes des deux jets en aval
- 8 Potentielle influence aval
- 9 Potentielles vibrations induites par vortex en aval du volet basculant immergé

**Figure 1-36. Schéma synthétisant les paramètres d'intérêt dans l'étude hydraulique des vannes basculantes**

Par la suite, la combinaison des deux singularités hydrauliques est analysée pour évaluer directement l'impact potentiel sur l'écoulement résultant de leurs interactions spécifiques, en prenant en considération par ailleurs les cas soumis à une influence en aval.

### ***1.5.3. Moyens mis en œuvre***

#### ***1.5.3.1. Moyens expérimentaux***

La dynamique et l'hydraulique de la vanne s'influencent mutuellement à travers les interactions fluides structures, les deux sont en constante recherche d'équilibre.

Le fonctionnement d'une vanne basculante est complexe en raison de l'interaction entre le fluide et la structure, ainsi que des interactions entre le volet et les éléments fixes du cadre lors des mouvements de basculement et de fermeture. D'autre part, les perturbations de l'écoulement fortement turbulentes provoquées par l'interaction des jets en sortie de la vanne entraînent des fluctuations du champ de pression sur le flanc aval du volet qui influencent potentiellement sa dynamique et sa stabilité.

L'utilisation d'un modèle expérimental revêt une importance cruciale pour appréhender de manière exhaustive les phénomènes complexes et les multiples interactions qui les régissent, sans recourir à des hypothèses simplificatrices. Cette approche permet d'acquérir une compréhension approfondie et de caractériser de manière précise les aspects hydrauliques et dynamiques, en contrôlant de manière rigoureuse et précise toutes les conditions d'écoulement. Les conditions de laboratoire offrent ainsi la possibilité de mesurer avec fiabilité et une précision élevée les paramètres d'étude nécessaires à une analyse approfondie.

La réalisation d'études en laboratoire permet d'analyser un champ d'écoulement représentatif de l'ensemble des conditions rencontrées. Cela permet d'obtenir un volume considérable de données précises, indispensables pour calibrer et valider des modèles hydrauliques et dynamiques. Ces données jouent un rôle crucial dans l'élaboration de modèles fiables et précis, permettant ainsi une meilleure compréhension et prédiction des phénomènes étudiés.

#### ***1.5.3.2. Moyens numériques***

L'utilisation de la modélisation numérique permet de valider la conception d'une structure dans un environnement spécifique et de calibrer les coefficients des lois de débit pour des mesures précises, sans avoir recours à des prototypes expérimentaux ou à des calibrations sur site. Cette approche offre des avantages significatifs en termes de coûts et de gain de temps.

Les modèles numériques actuellement disponibles, qui visent à représenter de manière quantitative et précise la complexité du fonctionnement des vannes basculantes, sont encore en cours de développement et de validation [176], [177].

Dans des configurations spécifiques préalablement définies lors de l'analyse expérimentale, l'application des modèles numériques actuels [178], [179] peut être étudiée dans le but de fournir des informations difficiles à obtenir expérimentalement, telles que la distribution moyenne des champs de vitesse et de pression sur le volet. La validation des modèles requiert une étape préliminaire de comparaison avec des données expérimentales afin de vérifier la cohérence et la validité de leurs paramètres et schémas de calcul.

**1.5.4. Organisation du manuscrit**

Une vue d'ensemble des objectifs de la thèse et des moyens pour les atteindre est présentée ci-dessous :

Objectif	Régime étudié	Vanne fusible		Vanne de régulation	
Construction d'une base de données	Permanent	G	<b><u>B.D. Expérimentales</u></b> $Q, h_1, h_3, \alpha, \Theta, (t)$	<b><u>B.D. Expérimentales</u></b> $Q, h_1, h_3, \beta, \gamma, (t)$	
		W			
		Tot			
	Transitoire	G	<b><u>B.D. Numériques</u></b> <i>Validation d'un paramétrage de modèle numérique</i> $Q, h_1, h_3, \alpha, (t)$		
	Permanent	W			
		Tot			
Modélisation	Permanent	G	<i>Loi hydraulique vanne de fond</i> $Q_G = \varphi_1 (h_1, h_3, \alpha, \Theta)$	<i>Validation de la conception</i>	
		W	<i>Loi hydraulique seuil incliné</i> $Q_w = \varphi_2 (h_1, h_3, \alpha)$	<i>Comportement hydraulique</i> $Q_{tot} = \Psi_1 (h_1, h_3, \beta, \gamma)$	
		Tot	<i>Etude du facteur interaction (IF)</i> $Q_{tot} = IF (h_1, h_3, \alpha) \times (Q_G + Q_w)$		
	Transitoire	Tot		<i>Dynamique d'ouverture / fermeture</i> $h_{op}, h_{cl} = \varphi_4 (h_3)$	<i>Comportement dynamique</i> $\gamma = \Psi_2 (h_1, h_3, Q_{tot}, t)$
				<i>Loi hydraulique transitoire</i> $Q_{tot}(t) = \varphi_5 (h_1, h_3, \alpha, \Theta, t)$	
				<i>Stabilité du volet basculant</i> $\alpha = \varphi_3 (h_1, h_3, Q_{tot}, t)$	

Figure 1-37. Vue d'ensemble du travail de thèse

*Les sigles TOT, G et W font référence respectivement à l'étude globale de la vanne basculante et aux études indépendantes de la vanne de fond et du seuil incliné.*

Pour des raisons de simplicité dans la suite du manuscrit, la conception classique de ces ouvrages sera désignée par le terme de « **vanne fusible** » afin de décrire d'un point de vue terminologique la dynamique de fonctionnement de l'équipement. De la même façon, la conception optimisée sera décrite sous le nom de « **vanne de régulation** » ou encore vanne optimale dans certains cas.

L'organisation globale du travail de recherche se décompose en trois principales parties :

---

**Partie A – Matériels et méthodes**

Chapitre 2. Développement d'un banc d'essais expérimental

**Partie B – Etude des vannes fusibles**

Chapitre 3. Étude en régime transitoire

Chapitre 4. Étude hydraulique en régime permanent

**Partie C – Conception des vannes de régulation**

Chapitre 5. Optimisation de la conception de la vanne basculante

Chapitre 6. Mise en œuvre en conditions opérationnelles d'une vanne de régulation

---

La première partie présente les approches expérimentales développées et employées pour étudier les vannes basculantes.

La deuxième section se concentre sur l'analyse de la conception des vannes basculantes actuellement utilisées, avec une attention portée sur les vannes fusibles, qui démontrent des performances de stockage encore satisfaisantes. Ces recherches permettront une compréhension et une caractérisation approfondie des aspects hydrauliques et dynamiques des vannes basculantes, posant les bases pour une troisième section axée sur l'optimisation de leur conception.

La troisième partie aborde l'utilisation des vannes basculantes dans le contexte du stockage en série, avec pour objectif d'optimiser leur conception pour permettre une régulation fine de la hauteur de l'eau, tout en tenant compte du débit de dimensionnement pour lequel il est souhaité de maximiser le stockage en amont

---

## Partie A

### Matériels et méthodes

---



# Chapitre 2. Développement d'un banc d'essais expérimental

---

## 2.1. Introduction du chapitre 2

L'état de l'art a mis en lumière la complexité du fonctionnement d'une vanne basculante d'un point de vue hydraulique et dynamique, incluant des interactions fluides structures et un écoulement fortement turbulent et potentiellement instable.

L'utilisation d'un modèle expérimental s'avère dès lors indispensable pour une compréhension approfondie de ces phénomènes complexes, sans recourir à des hypothèses simplificatrices. L'utilisation d'un canal en laboratoire présente des avantages significatifs par rapport à l'étude d'un site réel, notamment un contrôle rigoureux et précis des conditions d'écoulement, couvrant ainsi l'ensemble des configurations de fonctionnement possibles. Les conditions de laboratoire offrent également la possibilité d'effectuer des mesures fiables et précises des paramètres d'étude, générant un volume important de données nécessaires à l'étalonnage et à la validation des modèles hydrauliques et dynamiques.

Ce chapitre présente en détail le développement d'un banc d'essais hydraulique répondant aux objectifs évoqués précédemment. Une attention particulière est accordée à la description du canal à surface libre de la plateforme hydraulique du laboratoire ICube à Strasbourg. La géométrie du canal, le système d'alimentation en eau et l'ajout d'un seuil réglable en aval sont présentés. De plus, la métrologie utilisée pour mesurer avec fiabilité chaque paramètre d'étude est détaillée, en incluant les choix technologiques, les procédures d'étalonnage des capteurs et l'évaluation des incertitudes. La mesure des angles d'inclinaison de chaque élément mobile est également détaillée. À cet effet, un algorithme spécial basé sur le traitement d'image a été développé, permettant une analyse avancée des images pour obtenir des mesures précises des angles d'inclinaison. Enfin, les protocoles d'étude en régime permanent et transitoire sont présentés et discutés en dernier lieu.

Objectif	Régime étudié	Vanne fusible		Vanne de régulation
Construction d'une base de données	Permanent	G	<b><u>B.D. Expérimentales</u></b> $Q, h_1, h_3, \alpha, \Theta, (t)$	<b><u>B.D. Expérimentales</u></b> $Q, h_1, h_3, \beta, \gamma, (t)$
		W		
		Tot		
	Transitoire	G	<i><u>B.D. Numériques</u></i> <i><u>Validation d'un paramétrage de modèle numérique</u></i> $Q, h_1, h_3, \alpha, (t)$	
		W		
		Tot		
Modélisation	Permanent	G	<i><u>Loi hydraulique vanne de fond</u></i> $Q_G = \varphi_1 (h_1, h_3, \alpha, \Theta)$	<u>Validation de la conception</u>
		W	<i><u>Loi hydraulique seuil incliné</u></i> $Q_W = \varphi_2 (h_1, h_3, \alpha)$	<u>Comportement hydraulique</u> $Q_{tot} = \Psi_1 (h_1, h_3, \beta, \gamma)$
		Tot	<i><u>Etude du facteur interaction (IF)</u></i> $Q_{tot} = IF (h_1, h_3, \alpha) \times (Q_G + Q_W)$	
	Transitoire	Tot	<i><u>Dynamique d'ouverture / fermeture</u></i> $h_{op}, h_{cl} = \varphi_4 (h_3)$	<u>Comportement dynamique</u> $\gamma = \Psi_2 (h_1, h_3, Q_{tot}, t)$
			<i><u>Loi hydraulique transitoire</u></i> $Q_{tot}(t) = \varphi_5 (h_1, h_3, \alpha, \Theta, t)$	
			<i><u>Stabilité du volet basculant</u></i> $\alpha = \varphi_3 (h_1, h_3, Q_{tot}, t)$	

Figure 2-1. Vue d'ensemble des points abordés au cours du chapitre n°2 (en bleu)

## 2.2. Le canal à surface libre du laboratoire ICube de Strasbourg

Le laboratoire ICube à Strasbourg dispose d'un canal expérimental de 16 mètres de long sur 60 centimètres de large et 1 mètre de hauteur. Les Figure 2-2 à Figure 2-8 illustrent à travers des photographies légendées, le fonctionnement de l'ouvrage.

L'alimentation en eau du dispositif est assurée par deux pompes immergées. La bêche de stockage, enterrée dans le parc du laboratoire, est remplie par un forage dans la nappe phréatique. Chacune des pompes est connectée à une canalisation, équipée d'une vanne de sectionnement afin d'empêcher les écoulements inverses en cas d'arrêt d'une des pompes. Les débits sont mesurés à l'aide de débitmètres électromagnétiques placés sur chacune des deux canalisations. Ces dernières se rejoignent ensuite en hauteur au niveau d'un siphon. Une vanne est installée en aval du siphon, tandis qu'une soupape est placée sur son point le plus élevé. Ces dispositifs permettent de mettre le réseau d'alimentation en charge puis de purger l'air à chaque mise en route afin d'assurer une mesure précise et fiable des débitmètres. En amont du banc d'essais, une fosse d'alimentation permet de faire le lien entre le réseau amont en charge et le canal à surface libre. Un réseau de nids d'abeilles permet de tranquilliser l'écoulement lors de son entrée dans le canal.

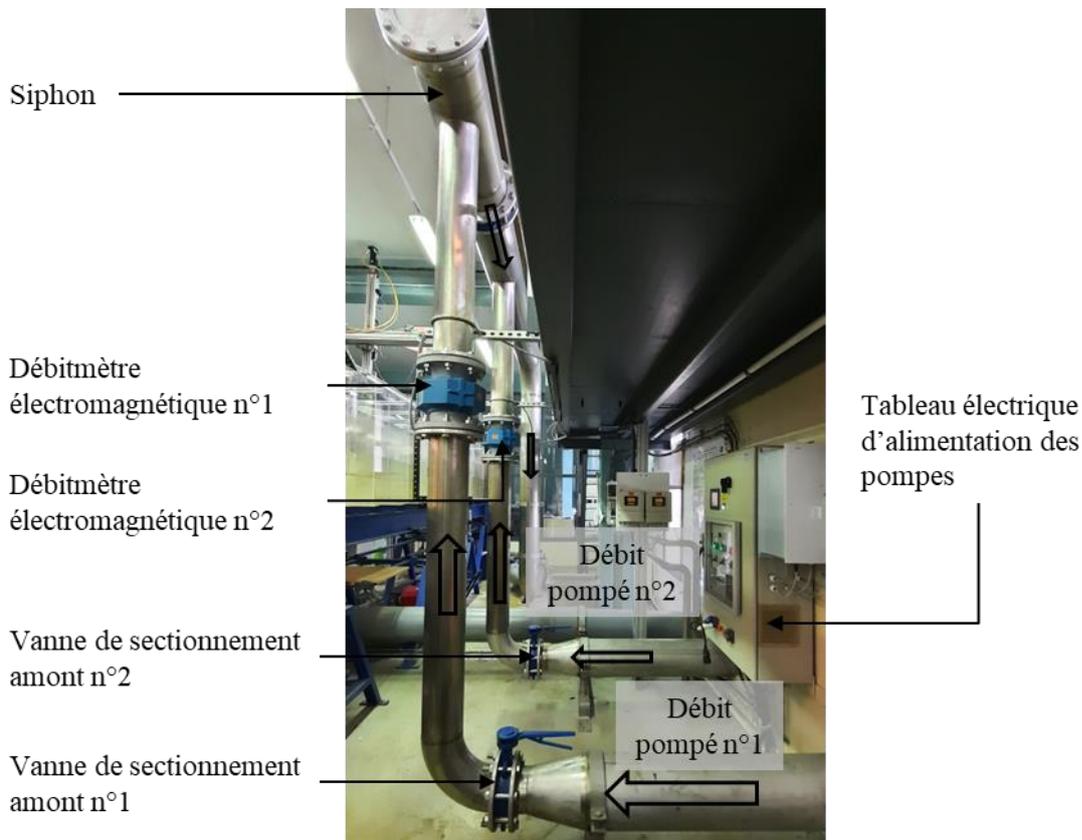


Figure 2-2. Photographie légendée des canalisations d'alimentation



Figure 2-3. Photographie légendée du canal expérimental – Vue depuis l'amont

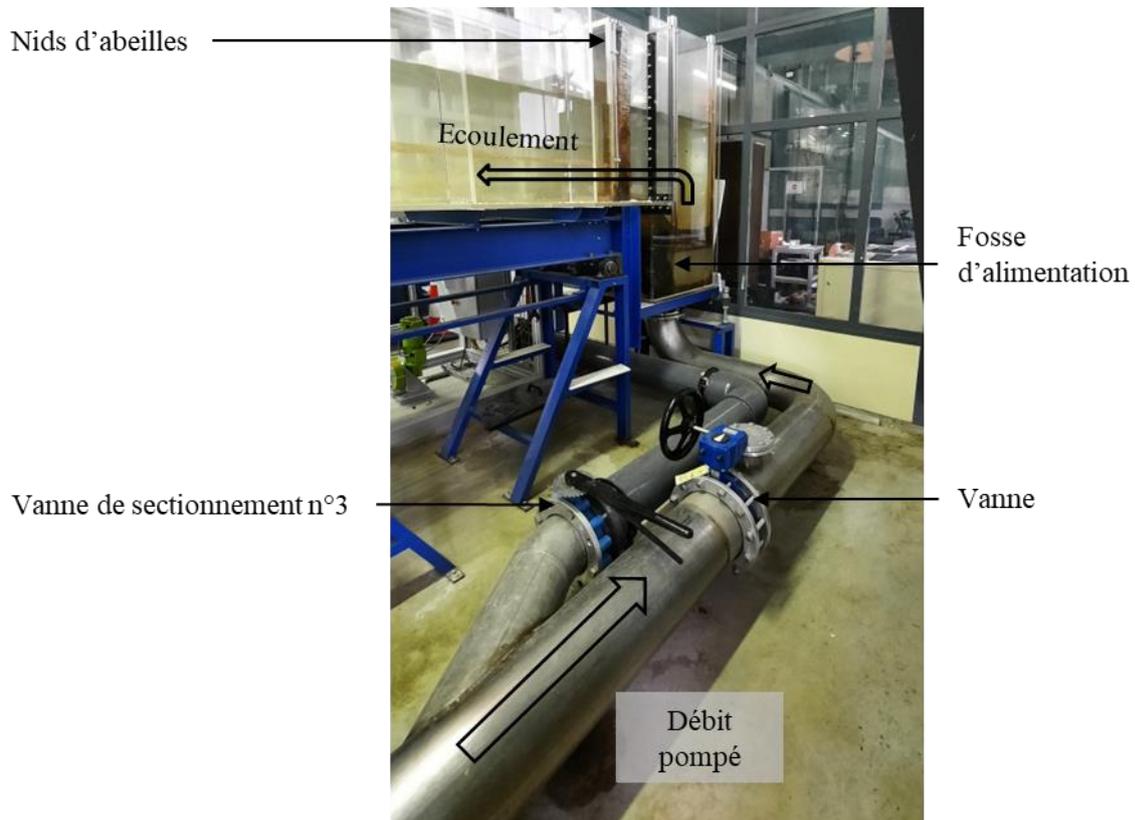


Figure 2-4. Photographie légendée de la fosse d'alimentation du canal expérimental

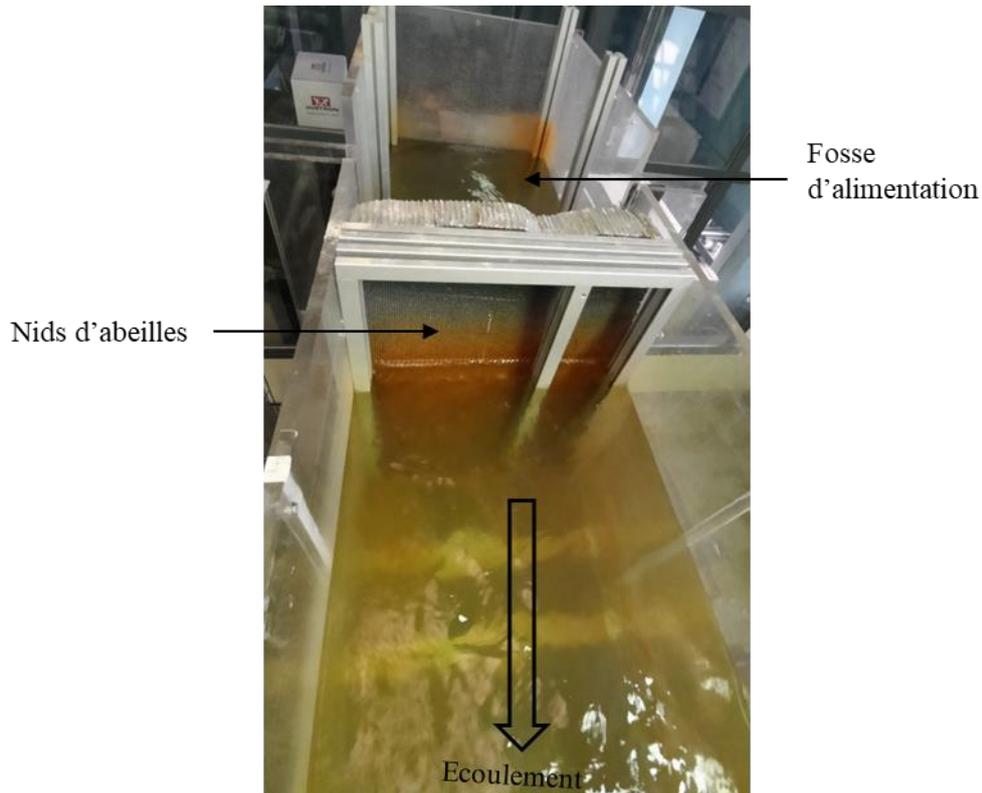
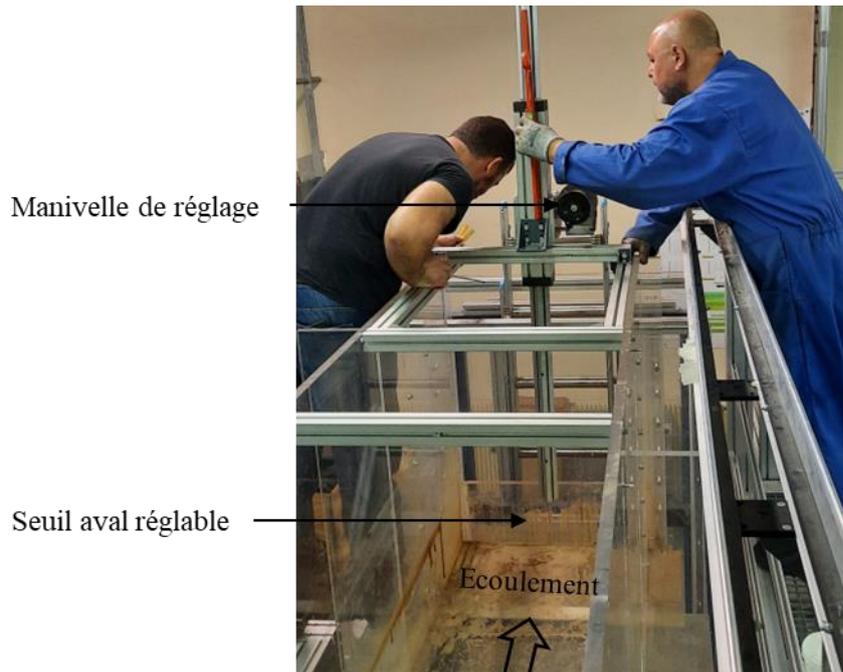


Figure 2-5. Photographie légendée de l'amont du canal



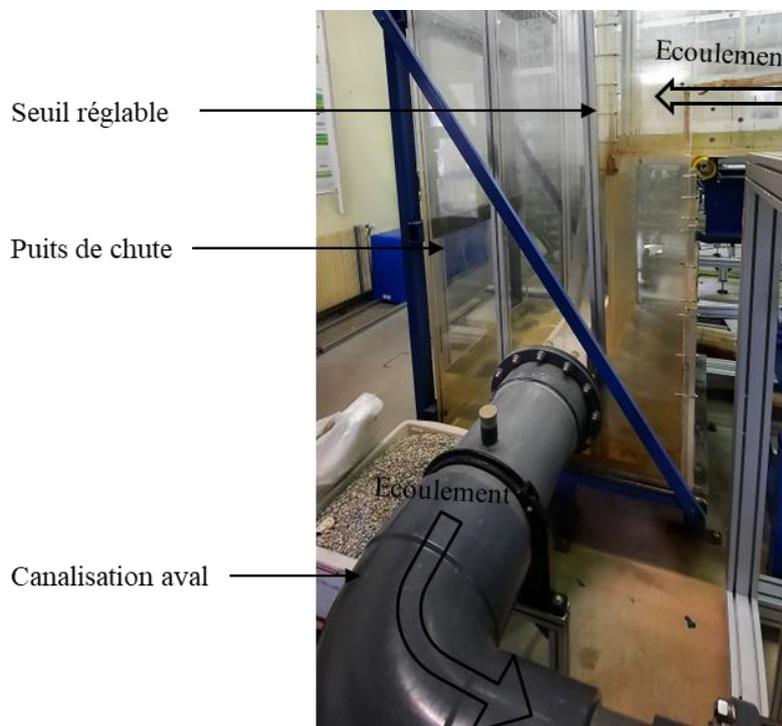
Figure 2-6. Photographie légendée du canal expérimental – Vue depuis l'aval

En sortie du canal a été installé un seuil dont la hauteur de pelle peut être réglée avec précision grâce à une manivelle, comme illustré Figure 2-7.



**Figure 2-7. Photographie légendée seuil aval réglable**

L'évacuation du débit en sortie du canal est assurée par un puits de chute au fond duquel est connectée une canalisation de décharge circulaire. L'engouffrement dans cette dernière est limitant et conditionne la capacité maximale d'évacuation à  $600 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$ , soit  $167 \text{ L} \cdot \text{s}^{-1}$ .



**Figure 2-8. Photographie légendée de l'aval du canal**

## 2.3. Conception et dimensionnement des vannes basculantes expérimentales

### 2.3.1. *Modèle expérimental d'une vanne fusible*

#### 2.3.1.1. *Conception d'un modèle expérimental*

Le dimensionnement d'un modèle expérimental de vanne fusible est réalisé en considérant un volet basculant rectangulaire, qui correspond à la configuration prédominante adoptée actuellement. Les contraintes de dimensionnement prises en considération sont liées à la capacité d'évacuation du canal évaluée à  $167 \text{ L}\cdot\text{s}^{-1}$  ainsi qu'à la hauteur d'eau maximale jugée acceptable vis-à-vis de la structure du canal, estimée à 80 cm.

La conception de la vanne est réalisée en respectant ces contraintes, tout en maximisant la section du volet basculant afin que les écoulements observés soient représentatifs de ceux développés dans les ouvrages réels. Le dimensionnement de ce système est réalisé en utilisant l'outil de modélisation développé par [46], en prenant en compte le scénario dans lequel le débit déversé atteint son niveau maximal, correspondant à une vanne totalement ouverte en régime dénoyé.

Synthèse : Le dimensionnement de la vanne fusible expérimentale comprend un volet rectangulaire d'une hauteur de 55 cm sur 25 cm de largeur, en rotation autour d'un axe horizontal positionné sur le premier tiers de la hauteur. L'angle d'ouverture maximale est choisi à 85 degrés. Cette géométrie correspond à celle d'une vanne Deomatic fabriquée et installée en 2019 par la société Hydrass sur le déversoir d'orage Tour Neuve d'Orléans Métropole, selon une échelle 1 : 2.

#### 2.3.1.2. *Validation des paramètres de similitudes*

L'étude expérimentale d'un modèle réduit requiert une reproduction fidèle des phénomènes d'écoulement observés à l'échelle réelle. Cette similitude permet une extrapolation fiable des résultats qualitatifs et quantitatifs du modèle réduit vers le modèle réel, assurant ainsi une compréhension générale et précise des comportements hydrauliques.

En hydraulique à surface libre, maintenir simultanément une similitude géométrique, cinématique et dynamique entre un modèle hydraulique réduit et l'ouvrage à l'échelle réelle représente une difficulté majeure [180]. Bien que des formules expérimentales puissent prédire les comportements hydrauliques, il est crucial de reconnaître que les effets d'échelle peuvent affecter la validité de ces prédictions. Il est indispensable de comprendre les plages d'expérimentation dans lesquelles les comportements hydrauliques du modèle et du prototype se rapprochent le plus, tout en gardant à l'esprit qu'atteindre une similitude parfaite entre les deux est difficile, voire impossible. Les paramètres de similitude mis en

œuvre dans l'étude d'un ouvrage hydraulique sont le nombre de Reynolds ainsi que le nombre de Froude.

### 2.3.1.2.a. Similitude du nombre de Reynolds

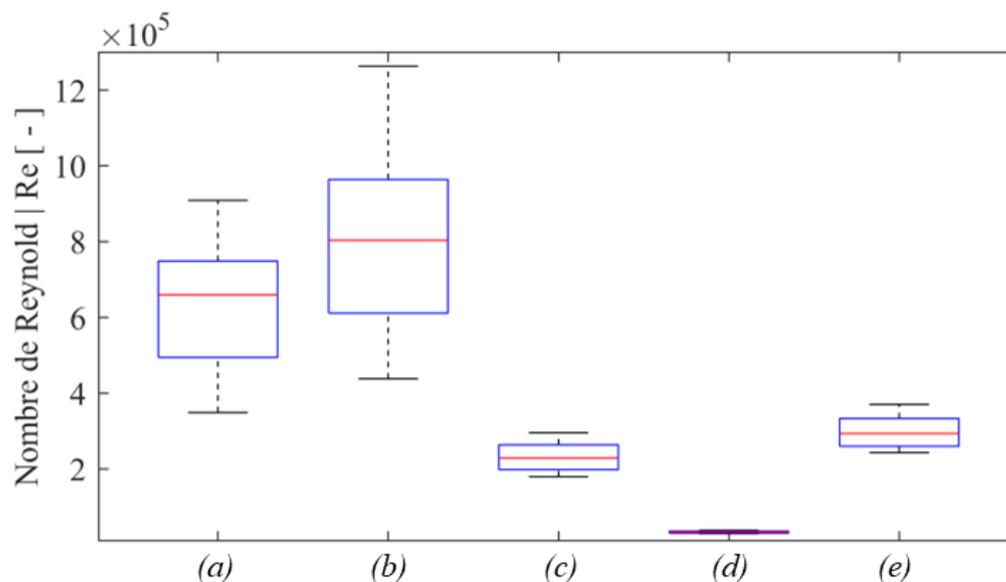
La vérification du caractère turbulent de l'écoulement est essentielle et s'effectue à l'aide du nombre de Reynolds défini comme le rapport entre les forces d'inertie et les forces de viscosité. Dans le cas spécifique des écoulements en canaux à surface libre, le nombre de Reynolds ( $R_e$ ) est calculé selon la formule spécifique :

$$R_e = \frac{R_h U}{\nu} \quad (2.1)$$

Avec  $R_h$  désignant le rayon hydraulique,  $U$  représentant la vitesse de l'écoulement et  $\nu$  étant la viscosité cinématique de l'eau.

Des expériences sur des canaux à surface libre similaires à ceux utilisés en assainissement indiquent que l'écoulement devient turbulent lorsque le nombre de Reynolds dépasse 1000. En dessous de 500, l'écoulement est laminaire, entre 500 et 1000, il y a une transition entre les deux régimes.

Le calcul du nombre de Reynolds dans les canaux d'approche des différents modèles étudiés, qu'ils soient expérimentaux ou réels, démontre que l'ensemble des écoulements examinés sont caractérisés par un régime turbulent prononcé.



**Figure 2-9. Comparaison des distributions des nombres de Reynolds dans la littérature avec le modèle conçu expérimentalement : (a) [46] DO Champ de Mars, (b) [46] DO Tour Neuve (Modèle réel) (c) [103], (d) [102], (e) Modèle réduit**

Le dispositif expérimental ne maintient pas une exacte similitude en Reynolds avec la configuration réelle mais permet toutefois d'atteindre des régimes turbulents du même ordre de grandeur.

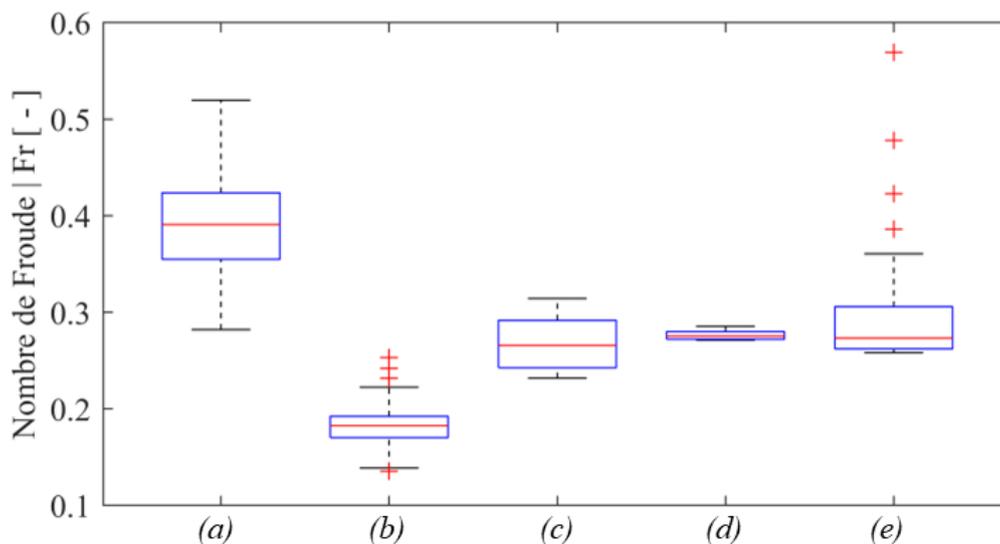
### 2.3.1.2.b. Similitude du nombre de Froude

Le nombre de Froude permet de caractériser la dynamique d'un écoulement et s'interprète comme le rapport de l'énergie cinétique sur l'énergie potentielle et se calcule dans un calcul rectangulaire comme :

$$Fr = \frac{U}{\sqrt{g h}} \quad (2.2)$$

Lorsque la vitesse de l'écoulement  $U$  est supérieure à la vitesse de l'onde gravitaire  $\sqrt{g h}$ , alors toute information en aval ne peut remonter vers l'amont et le régime est décrit comme torrentiel. En revanche, si la vitesse de l'écoulement devient inférieure à la célérité de l'onde gravitaire, alors une information peut remonter vers l'amont et le régime d'écoulement est dit fluvial.

Le calcul du nombre de Froude dans les canaux d'approche des différents modèles étudiés, qu'ils soient expérimentaux ou réels, démontre que l'ensemble des écoulements examinés sont caractérisés par un régime fluvial.



**Figure 2-10. Comparaison des distributions des nombres de Froude entre dans la littérature avec le modèle conçu expérimentalement : : (a) [46] DO Champ de Mars, (b) [46] DO Tour Neuve (Modèle réel) (c) [103], (d) [102], (e) Modèle réduit**

Toutefois, il convient de souligner que le dispositif expérimental dimensionné ne parvient pas à maintenir exactement la similitude en termes de nombre de Froude avec la configuration réelle. Les valeurs observées sont légèrement inférieures, ce qui suggère un écoulement expérimental plus calme que celui observé dans la réalité.

### 2.3.1.2.c. Synthèse sur la similitude du modèle expérimental

Le dispositif expérimental présente une similitude géométrique avec un modèle réel, mais les similitudes selon les nombres de Reynolds et de Froude ne sont pas respectées. Bien que différents, ces paramètres

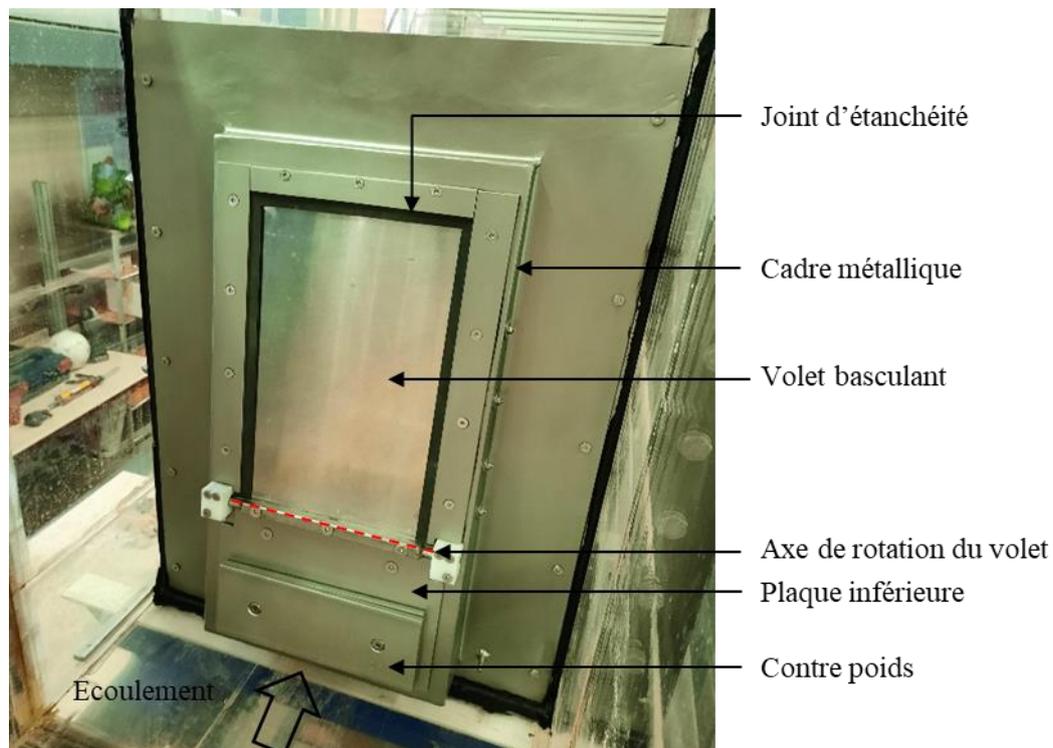
demeurent du même ordre de grandeur, suggérant une possible autosimilarité partielle des écoulements. Pour vérifier cette hypothèse, une série de modélisations numériques 3D de l'écoulement à travers l'ouvrage pourra être employée en considérant différentes similitudes géométriques et en vérifiant les lois hydrauliques reliant des paramètres hydrauliques et géométriques globaux.

### 2.3.1.3. *Présentation de la vanne prototype*

Conformément aux prédimensionnements hydrauliques, une conception globale de la vanne ainsi que de la géométrie de chaque composant a été réalisée en se conformant aux procédés de fabrication internes de l'entreprise. L'intégralité du modèle expérimental a été conçu et fabriqué par le chef d'atelier, Gregory Sacerdote, dans les installations de l'entreprise. Un test sur le banc d'essais hydrauliques de l'entreprise a permis de valider la hauteur de l'axe de rotation, la masse des contrepoids, ainsi que l'étanchéité de la vanne.

Ce modèle réduit est ensuite installé au centre du canal expérimental du laboratoire ICube, tel que mentionné précédemment.

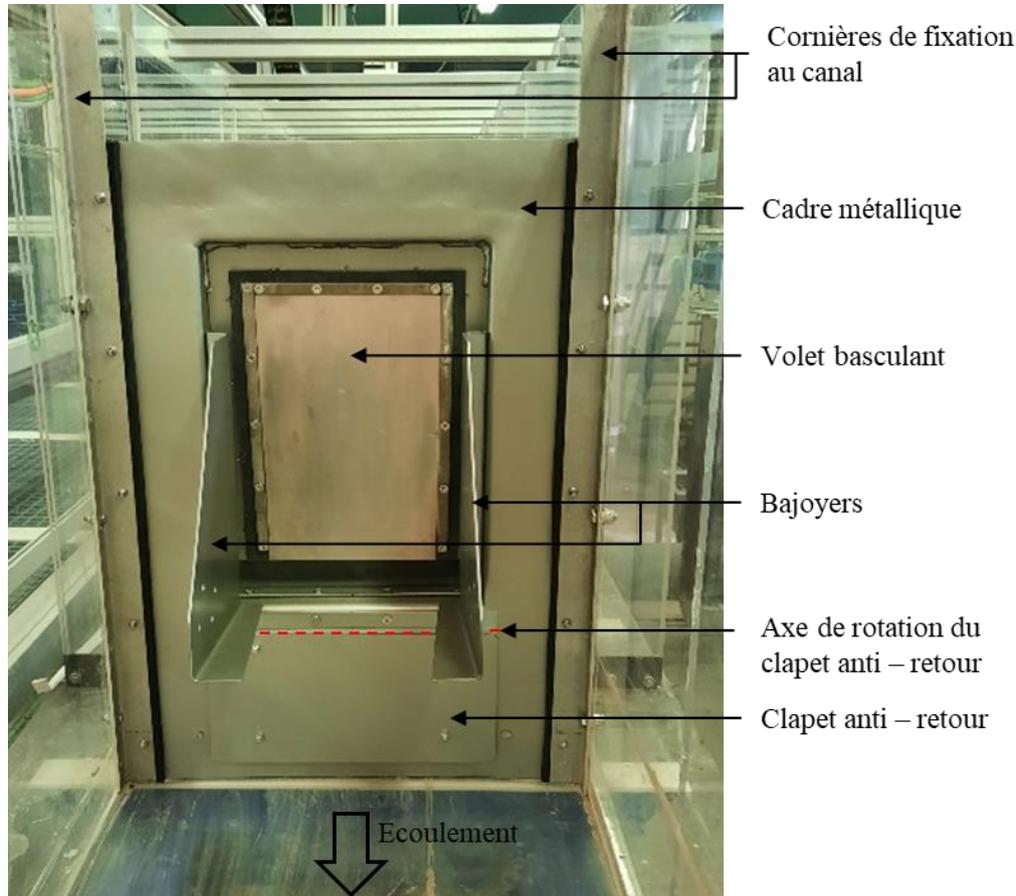
Les photographies légendées ci-dessous mettent en évidence les différentes caractéristiques du modèle :



**Figure 2-11. Photographie légendée de la vanne fusible expérimentale - Vue amont**

Le cadre métallique est fixé au canal par le biais de deux cornières métalliques vissées. Un joint d'épaisseur conséquente est utilisé pour assurer l'étanchéité entre le cadre de la vanne et les parois latérales ainsi que le fond du canal, minimisant ainsi les risques de fuites. La vanne basculante

expérimentale se compose d'un volet monté sur un axe de rotation positionné au tiers de sa hauteur. Une plaque métallique légèrement plus large est fixée à la partie inférieure du volet et s'appuie sur le cadre métallique pour servir de butée de fermeture et garantir l'étanchéité de la partie inférieure de l'ensemble.



**Figure 2-12. Photographie légendée de la vanne fusible expérimentale - Vue aval**

Sur le côté aval, deux bajoyers sont présents pour guider l'écoulement déversé à travers la partie supérieure de la vanne et agir comme butées pour l'ouverture maximale. Par ailleurs, un clapet anti-retour est installé en sortie de l'orifice inférieur, dont la mobilité est assurée par une membrane d'étanchéité épaisse.

#### 2.3.1.4. Dimensions de la vanne fusible expérimentale

Les dimensions réelles de la vanne diffèrent légèrement de celles prévues lors du prédimensionnement hydraulique. Ces changements mineurs sont principalement attribuables à la conception de chaque pièce de la vanne, à l'adaptation de cette conception pour produire une vanne de taille réduite ainsi qu'à la précision de la fabrication en atelier.

Par conséquent, les dimensions réelles du prototype sont mesurées précisément, à l'aide d'une règle millimétrée, afin d'assurer par la suite une étude rigoureuse et précise des résultats. Seules les

dimensions qui impactent l'hydraulique de l'ouvrage sont présentées afin de ne pas surcharger la lecture. Ces dernières sont présentées à l'échelle 1 :11.5 sur la Figure 2-13.

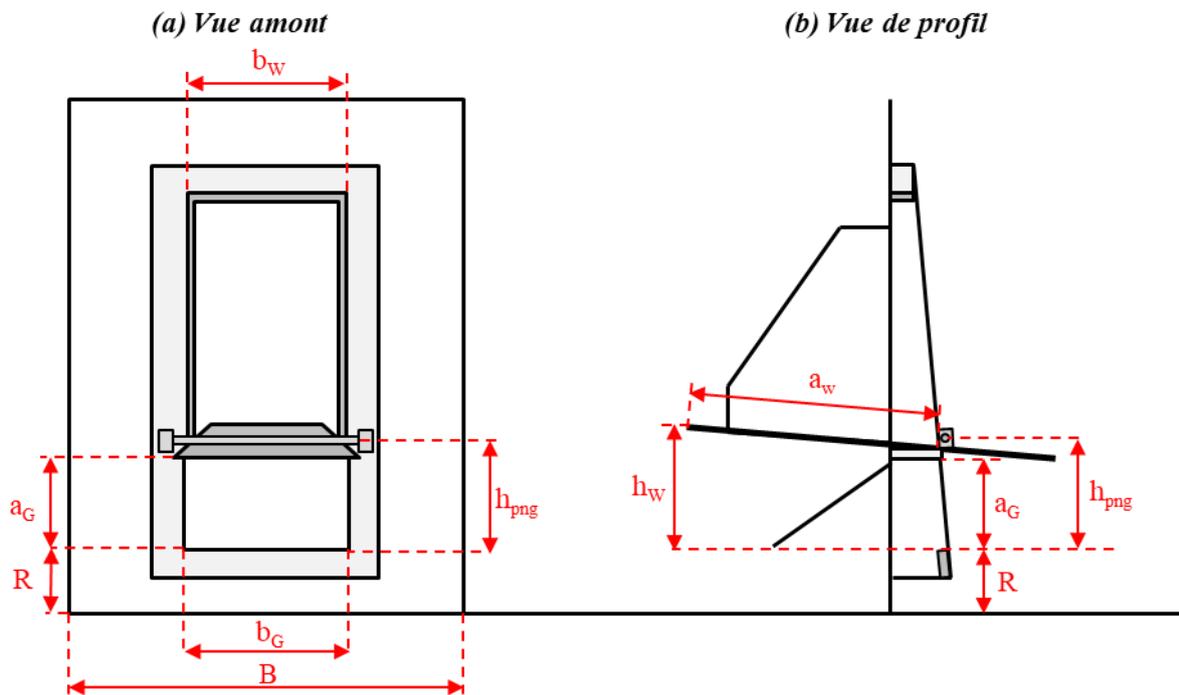


Figure 2-13. Plan paramétrique des dimensions de la vanne fusible expérimentale (échelle 1:11.5)

Leurs mesures sont renseignées dans le Tableau 2-1 en considérant l'incertitude de mesure de la règle graduée qui est évaluée comme la moitié de la plus petite graduation, soit un demi-millimètre. Lorsqu'il s'agit de paramètres résultant de la différence entre deux mesures, tels que la hauteur de l'axe de rotation ou la hauteur de la pelle, l'incertitude est déterminée en combinant les incertitudes de chaque mesure individuelle.

Tableau 2-1. Dimensions caractéristiques de la vanne fusible expérimentale

Symbole	Signification	Valeur	Unité
$a_G$	Hauteur de l'orifice	$147 \pm 0.5$	mm
$b_G$	Largeur de l'orifice	$250 \pm 0.5$	mm
$R$	Hauteur entre le radier du canal et le radier de l'orifice inférieur	$95 \pm 0.5$	mm
$a_w$	Hauteur de la partie supérieure du volet	$387 \pm 0.5$	mm
$b_w$	Largeur de l'ouverture supérieure	$240 \pm 10.0^*$	mm
$h_w$	Hauteur de pelle du seuil, volet entièrement ouvert ici	$286 \pm 1.0$	mm
$h_{png}$	Hauteur de l'axe de rotation	$166 \pm 0.7$	mm
$B$	Largeur du canal	$600 \pm 0.5$	mm

\* Il est important de noter que la largeur  $b_w$  correspond à l'ouverture globale de la partie supérieure dans le cadre en acier inoxydable. Cependant, cette largeur est réduite à 220 mm par un joint épais

d'une épaisseur de 1 cm de chaque côté. Sous l'effet de la pression de l'écoulement, une plasticité moyenne de ce joint peut être présumée. Par conséquent, la largeur de passage utile est estimée à 230 mm. Toutefois, il est important de souligner que cette hypothèse devra faire l'objet d'une validation expérimentale ou numérique pour confirmer sa validité.

### 2.3.1.5. Modifications de la vanne fusible pour les expériences

Des modifications de la configuration de la vanne fusible peuvent être requises lors de l'étude expérimentale, comme illustré sur la Figure 2-14 et Figure 2-15 :

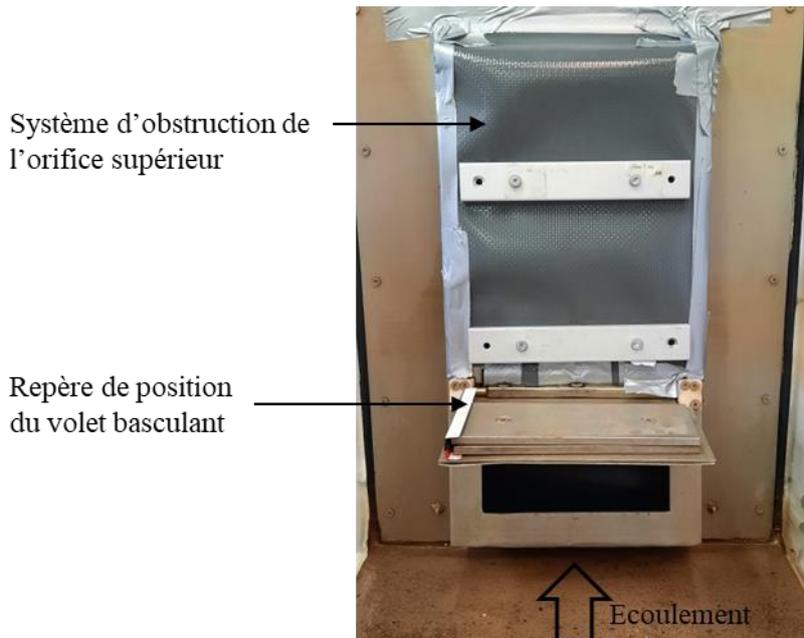


Figure 2-14. Modifications possibles de la vanne fusible expérimentale – vue amont

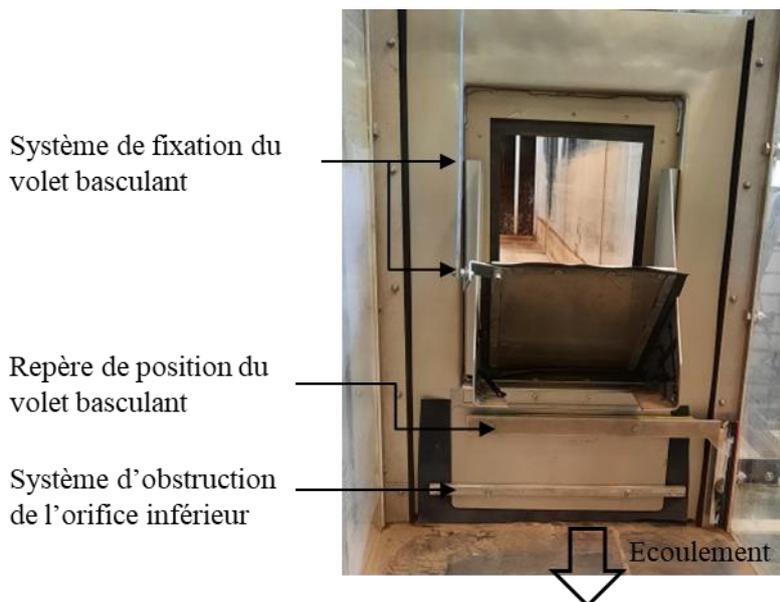


Figure 2-15. Modifications possibles de la vanne fusible expérimentale – vue aval

La première série de modifications apportées au modèle expérimental concerne l'étude hydraulique en régime permanent de la vanne. Pour une analyse individuelle des orifices inférieurs et supérieurs, il est nécessaire de rendre la partie complémentaire étanche afin de garantir l'écoulement dans la zone d'intérêt. Ainsi, le clapet anti-retour peut être bloqué en position fermée à l'aide d'une barre horizontale et d'une membrane d'étanchéité, tandis qu'une pièce d'obstruction est fabriquée et fixée avec du ruban adhésif pour la partie supérieure. Ensuite, afin d'étudier le comportement de l'écoulement pour une dynamique de vanne spécifique, il est nécessaire de fixer l'inclinaison du volet. Pour ce faire, un système de fixation du volet basculant est créé en utilisant une barre métallique verticale vissée sur la partie supérieure du volet, et celle-ci est fixée à l'aide d'un serre-joint sur une barre transversale sur le haut du canal. La hauteur à laquelle la barre est fixée est directement liée à l'angle d'inclinaison du volet. Par ailleurs, la barre est conçue pour être suffisamment fine pour ne pas perturber l'écoulement et suffisamment rigide pour résister aux contraintes appliquées au volet lors de la surverse et ainsi garantir une inclinaison fixe et stable.

La seconde série de modifications concerne la mesure de l'inclinaison des éléments mobile. Le choix a été fait de réaliser cette mesure par traitement d'image afin de ne pas impacter la dynamique du volet avec un capteur inclinomètre lourd et encombrant. Ainsi, un repère métallique léger et rigide est fabriqué pour chaque élément mobile et est coloré en rouge vif, permettant ainsi de se distinguer par rapport à son environnement.

Enfin, une troisième série de modifications concerne l'étude de sensibilité du fonctionnement de l'ouvrage avec l'angle d'ouverture maximale. L'étude du rôle de ce paramètre s'attarde particulièrement sur le fonctionnement transitoire de l'ouvrage, spécifiquement lors de la fermeture du volet. Cela s'explique par l'influence exercée par ce paramètre sur l'établissement des moments résultants des forces de pression et du contrepoids. Cette sensibilité peut être analysée en fixant des butées sur les bajoyers à l'aide de trous spécifiquement prévus à cet effet, permettant ainsi de déterminer des angles d'environ 75 et 65 degrés.

Synthèse : Le modèle expérimental de la vanne fusible intègre la possibilité de modifications de sa configuration pour l'étude spécifique de chaque partie de la vanne, tout en prenant en compte la sensibilité variable de l'angle d'inclinaison du volet. Il a été conçu pour fonctionner dans des régimes dynamiques et cinétiques équivalents à ceux du modèle réel. Toutefois, une similitude en Froude n'est pas atteinte, même si les ordres de grandeurs demeurent proches. Une validation de l'hypothèse d'autosimilarité totale ou partielle à l'aide d'un modèle numérique pourra être envisagée. Préalablement à cette étape, le paramétrage du modèle numérique devra être validé en utilisant les données expérimentales pour garantir la pertinence de ses hypothèses.

### 2.3.2. Modèle expérimental d'une vanne de régulation

L'optimisation de la conception des vannes fusibles pour une meilleure performance relative au stockage en réseau a été étudiée et a abouti au design d'une nouvelle vanne, dite de régulation. Ce travail de recherche et développement s'est concentré spécifiquement sur une configuration en série pour laquelle la vanne fusible actuelle ne peut atteindre les objectifs opérationnels souhaités. **La justification de ce développement est détaillée dans le Chapitre 5. Cette partie se concentre seulement sur la description du modèle expérimental mis en œuvre.**

De la même façon, un prototype a été dimensionné puis fabriqué dans le but de valider le fonctionnement global de cette nouvelle conception et comprendre par ailleurs les mécanismes dynamique et hydraulique.

#### 2.3.2.1. Présentation de la vanne prototype

Cette nouvelle conception de vanne se compose d'un volet basculant prolongé par deux montants latéraux supportant une pale. L'ensemble est articulé autour d'un axe de rotation et gardé en position fermée par l'action de contrepoids placés sur l'extrémité basse du volet inférieur. Ces contrepoids sont légèrement plus larges pour s'appuyer en butée fermée sur le cadre de la vanne. Lorsque la vanne s'ouvre, l'angle d'inclinaison maximal est bridé à 70 degrés par une butée d'arrêt.

Les photographies présentées sur les Figure 2-16 et Figure 2-17 illustrent la configuration du prototype expérimental installé également sur le canal expérimental hydraulique du laboratoire ICube.

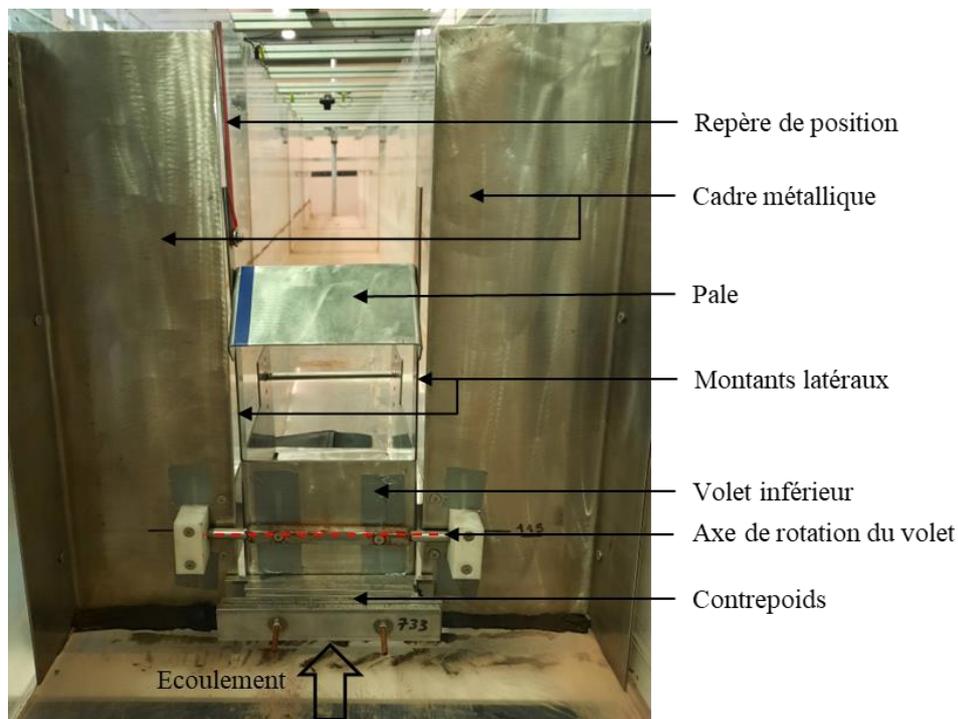
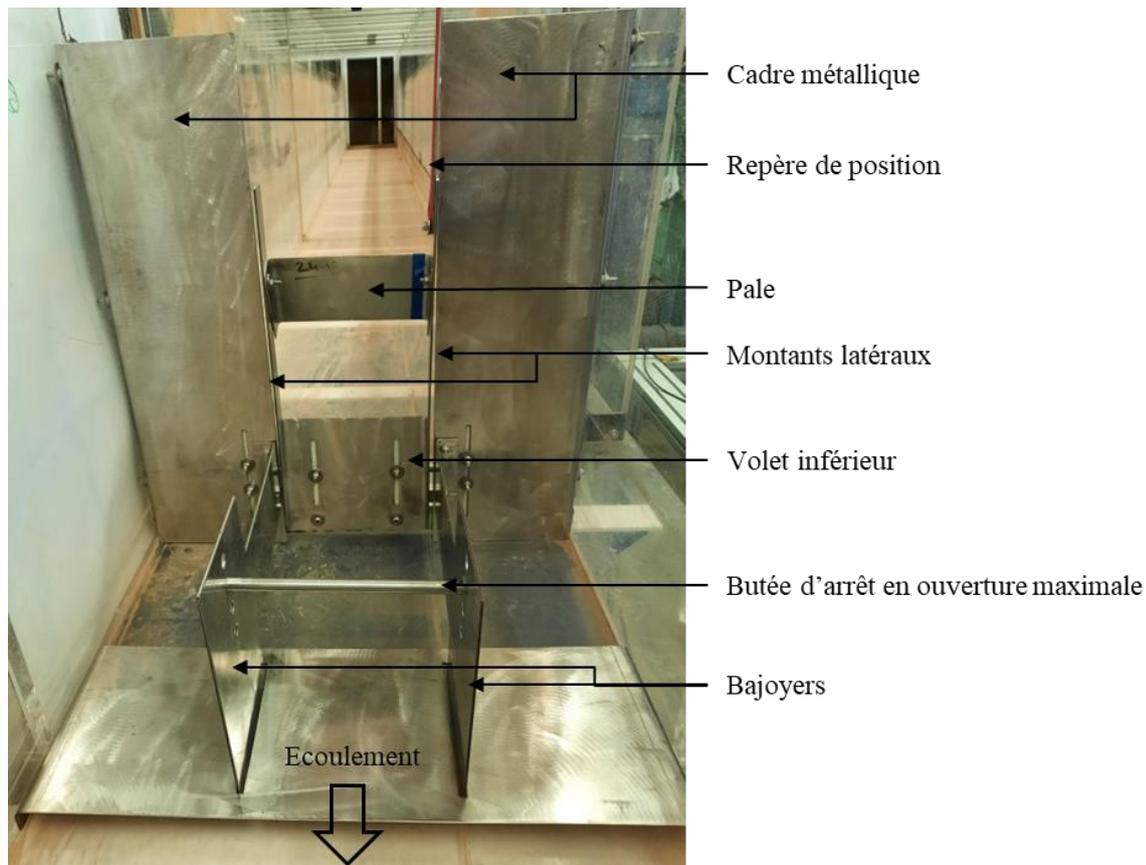


Figure 2-16. Photographie légendée de la vanne de régulation expérimentale - Vue amont



**Figure 2-17. Photographie légendée de la vanne de régulation expérimentale - Vue aval**

D'un point de vue hydraulique, ce volet délimite dans sa partie basse une vanne de fond et dans sa partie haute un seuil de déversement.

### 2.3.2.2. Dimensions de la vanne de régulation prototype

De la même façon, les dimensions de l'ouvrage entre sa conception initiale et sa fabrication peuvent évoluer légèrement, de quelques millimètres, en fonction des tolérances de fabrication. Elles sont reprises et détaillées dans la Figure 2-18 et le Tableau 2-2.

Les dimensions de cette vanne sont réduites par rapport au modèle fusible parce que cette conception autorise un débit quand elle est en position fermée. De ce fait, il s'ajoute à cet écoulement un débit supplémentaire lors de l'ouverture du dispositif lié à la vidange du canal, donnant un débit global plus important qui ne doit pas dépasser la capacité du canal au risque de générer des débordements.

Les dimensions de la vanne de régulation sont déterminées en utilisant une loi spécifique de vanne-seuil adaptée à ce type d'ouvrage présentant une contraction latérale [79], [85]. Le débit de dimensionnement a été évalué en utilisant la capacité d'évacuation maximale de la vanne en position fermée, à laquelle s'ajoute l'augmentation du débit lorsque la vanne s'ouvre. En raison de la difficulté à estimer précisément ce dernier débit, une approche de dimensionnement sécuritaire a été adoptée, conduisant à des dimensions réduites par rapport à celles de la vanne fusible.

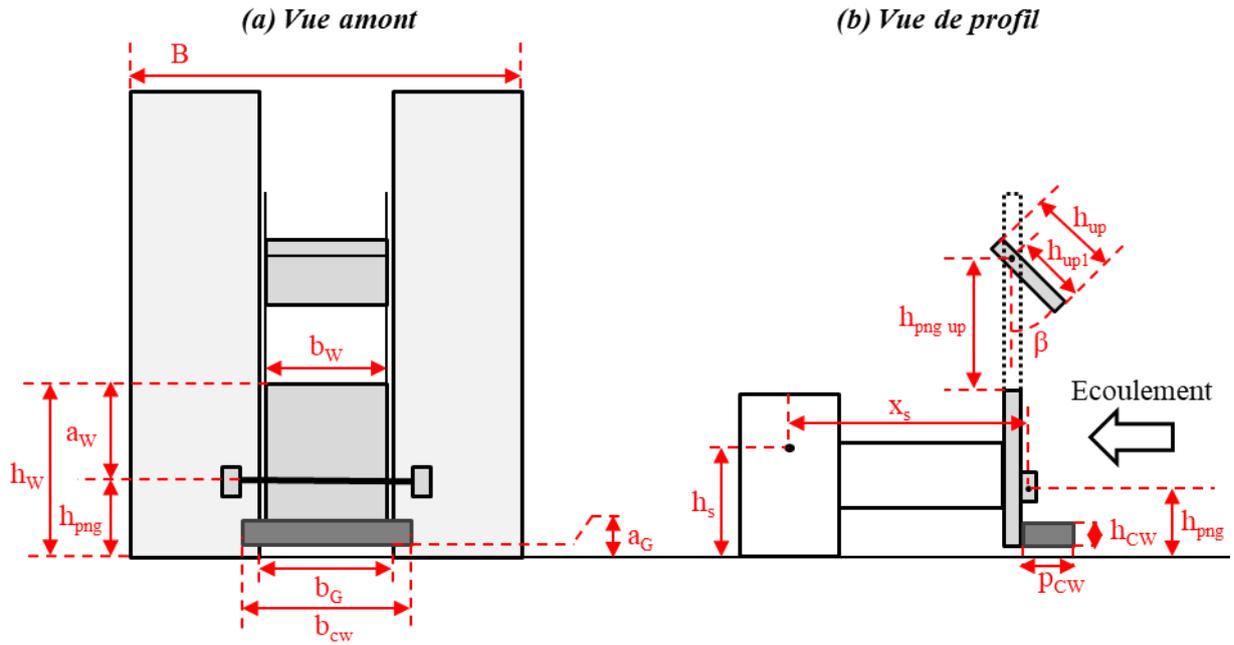


Figure 2-18. Plan paramétrique des dimensions de la vanne de régulation expérimentale (échelle 1 :11.5)

Les dimensions de ce prototype sont synthétisées dans le Tableau 2-2.

Tableau 2-2. Dimensions caractéristiques de la vanne de régulation expérimentale

Symbole	Signification	Valeur	Unité
$a_G$	Hauteur de la vanne de fond	$147 \pm 0.5$	mm
$b_G$	Largeur de la vanne de fond	$250 \pm 0.5$	mm
$b_{cw}$	Largeur des contrepoids	$387 \pm 0.5$	mm
$p_{cw}$	Profondeur des contrepoids	$230 \pm 10.0$	mm
$h_{cw}$	Hauteur des contrepoids	$261 \pm 0.5$	mm
$h_{png}$	Hauteur de l'axe de rotation	$115 \pm 0.5$	mm
$h_s$	Hauteur de la butée d'arrêt	$167 \pm 0.5$	mm
$x_s$	Distance de la butée d'arrêt par rapport à l'axe de rotation	$335 \pm 0.5$	mm
$h_w$	Hauteur du seuil par rapport au radier du canal	$202 \pm 0.5$	mm
$b_w$	Largeur du seuil	$197 \pm 0.5$	mm
$a_w$	Hauteur du seuil par rapport à l'axe de rotation	$87 \pm 0.5$	mm
$h_{png\ up}$	Hauteur de l'axe de fixation de la pale par rapport au seuil	$190 \pm 0.5$	mm
$h_{up1}$	Hauteur entre l'axe de fixation	$80 \pm 0.5$	mm
$h_{up}$	Hauteur de la pale	$100 \pm 0.5$	mm
$\beta$	Angle d'inclinaison de la pale	0 – 60	deg
<b>B</b>	Largeur du canal	$600 \pm 0.5$	mm

La conception de ce prototype permet d'étudier la sensibilité de l'ouvrage à plusieurs paramètres, tels que l'ouverture de la vanne de fond  $a_G$ , la hauteur de l'axe de rotation  $h_{png}$ , la hauteur de la pale supérieure  $h_{png\ up}$ , l'angle d'inclinaison de cette pale  $\beta$ , la masse des contrepoids et l'angle d'inclinaison maximal du volet à travers la hauteur de la butée d'arrêt, notée  $h_s$ . Ces aspects pourront être pris en compte afin d'analyser l'impact de ces variables sur le fonctionnement et la performance globale du dispositif.

## 2.4. Métrologie

### 2.4.1. *Choix des variables mesurées*

Les grandeurs d'intérêt qui régissent le fonctionnement des ouvrages hydrauliques étudiés comprennent la hauteur d'eau en amont ainsi qu'en aval, particulièrement pour les régimes d'écoulement noyé. Ces variables dépendent du débit déversé à travers l'ouvrage. Par ailleurs, les lois de hauteur(s)-débit peuvent être affectées par les positions des éléments mobiles des vannes, ce qui nécessite la mesure de leurs angles d'ouverture.

Les paragraphes suivants fournissent une description détaillée du dispositif de mesure de chaque grandeur d'intérêt, en précisant le nombre et la technologie des capteurs utilisés, le processus de mesure ainsi que les incertitudes associées.

### 2.4.2. *Mesure des hauteurs d'eau*

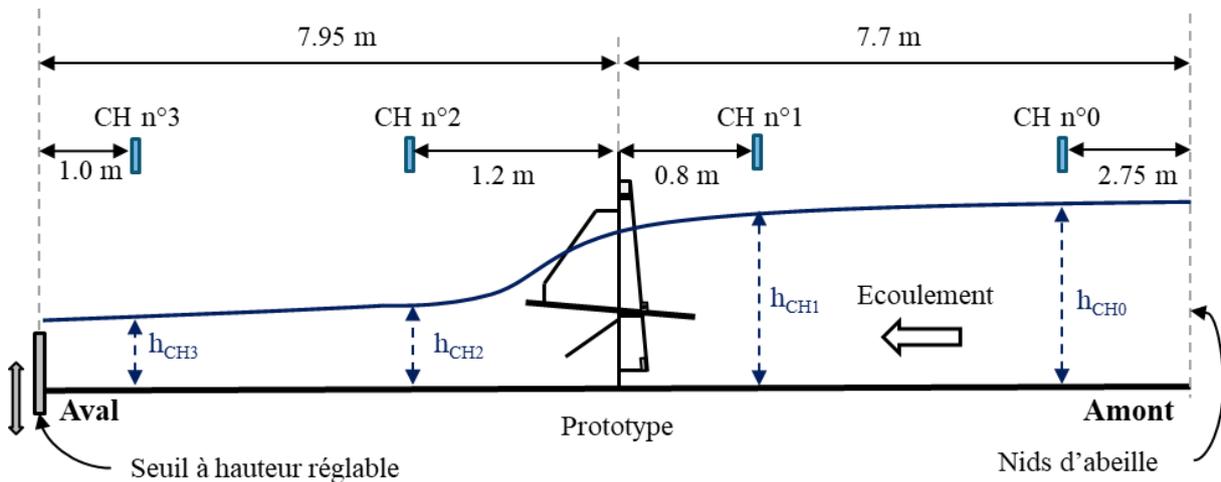
La mesure des hauteurs d'eau par traitement d'image est explorée dans un premier temps afin d'évaluer la ligne d'eau de façon continue le long de l'écoulement. L'avantage de cette méthode est d'estimer avec précision le volume amont. Toutefois, deux principaux défis techniques sont relevés. D'une part, il est difficile d'isoler correctement la surface libre lorsque les parois du canal sont mouillées au-dessus de l'écoulement. D'autre part, il est laborieux de filmer l'ensemble du canal en raison du manque de dégagement. Pour surmonter ces obstacles, diverses solutions sont envisagées, notamment l'utilisation d'une caméra de meilleure résolution dotée d'un objectif grand angle pour capturer l'ensemble du canal avec une correction de l'effet de perspective à l'aide de repères orthonormés placés uniformément tout le long du canal. Par ailleurs, il a été identifié que l'amélioration de l'algorithme de traitement d'image est nécessaire pour obtenir des résultats plus précis et fiables.

La seconde approche étudiée consiste à effectuer une mesure discrète de la hauteur d'eau à l'aide de capteurs ultrasoniques, par exemple. Lorsque le système fonctionne en régime permanent, la hauteur d'eau est stable et cette méthode de mesure est satisfaisante. Cependant, lorsqu'il y a une transition vers un fonctionnement transitoire, il est nécessaire d'utiliser plusieurs capteurs pour approximer la variation

de la ligne d'eau et, par conséquent, du volume amont. Cette seconde approche a été retenue pour sa capacité et facilité à atteindre les objectifs de mesure de hauteur d'eau.

#### 2.4.2.1. *Position des capteurs de mesure*

Ainsi, quatre capteurs ultrason sont installés le long du banc d'essai expérimental aux positions repérées sur le profil en long illustré Figure 2-19.



**Figure 2-19. Positions des capteurs de hauteur d'eau le long du canal expérimental**

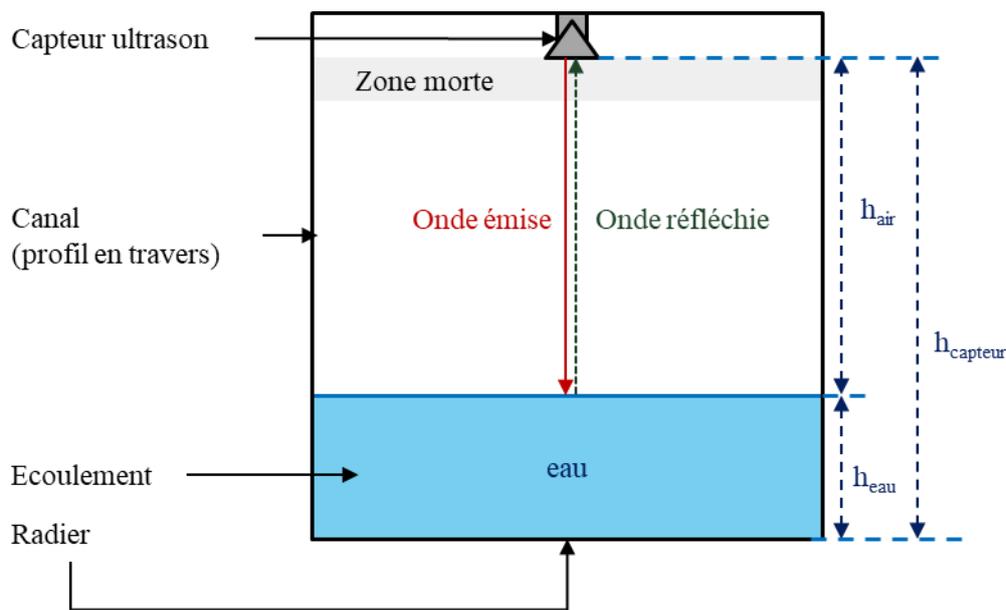
Le sigle « CH » désigne Capteur de Hauteur. De plus, le schéma n'est volontairement pas mis à l'échelle afin d'agrandir les zones de mesure et le prototype expérimental.

De l'amont vers l'aval, le capteur de hauteur n°0 permet de vérifier la mesure du capteur suivant n°1 et a pour but d'améliorer l'évaluation du volume global en amont dans les phases de fonctionnement transitoire. Le capteur de hauteur n°1 mesure la hauteur amont à proximité de la vanne basculante. Sa position a été définie lors du débit le plus important afin de s'assurer qu'elle ne subisse aucune perturbation liée à l'engouffrement et à l'accélération locale de l'écoulement au niveau de l'ouvrage. Ensuite, le capteur de hauteur n°2 sert à détecter le passage du ressaut hydraulique et le seuil d'ennoiement en aval de la vanne. Enfin, le capteur de hauteur n°3 permet de quantifier avec fiabilité l'influence aval produite par le seuil réglable en sortie du canal. La mesure de ce capteur peut également être utilisée pour estimer le débit en sortie de canal en considérant une loi de seuil frontal.

#### 2.4.2.2. *Principe de mesure*

Les capteurs ultrasoniques mesurent la hauteur d'eau en utilisant le temps de transit d'une onde sonore émise par un émetteur, réfléchi sur la surface libre de l'eau, puis reçue par un récepteur. La vitesse de propagation de cette onde dans l'air est utilisée pour calculer la distance entre le capteur et la surface libre de l'eau, notée  $h_{air}$ . En connaissant la distance entre l'émetteur et le fond du canal, la hauteur d'eau ( $h_{eau}$ ) peut être déterminée par différence.

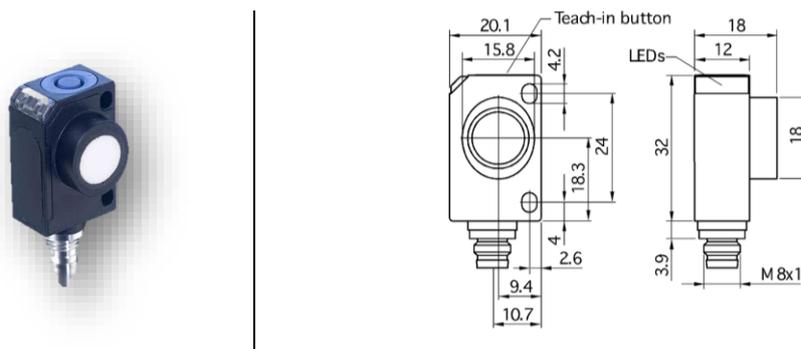
La Figure 2-20 illustre ce principe de mesure et les variables explicatives.



**Figure 2-20. Principe de fonctionnement d'un capteur ultrason**

*2.4.2.3. Modèle de capteur ultrason retenu*

Le choix s'est porté sur le modèle zws-70/CU/QS fabriqué par Microsonic en raison de sa taille réduite, de sa faible zone morte (120 mm) et de sa capacité d'acquisition de données à une fréquence de 30 Hz. Il est parfaitement adapté aux contraintes d'espace du laboratoire et permet l'étude des phénomènes transitoires observés lors de l'ouverture des vannes notamment.



**Figure 2-21. Photographie et dimensions en millimètres du modèle Microsonic zws-70/CU/QS [181]**

La plage de mesure de ce capteur s'étend de 120 à 1000 mm entre le capteur et la surface libre. La borne minimale de 120 mm correspond à la distance couverte par la zone morte du capteur. La précision de mesure annoncée par le constructeur est de 1% et prend en compte les corrections de la mesure en fonction des variations de la célérité des ondes ultrason avec la température. Enfin, la reproductibilité de la mesure est annoncée à 0.15%. La zone de mesure représente une surface circulaire d'environ 100 mm de diamètre.

2.4.2.4. Étalonnage des capteurs et évaluation de l'erreur d'étalonnage

Ces capteurs renvoient ainsi en donnée brute une distance  $h_{air}$  mesurée sous forme d'une tension entre 0 et 10 V. Pour obtenir une mesure précise de hauteur d'eau à partir du signal analogique renvoyé par les capteurs, une étape de calibration est réalisée en supposant que la relation entre la tension et la hauteur d'eau est linéaire. Cet étalonnage est effectué en utilisant des étalons de hauteur connue et en prenant les deux extrémités de la plage de mesure considérée. La correspondance entre la tension renvoyée par chaque capteur et la hauteur de l'étalon positionné sous le capteur est renseignée en Annexe 7.1-1. La mesure fournie par le capteur est la moyenne de 5400 mesures effectuées sur une période de 3 minutes, ce qui permet de réduire les erreurs aléatoires de mesure.

Une étape de validation est ensuite effectuée à l'aide de sept autres points intermédiaires, uniformément répartis dans la gamme de variation de la hauteur, afin de s'assurer que l'hypothèse de relation linéaire est vérifiée et pour évaluer les erreurs d'étalonnage. La validation de l'étalonnage du capteur est illustrée sur la Figure 2-22 en comparant les hauteurs mesurées ( $h_{US}$ ) avec celles des étalons ( $h_{etalon}$ ) pour lesquels la hauteur est fixe et mesurée par règle millimétrique :

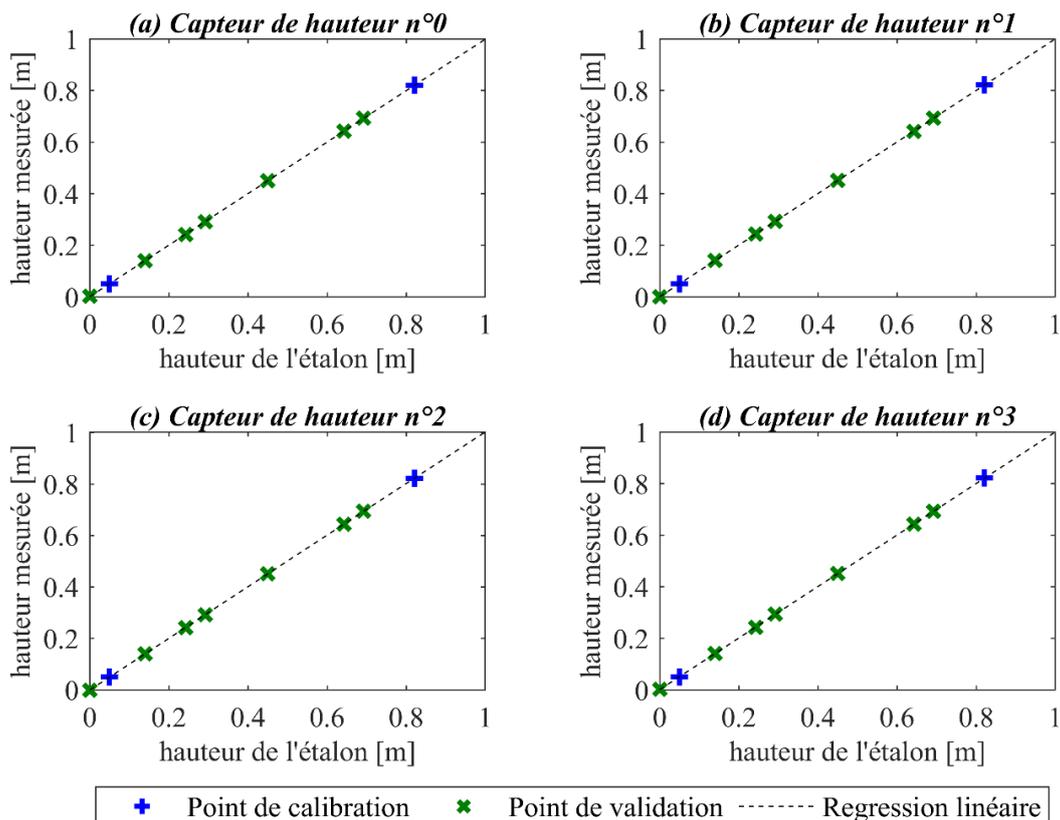


Figure 2-22. Evaluation de l'erreur d'étalonnage des capteurs de hauteur

La relation entre les deux variables suit un polynôme de degré 1 comme décrit ci-dessous :

$$h_{US} = a h_{etalon} + b \tag{2.3}$$

Dans un cas d'un étalonnage parfait, le coefficient directeur, noté  $a$ , vaut 1 et l'ordonnée à l'origine, notée  $b$ , est nulle. Toutefois, comme résumé dans le Tableau 2-3, ces valeurs sont sensiblement différentes en raison de l'erreur systématique due au processus de calibration. Cette dernière peut être attribuée aux incertitudes de mesure des étalons et du capteur ultrasonique.

**Tableau 2-3. Evaluation de l'erreur d'étalonnage pour chaque capteur de hauteur**

Capteur de hauteur	n°0	n°1	n°2	n°3
$a$ [ - ]	0.997	0.998	1.003	0.998
$b$ [mm]	1.318	1.280	-0.491	1.843
$u(a)$ [ - ]	0.003	0.002	0.002	0.003
$u(b)$ [ mm ]	1.407	1.113	1.075	1.346
$R^2$	0.99998	0.99998	0.99998	0.99997

$u(a)$  et  $u(b)$  sont respectivement l'incertitude sur les coefficients  $a$  et  $b$  en considérant un intervalle de confiance de 95%.

Par ailleurs, les coefficients de détermination ( $R^2$ ) de ces régressions linéaires sont très proches de 1, ce qui confirme l'hypothèse de linéarité postulée lors de la calibration.

Pour chaque capteur, l'erreur sur l'étalonnage, notée  $u_{et}(h_{US})$ , peut se calculer en propageant les incertitudes selon la méthode décrite par le GUM [182], [183], comme détaillé sur l'équation (2.4).

$$u_{et}(h_{US}) = \sqrt{\frac{\partial h_{US}}{\partial a}^2 u(a)^2 + \frac{\partial h_{US}}{\partial b}^2 u(b)^2 + \frac{\partial h_{US}}{\partial h_{etalon}}^2 u(h_{etalon})^2 + 2 cov(a, b) \frac{\partial h_{US}}{\partial a} \frac{\partial h_{US}}{\partial b}} \quad (2.4)$$

Les coefficients  $a$  et  $b$  présentent des erreurs corrélées. En effet, si la valeur de  $a$  est surestimée, alors celle de  $b$  sera par conséquent sous-estimée. La covariance est alors négative et participera à diminuer l'incertitude globale  $u_{et}(h_{US})$ . Toutefois, il a été fait le choix pour ce cas de ne pas prendre en compte le terme de covariance dans le but de conserver un calcul sécuritaire.

Afin d'estimer la valeur de  $u_{et}(h_{US})$  de façon continue pour l'ensemble la plage de mesure, la hauteur de l'étalon peut être recalculée à partir de la hauteur mesurée par le capteur en isolant cette dernière dans la relation (2.3).

$$h_{etalon} = \frac{1}{a} h_{US} - \frac{b}{a} \quad (2.5)$$

Par ailleurs, l'incertitude de la mesure de la hauteur des étalons provient de l'erreur de mesure de ces derniers à l'aide d'une règle graduée millimétrique. Dans le cas de l'étalon le plus haut, celui-ci est constitué de trois pièces empilées les unes sur les autres.

$$u(h_{etalon}) = \sqrt{3 \times u(h_{regle\ millimétrique})^2} = \sqrt{3} u(h_{regle\ millimétrique}) \quad (2.6)$$

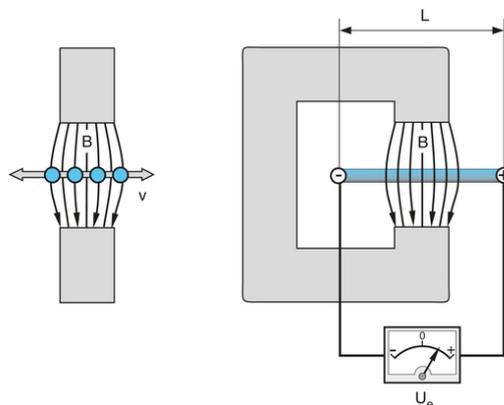
La règle étant précise au millimètre, son erreur de mesure est donc la moitié de la plus petite graduation soit :

$$u(h_{regle\ millimétrique}) = 5 \times 10^{-4} m \quad (2.7)$$

L'erreur systématique due à l'étalonnage des capteurs varie entre 1 et 3 mm, en fonction des capteurs utilisés et de l'amplitude de la hauteur mesurée.

### 2.4.3. Mesure des débits

Comme illustré précédemment dans la Figure 2-2, le débit est mesuré par des appareils électromagnétiques positionnées sur chacune des conduites d'alimentation du canal. Ces modèles ont été développés par l'équipementier Endress Hauser et présentent l'avantage majeur de ne pas perturber l'écoulement parce qu'ils ne sont pas intrusifs. En effet, le principe de mesure mis en œuvre dans ce dispositif repose sur le phénomène physique de l'induction électromagnétique, découvert par Michael Faraday (1791 – 1867). Selon ce phénomène, des charges électriques sont induites dans une tige métallique conductrice lorsqu'elle se déplace à une vitesse donnée à travers un champ magnétique. Cette induction électromagnétique entraîne la génération d'une tension de quelques millivolts entre les extrémités de la tige, comme illustré dans la Figure 2-23.



**Figure 2-23. Principe de l'induction électromagnétique tel que formulé par M. Faraday (1791-1867) [184], édité par [185]**

La tension induite entre les deux extrémités de la tige par l'induction électromagnétique se calcule ainsi :

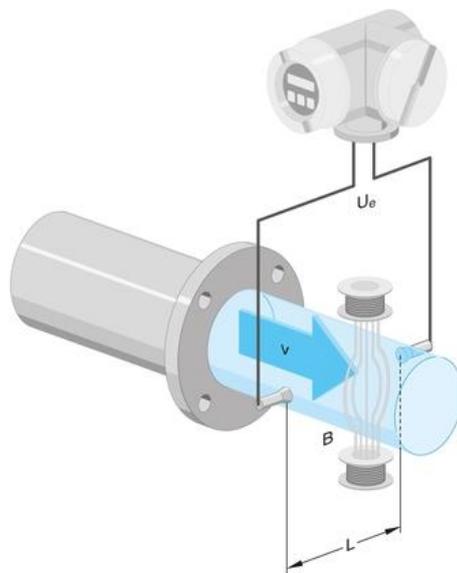
$$U_e = B L V \quad (2.8)$$

Les variables de l'équation sont synthétisées dans le Tableau 2-4.

**Tableau 2-4. Variables de l'équation (2.8)**

Symbole	Signification	Unité
$U_e$	Tension induite entre les deux extrémités de la tige	V
$B$	Intensité du champ électromagnétique	T
$L$	Longueur du conducteur électrique	m
$V$	Vitesse de déplacement du conducteur	m.s <sup>-1</sup>

Le débitmètre électromagnétique utilise un fluide conducteur pour mesurer le débit. Deux bobines situées de part et d'autre de la conduite génèrent un champ magnétique constant qui traverse le fluide en mouvement. Deux électrodes sur la paroi interne de la conduite mesurent la tension générée par le fluide en circulation.



**Figure 2-24. Principe de la mesure du flux électromagnétique à travers un écoulement, édité par [185]**

L'équation (2.8) montre que la tension de mesure est proportionnelle à la vitesse d'écoulement dans un champ magnétique constant. Ainsi, en connaissant la section de la conduite d'alimentation, le débit volumétrique peut être facilement calculé avec une incertitude de 0.5 % [185].

$$Q_v = v A = \frac{U_e}{B L} A \quad (2.9)$$

Les variables de l'équation sont synthétisées dans le Tableau 2-5.

**Tableau 2-5. Variables de l'équation (2.9)**

<b>Symbole</b>	<b>Signification</b>	<b>Unité</b>
$U_e$	Tension induite entre les deux extrémités de la tige	V
$B$	Intensité du champ électromagnétique	T
$L$	Longueur du conducteur électrique	m
$V$	Vitesse de déplacement du conducteur	m.s <sup>-1</sup>
$A$	Section de l'écoulement étudié	m <sup>2</sup>

Les capteurs sont posés sur des conduites d'alimentation verticales traversées par un flux ascendant. L'écoulement se fait donc en charge et l'air est préalablement purgé à l'aide d'une soupape placée au sommet du siphon. Toutefois, les longueurs droites en amont et en aval de chaque capteur peuvent être considérées comme insuffisantes pour permettre un développement complet du champ de vitesse à ce niveau. Une erreur de 1% peut être ajoutée à la mesure pour prendre en compte cette éventualité [184]. L'erreur aléatoire du capteur est donc prise à 1.5%. D'autre part, l'étalonnage du capteur a été effectué par Endress Hauser qui affiche une erreur systématique de 0.2% sur la précision de son banc d'essais [186].

#### **2.4.4. Mesure des angles d'ouverture des éléments mobiles**

La mesure des angles d'inclinaison des éléments mobiles des vannes permet de caractériser leur dynamique en détectant les mouvements d'ouverture et de fermeture du volet. Elle permet également de déterminer les positions d'équilibre et d'évaluer leur stabilité.

Les inclinomètres sont utilisés en assainissement pour mesurer l'ouverture des clapets anti-retour notamment, avec une taille moyenne d'environ 10 cm et un poids variant entre 45 et 100 g selon les modèles [187], [188]. Cependant, compte tenu de la taille des éléments mobiles des modèles expérimentaux, l'utilisation d'un tel dispositif de mesure pourrait perturber leurs comportements hydraulique et dynamique. En outre, la fréquence minimale de mesure de ces capteurs est d'environ 1 Hz, ce qui est inférieur à la fréquence de variation que peuvent subir les vannes lors de leurs mouvements brusques tels que l'ouverture ou la fermeture.

La deuxième option envisagée pour mesurer l'inclinaison des éléments mobiles est la méthode de traitement d'image. Cette méthode est privilégiée puisqu'elle est non intrusive et permet une fréquence de mesure pouvant atteindre 30 Hz, ce qui respecte le critère de Shannon [189], [190].

Le processus de mesure des angles des éléments mobiles de la vanne basculante implique deux étapes distinctes. La première se résume à l'acquisition d'images au cours des expériences, alors que la seconde

étape consiste à mesurer les angles par analyse d'image en post-traitement. Cette séparation se justifie par les ressources de calcul nécessaires pour acquérir 30 images par seconde en haute définition ainsi que pour effectuer le traitement d'image. Si ces deux étapes sont réalisées simultanément, cela entraîne une diminution de la fréquence d'acquisition des images en raison d'une limitation des ressources de calcul de l'ordinateur.

Les parties qui suivent détaillent l'ensemble de la méthode de mesure expérimentale qui a été développée au cours de ce travail de doctorat pour mesurer la position dans le temps des éléments mobiles de chacun des prototypes.

#### *2.4.4.1. Installation d'un marqueur de position sur chaque élément mobile*

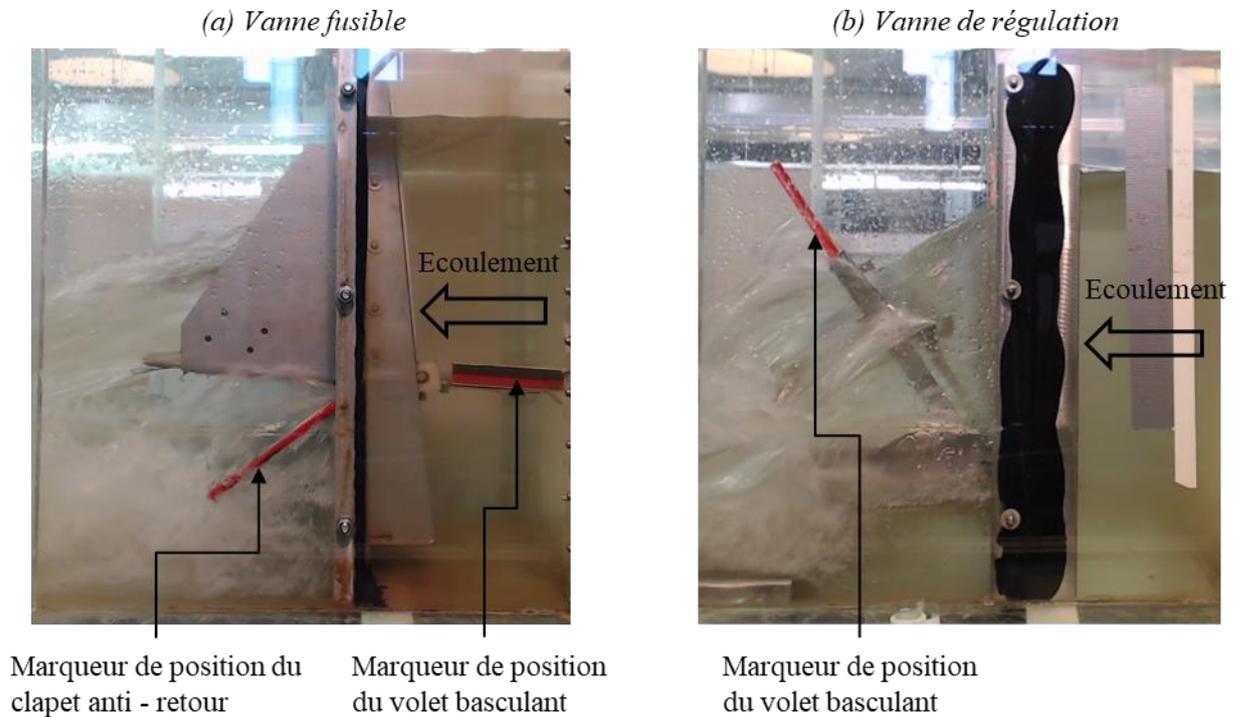
Le processus de mesure de l'angle d'ouverture d'un élément tournant par analyse d'image nécessite de pouvoir traquer la position de cet élément à l'aide d'un marqueur distinctif pour l'extraire de l'image.

Comme illustré sur la Figure 2-25, les marqueurs de position utilisés sont des bandes métalliques recouvertes de ruban adhésif rouge vif, fixées sur chaque élément à suivre. Ces bandes sont suffisamment larges pour être discrétisées en plusieurs pixels, ce qui permet d'obtenir une meilleure résolution.

La stratégie de développement d'un marqueur est différente pour chaque élément mobile en fonction de sa configuration géométrique et hydraulique :

- ❖ Dans le cas de la vanne fusible, le marqueur du volet basculant est placé sur sa partie inférieure, qui est située sur le côté amont de la vanne, toujours submergé et en écoulement tranquilisé et fluvial, garantissant une détection fiable et précise ;
- ❖ Le clapet anti-retour la vanne fusible se situe en aval et peut connaître un écoulement fortement perturbé et aéré dans le cas d'un régime dénoyé notamment. Par ailleurs, l'écoulement sur les côtés du clapet viennent perturber la visibilité de la zone d'intérêt par la caméra.  
Pour surmonter ces contraintes, un marqueur de position en forme d'équerre en aluminium a été développé (cf. Figure 2-15 dans le cas du clapet anti - retour). Ce dispositif se fixe sur le sommet du clapet et renvoie dans sa partie pliée la position du clapet au plus proche de la paroi du canal. L'équerre est conçue pour être légère et fine afin de limiter ses interactions avec l'écoulement et de minimiser l'impact sur le comportement hydromécanique du clapet. Elle est tout de même laissée rigide afin de garantir une corrélation parfaite entre le mouvement du clapet et celui de son marqueur ;
- ❖ Dans le cas de la vanne de régulation, la longueur plus importante du cadre obstrue le champ de visibilité en amont et rend alors impossible le positionnement du marqueur à ce niveau. De ce fait, le traqueur doit être placé en aval. Afin de minimiser les perturbations dues à l'écoulement observées à ce niveau, le marqueur est fixé en hauteur, dans le prolongement du volet basculant.

De manière similaire aux autres marqueurs, celui-ci est constitué d'une bande d'aluminium légère afin de minimiser son influence sur la dynamique de la vanne, tout en étant suffisamment large pour empêcher les vibrations et assurer une résolution adéquate.



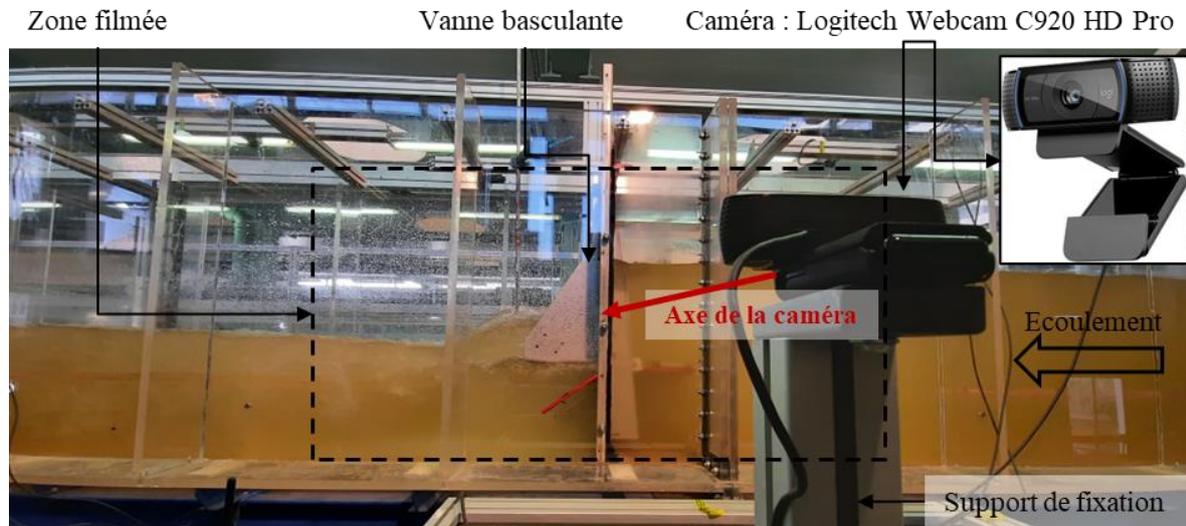
**Figure 2-25. Utilisation de marqueurs pour déterminer la position des éléments mobiles sur les vannes basculantes expérimentales**

#### 2.4.4.2. Acquisition des images

La caméra Logitech C920 HD Pro est choisie pour mesurer l'inclinaison des éléments mobiles de la vanne basculante en raison de ses caractéristiques techniques avantageuses. Cette caméra permet une acquisition vidéo en Full HD à une fréquence de 30 Hz et est abordable avec un coût inférieur à 100 euros. Comme illustré sur la Figure 2-26, la webcam est fixée sur une structure métallique installée sur le côté du canal, à la hauteur de la vanne, pour maintenir une position constante et stable lors des phases de basculement et de fermeture brusque des éléments mobiles. En étant positionnée ainsi, l'axe de la caméra est normal aux parois du canal et les éléments mobiles se trouvent au centre de la fenêtre d'acquisition, ce qui permet de minimiser les distorsions de l'image. Par conséquent, le rapport entre la taille des pixels et la taille réelle des éléments mobiles reste constant sans nécessiter de correction supplémentaire.

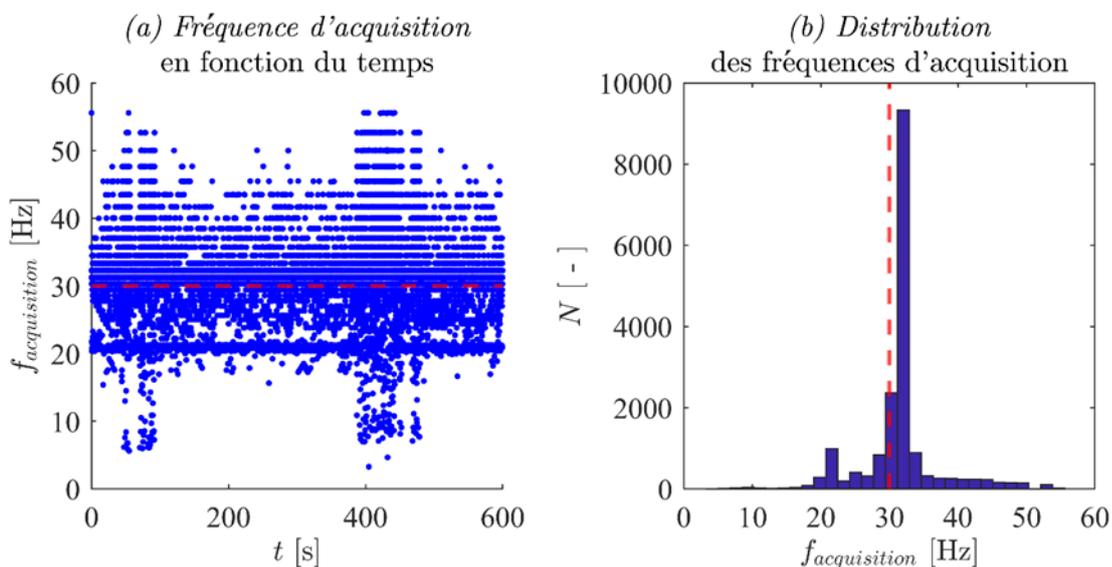
Afin d'éviter tout reflet sur les parois du canal, les fenêtres adjacentes sont obstruées pour réduire la lumière directe. De plus, un projecteur est utilisé pour garantir une luminosité uniforme à un niveau minimal indispensable pour un traitement efficace. Toutefois, il subsiste une variabilité de la luminosité

globale dans le bâtiment en fonction de la météo et de la saison et l'heure où l'image a été capturée. Cette dernière devra être prise en compte dans l'algorithme de traitement d'image.



**Figure 2-26. Position de la caméra de mesure sur le côté du canal**

Comme mis en évidence dans les résultats d'un cas test présentés sur la Figure 2-7, une chaîne d'acquisition composée d'une caméra de ce type et d'un processeur CPU classique ne permet pas de capturer des images en Haute Définition avec une fréquence constante de 30 Hz. Afin de résoudre ce problème, la date précise à la milliseconde près est enregistrée lors de chaque acquisition d'image.



**Figure 2-27. Variabilité de la fréquence d'échantillonnage des images capturées par la webcam à travers un exemple**

En outre, cette approche a été validée en comparant la durée d'une vidéo produite par l'algorithme d'acquisition d'image avec la période réelle mesurée en même temps à l'aide d'un chronomètre.

2.4.4.3. Traitement d'image pour la mesure des angles d'inclinaison

La mesure des angles d'ouverture des éléments mobiles des vannes étudiées s'effectue par un traitement de chaque image selon un algorithme développé lors de ce travail de doctorat. Les étapes du traitement sont décrites ci-dessous et illustrés sur les Figure 2-32 à Figure 2-33.

❖ **Etape n°1 : Délimitation d'une région de travail**

Pour optimiser le traitement d'un film de 30 images par seconde et améliorer la fiabilité de l'analyse d'image, il est nécessaire d'extraire, à partir de l'image originale (a), une région d'intérêt (b) qui encadre l'ensemble de la zone de mouvement possible de l'élément mobile. Cette extraction permet une utilisation efficace des ressources de calcul et un isolement des éléments les uns par rapport aux autres.

❖ **Etape n°2 : Décomposition en matrices RGB : séparation des informations de couleur de l'image**

L'image originale (a) est de type RGB. Elle se compose de trois canaux de couleur rouge, vert, et bleu. Chaque canal est représenté par une matrice codant l'intensité de la couleur correspondante pour chaque pixel de l'image. Les valeurs vont de 0 à 255, où 0 signifie l'absence de la couleur et 255 représente l'intensité maximale. En combinant les trois canaux, l'image RGB est ainsi codée, contenant ainsi toutes les informations de couleur pour chaque pixel [191].

L'image originale (a) est décomposée selon ses composantes vert et rouge qui portent la majorité de l'information de l'image étudiée :

- La composante rouge (c) donne par définition une matrice de gris dont le niveau d'intensité varie de 0 s'il n'y a pas de rouge dans le pixel à 255 si le pixel est uniquement rouge. Cette matrice permet de repérer la position de la vanne. Toutefois, l'eau étant colorée par les sédiments présents dans la cuve de stockage, l'eau apparaît aussi avec un niveau de rouge et il est difficile de distinguer clairement le marqueur rouge.
- La composante verte (d) donne ici un excellent négatif de la composante rouge. Les pixels sur la position de l'élément mobile apparaissent ici entièrement noirs. De plus, l'eau apparaît également dans des teintes de gris similaires à des composantes rouges.

❖ **Etape n°3 : Soustraction des composantes rouges et vertes de l'image**

En conséquence, la soustraction (e) de la composante rouge de l'image (c) par rapport à sa composante verte (d) permet de réduire l'intensité des pixels relatifs à l'écoulement tout en maintenant les pixels correspondant à l'élément mobile au même niveau d'intensité, car il n'y a pas de pixels verts.

#### ❖ Etape n°4 : Application d'un seuil passe haut

Après la soustraction de la composante rouge de l'image avec sa composante verte, certains pixels contenant de l'eau gardent une intensité non nulle mais inférieure à ceux du marqueur de position. Pour supprimer ces pixels, un seuillage de type passe haut est appliqué en retirant tous les éléments dont le niveau de gris est inférieur à une certaine limite évoluant entre 35 et 60. La solution adoptée consiste à ajuster de manière itérative une limite dynamique en fonction d'un nombre minimum de pixels d'intérêt à préserver après le traitement. Cet ajustement permet de corriger les variations de luminosité globale dans le bâtiment.

Enfin, après ce traitement il reste possible que certains pixels du marqueur puissent ne pas être détectés comme rouges par l'algorithme, même s'ils font partie intégrante du marqueur. Ce résultat peut s'expliquer par la présence de gouttes sur les parois du canal, comme c'est notamment le cas pour la vanne de régulation. Pour éliminer ces lacunes tout en préservant les formes, une opération de fermeture est appliquée à l'image, qui consiste en une dilatation suivie d'une érosion [191].

#### ❖ Etape n°5 : Traitement mathématique pour l'évaluation de l'angle d'ouverture

Les coordonnées de chaque pixel délimitant le marqueur de position sont extraites et renseignées dans deux vecteurs X et Y. Le traitement de ces points varie ensuite en fonction des contraintes liées à chaque élément mesuré.

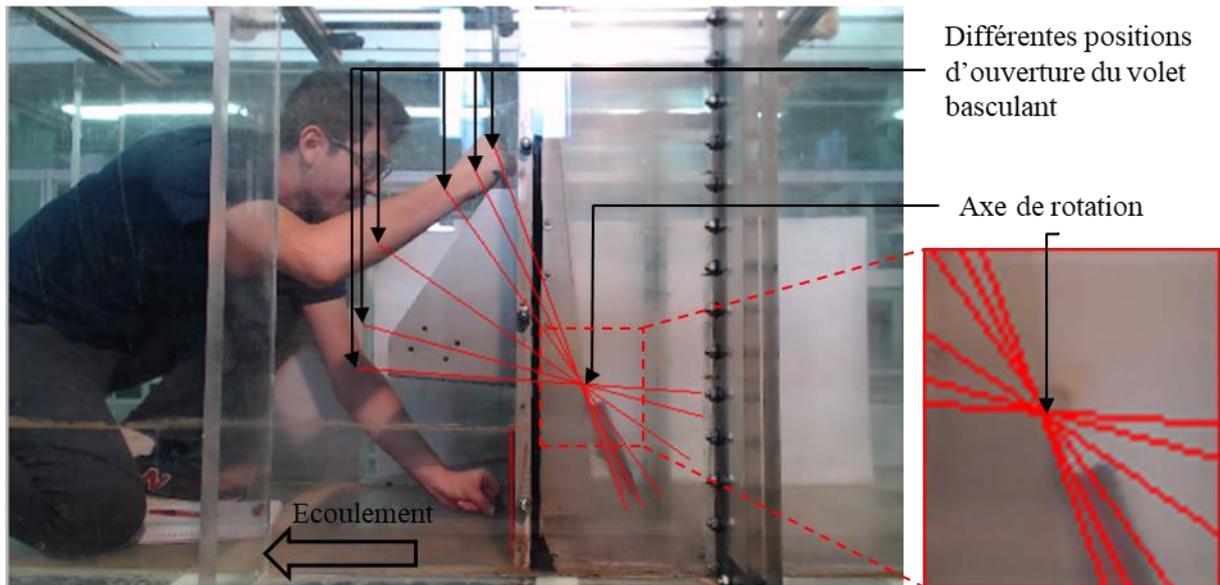
➤ Angle d'ouverture du volet basculant de la vanne fusible (cf. Figure 2-33)

L'angle d'ouverture du volet basculant de la vanne fusible, noté  $\alpha$ , est calculé par régression linéaire en référençant les coordonnées des pixels d'intérêt par rapport à l'axe de rotation, par lequel le volet doit obligatoirement passer pour toutes les positions d'ouverture.

$$Y - y_0 = a (X - x_0) \quad (2.10)$$

$$\alpha = \pi - \tan^{-1}(a) \quad (2.11)$$

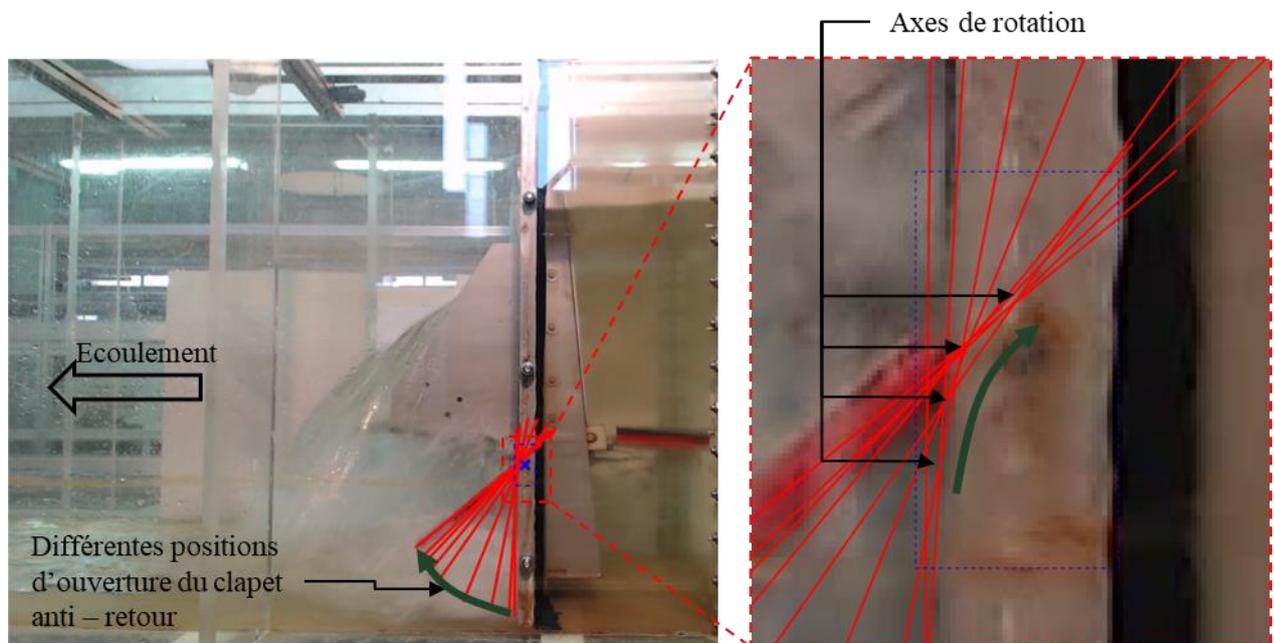
Les coordonnées de ce point sur l'image traitée sont renseignées par le couple  $(x_0, y_0)$  et sont déterminées en traçant la position du volet pour plusieurs angles d'ouverture, puis en repérant leurs intersections. Comme illustré sur la Figure 2-28, dans le cas du volet basculant de la vanne fusible, cette intersection est unique et coïncide avec l'axe de rotation réel.



**Figure 2-28. Détermination de l'axe de rotation du volet basculant de la vanne fusible**

➤ *Angle d'ouverture du clapet anti – retour de la vanne fusible (cf. Figure 2-31)*

La mobilité du clapet anti-retour de la vanne fusible est obtenue grâce à une membrane d'étanchéité d'un centimètre de longueur qui relie l'élément au cadre de la vanne et peut se plier pour permettre l'ouverture. L'analyse des positions d'ouverture et de leurs intersections révèle une position variable de l'axe de rotation réel qui évolue en fonction de l'angle d'ouverture de l'élément, comme illustré sur la Figure 2-29.



**Figure 2-29. Estimation de la position de l'axe de rotation du clapet anti-retour**

L'angle d'ouverture du clapet anti – retour de la vanne fusible, noté  $\theta$ , est alors calculé par régression polynomiale d'ordre 1. L'ordonnée à l'origine est laissée libre parce que le clapet anti – retour n'a pas

d'axe de rotation fixe. Ce dernier varie en fonction de l'angle d'ouverture en raison de la plasticité de la membrane d'étanchéité qui lui confère la mobilité.

$$X = a Y + b \quad (2.12)$$

$$\theta = \tan^{-1}(a) \quad (2.13)$$

Les coordonnées X et Y sont inversées pour assurer une régression de qualité, car le clapet est disposé verticalement initialement. Une légère erreur de positionnement de la coordonnée X peut entraîner une augmentation significative de l'erreur de la pente, car les variations de la coordonnée X sont beaucoup plus faibles que celles de la coordonnée Y.

Il est à noter que la modification consistant à inverser des coordonnées X et Y n'a pas été appliquée au volet basculant en raison de son ouverture sur une plage plus importante ( $10^\circ \leftrightarrow 86^\circ$ ), ce qui aurait entraîné des incertitudes importantes pour les forts angles d'ouverture. Or, la vanne fonctionne principalement pour ces angles d'ouverture élevés ( $40^\circ \leftrightarrow 86^\circ$  environ), et les faibles angles ne sont atteints que brièvement lors de l'ouverture de la vanne sur des périodes transitoires courtes.

➤ Angle d'ouverture du volet basculant de la vanne de régulation (cf. Figure 2-32)

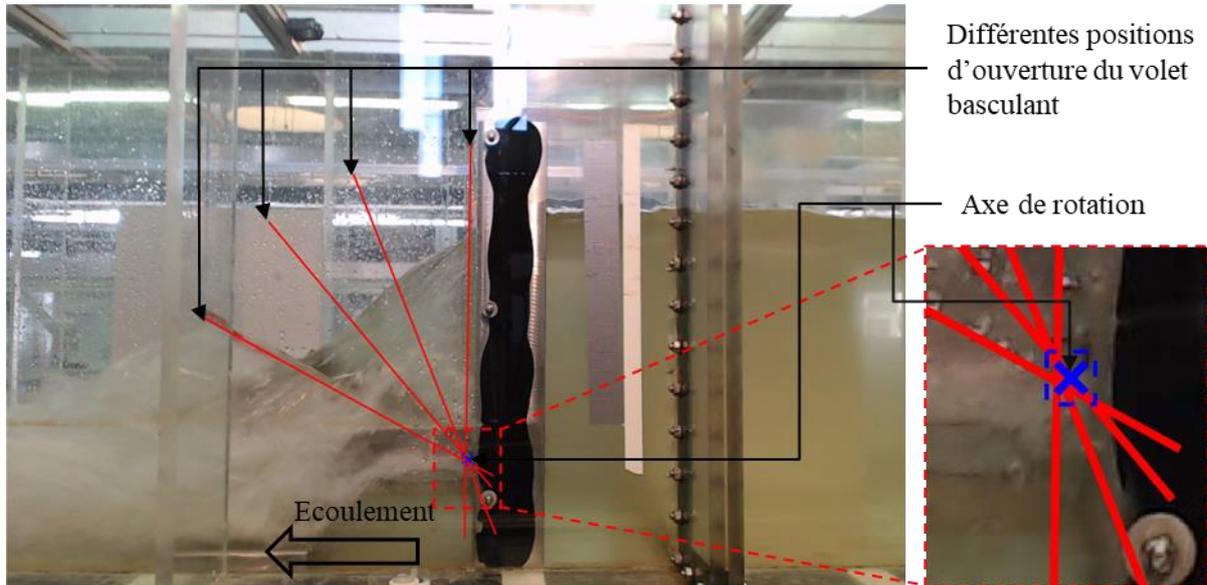
En position fermée, la vanne de régulation est à un angle de  $0^\circ$  et peut s'ouvrir jusqu'à un maximum de 70 degrés. Durant les phases de régulation, elle peut s'équilibrer pour des angles d'ouverture intermédiaires. A l'inverse de ce qui a été mis en œuvre pour la mesure de l'angle du clapet anti – retour, l'inversion des axes X et Y n'est, dans ce cas, pas envisageable parce que la précision et la fiabilité de la mesure doivent pouvoir être optimales sur l'ensemble de cette la gamme d'ouverture de la vanne de régulation, qui est plus étendue que celle du clapet anti - retour.

Par ailleurs, l'écoulement en ouverture maximale de la vanne avec des débits élevés peut également perturber la visibilité de la caméra sur le marqueur. Cela entraîne une réduction significative de la longueur visible et du nombre de pixels d'intérêt. Par conséquent, la réalisation d'une régression linéaire sur ces points est difficilement envisageable.

L'optimisation proposée consiste à déterminer l'angle d'ouverture en utilisant les coordonnées polaires au lieu des coordonnées cartésiennes. Ceci permet en effet de garantir une erreur de calcul limitée même pour les faibles angles d'ouverture.

Ainsi, tout comme pour le volet de la vanne de régulation, les coordonnées de l'axe de rotation de la vanne fusible  $(x_0, y_0)$  sont obtenues en identifiant l'intersection de plusieurs positions d'ouverture qui couvrent la plage de fonctionnement étudiée. Comme illustré sur la Figure 2-30, l'axe de rotation

identifié par traitement d'image ne correspond pas à celui réellement positionné, mais se trouve légèrement décalé vers l'aval en raison de la position du marqueur situé lui-même en aval de l'axe réel :



**Figure 2-30. Détermination de l'axe de rotation de la vanne de régulation**

Les coordonnées du marqueur de position sont représentées par celles de leur barycentre  $(x_I, y_I)$ . Pour cela, une régression linéaire d'ordre 1 est effectuée à partir des coordonnées  $(X, Y)$  des pixels rouges afin de déterminer la tendance sur laquelle se trouve le marqueur. Cette méthode permet par ailleurs de pallier les éventuelles zones manquantes de pixels. Ensuite,  $y_I$  est calculé en utilisant cette régression et en considérant l'abscisse  $x_I$  correspondant à l'abscisse médiane des pixels rouges.

Ainsi, la distance entre l'axe de rotation et le barycentre du marqueur est calculé par le théorème de Pythagore :

$$\|r_{0 \rightarrow 1}\| = \sqrt{(x_1 - x_0)^2 - (y_1 - y_0)^2} \quad (2.14)$$

En utilisant les coordonnées polaires, l'angle d'inclinaison du volet mobile de la vanne de régulation, noté  $\gamma$ , est ainsi calculé en considérant une des deux équations :

$$\gamma = \cos^{-1} \left( \frac{x_1 - x_0}{\|r_{0 \rightarrow 1}\|} \right) = \sin^{-1} \left( \frac{y_1 - y_0}{\|r_{0 \rightarrow 1}\|} \right) \quad (2.15)$$

*Synthèse* : La Figure 2-31 à Figure 2-32 illustrent pour chaque élément mobile les étapes de traitement d'image menant, depuis l'image brute, à la détermination de l'angle d'inclinaison.

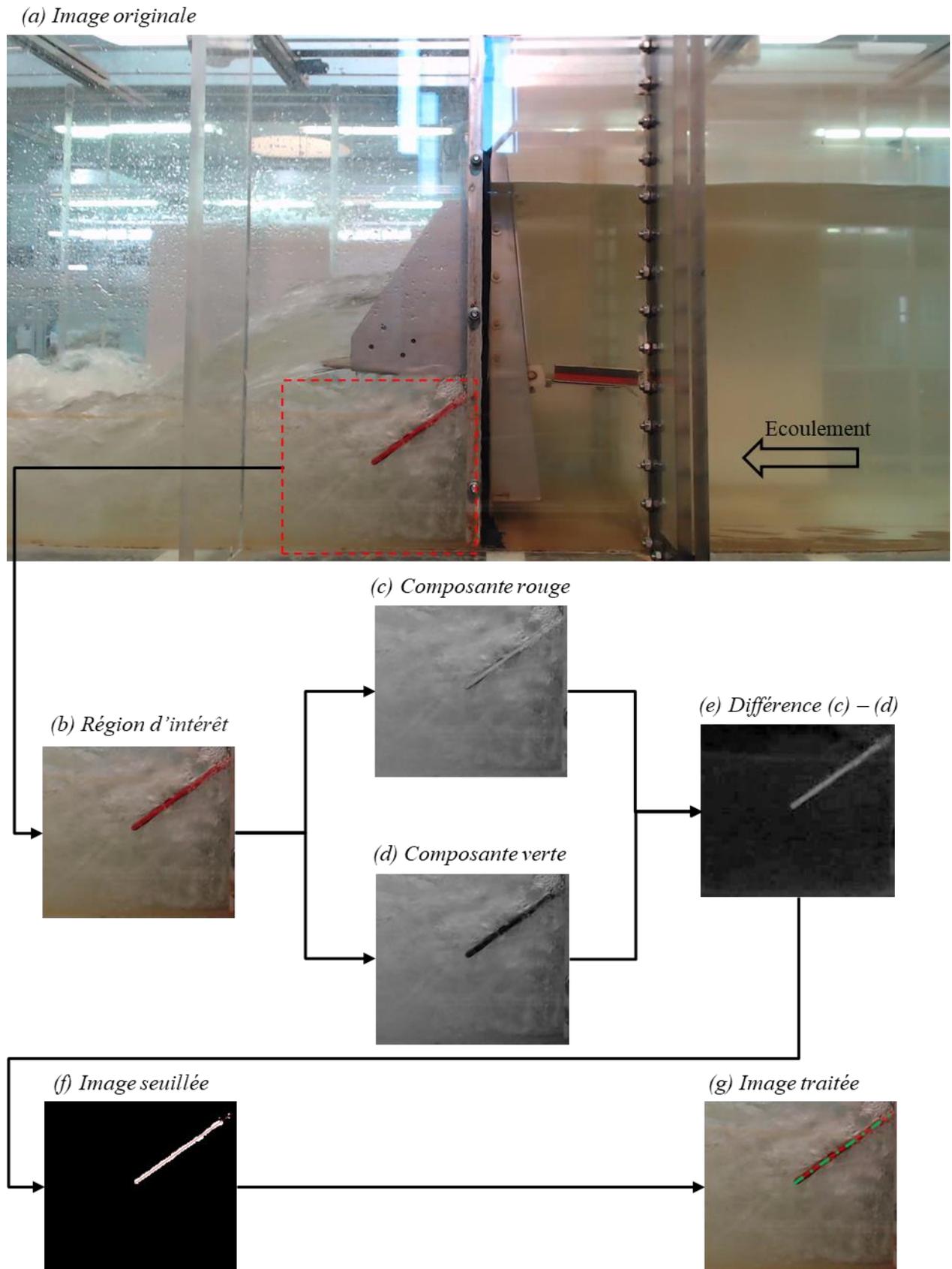


Figure 2-31. Description des étapes de traitement d'image utilisées pour la mesure de l'angle d'ouverture du clapet anti-retour de la vanne fusible

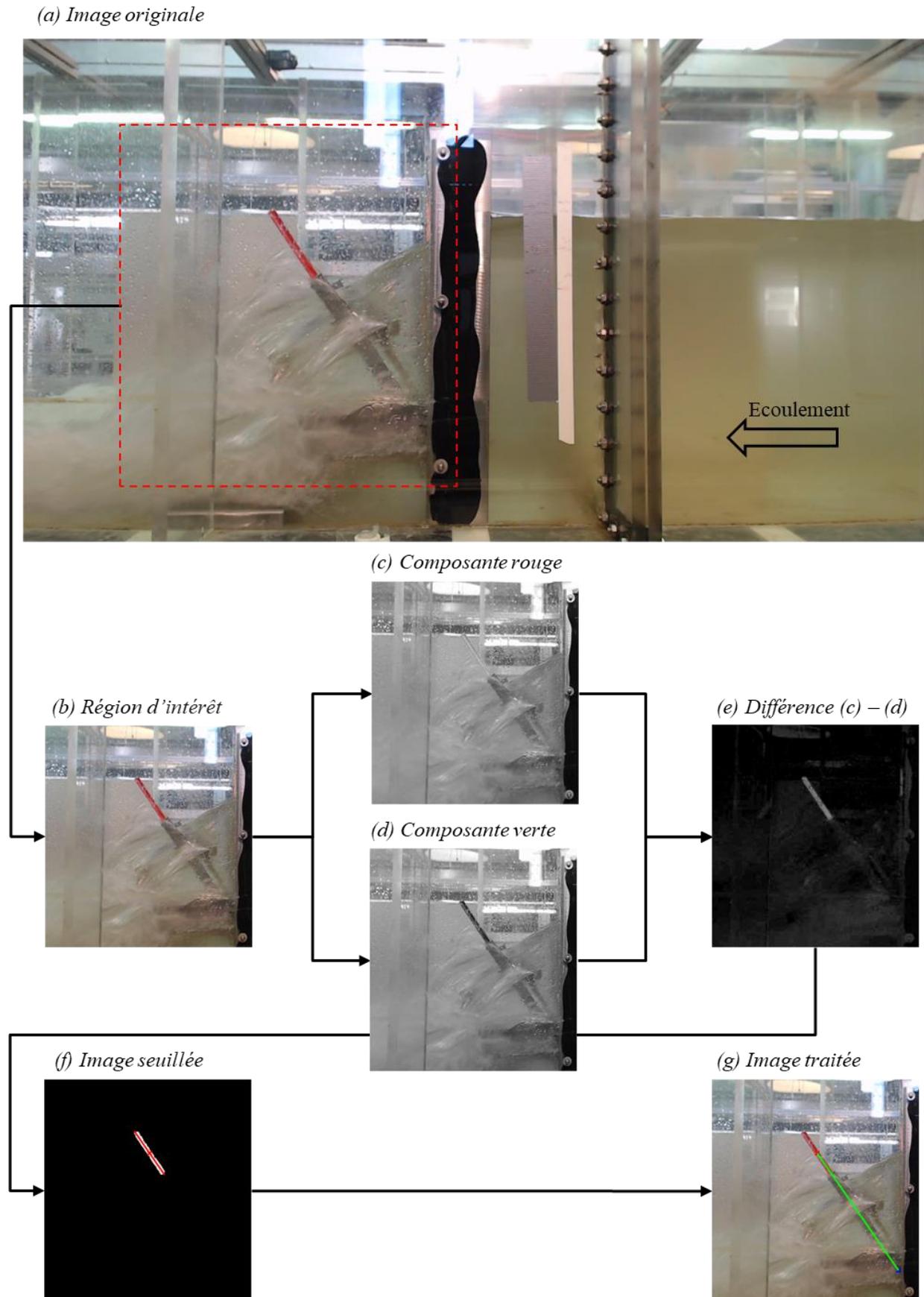
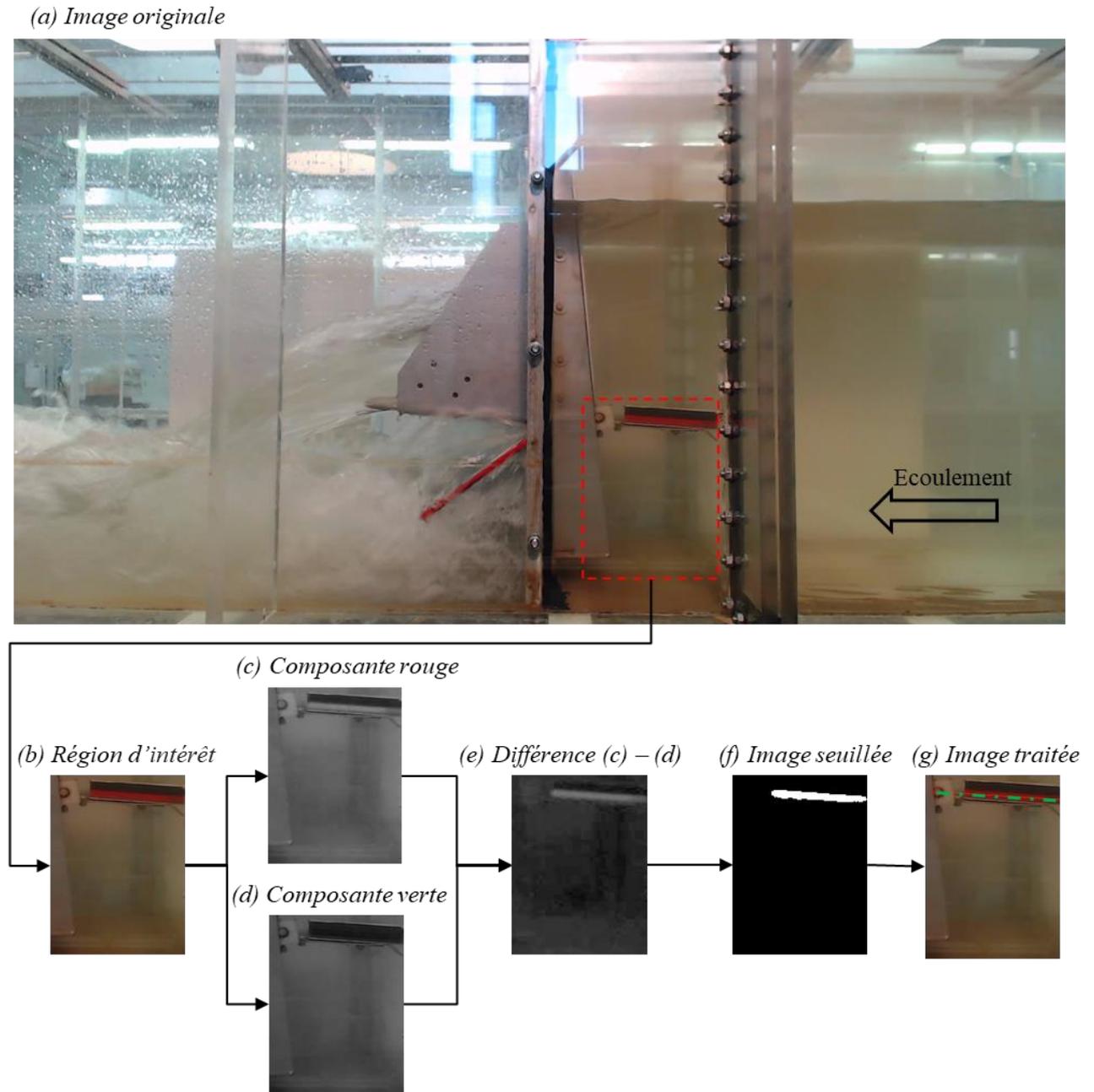


Figure 2-32. Description des étapes de traitement d'image utilisées pour la mesure de l'angle d'ouverture du clapet anti-retour de la vanne fusible



**Figure 2-33. Description des étapes de traitement d'image utilisées pour la mesure de l'angle d'ouverture du volet basculant de la vanne fusible**

#### 2.4.5. Evaluation des incertitudes sur les paramètres mesurés

L'évaluation des incertitudes de mesure de chaque paramètre est essentielle pour définir le degré de confiance associé et intégrer ce dernier dans le traitement des résultats. Cette approche vise à garantir une maîtrise du risque lors du dimensionnement futur des structures et à améliorer la précision de calcul du débit déversé dans le cadre des ouvrages soumis à l'autosurveillance.

D'après le vocabulaire international de la métrologie [192], l'incertitude de mesure est définie comme un « paramètre non négatif qui caractérise la dispersion des valeurs attribuées à un mesurande, à partir

des informations utilisées ». Cette dispersion est appelée incertitude – type, il s'agit d'un terme statistique qui traduit ce même degré de confiance et peut s'illustrer autour de chaque point de mesure à travers les barres d'erreurs. La méthode internationale normalisée pour évaluer l'incertitude de mesure en métrologie est celle du Guide pour l'expression de l'incertitude de mesure (GUM) [182].

2.4.5.1. *Processus du GUM [182]*

Les étapes de calcul de l'incertitude globale par le GUM sont synthétisées sur la Figure 2-34 puis détaillées à partir de la page suivante.

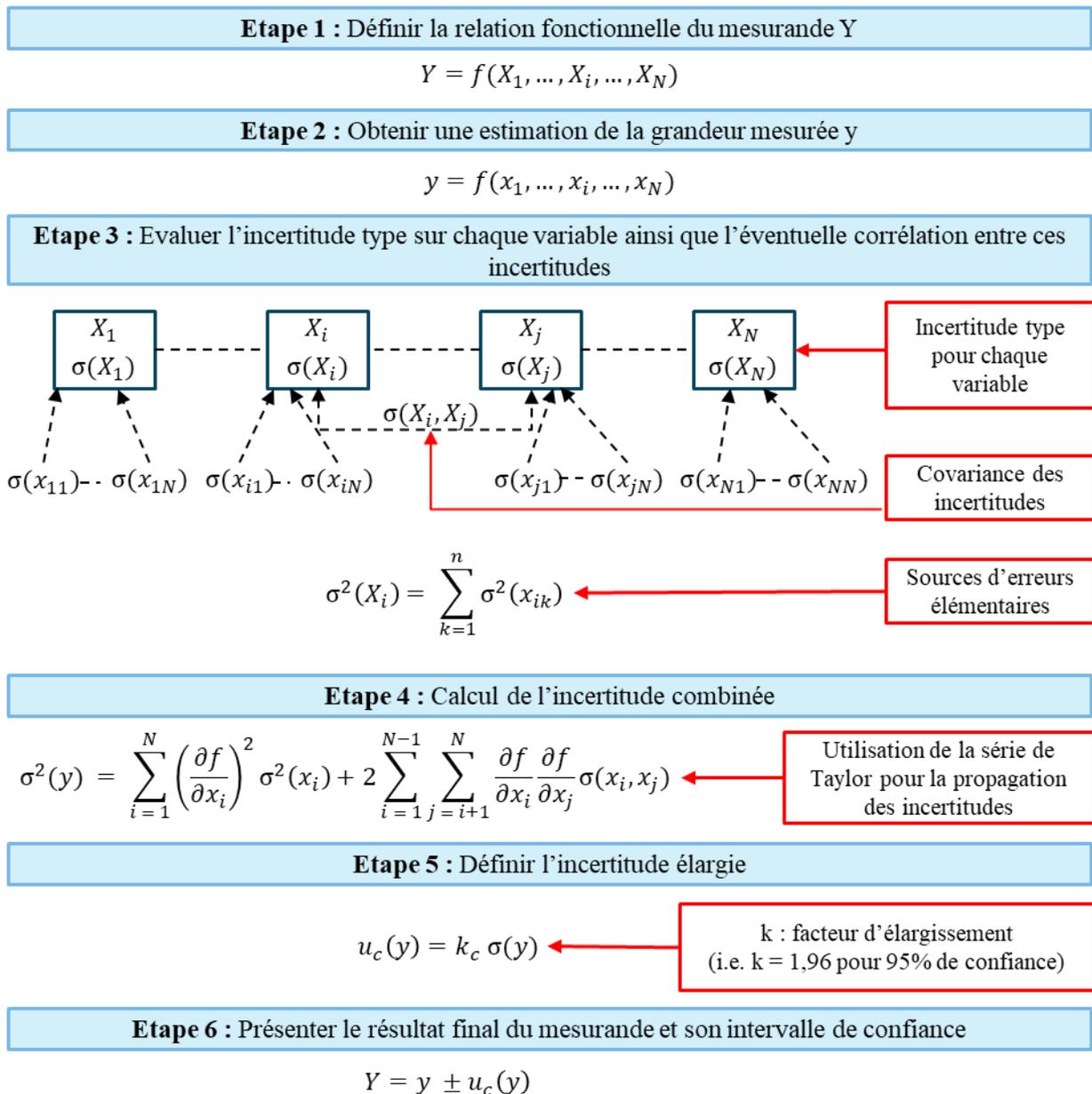


Figure 2-34. Méthode d'estimation de l'incertitude globale d'un mesurande par la méthode du GUM. D'après [182], [183]

❖ **Étape n°1 : Définir la relation fonctionnelle du mesurande**

Il s'agit d'une expression mathématique qui établit la relation entre la grandeur mesurée (le mesurande) et l'ensemble des grandeurs d'entrée impliquées dans le processus de mesure. Dans le cas où cette relation existe, il est nécessaire de fournir une estimation de chaque grandeur d'entrée et des grandeurs d'influence associées à la mesure. Dans les cas où il n'y a pas de relation fonctionnelle, il est essentiel d'établir une liste exhaustive des sources d'incertitude affectant cette mesure.

❖ **Étape n°2 : Obtenir une estimation de la grandeur mesurée y**

Selon le processus de mesure défini à l'étape 1, la prochaine étape consiste à effectuer une ou plusieurs séries de mesures des grandeurs d'entrée, notées  $x_i$ , afin d'utiliser la relation mathématique établie pour évaluer la grandeur mesurée.

❖ **Étape n°3 : Evaluer l'incertitude type sur chaque quantité d'entrée**

Il est supposé que chaque grandeur d'entrée suit une loi normale de moyenne  $X_i$  et d'écart type  $\sigma(X_i)$ . Cette dispersion hypothétique des valeurs autour de la grandeur mesurée est estimée en identifiant toutes les sources d'incertitudes possibles dans le processus de mesure de  $X_i$ . Ces erreurs proviennent par exemple des caractéristiques de l'installation, du système de mesure en lui-même, des conditions environnementales et des activités de l'opérateur. Deux types d'incertitudes sont pris en compte : l'incertitude de type A, basée sur des résultats expérimentaux, et l'incertitude de type B, déterminée à partir d'informations fournies par le fabricant de l'instrument ou par des normes.

➤ *Incertitude de type A*

Dans le cas de l'incertitude de type A, l'écart type  $\sigma(X_i)$  décrivant l'incertitude d'une grandeur  $X_i$  est calculé à partir de n observations répétées de façon indépendantes et calculées par la formule de type :

$$\sigma^2(X_i) = \frac{\sigma^2(x_{ik})}{n} \text{ avec } \sigma^2(x_{ik}) = \frac{1}{n-1} \sum_{k=1}^n (x_{ik} - \bar{x}_i)^2 \bar{x}_i = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n x_{ik} \quad (2.16)$$

Avec  $X_i$  une variable aléatoire étudiée selon un nombre significatif ( $n$ ) d'observations indépendantes, en considérant les mêmes conditions expérimentales. Les valeurs mesurées sont ainsi notées  $x_{ik}$  et se dispersent avec une variance estimée selon  $\sigma^2(x_{ik})$ . Afin de réduire l'incertitude globale  $\sigma(X_i)$ , il convient ainsi de répéter suffisamment l'expérience. Par la suite, l'écart type peut être utilisé pour décrire une distribution normale de  $X_i$  si le nombre de répétitions dépasse 30, ce qui permet de vérifier l'hypothèse de la loi des grands nombres. Toutefois, dans le cas où le nombre d'échantillons est limité, la distribution de Student peut être mise en œuvre pour corriger cette faiblesse.

➤ *Incertitude de type B*

L'incertitude de type B consiste à évaluer la dispersion des valeurs en utilisant les informations fournies par le fabricant de l'instrument de mesure ou par l'organisme d'étalonnage. La dispersion annoncée par le fabricant peut suivre différentes densités de probabilité telles que la loi gaussienne, rectangulaire, triangulaire, etc. En l'absence d'informations supplémentaires, il est généralement supposé que cette distribution suit une loi rectangulaire. L'écart type de cette loi est calculé à l'aide de l'équation (2.17) [183] en considérant  $a_i$  la tolérance de l'appareil de mesure.

$$\sigma(x_{ik}) = \frac{a_i}{\sqrt{3}} \quad (2.17)$$

➤ *Incertitude totale*

Les différentes sources d'incertitudes affectant la quantité d'entrée  $X_i$  sont ensuite combinées en sommant les variances de chacune de leurs sources d'incertitude élémentaire. L'équation (2.18) est mise en œuvre dans le cas où les covariances entre chaque grandeur sont négligeables.

$$\sigma^2(X_i) = \sum_{k=1}^n \sigma^2(x_{ik}) \quad (2.18)$$

➤ *Incertitudes combinées*

Les dispersions des quantités d'entrée par rapport à leurs moyennes respectives peuvent évoluer conjointement. La covariance entre deux variables aléatoires,  $X_i$  et  $X_j$ , décrit ces variations simultanées par rapport à leurs moyennes respectives. Si ces écarts évoluent dans le même sens, alors la covariance sera d'autant positive. A l'inverse, si ces écarts évoluent dans des sens opposés, alors la covariance sera d'autant négative. Par ailleurs, si les écarts entre les deux variables ne sont pas corrélés entre eux, la covariance se rapprochera de zéro. Cette grandeur est notée  $\sigma(X_i, X_j)$  et peut se calculer en considérant l'écart type de chaque variable  $\sigma(X_i)$  et  $\sigma(X_j)$  ainsi que le coefficient de détermination entre les écarts à la moyenne de chacune des grandeurs d'entrée  $r[X_i - \mu(X_i), X_j - \mu(X_j)]$  selon la relation [193] :

$$\sigma(X_i, X_j) = r[X_i - \mu(X_i), X_j - \mu(X_j)] \sigma(X_i) \sigma(X_j) \quad (2.19)$$

❖ **Etape n°4 : Calculer l'incertitude combinée**

Le calcul de la variance sur la grandeur mesurée, notée  $\sigma^2(\mathbf{y})$ , s'effectue sur la base des règles d'addition des variances des lois de probabilité. Dans le cas d'un système de mesure faisant intervenir plusieurs quantités, il convient de calculer la corrélation entre leurs erreurs ainsi que le poids de chaque entrée dans le calcul global. Ce dernier se traduit par un calcul des dérivées partielles de la relation

fonctionnelle. Ainsi, en utilisant une série de Taylor, la variance du mesurande se calcule à l'aide de l'équation (2.20).

$$\sigma^2(y) = \sum_{i=1}^N \left( \frac{\partial f}{\partial x_i} \right)^2 \sigma^2(x_i) + 2 \sum_{i=1}^{N-1} \sum_{j=i+1}^N \frac{\partial f}{\partial x_i} \frac{\partial f}{\partial x_j} \sigma(x_i, x_j) \quad (2.20)$$

❖ **Etape n°5 : Déterminer l'incertitude élargie**

En ingénierie, l'incertitude élargie du mesurande sur une variable est considérée pour maîtriser les risques lors du dimensionnement des ouvrages et garantir le respect des réglementations. Ceci permet de délimiter un intervalle de confiance autour de la grandeur d'intérêt avec un degré de probabilité fixé. Le calcul s'effectue en multipliant l'écart type par un facteur d'élargissement  $k_c$ .

$$u_c(y) = k_c \sigma(y) \quad (2.21)$$

Ainsi, pour calculer une incertitude élargie en considérant un intervalle de confiance à 95% et en supposant que l'incertitude du mesurande suit une loi normale, le coefficient  $k_c$  vaut 1.96

❖ **Etape 6 : Présenter l'intervalle de confiance**

De ce fait, la dernière étape consiste à présenter le mesurande  $Y$  en considérant la valeur mesurée ( $y$ ) et son intervalle de confiance symétrique dont les limites se trouvent à une distance  $u_c(y)$ .

$$Y = y \pm u_c(y) \quad (2.22)$$

Cela signifie que la variable  $Y$  a une probabilité  $c$  de se trouver dans cet ensemble.

Synthèse : La méthode du GUM permet une évaluation exhaustive et normée des résultats afin d'assurer une maîtrise du risque dans le dimensionnement et une évaluation fine des critères de conformité.

La partie suivante présente en détail l'évaluation de l'incertitude sur la mesure des angles d'ouverture de chaque élément mobile en mettant en œuvre la méthode du GUM.

2.4.5.2. Evaluation de l'incertitude sur le calcul des angles d'ouverture

L'incertitude sur le calcul des angles d'ouvertures par traitement d'image présente plusieurs sources dont les causes et les moyens mis en œuvre pour les minimiser sont rappelés ci-dessous :

1. L'erreur sur le positionnement de la caméra. En effet, si celle-ci n'est pas correctement installée, cela peut engendrer lors de la capture de l'image une distorsion et un effet de perspective, affectant les rapports entre la taille des pixels et la taille réelle sur l'image. Cependant, cette erreur a été minimisée en positionnant l'axe de la caméra perpendiculairement aux parois du canal et en plaçant les éléments mobiles au centre de l'image ;
2. L'erreur sur la détermination des coordonnées de l'axe de rotation d'un élément rotatif dans l'image à traiter. Dans le cas d'une vanne fusible, cette position est déterminée de manière précise, car les différents alignements des vannes se croisent dans une zone de quelques pixels qui peut être assimilée à un seul point (cf. Figure 2-28) et qui coïncide avec la position de l'axe réel.

Toutefois, dans le cas de la vanne de régulation, la détermination de la position de l'axe conduit à plusieurs intersections qui ne rencontrent pas l'axe de rotation réel en raison du décalage du marqueur de position vers l'aval (cf. Figure 2-29). Ces intersections se contiennent dans un carré de 20 pixels de côté, dont le centre est défini comme étant l'axe de rotation pour le traitement d'image. L'erreur sur les coordonnées de ce point est donc de 10 pixels sur chacun des axes.

Par ailleurs, cette erreur n'est pas prise en compte dans le cas du clapet anti – retour de la vanne fusible car le traitement de son angle d'ouverture ne prend pas en considération un axe de rotation ;

3. L'erreur sur l'isolement des points d'intérêt lors du traitement d'image. Celle-ci est limitée en ajustant le seuil de coupure en fonction de la luminosité du bâtiment afin de garantir un minimum de 500 pixels pour le traitement mathématique ;
4. L'erreur liée au choix du modèle mathématique choisi pour calculer l'angle d'ouverture de l'élément mobile d'intérêt à partir des points rouges extraits de l'image.

Les paragraphes suivants fournissent une explication détaillée du calcul de l'incertitude de mesure pour chaque élément d'intérêt concernant l'angle d'ouverture.

➤ Angle d'ouverture du volet basculant de la vanne fusible

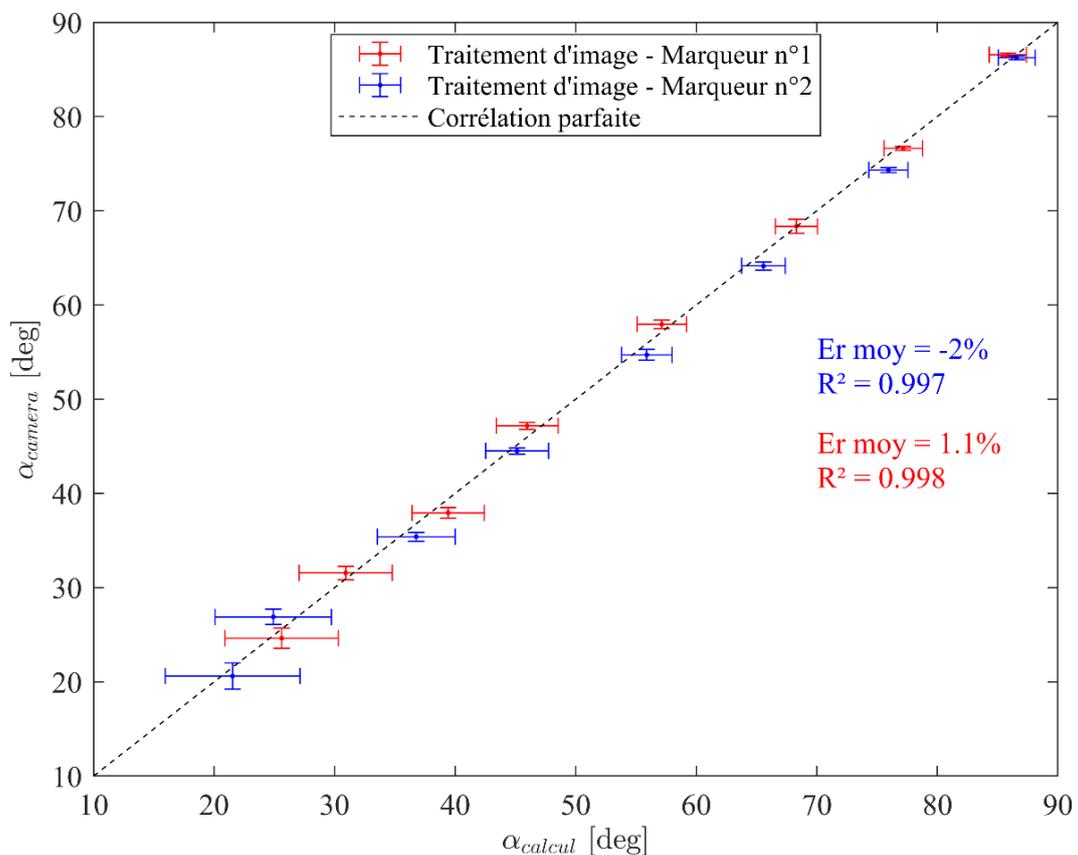
L'incertitude associée à la mesure de l'angle d'inclinaison du volet basculant de la vanne fusible, désignée par  $u(\alpha)$ , est équivalente à celle sur le coefficient directeur obtenu à partir de la régression linéaire appliquée aux pixels rouges. Cette incertitude est évaluée à l'aide du modèle "Intervalles d'ajustement linéaire" du logiciel LabVIEW [190], puis convertie en degrés.

Une validation du processus de mesure ainsi développé est proposée en comparant les résultats obtenus à l'aide d'un dispositif de mesure différent.

Cette contre-mesure repose sur un calcul trigonométrique détaillé dans l'équation (2.23). Ce calcul repose sur la hauteur du nez du volet, notée  $h_w$ , mesurée à l'aide d'une règle millimétrique pour des positions de vannes fixées, comme illustré précédemment sur la Figure 2-28.

$$\alpha_{calcul} = \cos^{-1}\left(\frac{h_w - h_{png}}{a_w}\right) \quad (2.23)$$

La corrélation entre les mesures de l'angle d'inclinaison obtenues par chaque méthode est représentée sur la Figure 2-35 en considérant les deux marqueurs de positions développés au cours des expériences.



**Figure 2-35. Comparaison de la mesure d'angle obtenue par traitement d'image avec celle obtenue par calcul trigonométrique. Etude de sensibilité à la largeur du marqueur de position**

Un premier marqueur de position a été développé et était collé directement sur l'épaisseur du volet basculant. Néanmoins, cette position présentait un risque d'altération de l'étanchéité du volet, pouvant ainsi dégrader le fonctionnement de ce dernier dans les phases d'ouverture. Pour pallier ce problème, un second marqueur a été développé par la suite pour l'étude en régime transitoire. Ce marqueur plus évolué

est inscrit sur une bande métallique plus large fixée sur le volet au même niveau, mais légèrement en amont pour ne plus risquer de perturber l'étanchéité de la vanne.

Les barres d'erreur représentent l'intervalle de confiance à 95 % pour chaque paramètre. Dans le cas de l'angle calculé, celui-ci est évalué en utilisant la méthode de propagation des incertitudes du Guide pour l'expression de l'incertitude de mesure (GUM) [182] qui sera détaillée par la suite. Pour cette approche, les erreurs sont supposées indépendantes pour simplifier les formules, bien qu'elles soient effectuées par le même utilisateur et le même outil de mesure.

$$u(\alpha_{calcul}) = \sqrt{\left(\frac{\partial \alpha_{calcul}}{\partial h_w}\right)^2 u(h_w)^2 + \left(\frac{\partial \alpha_{calcul}}{\partial h_{png}}\right)^2 u(h_{png})^2 + \left(\frac{\partial \alpha_{calcul}}{\partial a_w}\right)^2 u(a_w)^2} \quad (2.24)$$

Le calcul des dérivées partielles est détaillé en Annexe 7.1-2. En outre, les trois paramètres sont mesurés à l'aide d'une règle millimétrique, ce qui implique une incertitude de l'ordre du demi-millimètre.

$$u(h_w) = u(h_{png}) = u(a_w) = 5 \times 10^{-4} \text{ m} \quad (2.25)$$

Ainsi, l'évaluation des incertitudes permet de quantifier la fiabilité de chaque point. L'examen de la Figure 2-35 révèle que les valeurs s'alignent sur une droite unique ( $R^2$  proche de 1), avec des intervalles de confiance qui se croisent systématiquement avec la première bissectrice. Ces observations suggèrent que l'écart entre l'angle calculé et l'angle mesuré par traitement d'image n'est pas significatif. En d'autres termes, il est impossible de calculer une erreur systématique du système de traitement d'image, car la précision du système trigonométrique est insuffisante.

➤ Angle d'ouverture du clapet anti – retour de la vanne fusible

L'incertitude de mesure du clapet anti – retour est calculée de la même façon que celle sur le volet basculant.

➤ Angle d'ouverture du volet basculant de la vanne de régulation

Concernant la vanne de régulation, l'incertitude de mesure de l'angle d'inclinaison est également déterminée selon la méthode du GUM en utilisant la formule de calcul de l'angle (2.15) :

$$u(\gamma) = \sqrt{\left(\frac{\partial \gamma}{\partial x_1}\right)^2 u(x_1)^2 + \left(\frac{\partial \gamma}{\partial x_0}\right)^2 u(x_0)^2 + \left(\frac{\partial \gamma}{\partial r}\right)^2 u(r)^2} \quad (2.26)$$

Le détail sur le calcul de chacun des paramètres est disponible en Annexe 7.1-3.

2.4.5.3. Evaluation de l'incertitude sur une valeur instantanée

Dans le cadre d'une mesure ponctuelle à un instant  $t$ , l'incertitude sur un paramètre  $X_i$  est déterminée en prenant en considération l'incertitude aléatoire associée au processus de mesure, l'incertitude liée à la reproductibilité de cette mesure dans des conditions similaires ainsi que l'incertitude sur l'étalonnage du capteur :

$$\sigma^2(X_{it}) = \sigma^2_{mesure}(X_{it}) + \sigma^2_{reproductibilité}(X_{it}) + \sigma^2_{etalonnage}(X_{it}) \quad (2.27)$$

Ces sources d'erreur sont déterminées sur la base des erreurs relatives ou absolues fournies par les fabricants d'instruments de mesure, ou issues directement du traitement mathématique développé, tel que dans le cas des angles d'inclinaison. Le Tableau 2-6 synthétise les valeurs considérées dans ce travail de recherche.

**Tableau 2-6. Evaluation de l'incertitude de type B sur chaque processus de mesure**

Sources d'incertitude	Hauteur d'eau	Débit	Angle	Paramètre géométrique
Mesure	1.00 %	1.00 %	* (2.26)	0.5 mm
Reproductibilité	0.25 %	0.25 %	-	-
Etalonnage	1.00 – 3.00 %	0.20 %	-	-

\* cf. § 2.4.5.2.

2.4.5.4. Incertitude d'une grandeur moyennée dans le temps

Dans le contexte d'une étude des écoulements en régime permanent, les grandeurs étudiées sont calculées en effectuant une moyenne sur une série temporelle de mesures de façon à compenser les éventuels phénomènes aléatoires et fluctuants.

La moyenne temporelle est une grandeur ( $\bar{X}_{it}$ ) obtenue en effectuant la somme des mesures discrètes ( $X_{it}$ ) prises à intervalles réguliers ( $\Delta t_s$ ) pendant une période de temps définie ( $T_s$ ), puis en divisant cette somme par le nombre total de mesures ( $N$ ) :

$$\bar{X}_{it} = \frac{1}{T_s} \int_0^{T_s} X_i(t) dt \approx \frac{1}{N \Delta t_s} \sum_{t=1}^N X_{it} \Delta t_s = \frac{1}{N} \sum_{t=1}^N X_{it} \quad (2.28)$$

Lorsque l'incertitude d'un paramètre instantané ( $\sigma(X_{it})$ ) est aléatoire et centrée sur sa moyenne ( $\bar{X}_{it}$ ), l'incertitude sur le paramètre moyenné dans le temps ( $\sigma(\bar{X}_{it})$ ) est déterminée en tenant compte de l'erreur propagée à partir de chaque paramètre instantané :

$$\sigma^2(\bar{X}_{it}) = \frac{1}{N^2} \sum_{t=1}^n \sigma^2(X_{it}) \quad (2.29)$$

C'est le cas pour l'erreur aléatoire du processus de mesure notamment.

L'erreur systématique se manifeste par une déviation constante et reproductible entre les grandeurs observées et les valeurs réelles, généralement attribuable à des biais méthodologiques, des limitations instrumentales ou des erreurs conceptuelles. Ce type d'incertitude est alors calculée de la même façon que pour une mesure instantanée en considérant en entrée directement leur moyenne. Cette approche s'applique notamment à l'inexactitude liée à l'étalonnage des capteurs de hauteur ou de débit. L'erreur d'étalonnage est en effet une déviation systématique des valeurs mesurées par rapport à la valeur réelle. Par ailleurs, l'erreur de reproductibilité du capteur est également une erreur systématique due à un biais dans le processus de mesure.

Lors de l'étude d'une grandeur moyennée à partir d'une série temporelle, il est crucial de considérer l'erreur d'échantillonnage liée au choix de la période de temps pour effectuer la moyenne. Il est ainsi essentiel de déterminer si la fenêtre d'observation choisie reflète un état stable ou si des effets transitoires subsistent, pouvant perturber les résultats. Cette fenêtre d'observation doit être suffisamment large, permettant d'observer plusieurs périodes d'oscillations et limitant l'incidence du choix des bornes de la fenêtre sur le calcul de la moyenne.

La méthode prise en compte pour le calcul de cette erreur est celle proposée récemment par [194]. Cette approche consiste à évaluer l'incertitude sur la valeur moyenne d'une grandeur temporelle acquise sur une durée ( $T_s$ ) en utilisant le théorème de Fourier pour décomposer le signal temporel en une somme infinie de signaux sinusoïdaux. Ainsi, il est possible d'étudier l'incertitude de la valeur moyenne pour chaque signal sinusoïdal avec une amplitude, une fréquence et un déphasage donnés. La répartition statistique des valeurs moyennes est déterminée par la fonction de densité de probabilité arcsinus et l'écart-type maximal est calculé en fonction de l'amplitude, la fréquence et la durée d'acquisition. L'incertitude d'échantillonnage sur le signal complet est ensuite calculée en propageant les incertitudes relatives à chaque signal qui le compose. Au-delà d'un échantillonnage de 20 périodes, cette approche démontre que l'incertitude due à l'échantillonnage atteint un plateau et ne varie que de manière négligeable [194].

Ainsi, dans le cas d'un résultat issu d'une moyenne de mesures temporelles ( $\bar{X}_{it}$ ), la variance de ce paramètre, notée  $\sigma^2(\bar{X}_{it})$ , est calculée en utilisant la formule (2.30).

$$\begin{aligned} \sigma^2(\bar{X}_{it}) = & \sigma^2_{\text{mesure}}(\bar{X}_{it}) + \sigma^2_{\text{reproductibilité}}(\bar{X}_{it}) + \sigma^2_{\text{etalonnage}}(\bar{X}_{it}) \\ & + \sigma^2_{\text{échantillonnage}}(\bar{X}_{it}) \end{aligned} \quad (2.30)$$

Les différents termes de cette formule sont calculés pour chaque grandeur d'intérêt selon les méthodes décrites dans les paragraphes précédents.

#### 2.4.5.5. *Incertitude d'une grandeur moyennée à partir de résultats indépendants*

Par ailleurs, d'autres résultats expérimentaux sont obtenus en effectuant une moyenne de plusieurs mesures indépendantes. Ainsi, les hauteurs d'ouverture et de fermeture sont calculées à partir d'un nombre significatif de répétitions afin de minimiser l'erreur de type A. D'autre part, lors de l'étude en régime permanent, l'angle du volet incliné de la vanne fusible est maintenu fixe et ne subit aucune variation. De ce fait, un calcul de l'angle d'inclinaison moyen est considéré pour chaque série expérimentale pour laquelle la position du volet reste fixe.

Ce résultat ( $\bar{X}_i$ ) se calcule comme une moyenne arithmétique des  $N$  résultats indépendants ( $X_i$ ) :

$$\bar{X}_i = \sum_{i=1}^N \frac{X_i}{N} \quad (2.31)$$

L'incertitude sur ce résultat comporte deux composantes liées à l'erreur sur la mesure de chaque résultat ainsi que celle liée à leur dispersion autour de la moyenne. Ces dernières sont calculées respectivement à l'aide des équations (2.29) et (2.16) définies précédemment.

De manière pratique, il est essentiel d'avoir un nombre significatif de résultats pour assurer une représentativité de la moyenne. Cela est obtenu en répétant un nombre suffisant d'expériences indépendantes. Cependant, pour obtenir une distribution des quantités d'entrée ( $X_i$ ) proche d'une loi normale, il est nécessaire d'avoir un nombre considérable de résultats, idéalement au moins 30, bien que cela ne soit pas toujours réalisable. Dans de tels cas, il est possible de corriger le manque de données en utilisant une approximation basée sur la loi de Student pour calculer le coefficient d'élargissement de l'incertitude étendue. Cette approche permet de prendre en compte l'effet de l'échantillonnage limité et de fournir une estimation plus réaliste de l'incertitude élargie.

*Synthèse* : En utilisant une approche méthodique, il est possible de calculer l'incertitude pour chaque paramètre, qu'il soit instantané, moyenné à partir d'une série temporelle ou d'une série de résultats indépendants. Ce processus aboutit à des résultats qualifiés qui assurent la fiabilité et la robustesse des méthodes développées lors des étapes de traitement des données qui suivent.

#### 2.4.6. *Méthodes de calibration*

L'étude des vannes basculantes est réalisée en considérant des régimes d'écoulement permanent ainsi que transitoire. Deux méthodes d'étude sont alors mises en œuvre pour étudier chacun des cas.

2.4.6.1. *Protocole de mesure en régime permanent*

Le protocole d'étude des ouvrages en régime permanent comprend la manipulation et la combinaison de diverses configurations géométriques, telles que l'angle d'inclinaison constant du volet basculant, l'obstruction ou la non-obstruction d'un des orifices, l'angle d'inclinaison de la pale supérieure pour les vannes de régulation, ainsi que la modification de la hauteur de pelle du seuil en sortie de canal pour générer une influence aval au niveau de l'ouvrage. Dans chaque configuration étudiée, une analyse hydraulique en régime permanent s'effectue en discrétisant la plage des débits anticipés en paliers. Chaque palier est associé à une consigne de débit appliquée aux pompes. Un laps de temps de quelques minutes est considéré pour assurer au système d'atteindre un état stationnaire. Dès lors, l'acquisition des paramètres mesurés est réalisée sur plusieurs minutes afin de garantir une mesure représentative et atténuer d'éventuelles fluctuations périodiques. Un exemple de ce type d'étude est illustré Figure 2-36.

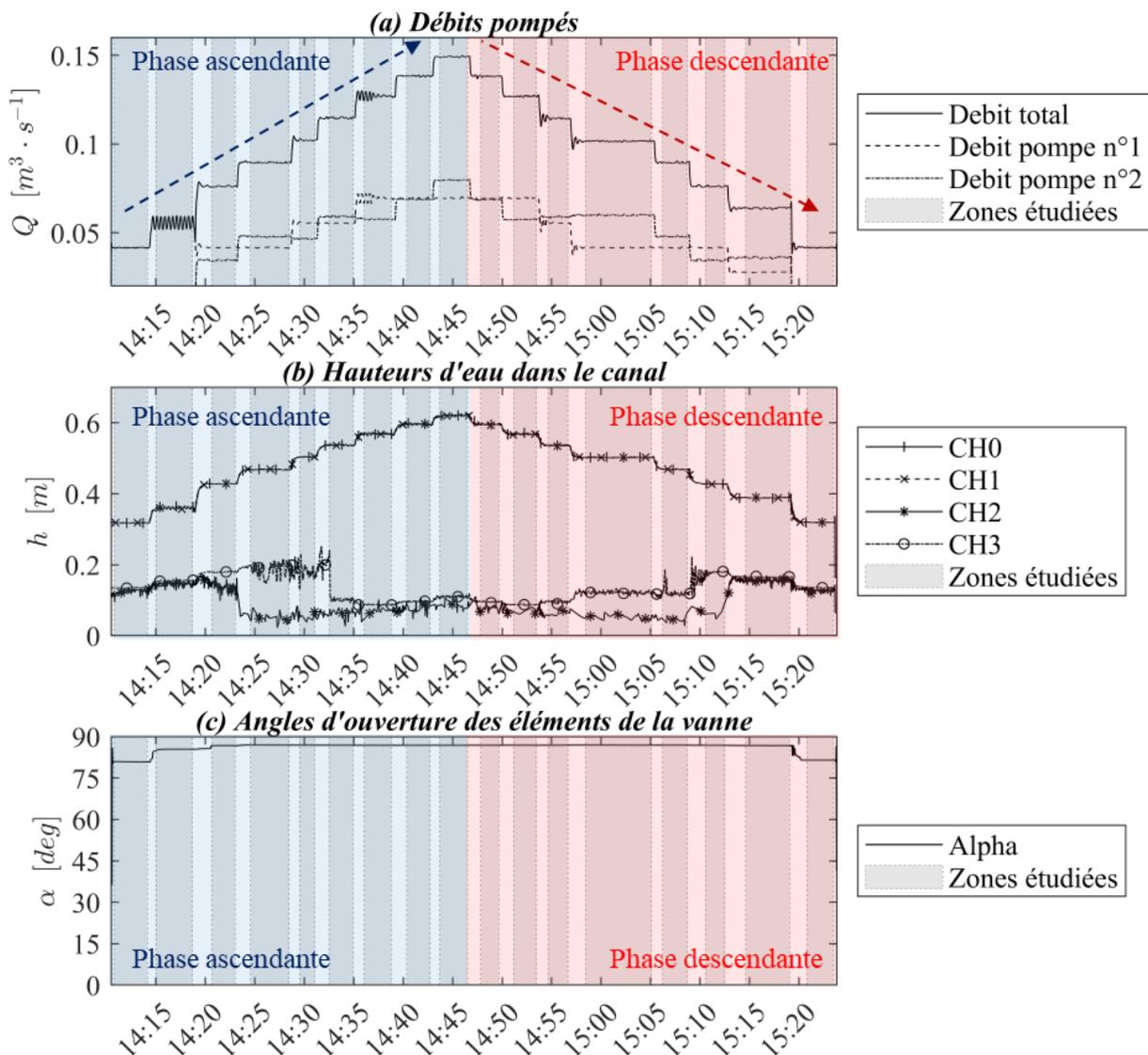
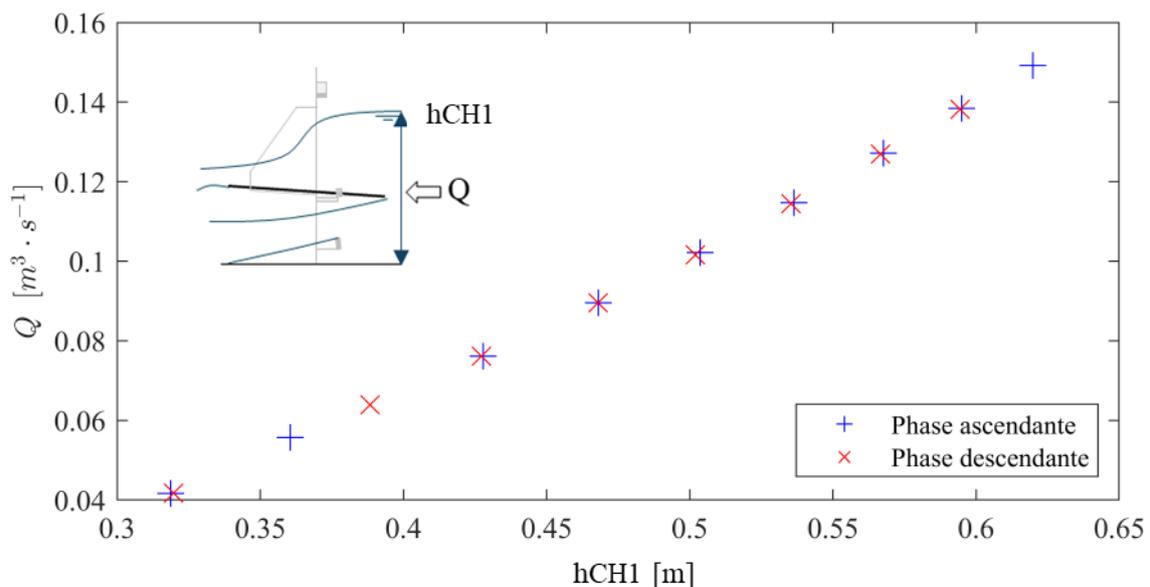


Figure 2-36. Evolutions temporelles des paramètres mesurés selon une phase de montée de débit et de descente de débit pompé

La Figure 2-36 présente l'évolution temporelle de la mesure de tous les paramètres pertinents, y compris le débit, qui peut présenter des fluctuations et s'éloigner de la valeur de consigne.

L'évolution historique du débit peut avoir un impact sur la structuration des lignes de courant au niveau de l'ouvrage et donc sur la loi hauteur - débit [195]. Afin de garantir que le protocole développé n'est pas influencé par le débit de consigne précédent, une calibration est réalisée en deux phases : une première phase d'augmentation du débit de consigne, suivie d'une seconde phase de diminution. Il s'agit de la campagne de mesure illustrée dans la Figure 2-36. Les résultats de la loi hauteur-débit sont présentés sur la Figure 2-37.



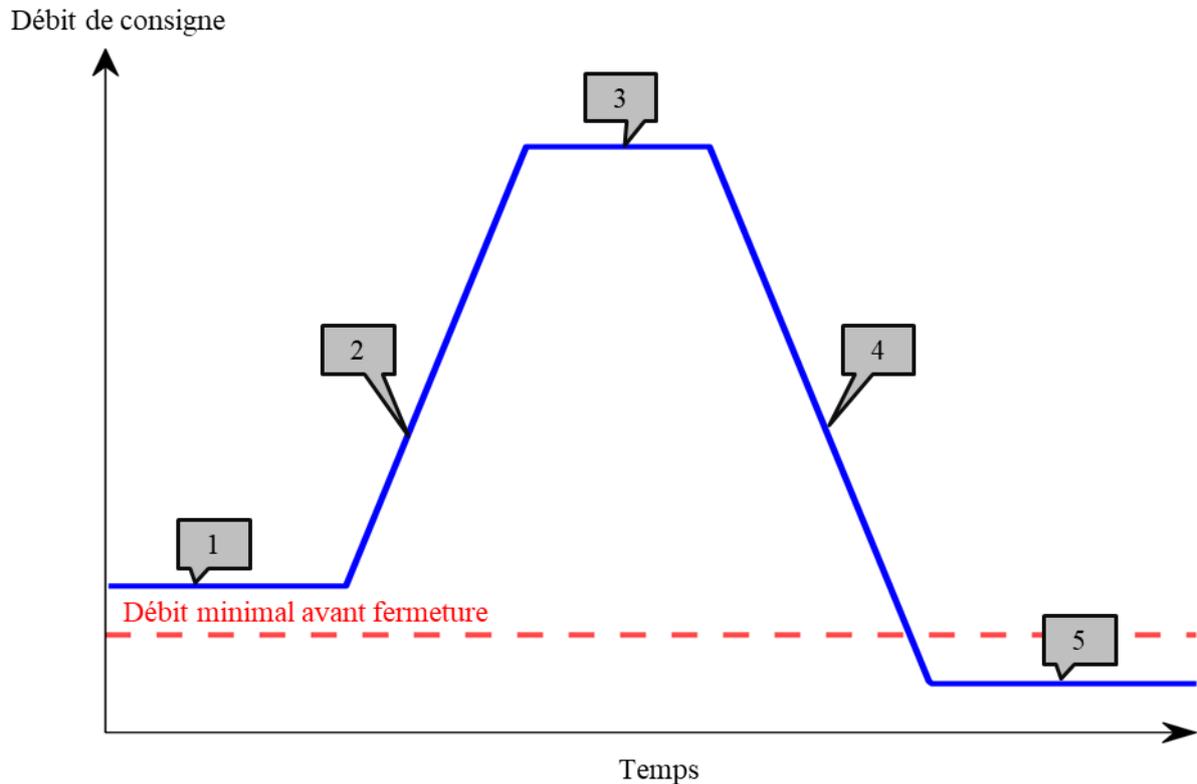
**Figure 2-37. Relation hauteur - débit en distinguant les phases montantes et descendantes**

En distinguant les phases ascendante et descendante des courbes hauteur-débit, il est révélé dans l'analyse de la Figure 2-37 que celles-ci se superposent, ce qui implique que l'historique de l'écoulement n'a pas d'impact sur l'évaluation des paramètres moyennés. Cette observation s'explique par le choix de la plage de données retenues pour le calcul, excluant les phases transitoires et permettant à l'écoulement dans le canal de se stabiliser après chaque changement du débit de consigne des pompes.

*Synthèse* : La stratégie de calibration en régime permanent peut être simplifiée en utilisant une seule des deux phases. Cette approche vise à obtenir des résultats de qualité équivalente en seulement la moitié du temps. La première phase consiste à ajuster le débit maximal en fonction de la hauteur limite dans le canal et à surveiller les risques potentiels d'inondation. Ensuite, une phase descendante est initiée, au cours de laquelle le débit est progressivement réduit par paliers. Il est important de prendre en compte un nombre suffisant de points intermédiaires pour assurer une discrétisation adéquate et décrire précisément le fonctionnement de l'ouvrage.

### 2.4.6.2. *Protocole d'étude en régime transitoire*

L'étude des ouvrages en fonctionnement transitoire considère un débit de consigne fourni aux pompes variable dans le temps. Le profil que suit cette consigne présente une dynamique simple qui suit les phases décrites ci-dessous et illustrées Figure 2-38.



**Figure 2-38. Evolution du débit de consigne des pompes dans le cas d'une étude transitoire**

Un algorithme d'asservissement des pompes a été développé sous LabVIEW pour réguler les débits de chaque palier et les durées de chaque phase :

1. L'expérience débute avec une position de vanne fermée, un débit constant est injecté pour remplir le volume de stockage amont tout en y garantissant un écoulement stabilisé. L'impact des ondes de surface et autres phénomènes transitoires sur la dynamique de la vanne n'est pas étudié ici. La hauteur d'eau augmente à l'amont de la vanne jusqu'à atteindre le seuil d'ouverture. La phase de vidange qui s'en suit sera également effectuée en considérant un débit de consigne des pompes constant afin d'étudier seulement les effets de débit engendrés par la rupture de barrage.

Afin d'étudier la sensibilité des lois hydrauliques obtenues en régime permanent, la vanne sera également étudiée lors d'une pluie basique en lui injectant un hydrogramme qui se décompose en :

2. Une phase de croissance linéaire ;
3. Un plateau de débit constant à un débit maximal ;
4. Une phase de décroissance linéaire ;
5. Une phase constante à une consigne inférieure au débit minimal avant fermeture afin de vidanger entièrement le volume de stockage amont avec une hauteur stable permettant d'observer et de quantifier précisément la fermeture du volet.

Les pentes des phases de montée et de descente de l'hydrogramme sont égales et pourront être modifiées pour évaluer la sensibilité des lois hydrauliques.

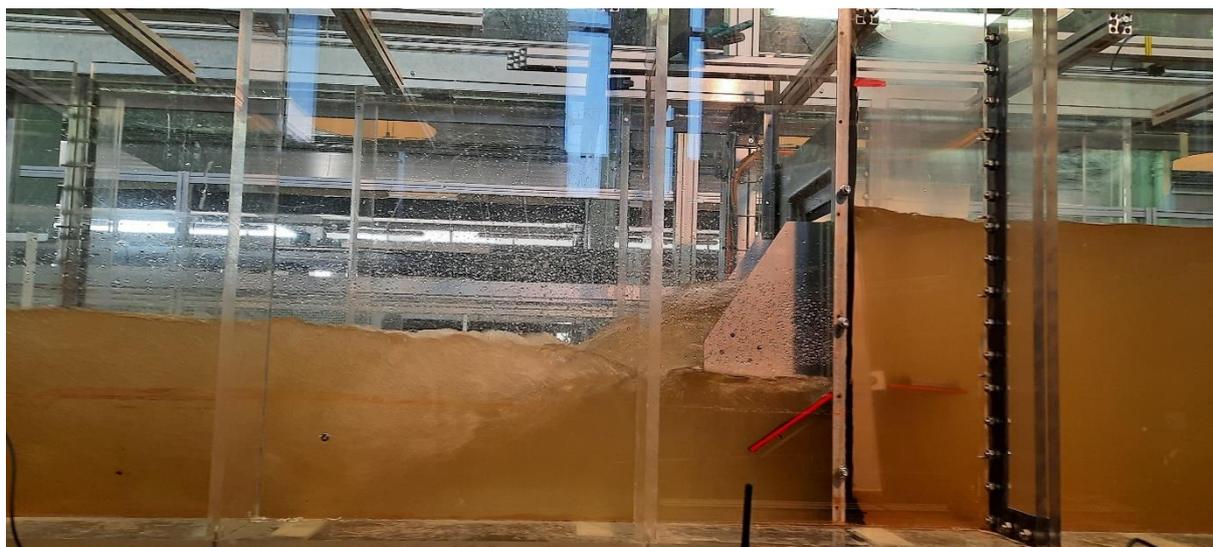
Synthèse : La méthode d'asservissement du débit en régime transitoire offre la possibilité d'étudier de manière contrôlée la dynamique de la vanne lors des phases d'ouverture et de fermeture, ainsi que sa réponse aux conditions amont instationnaires. Cette approche permet une analyse précise du comportement de la vanne dans des situations transitoires, facilitant ainsi une meilleure compréhension de ses performances en conditions réelles.

---

## Partie B

### Étude des vannes basculantes fusibles

---





# Chapitre 3. Étude en régime transitoire

---

## 3.1. Introduction du chapitre

L'utilisation de vannes fusibles pour des fonctions de stockage en réseau introduit des contraintes de fonctionnement supplémentaires liées au risque de submersions. En effet, une vanne peut être soumise à une influence aval causée par une crue du milieu naturel, dans le cas où elle est placée sur un déversoir d'orage, ou encore en raison d'une limitation de la capacité hydraulique du réseau aval.

La dynamique d'ouverture et de fermeture de l'ouvrage est pilotée par l'équilibre des forces appliquées sur le volet basculant. L'influence aval ajoute un moment supplémentaire et modifie ainsi cet équilibre. Le premier objectif de ce chapitre est ainsi d'évaluer l'évolution de cette dynamique avec l'influence aval et de déterminer dans quelle mesure le clapet anti-retour s'avère pertinent. Cette estimation permettra de déterminer l'évolution potentielle avec la submersion de l'ouvrage de ses performances vis-à-vis des objectifs opérationnels relatifs au stockage en réseau.

La vanne fusible présente ainsi un fonctionnement transitoire par nature, puisque son déversement est initié par un basculement du volet. Cependant, pour faciliter le dimensionnement générique et un monitoring du débit à travers l'ouvrage, il serait intéressant de pouvoir décrire son fonctionnement selon un régime permanent, sans prendre en compte l'historique des variables décrivant le comportement hydraulique de l'ouvrage. Le second objectif de ce chapitre consiste à vérifier l'hypothèse selon laquelle le fonctionnement transitoire de l'ouvrage peut être correctement décrit à partir d'une loi hydraulique calibrée en régime permanent. Cette validation sera effectuée en se concentrant uniquement sur les scénarios de rupture de barrage en régime dénoyé, comme le proposent [102], [196].

Par ailleurs, l'écoulement autour d'un volet immergé peut donner lieu au phénomène de vibrations induites par vortex, pouvant entraîner une mise en résonance de ce composant mobile. Le troisième objectif de ce chapitre est donc de confirmer la stabilité du volet mobile dans de telles conditions, ou d'envisager des améliorations de sa conception en cas de détection de risque de résonance.

Ces recherches reposent essentiellement sur l'exploitation du modèle expérimental élaboré, avec pour objectif de fournir une première approche qualitative permettant une meilleure appréhension des comportements hydrauliques et dynamiques de l'ouvrage en conditions réelles, ainsi que leur évolution sous l'influence de facteurs aval et leurs interactions mutuelles.

L'étude en régime transitoire de la vanne fusible s'appuie sur les bases de données expérimentales et numériques de l'ouvrage. Une vue d'ensemble du chapitre est présentée sur la Figure 3-1.

Objectif	Régime étudié	Vanne fusible		Vanne de régulation
Construction d'une base de données	Permanent	G	<b><u>B.D. Expérimentales</u></b> $Q, h_1, h_3, \alpha, \Theta, (t)$	<b><u>B.D. Expérimentales</u></b> $Q, h_1, h_3, \beta, \gamma, (t)$
		W		
		Tot		
	Transitoire	G	<b><u>B.D. Numériques</u></b> <i>Validation d'un paramétrage de modèle numérique</i> $Q, h_1, h_3, \alpha, (t)$	
		W		
		Tot		
Modélisation	Permanent	G	<i>Loi hydraulique vanne de fond</i> $Q_G = \varphi_1 (h_1, h_3, \alpha, \Theta)$	<i>Validation de la conception</i> <b>Utilisation des bases de données expérimentales et numériques établies en régime transitoire</b>
		W	<i>Loi hydraulique seuil incliné</i> $Q_w = \varphi_2 (h_1, h_3, \alpha)$	
		Tot	<i>Etude du facteur interaction (IF)</i> $Q_{tot} = IF (h_1, h_3, \alpha) \times (Q_G + Q_w)$	
	Transitoire	Tot	<i>Dynamique d'ouverture / fermeture</i> $hop, hcl = \varphi_4 (h_3)$	<i>Stabilité du volet basculant</i> $\gamma = \Psi_2 (h_1, h_3, Q_{tot}, t)$
			<i>Loi hydraulique transitoire</i> $Q_{tot} (t) = \varphi_5 (h_1, h_3, \alpha, \Theta, t)$	
			<i>Stabilité du volet basculant</i> $\alpha = \varphi_3 (h_1, h_3, Q_{tot}, t)$	

Figure 3-1. Vue d'ensemble du chapitre n°3 (en bleu)

## **3.2. Dynamique d'ouverture et de fermeture de la vanne fusible**

### **3.2.1. Introduction**

Dans cette partie de l'étude, l'attention est portée sur la dynamique d'ouverture et de fermeture de la vanne fusible.

Tout d'abord, la pertinence du clapet anti-retour pour protéger l'ouverture du volet basculant en cas de forte crue du milieu naturel est investiguée. Lors de ces situations, il est en effet nécessaire de maintenir la vanne fermée afin de prévenir toute intrusion du milieu naturel dans le réseau.

Ensuite, les dynamiques d'ouverture et de fermeture de la vanne fusible, ainsi que leurs évolutions qualitatives en présence d'une influence aval, sont caractérisées.

Des tests sont réalisés au moyen d'un pilote expérimental capable de reproduire fidèlement la dynamique de la vanne fusible. Ce dispositif expérimental tient compte de la complexité du champ de pression dynamique au niveau de la vanne, incluant la présence potentielle de turbulence complexe. De plus, il prend en considération les interactions entre l'écoulement du fluide et les éléments mobiles de la vanne, ainsi que les interactions entre ces éléments mobiles et le cadre de la vanne.

### **3.2.2. Vérification préliminaire des performances du clapet anti-retour**

#### **3.2.2.1. Objectif**

Dans le contexte où la vanne fusible, située sur la crête d'un déversoir d'orage, pourrait être exposée à un risque d'influence aval lors d'une crue du milieu naturel, un clapet anti-retour est historiquement installé sur la traverse en aval du cadre. Ce dispositif vise spécifiquement à protéger la partie inférieure du volet basculant contre les contre-pressions aval. L'application d'une contre-pression à ce niveau entraînerait un moment supplémentaire d'ouverture du volet, susceptible de provoquer une ouverture prématurée. Cette situation entraînerait l'intrusion indésirable du milieu naturel en crue dans le réseau. La vanne, dans son ensemble, doit être en mesure d'assumer le rôle de clapet anti-retour en préservant le réseau de toute intrusion.

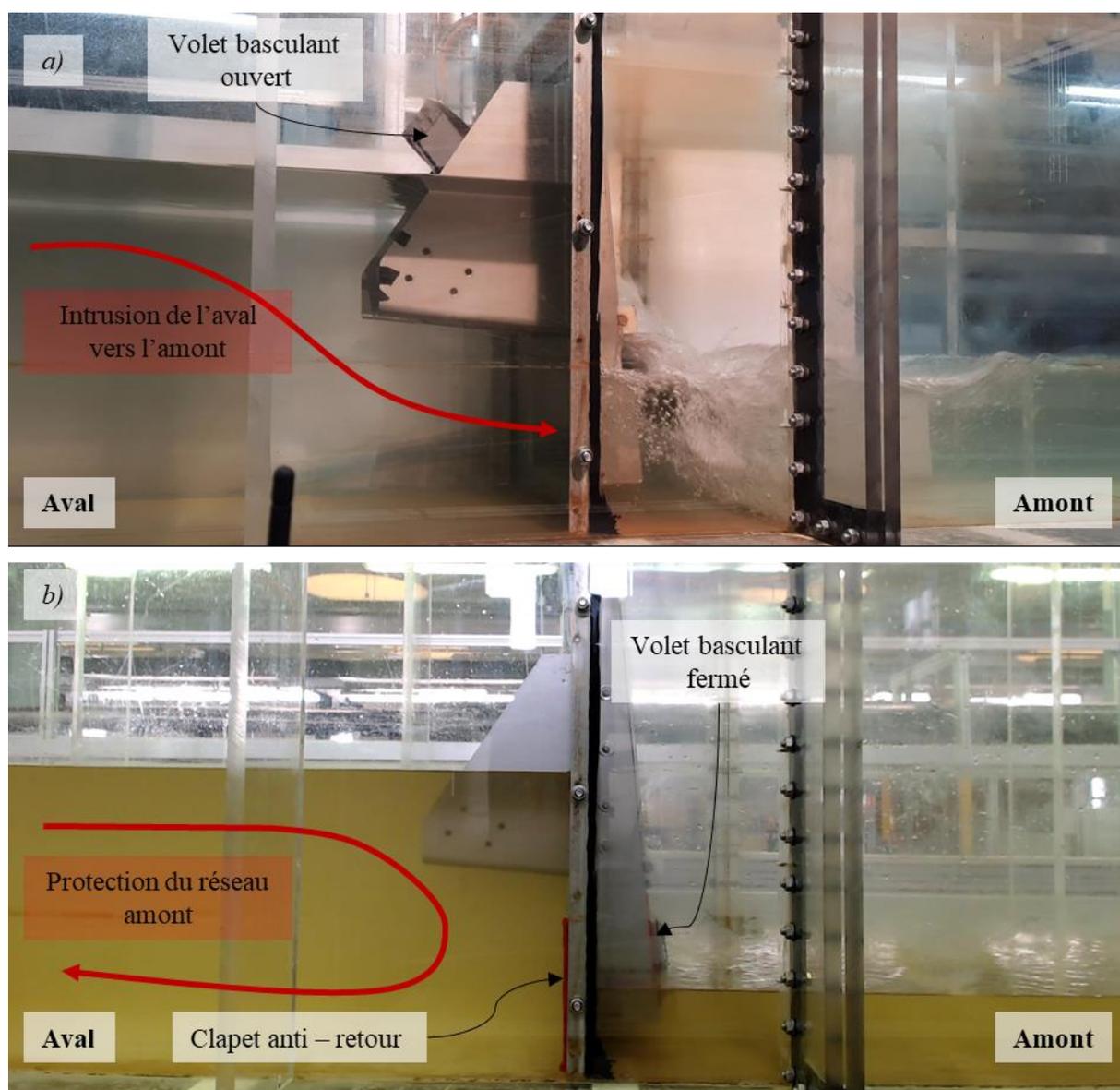
#### **3.2.2.2. Protocole**

Afin d'évaluer qualitativement la pertinence du clapet anti-retour, un test préliminaire est effectué en soumettant la vanne fusible à un scénario extrême. Ce scénario implique une hauteur élevée en aval, dans le milieu naturel, et une hauteur faible en amont, dans le réseau. Ce test est réalisé sur deux configurations de la vanne fusible : l'une équipée d'un clapet anti-retour et l'autre sans ce dispositif. Les

résultats de cette étude permettront de déterminer l'efficacité du clapet anti-retour pour protéger la vanne fusible contre les effets indésirables d'une contre-pression aval lors de situations extrêmes.

### 3.2.2.3. *Résultats et discussion*

Les photographies légendées sur la Figure 3-2 illustrent la dynamique de l'ouvrage dans chacune des deux configurations :



**Figure 3-2. Analyse qualitative des performances anti-retour d'une vanne fusible en comparant deux configurations : (a) sans clapet et (b) avec clapet**

En l'absence de clapet, l'hypothèse d'une ouverture précoce du volet est confirmée. Le volet subit une contre-pression sur la partie aval due à l'influence du milieu naturel. Ce moment génère une ouverture partielle du volet, ce qui permet à l'eau du milieu naturel, dont la charge hydraulique est supérieure à celle en amont, de s'engouffrer dans le réseau.

Cependant, en équipant la vanne d'un clapet anti-retour, le volet demeure fermé dans des conditions similaires, empêchant ainsi l'entrée du milieu naturel en amont dans le réseau et garantissant la protection de ce dernier. Cette protection est attribuée au clapet anti-retour qui subit en premier lieu la contre-pression de l'influence aval, le maintenant en position fermée en appuyant sur le cadre et en obstruant totalement l'ouverture inférieure. Ainsi, le volet est protégé de cette contre-pression et reste fermé. Néanmoins, il convient de noter que de légères fuites sont observées sur le côté amont du volet, au niveau de l'axe de rotation. La vanne n'étant pas totalement étanche malgré la mise en œuvre de multiples systèmes de joints, des micro-fuites peuvent se former. Toutefois, leur débit est minime et n'est pas suffisant pour équilibrer les pressions des deux côtés du volet basculant. Le débit de ces fuites est directement évacué vers l'amont.

Synthèse : Le clapet anti-retour de la vanne fusible assure une fonction anti-retour, garantissant une protection efficace du réseau amont contre toute intrusion du réseau aval en cas de niveau élevé de ce dernier.

Lorsque le réseau amont est en crue et présente une charge supérieure à celle du réseau aval, il est essentiel de vérifier, dans un second temps, la capacité de la vanne fusible à s'ouvrir afin de décharger les volumes excédentaires en amont, évitant ainsi tout risque d'inondation dans cette zone.

### **3.2.3. Evaluation des dynamiques d'ouverture et de fermeture de la vanne**

#### **3.2.3.1. Objectifs**

L'objectif de cette partie de l'étude est de procéder à une analyse détaillée des dynamiques d'ouverture et de fermeture d'une vanne basculante fusible, ainsi que de leurs éventuelles évolutions sous l'influence d'une nouvelle contrainte, à savoir l'influence aval qui peut s'avérer fréquente dans le contexte d'une utilisation pour le stockage en réseau. Il convient de mener une analyse approfondie afin d'évaluer dans quelle mesure les performances de l'équipement, dans l'atteinte des objectifs opérationnels spécifiques au stockage, pourraient être impactées en fonction du niveau de submersion auquel elles seraient soumises.

#### **3.2.3.2. Protocole**

Dans le but d'évaluer l'impact éventuel du niveau de submersion sur la dynamique d'une vanne fusible, une étude est également menée sur le banc d'essai expérimental. Celle-ci est conduite en observant un cycle d'ouverture et de fermeture de la vanne fusible tel qu'il a été présenté en introduction sur la Figure 0-3 [29].

Le canal en amont est soumis à une alimentation en eau selon une chronique de débit, où la consigne de pompage suit un motif spécifié dans la Figure 2-38, avec des paramètres choisis empiriquement pour assurer un remplissage amont régulier et tranquillisé. Cette approche est méthodiquement conçue pour garantir le déclenchement du basculement par un niveau d'eau amont stable, correspondant à un champ de pression hydrostatique, plutôt que par une onde gravitaire, préservant ainsi la reproductibilité et la généralisation des résultats de l'étude. Par ailleurs, la chronique de pompage est ajustée pour garantir des cycles d'ouverture et de fermeture de durée minimale, en vue de maximiser le nombre d'observations et assurer ainsi la répétabilité des résultats. Cette chronique est ensuite répétée automatiquement et transmise aux pompes.

Tout au long de l'expérience, les hauteurs au niveau de chaque capteur, le débit total pompé et les angles d'ouverture du volet et du clapet sont rigoureusement mesurés à une fréquence de 30 Hz. L'observation de ces paramètres suit également des cycles bien définis. Après avoir réalisé plusieurs cycles de démarrage et de calage, ces motifs temporels dans les variables mesurées exhibent également des schémas répétitifs et reproductibles.

Chaque expérience est réalisée en prenant en compte une hauteur de pelle fixe pour le seuil en sortie du canal, variant de 4.5 cm à 55.5 cm par incréments de 10 cm, générant ainsi 6 configurations étudiées avec des hauteurs de pelle différentes. Cette série de conditions limites permet d'analyser le comportement dynamique de l'ouvrage sous un ensemble représentatif de submersions aval.

Synthèse : Un protocole expérimental est mis en place pour étudier les cycles d'ouverture et de fermeture d'une vanne pour un ensemble représentatif des contraintes hydrauliques exercées par l'aval. Les consignes de pompage suivent une chronique dont les paramètres sont définis empiriquement afin d'assurer une étude générique et reproductible du fonctionnement de l'ouvrage, tout en minimisant la durée d'un cycle. Cela permet de maximiser le nombre de cycles observés et donc d'assurer une répétabilité dans les observations et une fiabilité dans les résultats qui en sont extraits.

### 3.2.3.3. Résultats et discussion

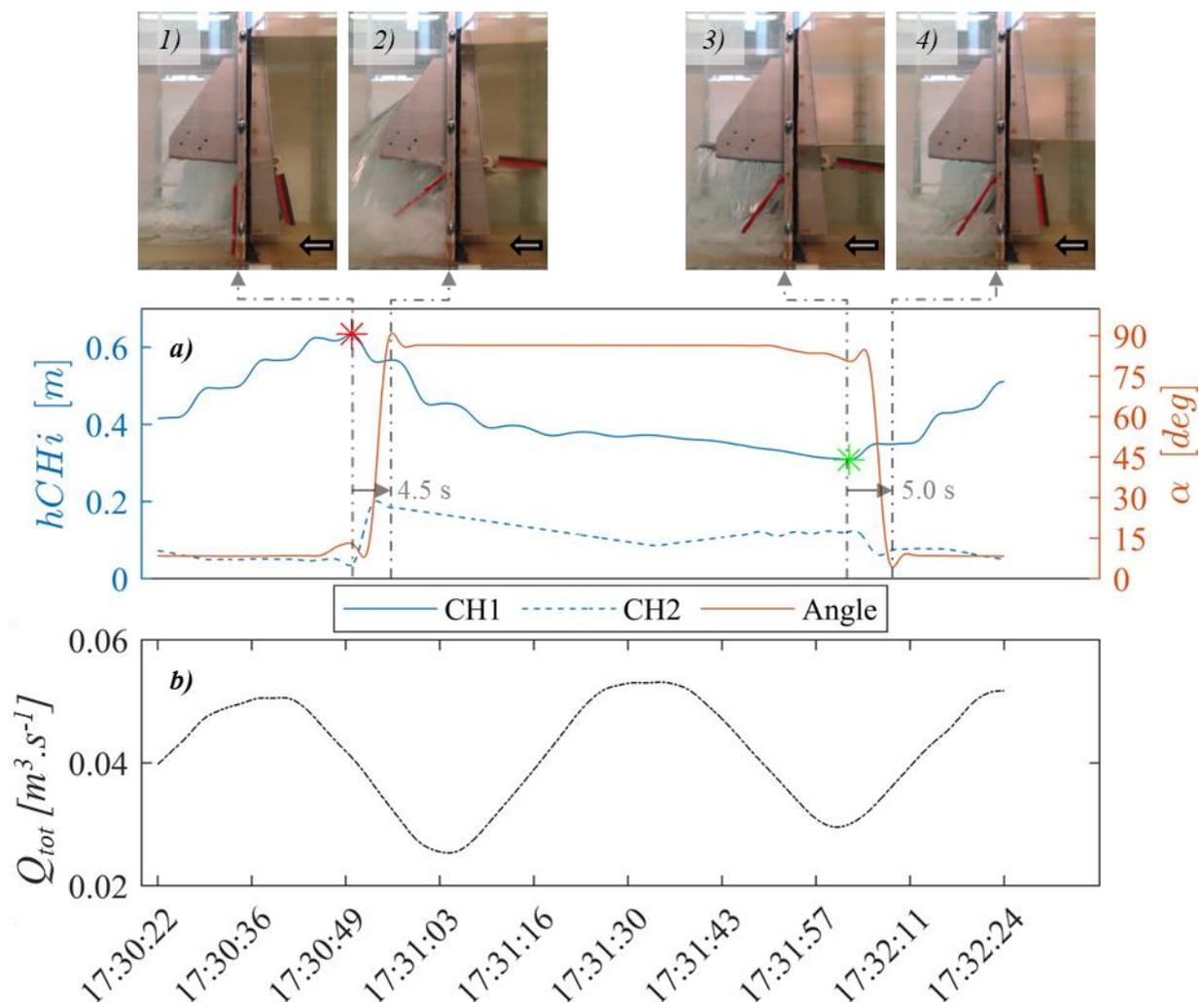
#### 3.2.3.3.a. *Dynamique en régime dénoyé*

L'étude des résultats commence par analyser un cycle représentatif d'ouverture et de fermeture d'une vanne fusible, en prenant en compte des variables clés. Ces dernières comprennent la hauteur amont, mesurée par le capteur n°1, qui détermine les seuils d'ouverture et de fermeture, et indique les performances de stockage de l'ouvrage dans le réseau amont. De plus, la hauteur mesurée par le capteur n°2 quantifie le niveau aval au plus proche du volet et indique ainsi le niveau de submersion de

l'ouvrage. Ensuite, l'angle d'ouverture du volet basculant est analysé pour comprendre sa dynamique en réponse aux variations des hauteurs amont et aval. Enfin, le débit d'alimentation total du canal, mesuré au niveau des débitmètres, est mis en corrélation avec les autres variables pour une meilleure compréhension de leurs évolutions temporelles.

L'analyse se focalise spécifiquement sur des séries d'expériences où le seuil en aval est fixé à des niveaux de 4.5 cm, 25.5 cm, 35.5 cm et 45.5 cm. Ces valeurs permettent de représenter de manière significative l'évolution de la dynamique du dispositif pour différents niveaux d'immersion.

Dans un premier temps, le fonctionnement de l'ouvrage est étudié en plaçant le seuil en sortie du canal à 4,5 cm, de manière à assurer un niveau minimal en aval de l'ouvrage, garantissant ainsi un fonctionnement dénoyé de ce dernier. La dynamique du volet dépend alors uniquement du niveau d'eau en amont. Le cycle associé à ce fonctionnement est présenté en détail sur la Figure 3-3.



**Figure 3-3. Évolution temporelle des (a) hauteurs en amont et en aval de la vanne fusible et de l'angle d'ouverture du volet basculant, ainsi que du (b) débit total pompé mesuré, pour une configuration avec un seuil en sortie de canal fixé à 4.5 cm**

Dans une analyse préliminaire des résultats, il est important de souligner quelques points importants.

Premièrement, la hauteur CH2 mesurée pendant l'ouverture du volet n'est pas fiable en raison des fortes perturbations et remous associés à l'écoulement en régime torrentiel au niveau de la zone de mesure dans cette configuration dénoyée. Un nombre significatif de mesures de cette hauteur sont donc manquantes ou invalides en raison de ces conditions. Cependant, l'algorithme développé pour le prétraitement des données conserve les hauteurs cohérentes d'un point de vue physique et reconstitue la chronique de mesure par interpolation linéaire. Ce processus explique les pentes régulières observées dans les variations de la hauteur. Ainsi, dans cette situation, l'analyse de cette chronique est seulement de nature qualitative et permet de confirmer que le volet n'est pas soumis à des influences aval. Deuxièmement, il est important de reconnaître que malgré les efforts déployés, la hauteur en amont ne connaît pas une augmentation progressive et stable, mais plutôt des paliers successifs. Ce phénomène peut s'expliquer par le comportement du canal lui-même, qui ne se remplit pas de manière uniforme, mais plutôt de manière linéaire de l'amont vers l'aval. Troisième et dernièrement, les cycles de pompage peuvent se désynchroniser par rapport aux premiers cycles de basculement et de fermeture de la vanne fusible, malgré les efforts initialement entrepris pour les synchroniser. Cependant, cette désynchronisation a pour conséquence de sensiblement allonger la durée d'un cycle.

Le cycle de fonctionnement de la vanne fusible débute en position fermée, où le volet est en contact avec un cadre incliné à un angle de 9 degrés par rapport à l'axe vertical. Cette conception permet d'assurer au contrepoids un faible bras de levier qui confère au volet un moment de fermeture suffisant pour le maintenir solidement plaqué contre le cadre, assurant ainsi une obstruction optimale et étanche de la vanne. Le débit augmente alors en remplissant seulement la partie amont du canal, ce qui se traduit par une augmentation progressive de la hauteur amont. Le volet demeure en position fermée avec l'augmentation de la hauteur amont. Ceci s'explique en effet parce que la résultante des forces de pression s'applique ici sur la partie inférieure du volet basculant. Elle confère ainsi un moment de fermeture supplémentaire au volet.

Lorsque la hauteur amont augmente jusqu'à atteindre un niveau limite d'environ 0.63 m, le volet de la vanne s'ouvre partiellement à 15 degrés seulement. Cette ouverture est étroitement liée à l'évolution du moment résultant des forces de pression qui agissent sur la face amont du volet en fonction de la hauteur d'eau amont. En position fermée, le profil de pression exercé sur l'élément mobile est essentiellement hydrostatique, étant donné les très faibles vitesses de la masse d'eau en amont et l'absence d'écoulement à travers l'ouvrage. La hauteur de la colonne d'eau qui exerce une pression sur le volet est de 0.63 m - R (où R représente la hauteur de l'arrête inférieure du volet en position fermée par rapport au radier du canal sur lequel est référencée la mesure de la hauteur d'eau). La hauteur à laquelle s'applique la résultante des forces de pression hydrostatique se situe au premier tiers de ce profil, soit environ 0.178 m (ou 0.273 m par rapport au radier du canal). De ce fait, pour cette hauteur limite de 0.63 m, les forces de pression en amont se positionnent au-dessus de l'axe de rotation du volet, générant alors un moment d'ouverture sur le volet basculant. Comme il a été décrit plus haut, ce moment ne provoque initialement

qu'une ouverture limitée du volet (quelques degrés seulement). Les observations expérimentales mettent en évidence l'importance significative des joints d'étanchéité présents sur les côtés du cadre et du volet qui exercent une force de frottement entravant l'ouverture du dispositif. Quelques secondes seulement après, une seconde augmentation de la hauteur amont à 0.633 m provoque de nouveau un accroissement du moment d'ouverture des forces de pression, rompant ainsi cet équilibre instable et provoquant une ouverture complète et brusque du volet en l'espace d'une seconde.

*Synthèse* : Ainsi, l'expérimentation sur banc d'essais révèle que la hauteur de basculement observée est de 0.633 m, soit 0.538 m par rapport au radier du volet en position fermée. La hauteur de l'axe de rotation, mesurée dans la même référence, est de 0.166 m. La hauteur théorique de basculement serait alors trois fois plus importante que celle de l'axe, soit 0.498 m, ou 0.593 m par rapport au radier du canal. De ce fait, il existe un écart significatif de 0.04 m entre le niveau de basculement théorique et celui observé. Ce dernier peut s'expliquer par plusieurs facteurs qui relèvent des incertitudes associées au dimensionnement, à la conception et à la fabrication de l'équipement. Concernant le premier point par exemple, une source majeure d'erreur dans l'estimation de cette hauteur réside dans la difficulté d'évaluation de la résistance induite par les joints d'étanchéité. En effet, celles-ci entraînent un frottement significatif sur le volet qui n'est pas pris en considération.

Dès lors, afin de garantir un basculement conforme à la hauteur prédéfinie, sans déversement par-dessus l'ouvrage, une marge de sécurité de quelques centimètres est incorporée dans le dimensionnement du volet. Cette approche est illustrée dans ce cas particulier par l'utilisation d'un volet de 0.55 m de hauteur, assurant ainsi le respect des spécifications requises.

Une fois l'ouverture déclenchée, le volet bascule rapidement et sa course est stoppée par des deux butées situées sur chacun des bajoyers latéraux. Il maintient ensuite une position ouverte avec un angle d'inclinaison maximal de  $86^\circ$ . La hauteur amont diminue alors progressivement avec l'évacuation d'une partie du volume d'eau stocké en amont vers l'aval à travers les deux ouvertures laissées libres dans le cadre de la vanne. Dans cette position ouverte, le volet basculant est soumis à deux types de moments significatifs : le moment résultant des forces de pression induites par l'écoulement et le moment provoqué par son propre poids. Ce dernier présente un bras de levier plus conséquent lorsque l'angle d'ouverture est élevé. Pour équilibrer ces forces et assurer une fermeture autonome du volet, des contrepoids sont positionnés près de l'arête inférieure. Cela permet d'abaisser le centre de masse de cet élément pour le placer en dessous de l'axe de rotation. De ce fait, la masse du clapet génère un moment de fermeture. L'analyse des mesures de l'angle du volet révèle que les forces de pression engendrent un moment d'ouverture qui demeure significatif sur la majorité de la plage de fonctionnement, maintenant le volet en position d'ouverture maximale en butées sur les bajoyers. Ainsi, lorsque la hauteur en amont passe en deçà de 0.333 m, les moments des deux forces s'équilibrent. Ceci se traduit par une diminution

progressive de l'angle d'inclinaison du volet avec la hauteur amont, et donc du moment des forces de pression qui est associé. Ce point d'équilibre est maintenu jusqu'à ce que la hauteur amont atteigne la limite basse de 0.308 m. À ce stade, le volet basculant, incliné à 83.3°, achève sa fermeture brusquement pour atteindre une position totalement fermée. Un nouveau cycle commence alors.

Synthèse : Le contrepoids est spécifiquement conçu pour assurer une fermeture autonome de l'ouvrage lorsque le déversement par-dessus celui-ci devient négligeable. Cependant, il n'est pas suffisant pour contrebalancer le moment des forces de pression et, par conséquent, il ne permet pas de refermer l'ouvrage une fois que la hauteur amont redevient inférieure à la limite de basculement. Cette configuration rend le fonctionnement de la vanne "fusible" similaire à une vanne basculante étudiée par [39]. En conséquence, une fois que le risque d'inondation est écarté avec une hauteur amont en deçà de la hauteur jugée comme limite, il n'est pas possible de réutiliser l'ouvrage à des fins de stockage, car il reste en position ouverte, entraînant la vidange d'environ deux tiers du volume stocké en amont. Cette limitation altère considérablement la performance de l'équipement pour le stockage en réseau.

L'analyse des mesures a permis de mettre en évidence une relation significative entre la hauteur d'eau amont et la dynamique du volet basculant, exprimée par l'angle d'inclinaison mesuré. Cette étude a également mis en lumière la présence d'une inertie dans cette dynamique, caractérisée par des réponses différées du volet face aux variations initiales de la hauteur d'eau amont, avec des délais d'ordre de quelques secondes.

Pour une caractérisation fiable de la dynamique de l'ouvrage, il est essentiel de déterminer les positions de basculement et de fermeture du volet en fonction des valeurs de la hauteur d'eau amont qui les déclenchent. Cette approche repose ainsi sur l'identification des maximums et minimums locaux de cette variable, représentés par des astérisques rouges et verts sur la figure.

#### 3.2.3.3.b. *Dynamique en considérant une influence aval faible*

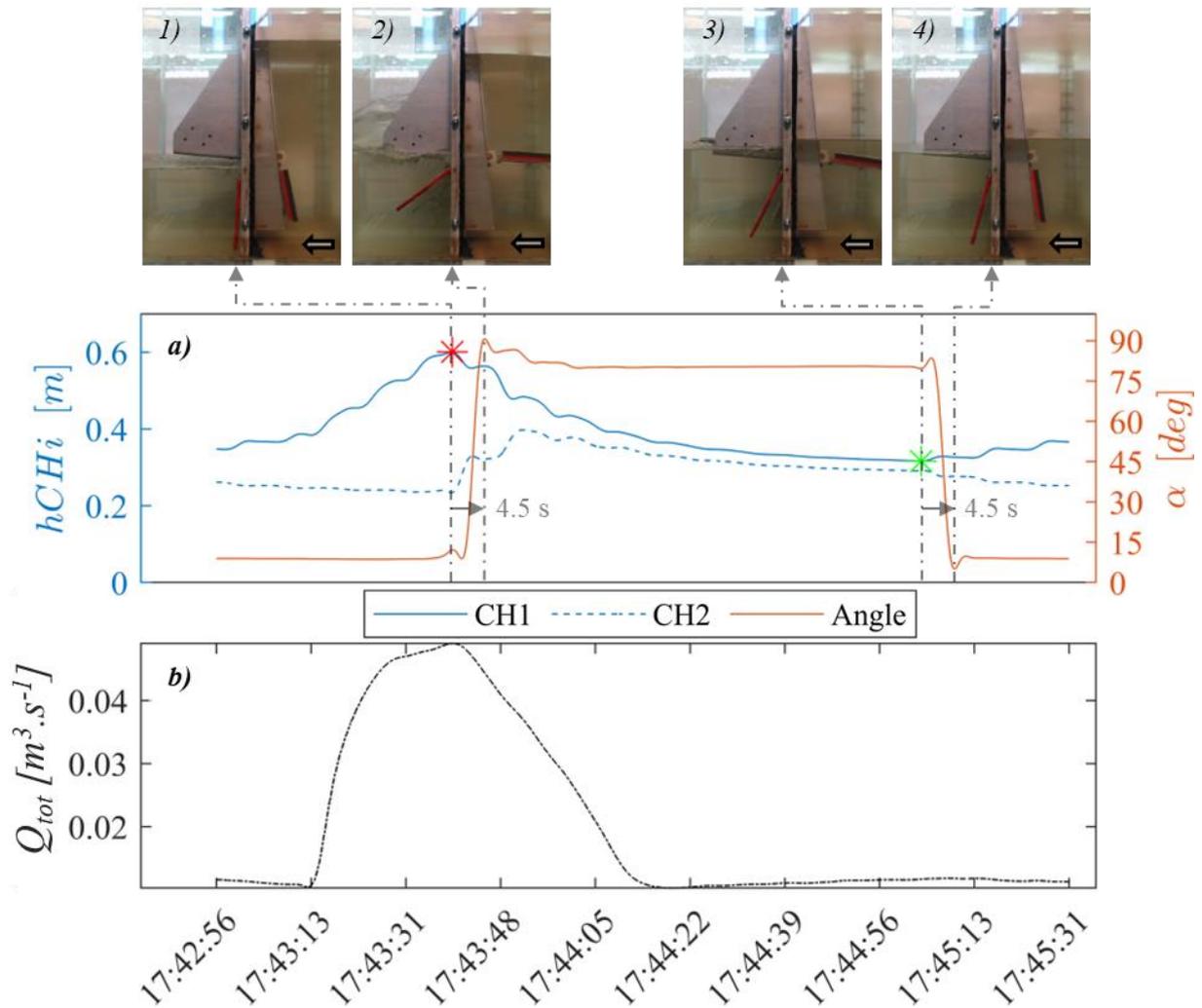
L'expérience est répétée en augmentant la hauteur du seuil en sortie du canal à 15.5 cm, dans le but d'analyser l'impact d'une faible influence aval sur la dynamique du volet basculant. Les résultats obtenus sont présentés en Annexe 7.2-3. L'analyse détaillée de ces résultats révèle que le fonctionnement du volet basculant reste remarquablement similaire à celui observé en régime dénoyé. En effet, les hauteurs d'ouverture et de fermeture du volet ne montrent pas de variation significative en réponse à cette influence aval, qui demeure limitée et n'excède pas la hauteur de l'axe de rotation du volet.

Ce résultat peut s'expliquer par le rôle du clapet anti-retour qui protège alors le volet d'une contre-pression aval. De ce fait, la dynamique du volet n'est pas impactée par un moment d'ouverture

supplémentaire et la hauteur de basculement ne diminue pas. Une fois le volet basculé, la hauteur aval demeure dans cette configuration inférieure au volet basculant et ne peut donc l'impacter.

### 3.2.3.3.c. Dynamique en considérant une influence aval moyenne

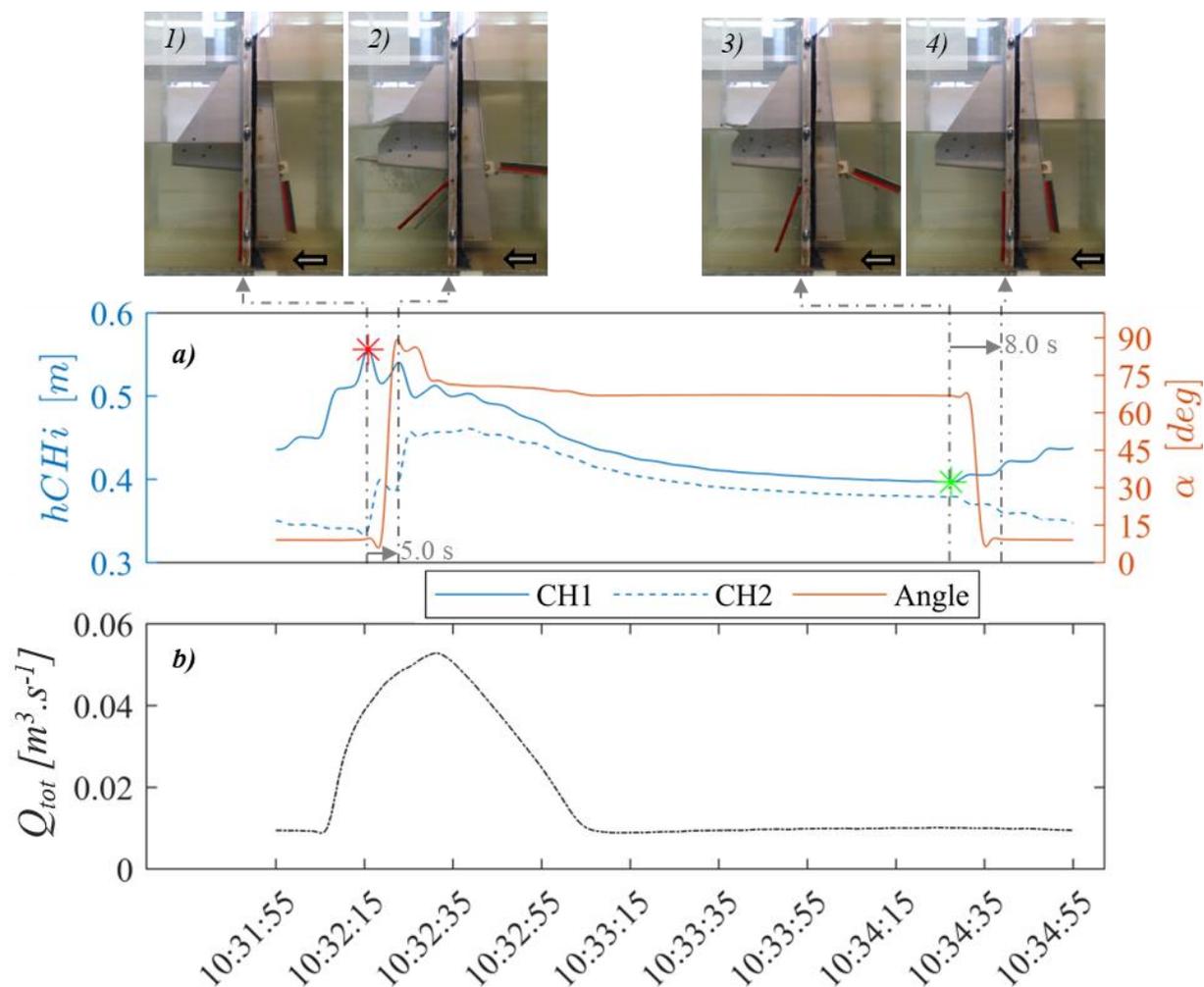
Les expériences réalisées avec des hauteurs de seuil en sortie du canal de 24.5 cm et 34.5 cm révèlent une altération significative de la dynamique du volet à cause de l'influence aval. Les observations recueillies dans ces deux configurations suivent des comportements similaires et sont analysées conjointement. Les cycles résultants sont présentés sur les Figure 3-4 et Figure 3-5.



**Figure 3-4.** Évolution temporelle des (a) hauteurs en amont et en aval de la vanne fusible et de l'angle d'ouverture du volet basculant, ainsi que (b) du débit total pompé mesuré, pour une configuration avec un seuil en sortie de canal fixé à 24.5 cm

Dans chaque cas, la dynamique de basculement est similaire à celle observée en régime dénoyé, avec une augmentation de la hauteur amont jusqu'à atteindre un niveau maximal qui déclenche une ouverture brusque du volet. Cependant, la hauteur amont à laquelle ce basculement est observé tend à diminuer avec l'augmentation de la hauteur aval, passant de 0.633 m en régime dénoyé à des valeurs 0.600 m puis 0.557 m avec les hauteurs aval étudiées.

Après le basculement du volet, son inclinaison atteint un angle maximal. Cela entraîne un écoulement de l'amont vers l'aval, provoquant une diminution de la hauteur d'eau amont et une augmentation de la hauteur d'eau aval. En conséquence, le moment exercé par les forces de pression en amont diminue, tandis que celui généré par les forces de pression sur le côté aval du volet augmente. Ce déséquilibre se traduit par une fermeture partielle du volet.



**Figure 3-5.** Évolution temporelle des (a) hauteurs en amont et en aval de la vanne fusible et de l'angle d'ouverture du volet basculant, ainsi que (b) du débit total pompé mesuré, pour une configuration avec un seuil en sortie de canal fixé à 34.5 cm

Le système évolue vers un état d'équilibre stable, où la différence de hauteur entre l'amont et l'aval atteint une valeur constante, tout comme l'angle d'inclinaison du volet. Ce dernier diminue à mesure que l'influence aval augmente. En effet, lorsque le seuil aval est situé à 24.5 cm, l'angle d'inclinaison du volet est mesuré à  $80.5^\circ$ , mais il se réduit à  $67^\circ$  lorsque le seuil aval est placé à 34.5 cm.

Il est important de noter que l'angle d'ouverture du volet dépend de la différence de hauteur entre l'amont et l'aval, laquelle est elle-même influencée par le débit de l'écoulement dans le canal. L'équilibre du

volet et la stabilité de ce dernier en condition d'écoulement sous influence aval fera l'objet d'une analyse complète représentative de l'ensemble des conditions d'écoulement.

Avec la vidange progressive du canal, la hauteur amont diminue jusqu'à atteindre une limite basse pour laquelle le volet se referme brusquement dans une cinématique similaire à celle identifiée en régime dénoyé. Dans l'expérience où un seuil aval de 24.5 cm est utilisé, la hauteur d'eau en aval n'est plus en contact avec le volet au moment de la fermeture, et le niveau amont pour lequel ce phénomène se produit est identique à celui observé en régime dénoyé. Cependant, lorsque la hauteur de la pelle du seuil aval est augmentée à 34.5 cm, le volet subit encore une influence aval au moment de la fermeture. La hauteur amont déclenchant la fermeture est alors évaluée à 0.397 m, dépassant la hauteur de référence évaluée à 0.308 m. Cette élévation s'explique par l'application de la contre-pression sur le côté aval du volet qui entraîne un moment de fermeture supplémentaire.

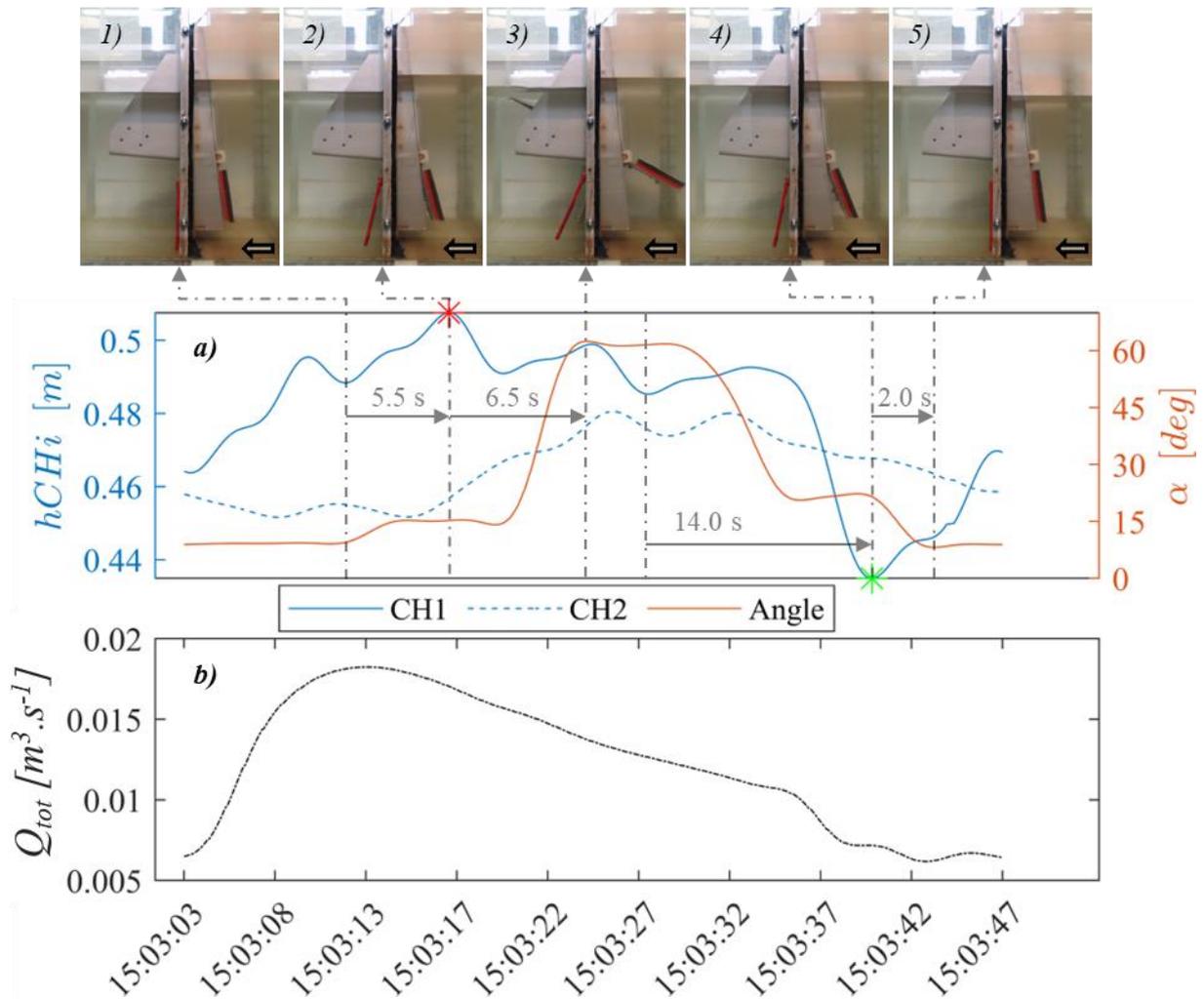
Synthèse : Avec l'augmentation de la hauteur d'eau en aval atteignant alors l'axe de rotation, la dynamique du volet est impactée par une contre-pression dont le degré augmente en fonction du taux de submersion. Cela se traduit par une diminution de la hauteur d'ouverture et une augmentation de la hauteur de fermeture, ainsi que par une fermeture partielle du volet lors de l'écoulement.

#### 3.2.3.3.d. Dynamique en considérant une influence aval forte

Les expériences réalisées avec des hauteurs de seuil en sortie du canal de 44.5 cm et 54.5 cm révèlent un changement majeur dans la dynamique du volet en raison de l'influence aval. Les observations recueillies dans ces deux configurations suivent des comportements similaires et sont analysées conjointement. Les résultats des deux expériences sont présentés à travers les Figure 3-6 et Figure 3-7.

Dans chacun des scénarios analysés, les cycles de fonctionnement révèlent clairement que l'ouverture du volet n'est plus exclusivement déterminée par la hauteur d'eau maximale en amont. En effet, le basculement du volet peut être observé avant que la hauteur atteigne son niveau maximal. De plus, la hauteur à laquelle le basculement se produit est également inférieure à celle observée en régime dénoyé. Ces constatations démontrent que la dynamique du volet est influencée de manière significative par la hauteur d'eau en aval. De plus, cet impact est d'autant plus fort que le taux de submersion est élevé.

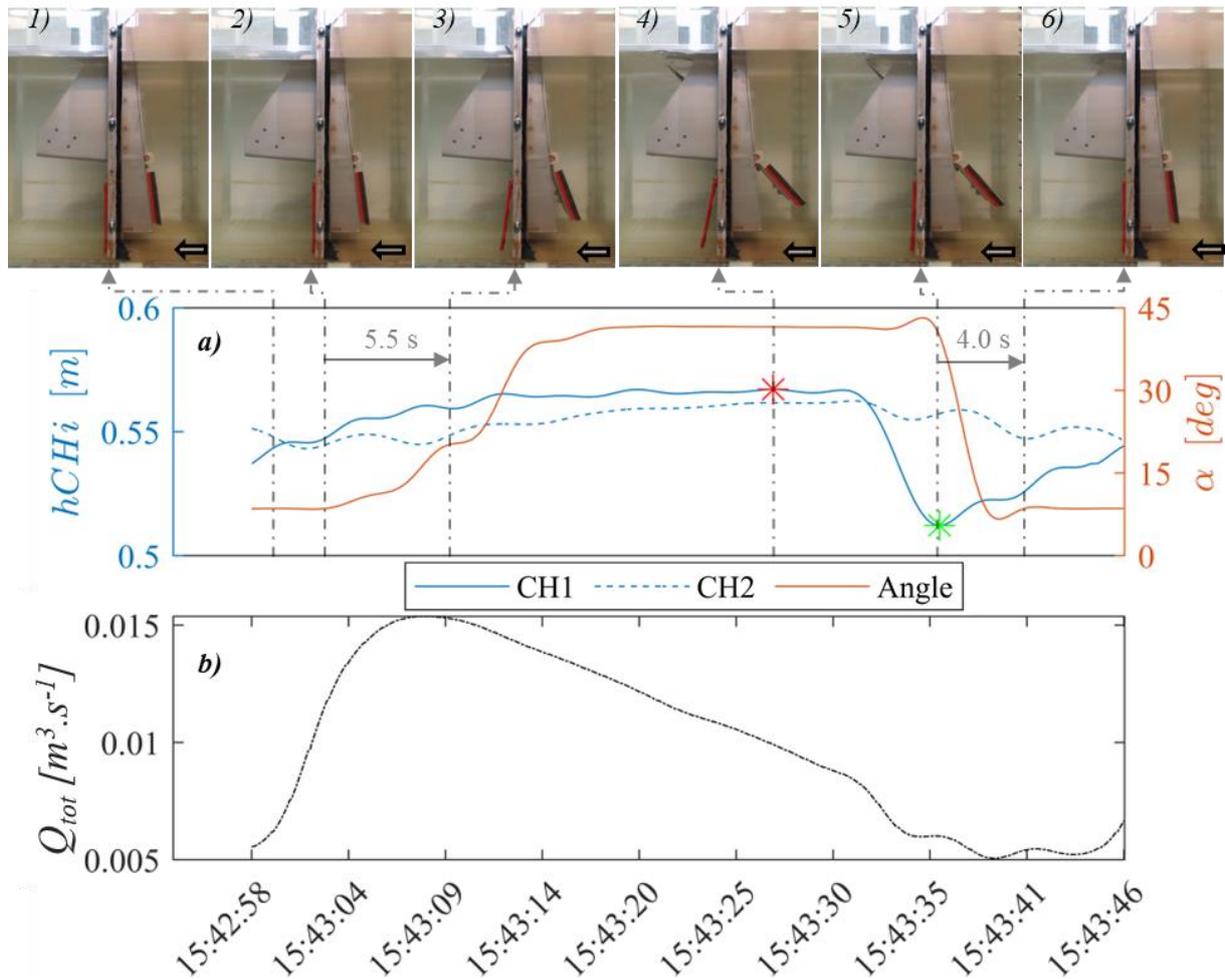
Conformément aux premières observations de la figure 4-4, il convient de noter que le clapet anti-retour ne effectivement protège pas la vanne contre une ouverture prématurée du volet lorsqu'elle est submergée. L'hypothèse la plus probable suggère que lorsque la hauteur d'eau en aval excède l'axe de rotation, le clapet anti-retour est court-circuité, ce qui entraîne l'infiltration de l'eau dans l'espace entre le clapet anti-retour et le volet basculant. En conséquence, les pressions se compensent de part et d'autre du volet, à la fois du côté amont et du côté aval. La résultante de ces forces de pression en aval se situe alors en deçà de l'axe de rotation du volet, ce qui induit un moment d'ouverture supplémentaire.



**Figure 3-6. Évolution temporelle des (a) hauteurs en amont et en aval de la vanne fusible et de l'angle d'ouverture du volet basculant, ainsi que (b) du débit total pompé mesuré, pour une configuration avec un seuil en sortie de canal fixé à 44.5 cm**

La majorité de la surface du volet est ainsi immergée en amont et en aval. L'ouverture du volet est observée lorsque la hauteur amont vient à dépasser la hauteur aval d'une certaine limite. Cette dernière est évaluée à quelques centimètres lorsque l'influence en aval est forte, comme illustré dans les clichés n°1 et n°2 de la Figure 3-6. Dans le cas d'une influence aval encore plus importante, le volet se trouve en immersion quasi totale, et une différence de quelques millimètres est suffisante pour entrouvrir le volet, comme illustré sur les clichés n°2 et n°3 de la Figure 3-7. Par ailleurs, il convient de noter que l'ouverture est davantage progressive, surtout dans ce dernier cas, en raison de l'effet amortisseur de la masse d'eau en aval.

Après basculement, le volet s'équilibre directement sur des angles intermédiaires dont les valeurs diminuent à mesure que l'influence aval augmente. Pour les seuils en aval de 44.5 cm et 54.5 cm, ces angles d'équilibre sont évalués à 61.7° et 41.6° respectivement.



**Figure 3-7. Évolution temporelle des (a) hauteurs en amont et en aval de la vanne fusible et de l'angle d'ouverture du volet basculant, ainsi que (b) du débit total pompé mesuré, pour une configuration avec un seuil en sortie de canal fixé à 54.5 cm**

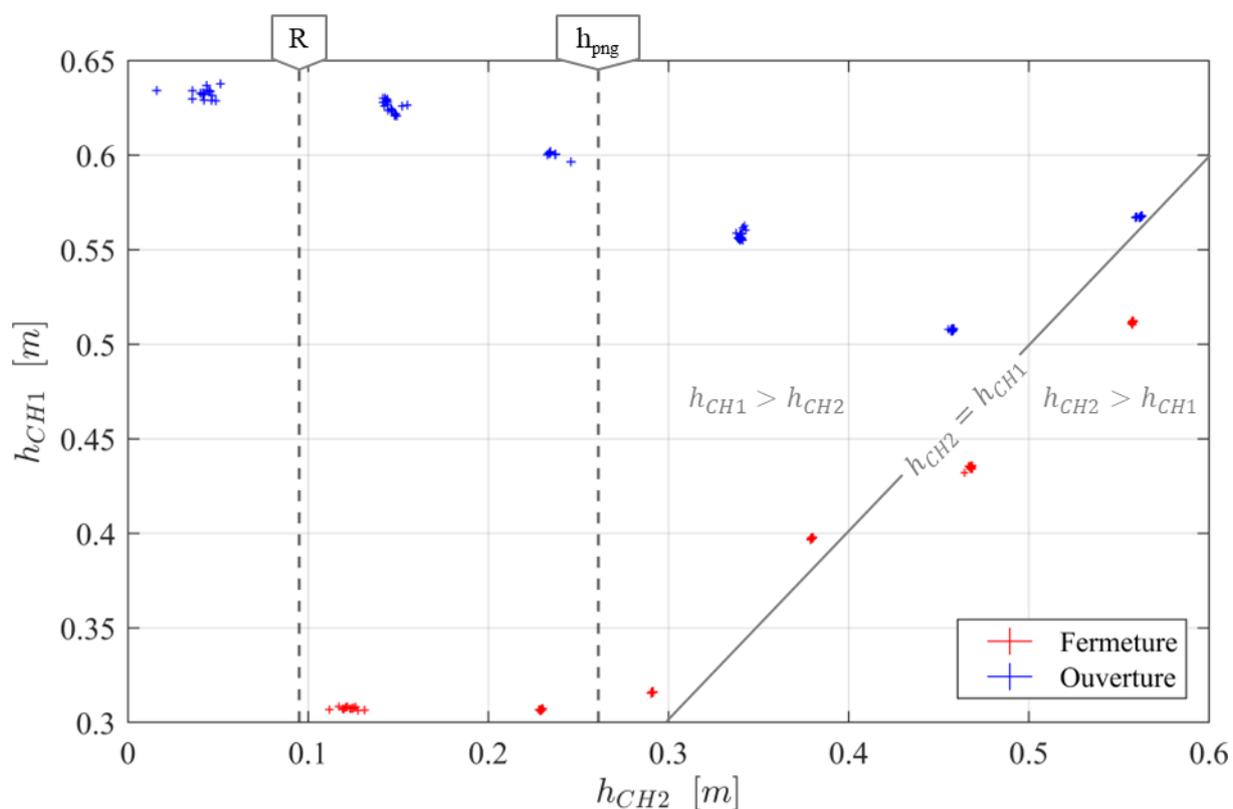
Lorsque la sollicitation du réseau amont diminue, simulée ici par une diminution du débit pompé, cela entraîne une baisse de la hauteur d'eau en amont, la faisant repasser en deçà du niveau du réseau aval. Cette configuration correspond aux clichés n°5 des deux figures. En conséquence, le volet basculant se referme totalement traduisant ainsi un moment global redevenant dans le sens de la fermeture.

La protection observée n'est apparemment pas attribuable au clapet anti-retour car il perdrait son efficacité en raison des fuites qui se développent au niveau de l'axe de rotation. Une expérience impliquant des cycles d'ouverture et de fermeture sans le clapet anti-retour est réalisée pour vérifier cette hypothèse. Les observations confirment effectivement une dynamique similaire du volet en absence du clapet anti-retour, notamment dans des conditions d'influences aval importantes. Les clichés issus de cette expérience sont présentés en annexe.

Synthèse : Lorsqu'elle est exposée à des niveaux de submersion élevés, la conception de la vanne fusible démontre une réaction spécifique en fonction des variations des niveaux amont et aval. L'ouverture se produit lorsque le niveau amont dépasse le niveau aval, tandis que la fermeture intervient lorsque le niveau amont reste inférieur au niveau aval. Cette fonctionnalité permet de mettre en œuvre efficacement une protection anti-retour, préservant ainsi l'intégrité du réseau contre toute intrusion indésirable du milieu naturel. Parallèlement, ce mécanisme facilite une évacuation contrôlée des volumes excédentaires du réseau vers le milieu naturel, minimisant ainsi tout risque potentiel d'inondation à l'intérieur du réseau.

#### 3.2.3.4. Analyse globale

Ces six expériences sont répétées sur plusieurs cycles pour garantir une évaluation précise des hauteurs d'ouverture et de fermeture du volet pour chaque sollicitation aval étudiée. Les graphiques correspondant à chaque cycle et les résultats associés sont présentés dans les Annexes 7.2-1 à Annexe 7.2-13. L'ensemble de ces résultats est synthétisé sur la Figure 3-8.



**Figure 3-8. Evolution des hauteurs d'ouverture et de fermeture du volet de la vanne fusible expérimentale en fonction de hauteur en aval**

Une analyse préliminaire confirme que pour chaque configuration, les mesures ponctuelles présentent une faible dispersion autour de leur valeur moyenne. Ceci démontre que le comportement d'ouverture et de fermeture de la vanne est reproductible.

D'une part, lorsque le volet est fermé, la protection du clapet anti-retour est notable pour les faibles niveaux d'influence aval. Toutefois, lorsque le niveau aval se rapproche de l'axe de rotation, le clapet anti-retour devient insuffisant et les pressions aval équilibrent l'ensemble du volet, induisant ainsi un moment d'ouverture proportionnel à la hauteur aval. En conséquence, la hauteur de basculement diminue de manière linéaire, entraînant ainsi une diminution de la capacité de stockage de la vanne. Au niveau le plus bas, l'ouverture se déclenche à 0.508 m, contre 0.633 m en régime dénoyé. Ceci correspond alors à une réduction de 20 % de la capacité de stockage maximale dans le cas du canal expérimental.

D'autre part, lorsque le volet est ouvert, la hauteur aval présente un impact sur sa dynamique dès lors qu'elle rentre en contact avec l'élément mobile. C'est à dire, lorsque le niveau aval dépasse l'axe de rotation ( $h_{png}$ ). Le volet basculant subit alors une contre pression sur le flanc aval qui développe un moment de fermeture. L'inclinaison du volet diminue alors lors du déversement et la hauteur amont pour laquelle est observée la fermeture diminue quasi linéairement avec le niveau aval.

Enfin, pour des hauteurs aval supérieures à 0.45 m environ, le volet est quasiment en équilibre en immersion dans les masses d'eau en amont et en aval, et sa dynamique est régie par la différence entre les hauteurs amont et aval. L'ouverture se produit lorsque la hauteur amont est supérieure à la hauteur aval, tandis que le volet se ferme lorsque la hauteur aval est supérieure à la hauteur amont.

*Synthèse* : L'effet de la submersion sur le fonctionnement de la vanne est négligeable tant que le niveau aval reste inférieur à la hauteur de l'axe de rotation. Cependant, au-delà de ce seuil, son impact devient significatif, entraînant une diminution maximale d'environ 20 % des capacités de stockage amont dans le cas spécifique étudié. Malgré cette détérioration des performances de stockage, la vanne fusible maintient sa fonctionnalité essentielle en assurant une fonction anti-retour et en protégeant le réseau contre les risques d'inondation.

L'analyse de la dynamique d'ouverture et de fermeture de la vanne a également permis de constater un comportement transitoire de l'ouvrage suite à l'ouverture brutale du volet. De plus, il a été observé que ce même volet peut se fermer partiellement en cas d'influence aval, en raison des contre-pressions qui s'exercent sur celui-ci. Ces deux phénomènes sont susceptibles d'impacter le fonctionnement de la vanne et nécessitent une étude plus approfondie dans une seconde et une troisième phase, afin de mieux comprendre leur influence et d'affiner, le cas échéant, la description du comportement global de la vanne.

### 3.3. Validation du modèle hydraulique permanent en régime transitoire

#### 3.3.1. Introduction

L'objectif de cette partie est de vérifier, en se basant sur les premiers résultats de [197], [198], que le fonctionnement transitoire de la vanne, suite au basculement brusque de son volet, peut être décrit par une loi hydraulique établie en régime permanent, sans tenir compte de l'historique des variables décrivant l'écoulement.

La validation de cette hypothèse a deux conséquences majeures. Tout d'abord, elle confirme l'existence d'un modèle hydraulique générique simple qui permet de calculer, à un instant donné, le débit en utilisant une mesure ponctuelle d'un nombre défini de paramètres d'écoulement. Par la suite, cela permet d'envisager la calibration de ce modèle hydraulique simplifié en utilisant uniquement une série de mesures en conditions transitoires de vidange.

Le critère d'intérêt utilisé pour valider cette hypothèse est la loi hauteur-débit de l'ouvrage. Ainsi, celle obtenue en régime permanent au niveau de l'ouvrage sera comparée avec celle en régime transitoire.

Cette comparaison s'effectue à l'aide des moyens expérimentaux et numériques détaillés dans le paragraphe dédié au protocole qui suit.

#### 3.3.2. Protocole

##### 3.3.2.1. Méthode d'évaluation d'une loi hauteur débit en régime transitoire

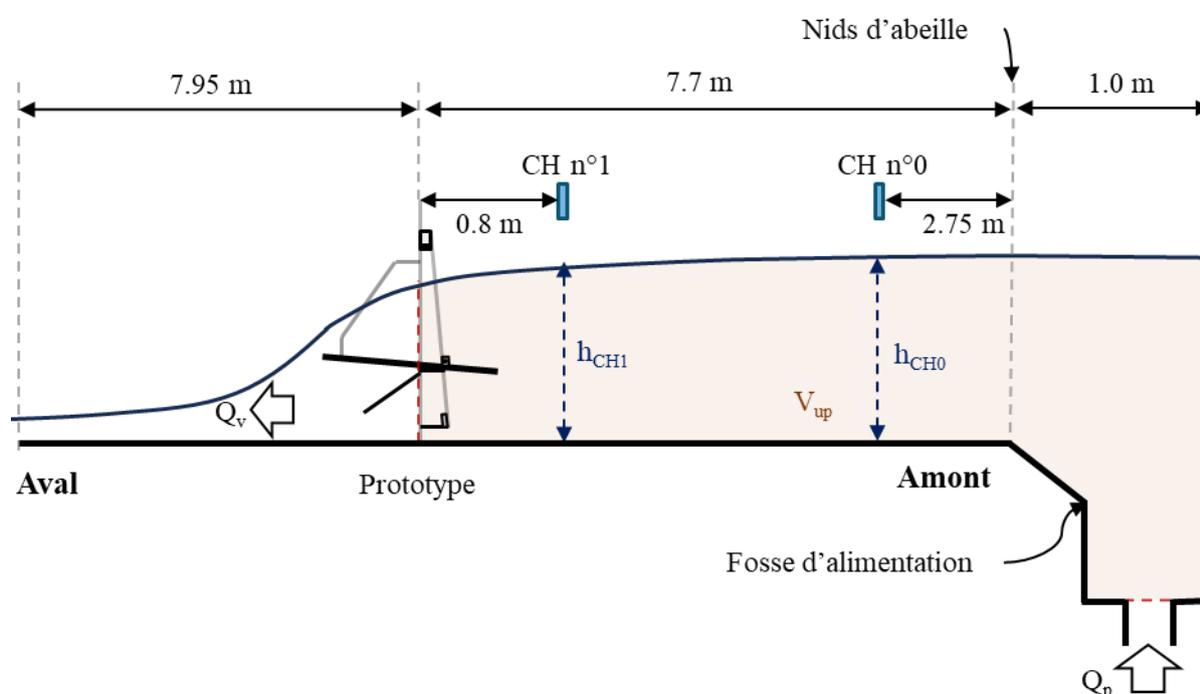
Selon la méthode employée par [39] ou [197], [198], le débit à travers l'ouvrage ( $Q_v$ ) est calculé en fonction de la variation du volume dans le réservoir amont ( $V_{up}$ ) et, le cas échéant, du débit d'alimentation ( $Q_p$ ). Dans le contexte du canal étudié, les variables en question sont représentées graphiquement sur la Figure 3-9. Ces variables sont liées par l'équation du bilan de masse de la section de contrôle, définie en amont de l'ouvrage. Cette équation peut être formulée comme suit :

$$Q_v = Q_p - \frac{dV_{up}}{dt} \quad (3.1)$$

L'évaluation du volume peut être réalisée en intégrant les variations spatiales de la hauteur d'eau en amont de l'ouvrage tout en prenant en considération la section de l'écoulement. Cette approche a été validée dans le cas étudié par [197], [198] qui prennent en compte un bassin de faible longueur non alimenté en amont. Grâce à cette méthode, il a été possible d'obtenir en régime transitoire la même loi que celle définie en régime permanent dans le cas spécifique d'un seuil triangulaire.

Dans le cas d'un ouvrage situé dans un canal, l'évaluation du volume amont et de sa variation dans le temps est plus complexe en raison de la propagation des ondes gravitaires le long du collecteur suite à la rupture du barrage en aval. Cela explique pourquoi la première approche de [39] pour l'étude en transitoire de la vanne fusible dans un collecteur, en se basant sur un seul point de mesure de la hauteur pour évaluer le volume amont, conduit à une loi en régime transitoire non cohérente d'un point de vue physique et éloignée de celle obtenue par la suite en régime permanent (cf. Figure 1-6).

Dans une seconde approche, [102], [196] ont calibré expérimentalement une loi en régime permanent et l'ont intégrée dans un modèle de réseau résolvant les équations de Saint-Venant dans le temps. Cette démarche inversée a permis de valider l'aptitude de la loi établie en régime permanent à reproduire précisément les variations transitoires du débit et de la hauteur d'eau observées dans le collecteur à la suite de l'ouverture brusque du volet.



**Figure 3-9. Variables mises en œuvre dans le calcul du débit déversé en régime transitoire à travers la vanne fusible**

Dans la validation des résultats proposée dans cette étude, la première approche est tout de même conservée pour calculer directement le débit en régime transitoire. Néanmoins, les premiers tests expérimentaux ont révélé que l'évaluation du volume amont avec seulement deux points de mesure de la hauteur n'était finalement pas suffisante pour obtenir une évaluation correcte de son évolution dans le temps (cf. Annexe 7.2-17). Par conséquent, il a été décidé d'évaluer directement la variation du volume amont à l'aide d'un modèle numérique 3D. Ce modèle permet d'intégrer cette variable avec un haut degré de précision dans l'espace et dans le temps, garantissant ainsi des résultats plus fiables pour mieux appréhender le comportement dynamique du système.

Synthèse : La calibration hydraulique de la vanne fusible expérimentale en régime transitoire requiert un modèle numérique 3D pour tenir compte des variations complexes de la hauteur et du débit causées par la propagation des ondes gravitaires dans le canal. Ces dernières sont provoquées par l'ouverture brusque du volet.

### 3.3.2.2. *Paramétrage du modèle numérique 3D*

L'étude de l'écoulement gravitaire à surface libre dans le canal expérimental suite à l'ouverture brusque de vanne fusible repose sur une approche de mécanique des fluides numérique. Cette dernière utilise la méthode RANS (Reynolds-Averaged Navier-Stokes) des volumes finis avec le suivi du changement de phase VOF (Volume of Fluid), en utilisant un modèle de turbulence du premier ordre k-oméga SST . Cette méthodologie a été validée sur des ouvrages similaires en se basant sur des données expérimentales. La variable principale de calage dans ce type de modèle est la géométrie spécifique de l'ouvrage étudié.

Les paragraphes suivants détaillent la mise en œuvre de ce type de modèle pour représenter fidèlement le comportement transitoire du canal expérimental suite à l'ouverture brusque de la vanne fusible selon un régime d'écoulement dénoyé.

#### 3.3.2.2.a. *Périmètre étudié*

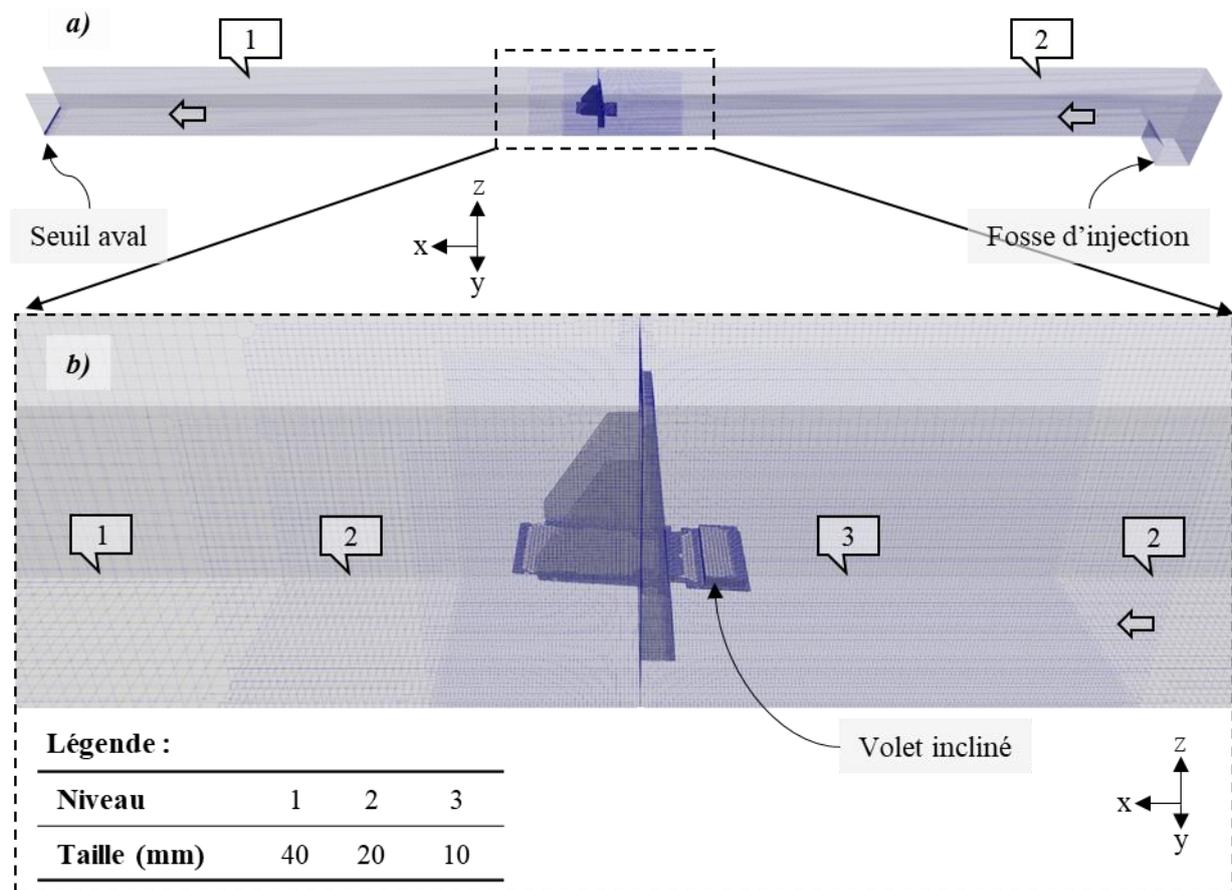
Le modèle numérique est spécifiquement conçu pour représenter l'évolution temporelle des variables d'écoulement, notamment le volume d'eau, dans le canal amont. Ainsi, il englobe l'ensemble du canal amont, y compris la fosse où le débit pompé est introduit, comme illustré dans la Figure 2-4. Au fond de cette fosse, la canalisation d'alimentation en charge refoule le débit pompé, qui est alors égal au débit mesuré par les débitmètres.

Dans cette configuration particulière, le modèle est délibérément étendu en aval jusqu'au seuil à hauteur réglable. Bien que la partie aval n'ait pas d'incidence sur le comportement hydraulique de la vanne en raison du régime torrentiel qui s'y établit ici, cette partie du canal est représentée afin d'étudier dans de futures recherches la capacité du modèle à reproduire les ondes de chasses en aval de la vanne fusible.

#### 3.3.2.2.b. *Construction de la géométrie et maillage*

Le canal est reproduit numériquement, en préservant fidèlement ses dimensions réelles, afin de représenter avec précision le volume en amont et l'injection du débit pompé au niveau de la fosse d'injection. De manière similaire, le modèle expérimental de la vanne fusible est également construit numériquement en respectant rigoureusement les dimensions de la véritable structure, dont les caractéristiques principales sont récapitulées dans le Tableau 2-1. Le modèle de la vanne fusible expérimentale est intégré à la géométrie du canal à son emplacement réel.

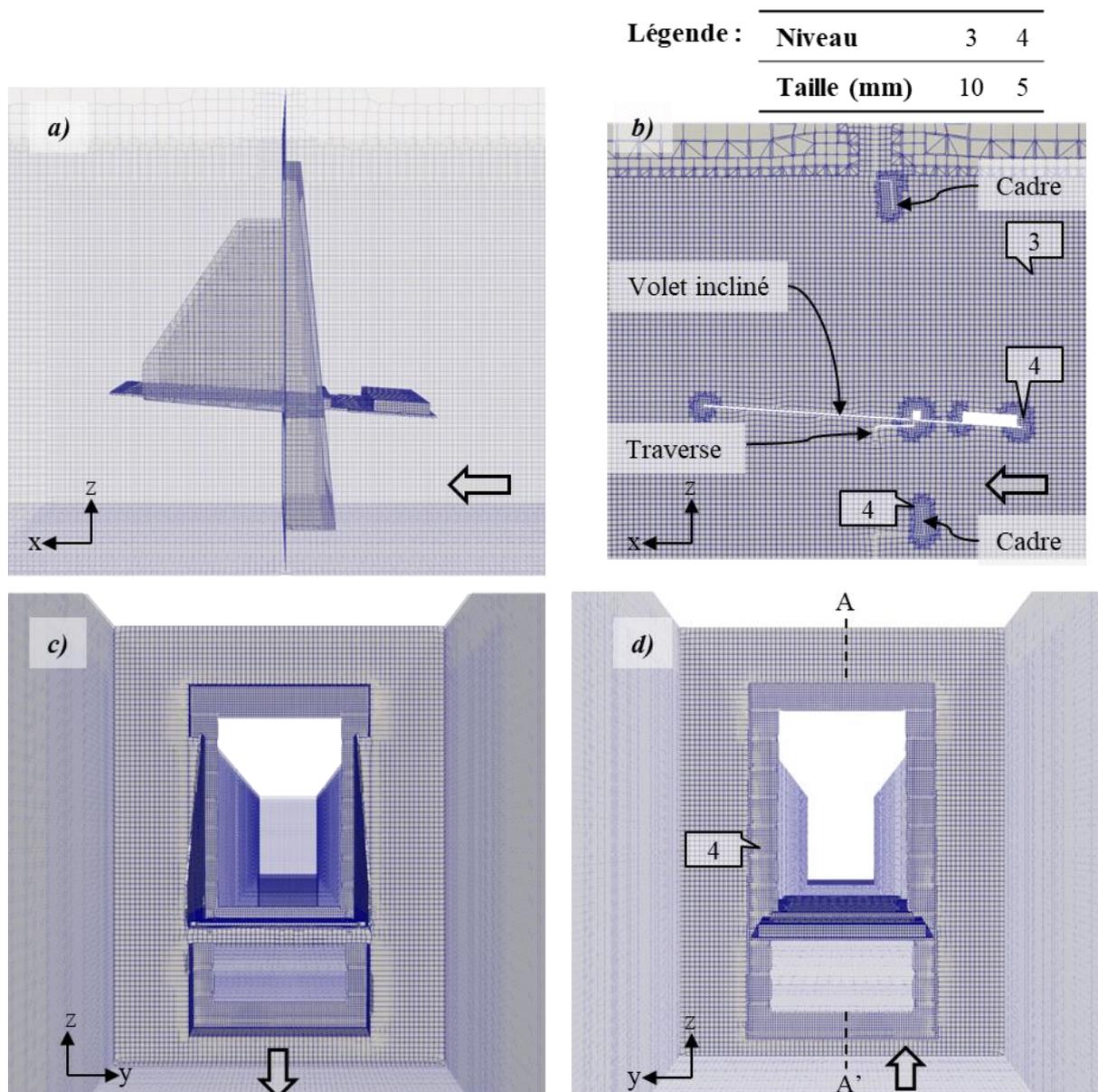
La géométrie du modèle est ensuite discrétisée en volumes finis sur lesquels repose la résolution des équations de la mécanique des fluides. Le maillage obtenu est illustré dans une vue globale sur la Figure 3-10, puis détaillé au niveau de la vanne fusible sur la Figure 3-11.



**Figure 3-10. Illustration du modèle numérique 3D pour l'étude en régime transitoire de la vanne fusible expérimentale, avec annotation des zones de raffinement du maillage global et spécification des niveaux de raffinement et des tailles de mailles de calcul correspondantes**

Comme illustré sur les Figure 3-10 et Figure 3-11, le modèle présente une variation de la taille des cellules de calcul. Ce processus de raffinement vise à améliorer la précision des calculs numériques tout en minimisant le coût de puissance informatique nécessaire. Il est appliqué aux zones où une connaissance fine de l'écoulement est essentielle pour décrire de manière précise et cohérente son comportement global. Ces zones concernent principalement les deux ouvertures de la vanne fusible, situées en partie inférieure et supérieure par rapport à l'axe de rotation, caractérisées par d'importants gradients d'écoulement et une structuration complexe du champ de vitesse et des lignes de courant. Une résolution précise de ces singularités hydrauliques est essentielle pour analyser les passages par la hauteur critique et les pertes de charge associées. Par conséquent, un raffinement maximal du maillage est effectué à ces niveaux. De plus, afin de garantir une stabilité du code de résolution ainsi que la continuité des solutions, le raffinement du maillage est progressif de part et d'autre de la vanne fusible. Le canal amont maintient un degré de raffinement élevé pour capturer avec précision l'évolution spatiale

et temporelle de la surface libre, assurant ainsi un calcul fiable de l'évolution temporelle du volume amont.



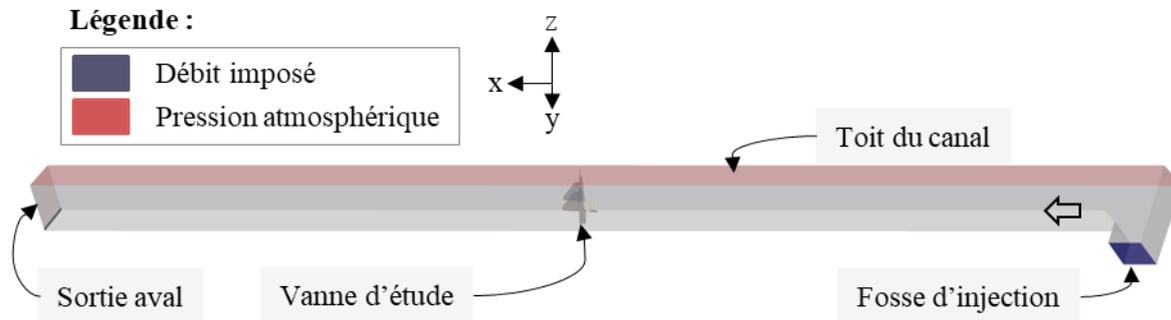
**Figure 3-11. Raffinements locaux du maillage selon une (a) vue de profil, (b) coupe de profil passant par le centre du canal (A – A'), (c) vue aval et (d) vue amont**

La validation de la taille des cellules de calcul a été réalisée par ailleurs pour les études en régime permanent spécifiques aux orifices inférieur (cf. Tableau 4-7) et supérieur (cf. Tableau 4-18). Il est ainsi considéré que ce paramétrage est également cohérent pour l'étude transitoire de la vanne fusible.

*Synthèse* : Le modèle 3D est construit en incluant précisément la géométrie réelle du canal à surface libre ainsi que celle de la vanne expérimentale. Ce modèle est soumis à une discrétisation spatiale rigoureuse afin de garantir une résolution numérique fiable et précise de l'écoulement.

## 3.3.2.2.c. Condition aux limites

La résolution numérique des équations aux dérivées partielles de la mécanique des fluides exige la définition des variables de calcul aux limites du modèle. Celles-ci sont illustrées sur la Figure 3-12.



**Figure 3-12. Implémentation des conditions aux limites du modèle numérique 3D pour l'étude en conditions transitoires du régime dénoyé**

Le débit amont est introduit au niveau du fond de la fosse d'injection, où il est équivalent au débit mesuré en amont par les débitmètres, étant donné que la conduite entre ces deux points est en charge. Pour des raisons de simplification, le débit est introduit en considérant un champ de vitesse uniforme et strictement vertical sur toute la surface d'entrée. Les paramètres  $k$  et  $\omega$  du modèle de turbulence  $k - \omega$  SST sont estimés en fonction du nombre de Reynolds, de la longueur caractéristique de turbulence et de son intensité. Enfin, une fraction volumique de 1 est spécifiée sur cette surface pour représenter l'injection d'eau.

Pour assurer la cohérence avec les mesures expérimentales, le débit injecté en amont est basé sur la chronique réelle observée (cf. Annexe 7.2-16). Cela se justifie par le fait que ce débit n'est pas constant en raison de la brusque évolution de la charge amont lors de l'ouverture du volet, ce qui rend la régulation au niveau des pompes plus complexe. Néanmoins, il est important de noter que la prise en compte de ce débit n'est pas vraiment indispensable dans le modèle numérique, puisque seule la variation du volume amont pourrait être requise pour les calculs du débit de vidange par (3.1), à l'instar de la méthode de [197], [198].

Concernant la condition limite sur le toit du modèle, une pression atmosphérique est fixée puisque l'écoulement est à surface libre en équilibre avec l'air ambiant.

En ce qui concerne la condition limite aval, l'étude de la vanne fusible se base ici sur un mode de fonctionnement dénoyé, où le régime d'écoulement en aval du canal est explicitement torrentiel. Afin de représenter la pression atmosphérique, une pression nulle est appliquée sur la surface transversale à la sortie du canal.

Enfin, l'ensemble des parois du canal et des éléments constituant la vanne fusible sont traités comme des murs au niveau desquels la vitesse de l'écoulement est nulle. Par ailleurs, l'écoulement étudié étant

turbulent, l'évolution de la vitesse au niveau de la couche limite en proche paroi est modélisée selon une approche à fort nombre de Reynolds à l'aide de lois de parois standards [199]. Cette méthode permet de ne pas raffiner le maillage au niveau des parois et ainsi garder un temps de calcul relativement faible (moins de 48 heures en moyenne).

*Synthèse* : Les conditions aux limites sélectionnées garantissent ainsi une représentation fidèle du comportement hydraulique du canal expérimental selon le régime d'écoulement dénoyé.

#### 3.3.2.2.d. Conditions initiales

En régime transitoire, une attention considérable est portée à la détermination des conditions initiales du système.

Dans une première approximation, la vitesse de remplissage du canal amont est jugée suffisamment faible pour être négligeable, et est donc considérée comme égale à zéro. Ainsi, un volume d'eau immobile est initialement imposé en amont de la vanne, avec une hauteur d'eau fixe égale au niveau de basculement. Ce dernier a été évalué expérimentalement à 0.63 m en régime dénoyé pour la vanne fusible.

De plus, cette même analyse expérimentale a révélé que le volet s'ouvre dans un intervalle de temps très court. Par conséquent, le modèle numérique considère une seule configuration géométrique correspondant au volet basculant directement en position totalement ouverte. Cette approche simplifie les hypothèses et le type de modélisation utilisé, car la dynamique d'ouverture, incluant la résolution des interactions fluides-structure associées, n'est pas prise en compte. Cette simplification facilite grandement la configuration du modèle sans compromettre sa qualité, étant donné que ce court laps de temps ne correspond pas à un déversement de volume négligeable.

*Synthèse* : Les conditions initiales du modèle numérique représentent le volume et la charge hydraulique dans le canal amont au moment du basculement. Les simplifications du modèle en considérant une masse d'eau immobile en amont et un volet directement ouvert permettent des calculs simples sans tenir compte de la complexité des interactions entre l'écoulement et le volet, et ce volet et les butées d'arrêt. Bien que le modèle puisse être légèrement inexact pendant les premières secondes après le basculement, cette inexactitude n'affecte pas de manière significative les résultats recherchés. Ainsi, cette configuration est validée.

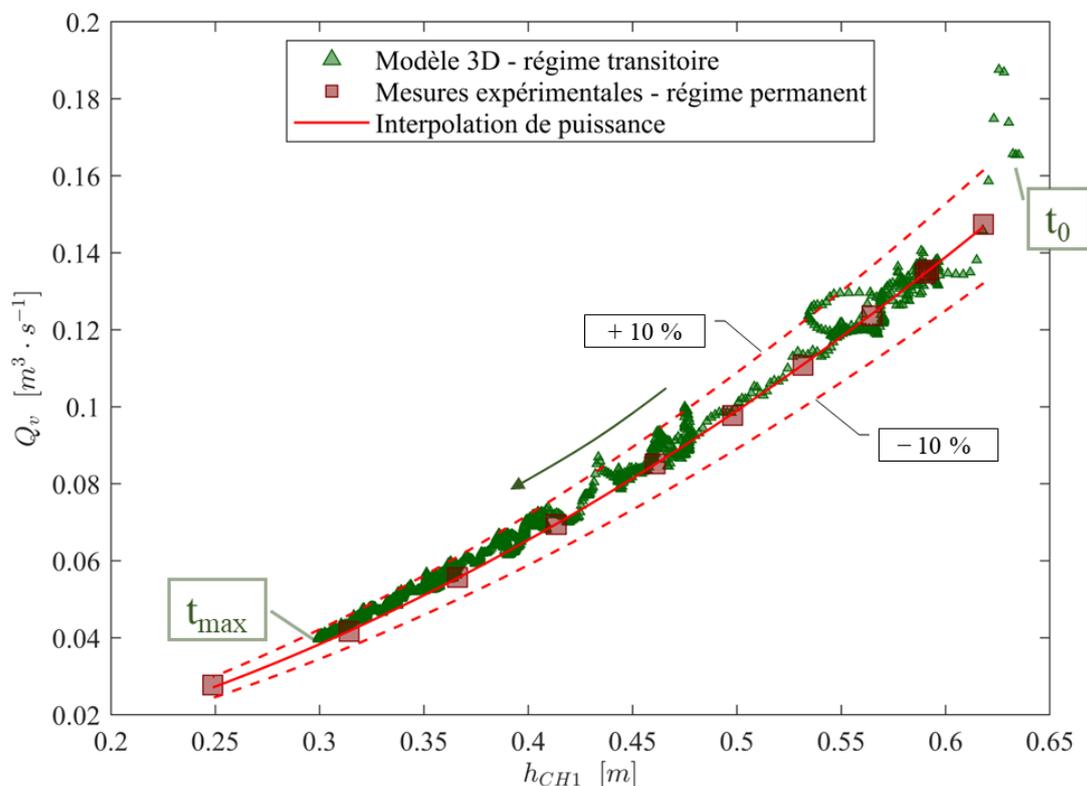
### 3.3.3. Résultats et discussions

#### 3.3.3.1. Calibration d'une loi hydraulique en régime transitoire

Les paramètres extraits du modèle 3D à une fréquence de 30 Hz sont la hauteur au niveau du capteur amont n°1 ainsi que le volume d'eau dans le canal en amont de la vanne fusible. Cette fréquence est choisie pour saisir de manière exhaustive toutes les variations temporelles moyennées au sens des équations RANS. L'Annexe 7.2-18 présente l'évolution temporelle de ces deux paramètres, permettant d'analyser leurs fluctuations moyennées au fil du temps.

Conformément aux observations expérimentales (cf. Annexe 7.2-15), la hauteur en amont de l'ouvrage décroît dans le temps à la suite de l'ouverture brusque du volet. Les données présentent une décroissance générale qui suit une tendance exponentielle négative. Parallèlement, des variations locales à plus petite échelle se manifestent en raison de la propagation d'une onde de surface engendrée par la rupture du barrage lors de l'ouverture brusque de la vanne. Le modèle numérique 3D offre ainsi une précision d'évaluation qui permet de comprendre comment ces fluctuations de hauteur influent sur les variations du volume d'eau dans le canal en amont de la vanne fusible.

La connaissance des variations temporelles du volume amont ( $dV_{up}/dt$ ) ainsi que du débit pompé imposé en amont ( $Q_p$ ) permet le calcul du débit déversé ( $Q_v$ ) à travers la vanne selon (3.1). Pour chaque pas de temps, le débit déversé est tracé en fonction de la hauteur d'eau amont correspondante sur la Figure 3-13.



**Figure 3-13. Établissement expérimental de la loi en régime permanent comparé à la loi transitoire obtenue par modélisation numérique 3D**

La Figure 3-13 présente la comparaison entre la loi établie en régime transitoire et celle en régime permanent à l'aide du modèle expérimental. Ces comparaisons sont réalisées dans les mêmes conditions pour lesquelles le volet est fixé en ouverture maximale et en régime aval est dénoyé. Des pointillés rouges encadrent la loi hydraulique du régime permanent, indiquant un intervalle d'erreur de 10% sur le débit.

En premier lieu, l'analyse de l'évolution du débit pour les hauteurs les plus élevées proches du niveau de basculement révèle un débit supérieur à celui observé expérimentalement. Cette différence se manifeste uniquement dans les 0.26 premières secondes de calcul. Cette brève période correspond à la période au cours de laquelle le modèle n'est pas exactement précis en raison des hypothèses prises sur les conditions initiales. Par conséquent, les résultats pourront être exclus de l'analyse pour ces raisons.

L'analyse comparative des points hauteur-débit en régime transitoire avec la courbe du régime permanent révèle une tendance similaire avec une erreur relative inférieure à 10 %. Ce résultat confirme les observations de [102], [196], une description en régime permanent de la vanne permet de décrire le fonctionnement transitoire du réseau dans lequel elle s'inscrit.

Cela confirme par ailleurs la validité du paramétrage du modèle numérique 3D pour représenter le fonctionnement global en condition transitoire de la vanne fusible.

*Synthèse* : L'utilisation d'un modèle hydraulique en régime permanent permet une description optimale du fonctionnement transitoire du réseau qui intègre la vanne fusible. Ainsi, la calibration de ce type d'ouvrage sera réalisée en régime permanent pour assurer une loi simple et générique, tout en restant représentative du fonctionnement réel de l'ouvrage.

Il est important de noter que la vérification actuelle se limite au régime dénoyé et à la période transitoire suivant l'ouverture brusque de l'ouvrage. Il est possible que la loi de l'ouvrage soit également influencée par l'historique de l'écoulement, notamment l'évolution temporelle du débit et de la hauteur amont, qui peuvent sensiblement modifier la structure du champ de vitesse près de l'ouvrage hydraulique en fonction du régime de montée ou de descente de l'hystérésis, comme l'ont étudié d'autres chercheurs [195]. De plus, en régime noyé, la transition entre les régimes n'est pas continue et présente une hystérésis [171], [200].

Des expériences ont été menées pour constituer une base de données en conditions transitoires, visant à approfondir ces recherches. Ces essais comprennent des cycles répétés d'ouvertures de la vanne expérimentale pour étudier la vidange du réservoir amont, suivie d'une simulation d'hydrogramme représentant une pluie qui sollicite toute la plage de fonctionnement de l'ouvrage. La vitesse de montée et de descente de l'hydrogramme est variable pour étudier la sensibilité de la loi à ce paramètre. Ces expériences incluent également différentes conditions en aval, ainsi que deux autres angles d'ouverture

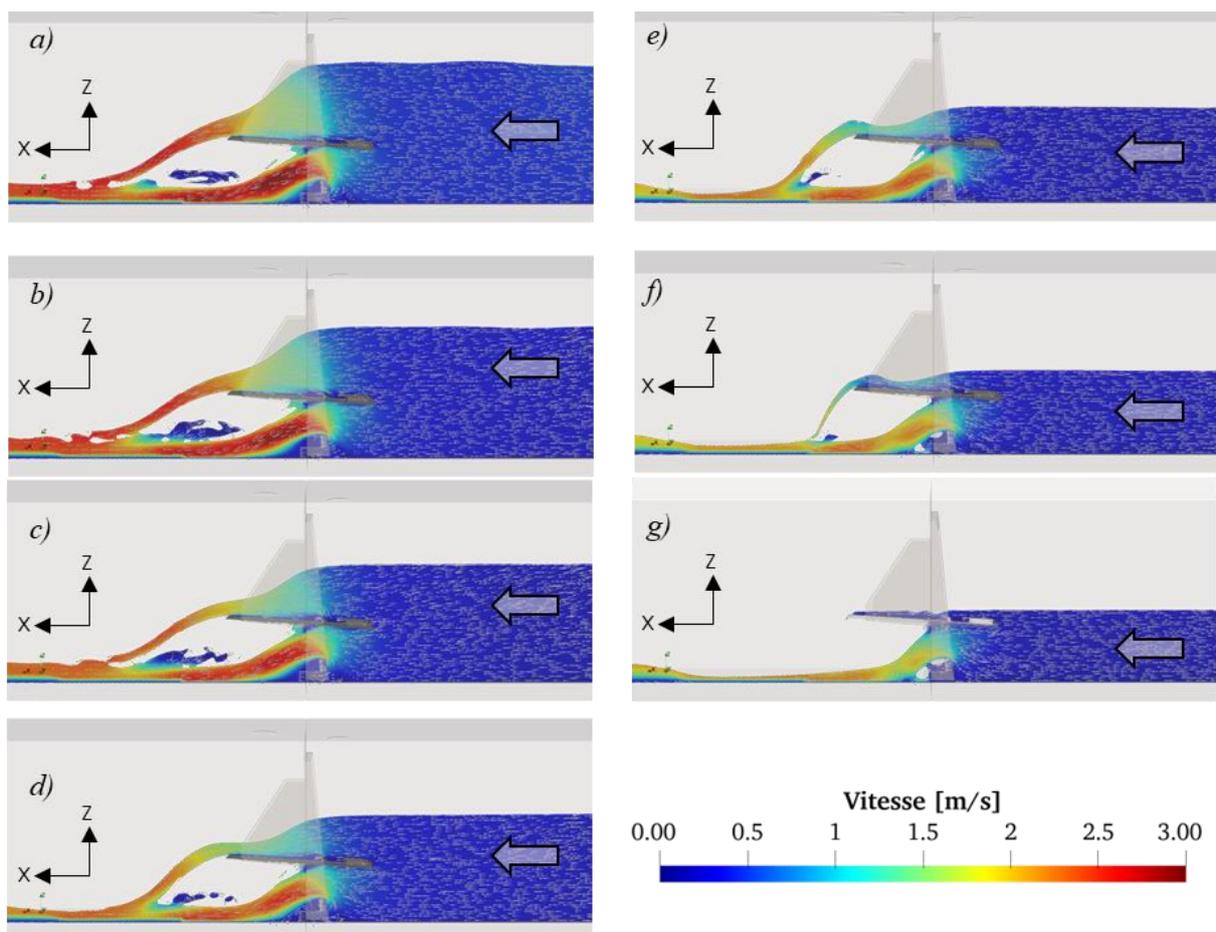
maximale du volet. Le traitement futur de ces expériences pourra s'effectuer en se basant sur les travaux de [195] et [102], [196].

Pour la suite de l'étude, il est supposé que la loi établie en régime permanent reste applicable pour décrire le fonctionnement transitoire du réseau incluant la vanne, notamment lorsque celle-ci fonctionne en régime noyé.

### 3.3.3.1.a. Analyse phénoménologique des résultats

Le modèle numérique établi en régime transitoire suit, dans sa loi hauteur-débit, la même relation établie en régime permanent lors de la vidange du réseau amont. Cela signifie que la vidange peut être ici approximée par une succession d'états quasi permanents.

Il est ainsi proposé d'analyser en détail la phénoménologie de l'écoulement permanent sur la base de ce modèle, afin de comprendre en détail comment il se structure au niveau de la vanne fusible. Les coupes du champ de vitesse longitudinale passant par le centre du canal pour différentes hauteurs amont, représentatives du fonctionnement global de l'ouvrage, sont illustrées dans la Figure 3-14.



**Figure 3-14.** Coupes longitudinales du champ de vitesse passant par le centre du canal pour le modèle numérique 3D en condition transitoire selon un régime dénoyé

Les caractéristiques des cas illustrés sur la Figure 3-14 sont synthétisées dans le Tableau 3-1 ci-dessous. Ces informations résultent des traitements mathématiques appliqués aux données du modèle numérique, telles qu'elles sont présentées sur la Figure 3-13.

**Tableau 3-1. Caractéristiques hydrauliques globales des écoulements présentés en Figure 3-14**

Cas Figure 3-14	$h_{CH1}$ [m]	$Q_v$ [m <sup>3</sup> .s <sup>-1</sup> ]	$t \sqrt{g/h_{CH1}(t_0)}$ [ - ]	$h_{CH1}(t)/h_{CH1}(t_0)$ [ - ]	$F_{r1}$ [ - ]
a)	0.59	0.14	15.72	0.94	0.69
b)	0.55	0.12	27.12	0.87	0.72
c)	0.50	0.10	31.18	0.79	0.75
d)	0.45	0.08	59.48	0.70	0.80
e)	0.40	0.07	67.99	0.63	0.84
f)	0.35	0.05	132.45	0.55	0.90
g)	0.30	0.04	380.71	0.47	0.97

L'analyse de la phénoménologie de la vanne fusible en condition dénoyée (cf. Figure 3-14) est décrite ci-dessous en procédant de l'amont vers l'aval de l'écoulement.

L'amont de l'ouvrage présente un écoulement à faible vitesse et unidirectionnel, orienté dans la direction principale perpendiculaire à l'ouvrage. Le champ de vitesse est uniforme, ce qui confirme que, après les premières secondes suivant la rupture du barrage (cf. Annexe 7.2-19), l'écoulement adopte un régime stable et suit une succession de régimes permanents au niveau de l'ouvrage. Cependant, des variations légères de la surface libre persistent en raison de la propagation d'ondes de surface, mais s'atténuent progressivement avec le temps (cf. Annexe 7.2-18).

À la rencontre de l'ouvrage, l'analyse des vecteurs de vitesses révèle, pour chaque cas, une séparation nette des écoulements au niveau de la partie inférieure du volet basculant. Cette séparation peut être décrite par un plan horizontal, dont l'altitude peut être fixée au niveau de l'axe de rotation de l'ouvrage. L'écoulement situé en-dessous de cette limite est déversé par l'orifice inférieur, tandis que celui situé au-dessus est surversé par-dessus le volet basculant. Cette analyse est détaillée dans l'exemple du cas *b*) sur la Figure 3-15.

Au niveau de chaque singularité hydraulique, l'écoulement subit une accélération significative, entraînant une chute drastique de la hauteur d'eau, ce qui traduit un passage par la hauteur critique. Pour le seuil incliné en partie supérieure, ce passage se positionne généralement dans l'épaisseur de la crête à l'exception du cas *g*). Le débit est alors très faible et le passage par la hauteur critique se situe à l'aval immédiat de la crête. Ceci confirme que le seuil fonctionne principalement comme un seuil à crête épaisse lorsque son inclinaison est maximale et donc que le volet est quasiment à l'horizontale. Concernant l'orifice inférieur, l'écoulement semble être influencé par le retour de la traverse du cadre de la vanne, ce qui contraint la partie supérieure de cette veine fluide et provoque une inclinaison du jet vers le bas.

En aval de l'ouvrage, le jet surversé perturbe le jet en sortie de la vanne de fond au niveau de la zone de chute. Cependant, grâce au volet basculant, ce point de chute est suffisamment éloigné en aval. Par conséquent, le ressaut hydraulique très local résultant du ralentissement du jet inférieur par la chute du jet supérieur n'atteint pas l'orifice inférieur. Celui-ci continue de déverser en régime dénoyé sur l'ensemble de la gamme de fonctionnement. Ainsi, le régime d'écoulement est dénoyé à la fois globalement et localement.

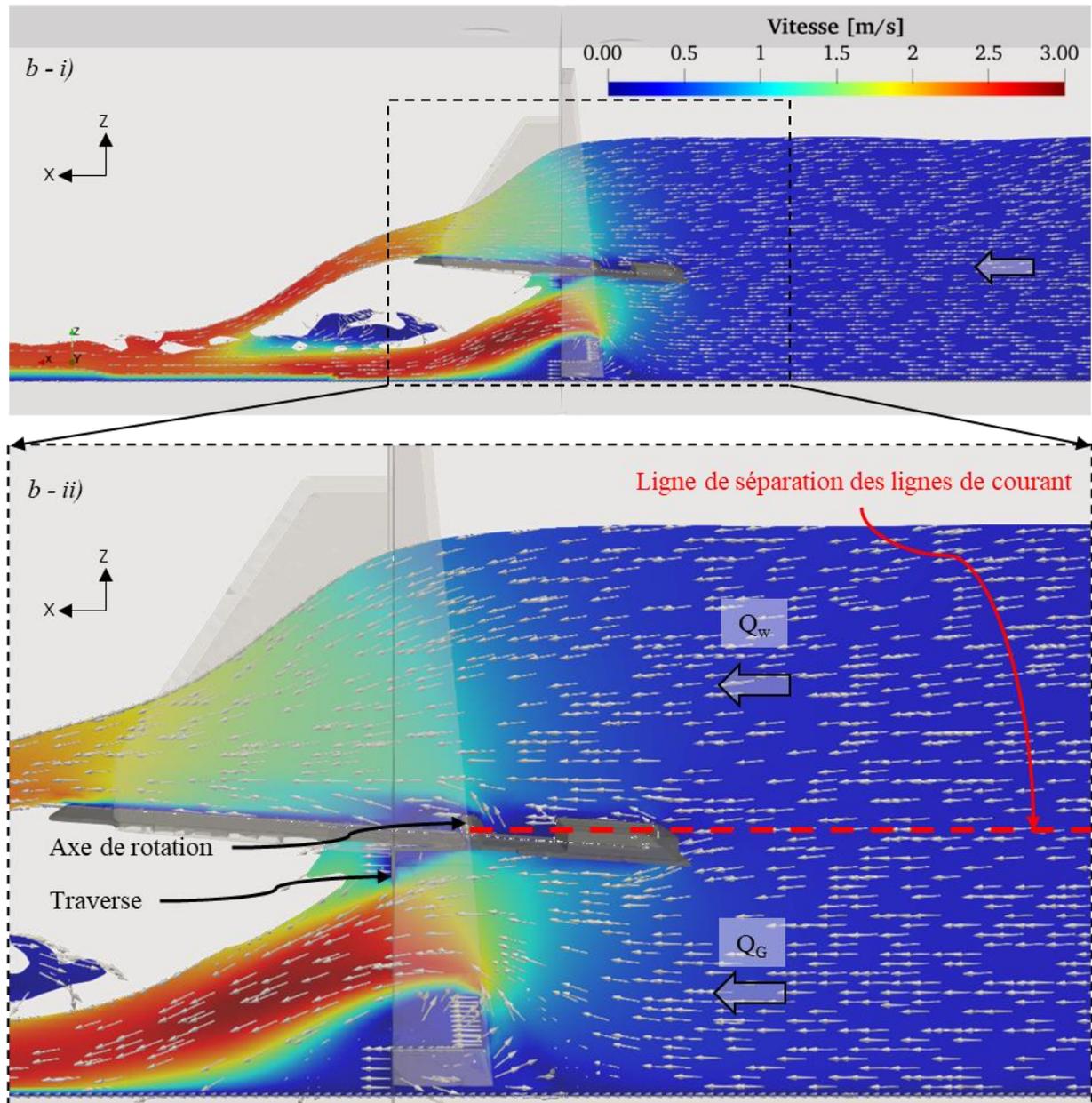


Figure 3-15. Illustration détaillée de la phénoménologie de l'écoulement au niveau de la vanne fusible selon le cas b) illustré en Figure 3-14

*Synthèse* : L'analyse phénoménologique de l'écoulement global suggère une indépendance du comportement hydraulique entre les deux orifices, inférieur et supérieur, car l'interaction des jets en aval n'affecte pas le fonctionnement hydraulique de l'ouvrage. De plus, la décomposition des deux écoulements en amont selon un plan horizontal, considéré au niveau de l'axe de rotation, suggère la possibilité de traiter le fonctionnement de la vanne seuil comme une mise en parallèle de ces deux orifices. Cette approche permettra ainsi de considérer individuellement les comportements hydrauliques des deux orifices.

#### 3.3.4. Synthèse

Le fonctionnement transitoire de la vanne fusible, observé après chaque ouverture, peut être caractérisé par un modèle hydraulique établi en régime permanent. Cette approche simplifie considérablement les méthodes d'étude et les équations utilisées pour le dimensionnement et l'autosurveillance de l'ouvrage.

Pour établir ces relations, il est impératif de comprendre en détail la structure de l'écoulement au niveau des deux singularités hydrauliques de la vanne fusible, en tenant compte des sollicitations hydrauliques amont et aval, ainsi que de la dynamique du volet basculant. En effet, ce dernier peut observer une fermeture partielle sous l'effet d'une contre-pression aval, comme cela sera illustré ultérieurement dans une section dédiée à ce mode de fonctionnement.

En outre, l'analyse phénoménologique de l'écoulement permise par le modèle 3D en régime transitoire révèle une apparente indépendance du comportement de chacun des deux orifices, du moins dans le cas global dénoyé. En aval, l'interaction des deux jets n'affecte pas le déversement de l'orifice inférieur. En amont, il est possible d'envisager hypothétiquement une séparation des deux écoulements en utilisant un plan horizontal passant par l'axe de rotation. L'absence de courbures de lignes de courant à ce niveau, en comparaison avec le fonctionnement indépendant de chaque orifice, pourrait sensiblement augmenter la capacité de débit de leur fonctionnement dans la configuration de la vanne seuil. Toutefois, il convient de prendre en compte que cet impact pourrait s'avérer négligeable en raison des faibles vitesses observées en amont de l'ouvrage.

Par conséquent, il est décidé de procéder par la suite à une étude indépendante des deux orifices afin de comprendre et de décrire leur fonctionnement hydraulique spécifique. L'hypothèse d'indépendance de leurs fonctionnements devra également être vérifiée de manière quantitative, tant pour le régime dénoyé que pour le régime noyé.

## **3.4. Analyse de la dynamique du volet basculant**

### **3.4.1. Introduction**

Précédemment, l'étude de la dynamique de la vanne fusible, visant à évaluer l'évolution des hauteurs d'ouverture et de fermeture du volet avec la submersion de l'ouvrage, a également mis en évidence une possible fermeture partielle du volet lors d'un déversement en régime noyé. Cette observation s'explique par l'application d'une force de pression supplémentaire exercée par la masse d'eau aval sur le volet, entraînant un moment négatif d'amplitude significative.

L'objectif principal de cette partie consiste à généraliser l'analyse du comportement dynamique du volet basculant lors du déversement, en prenant en considération un ensemble représentatif des différentes hauteurs aval et des débits que l'ouvrage peut rencontrer.

D'une part, l'attention est portée sur l'évaluation de l'amplitude de variation des angles d'inclinaison que le volet peut adopter pendant le déversement. La revue de littérature a effectivement mis en lumière l'influence de cette inclinaison du volet dans le fonctionnement hydraulique de l'ouvrage. Par conséquent, l'étude hydraulique présentée dans le chapitre suivant doit prendre en compte un ensemble représentatif des angles observés par le volet afin de garantir une description fiable et pertinente du comportement hydraulique de la vanne fusible. Cette approche vise ainsi à garantir une mesure précise et robuste des débits à travers l'équipement.

D'autre part, une analyse qualitative de la stabilité de ces angles d'ouverture intermédiaire est nécessaire. En effet, l'état de l'art a mis en évidence un potentiel risque de mise en résonance du volet mobile en raison de la formation de vibrations induites par vortex dans son sillon lorsqu'il est immergé dans un écoulement. Ces vibrations pourraient compromettre la mesure de débit et entraîner une augmentation significative de la perte de charge, augmentant ainsi le risque d'inondation. Cette vérification est essentielle pour valider la conception de l'ouvrage et, le cas échéant, identifier les plages de fonctionnement à éviter lors du dimensionnement de l'ouvrage.

### **3.4.2. Protocole**

Le protocole développé pour répondre à ces objectifs est fondé sur l'utilisation du banc d'essais expérimental. Ce dispositif offre en effet une approche exhaustive, sans recours à des hypothèses simplificatrices, permettant d'étudier en détail les interactions complexes entre l'écoulement et le volet mobile, ainsi que les phénomènes de turbulence et les vibrations induites par vortex qui peuvent se manifester au niveau du volet.

Dans cette étude, le fonctionnement du volet basculant est similaire à celui observé dans un réseau hydraulique réel, où le volet est libre de tout mouvement. Par ailleurs, le protocole expérimental est conçu pour appliquer des conditions aux limites constantes. En amont, le débit pompé est maintenu à une valeur constante pendant les périodes d'analyse, puis est progressivement réduit par paliers afin de discrétiser l'ensemble de la plage de hauteurs amont observée avant la fermeture complète du volet. En aval, la hauteur du seuil en sortie du canal est ajustée au début de chaque série d'expériences, couvrant une gamme de hauteurs allant de 4.5 cm à 54.5 cm avec un pas d'espace de 10 cm. Cette approche méthodique vise ainsi à explorer l'ensemble des conditions hydrauliques auxquelles peut être soumis le volet afin d'étudier sa réponse dynamique à travers son angle d'inclinaison.

Toutes les variables essentielles, telles que le débit envoyé par les pompes, les hauteurs d'eau à différents points clés et l'angle d'ouverture du volet basculant, sont rigoureusement mesurées à une fréquence de 30 Hz, assurant ainsi une discrétisation temporelle élevée dans le suivi de l'ouvrage.

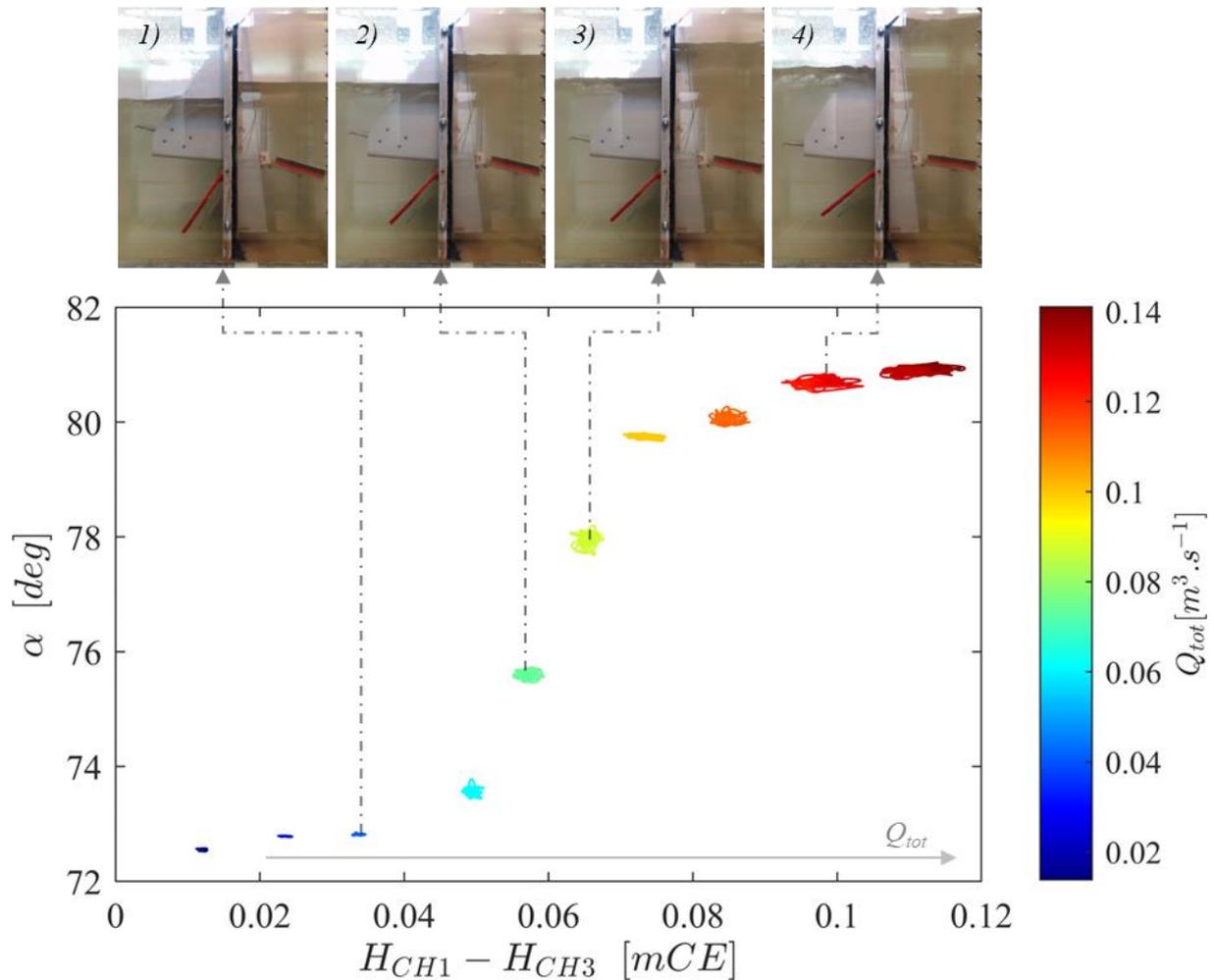
En prenant en compte des conditions hydrauliques constantes aux limites, cette série d'expériences vise à caractériser de manière exhaustive la plage d'amplitude de variation de l'angle d'inclinaison du volet basculant. L'objectif est également d'identifier les facteurs qui exercent une influence sur cette variation et d'analyser en détail la stabilité des équilibres d'ouverture intermédiaire. Il convient de souligner que même dans des conditions limites stables, il est possible que des instabilités locales se développent au niveau de l'ouvrage lors de l'écoulement à travers le volet mobile. Ces instabilités pourraient induire, par le phénomène de vibrations induites par vortex, des oscillations périodiques du volet et potentiellement de la hauteur d'eau à proximité.

*Synthèse* : Cette étude utilise des données expérimentales pour mieux comprendre le comportement dynamique du volet basculant de la vanne fusible et évaluer sa stabilité dans des configurations d'ouverture intermédiaires.

### **3.4.3. Résultats et discussion**

Les chroniques temporelles de mesures sont extraites en prenant en compte les paliers pour lesquels le débit pompé atteint un niveau stable, afin d'assurer des conditions de régimes quasi-permanents au niveau du canal. Un exemple de ces chroniques et des paliers qui en sont extraits est présenté en Annexe 7.2-20. Il s'agit de l'expérience pour laquelle la hauteur du seuil en sortie du canal est fixée à 34.5 cm. Pour la visualisation de l'ensemble des mesures ponctuelles extraites à partir de ces paliers, l'angle du volet est représenté en fonction de la différence de charge entre l'amont et l'aval. En effet, la première analyse de la dynamique de la vanne a mis en lumière que cet angle évolue en fonction de la différence de charge entre l'amont et l'aval, notamment pour des niveaux de submersion élevés.

Les résultats sont présentés Figure 3-16 en considérant un cas représentatif qui correspond à celui mis en œuvre avec un seuil en sortie de canal à 34.5 cm.



**Figure 3-16. Evolution de l'angle d'inclinaison du volet en fonction de la différence de charge entre l'amont et l'aval de la vanne fusible et du débit qui la traverse. Cette figure considère l'expérience pour laquelle la hauteur de pelle du seuil en sortie du canal est fixée à 34.5 cm**

Chaque point correspond à une mesure ponctuelle à un instant  $t$  donné et est coloré en fonction de l'intensité du débit pompé.

Lorsqu'il est soumis à une influence aval significative, le volet basculant se referme et atteint une nouvelle inclinaison d'équilibre stable pour un angle intermédiaire. La valeur de ce dernier reste minimale et quasiment constante pour les faibles débits, correspondant à la configuration étudiée précédemment lors de la simple vidange du canal. Cependant, à mesure que le débit augmente, la perte de charge singulière de l'ouvrage croît également. L'augmentation du niveau amont par rapport au niveau aval engendre alors une ouverture progressive du volet vers un nouvel état d'équilibre intermédiaire.

Au niveau de chaque chronique de mesure, la variation temporelle, représentée ici par la dispersion verticale des nuages de points, est très faible, de l'ordre de quelques dixièmes de degré au maximum. Cette faible variation peut ainsi être attribuée principalement à l'incertitude de mesure. Le volet peut donc être considéré en équilibre stable. Ceci peut s'expliquer par l'inertie de l'élément et par le caractère minoritaire des forces induites par d'éventuelles vibrations par vortex.

Les expériences réalisées pour différentes hauteurs de pelle du seuil en sortie du canal démontrent des dynamiques du volet similaires lorsque ce dernier est soumis à l'influence aval. Les résultats de ces expériences sont présentés en Annexe 7.2-21 et révèlent une plage de variation globale de l'angle d'inclinaison du volet, allant de 86.3 à 46.9 degrés.

La vérification de ces explications phénoménologiques nécessite une analyse détaillée du champ de vitesse au niveau de l'ouvrage afin de caractériser notamment le nombre adimensionnel de Strouhal [68], [201] associé aux vibrations induites par vortex, ainsi que d'autres paramètres liés au champ de pression et à la turbulence. Cependant, il est important de souligner que ces aspects ne constituent pas l'objectif principal de cette étude de recherche. Les résultats qualitatifs obtenus jusqu'à présent sont suffisants pour attester de la validité de la conception de l'ouvrage en ce qui concerne les objectifs opérationnels d'évacuation de débit et de mesure.

*Synthèse* : Lorsque le volet de la vanne fusible est exposé à une influence aval, il peut se fermer partiellement en réponse à la contre pression exercée, adoptant ainsi des angles d'équilibre intermédiaires compris entre 86 et 46 degrés. Ces positions d'équilibre sont stables et ne subissent pas les éventuelles perturbations induites par des vibrations induites par vortex dans le sillage du volet.

#### **3.4.4. Synthèse**

Cette étude qualitative met en évidence la fermeture partielle du volet de la vanne fusible en réponse à la contre pression appliquée par une influence aval. Les angles d'équilibre intermédiaires sont conditionnés par la différence de charges entre l'amont et l'aval, ainsi que par le débit d'écoulement. La plage de variation observée s'étend de 86.3 degrés au maximum à 46.9 degrés pour les influences aval les plus élevées et les débits les plus faibles. De plus, ces positions d'équilibre intermédiaires sont caractérisées par leur stabilité. La dynamique du volet n'est alors pas perturbée par des vibrations éventuelles induites par les vortex dans son sillage.

D'un point de vue de conception, les résultats indiquent que la vanne fusible démontre une aptitude à évacuer les débits excédentaires du réseau sans engendrer une augmentation significative du risque d'inondation, tout en évitant tout risque de fatigue structurelle du volet.

D'un point de vue métrologique, il est impératif de prendre en considération la fermeture partielle du volet lors de l'établissement des lois hydrauliques. Des études antérieures sur des ouvrages similaires ont en effet démontré que la présence d'un obstacle incliné devant un orifice ou l'inclinaison d'un seuil peut avoir un impact significatif sur leurs comportements hydrauliques.

Afin d'intégrer cette dynamique complexe dans les lois hydrauliques, l'angle d'inclinaison du volet peut être directement mesuré sur un ouvrage réel à l'aide d'un inclinomètre. En effet, le calcul de cet angle, en fonction des caractéristiques géométriques de la vanne, du différentiel de charges et du débit déversé, peut s'avérer complexe et dépend d'un grand nombre d'hypothèses et d'inconnues, notamment liées à la distribution du champ de pression au niveau du volet mobile. De ce fait, la mesure directe de l'angle d'inclinaison du volet permet d'intégrer avec un haut degré de fiabilité et précision l'impact de la dynamique du volet sur le comportement hydraulique de l'ouvrage. Par la suite, cela garantit ainsi un calcul fiable et précis du débit, conformément aux objectifs de performances imposés par les contraintes réglementaires.

Ainsi, le développement et la calibration des modèles hydrauliques de la vanne fusible seront réalisés en fixant directement les angles d'inclinaison du volet de manière à couvrir de manière uniforme toute la plage de variations possible. L'attention sera exclusivement portée sur l'évolution des paramètres hydrauliques. Cette approche permettra une étude générique du comportement hydraulique de l'ouvrage, sans faire d'hypothèses sur les interactions fluides-structure et sans prendre en compte le comportement dynamique spécifique du volet, qui est liée aux caractéristiques géométriques propres à celui-ci.

### 3.5. Conclusion du chapitre n°3

L'étude expérimentale de la dynamique de la vanne fusible révèle que cette dernière est impactée par un niveau d'eau en aval élevé. En effet, la hauteur d'ouverture tend à diminuer sous l'action d'un moment d'ouverture supplémentaire induit par cette contre pression, entraînant ainsi une réduction pouvant atteindre jusqu'à 20 % de la capacité de stockage induite par la vanne. Par conséquent, il est primordial d'intégrer de manière exhaustive le risque d'influence aval dans le dimensionnement de la vanne, afin d'assurer que l'ouvrage satisfait les performances attendues face à toutes les sollicitations hydrauliques du réseau. Pour atteindre cet objectif, différentes approches pourraient être étudiées, telles l'élévation du niveau bas de la vanne ou l'ajustement de la hauteur de son volet, parmi d'autres possibilités.

Par ailleurs, la conception de la vanne est validée pour les forts niveaux de submersion, car elle permet d'assurer une fonction anti-retour lorsque la charge aval devient supérieure à celle du réseau, tout en garantissant la décharge contrôlée des volumes excédentaires du réseau lorsque la charge de ce dernier dépasse celle du milieu naturel. En outre, le volet n'est pas affecté par d'éventuelles vibrations induites par vortex, ce qui assure une évacuation sécuritaire en limitant les pertes de charge singulières, et par conséquent, ne provoque ni augmentation du risque d'inondation, ni risque de détérioration de l'ouvrage par fatigue.

En ce qui concerne la métrologie de la vanne fusible, son fonctionnement transitoire peut être décrit de manière simple par un modèle établi en régime permanent en se basant uniquement sur les mesures ponctuelles des variables d'intérêt, sans considérer leurs évolutions temporelles. La calibration des lois hydrauliques de la vanne fusible peut donc être réalisée en régime permanent. De surcroît, il convient de noter que l'angle d'inclinaison du volet évolue considérablement, sur une plage allant de 86.3 à 46.9 degrés, en fonction des sollicitations hydrauliques auxquelles il est soumis. L'étude d'ouvrages similaires a révélé que cette inclinaison variable peut exercer un impact significatif sur le comportement hydraulique global de l'équipement et, par conséquent, elle doit être prise en considération de manière approfondie lors du développement et de la calibration des modèles hydrauliques. Les angles d'inclinaison observés jusqu'ici sont spécifiques au comportement dynamique propre au volet de la vanne expérimentale, dépendant des caractéristiques géométriques qui lui sont spécifiques. Dès lors, en vue d'assurer une étude hydraulique exhaustive et générique, il est choisi de fixer directement ce paramètre dans le processus de calibration hydraulique, ce qui permettra ainsi une investigation approfondie de l'ensemble des comportements hydrauliques envisageables, en tenant compte de toutes les dynamiques possibles. Cette approche est d'ailleurs pertinente d'un point de vue physique, puisque l'analyse précédente a démontré la stabilité temporelle des positions d'équilibre de la vanne.

# Chapitre 4. Étude hydraulique en régime permanent

---

## 4.1. Introduction du chapitre 4

Comme l'état de l'art l'a mis en évidence, les recherches relatives à l'hydraulique des vannes basculantes sont limitées aux grands angles d'ouverture du volet incliné et au régime d'écoulement dénoyé. Or, l'utilisation de ces ouvrages dans le cadre d'une fonction de stockage en réseau entraîne des sollicitations hydrauliques jusqu'ici peu étudiées, telles que l'influence aval. L'effet de la contre-pression exercée sur le volet pourrait entraîner également sa fermeture partielle vers des angles d'inclinaison plus obtus.

Ainsi, une exploration de ces modes de fonctionnement s'avère nécessaire pour obtenir une meilleure compréhension de l'hydraulique de l'ouvrage, permettant par la suite de développer et de valider un système d'équations pour le dimensionnement et la mesure des débits. Par la suite, ce travail constitue la base de la stratégie visant à optimiser la conception de l'ouvrage.

La méthode adoptée dans ce chapitre consiste à étudier chaque singularité hydraulique de manière indépendante. En effet, le fonctionnement de ces organes, influencé par l'inclinaison du seuil, est encore mal connu dans le contexte spécifique d'une vanne basculante. De ce fait, une compréhension fine de la complexité de l'écoulement à travers chaque singularité motive une analyse individualisée. Ceci permet ainsi, pour la vanne de fond et le seuil incliné, le développement et la validation de lois hydrauliques. Ces dernières se basent notamment sur des principes physiques et adimensionnels, qui permettent une description générique, robuste et continue de l'écoulement quelles que soient les conditions hydrauliques en aval. La forme de ces équations doit rester simple pour faciliter leur utilisation en ingénierie.

Par la suite, la combinaison des deux singularités hydrauliques est analysée pour évaluer directement l'impact potentiel sur l'écoulement résultant de leurs interactions spécifiques, en prenant en considération par ailleurs les cas soumis à une influence en aval.

L'étude en régime permanent de la vanne fusible s'appuie sur les bases de données expérimentales et numériques de l'ouvrage. Une vue d'ensemble du chapitre est présentée sur la Figure 4-1.

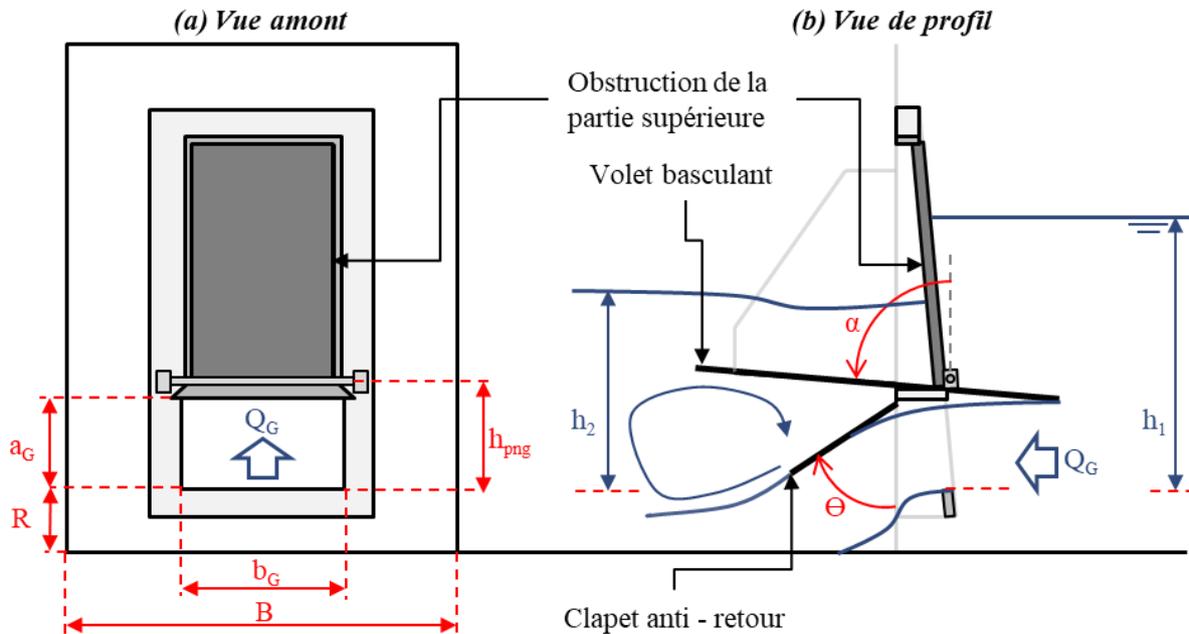
Objectif	Régime étudié		Vanne fusible	Vanne de régulation
Construction d'une base de données	Permanent	G	<b><u>B.D. Expérimentales</u></b> $Q, h_1, h_3, \alpha, \Theta, (t)$	<b><u>B.D. Expérimentales</u></b> $Q, h_1, h_3, \beta, \gamma, (t)$
		W		
		Tot		
	Transitoire	Tot		
	Permanent	G	<b><u>B.D. Numériques</u></b> <i>Validation d'un paramétrage de modèle numérique</i> $Q, h_1, h_3, \alpha, (t)$	Utilisation des bases de données <b>expérimentales</b> et <b>numériques</b> établies en régime <b>permanent</b>
		W		
Tot				
Transitoire	Tot			
Modélisation	Permanent	G	<i>Loi hydraulique vanne de fond</i> $Q_G = \varphi_1 (h_1, h_3, \alpha, \Theta)$	<i>Comportement hydraulique</i> $Q_{tot} = \Psi_1 (h_1, h_3, \beta, \gamma)$
		W	<i>Loi hydraulique seuil incliné</i> $Q_w = \varphi_2 (h_1, h_3, \alpha)$	
		Tot	<i>Etude du facteur interaction (IF)</i> $Q_{tot} = IF (h_1, h_3, \alpha) \times (Q_G + Q_w)$	
Transitoire	Tot		<i>Dynamique d'ouverture / fermeture</i> $hop, hcl = \varphi_4 (h_3)$	<i>Comportement dynamique</i> $\gamma = \Psi_2 (h_1, h_3, Q_{tot}, t)$
			<i>Loi hydraulique transitoire</i> $Q_{tot}(t) = \varphi_5 (h_1, h_3, \alpha, \Theta, t)$	
			<i>Stabilité du volet basculant</i> $\alpha = \varphi_3 (h_1, h_3, Q_{tot}, t)$	

Figure 4-1. Vue d'ensemble du chapitre n°4

## 4.2. Calibration de l'orifice inférieur

### 4.2.1. Introduction

Dans un premier temps, l'hydraulique de la partie inférieure est étudié indépendamment en obstruant complètement la partie supérieure. L'écoulement n'est autorisé qu'à travers la vanne de fond et ce dernier peut être décrit à travers les variables géométriques et hydrauliques présentées sur la Figure 4-2.



**Figure 4-2. Etude de l'écoulement à travers l'orifice inférieur dans le cas d'une vanne fusible**

Dans l'étude de l'influence aval, la hauteur mesurée la plus en aval au niveau du capteur n°3 sera considérée. Selon l'état de l'art, cette hauteur offre une estimation fiable et précise de l'influence aval, contrairement à la hauteur n°2 qui peut être affectée par des phénomènes tels que le ressaut hydraulique ou la boucle de recirculation turbulente au pied de l'ouvrage [131]. La mesure de cette dernière hauteur peut éventuellement être utilisée pour détecter l'influence aval.

Par ailleurs, l'étude de la vanne de fond d'une vanne fusible se base sur les hauteurs d'eau référencées par rapport au seuil des premiers déversements, situé à une hauteur  $R$  par rapport au radier du canal :

$$h_i = h_{CHi} - R \quad \text{avec } i \in \llbracket 0, 3 \rrbracket \quad (4.1)$$

De la même façon, l'incertitude sur le calcul de la hauteur nouvellement référencée inclut ainsi celle de la hauteur  $R$  :

$$u(h_i) = \sqrt{u^2(h_{CHi}) + u^2(R)} \quad (4.2)$$

Les études scientifiques consacrées à l'hydraulique des vannes de fond ont mis en évidence l'existence d'un système d'équations prometteur pour une description simple, générique, précise et continue de l'écoulement à travers l'ouvrage pour l'ensemble des régimes d'écoulement rencontrés. Ce système d'équations relie la hauteur critique de la veine contractée en sortie de la vanne de fond ( $K_G$ ) et la hauteur de l'écoulement amont ( $h_1$ ), toutes deux adimensionnalisées par rapport à la hauteur de l'orifice ( $a_G$ ) [143] :

$$\frac{K_G}{a_G} = m_G \left( \frac{h_1}{a_G} \right)^{n_G} DRF \quad (4.3)$$

La prise en compte de l'ennoiement partiel puis total de l'ouvrage est réalisée en introduisant un coefficient correcteur, désigné par **DRF** (Discharge Reduction Factor), dont la valeur dépend de la différence de hauteur entre l'amont et l'aval de l'ouvrage ainsi que de son niveau de submersion [143] :

$$DRF = \left[ \frac{(h_1 - h_3)/a_G}{\alpha_G [(h_3 - h_{3_{max}})/a_G]^{\beta_G} + (h_1 - h_3)/a_G} \right]^{\omega_G} \quad (4.4)$$

En considérant une hauteur amont constante, si la hauteur aval augmente alors le facteur DRF diminue jusqu'à être nul, traduisant ainsi la diminution du coefficient de débit avec l'augmentation d'un niveau aval. D'autre part, si la hauteur aval égalise la hauteur limite avant ennoiement, le facteur DRF est égal à un. Le régime d'écoulement est alors de nouveau dénoyé et l'expression de la hauteur critique ne dépend plus de la hauteur aval.

La hauteur aval avant ennoiement ( $h_{3_{max}}$ ) est calculée en fonction du coefficient de contraction ( $C_c$ ) de la vanne et de la perte de charge singulière en régime dénoyé ( $k_{Gf}$ ) selon l'équation proposée par [123] :

$$h_{3_{max}} = \frac{1}{2} C_c a_G \left[ \sqrt{1 + \frac{16(\eta - 1)}{1 + k_{Gf} - 1/\eta^2}} - 1 \right] \quad \eta = \frac{h_1}{h_2} = \frac{h_1}{C_c a_G} \quad (4.5)$$

Ainsi, les équations (4.3) et (4.4) retenues dépendent d'un système de cinq paramètres numériques : ( $m_G, n_G, \alpha_G, \beta_G, \omega_G$ ). Par ailleurs la détermination de l'ennoiement de la vanne de fond ( $h_{3_{max}}$ ) fait intervenir la perte de charge singulière de l'ouvrage ( $k_{Gf}$ ) et le coefficient de contraction de la veine contractée ( $C_c$ ).

Le présent chapitre vise à adapter ce système d'équations pour décrire l'hydraulique de la partie inférieure des vannes basculantes en prenant en compte les particularités géométriques, telles que la présence d'un volet devant l'orifice. Une perte de charge singulière supplémentaire est en effet introduite

par cette configuration, laquelle dépend de l'angle d'inclinaison du volet et du rapport entre la largeur et la hauteur de l'orifice [144]. Pour prendre cela en compte, les valeurs de certains coefficients numériques pourront être ajustées en fonction de l'angle d'inclinaison ou d'autres paramètres de correction pourront être introduits, à l'instar de la méthode de [148] pour les seuil inclinés.

L'étude s'effectue dans un premier temps sur le modèle expérimental afin de générer une base de données conséquente et représentative de l'ensemble du fonctionnement hydraulique et dynamique de l'ouvrage. Cette étape inclut également la dynamique du clapet anti – retour. Ainsi, le traitement de cette base de données vise à explorer les solutions d'adaptation des lois hydrauliques des vannes de fond classiques pour prendre en compte le cas spécifique des vannes fusibles, dans lesquelles un volet incliné est positionné en amont.

Ensuite, un modèle numérique tridimensionnel de mécanique des fluides est utilisé pour analyser un ensemble représentatif de données expérimentales. L'objectif est de valider, dans un premier temps, le paramétrage du modèle et d'approfondir le diagnostic hydraulique de l'ouvrage en obtenant des résultats qui sont difficiles à obtenir en conditions expérimentales. Par la suite, ce modèle numérique est mis en œuvre pour explorer à moindre coût des configurations géométriques et hydrodynamiques différentes de la vanne de fond, qui n'ont pas été étudiées expérimentalement. L'objectif est ainsi d'effectuer une analyse approfondie de la sensibilité du modèle hydraulique développé lors de l'approche expérimentale, en explorant différents scénarios de fonctionnement.

*Synthèse* : Ce travail a pour objectif de développer et valider une méthode de modélisation mathématique pour la partie inférieure d'une vanne fusible, en évaluant sa fiabilité et sa précision sur la géométrie spécifique de la vanne fusible expérimentale. Cela garantira la précision du modèle pour l'élaboration d'un dispositif de mesure des débits. Ensuite, cette approche sera généralisée à l'aide d'un modèle numérique 3D validé pour évaluer sa fiabilité sur différentes géométries d'ouvrage, permettant ainsi son utilisation pour un dimensionnement générique préliminaire d'ouvrages.

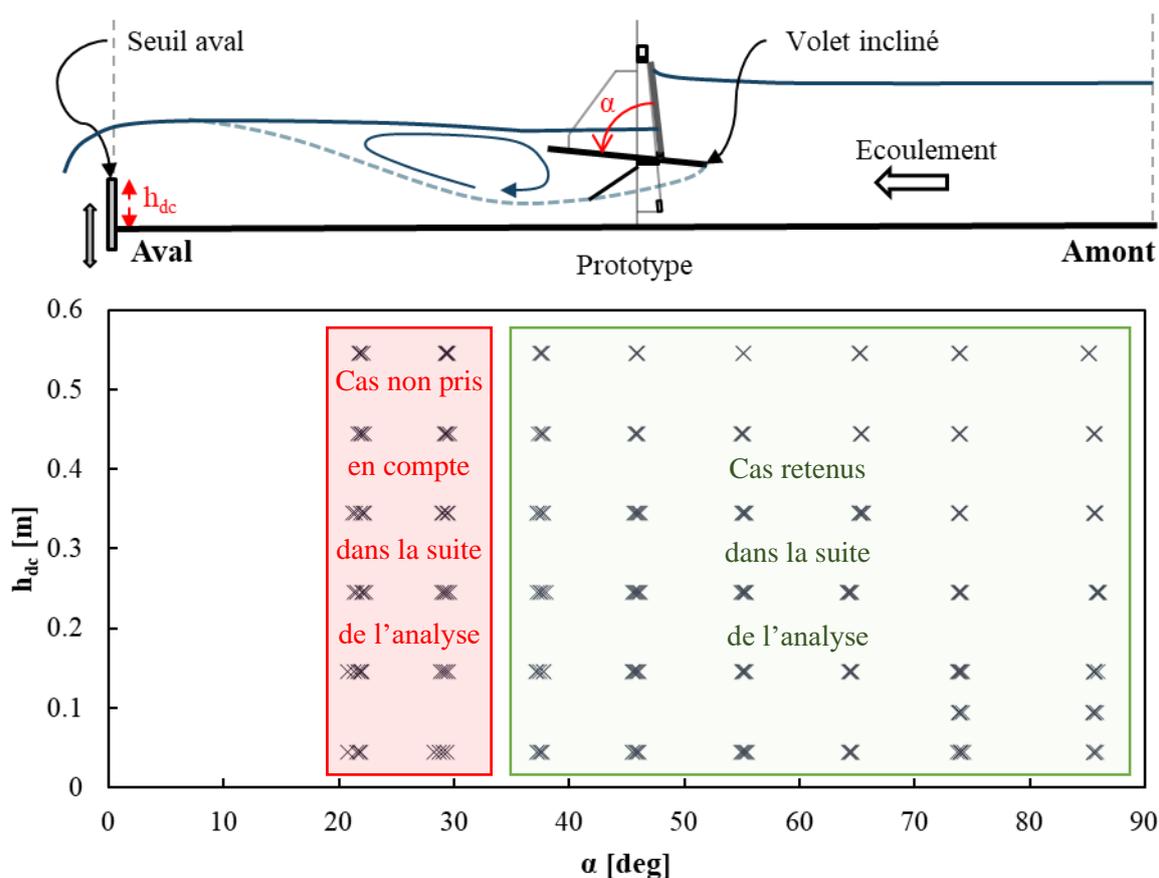
## **4.2.2. Etude expérimentale**

### **4.2.2.1. Protocole**

L'étude expérimentale se concentre ici exclusivement sur l'analyse hydraulique de la vanne de fond en contrôlant la dynamique de son volet par le biais de différents angles d'inclinaison fixés. Ces angles d'inclinaison sont choisis pour discrétiser de manière représentative le fonctionnement global de l'ouvrage. En immobilisant directement l'angle d'inclinaison, ce protocole d'étude élimine la nécessité de prendre en compte les spécificités géométriques du volet, telles que la distribution de la masse du

volet ou la position précise de l'axe de rotation, qui ont un impact sur sa dynamique. Cela permet d'obtenir une analyse hydraulique générique qui ne dépend que de l'angle d'inclinaison. Ce paramètre résulte de la dynamique spécifique du volet et des interactions fluide - structure. Sa valeur est directement mesurée sur site à l'aide d'un inclinomètre.

Ainsi, l'étude expérimentale de la vanne fusible est menée à l'aide du modèle expérimental présenté dans le paragraphe § 2.3.1.3. en fixant à chaque fois l'angle d'inclinaison du volet ( $\alpha$ ) ainsi que la hauteur du seuil aval ( $h_{dc}$ ) afin de couvrir l'ensemble des sollicitations dynamiques et hydrauliques de l'ouvrage (cf. Figure 4-3).



**Figure 4-3. Représentation des angles d'ouverture du volet incliné et des hauteurs de seuil aval fixés pour l'ensemble des études en régime permanent de l'orifice inférieur, représentant toutes les situations possibles de sollicitations hydrauliques aval et dynamiques du volet**

*Les résultats, illustrés par chaque croix, peuvent pour les angles inférieurs à 30 degrés ne pas se superposer. Or, le volet est ici fixé, l'angle d'ouverture devrait alors être constant. Cela peut s'expliquer en raison de l'incertitude de mesure plus élevée associée à ces faibles angles. Par ailleurs, il a été constaté que ces faibles inclinaisons du volet n'apparaissent pas dans le fonctionnement global d'une vanne basculante, même lors de fortes influences aval. Par conséquent, il a été décidé de ne pas les prendre en considération dans l'analyse des résultats.*

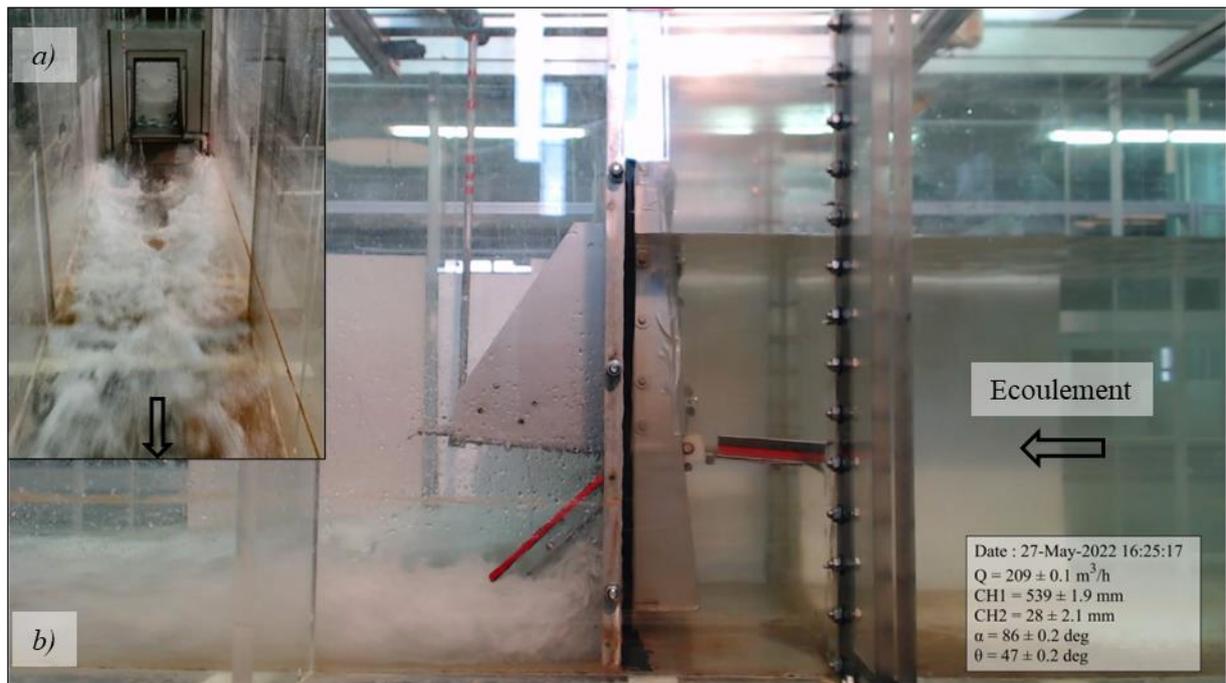
Dans le cadre de cette étude, un ensemble de configurations est exploré en modifiant le débit amont de manière progressive, afin de couvrir l'ensemble des hauteurs amont en deçà de la limite structurale du canal, fixée à 80 cm. De cette manière, un total de **272 points de mesures** expérimentaux en régime permanent est généré pour représenter l'ensemble des modes de fonctionnement de l'orifice de fond de la vanne basculante (cf. Annexe 7.3-1 à Annexe 7.3-6).

#### 4.2.2.2. *Analyse phénoménologique des écoulements*

Dans un premier temps, ces analyses expérimentales sont examinées de manière qualitative afin de décrire le fonctionnement phénoménologique global de l'ouvrage pour chaque sollicitation hydraulique, ainsi que pour évaluer l'impact de l'angle d'inclinaison du volet.

##### 4.2.2.2.a. *Ecoulement dénoyé*

L'exemple d'un fonctionnement de la vanne de fond en régime dénoyé est illustré sur la Figure 4-4.



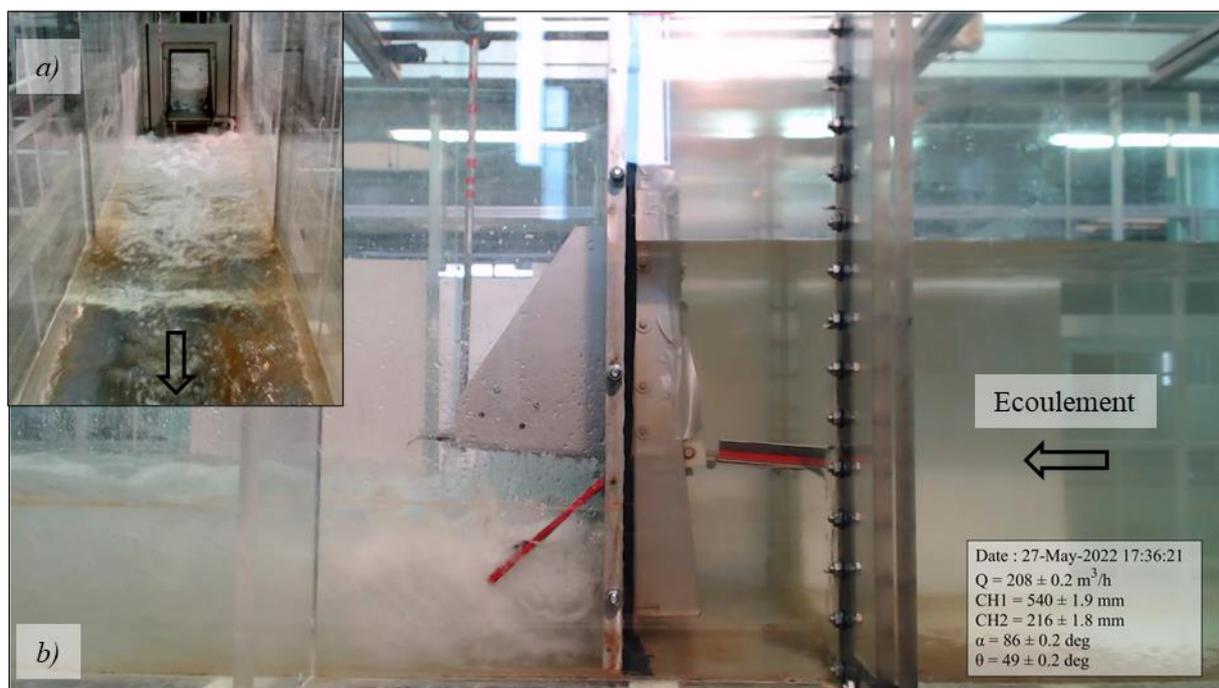
**Figure 4-4. Visualisation expérimentale d'un écoulement à travers la vanne de fond en (a) vue aval et (b) vue de profil, sous régime dénoyé pour un angle d'inclinaison fixé à 86° et un débit pompé de 209 m<sup>3</sup>.h<sup>-1</sup> (i.e. 58.1 L.s<sup>-1</sup>)**

L'analyse phénoménologique de l'écoulement expérimental en régime dénoyé met en évidence deux régimes distincts : en amont de l'ouvrage, un régime fluvial se caractérise par une hauteur d'eau élevée et des vitesses faibles, avec une surface libre plane et calme. En aval de l'ouvrage, un régime torrentiel est observé avec des faibles hauteurs d'eau, des vitesses élevées, des ondes transverses et un ressaut hydraulique aéré. Ces observations confirment le fonctionnement dénoyé de l'ouvrage.

Le clapet anti-retour présente une ouverture partielle limitée à 47 degrés seulement dans l'exemple étudié. Ce résultat suggère un possible impact qui nécessitera une vérification ultérieure.

#### 4.2.2.2.b. *Ecoulement partiellement noyé*

En considérant le même débit pompé, la hauteur de la pelle du seuil en aval est augmentée afin d'y imposer une hauteur d'eau plus élevée. Cela induit un important ralentissement de la vitesse de l'écoulement, provoquant ainsi la transition vers un régime fluvial. En conséquence, la transition du régime torrentiel en sortie de vanne vers un régime fluvial en sortie du canal se traduit par la formation d'un ressaut hydraulique. La position et l'intensité de ce phénomène sont caractérisées par le rapport entre les quantités de mouvement amont et aval. Dans la mesure où le ressaut hydraulique est à l'aval de l'ouvrage, la hauteur élevée en aval n'a pas d'incidence notable sur le fonctionnement dénoyé de l'orifice, comme cela a été illustré dans la partie précédente. Toutefois, lorsque la hauteur de l'eau en aval atteint un niveau suffisamment élevé, le ressaut remonte et se positionne au pied de la vanne. L'influence aval perturbe alors la vitesse de la veine contractée sans avoir un effet significatif sur sa pression. Ce phénomène correspond à un régime partiellement noyé.



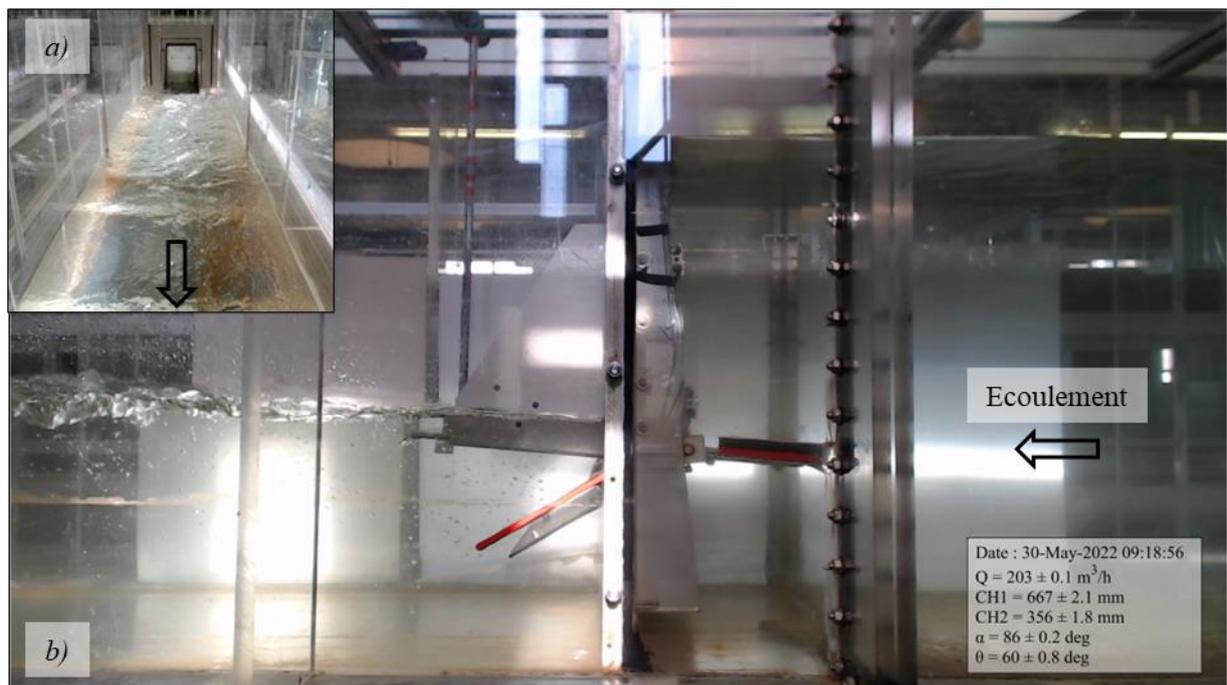
**Figure 4-5. Visualisation expérimentale d'un écoulement à travers la vanne de fond en (a) vue aval et (b) vue de profil, sous régime partiellement noyé pour un angle d'inclinaison fixé à 86° et un débit pompé de 208 m<sup>3</sup>.h<sup>-1</sup> (i.e. 57.8 L.s<sup>-1</sup>)**

L'analyse de la hauteur en amont ( $h_{CH1}$ ) et de l'angle d'inclinaison du clapet ( $\Theta$ ) pour les Figure 4-4 et Figure 4-5, pour un débit de 210 m<sup>3</sup>.h<sup>-1</sup>, indique qu'il n'y a pas d'impact significatif de l'influence aval ( $h_{CH2}$ ) dans cette configuration. Le passage par la hauteur critique plus en amont, dans la zone masquée par le cadre de la vanne entre la réduction de section et le clapet anti-retour, peut expliquer l'absence d'impact significatif de l'influence aval dans le cas étudié. Cette observation renforce également

l'hypothèse selon laquelle le clapet anti-retour s'ouvre en fonction de la puissance du jet amont, sans que les perturbations qu'il génère ne se propagent vers l'amont et n'impactent l'hydraulique de l'orifice inférieur.

#### 4.2.2.2.c. Écoulement noyé

En maintenant un débit amont équivalent, la hauteur du seuil est augmentée de manière à garantir une hauteur suffisante en aval de l'ouvrage pour submerger complètement le ressaut hydraulique. L'analyse de la phénoménologie globale de l'écoulement révèle un régime fluvial de part et d'autre de la vanne, se caractérisant par un écoulement stable et tranquilisé, avec des hauteurs d'eau élevées (cf. Figure 4-6).



**Figure 4-6. Visualisation expérimentale d'un écoulement à travers la vanne de fond en (a) vue aval et (b) vue de profil, sous régime noyé pour un angle d'inclinaison fixé à  $86^\circ$  et un débit pompé de  $203 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  (i.e.  $56.4 \text{ L} \cdot \text{s}^{-1}$ )**

En conséquence, l'écoulement ne passe plus par la hauteur critique au niveau de l'ouvrage et son fonctionnement hydraulique dépend également de la hauteur en aval. En effet, pour un débit équivalent, la hauteur amont est ici augmentée de  $0.128 \text{ m}$  en raison de l'élévation de la hauteur aval. Le régime d'écoulement est alors décrit comme noyé.

L'ouverture du clapet anti-retour, dont la dynamique est laissée libre, est significativement plus importante en régime noyé avec un angle de  $60$  degrés. Cette ouverture accrue peut être attribuée à la hauteur amont plus élevée résultant de l'influence aval, ainsi qu'à l'équilibrage du poids de l'eau de part et d'autre du clapet induit par cette même influence. En conséquence, le clapet s'ouvre exclusivement en fonction de la pression dynamique de l'écoulement.

Synthèse : L'analyse phénoménologique globale de l'orifice inférieur d'une vanne basculante démontre des fonctionnements hydrauliques similaires à ceux d'une vanne de fond classique, avec la présence des mêmes régimes d'écoulement : dénoyé, partiellement noyé et totalement noyé. Les premières observations suggèrent également que la dynamique du clapet anti-retour semble ne pas avoir d'incidence sur l'écoulement. Cependant, une quantification précise et globale de cet effet devra être réalisée pour confirmer cette observation.

#### 4.2.2.3. Calibration des lois hydrauliques

##### 4.2.2.3.a. Méthodes de calibration

Les équations (4.3), (4.4) et (4.5) sont résolues simultanément en utilisant l'algorithme d'optimisation non linéaire "lsqnonlin" développé par Mathworks [202]. Ce solveur est spécifiquement conçu pour résoudre de manière itérative des problèmes de moindres carrés non linéaires. Il ajuste les coefficients du modèle afin de minimiser les différences entre les valeurs prédites et les observations réelles.

Ainsi, une première approche de résolution est entreprise en ne considérant que les résultats expérimentaux moyens, sans prendre en compte leur incertitude, et en les distinguant en fonction de l'angle d'inclinaison du volet. Cette méthode permet ainsi d'analyser les variations potentielles des paramètres numériques des équations (4.3), (4.4) et (4.5) en fonction de l'angle d'inclinaison et, le cas échéant, de tester facilement des ajustements mathématiques pertinents pour en tenir compte.

Dans le cas spécifique de la vanne de fond étudiée, cette première approche démontre que tous les coefficients peuvent être considérés comme constants en fonction de l'angle d'inclinaison, à l'exception du paramètre numérique  $m_G$ . Ce coefficient présente une variation non linéaire avec l'angle d'inclinaison, suivant une loi puissance de la forme :

$$m_G = a_{G1} \alpha^{a_{G2}} \quad \text{avec } (a_{G1}, a_{G2}) \in \mathbb{R}^2 \quad (4.6)$$

Cette relation met en évidence que le paramètre  $m_G$  intègre la perte de charge singulière de l'écoulement, ainsi que son augmentation avec la fermeture du volet basculant.

Cette première approche permet ainsi de définir une première approximation de la valeur de chacun des paramètres numériques d'intérêt (cf. Tableau 4-1).

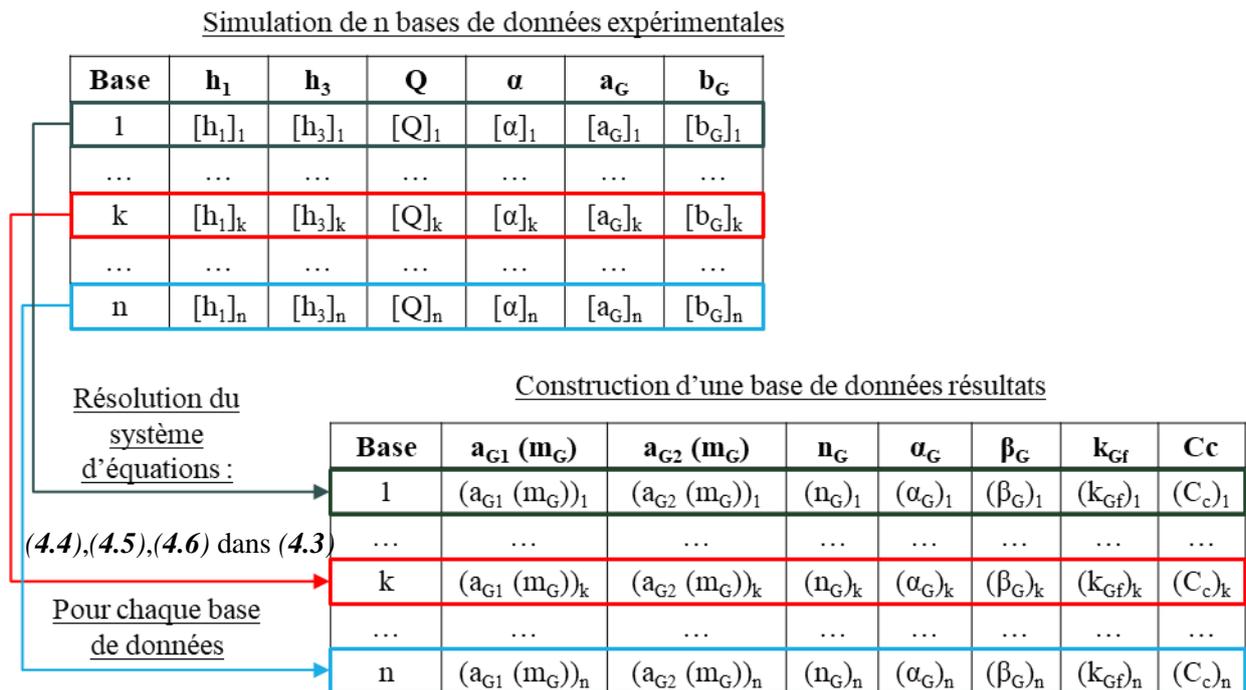
**Tableau 4-1. Première approximation des paramètres numériques des lois (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6)**

$a_{G1} (m_G)$	$a_{G2} (m_G)$	$n_G$	$\alpha_G$	$\omega_G$	$\beta_G$	$k_{Gf}$	$C_C$
0.245	0.265	0.384	0.996	0.354	1.081	3.603	0.505

Synthèse : Une première approche basée sur les paramètres moyens des variables hydrauliques, dynamiques et géométriques mesurées permet d'analyser l'évolution de chaque paramètre en fonction de l'angle d'inclinaison du volet et de calibrer une première estimation des valeurs numériques de ces paramètres.

L'évaluation précise de l'incertitude du débit à travers la vanne de fond est essentielle pour assurer un dimensionnement approprié de l'ouverture et pour garantir une mesure précise. Ce calcul nécessite la connaissance de la distribution de chaque coefficient numérique par rapport à sa moyenne, permettant ainsi d'identifier une loi de densité appropriée et de l'intégrer dans le calcul de l'incertitude globale. Par ailleurs, il est indispensable de considérer la corrélation entre les dispersions de chaque coefficient afin de réaliser une estimation rigoureuse de cette incertitude.

Dans le but de résoudre cette problématique, une méthode de simulation des données expérimentales est mise en œuvre afin d'intégrer, dans le processus de résolution, les incertitudes de mesure de chaque donnée d'entrée et d'étudier a posteriori la dispersion de chaque coefficient. Une schématisation du processus de simulations de données est illustrée sur la Figure 4-7.



**Figure 4-7. Approche basée sur la méthode de Monte Carlo pour la résolution du système d'équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6) caractérisant le comportement hydraulique d'une vanne de fond**

Cette approche se rapproche de celle de « Monte Carlo » [193], [203], [204] ou encore celle du « Bootstrap » [183], [205], [206].

Dans un premier temps, cette méthodologie implique la génération aléatoire d'un ensemble substantiel de bases de données expérimentales, dans lesquelles les valeurs de chaque grandeur d'intérêt sont tirées aléatoirement selon leur distribution statistique respective. Concernant les grandeurs géométriques décrivant l'orifice inférieur,  $a_G$  et  $b_G$ , ces dernières sont supposées suivre une loi rectangulaire puisqu'elles ont été mesurées par une règle millimétrique. Tandis que les grandeurs caractéristiques de l'écoulement suivent une loi normale parce qu'elles sont issues d'une combinaison de  $N$  mesures ponctuelles dont les sources d'incertitudes suivent elles-mêmes des lois normales. Les paramètres de ces distributions, en termes de moyenne et demi-intervalle de confiance à 95% ( $U_{95}$ ), sont synthétisés de l'Annexe 7.3-1 à l'Annexe 7.3-6. Il est important de noter que ce processus suppose une indépendance des distributions de chaque grandeur d'entrée par mesure de simplicité. Toutefois, le modèle hydraulique considèrera bien par la suite, dans le calcul de l'incertitude du débit, les covariances entre chacune des grandeurs d'entrée.

Dans un deuxième temps, l'algorithme de résolution est appliqué pour chaque base de données expérimentales simulée. Ce dernier est initialisé en considérant les valeurs déduites de la première approche et présentée Tableau 4-1. Par conséquent, une base de données de résultats est construite en fusionnant toutes les solutions vectorielles générées par l'algorithme d'optimisation. Cette base de données de résultats englobe exhaustivement toutes les variations des données mesurées hydrauliques, géométriques et dynamiques, représentant ainsi la gamme complète de la variabilité aléatoire possible de ces paramètres et de leur variabilité commune.

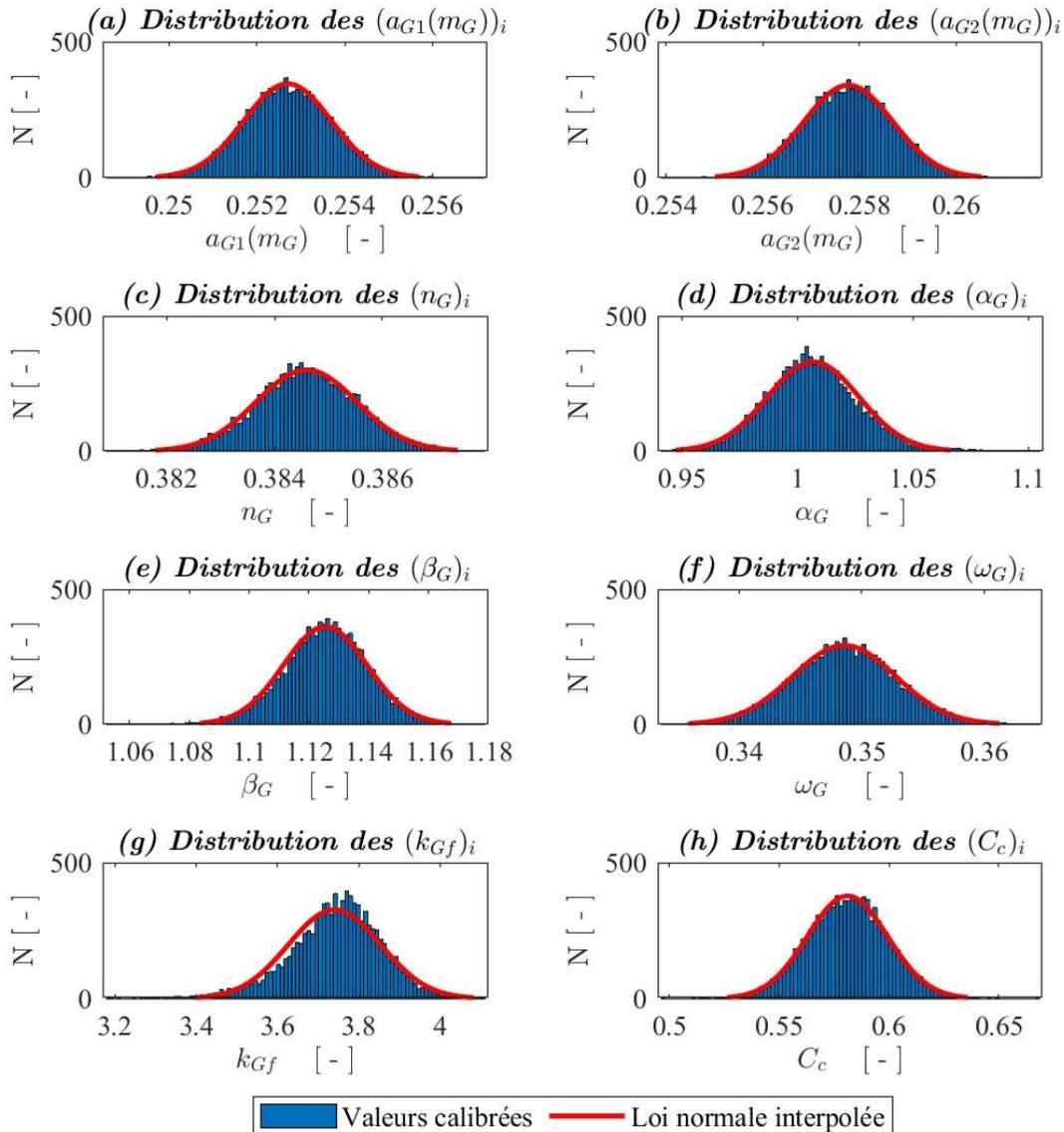
Dans un troisième temps, l'étude des vecteurs contenant les résultats de chaque paramètre numérique simulé permet d'étudier sa loi de distribution ainsi que les paramètres numériques qui la décrivent à savoir la moyenne et l'écart type. Afin de déterminer de manière fiable un niveau de confiance de 95% pour les coefficients numériques, le nombre d'essais, noté  $n$ , doit être d'au moins 10 000 [193], [203]. Dans le contexte de l'étude, cette valeur a démontré une stabilité dans les résultats obtenus et a donc été retenue.

*Synthèse* : La méthode de Monte Carlo est un processus statistique modélisant la distribution spécifique et commune des paramètres de calibration, en prenant en compte l'incertitude associée à chaque variable d'entrée.

## 4.2.2.3.b. Résultats expérimentaux

Cette approche, basée sur la méthode de Monte - Carlo, a été mise en œuvre en considérant le jeu de données expérimentales des vannes de fond. Les équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6), validées lors de la première approche pour décrire le fonctionnement de l'ouvrage, sont simultanément résolues en s'appuyant sur le vecteur d'initialisation décrit dans le Tableau 4-1.

La distribution statistique des paramètres numériques est présentée sur la Figure 4-8.



**Figure 4-8. Distributions des paramètres numériques calibrés des lois (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6)**

Bien qu'il puisse y avoir quelques asymétries, l'analyse des résultats met en évidence une distribution se rapprochant de celle d'une loi normale pour chaque paramètre numérique. Ceci est cohérent avec la distribution rectangulaire ou normale des paramètres d'entrée et le grand nombre de cas simulés (cf. Théorème central limite). Ces lois normales permettent de modéliser la distribution de l'incertitude de

chacun des paramètres numériques en fonction de leur moyenne, de leur écart type et de leur incertitude étendue définissant un intervalle de confiance à 95% (cf. Tableau 4-2). Cette dernière est présentée sous la forme du demi-intervalle ( $U_{95}$ ).

**Tableau 4-2. Seconde approximation des paramètres numériques des lois (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6)**

	$a_{G1} (m_G)$	$a_{G2} (m_G)$	$n_G$	$\alpha_G$	$\omega_G$	$\beta_G$	$k_{Gf}$	$C_C$
$\mu$	0.253	0.258	0.385	1.007	0.349	1.125	3.738	0.581
$\sigma$	0.001	0.001	0.001	0.021	0.004	0.014	0.121	0.019
$U_{95}$	0.002	0.002	0.002	0.040	0.008	0.028	0.237	0.037

Ensuite, il est nécessaire de prendre en considération la covariance entre les dispersions des paramètres numériques lors du calcul de l'incertitude du débit. L'approche mise en œuvre pour évaluer ce paramètre se base sur un calcul du coefficient de détermination défini dans l'équation (2.19). Les résultats sont exprimés sous forme d'une matrice, où une valeur proche de zéro indique une indépendance entre les variations des paramètres, tandis qu'une valeur proche de 1 ou de -1 indique une corrélation positive ou négative, respectivement.

**Tableau 4-3. Coefficients de détermination entre la dispersion des valeurs de chaque paramètre**

	$a_{G1} (m_G)$	$a_{G2} (m_G)$	$n_G$	$\alpha_G$	$\beta_G$	$\omega_G$	$k_{Gf}$	$C_C$
$a_{G1} (m_G)$	100.0%	-96.6%	-19.9%	-1.2%	-10.4%	8.0%	-0.9%	4.6%
$a_{G2} (m_G)$	-96.6%	100.0%	-4.1%	-1.3%	6.8%	-3.6%	5.7%	8.0%
$n_G$	-19.9%	-4.1%	100.0%	-5.4%	27.5%	-13.7%	3.8%	-52.2%
$\alpha_G$	-1.2%	-1.3%	-5.4%	100.0%	-12.4%	-78.5%	-45.8%	19.9%
$\beta_G$	-10.4%	6.8%	27.5%	-12.4%	100.0%	-48.8%	82.4%	38.0%
$\omega_G$	8.0%	-3.6%	-13.7%	-78.5%	-48.8%	100.0%	-12.3%	-35.5%
$k_{Gf}$	-0.9%	5.7%	3.8%	-45.8%	82.4%	-12.3%	100.0%	48.7%
$C_C$	4.6%	8.0%	-52.2%	19.9%	38.0%	-35.5%	48.7%	100.0%

Des corrélations significatives peuvent ainsi exister entre les dispersions de chaque paramètre.

Synthèse : La méthode de Monte Carlo est utilisée pour résoudre de manière exhaustive les équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6), qui décrivent l'hydraulique d'une vanne de fond, en tenant compte de l'ensemble des modes de sollicitations hydrauliques et dynamiques. Cette approche permet de prendre en compte la dispersion individuelle et conjointe de chaque paramètre numérique, garantissant ainsi une représentation précise et fiable des paramètres globaux de l'écoulement. Cela conduit à une conception robuste de l'orifice et à une mesure précise du débit qui y transite.

Il convient en dernier lieu d'évaluer l'erreur de calibration du modèle en effectuant une comparaison entre les débits calculés ( $Q_{calcul}$ ) par ce dernier et les débits observés expérimentalement ( $Q_{mesure}$ ).

Pour atteindre cet objectif, il est essentiel de disposer d'outils statistiques permettant d'évaluer avec précision la performance et l'erreur d'un modèle dans différents contextes hydrauliques et dynamiques. Cette approche permet d'analyser la fiabilité du modèle calibré, de le confronter à d'autres approches mentionnées dans la littérature scientifique, et d'estimer l'erreur associée pour les structures similaires sur lequel il sera transposé.

#### 4.2.2.3.c. Définition préalable des critères de performances d'un modèle

L'évaluation des performances d'un modèle de comportement hydraulique d'un ouvrage peut être réalisée à l'aide de diverses méthodes statistiques. Une première approche simple consiste à visualiser sur un même graphique les valeurs calculées en fonction des valeurs observées correspondantes. Ceci permet de vérifier rapidement la tendance générale du modèle.

La quantification précise de ces écarts implique le calcul d'une erreur relative, qui permet d'évaluer de manière proportionnelle et directionnelle la différence entre une valeur prédite et la valeur observée correspondante :

$$Erreur\ relative [\%] = \frac{Q_{mesure} - Q_{calcul}}{Q_{mesure}} \times 100 \quad (4.7)$$

L'évaluation des performances globales d'un modèle est cruciale pour synthétiser sa qualité et le comparer à d'autres méthodes.

D'une part, la RMSE (Root Mean Square Error), ou racine de l'erreur quadratique moyenne, est une mesure couramment utilisée pour évaluer les différences entre les valeurs prédites par un modèle et les valeurs observées. Elle représente la racine carrée du deuxième moment des différences entre ces valeurs. La RMSE permet de regrouper les erreurs de prédiction en une seule mesure de précision, mais elle ne peut pas être comparée entre différents ensembles de données en raison de sa dépendance à l'échelle des valeurs mesurées.

$$RMSE [L.s^{-1}] = 1000 \times \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (Q_{mesure} - Q_{calcul})^2}{n}} \quad (4.8)$$

D'autre part, la MAPE (Mean Absolute Percentage Error), ou erreur moyenne en pourcentage absolu, est une mesure statistique utilisée pour évaluer l'écart moyen en pourcentage entre les valeurs prédites et les valeurs réelles, indépendamment de la direction de l'erreur. La MAPE (Mean Absolute Percentage Error) adimensionnalise l'erreur, facilitant ainsi la comparaison des performances entre différents

modèles et permettant d'évaluer la qualité du modèle pour un ensemble d'ouvrages similaires en termes de géométrie et de fonctionnement.

$$MAPE [\%] = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{|Q_{mesure} - Q_{calcul}|}{Q_{mesure}} \times 100 \quad (4.9)$$

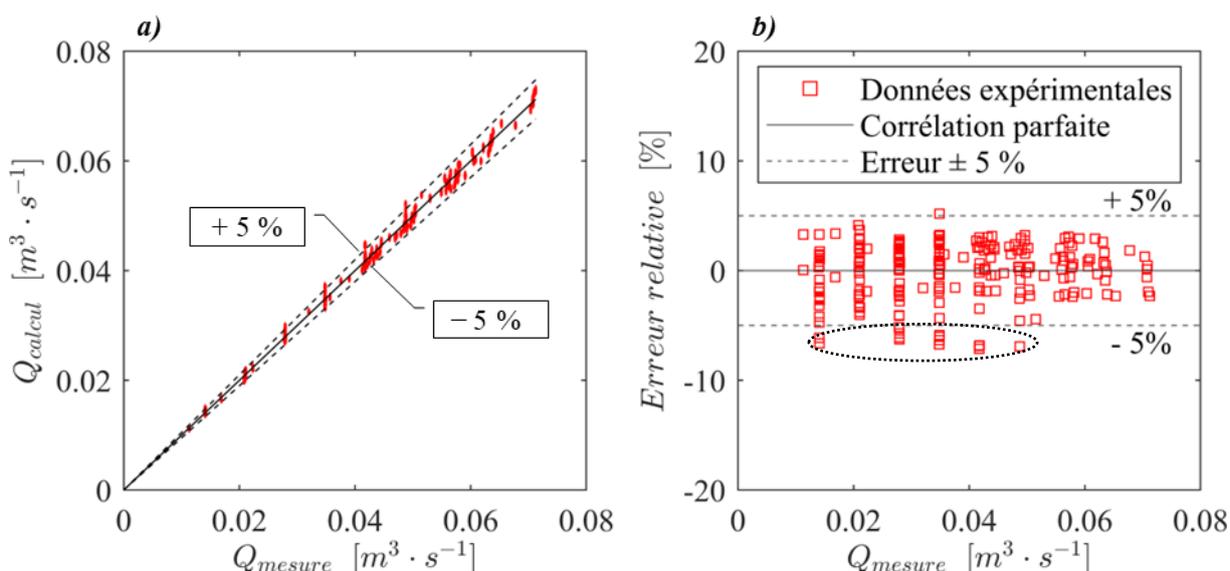
Synthèse : Différents outils statistiques sont mis en œuvre pour évaluer les performances d'un modèle hydraulique à la fois à une échelle discrète et à une échelle globale, en termes absolus ou relatifs. Cela garantit une estimation objective sous différents points de vue et permet ensuite une comparaison et une transposition fiable du modèle.

#### 4.2.2.3.d. Evaluation de l'erreur sur la loi hydraulique calibrée

Les performances du modèle sont évaluées en tenant compte des sollicitations hydrauliques dénoyées et noyées, ainsi que des sollicitations dynamiques couvrant l'ensemble des angles d'inclinaison étudiés.

##### i. En régime dénoyé

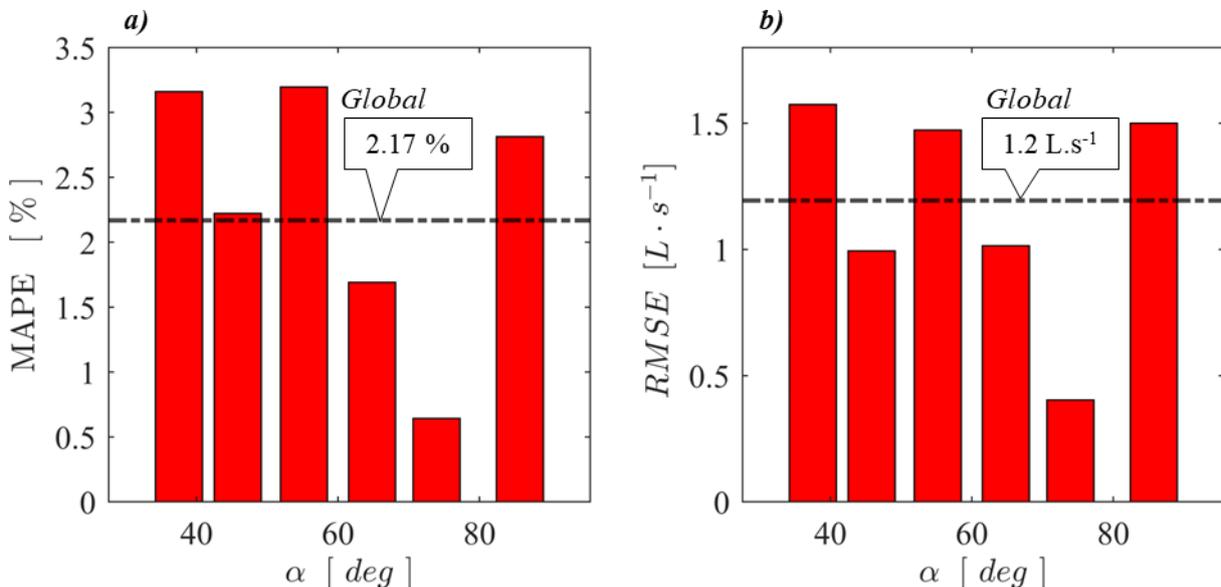
Le système d'équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6), calibré à l'aide de la méthode de Monte Carlo, permet de calculer le débit en régime dénoyé avec une erreur relative par rapport aux mesures expérimentales d'environ  $\pm 5\%$  (cf. Figure 4-9).



**Figure 4-9. Distribution des (a) débits au travers de la vanne de fond en régime dénoyé (DRF = 1) calculés à l'aide du système d'équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6) calibrées, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données expérimentales mesurées**

Cette erreur présente une distribution quasi-uniforme autour de la première bissectrice, indiquant un caractère aléatoire. Ces résultats suggèrent que le modèle est globalement robuste, avec une précision satisfaisante. Cependant, un groupe de données, entouré en noir sur la Figure 4-9 (b), semble présenter une surestimation systématique de la part du modèle. Cela correspond à des données pour lesquelles le rapport de mise en charge de l'orifice est faible ( $h_1/a_G \leq 1.7$ ) ou que l'angle du volet ( $\alpha$ ) est inférieur ou égal à  $45^\circ$ .

De ce fait, l'analyse des performances du modèle de la vanne de fond en régime dénoyé se poursuit dans un second temps en distinguant chaque groupe d'angle d'inclinaison du volet. L'identification d'un groupe pour lequel le modèle présente globalement de meilleures ou de moins bonnes performances est rendue possible par l'analyse de la MAPE ou du RMSE. La Figure 4-10 illustre la distribution de la MAPE et de la RMSE pour chaque groupe d'angle d'inclinaison étudié.



**Figure 4-10.** Distribution des (a) erreurs moyennes de pourcentage absolu (MAPE) et des (b) racines des erreurs quadratiques moyennes (RMSE) pour le calcul en régime dénoyé du débit traversant la vanne de fond, en utilisant le système d'équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6) calibrées, en comparaison avec les données expérimentales mesurées

Une synthèse de ces résultats est détaillée dans le Tableau 4-4.

**Tableau 4-4.** Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés

$\alpha$ [deg]	85.71	73.94	64.81	55.17	45.82	37.52	Global
MAPE [%]	2.81	0.64	1.69	3.20	2.22	3.16	2.17
RMSE [ $L \cdot s^{-1}$ ]	1.5	0.4	1	1.5	1	1.6	1.2

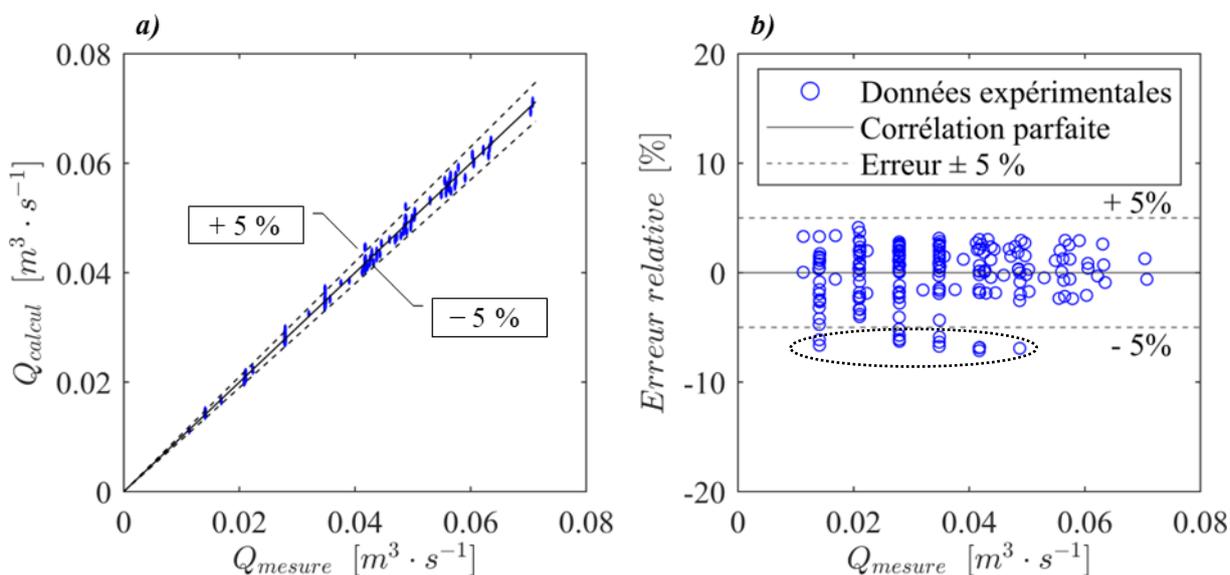
L'analyse des résultats met en évidence une différence entre chaque groupe d'angle, avec une plage d'erreurs minimales de 0.64 % et  $0.4 L \cdot s^{-1}$  pour l'angle optimal de  $74^\circ$ , allant jusqu'à 3.16 % et  $1.6 L \cdot s^{-1}$

pour l'angle le plus incliné testé de  $38^\circ$ . En considérant l'ensemble des angles étudiés, les erreurs du modèle s'établissent à 2.17 % et  $1.2 \text{ L}\cdot\text{s}^{-1}$ .

*Synthèse* : Selon l'analyse effectuée, il apparaît que les variations des erreurs par groupe d'angle ne présentent aucune corrélation apparente avec l'angle lui-même, en se répartissant de manière quasi-aléatoire de part et d'autre des erreurs globales. Le modèle démontre ainsi une robustesse considérable vis-à-vis des angles d'inclinaison du volet. De plus, il est important de souligner que ces erreurs présentent une magnitude similaire à celles observées après la calibration de ces mêmes lois sur une vanne de fond classique [98], [143]. Par conséquent, l'hypothèse de transposabilité est confirmée en régime dénoyé en prenant en compte une légère modification d'un seul paramètre numérique ( $m_G$ ) en fonction de l'angle du volet, à travers l'équation (4.6).

## ii. En régime noyé

De la même façon, le système d'équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6), calibré à l'aide de la méthode de Monte Carlo, permet de calculer le débit en régime noyé avec une erreur relative par rapport aux mesures expérimentales d'environ  $\pm 5\%$  (cf. Figure 4-11).

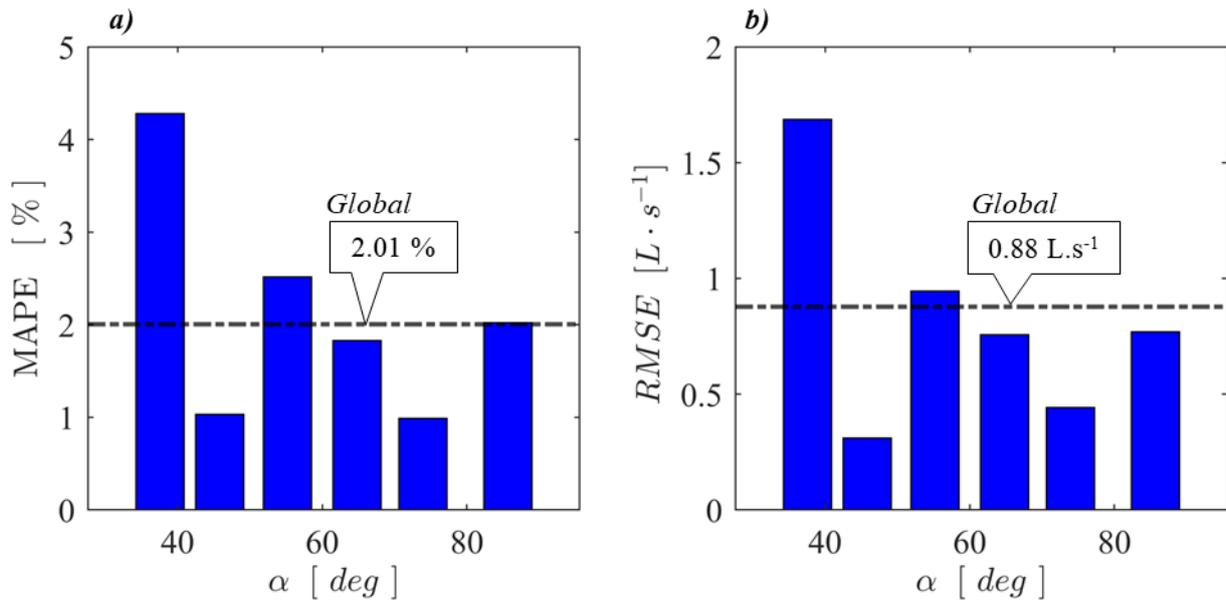


**Figure 4-11.** Distribution des (a) débits au travers de la vanne de fond en régime noyé calculés à l'aide du système d'équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6) calibrées, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données expérimentales mesurées

Cette erreur présente également une distribution quasi-uniforme autour de la première bissectrice, indiquant un caractère aléatoire. Ces résultats suggèrent que le modèle est globalement robuste, avec une précision satisfaisante. Néanmoins, similairement à l'analyse réalisée en régime dénoyé, un

ensemble de données spécifique, identifié par les points entourés en noir sur la Figure 4-11 (b), semble exhiber une tendance systématique de surestimation de la part du modèle.

Ainsi, l'analyse des performances du modèle de la vanne de fond en régime noyé est raffinée dans un second temps en distinguant chaque groupe d'angle d'inclinaison du volet. L'identification d'un groupe pour lequel le modèle présente globalement de meilleures ou de moins bonnes performances est rendue possible par l'analyse de la MAPE ou du RMSE. La Figure 4-12 illustre la distribution de la MAPE et de la RMSE pour chaque groupe d'angle d'inclinaison étudié en régime noyé.



**Figure 4-12.** Distribution des (a) erreurs moyennes de pourcentage absolu (MAPE) et des (b) racines des erreurs quadratiques moyennes (RMSE) pour le calcul en régime noyé ( $DRF < 1$ ) du débit traversant la vanne de fond, en utilisant le système d'équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6) calibrées, en comparaison avec les données expérimentales mesurées

Une synthèse de ces résultats est détaillée dans le Tableau 4-5.

**Tableau 4-5.** Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés

$\alpha$ [deg]	85.71	73.94	64.81	55.17	45.82	37.52	Global
MAPE [%]	2.02	0.99	1.83	2.52	1.03	4.28	<b>2.01</b>
RMSE [ $L \cdot s^{-1}$ ]	0.77	0.44	0.76	0.95	0.31	1.69	<b>0.88</b>

Les performances du modèle hydraulique développé et calibré sont également excellentes en régime noyé, avec des erreurs globales du même ordre de grandeur que celles en régime dénoyé. Une variabilité est également observée entre les différents angles d'inclinaison étudiés, allant de 1.03 % et 0.31  $L \cdot s^{-1}$  pour 45.8° à 2.52 % et 0.95  $L \cdot s^{-1}$  pour 55.2°. Toutefois, l'angle le plus incliné de 37.5° présente des

variations significatives des erreurs par rapport aux autres groupes, ce qui laisse penser à une erreur systématique du modèle vis-à-vis de cet angle d'ouverture.

Ces écarts sont observés à la fois en régime dénoyé et en régime noyé, mais ils sont plus prononcés dans ce dernier cas. Il est fortement probable que la limitation du modèle réside dans l'un des critères qui gouvernent la transition entre les deux régimes. L'analyse de la distribution des paramètres numériques, présentée Figure 4-8, révèle une légère non-uniformité du paramètre  $k_{Gf}$ . Ce dernier gouverne la perte de charge singulière dans le calcul de la limite de l'ennoiement par l'équation (4.5).

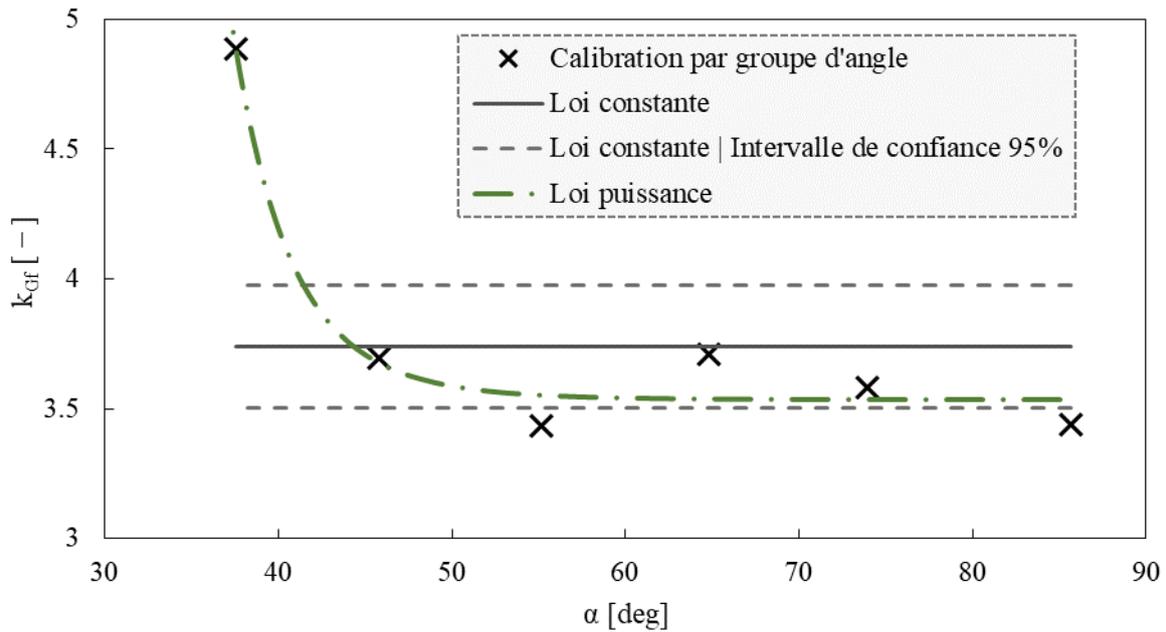
Synthèse : En ne considérant que les inclinaisons supérieures à 45°, il apparaît que les variations des erreurs par groupe d'angle ne présentent aucune corrélation apparente avec l'angle lui-même, en se répartissant de manière quasi-aléatoire de part et d'autre des erreurs globales. Le modèle démontre ici une robustesse vis-à-vis des angles d'inclinaison du volet. De plus, il est important de souligner que ces erreurs présentent une magnitude similaire à celles observées après la calibration de ces mêmes lois calibrées sur une vanne de fond classique [98], [143]. Par conséquent, l'hypothèse de transposabilité est confirmée en régime noyé en prenant en compte une simple modification d'un seul paramètre numérique ( $m_G$ ) en fonction de l'angle du volet, à travers l'équation (4.6).

Toutefois, pour les angles d'ouverture inférieurs à 45°, le modèle présente une erreur systématique qui surestime le débit calculé. Cette erreur est attribuée au paramètre  $k_{Gf}$ , qui joue un rôle dans la prise en compte de la perte de charge singulière lors du calcul de la limite d'ennoiement de la vanne. Ces faibles angles d'ouverture ne sont observés que dans des conditions très spécifiques, notamment lors d'influences aval très fortes où la contre-pression aval peut entraîner la fermeture partielle du volet. Dans un souci de simplicité, et compte tenu du caractère relativement peu fréquent de ces situations, il a été décidé d'utiliser un coefficient de perte de charge singulière constant pour le calcul de l'ennoiement de manière générale. Malgré cette erreur, les faibles angles d'ouverture présentent une erreur relativement faible, atteignant en moyenne seulement 4.3 %.

Une investigation approfondie du paramètre  $k_{Gf}$  est proposée par la suite afin d'étudier en détail son comportement en fonction de l'angle d'inclinaison. Cette analyse vise à fournir des recommandations d'optimisation pour les utilisateurs souhaitant améliorer les résultats spécifiquement dans cette configuration.

### iii. Proposition d'une méthode optimisée

Dans la première approche, il a été choisi de traiter le coefficient  $k_{Gf}$  comme une constante indépendante de l'angle d'inclinaison. Une investigation par groupe d'angle est illustrée pour ce paramètre sur la Figure 4-13.



**Figure 4-13. Évolution du paramètre  $k_{Gf}$  en fonction de l'angle d'inclinaison du volet : comparaison entre la calibration initiale par groupe d'angle, la loi globale constante développée en seconde approche, et une loi globale en puissance proposée pour une meilleure prise en compte des faibles angles d'inclinaison**

L'analyse de la distribution des paramètres  $k_{Gf}$  calibrés pour chaque angle démontre effectivement la validité de l'hypothèse d'un coefficient constant pour les angles égaux ou supérieurs à  $45.8^\circ$ . En effet, les coefficients  $k_{Gf}$  spécifiques à chaque groupe d'angle se situent au sein, ou proche, de l'intervalle de confiance du paramètre global constant, lequel a été calibré lors de la seconde approche en utilisant la méthodologie de Monte Carlo.

En outre, il est essentiel de noter que le coefficient  $k_{Gf}$  correspondant à un angle d'inclinaison de  $37.5^\circ$  diffère de manière significative de celui défini par le paramètre global, ce qui explique l'écart substantiel dans le modèle. Cette observation est cohérente avec l'évolution attendue de la perte de charge singulière d'un orifice partiellement obstrué par un obstacle incliné, comme illustré dans la Figure 1-20 [144]. En effet, cette perte de charge singulière reste constante jusqu'à ce que l'angle d'inclinaison descende en dessous de  $45^\circ$ . Ensuite elle augmente de manière significative avec la fermeture du volet.

Ainsi, dans le contexte où l'utilisateur analyse un ouvrage soumis à une forte influence aval et souhaite étudier les faibles angles d'inclinaison avec une précision accrue, une loi qui tient compte de la variation du coefficient  $k_{Gf}$  en fonction de l'angle est développée. En se basant sur le diagramme de [144] (cf. Figure 1-20), qui propose pour des ouvrages similaires un meilleur raffinement des faibles angles d'ouverture, il est proposé de décrire la perte de charge singulière d'un orifice sous la forme suivante :

$$k_{Gf} = a_{G3} \alpha^{a_{G4}} + a_{G5} \quad (a_{G3}, a_{G4}, a_{G5}) \in \mathbb{R}^3 \quad (4.10)$$

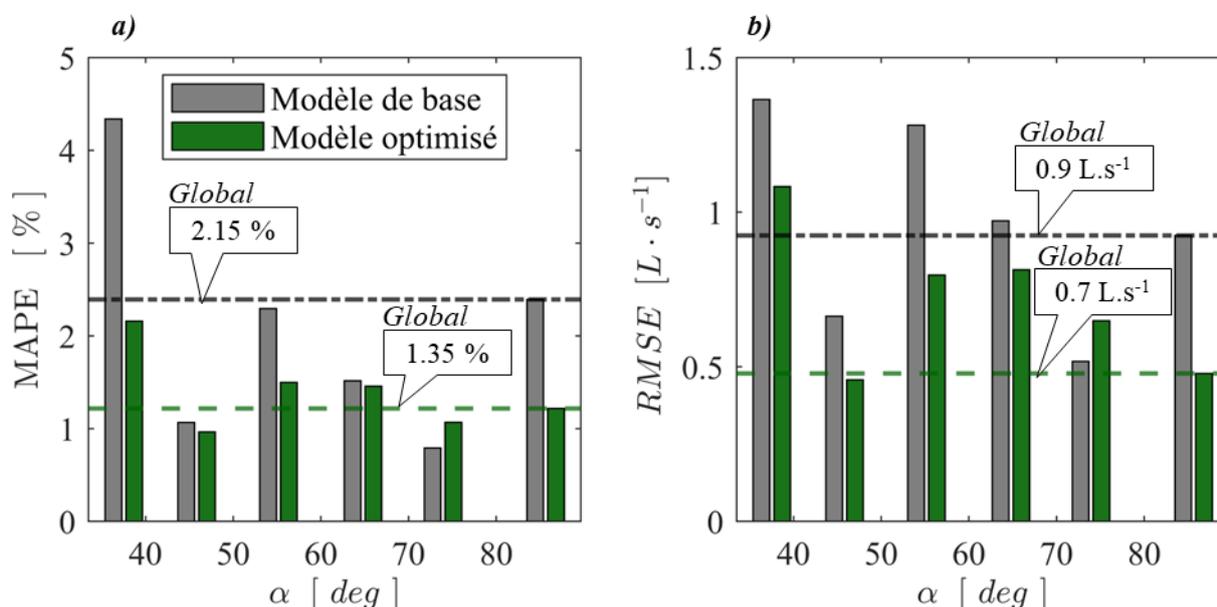
Ainsi, il est proposé par la suite de valider ce nouveau modèle basé sur les équations de départ (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6) ainsi que cette nouvelle équation (4.10). Cette dernière a pour objectif d'affiner la distinction entre les deux régimes d'écoulement, notamment dans le cas des faibles angles d'inclinaison. Pour des raisons de simplicité, cette validation s'établit sur les variables moyennes issues des mesures expérimentales, comme adopté en première approche.

Ainsi, les paramètres numériques optimisés par le solveur sont synthétisés dans le Tableau 4-6.

**Tableau 4-6. Première approximation des paramètres numériques des lois (4.3), (4.4), (4.5), (4.6) et (4.10)**

$a_{G1} (m_G)$	$a_{G2} (m_G)$	$n_G$	$\alpha_G$	$\omega_G$	$\beta_G$	$a_{G3} (k_{Gf})$	$a_{G4} (k_{Gf})$	$a_{G5} (k_{Gf})$	$Cc$
0.29	0.22	0.38	1.05	1.02	0.36	5.26E+19	-12.20	2.59	0.48

Le modèle optimisé est alors évalué en se basant sur les critères de la MAPE et de la RMSE calculés par rapport aux données expérimentales. Les performances de ce modèle sont ensuite comparées à celles du modèle original développé précédemment. Cette analyse s'effectue ici en considérant l'ensemble des sollicitations hydrauliques puisque le biais dans le modèle original est observé dans les deux cas. De ce fait, l'étude distingue ici seulement les angles d'ouverture parce que ce sont les faibles inclinaisons qui portaient l'erreur systématique du modèle :



**Figure 4-14. Distribution des (a) erreurs moyennes de pourcentage absolu (MAPE) et des (b) racines des erreurs quadratiques moyennes (RMSE) pour le calcul du débit traversant la vanne de fond, en utilisant le modèle original ou le modèle optimisé, en comparaison avec les données expérimentales mesurées**

De façon globale, la prise en compte de l'angle dans le modèle hydraulique de la vanne de fond, à travers le développement et la calibration de l'équation (4.10), conduit à une amélioration significative des performances globales du modèle. L'erreur moyenne en pourcentage absolu (MAPE) diminue de 2.15 % à 1.35 %, tandis que la racine de l'erreur quadratique moyenne (RMSE) diminue de 0.9 L.s<sup>-1</sup> à 0.7 L.s<sup>-1</sup>.

L'amélioration significative observée s'explique par l'analyse de la courbe verte de la Figure 4-13, qui représente la relation calibrée du paramètre  $k_{Gf}$  dans le modèle optimisé. Cette courbe permet une meilleure prise en compte des faibles angles d'inclinaison en modélisant une augmentation de la perte de charge avec la fermeture du volet. En conséquence, le modèle optimisé améliore la précision pour ces faibles angles. De plus, ce modèle présente également une meilleure acuité pour les grands angles d'ouverture. Cette amélioration s'explique par la capacité du modèle optimisé à représenter correctement la tendance horizontale de la perte de charge singulière pour les grands angles d'ouverture. Contrairement au modèle original, qui est affecté par une moyenne biaisée en raison de la différence significative du plus faible des angles.

Synthèse : L'analyse des performances du modèle optimisé met en évidence l'importance du coefficient  $k_{Gf}$  dans la représentation de la perte de charge singulière de la vanne de fond lors du calcul de la hauteur d'envoie. L'incorporation de ce coefficient a conduit à une amélioration significative de la précision du modèle, notamment pour des angles inférieurs à 45°, en prenant en compte l'accroissement de la perte de charge à partir de cette inclinaison. Cependant, il convient de noter que ce calage ne prend en compte qu'un seul point significativement différent, observé pour un angle de 37.5°. De ce fait, l'évaluation précise et robuste de l'évolution de  $k_{Gf}$  n'est pas totalement garantie.

Dans l'objectif de préserver la simplicité du modèle, il est choisi de poursuivre l'étude en utilisant le modèle initial dont les performances demeurent plus que satisfaisantes pour des objectifs de dimensionnement et de mesure.

Pour les futures études sur les vannes fusibles, deux approches peuvent être envisagées. Si la vanne est exposée à des influences aval intenses et fréquentes, il est recommandé d'examiner plusieurs angles inférieurs à 45°. Cela permet de capturer pleinement les variations du paramètre  $k_{Gf}$  avec la fermeture du volet, selon l'équation (4.10), garantissant ainsi une calibration fiable et robuste. En revanche, si la vanne a peu de chances d'observer un angle inférieur à 45°, il est conseillé de calculer ce coefficient en considérant une loi constante calculée avec les valeurs obtenues pour des angles supérieurs à 45°, afin d'éviter tout biais causé par les faibles inclinaisons.

4.2.2.4. *Conclusion de l'analyse expérimentale de l'orifice de fond*

En résumé, une adaptation du modèle hydraulique initial proposé par [145] est proposée pour tenir compte de l'influence d'un volet incliné en amont d'une vanne de fond. Cette adaptation repose sur l'introduction d'une nouvelle équation (4.6) prenant en considération la réduction de la capacité de débit de la singularité lorsque le volet se ferme. En effet, à mesure que l'angle d'inclinaison du volet diminue, la section d'écoulement utile se réduit et la perte de charge singulière augmente. La dépendance de ces phénomènes par rapport à l'angle d'inclinaison du volet est principalement capturée par un seul paramètre de calage ( $m_G$ ), tandis que les autres coefficients peuvent être considérés comme constants. Néanmoins, dans le cas des vannes soumises à des influences aval importantes et pour lesquelles les angles d'inclinaison du volet peuvent devenir inférieurs à  $45^\circ$ , il est proposé d'optimiser ce modèle hydraulique en introduisant une seconde équation (4.10). Cette dernière tient compte de l'accroissement significatif de la perte de charge singulière considérée dans le calcul de la hauteur d'enneigement.

Le modèle hydraulique développé assure des performances optimales, comparables voire supérieures à celles obtenues après calibration sur des vannes de fond conventionnelles [97], [98], que ce soit avec ou sans optimisation. Les erreurs résiduelles sont uniformément distribuées et indépendantes du débit, suggérant un caractère aléatoire. De plus, l'absence de dépendance de l'écoulement à d'autres variables confirme que l'ouverture du clapet anti-retour, non prise en compte lors de la calibration hydraulique de l'orifice, n'a aucune incidence sur les caractéristiques hydrauliques de la vanne de fond, que ce soit en régime dénoyé ou en régime noyé.

Le modèle hydraulique a été calibré et validé en se basant uniquement sur la géométrie du prototype expérimental de la vanne fusible. De plus, ce calage tient compte de données mesurées qui couvrent une gamme restreinte de conditions hydrodynamiques. Or, ces paramètres de calage peuvent être sensibles aux nombres de Reynolds et de Froude, qui présentent des valeurs quasi - similaires entre le modèle expérimental et le modèle réel. Par ailleurs, ces mêmes paramètres peuvent varier en fonction d'autres rapports géométriques, tels que la hauteur sur la largeur de l'orifice. Par conséquent, il est nécessaire de valider le modèle hydraulique pour d'autres configurations géométriques et hydrodynamiques, tout en étudiant les variations potentielles de ses coefficients de calibration.

### 4.2.3. Etude numérique

#### 4.2.3.1. Protocole général

La généralisation des résultats est réalisée à l'aide d'outils numériques qui permettent d'explorer différentes configurations géométriques et hydrodynamiques à moindre coût.

Dans une approche similaire à l'approche expérimentale, l'étude numérique se concentre exclusivement sur l'analyse hydraulique de la vanne de fond en contrôlant la dynamique de son volet par le biais de différents angles d'inclinaison fixes. Ces angles d'inclinaison sont choisis pour discrétiser de manière représentative le fonctionnement global de l'ouvrage. En fixant directement l'angle d'inclinaison, le protocole de l'étude élimine la nécessité de prendre en compte les spécificités géométriques de la vanne, telles que la distribution de la masse du volet ou la position précise de l'axe de rotation, qui ont un impact sur sa dynamique. Cela permet d'obtenir une analyse hydraulique générique qui ne dépend que de l'angle d'inclinaison, dont la valeur est directement mesurée sur site à l'aide d'un inclinomètre. Par ailleurs, il a été déterminé que l'impact de la dynamique du clapet anti-retour sur l'écoulement en sortie de la vanne de fond est négligeable. Par conséquent, il est possible d'exclure cet élément mobile du modèle numérique sans compromettre la validité des résultats obtenus.

Ainsi, l'approche de mécanique des fluides numérique utilisée pour résoudre l'écoulement gravitaire à surface libre à travers l'ouvrage est la méthode RANS (Reynolds-Averaged Navier-Stokes) des volumes finis, avec le suivi du changement de phase VOF (Volume of Fluid), en utilisant un modèle de turbulence du premier ordre k-oméga SST. Comme cela a été présenté précédemment, ce type de paramétrage a été largement validé sur des ouvrages similaires en utilisant des données expérimentales [178], [179], [207], [208], [209], [210]. La seule variable de calage dans ce type de modèle est la géométrie spécifique de l'ouvrage étudié, tandis que la sensibilité du modèle à vérifier préalablement concerne la taille des mailles de calcul mises en œuvre.

Dans un premier temps, l'objectif principal de cette étude est de réaliser une reproduction fidèle de la géométrie du prototype expérimental afin d'approfondir l'analyse du fonctionnement hydraulique à l'aide de variables difficilement observables dans des conditions de laboratoire. Il s'agit notamment de la distribution du champ de vitesse moyen et la structuration des lignes de courant lors du passage de l'orifice. Par ailleurs, cette première approche offre une opportunité de validation du paramétrage du modèle numérique tridimensionnel pour la configuration géométrique spécifique d'une vanne fusible, en se basant sur la loi hydraulique calibrée à partir de données expérimentales.

Ensuite, il est essentiel d'explorer des ouvrages de plus grande échelle, en maintenant une similitude géométrique où les nombres de Reynolds et de Froude sont quasi-similaires. L'objectif est de vérifier la robustesse des paramètres calibrés du modèle hydraulique dans ces conditions. Cela revient à déterminer si le modèle développé permet de calculer avec la même précision la loi de fonctionnement

d'un ouvrage deux fois plus grand, pour lequel les nombres de Froude et de Reynolds sont quasi – similaires (c'est-à-dire dans des ordres de grandeurs équivalents).

Enfin, dans le but de mettre en œuvre une méthode de dimensionnement générique et robuste, il est nécessaire d'explorer dans un troisième temps d'autres rapports géométriques non homothétiques qui pourraient avoir un impact sur l'hydraulique de la structure. Le rapport entre la hauteur et la largeur de l'orifice est celui qui varie pour chaque dispositif et qui peut influencer de manière significative l'écoulement [144]. En conséquence, il est essentiel de quantifier la variabilité potentielle des paramètres numériques du modèle hydraulique pour différents rapports géométriques et, dans la mesure du possible, de les modéliser.

#### 4.2.3.2. *Etude numérique du prototype expérimental*

L'objectif de l'étude numérique du modèle expérimental consiste initialement à valider les paramètres du modèle de mécanique des fluides numérique selon les caractéristiques géométriques spécifiques des vannes fusibles. Ce dernier sera également exploité pour générer des résultats détaillés concernant la structuration de l'écoulement à travers la vanne de fond, permettant ainsi une analyse approfondie de sa phénoménologie.

##### 4.2.3.2.a. *Protocole*

##### i. Périmètre étudié

La délimitation préalable du périmètre du modèle numérique est une étape nécessaire afin de garantir une représentation fidèle du comportement hydraulique de l'ouvrage, tout en minimisant le volume d'écoulement résolu. Cette approche vise à optimiser les ressources et le temps de calcul requis pour atteindre la convergence du modèle.

En conséquence, l'analyse hydraulique de la vanne fusible expérimentale conduit à la formulation de deux modèles numériques distincts, adaptés respectivement aux régimes d'écoulement noyé et dénoyé (cf. Figure 4-15).

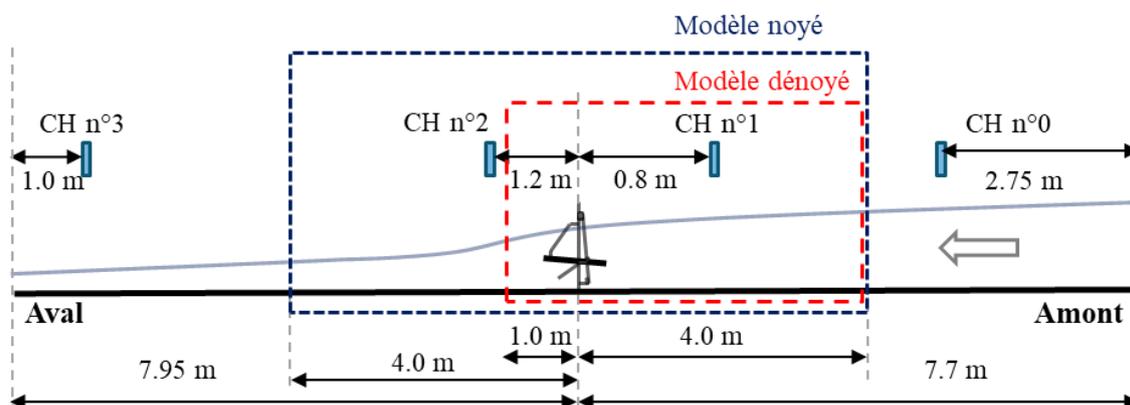
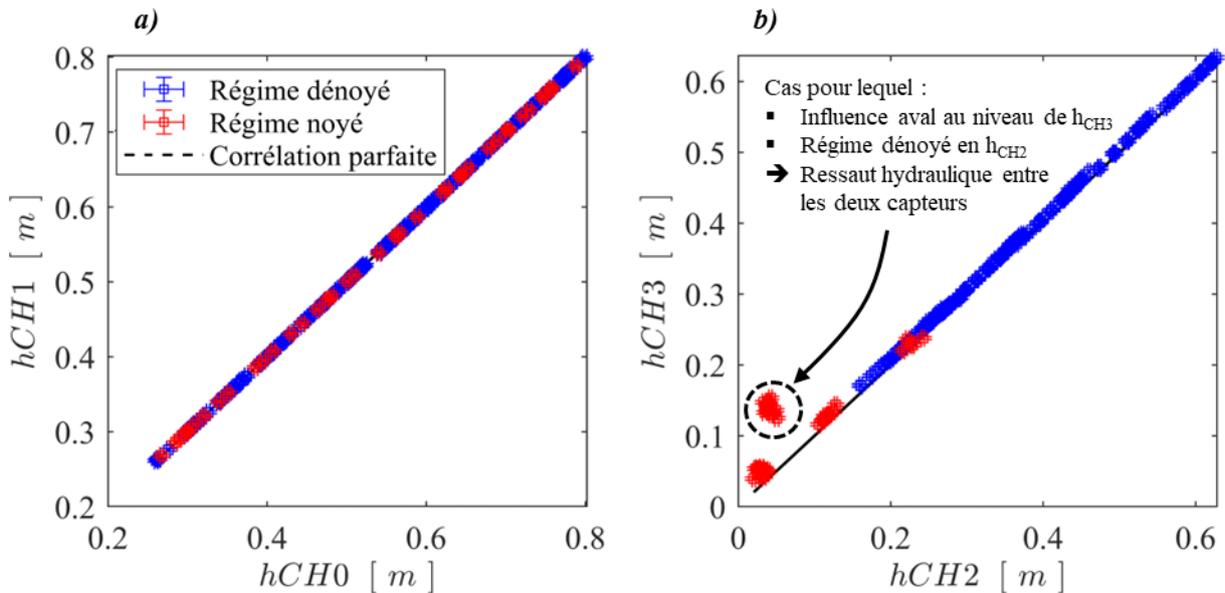


Figure 4-15. Périmètres d'étude des modèles numériques spécifiques aux régimes dénoyés et noyés

Ce schéma est mis à l'échelle afin de rendre compte proprement des périmètres de chaque modèle en comparaison avec la longueur du canal expérimental. Les sigles "CH" font référence aux positions des capteurs de hauteur.

En amont de la vanne fusible, l'écoulement est caractérisé par un régime fluvial porté majoritairement par la hauteur d'eau. L'analyse des données expérimentales, présentée sur la Figure 4-16 – a), révèle une corrélation quasi parfaite entre les mesures des capteurs n°0 et n°1.



**Figure 4-16. Corrélation des hauteurs mesurées par les capteurs lors de l'étude expérimentale de l'orifice inférieur de la vanne fusible, en différenciant (a) la zone amont et (b) la zone aval du canal, ainsi que les régimes de fonctionnement de l'ouvrage**

Par conséquent, les paramètres globaux de l'écoulement étudié ne dépendent pas des conditions d'injection expérimentales du débit. Il est donc possible dans le modèle numérique d'injecter ce même débit directement au niveau du canal dans une section transversale de l'écoulement. Cependant, il est primordial de maintenir une distance minimale entre la section d'alimentation, où la vitesse et son gradient sont constants et uniformes, et la position de l'ouvrage. Cette précaution garantit une résolution fidèle du champ de vitesse et des lignes de courant à l'approche de l'orifice. De ce fait, il est choisi arbitrairement de fixer cette distance à 4 mètres, soit 6.6 fois la largeur du canal, ou 26 fois la hauteur de l'orifice... L'analyse du champ de vitesse résolu permettra de valider cette longueur hypothétique.

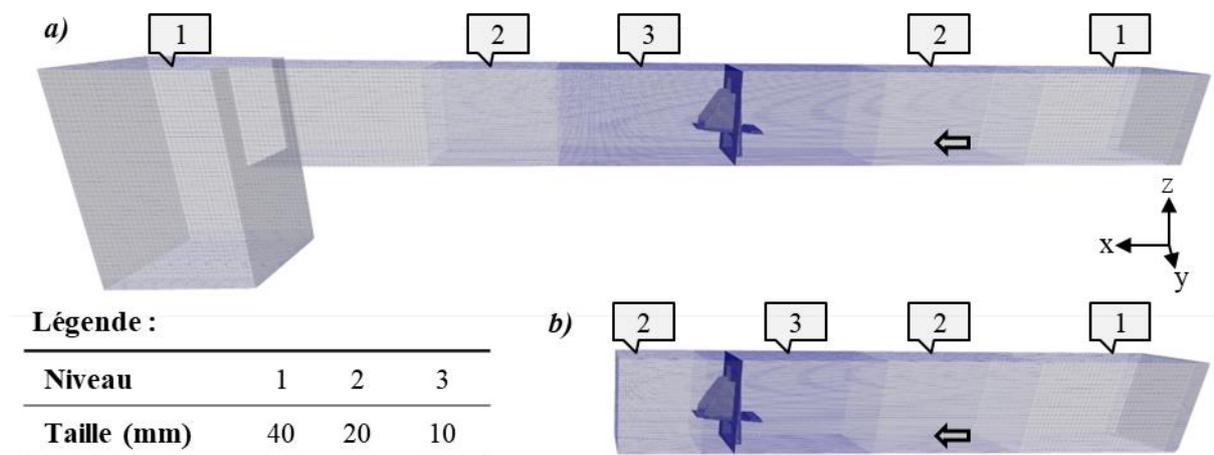
En aval de l'ouvrage, la limite du modèle est fixée différemment selon le mode de fonctionnement étudié. Dans le cas du fonctionnement dénoyé, l'écoulement en sortie de la vanne est par définition torrentiel. De ce fait, toute perturbation à ce niveau n'impacte pas le comportement hydraulique de l'ouvrage. Ainsi, la modélisation de l'écoulement à ce niveau n'a pas d'intérêt et le modèle peut être raccourci. Toutefois, il convient de garder une distance d'un mètre en sortie de la vanne afin de résoudre la veine contractée et ainsi s'assurer de capturer pleinement la position et l'amplitude de la hauteur critique.

Dans le cas d'un fonctionnement noyé, l'écoulement en sortie de la vanne se caractérise par un régime fluvial. Ainsi, toute perturbation à ce niveau se propage en amont et affecte le fonctionnement hydraulique de l'ouvrage. Pour garantir une représentation précise de cet écoulement, le périmètre du modèle numérique doit être prolongé. De manière similaire à l'étude en amont du canal, une corrélation forte est observée entre les hauteurs mesurées par les capteurs n°2 et n°3 (cf. Figure 4-16 – b)). Par conséquent, il est possible d'imposer une hauteur d'eau aval entre ces deux sections de mesure, sans avoir besoin de représenter précisément chaque position de seuil aval étudiée expérimentalement. Une longueur de 4 mètres est également mise en œuvre pour assurer une résolution adéquate de l'écoulement en aval de la vanne. Cela permet notamment d'y capturer de manière fidèle la dynamique du ressaut hydraulique, dont la position conditionne l'ennoisement de la vanne. Une fois la vanne de fond submergée, cette longueur de canal doit garantir une résolution fiable de la boucle de recirculation au pied de l'ouvrage et ainsi de la perte de charge singulière associée.

*Synthèse* : Afin d'assurer une étude numérique fidèle des fonctionnements dénoyé et noyé de l'orifice inférieur de la vanne fusible, deux périmètres de modèles 3D sont définis pour chaque cas. Cette approche permet ainsi d'optimiser l'utilisation des ressources de calcul.

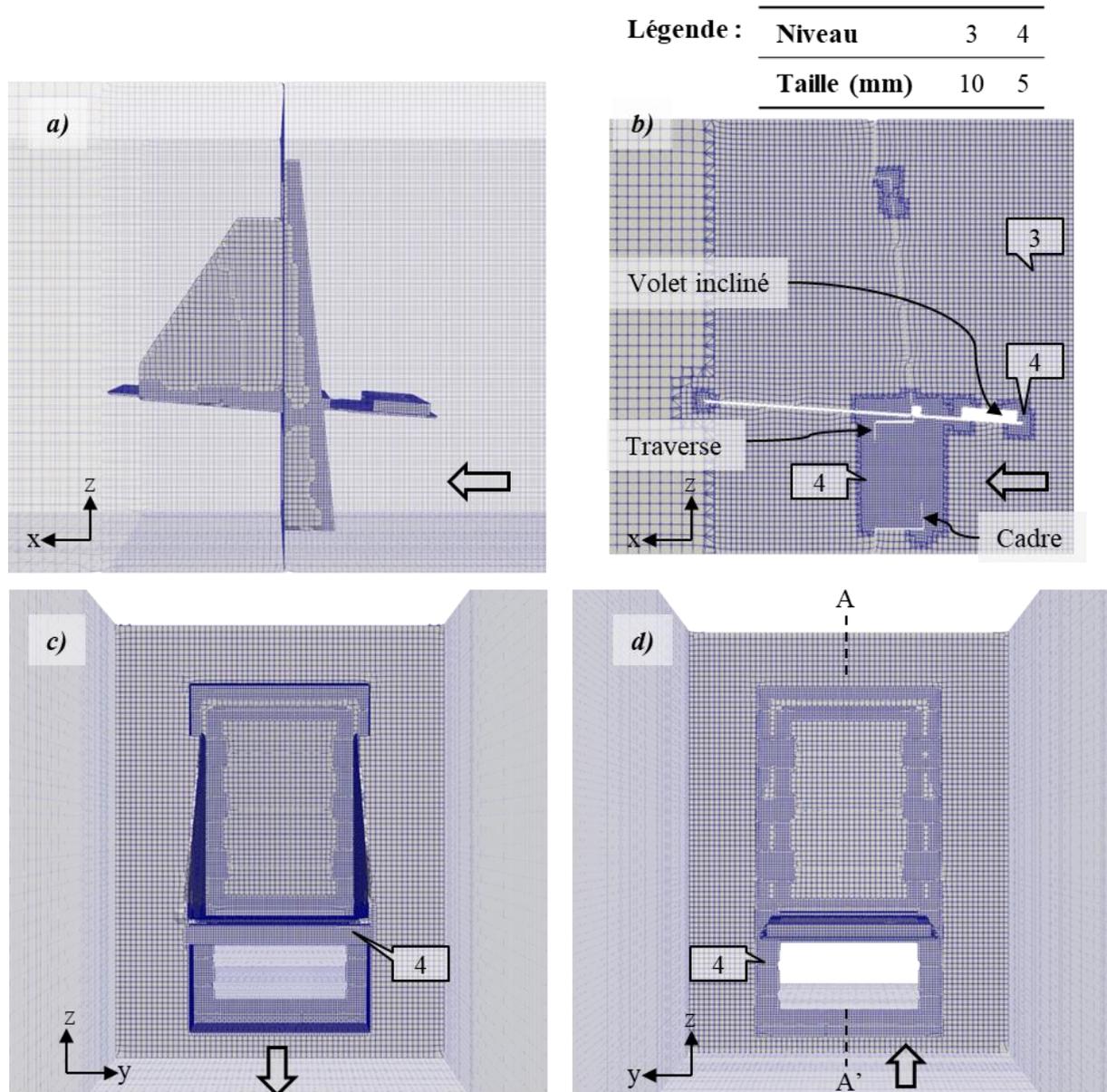
## ii. Construction de la géométrie et maillage du domaine de calcul

La géométrie de la vanne fusible numérique est construite en respectant rigoureusement les dimensions de l'ouvrage réel, dont les principales caractéristiques sont récapitulées dans le Tableau 2-1. Cette vanne est ensuite intégrée dans la géométrie du canal expérimental en distinguant les deux configurations définies précédemment : un modèle allongé avec une fosse pour les cas soumis à l'influence aval, ainsi qu'un modèle tronqué pour l'étude des régimes dénoyés :



**Figure 4-17. Illustration des deux modèles numériques 3D pour l'étude des régimes d'écoulement (a) dénoyé et (b) noyé, avec annotation des zones de raffinement du maillage global et spécification des niveaux de raffinement et des tailles de mailles de calcul correspondantes**

Chaque modèle est ensuite discrétisé en volumes finis, sur lesquels repose la résolution des équations de la mécanique des fluides. La configuration de ce maillage au niveau de la vanne fusible est identique pour chacun des deux modèles. Cette dernière est illustrée selon plusieurs points de vue sur la Figure 4-18, en considérant le cas d'un volet entièrement ouvert.

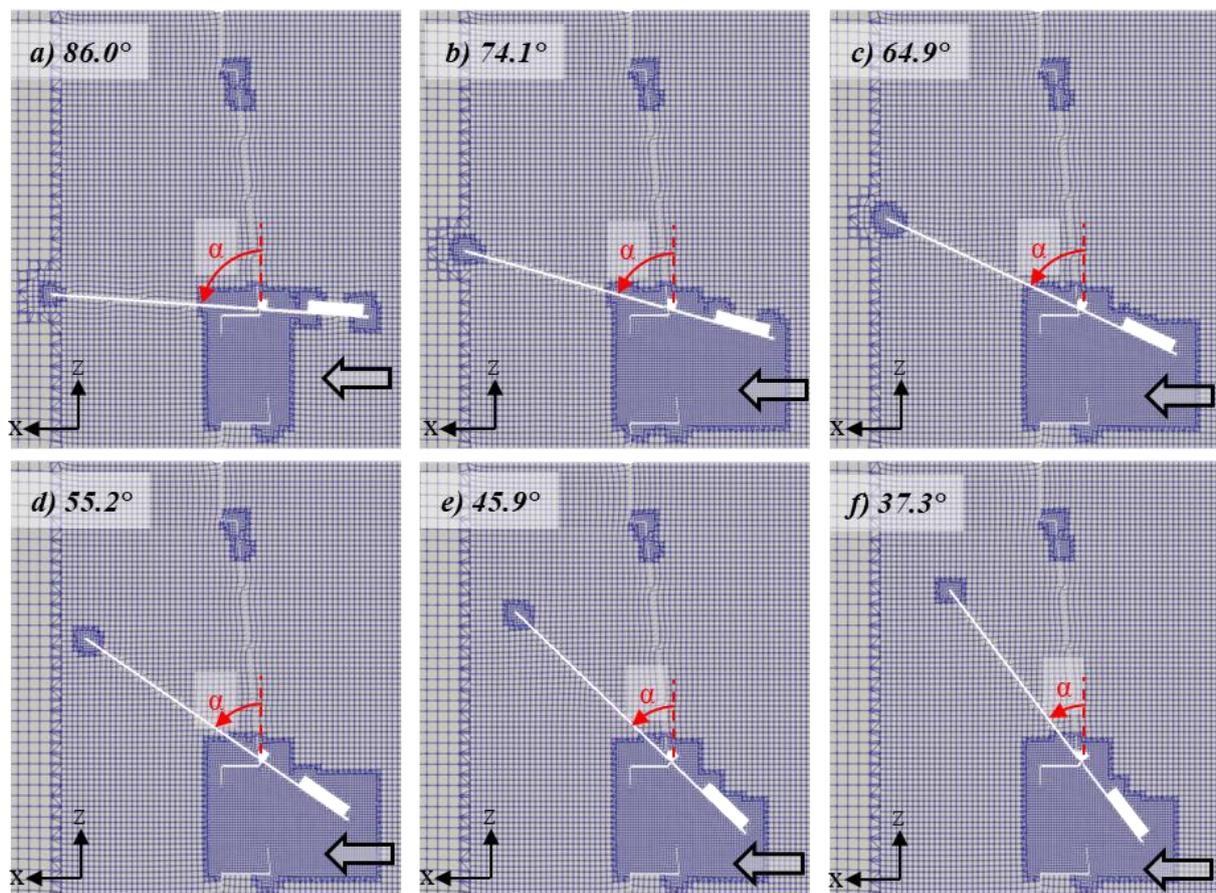


**Figure 4-18. Raffinements locaux du maillage selon une (a) vue de profil, (b) coupe de profil passant par le centre du canal (A – A'), (c) vue aval et (d) vue amont**

Comme illustré sur les Figure 4-17 et Figure 4-18, les modèles présentent une variation de la taille des cellules de calcul. Ce processus de raffinement vise à améliorer la précision des calculs numériques tout en minimisant le coût de puissance informatique nécessaire. Il est appliqué aux zones où une connaissance fine de l'écoulement est essentielle pour décrire de manière précise et cohérente son comportement global. Les zones concernées sont celles où l'écoulement présente des gradients

importants et une structuration complexe du champ de vitesse et des lignes de courant. Il s'agit notamment de l'orifice de la vanne fusible, où la description précise du comportement de l'écoulement est nécessaire pour comprendre le passage par la hauteur critique et la perte de charge singulière. Par conséquent, un raffinement maximal du maillage est effectué à ce niveau. De plus, afin de garantir une stabilité du code de résolution ainsi que la continuité des solutions, le raffinement du maillage est progressif de part et d'autre de cette zone d'intérêt. En outre, les sections où la hauteur d'eau est mesurée connaissent également un maillage approprié afin de capturer fidèlement la position de la surface libre.

Par ailleurs, la zone de raffinement maximal appliqué à l'orifice est adaptée pour chaque angle étudié afin de capturer précisément le décollement des lignes de courant au niveau du volet incliné, du cadre et de la traverse (cf. Figure 4-19).



**Figure 4-19. Illustration du maillage du modèle 3D de la vanne de fond selon une coupe longitudinale (A – A'), en considérant les différents angles d'inclinaison du volet étudiés**

Une vérification préalable de cette paramétrisation du maillage est également nécessaire afin de s'assurer que le résultat du modèle n'y est pas ou peu sensible. Ainsi, l'erreur de discrétisation du modèle est également évaluée à travers le critère du GCI [211] en considérant un second maillage homothétique pour lequel la taille des cellules est augmentée d'un facteur 1.3. La hauteur d'eau amont calculée par le modèle est la variable globale considérée dans cette étude de sensibilité du maillage. Le fonctionnement

de l'ouvrage étudié dans cette démarche est celui fréquemment observé, correspondant au déversement d'un débit médian ( $Q_{in} = 0.058 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ ) en régime d'écoulement dénoyé avec un volet entièrement ouvert. Les résultats obtenus et le calcul du GCI sont synthétisés dans le Tableau 4-7.

**Tableau 4-7. Calcul du GCI pour le modèle numérique 3D spécifique à l'étude de la vanne de fond**

Maillage	dx [mm]	Durée [h]	N [ - ]	h1 [mm]	$r_{fm} = dx_c/dx_f$	P	GCI (95%)
<b>Grossier (c)</b>	6.5	19	6.52E+05	514.43	1.3	2	4.93%
<b>Fin (f)</b>	5.0	38	1.04E+06	511.00			2.92%

*Le calcul numérique est effectué en parallèle sur un processeur composé de 32 cœurs.*

L'évaluation de l'erreur de discrétisation, avec un niveau de confiance de 95%, permet d'évaluer l'incertitude du maillage grossier par rapport à la solution exacte estimée à 4.9% ; pour le maillage fin, cette incertitude est estimée à 2.9%. Une réduction supplémentaire de l'erreur pourrait être obtenue en diminuant la taille des cellules de calcul, mais cela entraînerait un temps de calcul supérieur à 38 heures, ce qui ne serait pas réalisable compte tenu des contraintes de temps et de ressources informatiques disponibles.

Néanmoins, la précision actuelle du modèle numérique est satisfaisante et en accord avec les objectifs requis pour le dimensionnement et l'instrumentation d'un tel système. De plus, elle se situe dans le même ordre de grandeur que les mesures expérimentales. Par conséquent, afin de maintenir un compromis optimal entre précision et ressources, il est décidé de conserver le maillage fin pour l'étude du modèle expérimental et la validation globale du modèle numérique.

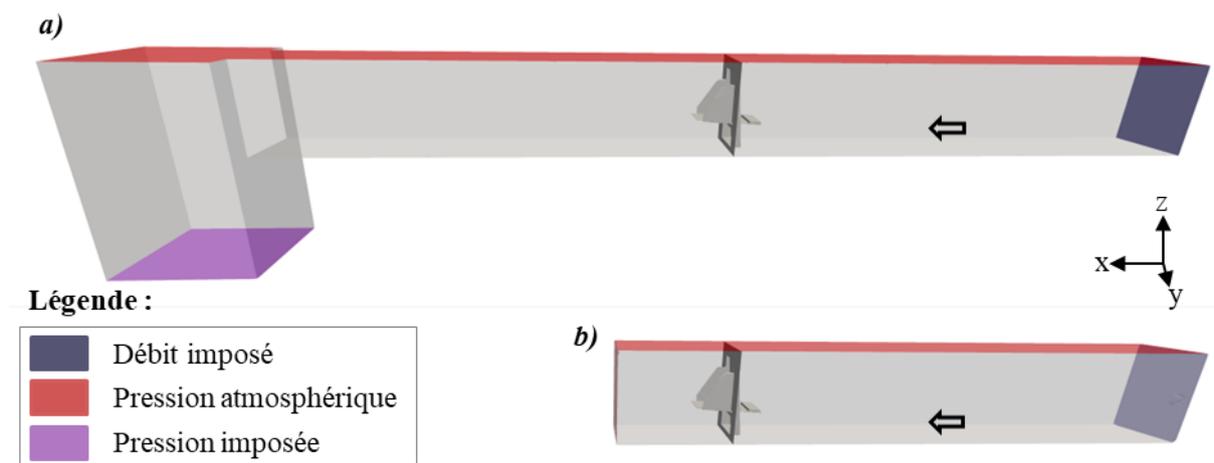
*Synthèse* : La discrétisation du domaine d'étude mise en œuvre est vérifiée et permet d'obtenir une précision de calcul acceptable, tout en optimisant l'utilisation des ressources informatiques disponibles.

### iii. Conditions aux limites

La résolution numérique des équations aux dérivées partielles de la mécanique des fluides exige la définition des variables de calcul aux limites du modèle. Celles-ci sont illustrées pour chacun des modèles mis en œuvre au niveau de la Figure 4-20, sur la page suivante, et présentées ci-dessous.

Sur la surface transversale en amont du canal est injecté le débit d'alimentation. Cette section est préalablement découpée pour conserver uniquement sa partie inférieure, immergée dans l'écoulement étudié. La hauteur d'injection est calculée de manière à correspondre à la hauteur mesurée expérimentalement dans la même configuration et pour le même débit, avec l'application d'un coefficient de sécurité de 0.9. Cela permet d'imposer une vitesse uniforme proche de celle observée expérimentalement sur la surface d'entrée. Par ailleurs, l'utilisation du coefficient de sécurité garantit

que l'écoulement injecté en amont ne présente pas une charge spécifique dépassant celle imposée par le fonctionnement de l'ouvrage. Ceci permet en effet d'éviter que cette condition limite ne devienne un point de contrôle hydraulique. Ensuite, l'écoulement étant principalement unidirectionnel, le champ de vitesse est uniformément imposé sur la section d'entrée selon son vecteur normal. Les paramètres  $k$  et  $\omega$  associés au modèle de turbulence  $k - \omega$  SST sont estimés en fonction du nombre de Reynolds, de la longueur caractéristique de turbulence et de son intensité. Enfin, une fraction volumique de 1 est implémentée sur cette surface pour représenter une injection d'eau.



**Figure 4-20. Illustration des conditions aux limites implémentées dans les modèles numériques 3D pour l'étude des régimes d'écoulement (a) dénoyé et (b) noyé**

Concernant la condition limite sur le toit du modèle, une pression atmosphérique est fixée puisque l'écoulement est à surface libre en équilibre avec l'air ambiant.

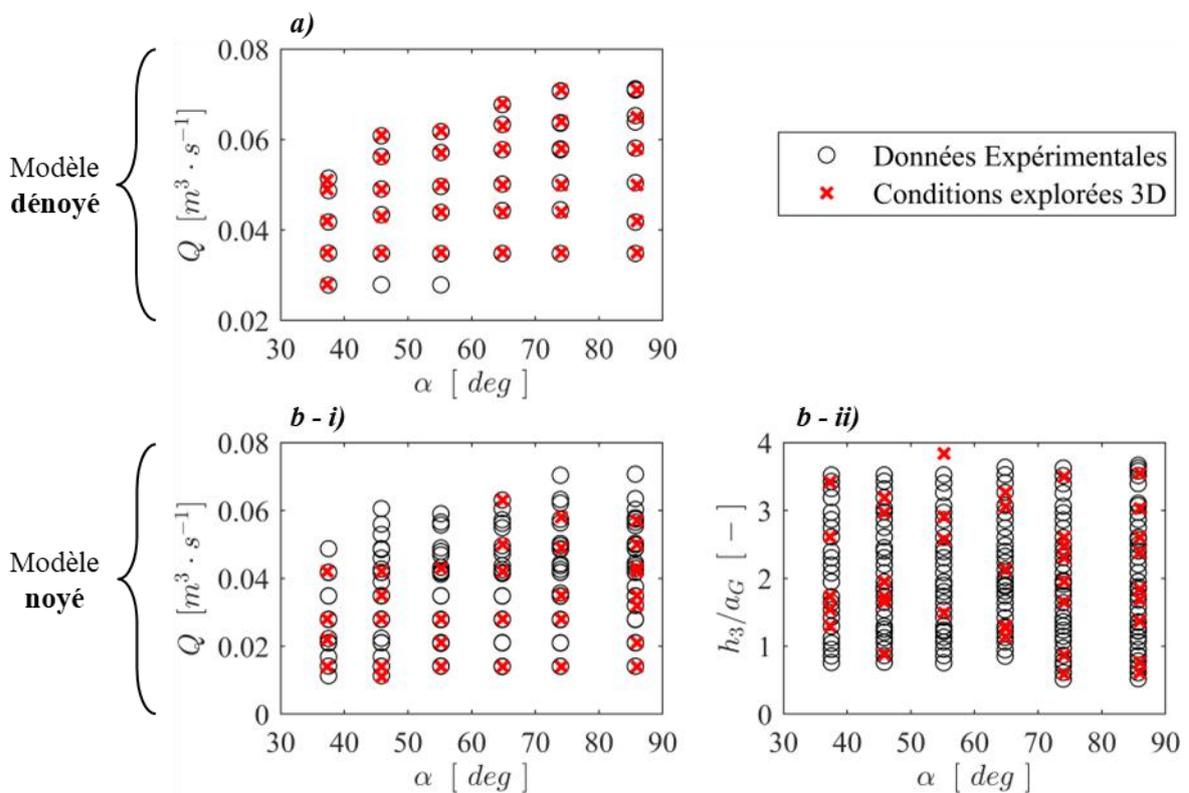
Concernant les conditions limites aval, celles-ci diffèrent selon les régimes d'écoulement étudiés. Dans le cas d'un fonctionnement dénoyé, le jet en sortie de l'orifice inférieur s'effectue à gueule bée en équilibre avec l'air ambiant. La pression imposée sur la surface transversale en sortie de canal est donc nulle afin de représenter la pression atmosphérique. Dans le cas d'un fonctionnement noyé, le jet en sortie de la vanne de fond est impacté par une hauteur d'eau importante en aval. Celle-ci est représentée dans le modèle en imposant sur la face de sortie la pression hydrostatique correspondante. Cette face est ainsi placée horizontalement au fond d'une fosse à l'aval du canal. Le but de cette configuration est d'assurer une résolution fiable et stable de cette condition limite.

Enfin, l'ensemble des parois du canal et des éléments constituant la vanne fusible sont traités comme des murs au niveau desquels la vitesse de l'écoulement est nulle. Par ailleurs, l'écoulement étudié étant turbulent, l'évolution de la vitesse au niveau de la couche limite en proche paroi est modélisée selon une approche à fort nombre de Reynolds à l'aide de lois de paroi standards [199]. Cette méthode permet de ne pas raffiner le maillage au niveau des parois et ainsi garder un temps de calcul relativement faible.

*Synthèse* : Les conditions aux limites sélectionnées garantissent, pour chaque modèle numérique, une représentation fidèle du comportement hydraulique du canal expérimental.

Dans un second temps, il est nécessaire de déterminer les différentes valeurs à explorer pour ces conditions aux limites, afin d'assurer une validation représentative des modèles en tenant compte de l'ensemble des sollicitations hydrauliques et dynamiques rencontrées.

Les fonctionnements étudiés pour chaque modèle numérique sont donc représentés sur la Figure 4-21, en comparaison avec les résultats expérimentaux, pour chaque mode de fonctionnement et angle d'inclinaison étudiés.



**Figure 4-21. Visualisations comparatives des conditions d'écoulement explorées numériquement et expérimentalement pour chaque angle de volet : a) Débit imposé en régime dénoyé, b - i) Débit imposé en régime noyé, b - ii) hauteur aval imposée en régime noyé**

*Synthèse* : Un ensemble de 36 cas de fonctionnement en régime dénoyé et 43 cas en régime noyé sont étudiés afin de représenter le fonctionnement de l'orifice de fond dans diverses sollicitations hydrauliques et dynamiques. Cela permet d'assurer une validation générique du paramétrage des modèles numériques.

4.2.3.2.b. *Validation du modèle numérique*

Le modèle numérique est une représentation simplifiée de la réalité qui intègre des hypothèses afin de résoudre les équations de la mécanique des fluides de manière optimale. Dans cette étude, l'approche utilisée est celle des écoulements moyennés RANS intégrant un modèle de turbulence  $k - \omega$  SST. Ce paramétrage s'est révélé pertinent pour résoudre les variables intégrées tels que la hauteur d'eau et le débit. C'est ainsi une solution intéressante pour calibrer les lois hydrauliques d'ouvrages. Bien que cette configuration du modèle ait été largement validée dans des cas de vannes de fond classiques, il semble pertinent d'étudier ses performances dans le cas particulier d'un orifice inférieur d'une vanne fusible.

Cette étape de validation consiste à comparer les résultats extraits du modèle numérique 3D avec ceux obtenus expérimentalement dans des configurations identiques. L'objectif est d'évaluer les performances du modèle 3D en fonction du débit, en maintenant les hauteurs d'eau et l'inclinaison du volet constantes. Afin d'assurer une comparaison rigoureuse, avec tous les autres paramètres maintenus constants, le débit en condition expérimentale sera recalculé au moyen du modèle hydraulique préalablement calibré dans ces conditions spécifiques. Les variables géométriques, dynamiques, et hydrauliques (ici les hauteurs d'eau) requises pour cette opération seront extraites du modèle 3D. Les écarts entre les résultats du modèle et les valeurs expérimentales devraient être minimales, compte tenu de la vérification préalable du maillage et la validation du modèle de turbulence sur de multiples cas similaires. Il est essentiel de déterminer si ces écarts résiduels sont significatifs, systématiques ou aléatoires, afin de comprendre leur nature et d'envisager d'éventuelles corrections des paramètres du modèle.

**i. Vérification préalable de la convergence des calculs**

La validation des modèles numériques nécessite initialement de confirmer leur capacité à reproduire le régime d'écoulement permanent et pleinement développé tel qu'il est observé expérimentalement.

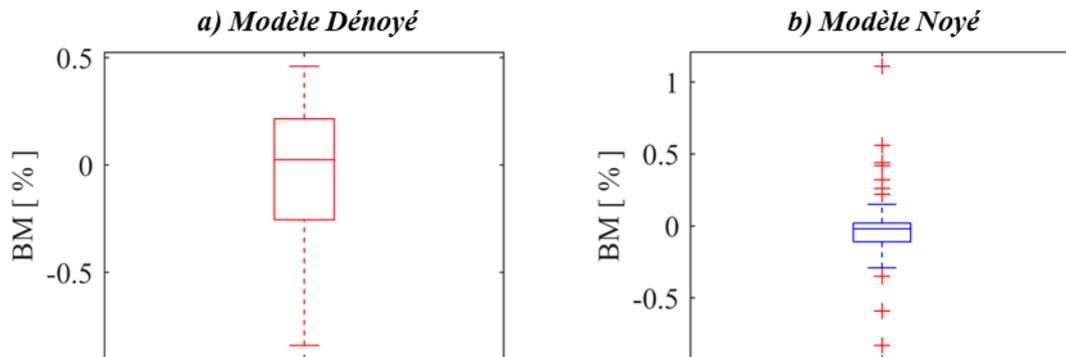
Dans le cadre de cette étude, les calculs numériques sont réalisés sur une période de 250 secondes réelles afin de garantir l'atteinte d'un état de convergence pour lequel les résidus des solveurs numériques deviennent négligeables et où les variables globales, telles que la hauteur d'eau et le débit de sortie, atteignent un état stationnaire. Cette performance est généralement évaluée en comparant le débit d'entrée ( $Q_{in}$ ) imposé au débit de sortie calculé ( $Q_{out}$ ), à travers le bilan de masse :

$$BM = \frac{Q_{in} - Q_{out}}{Q_{in}} \times 100 \quad (4.11)$$

Dans un scénario idéal, ce critère serait égal à zéro. Cependant, pour prendre en compte l'éventuelle variabilité de l'écoulement ainsi que les erreurs liées à la fonction de mesure et au modèle numérique, une tolérance de 5 % est généralement acceptée pour qualifier le bon état de convergence du modèle.

Par ailleurs, le bilan de masse est surveillé dans le temps afin de garantir une période minimale de 30 secondes d'écoulement stable, qui sera utilisée pour extraire les variables d'intérêt pour le traitement des résultats.

Le bilan de masse global est ainsi calculé en prenant en compte la moyenne de l'écoulement sur les 30 dernières secondes réelles modélisées. L'analyse de la distribution de ce critère, sur la Figure 4-22, confirme la convergence de l'ensemble des modélisations mises en œuvre, avec une précision inférieure à 1%.



**Figure 4-22. Distribution du bilan de masse (BM) des modélisations numériques effectuées pour les cas a) en régime dénoyé et b) en régime noyé**

*Synthèse* : L'analyse du bilan de masse pour toutes les simulations numériques effectuées confirme la convergence des calculs et l'établissement d'un écoulement stationnaire pleinement développé. Cette validation confirme la fiabilité des résultats obtenus.

## ii. Comparaison au modèle expérimental

Cette étape cherche à valider que le paramétrage du modèle numérique mis en œuvre est adapté pour décrire avec fiabilité et précision le comportement hydraulique de l'orifice supérieur de la vanne fusible en fonction des sollicitations du réseau amont et aval ainsi que de la dynamique de son volet basculant.

D'une part, les angles d'inclinaison du volet dans chaque modèle numérique mis en œuvre sont fixés en fonction de valeurs mesurées expérimentalement. Cette approche assure que la géométrie du modèle numérique reflète fidèlement la dynamique du volet. D'autre part, en imposant le débit en entrée du modèle et en assurant un bilan de masse proche de zéro, le modèle numérique parvient à garantir la convergence des résultats et maintenir le même débit que celui mesuré lors des expériences. Par conséquent, le seul paramètre global qui peut varier dans le modèle numérique est la hauteur d'eau.

La comparaison des modèles est basée sur le débit, qui est la variable d'intérêt généralement utilisée dans les lois hydrauliques pour le dimensionnement ou l'autosurveillance des ouvrages. Le débit

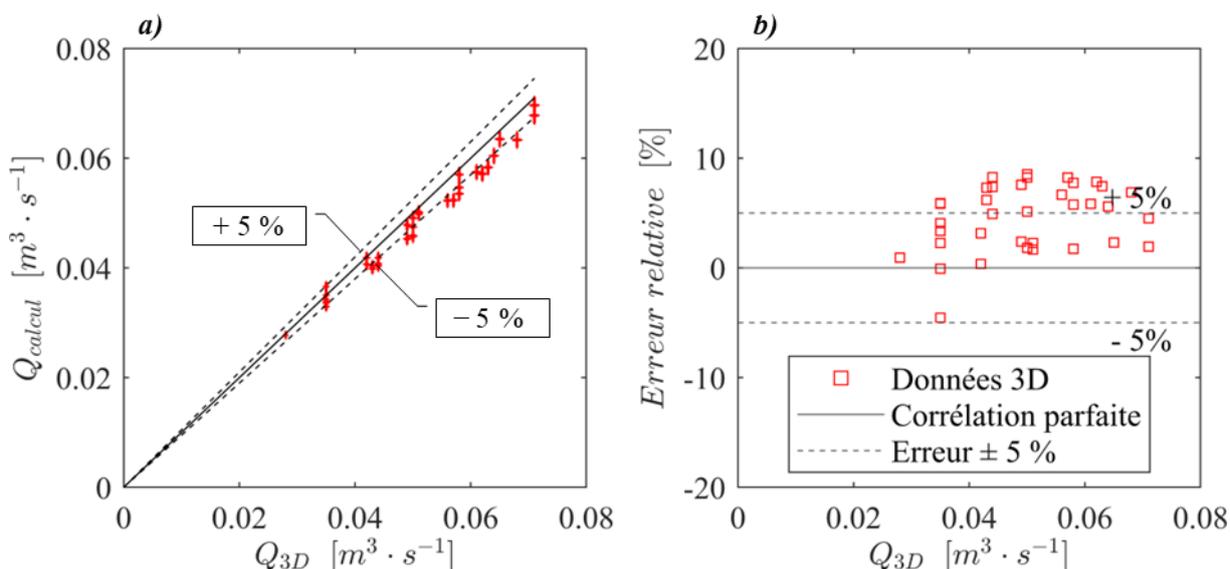
expérimental est calculé en utilisant un modèle hydraulique calibré avec les données expérimentales. Cette approche permet de comparer uniquement les variations relatives du débit traversant l'ouvrage, tout en maintenant constantes toutes les autres variables d'entrée.

Cette étape de comparaison doit inclure les intervalles de confiance de chaque résultat pour qualifier les éventuelles différences. Le débit issu du modèle 3D ( $Q_{3D}$ ) est associé à un intervalle de confiance provenant du bilan de masse. Le débit calculé ( $Q_{calcul}$ ) par le modèle hydraulique, représentant le débit expérimental, est accompagné d'un intervalle de confiance qui tient compte de l'erreur sur les paramètres de calage du modèle ainsi que de l'erreur sur les paramètres d'entrée. Ces derniers sont extraits du modèle 3D et correspondent à l'angle et aux hauteurs d'eau. L'incertitude associée à l'angle est ici nulle car celui-ci est maintenu fixe dans la géométrie du modèle. En revanche, pour la hauteur d'eau, plusieurs sources d'erreur sont présentes dans son calcul, notamment celles issues de la discrétisation du domaine modélisé, évaluée à 2.6% selon le critère du GCI.

Par la suite, la validation du modèle est réalisée en distinguant les régimes d'écoulement dénoyé et noyé.

❖ *En régime dénoyé*

L'analyse de la distribution des débits calculés par le modèle 3D en régime dénoyé est présentée Figure 4-23, en comparaison avec les débits expérimentaux observés pour des sollicitations hydrauliques et dynamiques identiques.



**Figure 4-23. Distribution (a) des débits au travers de la vanne de fond en régime dénoyé (DRF = 1) calculés à l'aide du système d'équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6) calibrées avec les données expérimentales, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données issues du modèle 3D**

L'analyse de la tendance globale des débits calculés (cf. Figure 4-23 – a) révèle de façon significative une surestimation systématique du modèle numérique d'environ 5 % pour l'ensemble des débits

observés. Ces erreurs présentent également un caractère aléatoire autour de cette tendance (cf. Figure 4-23 – b).

Dans un second temps, pour évaluer si cette tendance est globale ou spécifique à une plage dynamique de sollicitation du volet, il est nécessaire d'étudier les performances de chaque groupe d'angles de manière individuelle (cf. Tableau 4-8).

**Tableau 4-8. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés en régime dénoyé**

$\alpha$ [deg]	<b>85.97</b>	<b>74.08</b>	<b>64.86</b>	<b>55.22</b>	<b>45.87</b>	<b>37.29</b>	<b>Global</b>
MAPE [%]	2.12	4.33	6.96	7.75	6.85	2.42	<b>4.96</b>
RMSE [ $L \cdot s^{-1}$ ]	1.19	2.75	3.95	4.03	3.23	1.09	<b>2.90</b>

Ces résultats démontrent la validité du modèle numérique pour les inclinaisons du volet de 37° et 86°. De plus, ils mettent en évidence une augmentation progressive et significative de l'erreur globale du modèle numérique à mesure que le volet se ferme davantage, jusqu'à 55°.

Le modèle numérique présente ainsi un écart observable qui peut s'expliquer par la complexité et l'interdépendance de plusieurs sources d'erreur.

Au niveau du modèle numérique, ces différences peuvent provenir de la représentation géométrique du cadre de la vanne ainsi que du volet incliné. Par ailleurs, l'une de ces sources d'erreur réside dans l'hypothèse de la non prise en compte du clapet anti-retour, qui pourrait tout de même influencer potentiellement la contraction de la veine fluide en aval. Cette omission pourrait contraindre davantage l'écoulement en réalité par rapport au modèle numérique, ce qui expliquerait pourquoi ce dernier présente des débits systématiquement plus élevés. Par ailleurs, il a été démontré que le résultat était sensible à la taille des mailles de calcul mises en œuvre, avec une erreur sur la hauteur calculée approximée à 2.6 % selon le critère du GCI. Ensuite, cette différence dans les résultats peut s'expliquer par une insuffisance du modèle de turbulence implémenté. En effet, le modèle  $k-\omega$  SST considère une turbulence isotrope. Il est ainsi possible que cette hypothèse ne puisse pas être entièrement validée dans le cas de l'orifice de fond de la vanne fusible à cause de l'obstacle juste en amont qui complexifie le champ de vitesse au niveau du point de contrôle, par rapport aux ouvrages standards étudiés dans la littérature. Enfin, l'erreur peut provenir de la capture de la surface libre par le modèle VOF, qui est sujette à des approximations.

Au niveau du modèle mathématique représentant les données expérimentales, une erreur subsiste d'environ 2.2% en raison de l'incertitude sur chaque coefficient calibré.

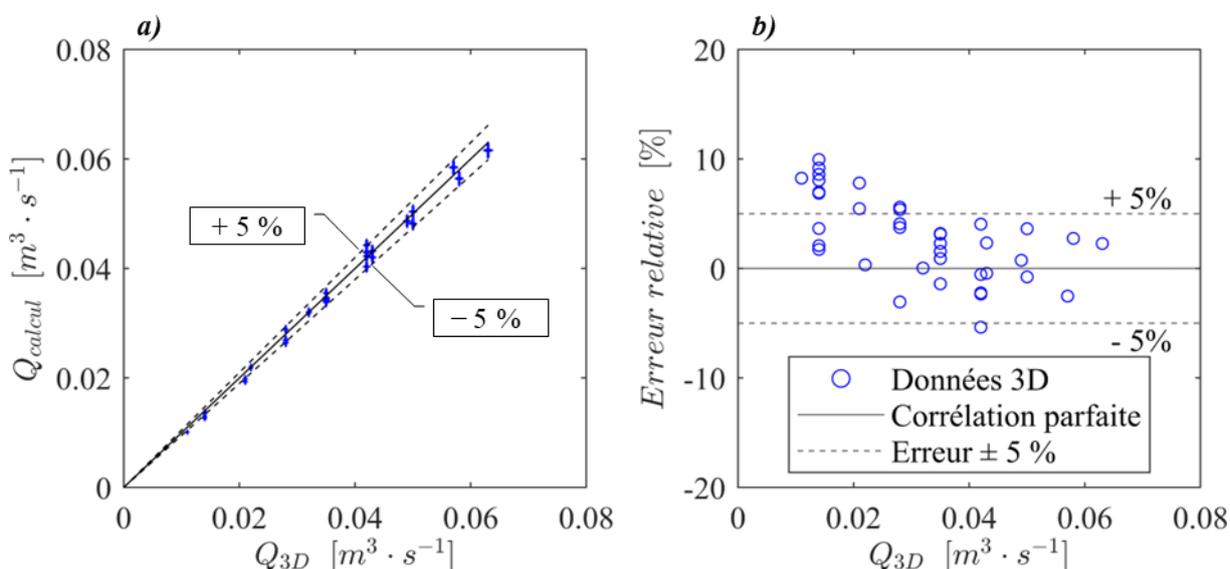
La tolérance d'une erreur de 5% est jugée acceptable pour le diagnostic phénoménologique de la structure et la caractérisation de géométries similaires en vue de futurs travaux d'ingénierie. Cependant,

sur le plan de la recherche, l'amélioration de la précision du modèle hydraulique est un défi complexe en raison de multiples sources d'erreur interdépendantes. Une approche initiale pourrait inclure le clapet anti-retour dans la modélisation, en se concentrant sur une configuration mesurée expérimentalement. De plus, tester un modèle de turbulence anisotrope pourrait être bénéfique pour améliorer la représentation des flux turbulents à travers l'ouvrage. Ces approches exploratoires pourraient contribuer à réduire les incertitudes et à améliorer la fiabilité globale du modèle numérique de l'orifice inférieur de la vanne fusible dans le régime dénoyé

*Synthèse* : Le modèle numérique 3D en régime dénoyé est capable de représenter le débit déversé par l'orifice de fond d'une vanne fusible avec une erreur systématique de + 5%, qui a tendance à surestimer le résultat. Bien qu'il existe plusieurs sources d'erreurs potentielles, une étude plus approfondie pourrait être envisagée à l'avenir en utilisant un paramétrage différent. Cependant, pour les objectifs actuels, l'erreur obtenue est jugée acceptable, et donc le paramétrage du modèle sera conservé.

❖ *En régime noyé*

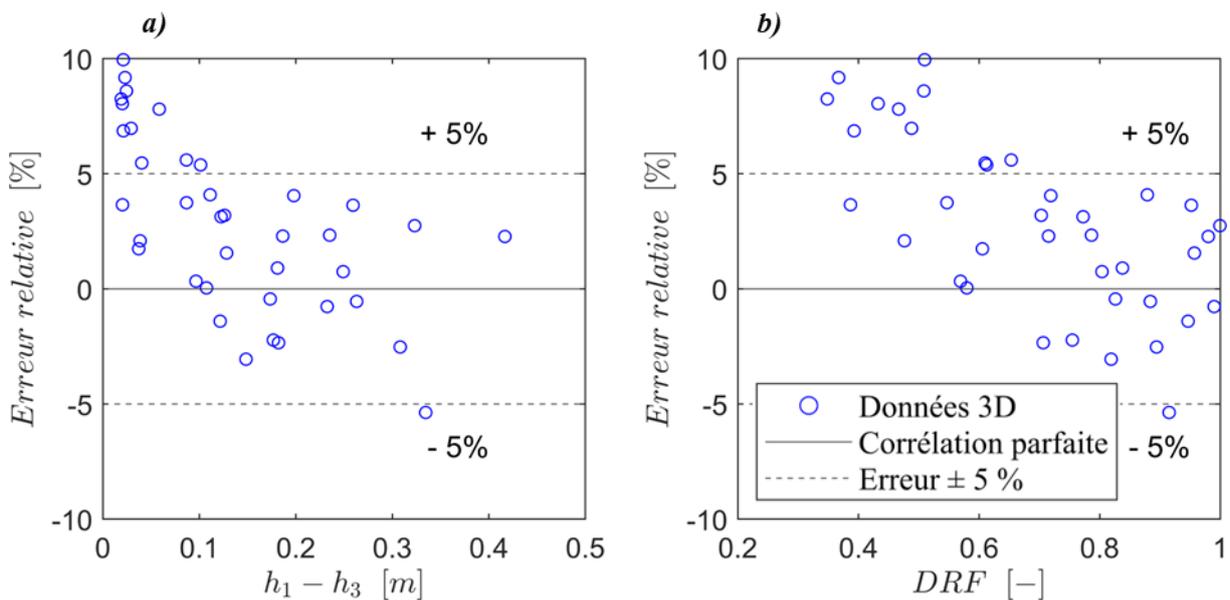
De façon similaire, l'analyse de la distribution des débits calculés par le modèle 3D en régime noyé est présentée Figure 4-24, en comparaison avec les débits expérimentaux observés pour des sollicitations hydrauliques et dynamiques identiques.



**Figure 4-24. Distribution (a) des débits au travers de la vanne de fond en régime noyé (DRF < 1) calculés à l'aide du système d'équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6) calibrées avec les données expérimentales, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données issues du modèle 3D**

L'analyse de la tendance globale des débits calculés (cf. Figure 4-24 – a) révèle une bonne corrélation du modèle numérique avec les données observées expérimentalement. Cependant, l'analyse de la distribution des erreurs autour de cette tendance (cf. Figure 4-24 – b) met en évidence des écarts significatifs pour les faibles débits déversés.

L'analyse détaillée de l'enneioement, présentée sur la Figure 4-25 ci-dessous, révèle que cette erreur n'apparaît pas au niveau de la transition entre les régimes dénoyé et noyé, mais plutôt pour des enneioements élevés. Pour des facteurs de réduction de débit (DRF) inférieurs à 0.5, l'erreur sur le débit dépasse les 5 % et peut atteindre jusqu'à 10 %, ce qui correspond à une différence d'environ 5 cm entre les hauteurs amont et aval. Le modèle a tendance dans ces modes de fonctionnement à surestimer le débit déversé par rapport au comportement mesuré expérimentalement.



**Figure 4-25. Evaluation des erreurs relatives sur le débit obtenu par modélisation 3D en régime noyé (DRF < 1) en comparaison avec le débit calculé par le système d'équations (4.3), (4.4), (4.5) et (4.6) calibrés avec les données expérimentales. Analyse de ces erreurs selon (a) la différence de hauteur amont – aval et (b) le facteur de réduction de débit (DRF)**

*Le coefficient DRF, égal à un en régime dénoyé, diminue progressivement à mesure que l'influence aval augmente, afin de prendre en compte l'impact de la submersion sur le débit.*

D'autre part, l'investigation des performances selon l'inclinaison du volet est synthétisée Tableau 4-9.

**Tableau 4-9. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés en régime d'écoulement noyé**

$\alpha$ [deg]	85.97	74.08	64.86	55.22	45.87	37.29	Global
MAPE [%]	2.10	3.75	5.78	6.02	4.38	2.36	3.79
RMSE [L.s <sup>-1</sup> ]	0.81	1.04	1.54	1.36	1.72	1.02	1.30

L'évolution des erreurs du modèle 3D en régime noyé suit, selon l'angle d'inclinaison du volet, une tendance similaire à celle observée dans l'analyse du modèle dénoyé. Il est probable que l'erreur systématique mise en évidence dans l'étude du cas dénoyé se propage également au régime noyé. Néanmoins, il est possible qu'elle soit partiellement corrigée par les coefficients spécifiques du régime noyé utilisés dans le modèle.

*Synthèse* : Le modèle numérique 3D en régime noyé présente une bonne concordance avec les données expérimentales. Cependant, des écarts significatifs sont observés pour les ennoiements élevés, et indiquent une surestimation par le modèle. Cette différence peut être attribuée, de manière similaire au modèle dénoyé, à une multitude de sources d'erreurs.

### iii. Conclusion sur la validation du modèle numérique

Le modèle numérique utilisé en régime dénoyé a tendance à surestimer les débits à travers la vanne de fond, avec une erreur d'environ 5 %. En revanche, pour le régime noyé, il permet de représenter fidèlement le fonctionnement global de l'ouvrage, à l'exception des cas où l'ennoisement est plus important. Ces différences dépendent de l'angle d'inclinaison du volet et peuvent s'expliquer par de nombreuses sources d'erreurs, dont les amplitudes et les interactions restent complexes à évaluer. Ces erreurs peuvent être liées à la description géométrique approximative de l'ouvrage, à l'omission de l'influence du clapet anti-retour, à la qualité du maillage utilisé, au modèle de turbulence choisi ou encore au modèle de capture de la surface libre.

Néanmoins, il est important de noter que malgré les écarts observés, l'erreur moyenne (MAPE) du modèle reste acceptable. En régime dénoyé, cette erreur atteint 5 %, tandis qu'en régime noyé, elle est de l'ordre de 3.8 %. Ces performances ont été évaluées sur la base d'un modèle mathématique calibré avec des données expérimentales, qui a démontré une précision de 2.2 % pour le régime dénoyé et 2 % pour le régime noyé, respectivement. Ces résultats témoignent ainsi de la fiabilité générale du modèle, malgré les influences des sources d'erreurs mentionnées précédemment.

*Synthèse* : Le paramétrage du modèle numérique proposé est considéré comme valide pour une étude quantitative de l'orifice inférieur d'une vanne fusible, en considérant une erreur moyenne globale d'environ 5 % et en assurant au préalable un GCI d'environ 3 %. Par la suite, ce type de modèle numérique pourra être mis en œuvre afin de générer des données spécifiques pour chaque géométrie de vannes fusibles. Les résultats obtenus seront utilisés pour effectuer une calibration adaptée du modèle de loi hydraulique développé, permettant ainsi d'assurer une évaluation précise du débit dans le cadre de l'autosurveillance.

Dans la suite du manuscrit, le modèle numérique validé, correspondant à la géométrie de la vanne fusible expérimentale, est utilisé pour approfondir l'étude de la phénoménologie de l'ouvrage.

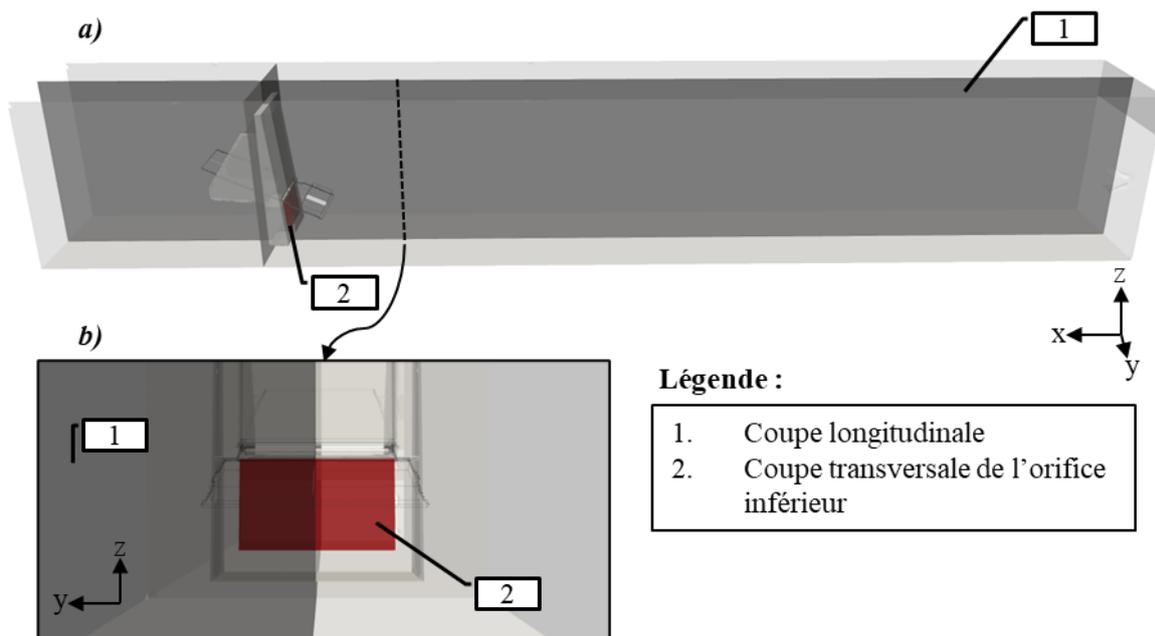
#### 4.2.3.2.c. Analyse phénoménologique

La validation d'un modèle de mécanique des fluides numérique de la vanne expérimentale permet d'investiguer des variables qui sont difficiles à mesurer en laboratoire. Il s'agit notamment de la direction et l'amplitude du champ de vitesse moyen au droit de l'ouvrage. L'analyse de ce résultat permet de diagnostiquer en détail la phénoménologie de l'écoulement à travers l'orifice inférieur de la vanne fusible et ainsi d'appréhender l'impact de chaque singularité géométrique en fonction des sollicitations hydrauliques et dynamique.

L'analyse est menée en considérant pour le régime dénoyé le fonctionnement hydraulique de l'ouvrage selon la charge adimensionnelle amont et l'angle d'inclinaison du volet. En régime noyé, l'impact du niveau de submersion sur ce champ de vitesse sera également étudié.

#### i. Analyse de l'écoulement à travers deux plans de coupe représentatifs

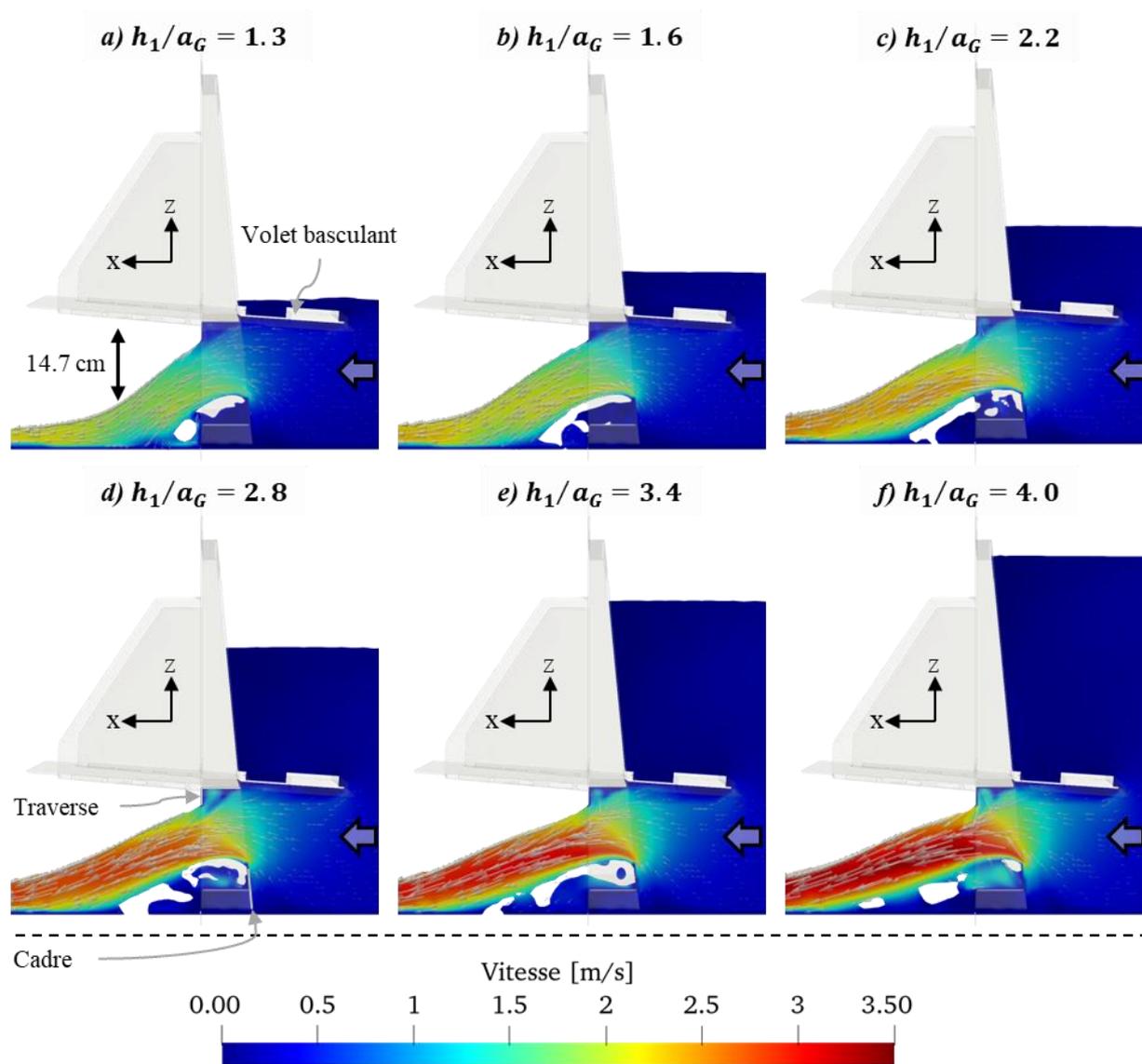
Deux plans de coupe sont choisis pour une analyse synthétique et représentative de l'écoulement. Comme illustré sur la Figure 4-26, le premier plan est longitudinal et passe par le centre du canal et de l'orifice, ce qui permet de visualiser le champ de vitesse lors de l'approche de la singularité, la contraction de la veine fluide par le volet puis le cadre de la vanne. Le deuxième plan de coupe est transversal et couvre la section de contrôle délimitée par l'orifice inférieur.



**Figure 4-26. Illustration des plans de coupes transversal et longitudinal selon (a) une perspective globale et (b) une vue amont**

**ii. Influence de la hauteur amont**

L'influence de la hauteur en amont sur l'écoulement est mise en évidence en considérant le cas dénoyé pour lequel le volet est complètement ouvert. Cette étude se base sur l'analyse de coupes longitudinales et transversales du champ de vitesse illustrées sur les Figure 4-27 et Figure 4-28 ci-dessous.



**Figure 4-27. Coupe longitudinale du champ de vitesse au droit de la vanne fusible expérimentale pour un angle d'ouverture du volet de 86° en considérant plusieurs rapports  $h_1/a_G$**

L'analyse du champ de vitesse longitudinal confirme une augmentation de la vitesse de l'écoulement au niveau de la réduction de section de passage délimitée par la partie inférieure du cadre de la vanne. La contraction de la veine fluide et son accélération sont principalement gouvernées par l'arête inférieure du cadre et la traverse. Ainsi, la section utile de cette singularité hydraulique présente une légère inclinaison et ne correspond pas exactement à la section géométrique de l'orifice inférieur. Par

conséquent, une généralisation précise de la loi hydraulique sans prendre en compte l'impact réel de cette traverse semble difficile.

Par ailleurs, l'amplitude de cette accélération augmente avec la hauteur amont et donc le débit. Le jet émis à la sortie présente une tendance croissante à s'orienter horizontalement, tandis que son épaisseur semble se réduire. Cette observation peut être rationnellement expliquée par l'augmentation de la charge amont, la courbure significative des lignes de courant en amont qui en résulte, ainsi que l'accélération plus prononcée de l'écoulement.

Enfin, l'analyse des vecteurs de vitesse révèle également une absence de vecteur descendant au niveau de la vanne et de l'orifice. Ces vecteurs sont bloqués par la partie inférieure du volet, ce qui limite leur mouvement à la périphérie de celui-ci. Ceci apporte des éléments en faveur de l'hypothèse selon laquelle le comportement des orifices inférieurs et supérieurs de la vanne fusible peut être étudié séparément.

L'investigation de la phénoménologie de l'écoulement se poursuit dans un second temps avec l'analyse du champ de vitesse au niveau de la section géométrique de l'orifice inférieur, qui est prise en considération dans les lois hydrauliques développées.

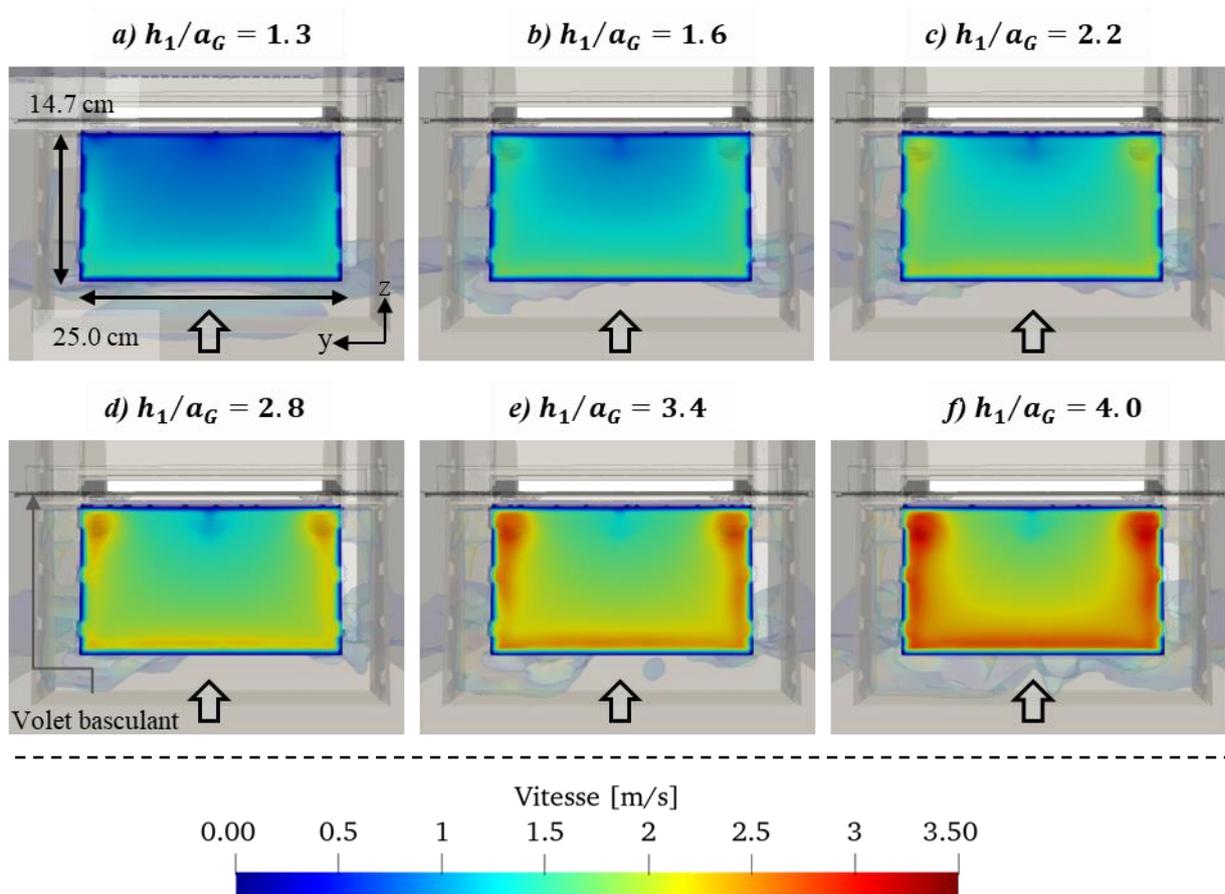


Figure 4-28. Coupe transversale du champ de vitesse au niveau de l'orifice inférieur pour un angle d'ouverture du volet de  $86^\circ$  en considérant plusieurs rapport  $h_1/a_G$

Au niveau de la section inférieure de l'orifice, l'écoulement présente une non-uniformité du champ de vitesse. Une bande de survitesses se développe à proximité des arêtes latérales et inférieures, témoignant du phénomène de décollement de l'écoulement et de son accélération à ces niveaux. En revanche, la partie supérieure ne connaît pas d'accélération significative en raison du point de contrôle effectif, localisé plus en aval au niveau de la traverse. De plus, la présence du volet empêche tout écoulement de la partie supérieure de l'orifice.

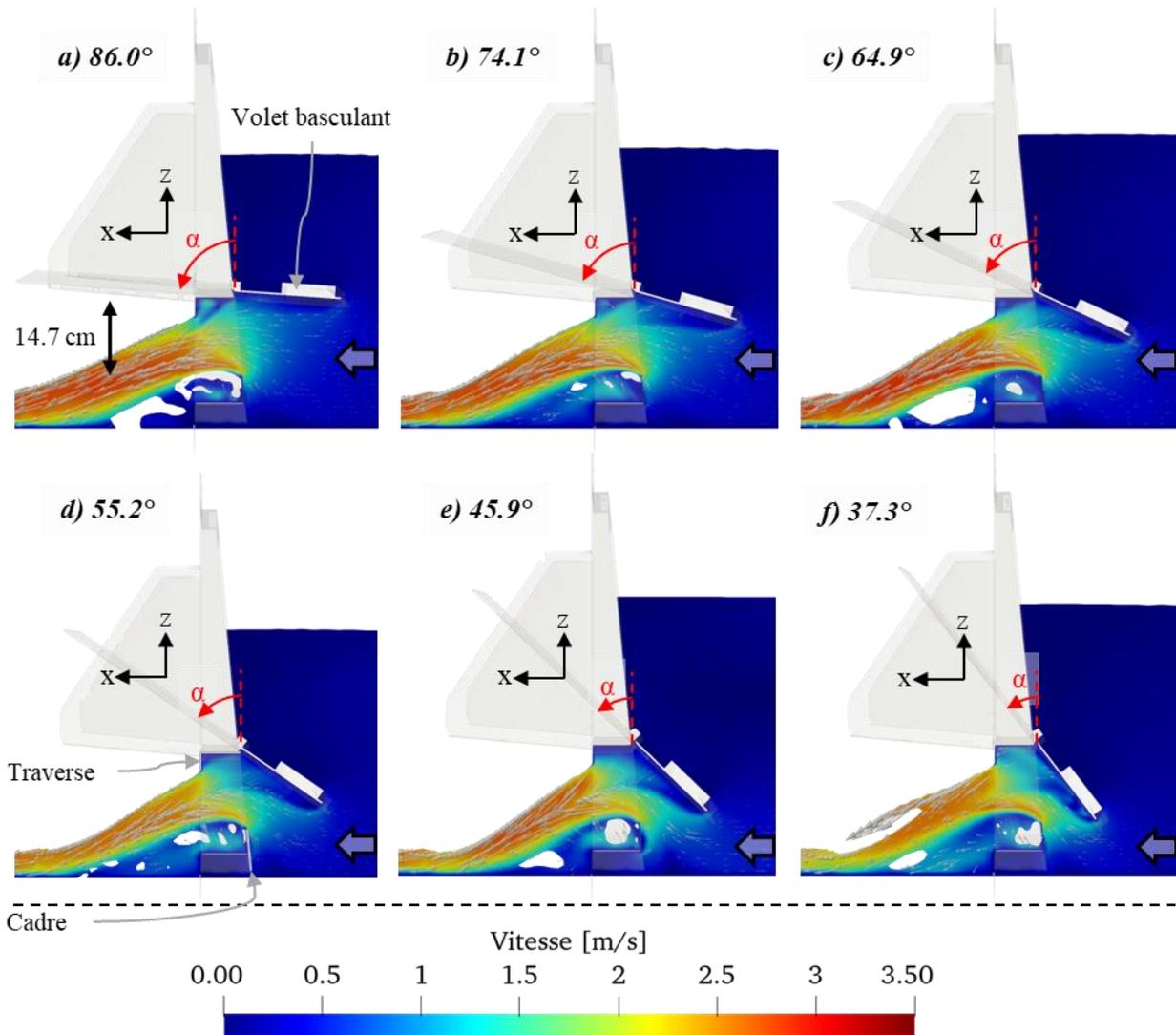
*Synthèse* : L'écoulement à travers la partie inférieure d'une vanne fusible est complexe et est influencé par l'ouverture de l'orifice dans le cadre ainsi que par la traverse sur laquelle est fixé le clapet anti-retour. Le champ de vitesse résultant de cet écoulement est non uniforme et complexe. Par conséquent, le débit à travers cet orifice dépend des proportions géométriques entre sa hauteur et sa largeur, qui gouvernent la composition du champ de vitesses.

### **iii. Influence de l'inclinaison du volet basculant**

L'influence de l'ouverture du volet basculant, à travers son angle d'inclinaison, est mise en évidence dans le cas dénoyé également. L'étude est réalisée en fixant la charge amont et en étudiant l'impact du volet sur le champ de vitesse. Ce dernier est analysé à travers de coupes longitudinales et transversales illustrées sur les Figure 4-29 et Figure 4-30.

L'analyse du champ de vitesse longitudinal (cf. Figure 4-29) met en lumière l'impact du volet basculant sur le comportement hydraulique de l'orifice inférieur. En effet, la partie inférieure de cet élément constitue un obstacle à l'écoulement. Ceci se traduit en premier lieu par le blocage des lignes de courant dans la partie supérieure de l'orifice. Ensuite, il est observé un décollement significatif des lignes de courant au niveau cet élément, entraînant ainsi une réduction de la section utile de passage, une contraction supplémentaire de la veine fluide, et potentiellement une perte de charge singulière accrue.

À mesure que le volet se ferme, ces phénomènes s'intensifient progressivement, ce qui entraîne une évolution dans la structuration du champ de vitesse au niveau de la partie inférieure de la vanne fusible. Pour des angles d'ouverture inférieurs à  $55^\circ$ , une accélération significative de l'écoulement se produit dès le bord inférieur du volet, qui délimite alors une section de passage relativement étroite. Par ailleurs, il est également observé des différences dans la structure du champ de vitesse au niveau du jet, qui semble être creusé vers l'aval.



**Figure 4-29. Coupe longitudinale du champ de vitesse au droit de la vanne fusible expérimentale pour un rapport  $h_1/a_G$  de 2.8 (+/- 9% près) en considérant plusieurs angles d'ouverture du volet**

L'investigation de la phénoménologie de l'écoulement se poursuit dans un second temps avec l'analyse du champ de vitesse au niveau de l'orifice inférieur en considérant la section transversale représentée précédemment sur la Figure 4-26.

Les observations de la Figure 4-30 démontrent que la non-uniformité du champ de vitesse évolue également en fonction de l'angle d'inclinaison du volet. En effet, à mesure que le volet se ferme, le champ de vitesse devient de plus en plus hétérogène, avec des bandes latérales et inférieures s'intensifiant et une zone centrale supérieure ralentissant.

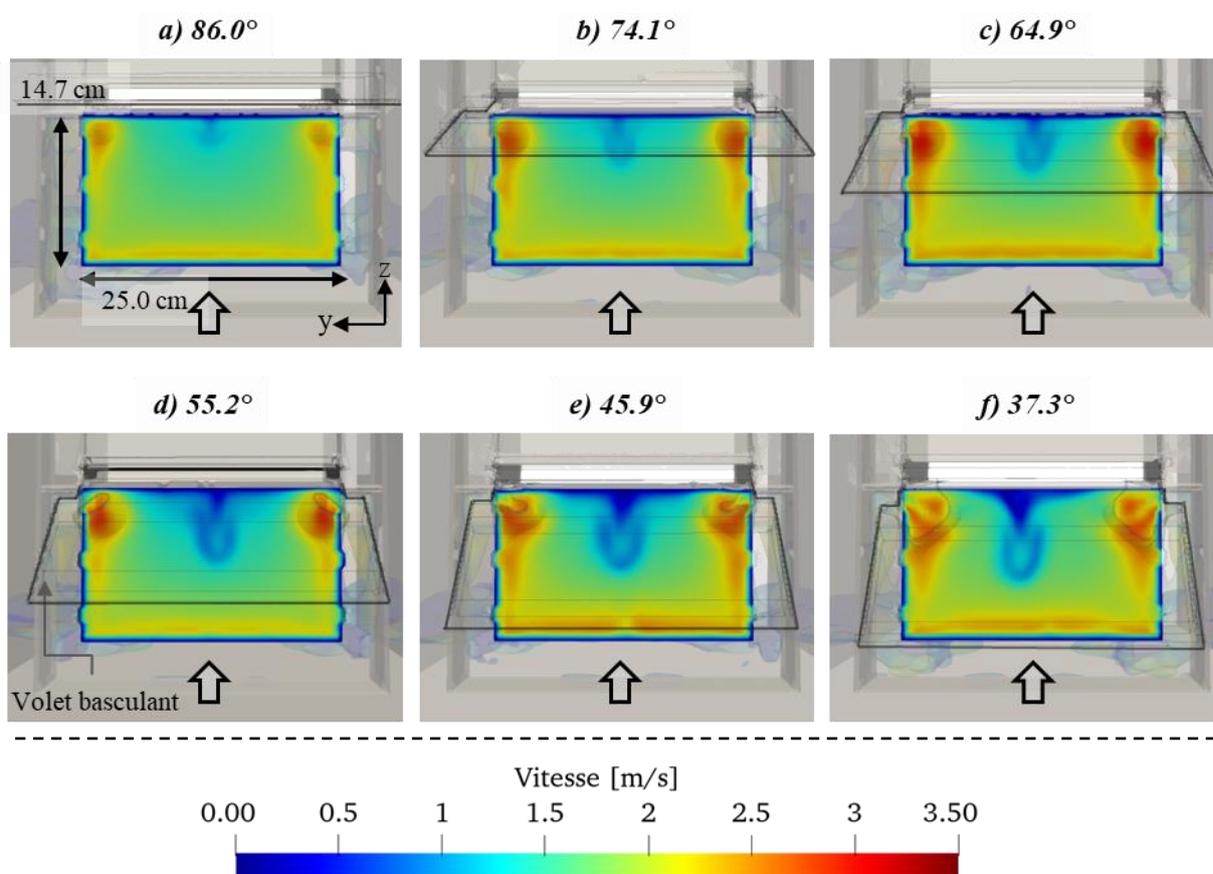


Figure 4-30. Coupe transversale du champ de vitesse au niveau de l'orifice inférieur pour un rapport  $h_1/a_G$  de 2.8 (+/- 9% près) en considérant plusieurs angles d'ouverture du volet

Pour assurer davantage de lisibilité, les contours du volet basculant ont été surlignés.

L'analyse de ces résultats nécessite la visualisation des lignes de courant au droit de l'ouvrage (cf. Figure 4-31)

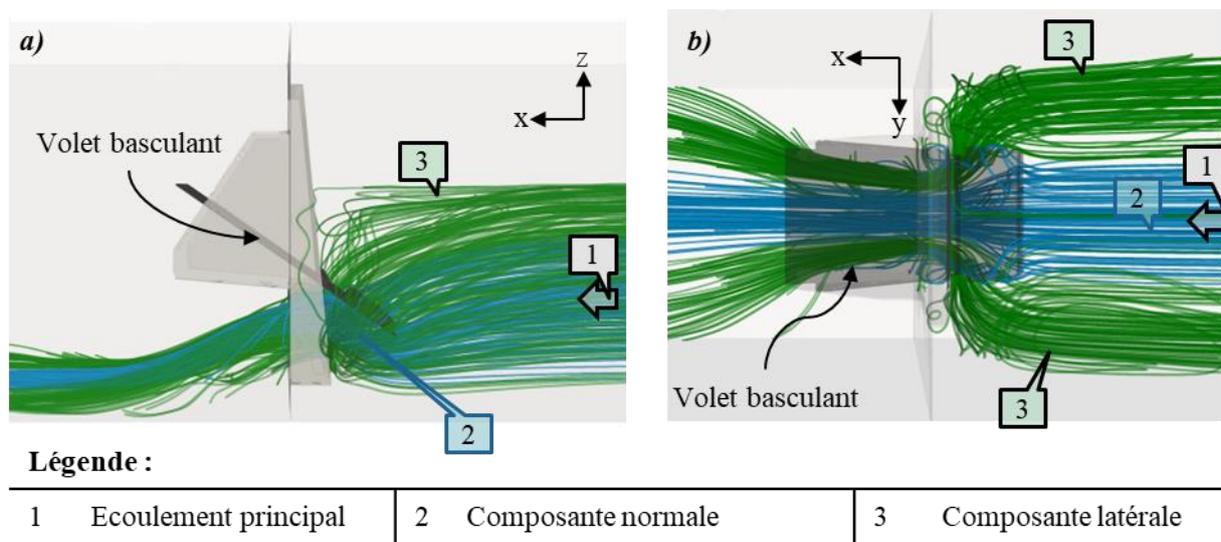
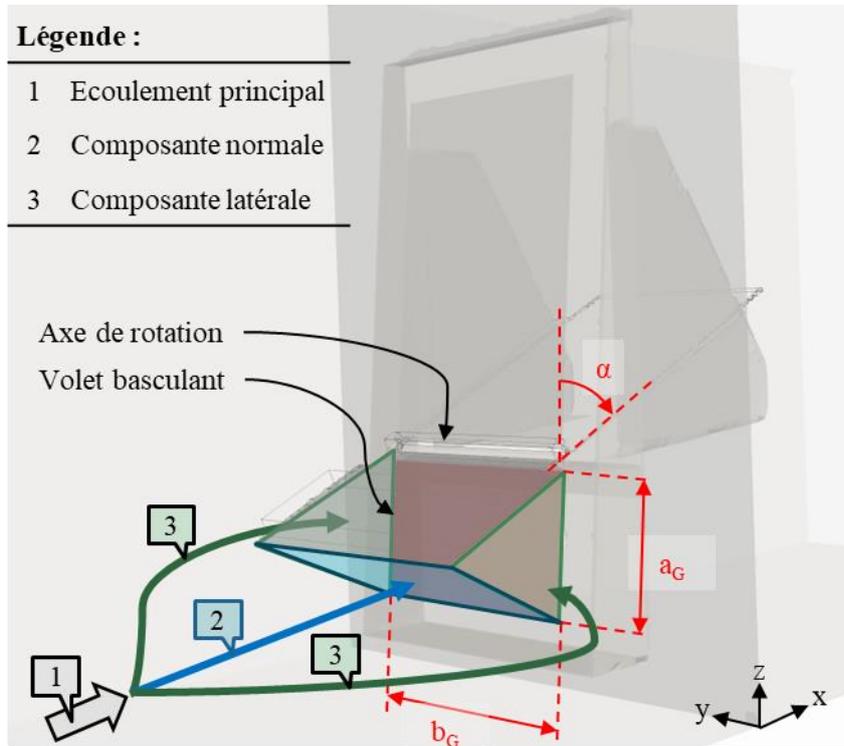


Figure 4-31. Visualisation des lignes de courant en distinguant la composante normale des composantes latérales du flux au droit du volet incliné, selon l'écoulement traité Figure 4-29 – d)

L'illustration de la Figure 4-32 correspond à la situation spécifique décrite dans la Figure 4-30 - d) pour laquelle l'écoulement est caractérisé par un régime dénoyé et le volet basculant est incliné à un angle de  $55^\circ$ . Ce cas observe par ailleurs une hauteur amont adimensionnelle ( $h_1/a_G$ ) égale à 2.8.

Cet exemple met en évidence de manière explicite la décomposition des lignes de courant au niveau de l'orifice en trois veines distinctes qui sont schématisées ci-dessous :



**Figure 4-32. Configuration schématique de l'écoulement au niveau de l'orifice inférieur de la vanne fusible**

Ainsi, la première composante de l'écoulement, orthogonale à la structure, traverse l'orifice en passant sous le bord inférieur du volet. En raison de la fermeture du volet, cette veine subit une contraction accrue, ce qui peut provoquer une réduction de la section transversale efficace de l'écoulement au niveau de l'orifice inférieur. Par conséquent, il en résulte une stratification du champ de vitesse à cet endroit, avec une section inférieure caractérisée par des vitesses élevées et une section supérieure où les vitesses sont considérablement réduites.

Toutefois, l'analyse a mis en évidence que la zone à faible vitesse dans cette partie supérieure n'est observée qu'au centre, tandis que l'écoulement présente des vitesses élevées sur les côtés. Cette observation peut s'expliquer par le développement de deux composantes latérales de l'écoulement qui s'engouffrent dans chaque triangle formé le long des côtés du volet incliné. Ces composantes latérales fournissent alors un apport d'écoulement à l'orifice inférieur sur les côtés, développant ainsi un écoulement dans cette région.

L'interaction entre ces trois composantes structure l'écoulement au niveau de l'orifice inférieur et gouverne ainsi le coefficient de débit de l'ouvrage. Ce paramètre dépend donc de l'angle d'inclinaison du volet basculant et du rapport hauteur sur largeur de l'orifice, lesquels gouvernent la répartition du débit et de la quantité de mouvement de l'écoulement en amont dans chaque veine fluide et, par conséquent, dans leur interaction mutuelle.

*Synthèse* : Le champ de vitesse au niveau de l'orifice inférieur d'une vanne fusible est caractérisé par une non-uniformité résultant des interactions complexes entre une composante normale de l'écoulement passant sous le volet et deux composantes latérales. Le calcul de ce champ, ainsi que de la capacité de débit qui en découle, dépend de l'angle d'inclinaison du volet et du rapport hauteur sur largeur de l'orifice, qui déterminent le débit et la puissance de chacune des veines.

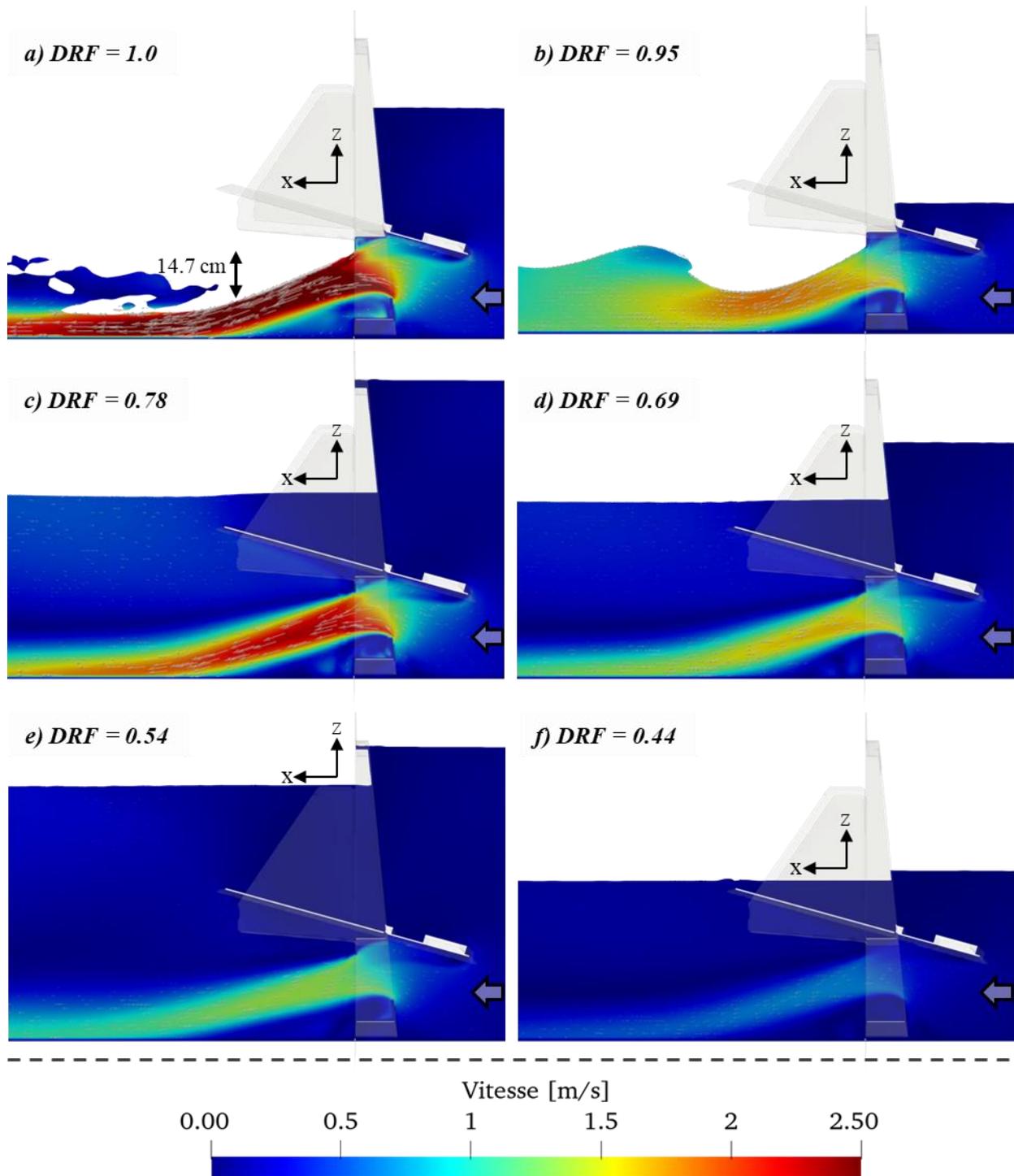
En perspective de ces recherches, il serait pertinent d'explorer différents rapports hauteur sur largeur d'orifice ( $a_G/b_G$ ) à l'aide du modèle numérique validé. Cette approche permettra de constituer une base de données représentative de l'ensemble des géométries d'ouvrages possibles, permettant ainsi de garantir des coefficients génériques pour le modèle mathématique développé et d'assurer un dimensionnement robuste.

#### iv. **Influence de la hauteur aval**

Dans un dernier temps, il est important d'évaluer dans quelle mesure la submersion en aval de l'ouvrage influence son comportement phénoménologique.

Cette étude se base sur six cas de fonctionnement représentatifs de la submersion d'une vanne fusible, en considérant un angle d'ouverture fixe de  $74.1^\circ$ . Le coefficient de réduction de débit (*DRF*) de la loi (4.4), calibré à partir de données numériques, est pris en compte pour analyser l'impact de la submersion sur la capacité de débit de l'ouvrage, en fonction des configurations données de hauteur et de débit. Les résultats sont présentés selon la coupe longitudinale sur la Figure 4-33.

L'analyse des résultats du modèle numérique rend compte de sa capacité à représenter les différents modes de fonctionnements : a) le régime dénoyé de l'orifice, caractérisé par la présence d'un ressaut hydraulique au pied de l'ouvrage. Lorsque la hauteur aval augmente, ce ressaut hydraulique perd en puissance et remonte vers l'amont, influençant dans un premier temps uniquement la vitesse de la veine contractée sans affecter sa pression. Cela conduit à un écoulement partiellement noyé dont l'incidence sur la capacité de débit demeure faible. Par la suite, avec une augmentation supplémentaire de la hauteur aval, le ressaut hydraulique ainsi que l'ouvrage sont submergés, conduisant à un écoulement totalement noyé, représenté par les cas c) à f). Ainsi, la réduction du débit est d'autant plus marquée que la différence de hauteur entre l'amont et l'aval diminue.



**Figure 4-33. Coupe longitudinale du champ de vitesse au droit de la vanne fusible expérimentale pour un angle d'ouverture du volet de  $74.1^\circ$  en considérant plusieurs rapports du coefficient d'envoieement  $DRF$**

*Le facteur d'envoieement  $DRF$  est calculé avec le modèle mathématique calibré avec les données numériques. Egal à 1, l'écoulement s'effectue en régime dénoyé. Lorsqu'il diminue de 1 vers 0, il traduit la diminution relative de la capacité de débit avec l'envoieement de la vanne.*

*Synthèse* : Le modèle numérique 3D est capable de détecter l'envolement de la vanne en calculant la position du ressaut hydraulique en aval de celle-ci. Ensuite, il assure une représentation fidèle de la submersion partielle de la structure en quantifiant l'impact du ressaut hydraulique sur la vitesse de la veine contractée du jet à la sortie de la vanne. Enfin, le modèle permet également de représenter le régime totalement submergé en calculant le ralentissement de la veine fluide dû à la submersion totale de la vanne.

#### v. Conclusion de l'analyse phénoménologique

L'analyse phénoménologique des résultats du modèle numérique met en évidence la structure complexe de l'écoulement à travers la vanne de fond, qui résulte de l'interaction de trois composantes principales. La première composante est normale à l'ouvrage, passant sous le volet et subissant ainsi une contraction principale lorsque ce dernier se ferme. Les deux autres composantes latérales, symétriques, passent de chaque côté du volet puis de l'orifice. L'interaction entre ces trois jets gouverne la structure du champ de vitesse au niveau de l'orifice, la perte de charge spécifique de l'ouvrage et la position de la hauteur critique en aval. Elle détermine donc la capacité de débit de l'ouvrage. Cette interaction dépend de la puissance de chaque jet qui, pour une charge amont donnée, est fonction de l'angle d'inclinaison du volet ainsi que du rapport hauteur sur largeur de l'orifice.

#### *4.2.4. Conclusion sur l'étude de l'orifice inférieur d'une vanne fusible*

L'étude expérimentale de l'orifice de fond de la vanne fusible a permis de construire une base de données complète représentant l'ensemble des sollicitations hydrauliques et dynamiques rencontrées par l'ouvrage.

Cette base de données a permis d'adapter un modèle hydraulique générique, initialement développé pour l'étude des vannes de fond, en prenant en compte à travers un seul paramètre de calage l'impact de l'inclinaison du volet sur la réduction de la capacité de débit. Cette dernière peut être expliquée par deux facteurs : une diminution de la section utile de passage et une augmentation de la perte de charge singulière de l'ouvrage lors de la fermeture du volet. Le modèle mathématique résultant présente une erreur moyenne globale d'environ 2.2% pour tous les régimes étudiés.

Pour généraliser les résultats à d'autres géométries spécifiques, une approche de mécanique des fluides numériques tridimensionnelle a été adoptée. Un paramétrage conventionnel, largement utilisé dans l'étude des ouvrages hydrauliques, a été rigoureusement validé par le biais de tests de sensibilité au maillage, une revue de la littérature pour sélectionner le modèle de turbulence adéquat, et enfin une

validation minutieuse en comparant les résultats avec des données expérimentales. Ainsi, lors de l'exploitation de ce modèle, une marge d'erreur d'environ 5% a été identifiée et devra être prise en considération dans ces futures utilisations dans ce cas.

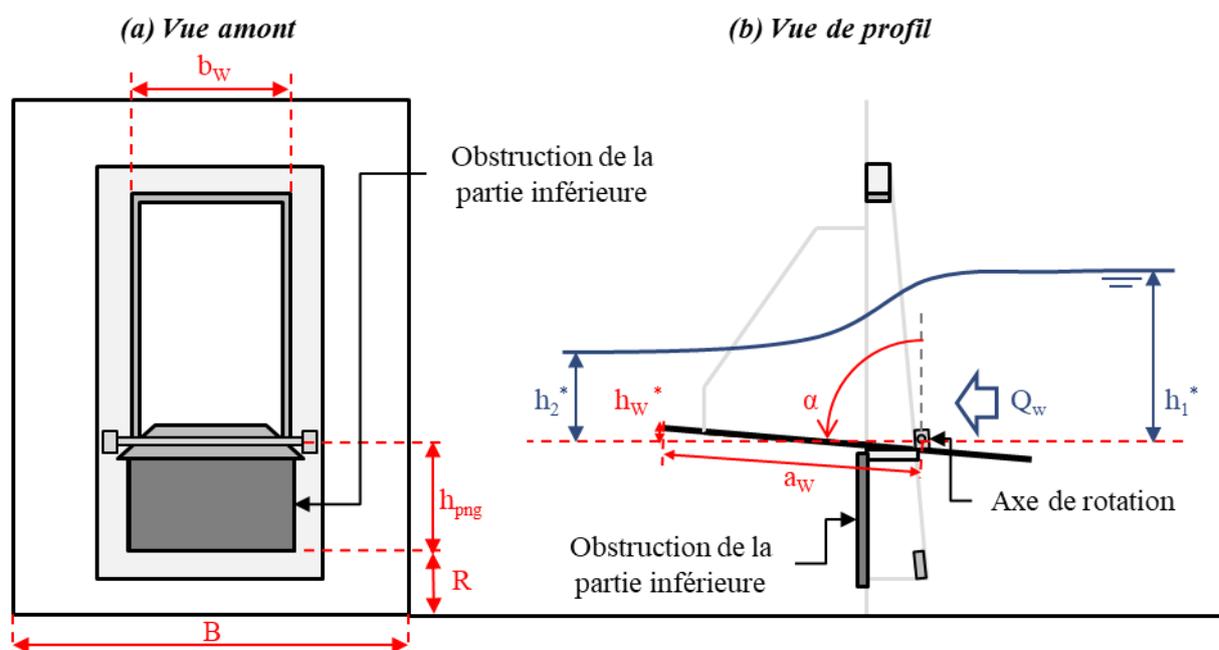
Par ailleurs, l'analyse approfondie des résultats obtenus à partir de ce modèle numérique permet de comprendre de manière plus détaillée la phénoménologie de l'écoulement à travers la géométrie expérimentale de la vanne. Elle met en évidence la complexité du champ de vitesse au niveau de l'orifice, avec des dépendances importantes liées à l'angle d'inclinaison du volet ainsi qu'au rapport entre la hauteur et la largeur de l'orifice, ces facteurs influençant le coefficient de débit.

Dans cette perspective de recherche, l'implémentation du modèle numérique est essentielle pour généraliser de manière économique l'étude de l'orifice inférieur de la vanne de fond, en considérant différentes configurations géométriques et des régimes d'écoulement quasi similaires. Cela permettra de déterminer des coefficients du modèle hydraulique spécifique à la géométrie de chaque modèle étudié et ainsi garantir une précision du dispositif de mesure conforme aux objectifs d'autosurveillance dans le cas où l'ouvrage y est soumis. Par ailleurs, la multiplication des cas géométriques différents étudiés permettra de construire une base de données globale qui assurera par la suite de disposer de coefficients de calage du modèle numériques globaux garantissant un dimensionnement robuste en tenant compte de la potentielle sensibilité du comportement hydraulique avec le rapport hauteur sur largeur de l'orifice ( $a_G/b_G$ ) [144]. De plus, une fois que la base de données sera suffisamment complète pour représenter de manière adéquate l'ensemble des cas géométriques, hydrauliques et dynamiques rencontrés, il sera envisageable de procéder à une correction des modèles prenant en compte le rapport hauteur sur largeur de l'orifice. Cette correction visera à améliorer la précision du modèle dans son utilisation générale.

### 4.3. Calibration de l'orifice supérieur

#### 4.3.1. Introduction

Le comportement hydraulique de la partie supérieure est également étudié indépendamment en obstruant complètement la partie inférieure. L'écoulement est autorisé qu'en surverse par-dessus le seuil incliné et ce dernier peut être décrit à travers les variables géométriques et hydrauliques de la Figure 4-34.



**Figure 4-34. Étude de l'écoulement à travers l'orifice supérieur dans le cas d'une vanne fusible**

Dans l'étude de l'influence aval, la hauteur mesurée la plus en aval au niveau du capteur n°3 sera considérée. Selon l'état de l'art, cette hauteur offre une estimation fiable et précise de l'influence aval, contrairement à la hauteur n°2 qui peut être affectée par des phénomènes tels que le ressaut hydraulique ou la présence de vagues en aval de l'ouvrage [175]. La mesure de cette dernière hauteur peut éventuellement être utilisée pour détecter l'influence aval.

Par ailleurs, l'étude du seuil incliné d'une vanne fusible se base sur les hauteurs d'eau référencées par rapport au plan de séparation des lignes de courant, considéré arbitrairement au niveau de l'axe de rotation, situé à une hauteur  $h_{png}$  par rapport au radier du canal :

$$h_{i*} = h_{CHi} - h_{png} - R \quad \text{avec } i \in \llbracket 0, 3 \rrbracket \quad (4.12)$$

En considérant ce référencement, l'incertitude sur la hauteur d'eau inclut celles des paramètres  $R$  et  $h_{png}$  :

$$u(h_{i*}) = \sqrt{u^2(h_{CHi}) + u^2(R) + u^2(h_{png})} \quad (4.13)$$

Les études scientifiques consacrées à l'hydraulique des seuils inclinés ont mis en évidence l'existence d'un système d'équations prometteur pour une description simple, générique, précise et continue de l'écoulement à travers l'ouvrage pour l'ensemble des régimes d'écoulement rencontrés.

En régime d'écoulement dénoyé, ce système d'équations relie la hauteur critique de l'écoulement au niveau du seuil incliné ( $K_{wf}$ ) et la hauteur de l'écoulement amont ( $h_{1*}$ ), toutes deux adimensionnalisées par rapport à la hauteur de pelle du seuil ( $h_{w*}$ ) [89], [150], [165] :

$$\frac{K_{wf}}{h_{w*}} = c_{wf} \left( \frac{h_{1*} - h_{w*}}{h_{w*}} \right)^{r_{wf}} \quad (4.14)$$

Lorsque la hauteur en aval augmente, il est choisi, pour des raisons de simplicité de mise en œuvre en ingénierie, de déterminer arbitrairement la limite d'ennoiement au niveau de l'arrête supérieure du volet basculant, correspondant aux seuils des premiers déversements. Cette approche est mise en œuvre par [100], [148], [174].

Ainsi, la réduction progressive et continue du débit, causée par la submersion partielle puis totale du seuil par l'aval, est exprimée par un coefficient multiplicatif ( $\Psi_{ws}$ ), qui est formulé de la manière suivante [174] :

$$\Psi_{ws} = A_{ws} \left[ 1 - \left( \frac{h_{3*} - h_{w*}}{h_{1*} - h_{w*}} \right)^{c_{ws}} \right]^{r_{ws}} \quad (4.15)$$

En considérant une hauteur amont constante, lorsque la hauteur aval augmente, le facteur ( $\Psi_{ws}$ ) est réduit progressivement jusqu'à atteindre zéro, traduisant ainsi la diminution progressive du coefficient de débit avec l'augmentation du niveau aval. En revanche, si la hauteur aval est négligeable par rapport à la hauteur amont, le facteur d'ennoiement sera proche de 1 et le coefficient de débit sera proche de celui observé en régime dénoyé.

D'après l'étude expérimentale de sept géométries de seuil différentes, [174] propose les valeurs constantes pour  $A_{ws} = 1$  et  $r_{ws} = 0.385$ , et variable pour  $c_{ws}$  en fonction de la géométrie du seuil.

Ainsi, les équations (4.14) et (4.15) retenues dépendent d'un système de cinq paramètres numériques : ( $c_{wf}, r_{wf}, A_{ws}, c_{ws}, r_{ws}$ ). En régime noyé, il est choisi de fixer  $A_{ws} = 1$  en première approche comme le préconise [174] et d'étudier seulement la variabilité des coefficients  $c_{ws}$  et  $r_{ws}$ .

Cette section du manuscrit vise à adapter le système d'équations pour décrire l'hydraulique de la partie supérieure des vannes basculantes sur l'ensemble des angles d'ouverture du volet basculant, y compris les inclinaisons quasi horizontales. Contrairement à la littérature existante, l'ensemble de cette plage d'angles n'a pas encore été étudié, ce qui nécessite des investigations approfondies. Ce changement

d'inclinaison induit une évolution progressive de la structure de l'écoulement au niveau du seuil, passant d'un seuil à crête mince à un seuil à crête épaisse. Afin de tenir compte de cette évolution, il sera nécessaire d'ajuster les valeurs de certains coefficients numériques en fonction de l'angle d'inclinaison ou d'introduire d'autres paramètres de correction, comme le suggère l'approche initiale proposée [148].

Cette approche repose initialement sur l'utilisation de données expérimentales pour discrétiser de manière précise une vaste gamme de conditions hydrauliques et dynamiques. Ensuite, un modèle numérique tridimensionnel de mécanique des fluides est appliqué à un ensemble représentatif de ces données expérimentales afin de valider les hypothèses sous-jacentes à sa construction. Dans une troisième étape, ce modèle numérique est utilisé pour étudier à moindre coût différentes configurations géométriques du seuil incliné qui n'ont pas été explorées expérimentalement. L'objectif de cette démarche est également d'évaluer l'impact de la contraction latérale entre la largeur du canal d'approche et celle du seuil, conformément à la proposition de [151], [166], [170]

Synthèse : Ce travail vise à développer puis valider une méthode de modélisation mathématique des lois représentant le fonctionnement hydraulique général de la partie supérieure d'une vanne fusible. Il est donc nécessaire d'évaluer cette approche dans le cas de la vanne fusible expérimentale afin de valider sa fiabilité et sa précision pour une calibration spécifique. Cela permettra de garantir la capacité du modèle mathématique à atteindre une précision adéquate dans le développement d'un système de mesure soumis à des exigences réglementaires. Par la suite, il sera important de généraliser cette approche à l'aide d'un modèle numérique dont les paramètres seront validés, afin d'évaluer la fiabilité de ce modèle mathématique dans une gamme représentative de différentes géométries d'ouvrage. Ceci permettra d'évaluer sa fiabilité et robustesse pour le dimensionnement préliminaire d'un ouvrage.

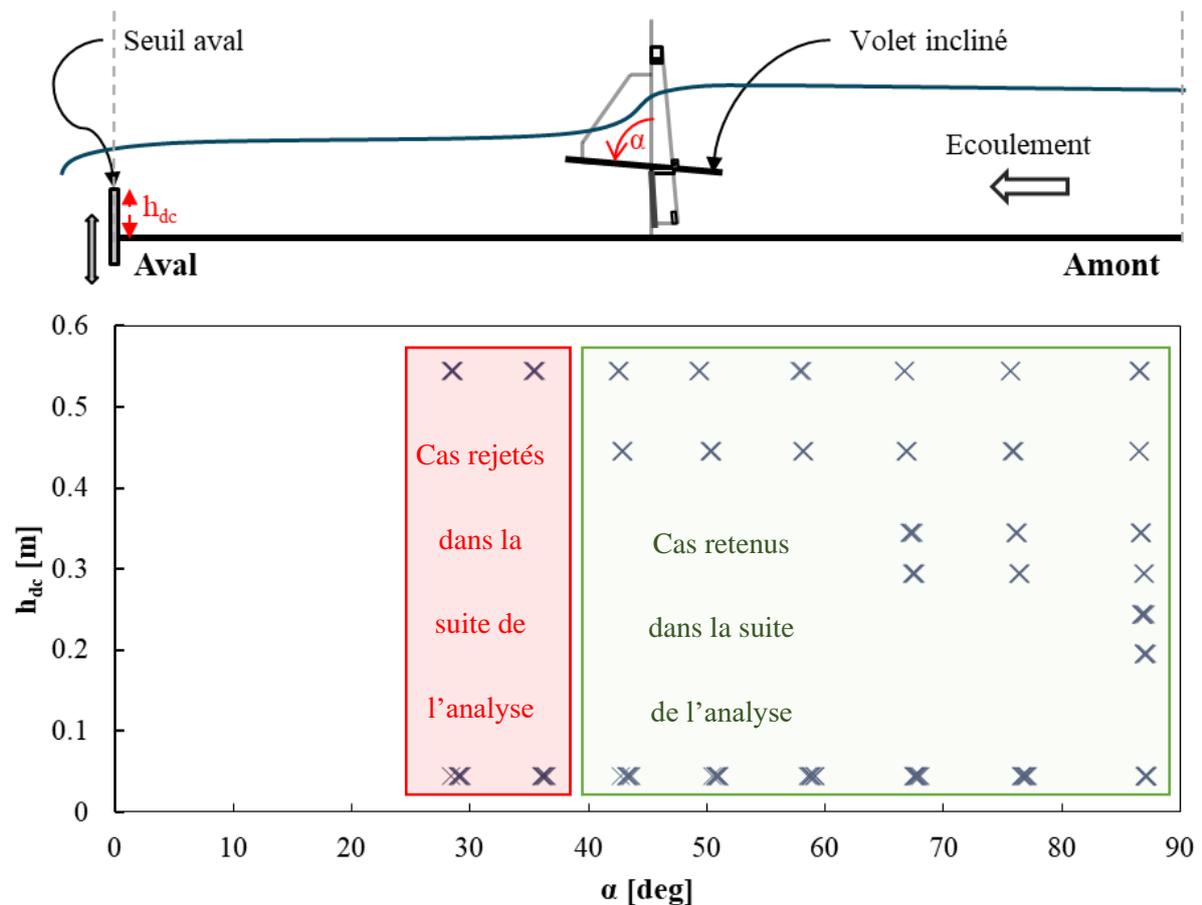
### **4.3.2. Etude expérimentale**

#### **4.3.2.1. Protocole**

L'étude expérimentale se concentre ici exclusivement sur l'analyse hydraulique de la partie supérieure en contrôlant la dynamique du volet basculant par le biais de différents angles d'inclinaison fixés. Ces angles d'inclinaison sont choisis pour discrétiser de manière représentative le fonctionnement global de l'ouvrage. En immobilisant directement l'angle d'inclinaison, ce protocole d'étude élimine la nécessité de prendre en compte les spécificités géométriques du volet, telles que la distribution de la masse du volet ou la position précise de l'axe de rotation, qui ont un impact sur sa dynamique. Cela permet d'obtenir une analyse hydraulique générique qui ne dépend que de l'angle d'inclinaison. Ce paramètre

résulte de la dynamique spécifique du volet et des interactions fluides structure. Sa valeur est directement mesurée sur site à l'aide d'un inclinomètre.

Ainsi, comme pour la vanne de fond, l'étude expérimentale de la partie supérieure est menée à l'aide du modèle expérimental présenté dans le paragraphe § 2.3.1.3. en fixant à chaque fois l'angle d'inclinaison du volet ( $\alpha$ ) ainsi que la hauteur du seuil aval ( $h_{dc}$ ) afin de couvrir l'ensemble des sollicitations dynamiques et hydrauliques de l'ouvrage (cf. Figure 4-35).



**Figure 4-35. Représentation des angles d'ouverture du volet incliné et des hauteurs de seuil aval fixés pour l'ensemble des études en régime permanent de l'orifice supérieur, représentant toutes les situations possibles de sollicitations hydrauliques aval et dynamiques du volet**

Dans le cadre de cette étude, un ensemble de configurations est exploré en modifiant le débit amont de manière progressive, afin de couvrir l'ensemble des hauteurs amont en deçà de la limite structurelle du canal, fixée à 80 cm. De cette manière, un total de **227 points de mesure** expérimentaux en régime permanent est généré pour représenter l'ensemble des modes de fonctionnement du seuil incliné de la vanne basculante.

Les séries expérimentales où le volet est incliné à 28 et 35 degrés sont exclues du traitement des résultats pour plusieurs raisons. Tout d'abord, comme il a été démontré au cours du Chapitre 3, ces angles ne sont

pas observés dans le fonctionnement courant de l'ouvrage, même lors de fortes influences aval. De plus, des fuites significatives au niveau de l'axe de rotation sont observées lors de ces inclinaisons, ce qui compromet la fiabilité des résultats.

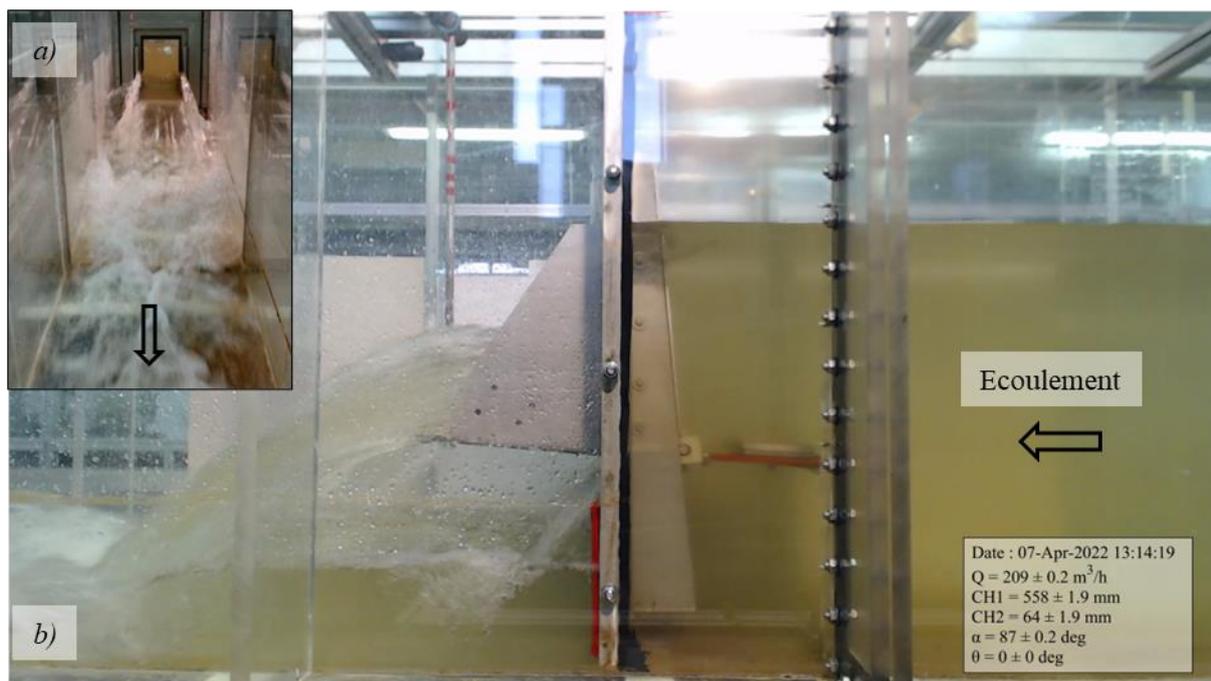
Pour pallier ce problème, une méthode d'estimation des fuites est proposée § 4.3.2.4. Cette approche permettra de déterminer les cas où les fuites sont prédominantes et nuisent à la validité des analyses quantitatives. En éliminant ces cas, il sera possible de mieux cibler les conditions expérimentales appropriées pour garantir la fiabilité des données et faciliter leur interprétation précise.

#### 4.3.2.2. *Analyse phénoménologique des écoulements*

Dans un premier temps, les analyses expérimentales retenues sont examinées de manière qualitative afin de décrire le fonctionnement phénoménologique global de l'orifice supérieur pour chaque sollicitation hydraulique, ainsi que pour évaluer l'impact de l'angle d'inclinaison du volet.

##### 4.3.2.2.a. *Écoulement dénoyé*

L'exemple d'un fonctionnement du seuil incliné en régime dénoyé est illustré Figure 4-36.



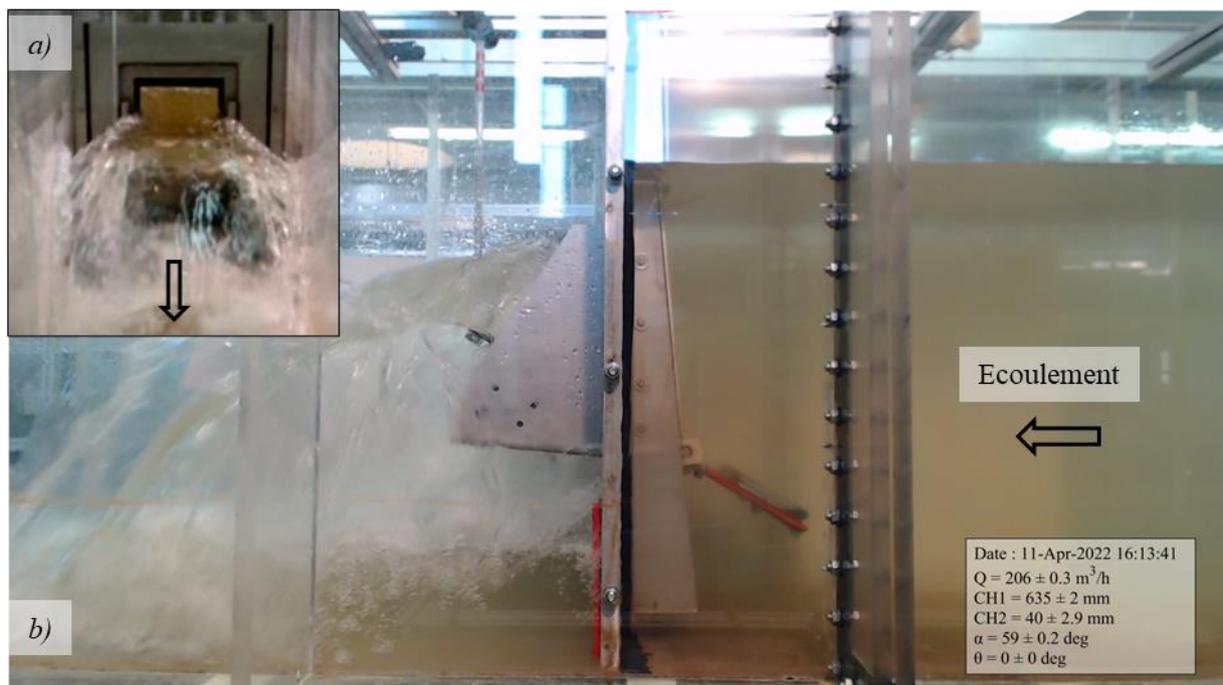
**Figure 4-36. Visualisation expérimentale d'un écoulement par-dessus le seuil incliné en (a) vue aval et (b) vue de profil, sous régime dénoyé pour un angle d'inclinaison fixé à  $87^\circ$  et un débit pompé de  $209 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  (i.e.  $58.1 \text{ L} \cdot \text{s}^{-1}$ )**

L'analyse phénoménologique de l'écoulement expérimental en régime dénoyé met en évidence deux régimes distincts : en amont de l'ouvrage, un régime fluvial se caractérise par une hauteur d'eau élevée et des vitesses faibles, avec une surface libre plane et calme. En aval de l'ouvrage, un régime torrentiel

est observé avec une chute au niveau du seuil puis des faibles hauteurs d'eau, des vitesses élevées et des ondes transverses. Ces observations confirment le fonctionnement dénoyé de l'ouvrage.

Par ailleurs, les bajoyers obstruent la vue sur la ligne d'eau le long du seuil, rendant ainsi impossible la détermination précise de la position de la hauteur critique. Cependant, la différence de niveau d'eau entre la crête de l'ouvrage et l'amont immédiat suggère que cette hauteur se situe au niveau de l'engouffrement. Cette conclusion est cohérente en raison de l'angle quasi horizontal du volet, car le seuil incliné agit alors comme un seuil à crête épaisse.

Dans le cas d'un seuil davantage incliné, comme illustré Figure 4-37, la crête du seuil semble agir comme un point de pilotage en concurrence avec celui formé plus en amont par l'engouffrement de l'écoulement à travers la contraction latérale. Malheureusement, étant donné que l'analyse de la ligne d'eau reste impossible, il demeure impossible de valider avec certitude la position de la hauteur critique.



**Figure 4-37. Visualisation expérimentale d'un écoulement par-dessus le seuil incliné en (a) vue aval et (b) vue de profil, sous régime dénoyé pour un angle d'inclinaison fixé à  $59^\circ$  et un débit pompé de  $206 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  (i.e.  $57.2 \text{ L} \cdot \text{s}^{-1}$ )**

#### 4.3.2.2.b. Écoulement partiellement noyé

La hauteur de la crête du seuil incliné en aval est progressivement augmentée pour générer une élévation du niveau d'eau à l'aval de l'ouvrage, permettant ainsi d'y établir un régime fluvial pleinement développé. Cette élévation du niveau d'eau est poursuivie jusqu'à ce qu'elle atteigne la hauteur de la crête du seuil incliné, à partir de laquelle le fonctionnement hydraulique de l'ouvrage est considéré comme submergé,

c'est-à-dire qu'il dépend du niveau d'eau en aval. Il convient de noter que ce critère est arbitraire, mais est mis en œuvre pour simplifier considérablement l'étude de l'ouvrage.

Lorsque l'angle d'ouverture est fixé au maximum et que le débit est équivalent à celui présenté dans la Figure 4-36, l'influence du niveau d'eau aval se traduit par la formation de vagues en aval de l'ouvrage, causées par la chute de l'écoulement dans la masse d'eau. Il s'agit d'un cas où l'influence en aval est partielle, comme décrit par [175] et illustré dans la Figure 1-30-b).



**Figure 4-38. Visualisation expérimentale d'un écoulement par-dessus le seuil incliné en (a) vue aval et (b) vue de profil, sous régime partiellement noyé pour un angle d'inclinaison fixé à  $87^\circ$  et un débit pompé de  $207 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  (i.e.  $57.5 \text{ L} \cdot \text{s}^{-1}$ )**

Malgré un niveau d'eau en aval supérieur à la hauteur de la crête du seuil incliné, l'impact de la submersion sur le fonctionnement hydraulique de l'ouvrage est négligeable. En effet, pour un débit équivalent, aucune élévation du niveau d'eau en amont n'est en effet observée par rapport au fonctionnement en régime dénoyé illustré précédemment Figure 4-36.

#### 4.3.2.2.c. *Écoulement noyé*

En maintenant un débit amont équivalent, la hauteur du seuil est augmentée davantage de manière à garantir une hauteur suffisante en aval de l'ouvrage pour submerger complètement les vagues en sortie du seuil incliné. Un exemple de fonctionnement de l'ouvrage sous cette sollicitation hydraulique est présenté sur la Figure 4-39. L'analyse de cet exemple révèle un régime pleinement fluvial de part et d'autre de la vanne, se caractérisant par un écoulement stable et tranquillisé, avec des hauteurs d'eau élevées. En conséquence, l'écoulement ne passe plus par la hauteur critique au niveau de l'ouvrage et son fonctionnement hydraulique dépend alors de la hauteur en aval. En effet, pour un débit équivalent,

la hauteur amont est ici augmentée de 8 mm en raison de l'élévation du niveau aval. Le régime d'écoulement est alors décrit comme noyé.



**Figure 4-39. Visualisation expérimentale d'un écoulement par-dessus le seuil incliné en (a) vue aval et (b) vue de profil, sous régime noyé pour un angle d'inclinaison fixé à 87° et un débit pompé de 207 m<sup>3</sup>.h<sup>-1</sup> (i.e. 57.5 L.s<sup>-1</sup>)**

*Synthèse* : L'analyse phénoménologique de quelques résultats expérimentaux représentatifs du fonctionnement global du seuil incliné d'une vanne basculante met en évidence des similitudes hydrauliques avec un seuil à crête épaisse. En effet, lorsque ce dernier est entièrement ouvert, le passage par la hauteur critique semble s'effectuer en amont de la crête. De plus, les observations pour les angles d'inclinaison intermédiaires suggèrent la présence d'un second point de pilotage au niveau de la crête qui entre en compétition avec celui au niveau de l'engouffrement. Toutefois, une vérification rigoureuse de ce fonctionnement nécessiterait une analyse précise de l'évolution de la ligne d'eau le long du seuil.

Dans le régime noyé, des conditions partiellement immergées se manifestent par la formation de vagues en aval du seuil, sans impact significatif sur le niveau amont. À mesure que la hauteur aval augmente, ces vagues s'estompent, laissant place à un régime de submersion totale caractérisé par un écoulement fluvial et tranquillisé. Dans ce régime, l'incidence sur le niveau amont devient significative et doit être prise en compte dans la description du comportement hydraulique du seuil incliné.

Dans le cas d'un seuil incliné, la calibration des lois s'effectue en deux étapes successives. La première étape consiste à calibrer la loi en régime dénoyé. Ensuite, la loi en régime noyé est calibrée en se basant sur les résultats obtenus lors de la calibration en régime dénoyé.

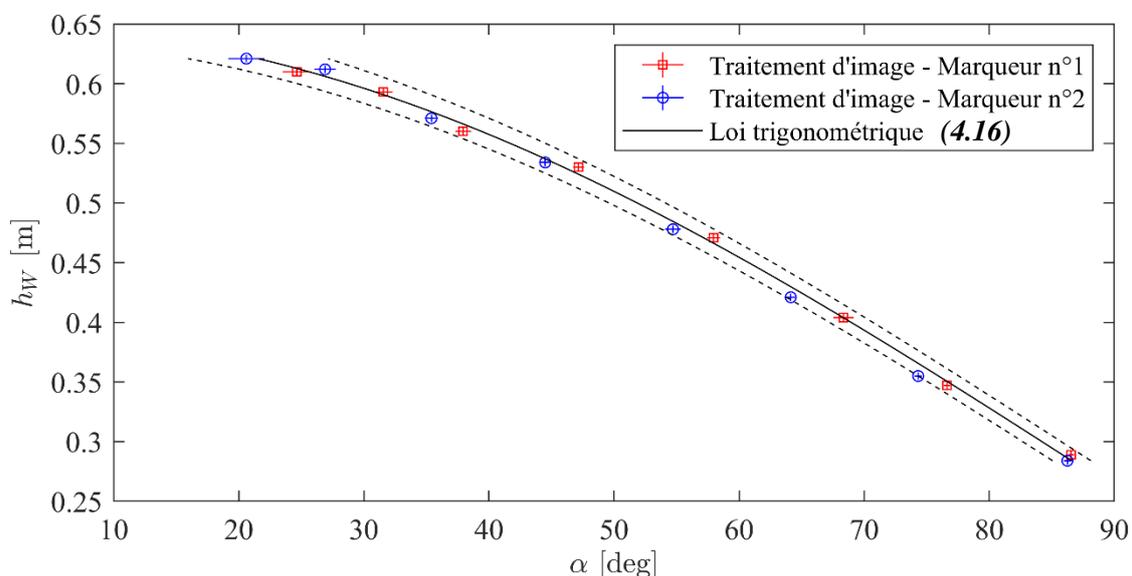
#### 4.3.2.3. *Evolution de la hauteur de pelle du seuil avec l'inclinaison du volet*

L'étude du comportement hydraulique du seuil incliné nécessite la détermination précise de la hauteur de pelle, qui marque le niveau auquel les premiers déversements se produisent. Cette hauteur peut être calculée en fonction des paramètres géométriques de la vanne telle que la hauteur de l'axe de rotation depuis le radier du canal ( $R + h_{png}$ ), la hauteur de la partie supérieure du volet ( $a_w$ ) et de l'angle d'inclinaison de ce dernier. Une formule trigonométrique simple est ainsi développée sous la forme :

$$h_w = R + h_{png} + a_w \cos \alpha \quad (4.16)$$

Pour valider cette équation, une méthode de contre-mesure est employée. Celle-ci consiste à mesurer manuellement la hauteur de pelle ( $h_w$ ) depuis le radier du canal et à estimer l'angle d'ouverture du volet à l'aide de l'algorithme de traitement d'image spécialement développé à cet effet. Cette étape se base sur les résultats de validation de ce même algorithme, illustré précédemment sur la Figure 2-28.

L'équation est comparée avec son intervalle de confiance à 95 % et les points de contre-mesures sur la Figure 4-40.



**Figure 4-40. Evolution de la hauteur du seuil de déversement de la vanne fusible en fonction de l'angle d'ouverture du volet basculant. Contre validation de la loi obtenue par traitement d'image avec une loi trigonométrique**

*Les deux courbes en pointillé représentent l'intervalle de confiances à 95 % de la loi (4.16).*

Ainsi, les résultats obtenus révèlent que la loi trigonométrique ainsi établie, ainsi que son intervalle de confiance, englobent les points de contre-mesure. Cela démontre la validité de cette loi trigonométrique et de sa capacité à calculer de manière fiable et précise la position exacte de la hauteur du seuil en fonction de l'angle d'ouverture du volet.

L'étude du comportement hydraulique du seuil incliné est référencée par rapport à l'axe de rotation du volet basculant. En conséquence, la hauteur de la pelle est recalculée en reformulant l'équation (4.16) qui a été préalablement validée :

$$h_{w*} = h_w - R - h_{png} = a_w \cos \alpha \quad (4.17)$$

L'incertitude sur le calcul de la hauteur de pelle est déterminée en utilisant la méthode de propagation des incertitudes du Guide pour l'expression de l'incertitude de mesure (GUM) [182], [183], qui a été présentée précédemment.

#### 4.3.2.4. *Evaluation des fuites*

L'analyse du seuil incliné révèle la présence d'un écoulement d'eau au niveau de la traverse qui n'est pas pris en compte dans l'étude de l'écoulement surversé. Comme illustré sur la Figure 4-41, ces fuites peuvent être significatives pour les angles intermédiaires en raison d'un défaut d'étanchéité au niveau de l'axe, le joint n'étant pas adapté à ces conditions. Par ailleurs, des orifices présents de chaque côté des bajoyers permettent l'échappement d'un flux de fuite supplémentaire (cf. Annexe 7.3-13).

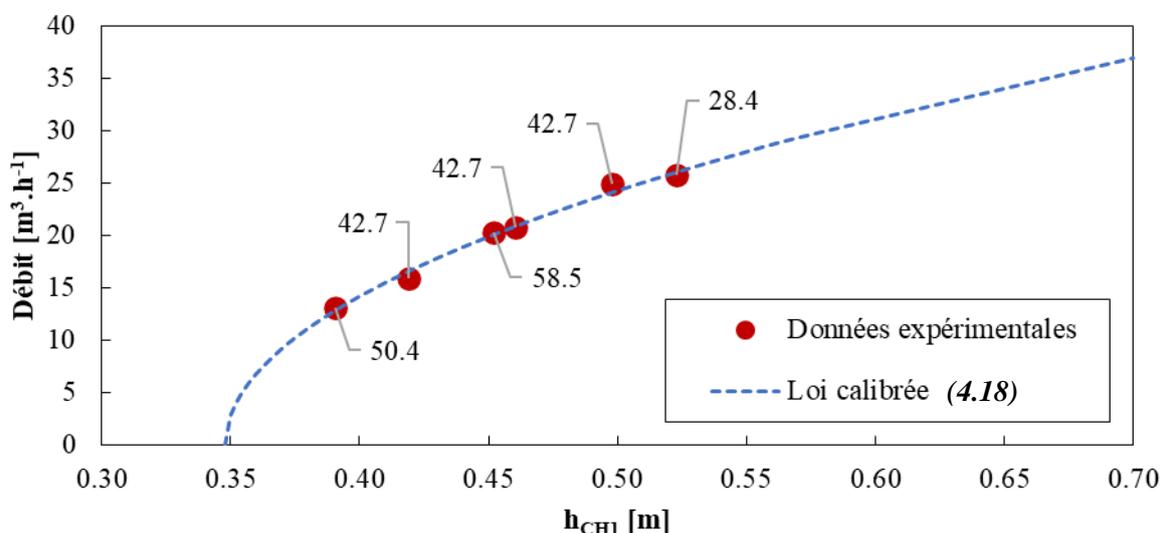


Figure 4-41. Mise en évidence des fuites au niveau de l'axe de rotation à travers l'exemple d'un écoulement de  $10 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  pour un angle d'inclinaison du volet de  $67^\circ$

Les fuites sont considérablement réduites grâce à la présence d'un joint au niveau de l'axe de rotation. Cependant, pour les angles intermédiaires, ce joint semble perdre en efficacité, rendant difficile une étanchéité complète pour chaque angle d'ouverture testé. Par conséquent, il est proposé de maintenir la configuration d'origine de la vanne, celle qui est utilisée dans les conditions réelles du réseau, tout en modélisant le débit de fuite comme s'il s'agissait d'un orifice placé en parallèle avec la vanne :

$$Q_{leak} = \mu_{leak} S_{leak} \sqrt{2g (h_{CH1} - h_{leak})} \quad (4.18)$$

L'équation (4.18) implique le produit du coefficient de débit de l'orifice et de sa surface totale ( $\mu_{leak} S_{leak}$ ), ainsi que la hauteur de son barycentre ( $h_{leak}$ ). Cette relation est calibrée en considérant des cas spécifiques, tels que ceux illustrés dans la Figure 4-41, où il n'y a pas de déversement par-dessus.



**Figure 4-42. Calibration d'une loi d'orifice modélisant les fuites le long de l'axe de rotation pour différents angles d'inclinaison du volet basculant, où les fuites observées sont significatives devant l'écoulement principal**

*Les valeurs en étiquette de chaque point de mesure correspondent à l'angle d'inclinaison du volet.*

Cette étape de calibration permet d'obtenir une valeur de  $\mu_{leak} S_{leak} = 3.90 \times 10^{-0.3} \text{ m}^2$  et  $h_{leak} = 0.348 \text{ m}$ . Il est observé que le débit de fuite suit une tendance globale similaire pour l'ensemble des angles testés. Cela indique que le comportement des fuites resterait constant et prédictible indépendamment de l'angle d'ouverture de la vanne.

Cette approche de calibration permet une estimation de l'ordre de grandeur des fuites, ce qui permet d'exclure les cas d'étude où elles prédominent sur l'écoulement principal. Afin de garantir l'intégrité des résultats, les cas où le rapport entre le débit de fuite et le débit total dépasse 30 % sont retirés de l'analyse. De plus, les débits inférieurs à  $10 \text{ L.s}^{-1}$  et les hauteurs inférieures à 5 mm sont également exclus pour éviter tout biais dans le développement et la validation des modèles hydrauliques du seuil incliné.

#### 4.3.2.5. Calibration des lois hydrauliques en régime dénoyé

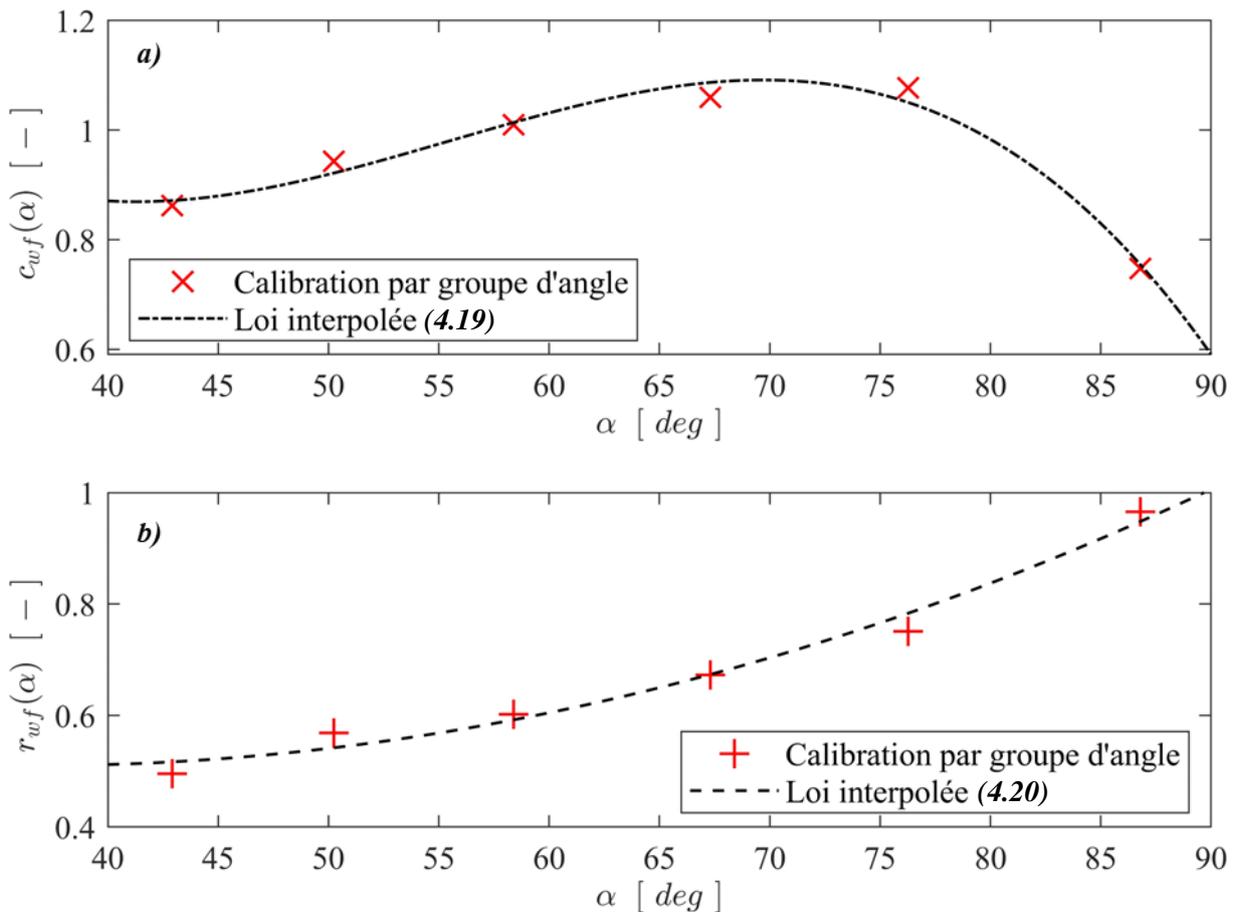
##### 4.3.2.5.a. Base de données étudiée

Pour l'étude en régime dénoyé, la base de données expérimentales est filtrée en ne tenant compte que des mesures où la hauteur aval est inférieure à la hauteur de l'axe de rotation du volet. Cette approche assure que la structure est complètement dénoyée. L'ensemble des points de mesure retenus pour l'analyse en régime dénoyé est synthétisé en Annexe 7.3-9 et Annexe 7.3-10 et regroupe **43 points**.

##### 4.3.2.5.b. Méthodes de calibration

Les résolutions de l'équation (4.14) s'effectue grâce à l'algorithme d'optimisation non linéaire "lsqnonlin" développé par Mathworks [202].

Ainsi, une première approche de résolution est entreprise en ne considérant que les résultats expérimentaux moyens, sans prendre en compte leur incertitude, et en les distinguant en fonction de l'angle d'inclinaison du volet. Cette méthode permet ainsi d'analyser les variations potentielles des paramètres numériques de l'équation (4.14) en fonction de l'angle d'inclinaison et, le cas échéant, de tester facilement des ajustements mathématiques pertinents pour en tenir compte (cf. Figure 4-43).



**Figure 4-43. Calibration en première approche des coefficients (a)  $c_{wf}$  et (b)  $r_{wf}$  pour chaque groupe d'angle et proposition de lois mathématiques d'interpolation**

Ainsi, dans le cas du seuil incliné d'une vanne fusible fonctionnant en régime dénoyé, cette approche démontre que les paramètres de calage de la loi (4.14) varient significativement en fonction de l'angle d'inclinaison.

D'une part, le paramètre  $c_{wf}$  présente une augmentation progressive jusqu'à atteindre un angle d'ouverture de  $76^\circ$ , suivi d'une chute abrupte avec une valeur calibrée pour un angle de  $87^\circ$  qui est nettement inférieure que celle obtenue avec les autres groupes d'angles. Cette observation est en accord avec les travaux antérieurs de [148], [153] qui identifient également l'existence d'un angle optimal à partir duquel le coefficient de débit diminue brusquement. Cette tendance générale peut être représentée de manière simple par une équation polynomiale d'ordre 3 de la forme :

$$c_{wf}(\alpha) = a_{wf1}\alpha^3 + a_{wf2}\alpha^2 + a_{wf3}\alpha + a_{wf4} \quad \text{avec } (a_{wfi})_{1 \leq i \leq 4} \in \mathbb{R}^4 \quad (4.19)$$

D'autre part, le paramètre  $r_{wf}$  présente une augmentation avec l'angle d'inclinaison du volet, comme l'ont observé [164]. Cette augmentation suit une tendance non linéaire, décrite par une équation polynomiale d'ordre 2 :

$$r_{wf}(\alpha) = a_{wf5}\alpha^2 + a_{wf6}\alpha + a_{wf7} \quad \text{avec } (a_{wfi})_{5 \leq i \leq 7} \in \mathbb{R}^3 \quad (4.20)$$

Cela indique que la dépendance du coefficient de débit par rapport à la hauteur de lame déversante augmente davantage pour les angles d'ouverture importants. En effet, dans cette configuration, le seuil se comporte comme un seuil épais, la position de la hauteur critique n'est plus en aval de l'arête supérieure du volet, mais dans une position intermédiaire entre ce point et l'engouffrement dans le cadre de la vanne en amont. La position et la valeur de cette hauteur critique présentent alors une sensibilité accrue à la fois vis-à-vis de la charge en amont et de l'angle d'ouverture du volet.

Cette approche permet ainsi de définir une première approximation de la valeur de chacun des coefficients numériques intervenant dans les équations (4.19) et (4.20) (cf. Tableau 4-10).

**Tableau 4-10. Première approximation des paramètres numériques des équations (4.19) et (4.20) relatives aux coefficients de la loi (4.14)**

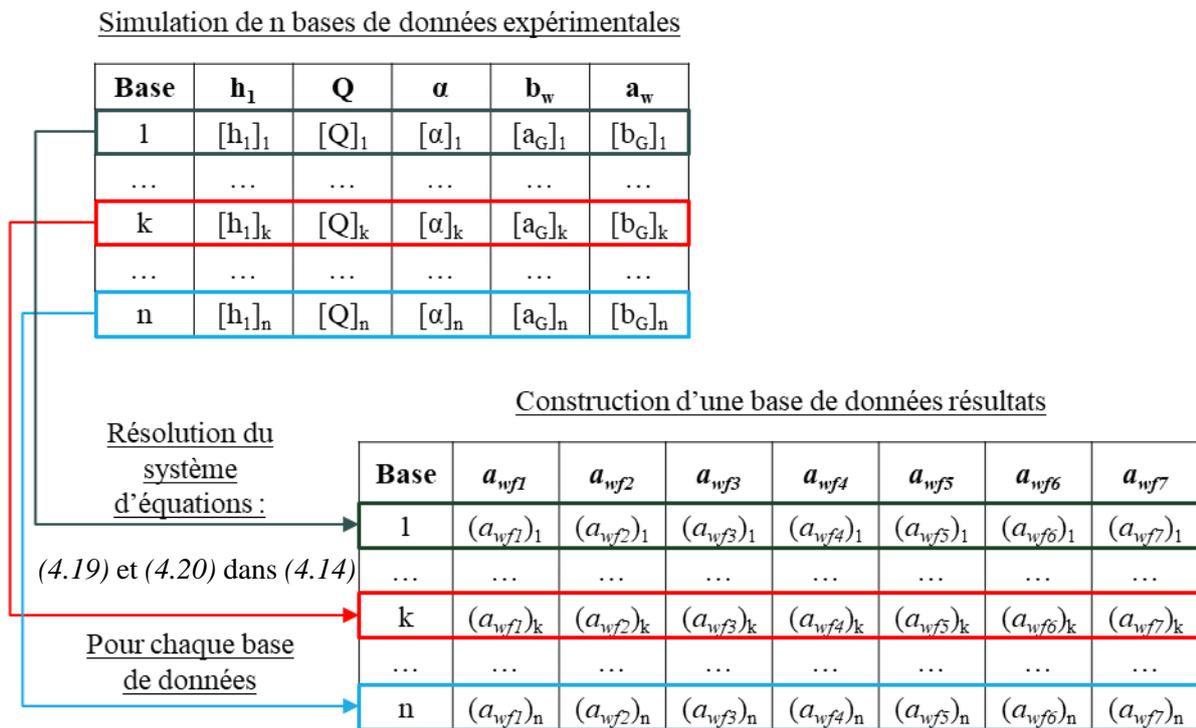
$a_{wf1} (c_{wf})$	$a_{wf2} (c_{wf})$	$a_{wf3} (c_{wf})$	$a_{wf4} (c_{wf})$	$a_{wf5} (r_{wf})$	$a_{wf6} (r_{wf})$	$a_{wf7} (r_{wf})$
-1.93E-05	3.22E-03	-1.67E-01	3.63E+00	1.74E-04	-1.28E-02	7.44E-01

Synthèse : Dans une première approche, en se basant sur les valeurs moyennes des variables expérimentales hydrauliques, dynamiques et géométriques mesurées, il est possible d'analyser comment chaque coefficient de la loi (4.14) évolue en fonction de l'angle d'inclinaison du volet. Cette

analyse permet également de calibrer une première estimation des fonctions décrivant chacun de ces paramètres.

L'évaluation précise de l'incertitude du débit par de dessus le seuil incliné s'avère essentielle pour assurer un dimensionnement approprié de l'ouverture supérieure et pour garantir une mesure précise qui respecte les exigences réglementaires. Ce calcul nécessite la connaissance de la distribution de chaque coefficient numérique par rapport à sa moyenne, permettant ainsi d'identifier une loi de densité appropriée et de l'intégrer dans le calcul de l'incertitude globale. Par ailleurs, il est indispensable de considérer la corrélation entre les dispersions de chaque coefficient afin de réaliser une estimation rigoureuse de cette incertitude.

Dans le but de résoudre cette problématique, une méthode de simulation des données expérimentales est mise en œuvre afin d'intégrer, dans le processus de résolution, les incertitudes de mesure de chaque donnée d'entrée et d'étudier à posteriori la dispersion de chaque coefficient. Ce processus est similaire à celui mis en œuvre pour la calibration du modèle hydraulique développé pour la description de l'orifice inférieur (cf. Figure 4-7). Une schématisation du processus de simulation de données mis en œuvre dans le cadre de l'étude du seuil incliné en régime dénoyé est illustrée Figure 4-44.



**Figure 4-44. Approche basée sur la méthode de Monte Carlo pour la résolution du système d'équations, (4.19) et (4.20) dans (4.14) caractérisant le comportement hydraulique d'un seuil incliné en régime dénoyé**

Cette approche se rapproche de celle de « Monte Carlo » [193], [203], [204] ou encore celle du « Bootstrap » [183], [205], [206].

Dans un premier temps, cette méthodologie implique la génération aléatoire d'un ensemble conséquent de bases de données expérimentales, dans lesquelles les valeurs de chaque variable mesurée sont tirées aléatoirement selon leur distribution statistique respective. Concernant les grandeurs géométriques décrivant l'orifice supérieur,  $a_w$  et  $b_w$ , ces dernières sont supposées suivre une loi rectangulaire puisqu'elles ont été mesurées par une règle millimétrique. Tandis que les grandeurs caractéristiques de l'écoulement suivent une loi normale parce qu'elles sont issues d'une combinaison de N mesures ponctuelles dont les sources d'incertitudes suivent elles-mêmes des lois normales. Les paramètres de ces distributions, en termes de moyenne et demi-intervalle de confiance à 95% ( $U_{95}$ ), sont synthétisés de l'Annexe 7.3-9 à l'Annexe 7.3-12. Il est important de noter que ce processus suppose une indépendance des distributions de chaque grandeur d'entrée par mesure de simplicité. Toutefois, le modèle hydraulique considèrera bien par la suite, dans le calcul de l'incertitude du débit, les covariances entre chacune des grandeurs d'entrée.

Dans un deuxième temps, l'algorithme de résolution est appliqué pour chaque base de données expérimentales simulée. Ce dernier est initialisé en considérant les valeurs déduites de la première approche et présentée Tableau 4-10. Par conséquent, une base de données de résultats est construite en concaténant toutes les solutions vectorielles générées par l'algorithme d'optimisation. Cette base de données de résultats englobe exhaustivement toutes les variations des données mesurées hydrauliques, géométriques et dynamiques, représentant ainsi la gamme complète de la variabilité aléatoire possible de ces paramètres ainsi que leur variabilité commune.

Dans un troisième temps, l'étude des vecteurs contenant les résultats chaque coefficient numérique d'intérêt ( $a_{wf_i}$ ) permet d'étudier sa loi de distribution ainsi que les paramètres numériques qui la décrivent, à savoir la moyenne et l'écart type. Afin de déterminer de manière fiable un niveau de confiance de 95% pour les coefficients numériques, le nombre d'essais, noté n, doit être d'au moins 10 000 [193], [203]. Un test de sensibilité spécifique au cas étudié a permis de confirmer ce choix de nombre d'essais.

*Synthèse* : La méthode de Monte Carlo est un processus statistique qui modélise la distribution spécifique et commune des paramètres de calibration, en prenant en compte l'incertitude associée à chaque variable d'entrée.

4.3.2.5.c. Résultats expérimentaux

Cette seconde approche, basée sur la méthode de Monte - Carlo, a été mise en œuvre en considérant le jeu de données expérimentales des seuils inclinés fonctionnant selon un régime d'écoulement dénoyé. Les équations (4.14), (4.19) et (4.20), validées lors de la première approche pour décrire ce fonctionnement de l'ouvrage, sont simultanément résolues en s'appuyant sur le vecteur d'initialisation décrit dans le Tableau 4-10.

La distribution statistique des paramètres numériques est présentée sur la Figure 4-46.

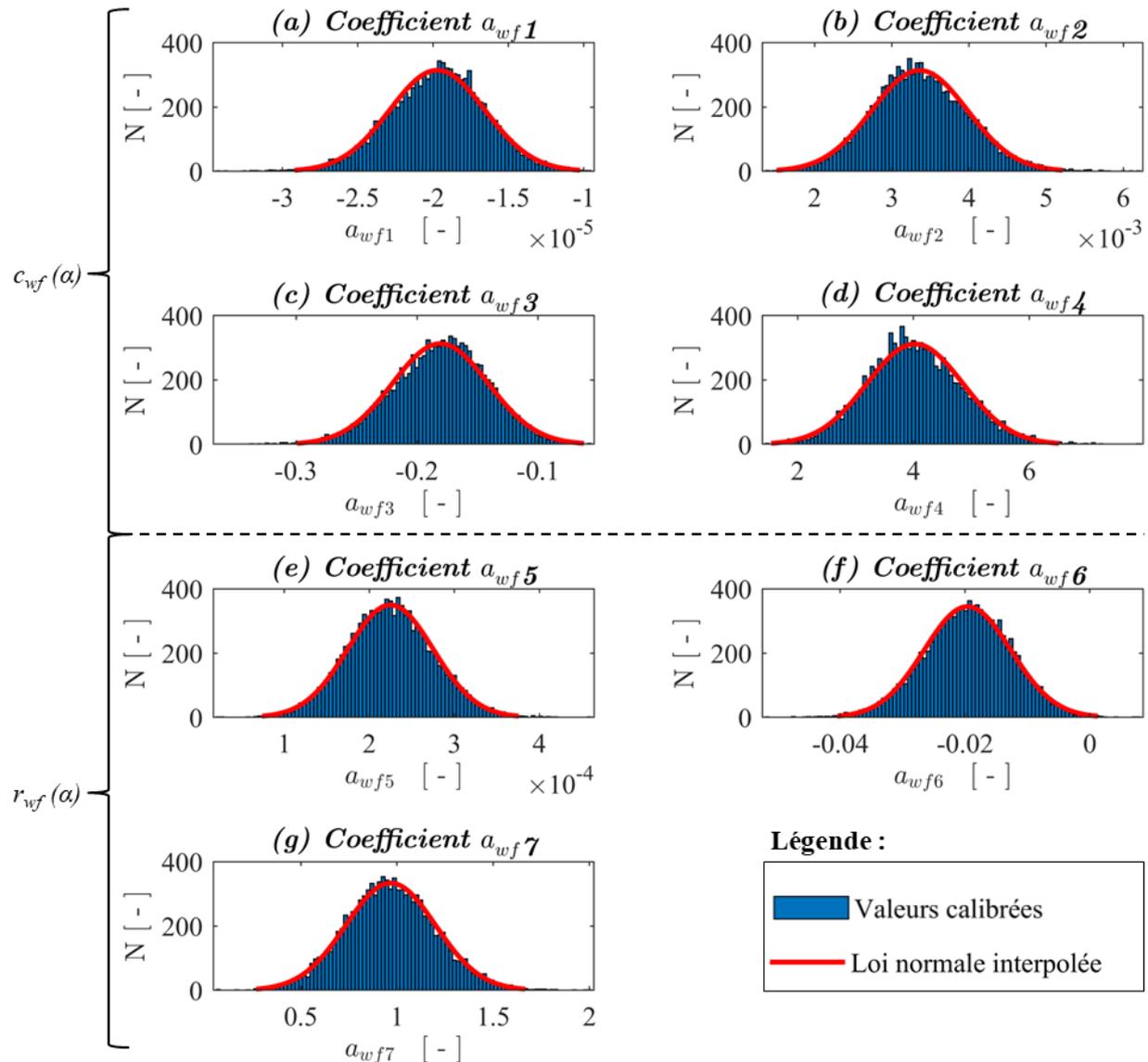


Figure 4-45. Calibration par la méthode de Monte Carlo des coefficients des équations (4.19) et (4.20) relatifs aux paramètres de calage de la loi hydraulique (4.14) représentant le déversement par-dessus un seuil incliné en régime dénoyé

Bien qu'il puisse y avoir quelques asymétries, l'analyse des résultats met en évidence une distribution se rapprochant de celle d'une loi normale pour chaque paramètre numérique. Ceci est cohérent avec la distribution rectangulaire ou normale des paramètres d'entrée et le grand nombre de cas simulés (cf.

Théorème central limite). Ces lois normales permettent de modéliser la distribution de l'incertitude de chacun des paramètres numériques en fonction de leur moyenne, de leur écart type et de leur incertitude étendue définissant un intervalle de confiance à 95 % :

**Tableau 4-11. Seconde approximation des paramètres numériques des lois (4.14), (4.19) et (4.20)**

	$a_{wf1}$ ( $c_{wf}$ )	$a_{wf2}$ ( $c_{wf}$ )	$a_{wf3}$ ( $c_{wf}$ )	$a_{wf4}$ ( $c_{wf}$ )	$a_{wf5}$ ( $r_{wf}$ )	$a_{wf6}$ ( $r_{wf}$ )	$a_{wf7}$ ( $r_{wf}$ )
$\mu$	-1.972E-05	3.360E-03	-1.807E-01	4.026E+00	2.248E-04	-1.959E-02	9.670E-01
$\sigma$	3.159E-06	6.175E-04	3.951E-02	8.286E-01	5.030E-05	6.955E-03	2.332E-01
$U_{95}$	6.191E-06	1.210E-03	7.744E-02	1.624E+00	9.858E-05	1.363E-02	4.571E-01

Ensuite, il est également nécessaire de prendre en considération la covariance entre les dispersions des paramètres numériques lors du calcul de l'incertitude du débit. L'approche mise en œuvre pour évaluer ce paramètre se base sur un calcul du coefficient de détermination défini dans l'équation (2.19) [193]. Les résultats sont exprimés sous forme d'une matrice, où une valeur proche de zéro indique une indépendance entre les variations des paramètres, tandis qu'une valeur proche de 1 ou de -1 indique une corrélation positive ou négative, respectivement.

**Tableau 4-12. Coefficients de détermination entre la dispersion des valeurs de chaque paramètre**

	$a_{wf1}$	$a_{wf2}$	$a_{wf3}$	$a_{wf4}$	$a_{wf5}$	$a_{wf6}$	$a_{wf7}$
$a_{wf1}$	100%	-100%	99%	-98%	-81%	79%	-76%
$a_{wf2}$	-100%	100%	-100%	99%	81%	-79%	77%
$a_{wf3}$	99%	-100%	100%	-100%	-81%	80%	-78%
$a_{wf4}$	-98%	99%	-100%	100%	82%	-81%	80%
$a_{wf5}$	-81%	81%	-81%	82%	100%	-100%	98%
$a_{wf6}$	79%	-79%	80%	-81%	-100%	100%	-99%
$a_{wf7}$	-76%	77%	-78%	80%	98%	-99%	100%

Pour chaque paire de polynômes (4.19) et (4.20), les dispersions des coefficients associés présentent une corrélation totale positive ou négative. De plus, il existe une corrélation significative entre les dispersions des paramètres d'un polynôme avec ceux de l'autre polynôme. Il est donc important de prendre en compte ces corrélations dans le calcul d'incertitudes du modèle, à travers le terme de covariance des erreurs, afin de garantir un calcul fiable de l'intervalle de confiance du paramètre calculé.

Synthèse : La méthode de Monte Carlo est utilisée pour résoudre de manière exhaustive les équations (4.14), (4.19) et (4.20), qui décrivent l'hydraulique d'un seuil incliné de la vanne fusible en régime

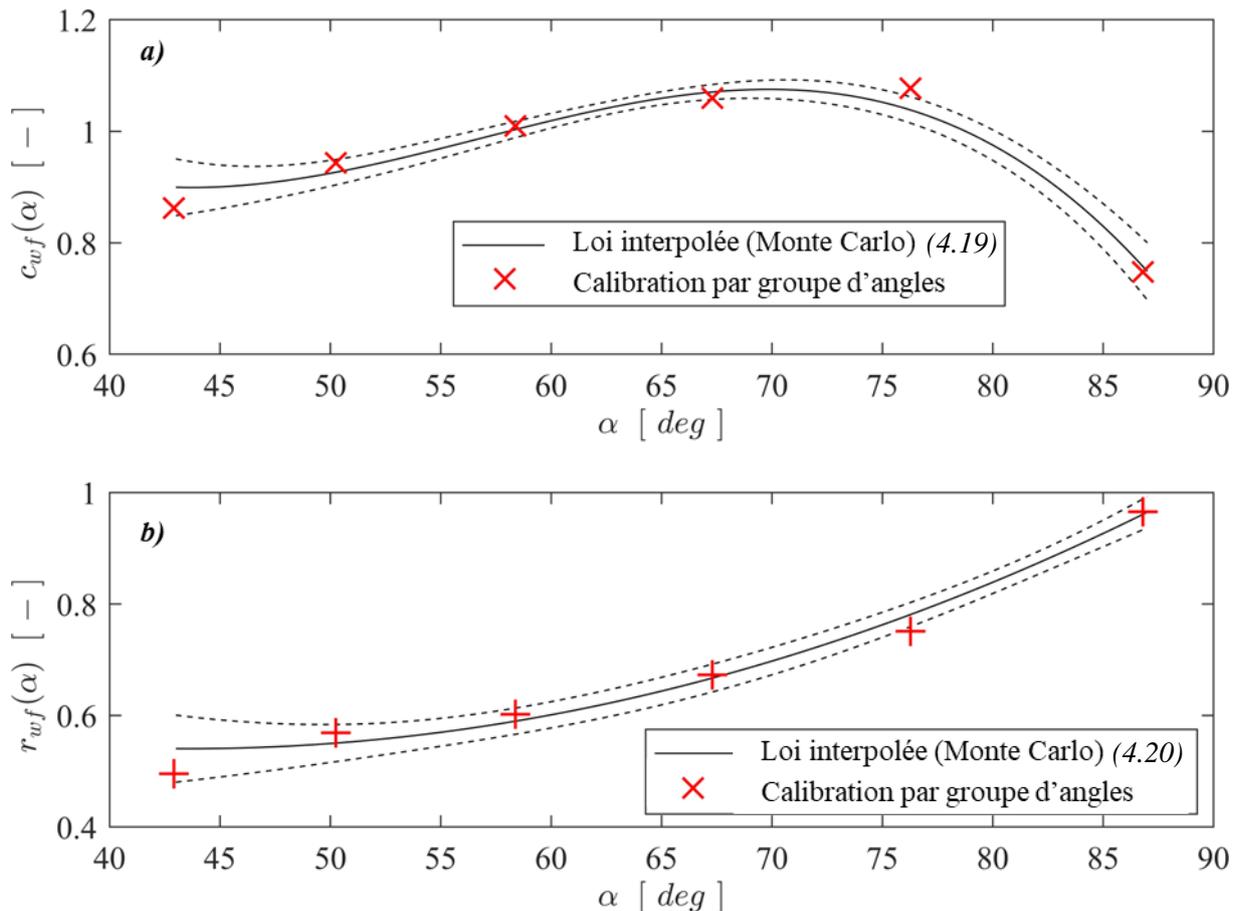
dénoyé, en tenant compte de l'ensemble des modes de sollicitations dynamiques. Cette approche permet de prendre en compte la dispersion individuelle et conjointe de chaque paramètre numérique, garantissant ainsi une représentation précise et fiable des paramètres globaux de l'écoulement. Cela conduit à une conception robuste de l'orifice supérieur et à une mesure précise du débit qui y transite.

Il convient en dernier lieu d'évaluer l'erreur de calibration du modèle en effectuant une comparaison entre les débits calculés ( $Q_{calcul}$ ) par ce dernier et les débits observés expérimentalement ( $Q_{mesure}$ ).

Les mêmes outils statistiques que présentés au niveau du § 4.2.2.3.c. sont mises en œuvre pour évaluer avec précision la performance et l'erreur du modèle dans différents contextes hydrauliques et dynamiques. Cette approche permet d'analyser la fiabilité du modèle calibré et d'estimer l'erreur associée.

#### 4.3.2.5.d. Evaluation de l'erreur sur la loi hydraulique calibrée en régime dénoyé

Le système d'équations (4.19) et (4.20) calibré à l'aide de la méthode de Monte Carlo est représenté en fonction de l'angle d'inclinaison du volet avec son intervalle de confiance à 95 % prenant en compte les incertitudes sur les données expérimentales et sur les coefficients calibrés de chaque polynôme (cf. Figure 4-6).



**Figure 4-46. Calibration en seconde approche des coefficients (a)  $c_{wf}$  et (b)  $r_{wf}$  selon la méthode de Monte Carlo et comparaison avec les résultats obtenus initialement pour chaque groupe d'angles**

Les courbes en pointillés délimitent l'intervalle de confiance à 95 % pour chacune des lois interpolées par la méthode de Monte Carlo.

La calibration du modèle en prenant en compte les erreurs associées aux mesures des variables expérimentales permet de procéder à un ajustement précis des coefficients numériques, tout en permettant le calcul des intervalles de confiance à 95 % pour les prédictions du modèle. En se focalisant sur les deux paramètres globaux,  $cwf$  et  $rwf$ , le modèle réussit à interpoler de manière efficace les valeurs de ces paramètres calibrées spécifiquement pour chaque groupe d'angles.

Néanmoins, une exception apparaît pour l'angle de  $76^\circ$ , où la valeur obtenue diverge significativement de la valeur calculée. Cet écart peut être attribué à des difficultés à représenter de manière fiable l'angle optimal à partir duquel le coefficient de débit diminue. La décision de conserver le modèle actuel malgré la légère différence est prise pour évaluer son impact sur la prédiction du débit. Si les résultats sont jugés acceptables d'un point de vue des précisions obtenues, le modèle actuel sera retenu. Ainsi, il ne sera pas nécessaire de le complexifier pour améliorer sa précision au risque de compromettre sa capacité de généralisation.

De ce fait, l'intégration des équations (4.19) et (4.20) dans (4.14) permet de calculer le débit en régime dénoyé par-dessus le seuil incliné. Cette première approche prend en compte toutes les données expérimentales sélectionnées dans ce cas de figure, dans le but d'évaluer les performances du modèle à une échelle globale. Les résultats illustrés Figure 4-47 révèlent une erreur relative d'environ  $\pm 3\%$  par rapport aux mesures expérimentales.

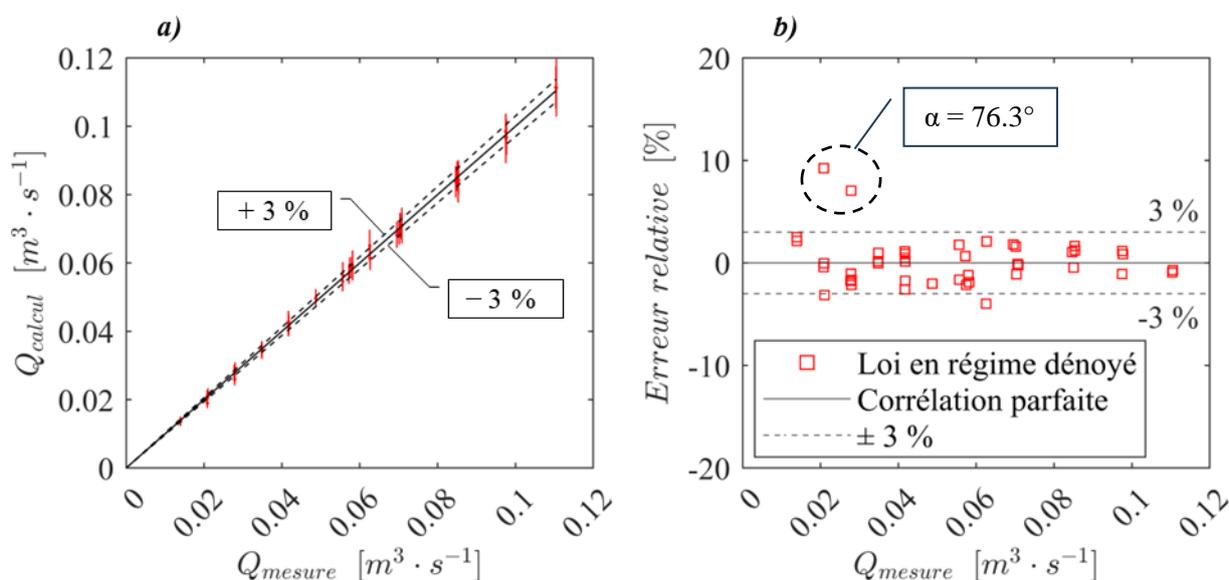
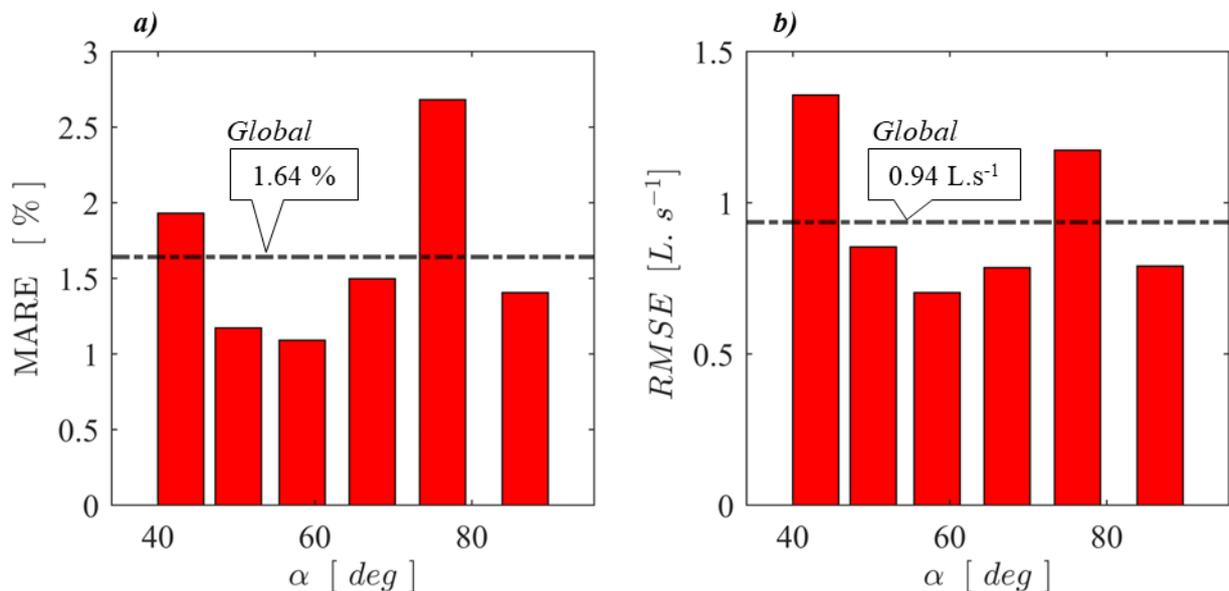


Figure 4-47. Distribution (a) des débits au travers de la vanne de fond en régime dénoyé calculés à l'aide du système d'équations (4.14), (4.19) et (4.20) calibrées, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données expérimentales mesurées

Cette erreur présente une distribution quasi-uniforme autour de la première bissectrice, indiquant un caractère aléatoire. Ces résultats suggèrent que le modèle est globalement robuste, avec une précision satisfaisante. Deux points correspondant à un angle de  $76.3^\circ$  se distinguent de cette tendance avec des erreurs relatives évalués à 7 % et 9.2 %. Ces différences peuvent être attribuées à la sensibilité du modèle spécifique à cet angle, comme indiqué dans l'analyse de la Figure 4-46. Il est donc essentiel de déterminer dans quelle mesure ces deux erreurs sont significatives par rapport à l'ensemble des points de mesure étudiés pour cet angle.

L'analyse des performances du modèle du seuil incliné en régime dénoyé se poursuit alors en distinguant chaque groupe d'angles d'inclinaison du volet. L'identification d'un groupe pour lequel le modèle présente globalement de meilleures ou de moins bonnes performances est rendue possible par l'analyse de la MAPE ou du RMSE. La Figure 4-48 illustre la distribution de la MAPE et de la RMSE pour chaque groupe d'angles d'inclinaison étudié.



**Figure 4-48. Distribution (a) des erreurs moyennes de pourcentage absolu (MAPE) et (b) des racines des erreurs quadratiques moyennes (RMSE) pour le calcul en régime dénoyé du débit traversant la vanne de fond, en utilisant le système d'équations (4.14), (4.19) et (4.20) calibrées, en comparaison avec les données expérimentales mesurées**

Une synthèse de ces résultats est détaillée Tableau 4-13.

**Tableau 4-13. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés du seuil incliné**

$\alpha$ [deg]	86.80	76.27	67.30	58.38	50.24	42.91	Global
MAPE [%]	1.41	2.68	1.50	1.09	1.17	1.93	<b>1.64</b>
RMSE [ $L \cdot s^{-1}$ ]	0.79	1.17	0.79	0.70	0.85	1.36	<b>0.94</b>

L'analyse des performances du modèle met en évidence une légère différence entre chaque groupe d'angles, avec une plage d'erreurs minimales de 1.09 % et 0.7 L.s<sup>-1</sup> pour l'angle optimal de 58.4°, allant jusqu'à 2.68 % et 1.16 L.s<sup>-1</sup> pour l'angle de 76.3°. En considérant l'ensemble des angles étudiés, les erreurs du modèle s'établissent à 1.64 % et 0.94 L.s<sup>-1</sup>. L'erreur globale du modèle et l'amplitude des variations par angles demeurent optimales. Il n'est donc pas nécessaire de complexifier les équations du modèle pour tenter d'améliorer sa précision.

*Synthèse* : L'équation (4.14), initialement proposée par [150] pour l'étude générale des seuils en régime dénoyé, a été appliquée avec succès au cas de l'orifice supérieur de la vanne fusible, révélant également une dépendance des paramètres globaux de calage en fonction de l'angle d'inclinaison du volet. Ces résultats corroborent la tendance à une augmentation progressive du coefficient de débit à mesure que la vanne s'ouvre, atteignant un angle optimal de 70°, au-delà duquel une diminution abrupte se produit. Cela suggère un éventuel changement de point de pilotage, avec une hauteur critique plus en amont et un comportement similaire à celui d'un seuil à crête épaisse.

Deux équations, (4.19) et (4.20), sont proposées pour une interpolation optimale des variations des deux paramètres globaux,  $c_{wf}$  et  $r_{wf}$ , qui traduisent la variation de la hauteur critique en fonction de l'angle d'inclinaison du volet et de la hauteur de lame déversante amont adimensionnelle. Ces deux formules permettent d'estimer le débit avec une erreur globale MAPE de l'ordre de 1.64 %, un niveau considéré comme acceptable pour un objectif réglementaire de débit.

Ensuite, une approche équivalente est appliquée pour évaluer dans quelle mesure un niveau d'eau aval élevé affecte le fonctionnement hydraulique de l'ouvrage tel que décrit précédemment.

#### 4.3.2.6. *Calibration des lois hydrauliques en régime noyé*

##### 4.3.2.6.a. *Base de données étudiée*

La base de données expérimentales en régime noyé est filtrée en incluant uniquement les mesures où la hauteur aval dépasse l'arrête supérieure du volet basculant. Pour éviter les cas faiblement noyés pour lesquels se forment des vagues en sortie de l'ouvrage (cf. Figure 4-38), une marge de sécurité est ajoutée en retirant toutes les lames aval inférieures à 5 cm. Ces mesures présentent des résultats dégradés en raison de leurs fluctuations, elles doivent être exclues de la calibration pour préserver la qualité globale du modèle [175]. Ce mode de fonctionnement doit toutefois être pris en compte par le modèle mathématique (4.15) puisque ce dernier considère par construction que l'influence aval sur le débit est négligeable pour les faibles niveaux d'ennoiement. Enfin, les mesures où la hauteur aval dépasse la génératrice supérieure de l'ouverture de la vanne sont exclues. En pratique, ce scénario n'est pas observé car le volet se referme complètement et agit comme un clapet anti-retour, comme cela a été mis en évidence dans le chapitre précédent. De plus, lors de ce mode de fonctionnement, le comportement

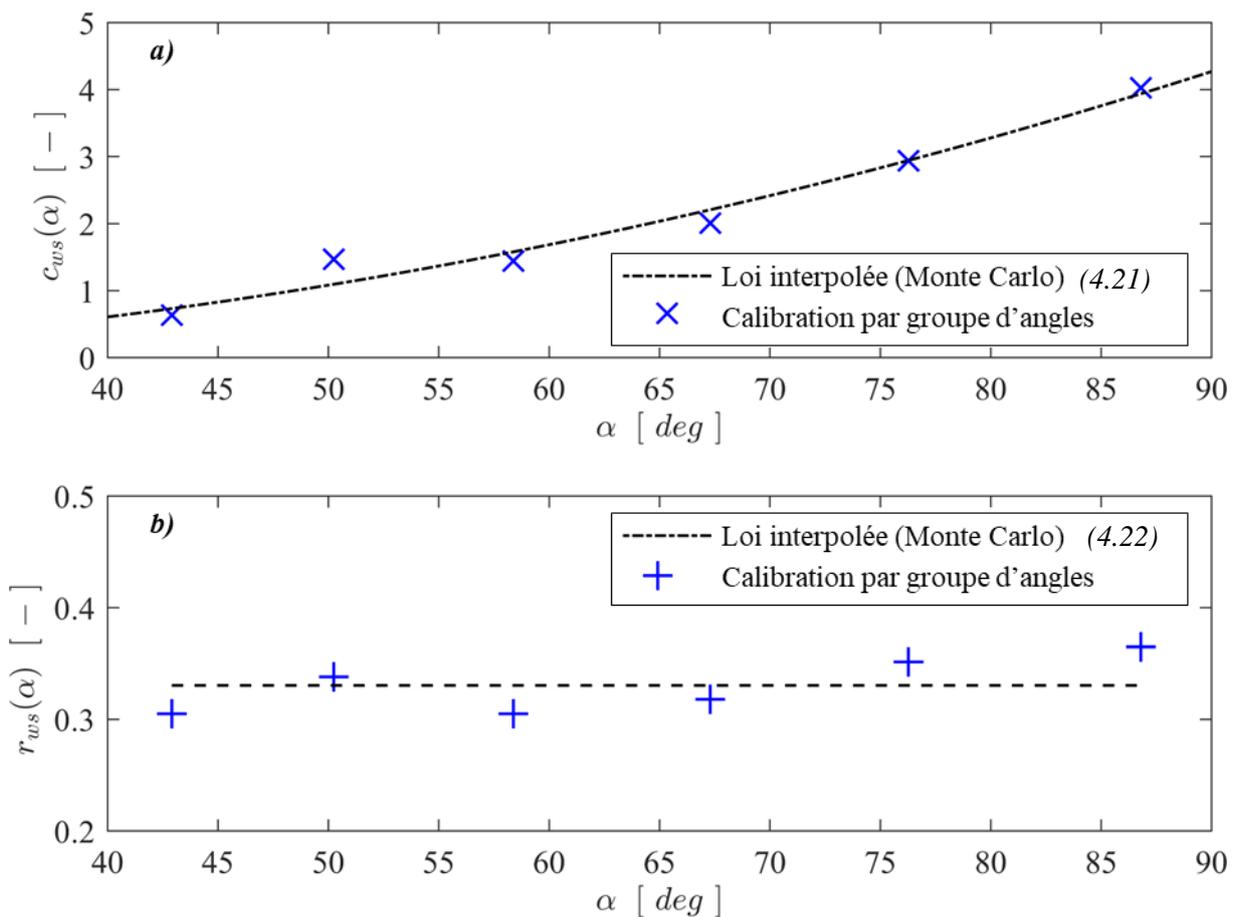
hydraulique de la structure est similaire à celui d'un orifice en charge plutôt qu'à un seuil. Ces données ne sont donc pas représentatives du fonctionnement hydraulique et dynamique de l'ouvrage.

L'ensemble des points de mesure retenus pour l'analyse en régime noyé est synthétisé en Annexe 7.3-11 et Annexe 7.3-12 et regroupe **79 points**.

#### 4.3.2.6.b. Méthodes de calibration

La résolution de l'équation (4.15) est effectuée en utilisant l'algorithme d'optimisation non linéaire "lsqnonlin" développé par Mathworks [202]. Ce solveur est spécifiquement conçu pour résoudre de manière itérative des problèmes de moindres carrés non linéaires. Il ajuste les coefficients du modèle afin de minimiser les différences entre les valeurs prédites et les observations réelles.

Ainsi, une première approche de résolution est entreprise en ne considérant que les résultats expérimentaux moyens, sans prendre en compte leur incertitude, et en les distinguant en fonction de l'angle d'inclinaison du volet. Cette méthode permet ainsi d'analyser les variations potentielles des paramètres numériques de l'équation (4.15) en fonction de l'angle d'inclinaison et, le cas échéant, de tester facilement des ajustements mathématiques pertinents pour en tenir compte (cf. Figure 4-49).



**Figure 4-49. Calibration en première approche des coefficients (a)  $c_{ws}$  et (b)  $r_{ws}$  de l'équation (4.15) pour chaque groupe d'angles et proposition de lois mathématiques d'interpolation**

Dans le cas du seuil incliné d'une vanne fusible fonctionnant en régime noyé, cette approche met en évidence une augmentation significative du paramètre de calage  $c_{ws}$  de la loi (4.15) en fonction de l'angle d'inclinaison. En revanche, l'analyse de la distribution des paramètres  $r_{ws}$  ne montre pas de tendance marquée avec l'angle d'inclinaison.

D'une part, le paramètre  $c_{ws}$  présente une augmentation progressive sur l'ensemble de la gamme d'ouverture étudiée. Cette observation est cohérente avec les travaux antérieurs de [148] (cf. Figure 1-33), qui mettent en évidence une augmentation de la résistance du seuil à l'ennoisement à mesure que l'angle d'ouverture augmente. Cette tendance peut être expliquée par la transition du comportement hydraulique, passant d'un seuil vertical à crête mince vers un seuil à crête épaisse à mesure que le volet s'ouvre. La relation générale du paramètre  $c_{ws}$  peut être modélisée de manière simple par une équation polynomiale du 2<sup>ème</sup> ordre, exprimée sous la forme :

$$c_{wf}(\alpha) = a_{wf1}\alpha^2 + a_{wf2}\alpha \quad \text{avec } (a_{wf1}, a_{wf2}) \in \mathbb{R}^2 \quad (4.21)$$

D'autre part, une analyse approfondie du paramètre  $r_{ws}$  ne révèle pas de corrélation significative avec l'angle d'inclinaison du volet. Les valeurs se répartissent relativement étroitement autour d'une moyenne globale, indiquant une faible dispersion. Ainsi, la représentation constante de ce paramètre par le biais de cette moyenne apparaît comme une solution appropriée, en parfaite concordance avec les conclusions établies par [174] :

$$r_{wf}(\alpha) = a_{wf3} \quad \text{avec } a_{wf3} \in \mathbb{R} \quad (4.22)$$

Cette approche permet ainsi de définir une première approximation de la valeur de chacun des coefficients numériques intervenant dans les équations (4.21) et (4.22) définies dans le Tableau 4-14.

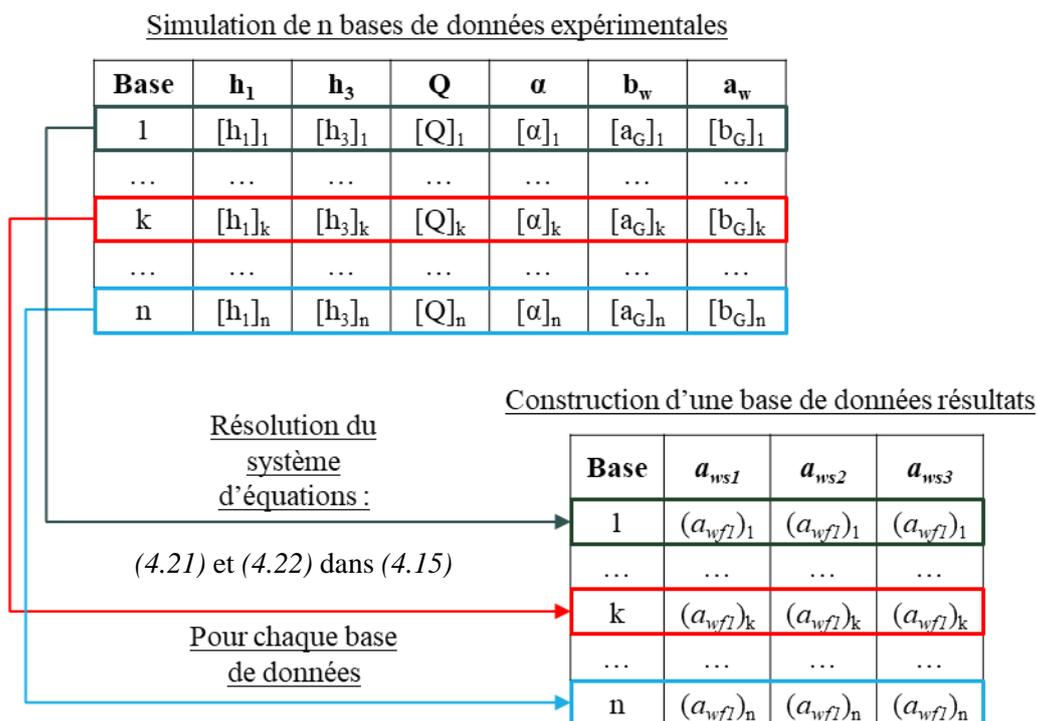
**Tableau 4-14. Première approximation des paramètres numériques des équations (4.21) et (4.22) relatives aux coefficients de la loi (4.15)**

$a_{wf1} (c_{wf})$	$a_{wf2} (c_{wf})$	$a_{wf3} (r_{wf})$
6.448E-04	-1.059E-02	3.30E-01

Synthèse : Dans une première approche, en se basant sur les valeurs moyennes des variables expérimentales hydrauliques, dynamiques et géométriques mesurées, il est possible d'analyser comment chaque coefficient de la loi (4.15) évolue en fonction de l'angle d'inclinaison du volet. Cette analyse permet également de calibrer une première estimation des fonctions décrivant chacun de ces paramètres.

L'évaluation précise de l'incertitude du débit par-dessus le seuil incliné en régime noyé est essentielle afin de prendre en considération la diminution de la capacité de débit associée. Ce processus garantit un dimensionnement approprié de l'ouverture supérieure et assure une mesure précise en conformité avec les exigences réglementaires. Ce calcul nécessite la connaissance de la distribution de chaque coefficient numérique par rapport à sa moyenne, permettant ainsi d'identifier une loi de densité appropriée et de l'intégrer dans le calcul de l'incertitude globale. Par ailleurs, il est indispensable de considérer la covariance entre les dispersions de chaque coefficient afin de réaliser une estimation rigoureuse de cette incertitude.

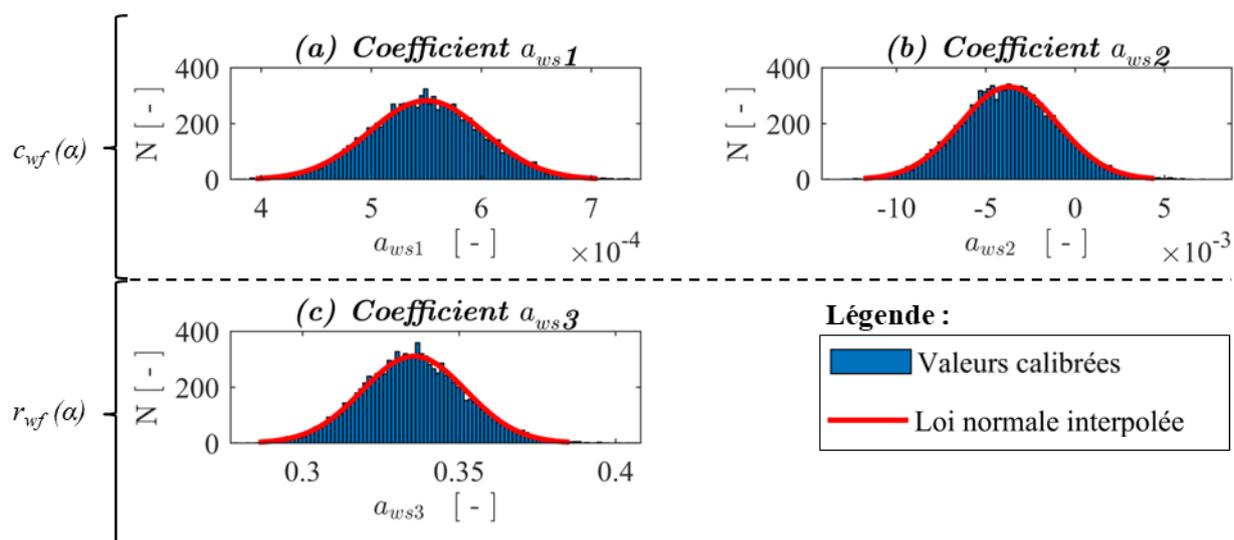
Dans le but de résoudre cette problématique, une méthode de simulation des données expérimentales est mise en œuvre afin d'intégrer, dans le processus de résolution, les incertitudes de mesure de chaque donnée d'entrée et d'étudier à posteriori la dispersion de chaque coefficient de calage. Ce processus est similaire à celui mis en œuvre pour la calibration du modèle hydraulique développé pour la description de l'orifice supérieur en régime dénoyé (cf. Figure 4-44). Une schématisation de la méthode de simulation de données mis en œuvre dans le cadre de l'étude du seuil incliné en régime noyé est illustrée Figure 4-50.



**Figure 4-50. Approche basée sur la méthode de Monte Carlo pour la résolution du système d'équations, (4.21) et (4.22) dans (4.15) caractérisant le comportement hydraulique d'un seuil incliné en régime noyé**

Cette approche se rapproche de celle de « Monte Carlo » [193], [203], [204] ou encore celle du « Bootstrap » [183], [205], [206]. L'algorithme développé présente des adaptations spécifiques pour l'étude du régime noyé en se concentrant sur la résolution des équations décrivant ce mode de

fonctionnement, à savoir les équations (4.21) et (4.22) introduites dans (4.15). Les paramètres de ces équations sont initialisés en utilisant les valeurs obtenues lors de la première approche, lesquelles sont résumées dans le Tableau 4-14.



**Figure 4-51. Calibration par la méthode de Monte Carlo des coefficients des équations (4.21) et (4.22) relatifs aux paramètres de calage de la loi hydraulique (4.15) représentant le déversement par-dessus un seuil incliné en régime noyé**

L'analyse des résultats met en évidence une distribution normale pour chaque paramètre numérique, ce qui est cohérent avec la distribution rectangulaire ou normale des paramètres d'entrée et le grand nombre de cas simulés. Ces lois normales permettent de modéliser la distribution de l'incertitude de chacun des paramètres numériques en fonction de leur moyenne, de leur écart type et de leur incertitude étendue définissant un intervalle de confiance à 95% (cf. Tableau 4-15).

**Tableau 4-15. Seconde approximation des paramètres numériques des lois (4.15), (4.21) et (4.22)**

	$a_{ws1} (c_{ws})$	$a_{ws2} (c_{ws})$	$a_{ws3} (c_{ws})$
$\mu$	6.11E-04	-6.30E-03	3.43E-01
$\sigma$	5.18E-05	2.72E-03	1.65E-02
$U_{95}$	1.02E-04	5.33E-03	3.24E-02

Ensuite, il est nécessaire de prendre en considération la covariance entre les dispersions des paramètres numériques lors du calcul de l'incertitude du débit. L'approche mise en œuvre pour évaluer ce paramètre se base sur un calcul du coefficient de détermination défini dans l'équation (2.19) [193]. Les résultats sont exprimés sous forme d'une matrice, où une valeur proche de zéro indique une indépendance entre les variations des paramètres, tandis qu'une valeur proche de 1 ou de -1 indique une corrélation positive ou négative, respectivement. Cette matrice est présentée Tableau 4-16.

**Tableau 4-16. Coefficients de détermination entre la dispersion des valeurs de chaque paramètre**

	$a_{ws1}$	$a_{ws2}$	$a_{ws3}$
$a_{ws1}$	100%	-80%	49%
$a_{ws2}$	-80%	100%	9%
$a_{ws3}$	49%	9%	100%

Les deux coefficients du polynôme (4.21) affichent une corrélation négative forte dans leur dispersion autour de leurs moyennes respectives. De plus, une corrélation significative est observée entre le coefficient  $a_{ws1}$  et le paramètre  $a_{ws3}$  (4.22). Il est donc important de prendre en compte ces corrélations dans le calcul d'incertitudes du modèle, à travers le terme de covariance des erreurs, afin de garantir un calcul fiable de l'intervalle de confiance du paramètre calculé.

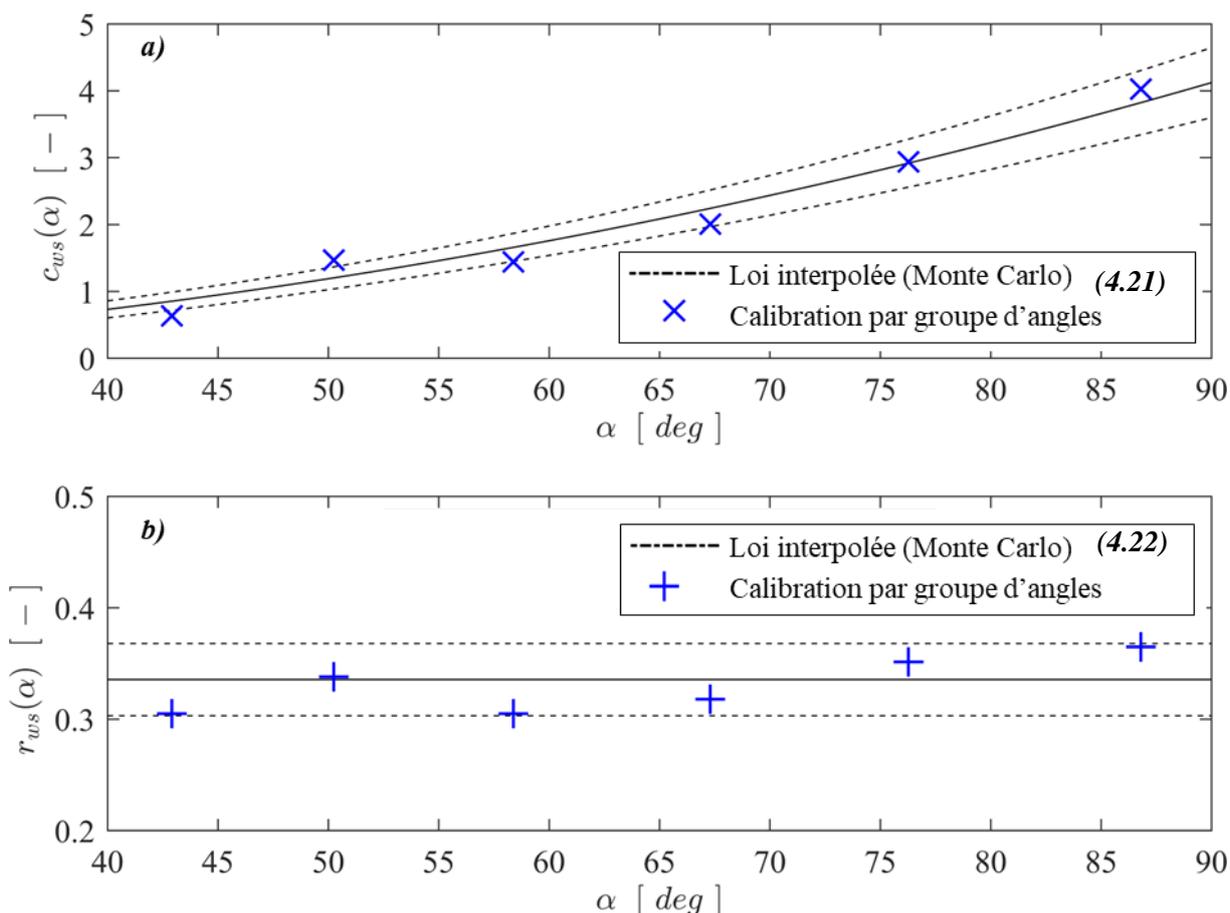
*Synthèse* : La méthode de Monte Carlo est utilisée pour résoudre de manière exhaustive les équations (4.15), (4.21) et (4.22), qui décrivent l'hydraulique d'un seuil incliné de la vanne fusible en régime noyé, en tenant compte de l'ensemble des modes de sollicitations dynamiques. Cette approche permet de prendre en compte la dispersion individuelle et conjointe de chaque paramètre numérique, garantissant ainsi une représentation précise et fiable des variables globales de l'écoulement. Cela garantit une conception robuste de l'orifice supérieur et à une mesure précise du débit qui y transite.

Il convient en dernier lieu d'évaluer l'erreur de calibration du modèle en effectuant une comparaison entre les débits calculés ( $Q_{calcul}$ ) par ce dernier et les débits observés expérimentalement ( $Q_{mesure}$ ).

Les mêmes outils statistiques que présentés au niveau du § 4.2.2.3.c. sont mis en œuvre pour évaluer avec précision les performances du modèle dans différents contextes hydrauliques et dynamiques. Cette approche permet d'analyser la fiabilité du modèle calibré et d'estimer l'erreur associée.

4.3.2.6.c. *Évaluation de l'erreur sur la loi hydraulique calibrée en régime noyé*

Le système d'équations (4.21), (4.19) et (4.22) calibré à l'aide de la méthode de Monte Carlo est représenté en fonction de l'angle d'inclinaison du volet avec son intervalle de confiance à 95% prenant en compte les incertitudes sur les données expérimentales et sur les coefficients calibrés de chaque polynôme (cf. Figure 4-52).



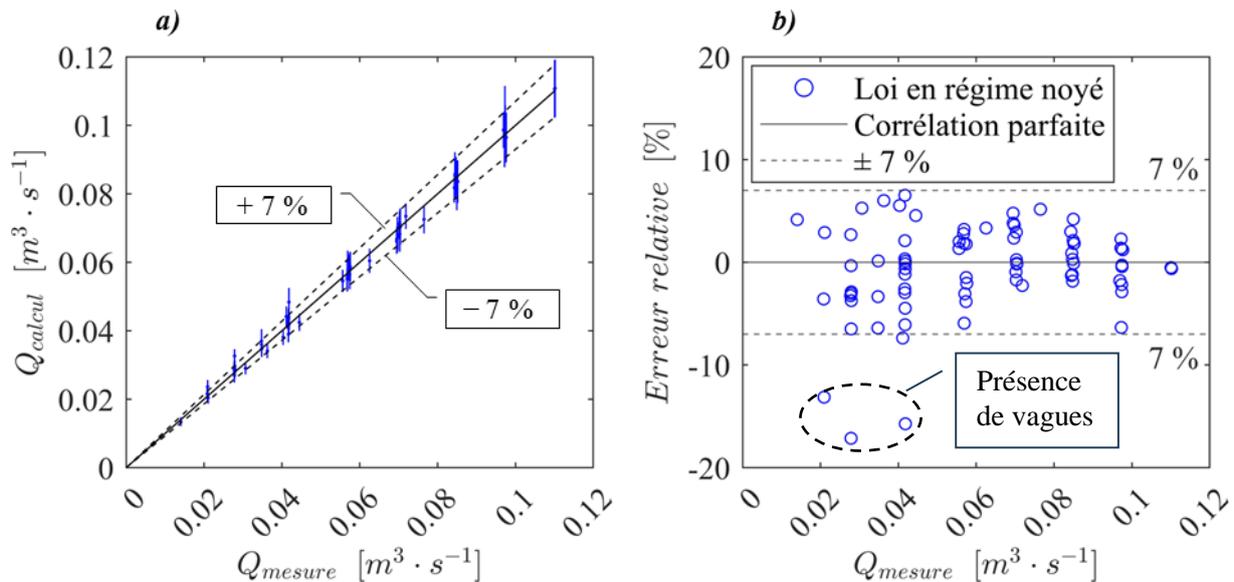
**Figure 4-52. Calibration en seconde approche des coefficients (a)  $c_{ws}$  et (b)  $r_{ws}$  selon la méthode de Monte Carlo et comparaison avec les résultats obtenus initialement pour chaque groupe d'angles**

*Les courbes en pointillés délimitent l'intervalle de confiance à 95 % pour chacune des lois interpolées par la méthode de Monte Carlo.*

La calibration du modèle en prenant en compte les erreurs associées aux mesures des variables expérimentales permet de procéder à un ajustement précis des coefficients numériques, tout en permettant le calcul des intervalles de confiance à 95 % pour les prédictions du modèle. Ainsi, en se focalisant sur les deux paramètres globaux,  $c_{ws}$  et  $r_{ws}$ , le modèle réussit à interpoler de manière optimale les valeurs de ces paramètres calibrées spécifiquement pour chaque groupe d'angles. L'hypothèse d'une valeur constante du coefficient  $r_{ws}$  est ainsi validée puisque la dispersion des résultats par groupe d'angles est incluse dans l'intervalle de confiance du coefficient calibré.

Ainsi, l'intégration des équations (4.21) et (4.22) dans (4.15) permet de calculer le débit par-dessus le seuil incliné en régime noyé.

Dans un premier temps, l'évaluation de ce modèle prend en compte toutes les données expérimentales sélectionnées dans ce mode de fonctionnement, dans le but d'évaluer les performances du modèle à une échelle globale. Les résultats illustrés Figure 4-53 révèlent une erreur relative d'environ  $\pm 7\%$  par rapport aux mesures expérimentales.

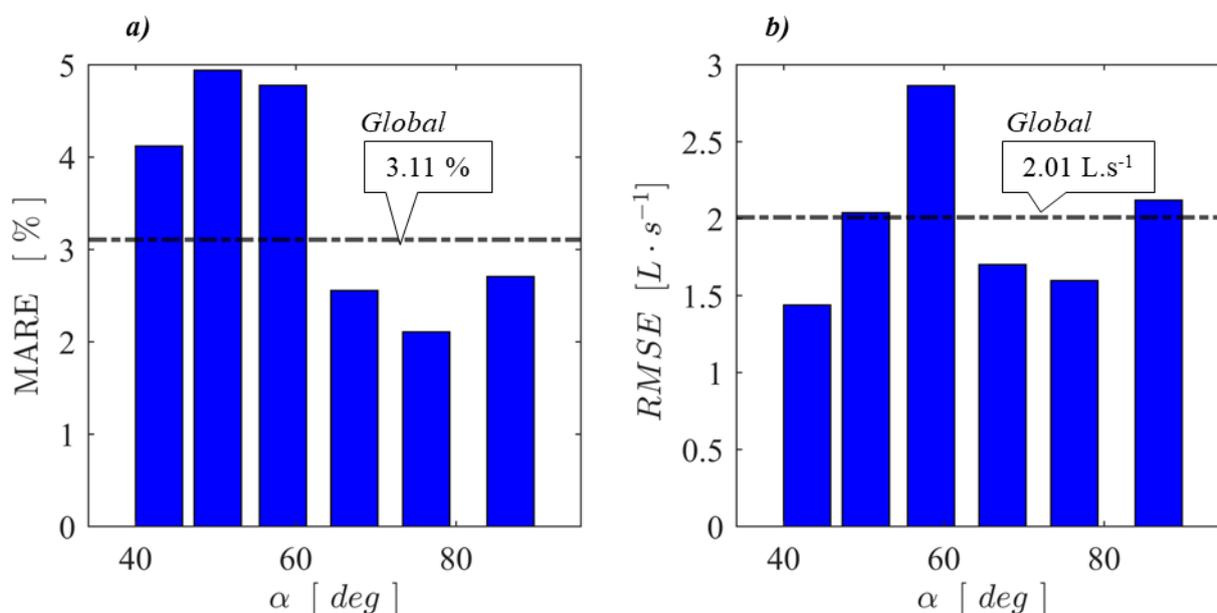


**Figure 4-53. Distribution (a) des débits au travers de la vanne de fond en régime noyé calculés à l'aide du système d'équations (4.15), (4.21) et (4.22) calibrées, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données expérimentales mesurées.**

La répartition des débits calculés par le modèle en fonction des débits mesurés expérimentalement suit une distribution quasi-uniforme autour de la première bissectrice, indiquant un caractère aléatoire. Ces résultats suggèrent que le modèle est globalement robuste, avec une précision satisfaisante.

Toutefois, trois points se distinguent de manière significative avec des erreurs relatives d'environ 15 % par rapport à la tendance générale. Une investigation de ces points révèle qu'ils correspondent à un mode de fonctionnement partiellement noyé (cf. Figure 4-38), qui n'a pas été pris en compte lors de la calibration du modèle en raison de sa nature fluctuante et complexe. Ces écarts peuvent ainsi être attribués à la capacité limitée du modèle à représenter de manière précise ce mode de fonctionnement spécifique, ainsi qu'aux variations intrinsèques et imprévisibles de ces données. Une étude approfondie est ainsi proposée dans une prochaine partie pour évaluer si le modèle calibré pour le régime totalement noyé est transposable au régime partiellement noyé avec présence de vagues. L'objectif est alors de déterminer la capacité du modèle à fournir des résultats fiables et précis dans ces conditions plus complexes.

En poursuivant avec la comparaison des données expérimentales correspondant au régime pleinement noyé, tel qu'illustré sur la Figure 4-39, l'analyse des performances du modèle de seuil incliné en régime noyé est approfondie en distinguant chaque groupe d'angles d'inclinaison du volet. Cette approche permet l'identification d'un groupe pour lequel le modèle présente globalement de meilleures ou de moins bonnes performances est rendue possible par l'analyse de la MAPE ou du RMSE. La Figure 4-54 illustre la distribution de la MAPE et de la RMSE pour chaque groupe d'angle d'inclinaison étudié.



**Figure 4-54. Distribution (a) des erreurs moyennes de pourcentage absolu (MAPE) et (b) des racines des erreurs quadratiques moyennes (RMSE) pour le calcul en régime noyé du débit traversant la vanne de fond, en utilisant le système d'équations (4.15), (4.21) et (4.22) calibrées, en comparaison avec les données expérimentales mesurées**

Une synthèse de ces résultats est détaillée dans le Tableau 4-17.

**Tableau 4-17. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés du seuil incliné**

$\alpha$ [deg]	86.80	76.27	67.30	58.38	50.24	42.91	Global
MAPE [%]	2.71	2.11	2.55	4.78	4.94	4.12	3.11
RMSE [ $L \cdot s^{-1}$ ]	2.12	1.60	1.70	2.86	2.04	1.44	2.01

L'analyse des performances du modèle met en évidence une légère différence entre chaque groupe d'angles, avec une plage d'erreurs minimales de 2.11 % et 1.6  $L \cdot s^{-1}$  pour l'angle optimal de 76.3°, allant jusqu'à 4.94 % et 1.44  $L \cdot s^{-1}$  pour l'angle de 42.9°. En considérant l'ensemble des angles étudiés, les erreurs du modèle s'établissent à 3.11 % et 2.01  $L \cdot s^{-1}$ . Ces erreurs sont légèrement plus importantes car elles intègrent également l'erreur du modèle calibré en régime dénoyé, utilisé pour le calcul de la

réduction du débit avec l'influence aval. Cependant, l'erreur globale du modèle reste optimale, et l'amplitude des variations par angles est également maintenue à un niveau acceptable.

*Synthèse* : L'équation (4.15), initialement proposée par [174] pour étudier les seuils en régime noyé, a été appliquée avec succès au cas de l'orifice supérieur de la vanne fusible, révélant par ailleurs l'évolution des paramètres globaux de calage en fonction de l'angle d'inclinaison du volet. Ces résultats confirment l'augmentation progressive de la résistance à l'enneigement à mesure que le volet s'ouvre. Cela suggère un éventuel changement de point de pilotage, avec une hauteur critique plus en amont et un comportement similaire à celui d'un seuil à crête épaisse.

Deux équations, (4.21) et (4.22), sont proposées pour une interpolation optimale des variations des deux paramètres globaux,  $c_{wf}$  et  $r_{wf}$ , qui traduisent la réduction du débit en régime dénoyé en fonction du niveau de submersion et de l'angle d'ouverture du volet. Ces deux formules permettent d'estimer le débit avec une erreur globale MAPE de l'ordre de 3.11 %, un niveau considéré comme acceptable pour un objectif réglementaire de débit.

Ce modèle a été spécifiquement calibré pour représenter un mode de fonctionnement entièrement noyé. Le régime partiellement noyé, qui concerne les faibles niveaux de submersion, n'a pas été inclus dans ce processus de calage en raison de la difficulté de mesurer avec précision la hauteur à ce niveau, en raison des vagues générées en aval de l'ouvrage [175]. L'intégration de ces données aurait potentiellement détérioré la qualité globale du modèle.

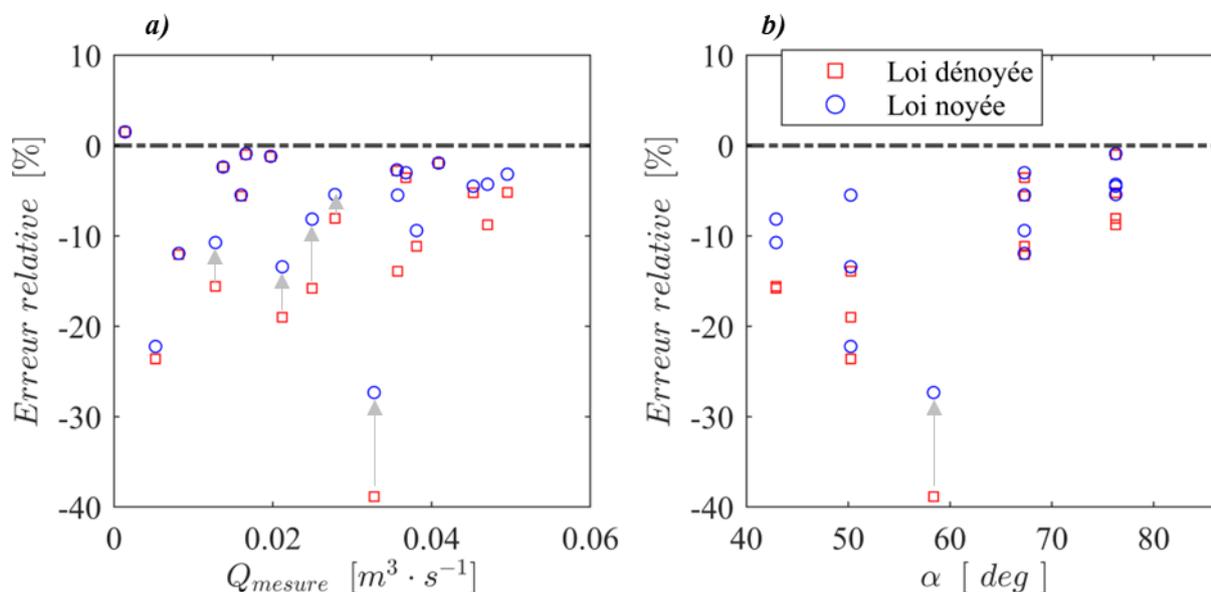
Toutefois, il demeure essentiel d'examiner la transposabilité de ce modèle pour le régime partiellement noyé afin d'y étudier la possibilité d'une mesure fiable et une éventuelle continuité dans la description de la diminution du débit avec l'augmentation de la hauteur d'eau en aval.

#### 4.3.2.6.d. Transposabilité du modèle noyé en régime partiellement noyé

La délimitation du régime partiellement noyé a été établie de manière arbitraire après des analyses qualitatives préliminaires des résultats obtenus. Les données correspondant à cette plage de fonctionnement, pour laquelle la hauteur d'eau en aval fluctue en raison des vagues générées en sortie de l'ouvrage, ont été sélectionnées en fonction des valeurs de la hauteur de lame déversante aval comprises entre 0 et 5 cm.

Le modèle ainsi développé et calibré en régime noyé est appliqué à cette base de données spécifique. De même, le modèle spécifique au régime dénoyé est également mis en œuvre afin d'évaluer l'influence de la faible submersion de l'ouvrage sur le comportement hydraulique de la vanne. Les résultats obtenus

sont présentés dans la Figure 4-55 où sont analysées les variations de l'erreur relative en fonction du débit et de l'angle d'ouverture de la vanne.



**Figure 4-55. Analyse des erreurs relatives des modèles spécifiques aux régimes d'écoulement dénoyé et totalement noyé en régime partiellement noyé selon (a) le débit déversé et (b) l'angle d'inclinaison du volet**

Lorsque le volet est totalement ouvert, les erreurs sur les modèles dénoyé et noyé se chevauchent. Cela signifie que l'ouvrage fonctionne en régime totalement dénoyé, même avec une influence aval de 5 cm, et que le modèle noyé prend en compte, pour de très faibles ennoiements, l'impact négligeable sur le débit. À mesure que le volet se referme, les erreurs dans le calcul du débit pour ce mode de fonctionnement augmentent progressivement jusqu'à atteindre 15 % à 25 % pour les angles de  $43^\circ$  et  $50^\circ$ , et même -40% dans un cas spécifique à  $58^\circ$ . Par ailleurs, le modèle noyé permet, dans ces cas, de réduire l'erreur en tenant compte de la diminution du débit due à l'ennoisement. Cependant, cette erreur reste élevée pour les faibles angles d'ouverture, ce qui peut s'expliquer par le faible nombre de données en régime noyé utilisé dans la calibration pour ces angles restreints.

Synthèse : Pour les angles d'ouverture du volet supérieurs à  $67^\circ$ , le régime partiellement noyé a un faible impact sur la capacité de débit de la vanne, avec une surestimation du débit de l'ordre de 0 à 13% par le modèle noyé. Cependant, pour les angles au-dessus de  $58^\circ$ , l'influence aval devient plus marquée pour ces faibles niveaux de submersion. Ceci peut s'expliquer par un fonctionnement de type seuil à crête mince plus sensible aux faibles ennoiements. Malgré cela, le modèle noyé présente une erreur élevée allant de 5 à 26 %. Cette erreur élevée peut être expliquée en raison du nombre restreint de points de calibration pour ces angles.

Pour améliorer la précision dans ce mode de fonctionnement spécifique, différentes approches peuvent être envisagées. Premièrement, une amélioration du critère de détermination de la plage de configurations où l'influence aval est partielle serait bénéfique. Cela nécessiterait un affinement des méthodes de sélection des données dans la base de données, selon le critère proposé par [175] par exemple. Le but est ainsi de mieux identifier les cas auparavant considérés comme partiellement influencés, mais qui présentent en réalité une réduction significative du débit, surtout pour les angles d'ouverture les plus faibles. Deuxièmement, l'utilisation d'une formule de correction du débit en régime noyé prenant en compte la hauteur d'ennoiement spécifique à chaque configuration pourrait être explorée. C'est également le cas de celle proposée par [175] ou encore par [143] dans le cas similaire des vannes de fond. Cette approche permettrait de mieux considérer le degré d'ennoiement dans les calculs, améliorant ainsi la précision des résultats. Cependant, il est important de noter que cette méthode pourrait s'avérer fastidieuse et difficile à généraliser pour différentes configurations et sites d'étude. C'est d'ailleurs pour cette même raison qu'elle n'a pas été retenue à la suite de l'état de l'art. Des études complémentaires seraient nécessaires pour évaluer la faisabilité et l'efficacité de ces approches alternatives.

#### *4.3.2.7. Conclusion de l'analyse expérimentale du seuil incliné*

Le banc d'essais expérimental a été mis en œuvre pour recueillir une base de données exhaustive qui représente intégralement les caractéristiques hydrauliques et dynamiques de l'orifice supérieur de l'ouvrage étudié. Cette base de données a été obtenue en réalisant des tests avec six angles d'ouverture différents et en couvrant l'ensemble des gammes de débit amont, en les combinant avec toutes les influences aval possibles.

La base de données issue du banc d'essais expérimental a été exploitée pour développer, calibrer et valider des équations spécifiques visant à adapter les modèles génériques de lois de seuils en régime dénoyé et noyé aux caractéristiques spécifiques du seuil incliné, en mettant en évidence et en prenant en compte l'impact de l'angle d'inclinaison. Les tendances décrites par ces équations semblent corroborer les comportements hydrauliques préalablement identifiés pour les seuils inclinés dans la littérature scientifique. En effet, ces dernières mettent en lumière une évolution significative du comportement hydraulique du seuil en fonction de l'ouverture du volet, présentant une transition marquée d'un schéma de crête mince vers un schéma de crête épaisse. Ces résultats mettent en évidence l'importance de l'angle d'inclinaison dans la modélisation et la compréhension du comportement hydraulique des seuils inclinés.

Par ailleurs, les performances des modèles basés sur ces équations s'avèrent compétitives, démontrant des erreurs de même ordre de grandeur, voire inférieures, par rapport à celles généralement obtenues par d'autres équations appliquées à des cas plus génériques dans la littérature. Ces résultats valident la pertinence des modèles hydrauliques développés pour une mesure précise et fiable de l'orifice supérieur d'une vanne fusible.

Cependant, il est important de noter que ces modèles hydrauliques ont été calibrés et validés en se basant exclusivement sur la géométrie du prototype expérimental de la vanne fusible. De plus, la calibration a été effectuée en utilisant des données mesurées qui couvrent une gamme restreinte de conditions hydrodynamiques. Il convient de souligner que les paramètres de calibration peuvent être sensibles aux nombres de Reynolds et de Froude, qui présentent des valeurs quasiment similaires entre le modèle expérimental et le modèle réel. Par ailleurs, ces paramètres de calibration peuvent varier en fonction d'autres rapports géométriques, tels que le ratio entre la largeur du seuil et la largeur du canal d'approche, ou le ratio entre la longueur du volet et la largeur de l'ouverture amont, qui peut influencer la position de la hauteur critique. Par conséquent, il est impératif de procéder à la validation des modèles hydrauliques développés pour d'autres configurations géométriques et hydrodynamiques. Cette validation devra également étudier les variations potentielles des coefficients de calibration afin de garantir la robustesse et la fiabilité des modèles pour des situations diverses. Une approche de validation plus large permettra d'accroître la confiance dans l'utilisation de ces modèles pour différentes applications pratiques liées aux seuils inclinés.

### **4.3.3. Etude numérique**

#### **4.3.3.1. Protocole général**

La généralisation des résultats est réalisée à l'aide d'outils numériques qui permettent d'explorer différentes configurations géométriques et hydrodynamiques à moindre coût.

Dans une approche similaire à l'approche expérimentale, l'étude numérique se concentre exclusivement sur l'analyse hydraulique de l'orifice supérieur de la vanne fusible en contrôlant la dynamique de son volet par le biais de différents angles d'inclinaison fixes. Ces angles sont choisis pour discrétiser de manière représentative le fonctionnement global de l'ouvrage. En fixant directement cette variable, le protocole de l'étude élimine la nécessité de prendre en compte les spécificités géométriques de la vanne, telles que la distribution de la masse du volet ou la position précise de l'axe de rotation, qui ont un impact sur sa dynamique. Cela permet d'obtenir une analyse hydraulique générique qui ne dépend que de l'angle d'inclinaison, dont la valeur est directement mesurée dans un ouvrage sur site à l'aide d'un inclinomètre.

Ainsi, l'approche de mécanique des fluides numérique utilisée pour résoudre l'écoulement gravitaire à surface libre à travers l'ouvrage est la même que celle mise en œuvre dans l'étude de la vanne de fond. Il s'agit de la méthode RANS (Reynolds-Averaged Navier-Stokes) des volumes finis, avec le suivi du changement de phase VOF (Volume of Fluid), en utilisant un modèle de turbulence du premier ordre k- $\omega$  SST [178], [207], [208], [209], [210]. Comme cela a été présenté précédemment, ce type de paramétrage a été largement validé sur des ouvrages similaires en utilisant des données expérimentales. La seule variable de calage dans ce type de modèle est la géométrie spécifique de l'ouvrage étudié, tandis que la sensibilité du modèle à vérifier préalablement concerne la taille des mailles de calcul mises en œuvre.

De la même façon que l'étude numérique de la vanne de fond, l'objectif principal de cette étude est de réaliser une reproduction fidèle de la géométrie du prototype expérimental afin d'approfondir l'analyse du fonctionnement hydraulique à l'aide de variables difficilement observables dans des conditions de laboratoire. Il s'agit notamment de la distribution du champ de vitesse moyen et la structuration des lignes de courant lors du passage de l'orifice. Par ailleurs, cette première approche offre une opportunité de validation du paramétrage du modèle numérique tridimensionnel pour la configuration géométrique spécifique d'une vanne fusible, en se basant sur la loi hydraulique calibrée à partir de données expérimentales.

#### 4.3.3.2. Etude numérique du prototype expérimental

L'objectif de l'étude numérique du modèle expérimental consiste initialement à valider les paramètres du modèle de mécanique des fluides numérique selon les caractéristiques géométriques spécifiques des vannes fusibles. Ce dernier sera également exploité pour générer des résultats détaillés concernant la structuration de l'écoulement à travers la vanne de fond, permettant ainsi une analyse approfondie de sa phénoménologie.

##### 4.3.3.2.a. *Protocole*

###### **i. Périmètre étudié**

Les périmètres des modèles considérés pour étudier l'orifice supérieur sont identiques à ceux initialement définis pour l'étude de l'orifice inférieur, avec une distinction entre les régimes de fonctionnement dénoyé et noyé (cf. Figure 4-15). Cette approche permet également une étude numérique précise des deux régimes de fonctionnement de l'orifice supérieur de la vanne fusible, en optimisant l'utilisation des ressources de calcul.

###### **ii. Construction de la géométrie et maillage du domaine de calcul**

D'un point de vue global, les géométries des modèles utilisés pour l'étude de l'orifice supérieur sont rigoureusement identiques à celles élaborées précédemment pour l'orifice inférieur, tout en continuant de faire la distinction entre les cas dénoyés et noyés (cf. Figure 4-17).

De manière similaire, chaque modèle est ensuite discrétisé en volumes finis, ce qui permet de résoudre les équations de la mécanique des fluides. La configuration globale des maillages reste identique à celle mise en place pour l'étude de l'orifice inférieur, avec un raffinement progressif à l'approche et en sortie de la singularité hydraulique étudiée. Ce raffinement permet une représentation précise des sollicitations hydrauliques complexes en amont et en aval de l'ouvrage, qui influencent significativement son comportement hydraulique. De plus, ce choix assure une capture précise de la surface libre aux zones de mesure de la hauteur d'eau, permettant ainsi une évaluation fiable de ce paramètre.

Le modèle numérique de la vanne fusible expérimentale est adapté en obstruant cette fois-ci l'orifice inférieur tout en maintenant l'orifice supérieur ouvert. Cette configuration est ensuite intégrée dans chacun des deux modèles numériques développés. Au niveau de l'orifice supérieur, l'écoulement subit une accélération importante, ce qui induit des gradients de vitesse élevés ainsi qu'une diminution brutale de la hauteur d'eau. La résolution de ces gradients est essentielle pour capturer précisément la position et l'amplitude de la hauteur critique et exige ainsi un raffinement du maillage maximal au niveau de l'orifice supérieur, ainsi qu'au niveau des arêtes géométriques qui gouvernent le décollement des lignes de courant.

Le raffinement local mis en œuvre est illustré Figure 4-56 dans le cas du volet incliné à  $87^\circ$ .

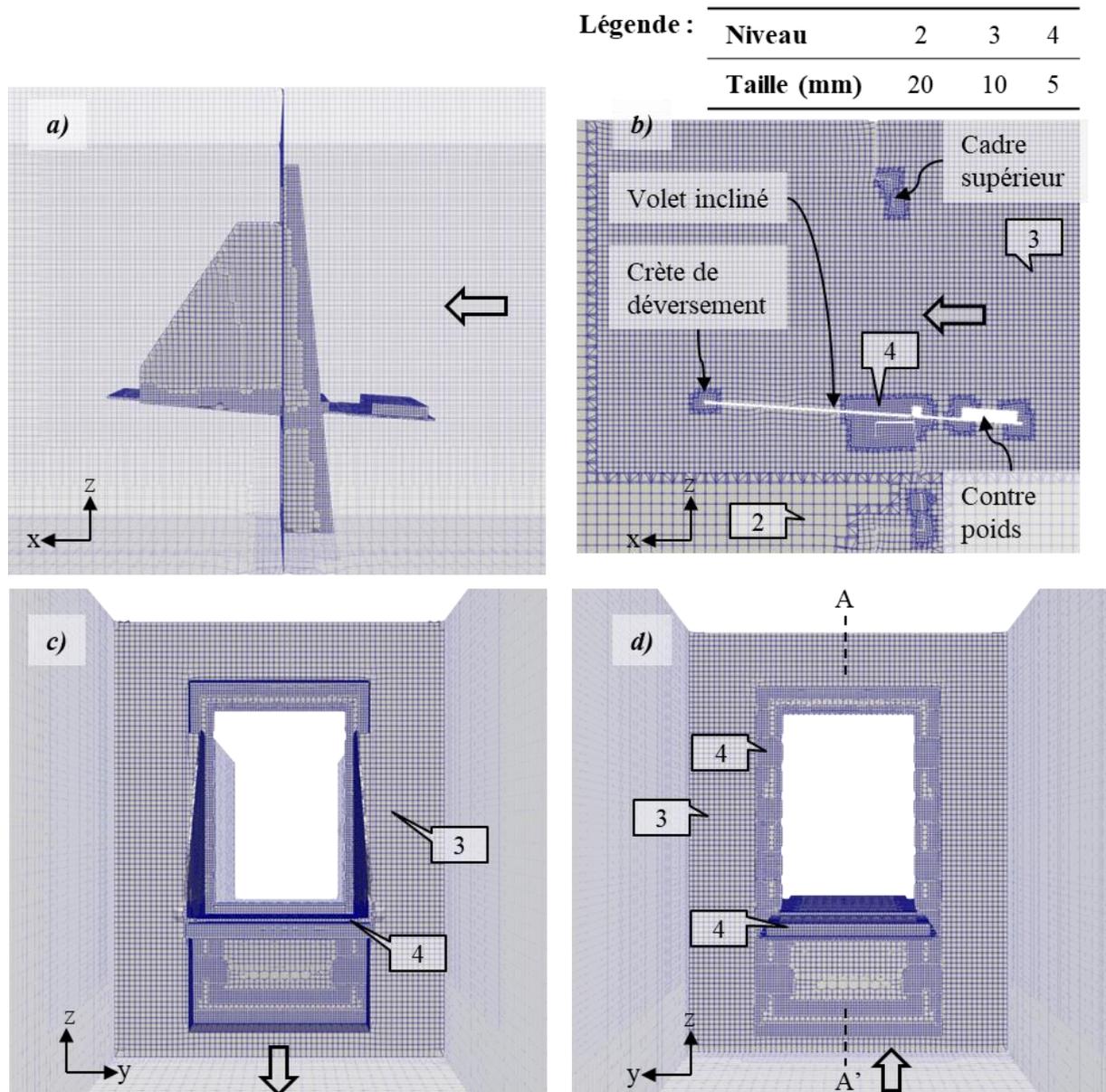
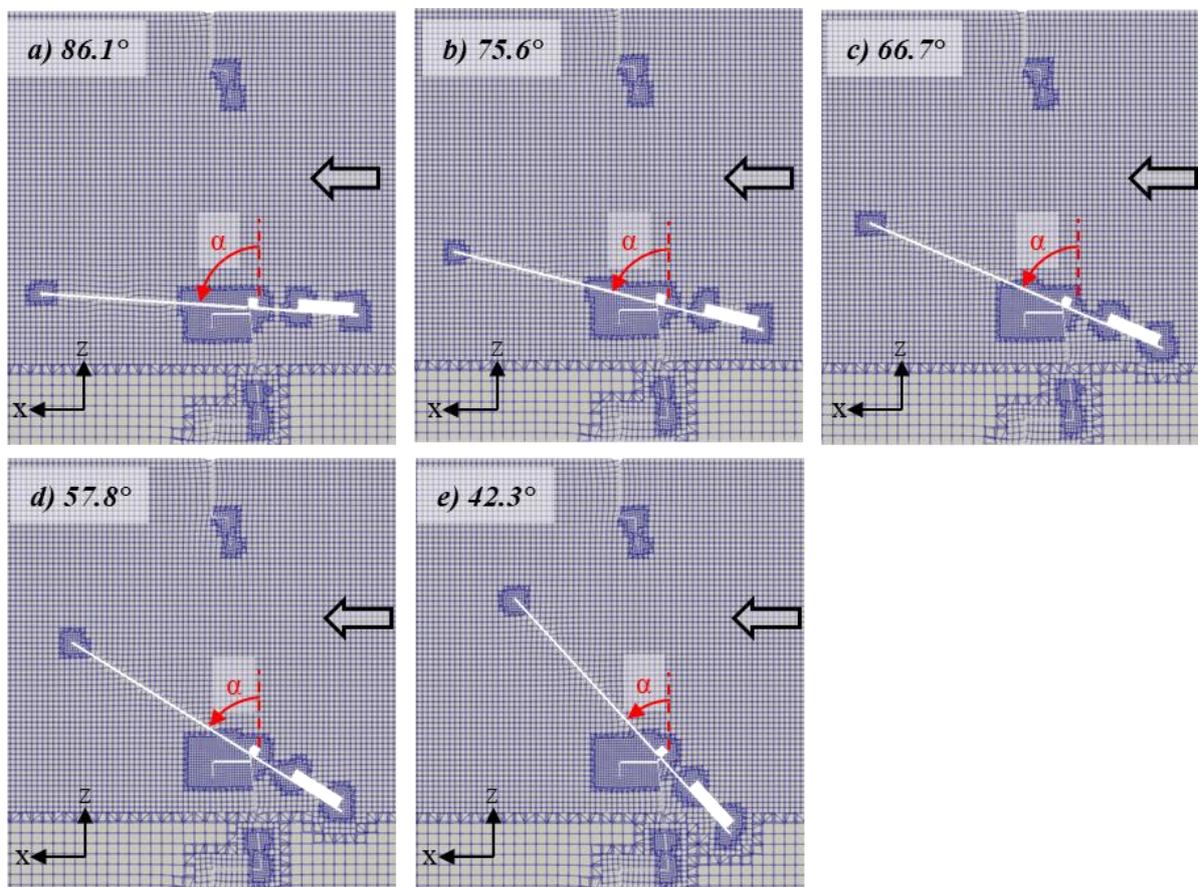


Figure 4-56. Raffinements locaux du maillage selon une (a) vue de profil, (b) coupe de profil passant par le centre du canal (A – A'), (c) vue aval et (d) vue amont

Ce raffinement maximal est appliqué de la même façon pour chaque modèle spécifique à chaque angle d'inclinaison du volet incliné étudié (cf. Figure 4-57).



**Figure 4-57. Illustration du maillage du modèle 3D de l'orifice supérieur selon une coupe longitudinale (A – A'), en considérant les différents angles d'inclinaison du volet étudiés**

Une vérification préalable de cette paramétrisation du maillage est également nécessaire afin de s'assurer que le résultat du modèle n'y est pas ou peu sensible. Ainsi, l'erreur de discrétisation du modèle est également évaluée à travers le critère du GCI [211] en considérant un second maillage homothétique pour lequel la taille des cellules est augmentée d'un facteur 1.2. La hauteur d'eau amont calculée par le modèle est la variable globale considérée dans cette étude de sensibilité du maillage. Le fonctionnement de l'ouvrage étudié dans cette démarche est celui fréquemment observé, correspondant au déversement d'un débit médian ( $Q_{in} = 0.06 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ ) en régime d'écoulement dénoyé avec un volet est entièrement ouvert. Les résultats obtenus et le calcul du GCI sont synthétisés Tableau 4-18.

**Tableau 4-18. Calcul du GCI pour le modèle numérique 3D spécifique à l'étude de la partie supérieure**

Maillage	dx [mm]	Temps [h]	N [-]	h1 [mm]	$r_{fm} = dx_c/dx_f$	P	GCI (95 %)
Grossier (c)	6.5	18	4.65E+05	562.80	1.2	2	3.75%
Fin (f)	5.0	34	8.77E+05	560.66			2.61%

L'évaluation de l'erreur de discrétisation, avec un niveau de confiance de 95 %, valide la pertinence du maillage fin. Le Global Convergence Index (GCI) démontre une différence de seulement 2.61 % par rapport au maillage grossier, où l'erreur devient significative. Une réduction supplémentaire de l'erreur pourrait être obtenue en diminuant la taille des cellules de calcul, mais cela entraînerait un temps de calcul supérieur à 34 heures, ce qui ne serait pas réalisable compte tenu des contraintes de temps et des ressources informatiques disponibles.

Cependant, la précision actuelle du modèle numérique est satisfaisante et en accord avec les objectifs d'autosurveillance. De plus, elle se situe dans le même ordre de grandeur que les mesures expérimentales. Par conséquent, afin de maintenir un compromis optimal entre précision et ressources, il est décidé de conserver le maillage fin pour l'étude du modèle expérimental et la validation globale du modèle numérique.

*Synthèse* : La discrétisation du domaine d'étude mise en œuvre est vérifiée et permet d'obtenir une précision de calcul acceptable, tout en optimisant l'utilisation des ressources informatiques disponibles.

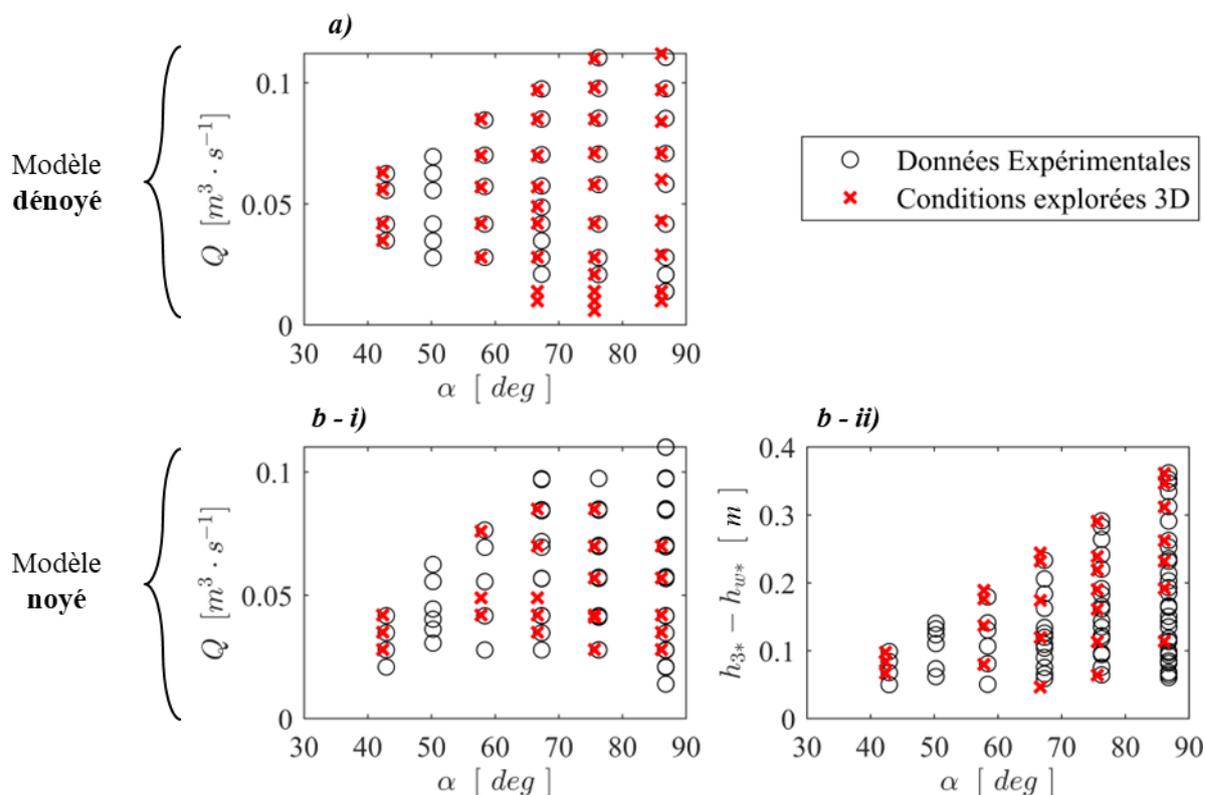
### **iii. Conditions aux limites**

La résolution numérique des équations aux dérivées partielles en mécanique des fluides requiert la spécification précise des conditions aux limites du modèle. Les deux singularités hydrauliques de la vanne fusible qui sont étudiées présentent des fonctionnements globalement similaires. Les conditions aux limites des modèles relatifs à l'étude de l'orifice supérieur sont établies selon les mêmes configurations que celles adoptées pour l'analyse de l'orifice inférieur. Ces choix ont été exposés et justifiés dans le paragraphe iii.

*Synthèse* : Les conditions aux limites sélectionnées garantissent, pour chaque modèle numérique, une représentation fidèle du comportement hydraulique du canal expérimental.

Dans un second temps, il est nécessaire de déterminer les différentes valeurs à explorer pour ces conditions aux limites, afin d'assurer une validation représentative des modèles en tenant compte de l'ensemble des sollicitations hydrauliques et dynamiques rencontrées dans le cas de l'orifice supérieur.

Les fonctionnements étudiés pour chaque modèle numérique sont donc représentés sur la Figure 4-58, en comparaison avec les résultats expérimentaux, pour chaque mode de fonctionnement et angle d'inclinaison étudiés.



**Figure 4-58. Visualisations comparatives des conditions d'écoulement explorées numériquement et expérimentalement pour chaque angle de volet dans le cas des modèles d'étude de l'orifice supérieur : a) Débit imposé en régime dénoyé, b - i) Débit imposé en régime noyé, b - ii) hauteur aval imposée en régime noyé.**

*Synthèse* : Un ensemble de 38 cas de fonctionnement en régime dénoyé et 26 cas en régime noyé est étudié afin de représenter le fonctionnement du seuil incliné de la vanne fusible dans diverses sollicitations hydrauliques et dynamiques. Cela permet d'assurer une validation générique du paramétrage des modèles numériques.

#### 4.3.3.2.b. Validation du modèle numérique

Le modèle numérique est une représentation simplifiée de la réalité qui intègre des hypothèses afin de résoudre les équations de la mécanique des fluides de manière optimale. Dans cette étude, l'approche utilisée est celle des écoulements moyennés RANS intégrant un modèle de turbulence  $k - \omega$  SST. Ce paramétrage s'est révélé pertinent pour résoudre les variables intégrées tels que la hauteur d'eau et le débit. C'est ainsi une solution intéressante pour calibrer les lois hydrauliques d'ouvrages. Bien que cette configuration du modèle ait été largement validée dans des cas des seuils, il semble pertinent d'étudier ses performances dans le cas particulier du seuil incliné d'une vanne fusible.

Cette étape de validation consiste à comparer les résultats extraits du modèle numérique 3D avec ceux obtenus expérimentalement dans des configurations identiques. Les résultats issus du modèle réel sont calculés à partir des modèles hydrauliques préalablement calibrés avec des données expérimentales pour les régimes dénoyés et noyés. L'objectif est d'évaluer les performances du modèle 3D en fonction du débit, en maintenant les hauteurs d'eau et l'inclinaison du volet constantes. Les écarts entre les résultats du modèle et les valeurs expérimentales devraient être minimales, compte tenu de la vérification préalable du maillage et la validation du modèle de turbulence sur de multiples cas similaires. Il est essentiel de déterminer si ces écarts résiduels sont significatifs, systématiques ou aléatoires, afin de comprendre leur nature et d'envisager d'éventuelles corrections des paramètres du modèle.

#### **i. Vérification préalable de la convergence des calculs**

La validation des modèles numériques nécessite initialement de confirmer leur capacité à reproduire le régime d'écoulement permanent et pleinement développé tel qu'il est observé expérimentalement.

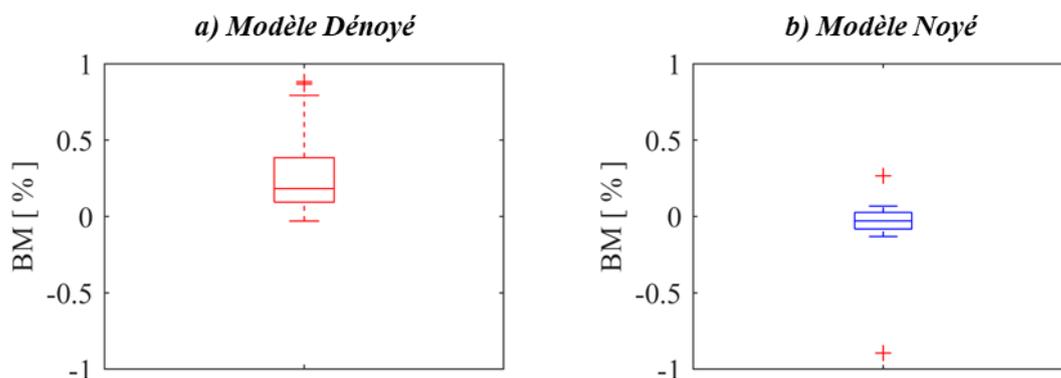
Dans le cadre de cette étude, les calculs numériques sont réalisés sur une période de 250 secondes réelles afin de garantir l'atteinte d'un état de convergence pour lequel les résidus des solveurs numériques deviennent négligeables et où les variables globales, telles que la hauteur d'eau et le débit de sortie, atteignent un état stationnaire. Cette performance est généralement évaluée en comparant le débit d'entrée ( $Q_{in}$ ) imposé au débit de sortie calculé ( $Q_{out}$ ), à travers le bilan de masse :

$$BM = \frac{Q_{in} - Q_{out}}{Q_{in}} \times 100 \quad (4.23)$$

Dans un scénario idéal, ce critère serait égal à zéro. Cependant, pour prendre en compte l'éventuelle variabilité de l'écoulement ainsi que les erreurs liées à la fonction de mesure et au modèle numérique, une tolérance de 5 % est généralement acceptée pour qualifier le bon état de convergence du modèle.

Par ailleurs, le bilan de masse est surveillé dans le temps afin de garantir une période minimale de 30 secondes d'écoulement stable, qui sera utilisée pour extraire les variables d'intérêt pour le traitement des résultats.

Le bilan de masse global est ainsi calculé en prenant en compte la moyenne de l'écoulement sur les 30 dernières secondes réelles modélisées. L'analyse de la distribution de ce critère, sur la Figure 4-59, confirme la convergence de l'ensemble des modélisations mises en œuvre, avec une précision inférieure à 1%.



**Figure 4-59. Distribution du bilan de masse (BM) des modélisations numériques effectuées pour les cas a) en régime dénoyé et b) en régime noyé**

Synthèse : L'analyse du bilan de masse pour toutes les simulations numériques effectuées confirme la convergence des calculs et l'établissement d'un écoulement stationnaire pleinement développé. Cette validation confirme la fiabilité des résultats obtenus.

## ii. Validation du modèle du numérique

Cette étape cherche à valider que le paramétrage du modèle numérique mis en œuvre est adapté pour décrire avec fiabilité et précision le comportement hydraulique de l'orifice supérieur de la vanne fusible en fonction des sollicitations du réseau amont et aval ainsi que de la dynamique de son volet basculant.

D'une part, les angles d'inclinaison du volet dans chaque modèle numérique mis en œuvre sont fixés en fonction de valeurs mesurées expérimentalement. Cette approche assure que la géométrie du modèle numérique reflète fidèlement la dynamique du volet. D'autre part, en imposant le débit en entrée du modèle et en assurant un bilan de masse proche de zéro, le modèle numérique parvient à garantir la convergence des résultats et maintenir le même débit que mesuré lors des expériences. Par conséquent, le seul paramètre global qui peut varier dans le modèle numérique est la hauteur d'eau.

La comparaison des modèles est basée sur le débit, qui est la variable d'intérêt généralement utilisée dans les lois hydrauliques pour le dimensionnement ou l'autosurveillance des ouvrages. Le débit expérimental est calculé en utilisant un modèle hydraulique calibré avec les données expérimentales. Cette approche permet de comparer uniquement les variations relatives du débit traversant l'ouvrage, tout en maintenant constantes toutes les autres variables d'entrée.

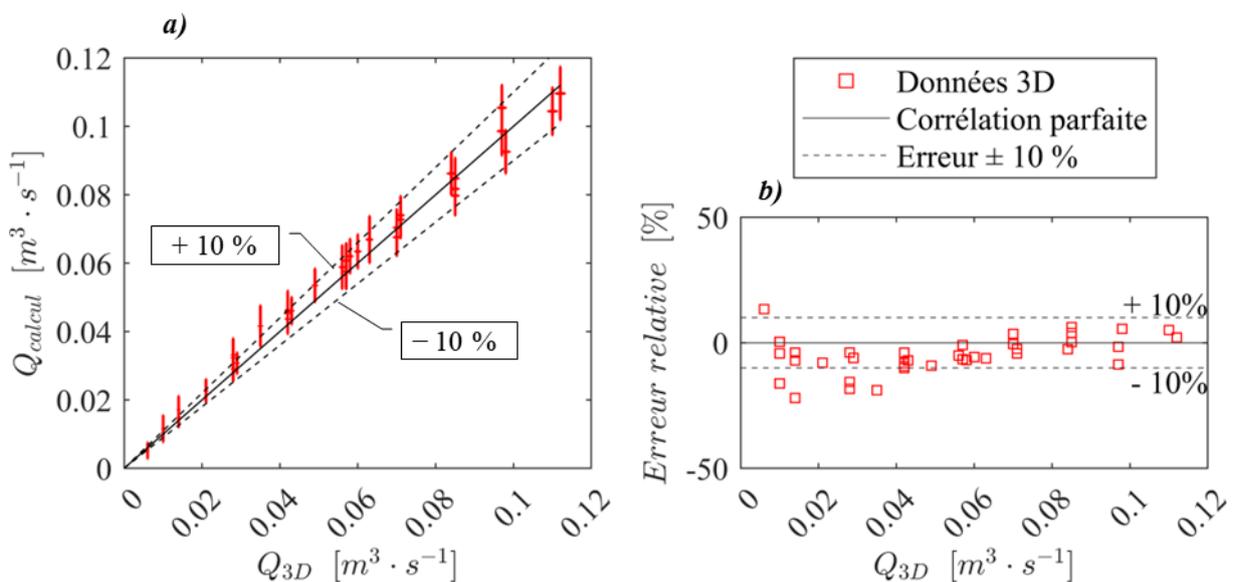
Cette étape de comparaison doit inclure les intervalles de confiance de chaque résultat pour qualifier les éventuelles différences. Le débit issu du modèle 3D ( $Q_{3D}$ ) est associé à un intervalle de confiance provenant du bilan de masse. Le débit calculé ( $Q_{calcul}$ ) par le modèle hydraulique, représentant le débit expérimental, est accompagné d'un intervalle de confiance qui tient compte de l'erreur sur les paramètres

de calage du modèle ainsi que de l'erreur sur les paramètres d'entrée. Ces derniers sont extraits du modèle 3D et correspondent à l'angle et aux hauteurs d'eau. L'incertitude associée à l'angle est ici nulle car celui-ci est maintenu fixe dans la géométrie du modèle. En revanche, pour la hauteur d'eau, plusieurs sources d'erreur sont présentes dans son calcul, notamment celles issues de la discrétisation du domaine modélisé, évaluée à 2.6% selon le critère du GCI.

Par la suite, la validation du modèle est réalisée en distinguant les régimes d'écoulement dénoyé et noyé.

❖ *En régime dénoyé*

L'analyse de la distribution des débits calculés par le modèle 3D en régime dénoyé est présentée Figure 4-60, avec une comparaison aux débits correspondants observés dans les conditions expérimentales.



**Figure 4-60. Distribution des (a) débits par-dessus le seuil incliné de la vanne basculante en régime dénoyé calculés à l'aide du système d'équations (4.19), (4.20) et (4.14) calibrées avec les données expérimentales, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données issues du modèle 3D**

L'analyse de la tendance globale des débits calculés montre une corrélation satisfaisante entre le modèle numérique et les données expérimentales (cf. Figure 4-60 - a). En effet, la plupart des intervalles de confiance associés à chaque point intersectent la première bissectrice. Cette observation permet d'accepter l'hypothèse de validation du paramétrage du modèle numérique avec une confiance de 95%.

Cette conclusion s'explique principalement par l'augmentation de l'incertitude dans le débit calculé par le modèle hydraulique. Cette incertitude comprend à la fois les erreurs de calibration du modèle hydraulique lui-même et les incertitudes associées aux données d'entrée provenant des modèles numériques. Selon le critère du GCI, ces dernières incertitudes sont d'ordres de grandeur similaires. Ainsi, il est probable que le modèle hydraulique développé pour le seuil incliné présente une erreur de

calibration plus élevée, notamment en raison de sa complexité accrue et du plus grand nombre de coefficients impliqués.

L'erreur relative entre le débit moyen issu du modèle numérique et celui qui serait obtenu dans des conditions expérimentales similaires oscille généralement autour de plus ou moins 10% (cf. Figure 4-60 - b). Dans certains cas, notamment pour des faibles débits, cette erreur peut atteindre un minimum évalué à - 22%. Malgré l'impossibilité d'attribuer un caractère significatif à cette erreur, son ampleur considérable peut être potentiellement expliquée par les défis liés à une prise en compte minutieuse et exhaustive du débit de fuite.

Cette erreur dépend également de l'angle d'inclinaison du volet basculant et tend à augmenter avec la fermeture de ce dernier (cf. Tableau 4-19). Ceci peut concorder en effet avec l'augmentation des fuites avec la fermeture du volet.

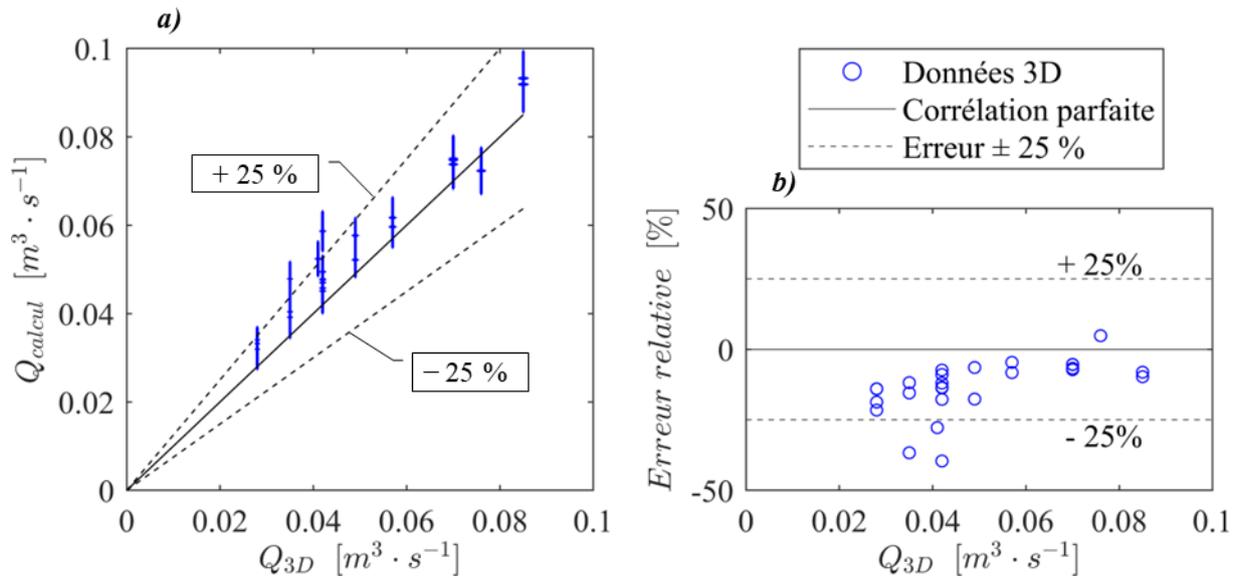
**Tableau 4-19. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés en régime dénoyé**

$\alpha$ [deg]	<b>86.12</b>	<b>75.6</b>	<b>66.65</b>	<b>57.79</b>	<b>42.34</b>	<b>Global</b>
<b>MAPE [%]</b>	3.75	5.52	10.30	7.43	9.85	<b>6.94</b>
<b>RMSE [L.s<sup>-1</sup>]</b>	2.27	2.83	4.28	3.80	4.53	<b>3.46</b>

*Synthèse* : Le modèle numérique 3D représentant le fonctionnement hydraulique de l'orifice supérieur de la vanne fusible lors d'un régime dénoyé présente une erreur de 10 % par rapport aux données expérimentales. Néanmoins, cette déviation n'est pas considérée comme significative, et elle peut être expliquée notamment par des facteurs tels que l'erreur du modèle mathématique, les approximations du modèle numérique 3D et la complexité relative à la prise en compte exhaustive du débit des fuites. Ainsi, la validité de la configuration du modèle numérique reste justifiée malgré cette erreur.

❖ *En régime noyé*

L'analyse de la distribution des débits calculés par le modèle 3D en régime noyé est présentée sur la Figure 4-61 avec une comparaison aux débits correspondants observés dans des conditions expérimentales. L'étude de la tendance générale des débits calculés révèle une corrélation insatisfaisante entre le modèle numérique et les données expérimentales (cf. Figure 4-61 - a). Bien que les données semblent se regrouper autour de la première bissectrice, une proportion significative des intervalles de confiance associés à chaque point ne chevauche pas cette ligne.



**Figure 4-61. Distribution (a) des débits par-dessus le seuil incliné de la vanne fusible en régime noyé calculés à l'aide du système d'équations (4.21), (4.22) et (4.15), calibrées avec les données expérimentales, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données issues du modèle 3D**

La différence entre le modèle numérique et les données expérimentales équivalentes se situe généralement dans une fourchette de 0 à -25%. Cette sous-estimation du débit réel peut être attribuée à la méthode de calcul utilisée par le modèle mathématique pour déterminer le débit en régime noyé, qui prend également en compte le débit en régime dénoyé pour calculer une référence. En conséquence, l'erreur présente dans le premier modèle se propage au cas du régime noyé, entraînant ainsi une plus grande différence entre les deux variables comparées.

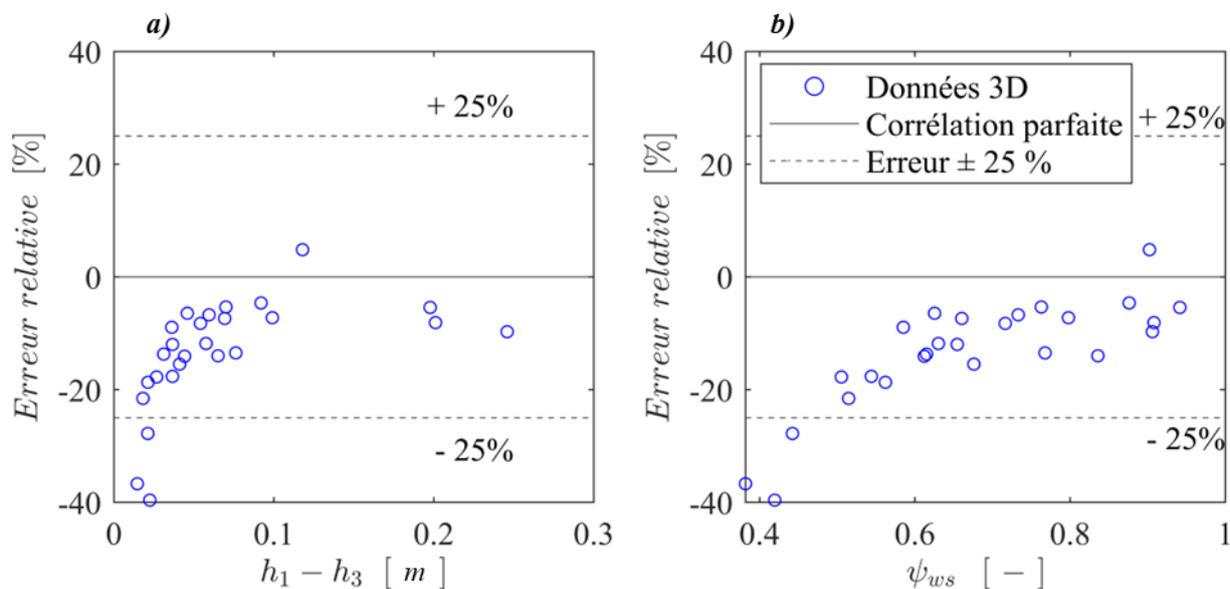
Cependant, dans le contexte du régime noyé, l'erreur exhibe une tendance décroissante avec la fermeture du volet basculant (cf. Tableau 4-20).

**Tableau 4-20. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés en régime d'écoulement noyé**

$\alpha$ [deg]	86.12	75.6	66.65	57.79	42.34	Global
MAPE [%]	18.33	13.45	13.56	8.43	11.08	13.74
RMSE [L.s <sup>-1</sup> ]	8.90	6.34	7.12	4.17	3.75	6.80

La variation de l'erreur en fonction de l'angle d'inclinaison peut être expliquée par divers facteurs, notamment des limitations du modèle numérique lui-même, qui pourrait ne pas réussir à représenter de manière adéquate la complexité de l'écoulement au niveau du seuil pour cette configuration spécifique de fonctionnement.

Cette erreur peut être attribuée aux niveaux de submersion forts correspondant aux débits très faibles, où la propagation des erreurs dans le calcul des hauteurs amène à un impact significatif sur l'évaluation du débit calculé en conditions expérimentales (cf. Figure 4-62).



**Figure 4-62. Evaluation des erreurs relatives sur le débit obtenu par modélisation 3D en régime noyé en comparaison avec le débit calculé par le système d'équations (4.21), (4.22) et (4.15) calibrées avec les données expérimentales. Analyse de ces erreurs selon (a) la différence de hauteur amont – aval et (b) le facteur de réduction de débit ( $\Psi_{ws}$ )**

Le coefficient  $\Psi_{ws}$ , égal à un en régime dénoyé, diminue progressivement à mesure que l'influence aval augmente, afin de prendre en compte l'impact de la submersion sur le débit.

Synthèse : Le modèle numérique 3D en régime noyé présente une corrélation dégradée avec les données expérimentales. Des écarts significatifs sont observés pour les niveaux d'enneigement élevés, ce qui révèle une sous-estimation systématique du débit par le modèle. Cet écart peut être attribué, de manière analogue au modèle en régime dénoyé, à des imprécisions dans la représentation géométrique du modèle, aux approximations concernant les débits de fuite (notamment pour les faibles débits), aux erreurs dans la discrétisation du maillage ou éventuellement aux limitations du modèle de turbulence utilisé. Dans ce mode de fonctionnement dégradé, il a été considéré que cet ordre de grandeur d'erreur demeure acceptable pour une estimation du débit.

### iii. Conclusion sur la validation du modèle numérique

Le paramétrage du modèle de mécanique des fluides numérique pour l'étude de l'orifice supérieur de la vanne fusible est similaire à celui élaboré pour l'orifice inférieur.

Lors de sa mise en œuvre en régime dénoyé, le modèle présente une erreur relative d'environ 10%, qui devient significative pour les faibles débits, atteignant au minimum - 22%. Cette erreur peut être attribuée aux multiples sources d'incertitudes du modèle mentionnées précédemment, auxquelles s'ajoute éventuellement une erreur liée à la prise en compte fiable du débit de fuite, dont la proportion devient notable pour les faibles débits déversés.

En régime noyé, le modèle tend également à sous-estimer systématiquement le débit déversé, avec une erreur allant jusqu'à - 25%. Cette différence peut également s'expliquer par la présence du débit de fuite, dont la proportion peut être plus importante compte tenu des débits déversés par-dessus le seuil, réduits par l'influence aval. En régime noyé, l'incertitude sur le calcul du débit augmente, en particulier pour les niveaux d'envolement élevés pour lesquels les différences de hauteur entre l'amont et l'aval sont faibles. Les erreurs dans le calcul des hauteurs d'eau entraînent alors une augmentation des erreurs dans le calcul du débit par la loi hydraulique.

*Synthèse* : Le paramétrage du modèle numérique proposé est considéré comme valide pour une étude quantitative de l'orifice inférieur d'une vanne fusible. Il assure une erreur moyenne globale d'environ 7 % en régime dénoyé et 14 % en régime noyé, en respectant un critère du GCI d'environ 3%. Par la suite, ce modèle numérique pourra être utilisé pour générer des données spécifiques pour chaque géométrie de vannes fusibles. Les résultats obtenus serviront à effectuer une calibration adaptée du modèle de loi hydraulique développé, garantissant ainsi une évaluation du débit dans le cadre de l'autosurveillance.

Dans la suite du manuscrit, le modèle numérique validé, correspondant à la géométrie de la vanne fusible expérimentale, est utilisé pour approfondir l'étude de la phénoménologie de l'ouvrage.

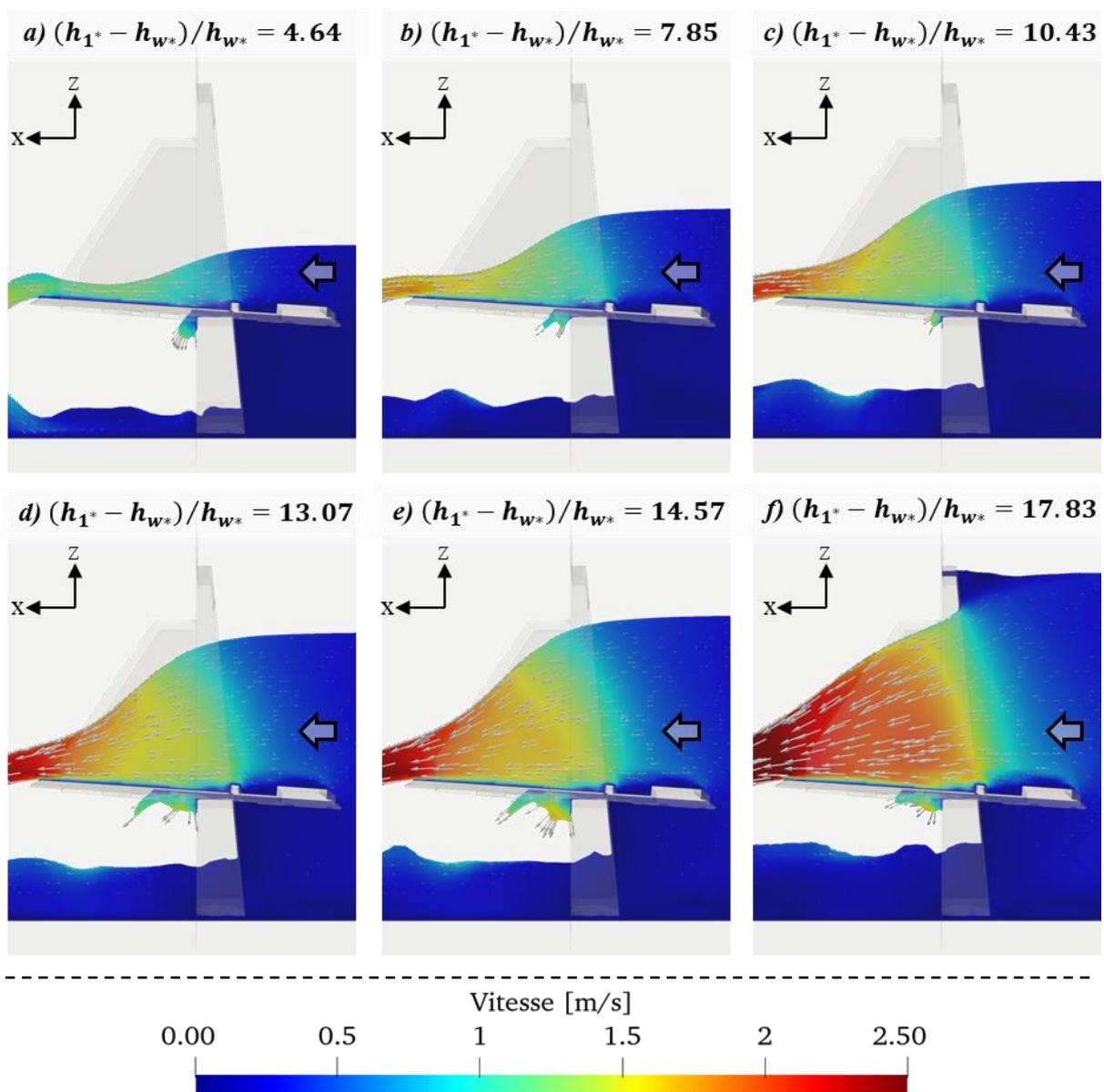
#### 4.3.3.2.c. *Analyse phénoménologique*

La validation d'un modèle de mécanique des fluides numérique de la vanne expérimentale permet d'investiguer des variables qui sont difficiles à mesurer en laboratoire. Il s'agit notamment de la direction et de l'amplitude du champ de vitesse moyen au droit de l'ouvrage. L'analyse approfondie de ces résultats permet de réaliser un diagnostic détaillé de la phénoménologie de l'écoulement au niveau du seuil incliné de l'orifice supérieur de la vanne fusible. De ce fait, elle permet de comprendre l'impact spécifique de chaque singularité géométrique sous diverses sollicitations hydrauliques et dynamiques.

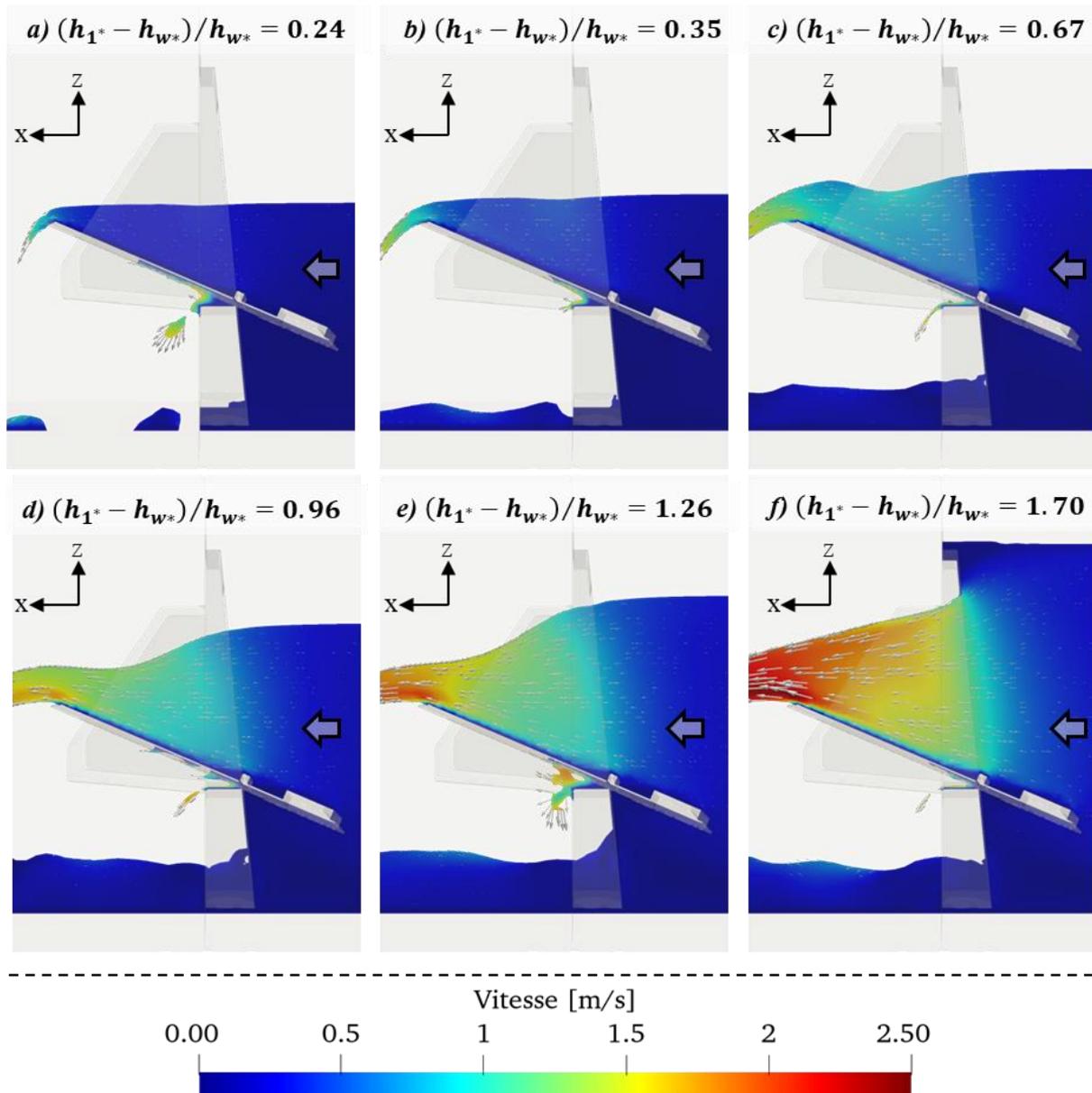
L'analyse concerne le régime dénoyé, en examinant la hauteur critique adimensionnée et l'angle d'inclinaison du volet, ainsi que le régime noyé en étudiant l'effet du niveau de submersion sur le champ de vitesse.

**i. Influence de la hauteur de lame déversante amont et de l'inclinaison du seuil**

L'influence de la hauteur de lame déversante amont et de l'angle d'inclinaison du volet sur l'écoulement est démontrée en se concentrant sur le cas dénoyé. L'étude se fonde sur l'analyse de coupes longitudinales du champ de vitesse pour comprendre les variations de l'écoulement en fonction de ces paramètres. Deux cas sont illustrés sur les Figure 4-63 et Figure 4-64, en considérant un volet entièrement ouvert à  $86.1^\circ$  ainsi qu'un volet partiellement refermé à  $66.7^\circ$ .



**Figure 4-63. Coupe longitudinale du champ de vitesse au droit de la vanne fusible expérimentale pour un angle d'ouverture du volet de  $86.1^\circ$  en considérant plusieurs rapports  $(h_{1^*} - h_{w^*})/h_{w^*}$**



**Figure 4-64. Coupe longitudinale du champ de vitesse au droit de la vanne fusible expérimentale pour un angle d'ouverture du volet de  $66.7^\circ$  en considérant plusieurs rapports  $(h_1^* - h_{w^*})/h_{w^*}$**

L'existence de deux points de contrôle hydraulique en compétition au niveau du seuil incliné formé par le volet basculant en partie supérieure de la vanne fusible est mise en lumière par l'analyse des Figure 4-63 et Figure 4-64.

En effet, les cas illustrés dans la Figure 4-64 a) et b) montrent que l'écoulement chute et connaît une accélération au niveau de l'arête supérieure du volet, et le passage par la hauteur critique a lieu légèrement en aval de la crête, comme il est observé dans le cas des seuils à crête mince.

Cependant, à mesure que la hauteur de la lame déversante amont adimensionnelle augmente, l'écoulement s'accélère également en amont au niveau de la réduction de section définie par le cadre de la vanne au-dessus de l'axe de rotation. Ce deuxième point de contrôle hydraulique entre en opposition

avec le premier, comme illustré sur le cas présenté dans la Figure 4-64 - c). Avec l'augmentation supplémentaire de la hauteur amont, ce point de contrôle amont s'impose totalement sur l'aval et le passage par la hauteur critique s'établit en amont de la crête de déversement. La position de cette dernière tend ainsi à remonter vers l'amont avec l'augmentation du débit déversé.

Cette transition de point de contrôle dépend de l'angle d'inclinaison du volet. En effet, dans le cas du volet totalement ouvert (Figure 4-63), la charge imposée par la réduction de section en amont prédomine sur celle fixée au niveau de l'arête supérieure du volet incliné pour tous l'ensemble des modes de fonctionnement rencontrés.

Ces résultats mettent en évidence une relation complexe entre l'angle d'inclinaison du volet, qui régit la hauteur de la crête du seuil incliné et, par conséquent, la charge hydraulique qu'il peut imposer en amont, avec les phénomènes d'engouffrement de l'écoulement dans le cadre en amont. La charge hydraulique amont joue un rôle déterminant dans l'équilibre dynamique entre les deux points de contrôle en compétition, influençant ainsi la position du passage par la hauteur critique sur le seuil incliné. Ces résultats sont concordants avec ceux obtenus expérimentalement par [151] et présentés précédemment au niveau de la Figure 1-28.

Dans toutes les conditions examinées, l'écoulement en amont de l'ouvrage présente des vitesses inférieures ou égales à environ 0,4 m/s. De plus, la direction du champ de vitesse en amont est normale à l'ouvrage. La partie du volet située en dessous de l'axe de rotation, immergée dans le canal amont, bloque les composantes de vitesse ascendante en amont immédiat de l'ouvrage. Par conséquent, l'hypothèse selon laquelle l'étude de l'orifice supérieur peut être réalisée en référant les variables de hauteur par rapport à l'axe de rotation se trouve validée avec un niveau élevé de confiance.

*Synthèse* : L'écoulement complexe au niveau de la partie supérieure d'une vanne fusible est gouverné par l'interaction concurrente de deux points de contrôle : l'engouffrement à l'ouverture du cadre en amont et l'arête supérieure du volet en aval. Les paramètres clés régissant cette dynamique sont l'angle d'inclinaison de l'élément et la hauteur de lame déversante, qui est exprimée de manière adimensionnelle. Ces paramètres déterminent la position et l'amplitude de la hauteur critique résultante de cet écoulement complexe.

La contraction latérale entre le canal amont et l'ouverture du seuil peut potentiellement influencer le comportement du système en affectant le fonctionnement du point de contrôle amont. Bien que les expériences précédentes [148] aient indiqué un impact négligeable de ce rapport, des études plus approfondies [151] ont révélé que ce paramètre demeure déterminant, surtout pour les faibles rapports [162]. Pour une meilleure compréhension de cette relation, des expériences supplémentaires utilisant le modèle numérique validé pourront être menées, afin d'évaluer la sensibilité des résultats à différentes valeurs de contraction latérale.

ii. Influence de la hauteur aval

L'influence de la submersion en aval sur le comportement hydraulique du seuil incliné est évaluée selon l'exemple d'un volet entièrement ouvert. Le coefficient d'enneioement ( $\Psi_{ws}$ ) est pris en considération dans l'analyse afin de tenir compte de l'impact de la submersion sur la réduction de débit associée (cf. Figure 4-65).

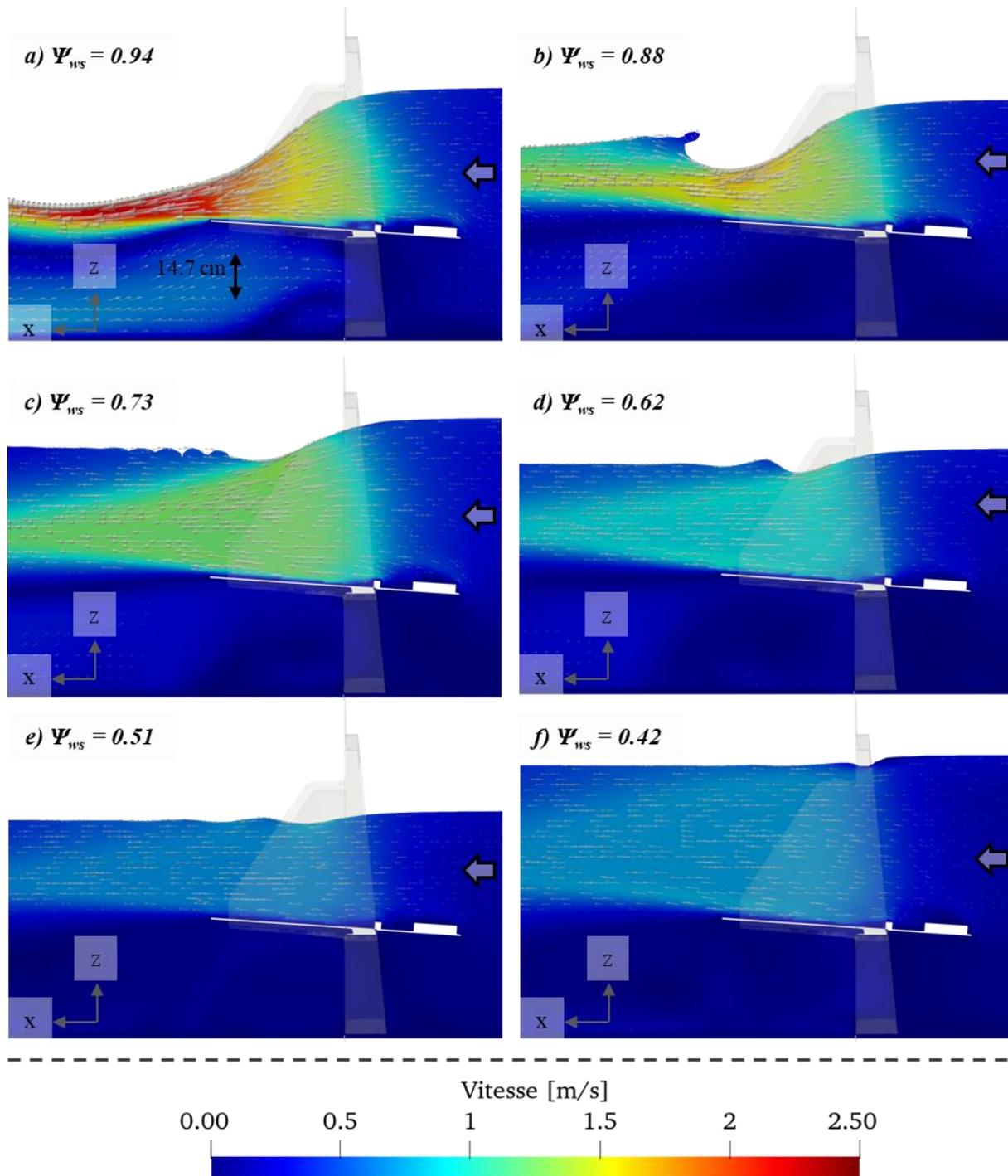


Figure 4-65. Coupe longitudinale du champ de vitesse au droit de la vanne fusible expérimentale pour un angle d'ouverture du volet de  $86.1^\circ$  en considérant plusieurs rapports du coefficient d'enneioement  $\Psi_{ws}$

*Le facteur d'enneioement  $\Psi_{ws}$  est calculé avec le modèle mathématique calibré avec les données numériques selon l'équation (4.15). Egal à 1, l'écoulement s'effectue en régime dénoyé. Lorsqu'il diminue de 1 vers 0, il traduit la diminution relative de la capacité de débit avec l'enneioement de la vanne. .*

L'analyse des résultats du modèle numérique démontre sa capacité à représenter les différents modes de fonctionnement de la partie supérieure d'une vanne fusible soumis à une influence aval.

Pour les niveaux de submersion faibles, correspondant au cas a), la phénoménologie de l'écoulement au niveau du seuil présente des similitudes avec le régime dénoyé, à l'exception du fait que le jet en sortie ne chute plus mais s'établit horizontalement sur la masse d'eau aval, en conservant une vitesse élevée. L'impact de ce faible niveau de submersion sur le comportement hydraulique de l'ouvrage est négligeable puisque le coefficient d'enneioement qui est calculé dans ce cas est proche de 1.

Pour les niveaux de submersion moyens, correspondant au cas b), la phénoménologie de l'écoulement au niveau du seuil est affectée par la hauteur d'eau en aval, seulement au niveau du jet en sortie du seuil. Un ressaut hydraulique persiste ainsi en sortie de l'ouvrage, participant activement à la dissipation de l'énergie du jet déversé. Ce cas peut être comparé au régime partiellement noyé, dans lequel les niveaux de submersion allant de faibles à moyens présentent un impact modéré sur l'enneioement du seuil. Il est ainsi clairement observable comment la longueur considérable du volet favorise le maintien du ressaut hydraulique au pied de l'ouvrage, contribuant ainsi significativement à limiter l'enneioement. Ce cas présente des similitudes avec l'enneioement d'un seuil épais.

Enfin, en considérant les niveaux de submersion élevés, correspondant aux cas c) à f), la phénoménologie de l'écoulement au niveau du seuil est entièrement influencée par la hauteur d'eau en aval. Cela se manifeste par une homogénéisation du champ de vitesse du jet de surface en sortie du seuil incliné et par une diminution globale de son intensité.

*Synthèse : Le modèle numérique 3D est capable de détecter l'enneioement de la vanne en calculant la position du ressaut hydraulique en aval de celle-ci. Ensuite, il assure une représentation fidèle de la submersion partielle de la structure en quantifiant l'impact du ressaut hydraulique sur la vitesse de la veine contractée du jet à la sortie du seuil incliné. Enfin, le modèle permet également de représenter le régime totalement submergé en calculant le ralentissement de la veine fluide dû à la submersion totale de la vanne.*

### **iii. Conclusion de l'analyse phénoménologique**

L'analyse phénoménologique des résultats du modèle numérique met en évidence la complexité de la structure de l'écoulement au-dessus du volet basculant, résultant de la concurrence entre deux points de contrôle hydraulique. Le premier est lié à la réduction de la section de passage de l'écoulement amont entre le canal d'approche et l'ouverture de la vanne, entraînant ainsi une accélération de l'écoulement à cet endroit. En aval, le volet incliné impose un point de contrôle supplémentaire de par la hauteur de son arête supérieure au niveau de laquelle l'écoulement chute.

L'interaction de ces deux éléments est conditionnée par la hauteur de lame déversante amont adimensionnelle et l'angle d'inclinaison du volet. Cette interaction gouverne le point de pilotage, ainsi que la position et l'amplitude de la hauteur critique. La contraction latérale en amont est également un paramètre potentiellement sensible qui devrait être pris en compte dans les travaux futurs.

Dans le cas d'une influence aval, la sensibilité de l'ouvrage à la submersion évolue en fonction de la position de la hauteur critique et de la capacité du seuil à maintenir un ressaut hydraulique en sortie. Une fois noyé, la réduction du débit augmente avec le taux de submersion de l'ouvrage.

#### **4.3.4. *Conclusion sur l'étude de l'orifice supérieur d'une vanne fusible***

L'étude expérimentale de l'orifice supérieur de la vanne fusible a permis de construire une base de données complète en tenant compte de l'ensemble des sollicitations hydrauliques et dynamiques rencontrées par cette singularité.

Grâce à cette base de données, il a été possible d'adapter deux modèles hydrauliques génériques en tenant compte de l'impact de l'inclinaison du volet sur l'évolution de la capacité de débit. En régime dénoyé, cette capacité de débit augmente progressivement avec l'ouverture du volet jusqu'à atteindre un angle optimal évalué à environ 70 degrés, au-delà duquel elle diminue de manière significative. En régime noyé, l'ennoisement du seuil diminue avec l'ouverture du volet. Ces comportements traduisent une transition dans la phénoménologie de l'écoulement, évoluant d'un régime similaire à celui d'un seuil mince pour les faibles angles d'ouverture, vers un régime se rapprochant de celui d'un seuil à crête épaisse pour les angles d'ouverture maximaux. Ces modèles mathématiques développés pour capturer ce comportement présentent après calibration sur les données expérimentales une erreur moyenne globale d'environ 1.6 % pour les régimes d'écoulement dénoyé et de 3.1 % pour les régimes d'écoulement noyé.

Pour généraliser les résultats à d'autres géométries spécifiques, une approche de mécanique des fluides numériques tridimensionnelle a été adoptée. Un paramétrage conventionnel, largement utilisé dans l'étude des ouvrages hydrauliques, a été validé par le biais de tests de sensibilité au maillage, d'une revue

de la littérature pour sélectionner le modèle de turbulence adéquat, et enfin d'une validation en comparant les résultats avec les données expérimentales. Lors de l'exploitation de ce modèle numérique, une marge d'erreur d'environ 7 % en régime dénoyé et de 14 % en régime noyé a été identifiée, ce qui devra être pris en considération dans les futures utilisations dans de tels cas.

Ce modèle numérique validé est mis en œuvre pour affiner la compréhension de la phénoménologie de l'écoulement à travers la géométrie expérimentale de la vanne. Cette analyse met ainsi en évidence la complexité du champ de vitesse et de la ligne d'eau de l'écoulement en surverse par-dessus le volet incliné, avec des dépendances importantes liées à l'angle d'inclinaison de ce seuil et à la hauteur de lame déversante amont adimensionnelle.

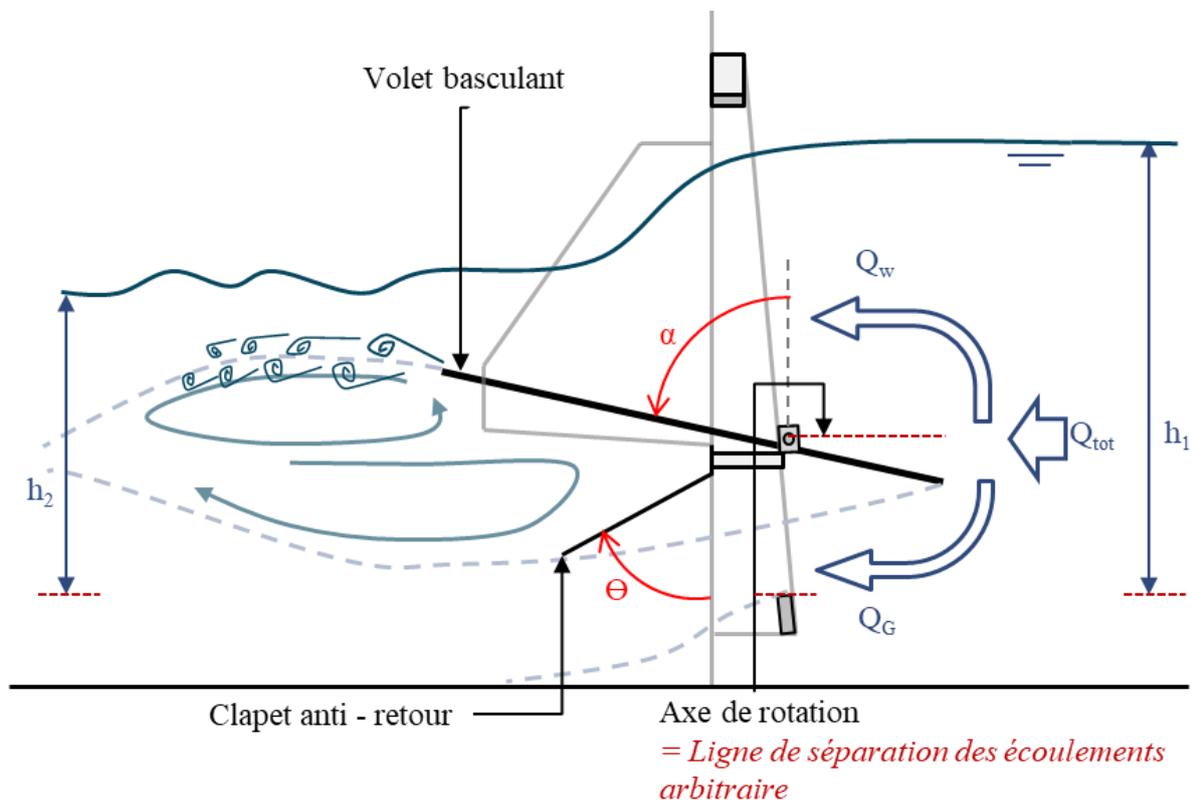
Dans une perspective de recherche, l'implémentation du modèle numérique est essentielle pour généraliser de manière économique l'étude de l'orifice supérieur de la vanne fusible, en considérant différentes configurations géométriques et des régimes d'écoulement quasi similaires. Cela permettra de déterminer des coefficients spécifiques aux modèles hydrauliques pour chaque configuration étudiée, garantissant ainsi une précision du dispositif de mesure conforme aux objectifs d'autosurveillance dans le cas où l'ouvrage y est soumis. En étudiant de multiples cas géométriques, une base de données globale sera construite. Cela permettra d'analyser la sensibilité des coefficients de calage des modèles hydrauliques vis-à-vis des différentes géométries d'ouvrages et sollicitations hydrauliques et dynamiques. Si une variabilité est observée, notamment en raison de l'évolution de la contraction latérale en amont, les coefficients de calage des modèles hydrauliques pourront être recalibrés de manière globale dans un premier temps pour assurer un dimensionnement préalable robuste de l'ouvrage. Si la taille de la base de données continue de croître jusqu'à ce qu'elle puisse discrétiser de manière fine l'ensemble des cas géométriques, hydrauliques et dynamiques rencontrés, il sera envisageable, le cas échéant, de procéder à une correction des coefficients en prenant en considération cette variabilité interne. Cette correction aura pour objectif d'améliorer la précision du modèle tout en préservant sa généralité.

## 4.4. Étude de l'influence mutuelle des deux organes hydrauliques

### 4.4.1. Introduction

Dans cette troisième partie, la vanne fusible est étudiée dans un contexte opérationnel où l'écoulement s'effectue à travers les deux orifices de l'ouvrage : la vanne de fond et le seuil incliné. Le comportement hydraulique de chaque singularité a été analysé de manière indépendante afin d'élaborer et de valider des modèles mathématiques permettant d'évaluer le débit qui y transite en fonction des hauteurs amont et aval, ainsi que de l'angle d'inclinaison du volet. L'objectif est désormais de déterminer dans quelle mesure l'interaction entre ces deux singularités présente un impact significatif sur la loi hydraulique globale de l'ouvrage.

L'ouvrage est ainsi étudié en considérant les deux orifices de la vanne fusible dans un état ouvert, conformément à la représentation schématique fournie Figure 4-66.



**Figure 4-66. Représentation schématique des écoulements par-dessus et par-dessous le volet incliné**

Dans l'étude de l'influence aval, la hauteur mesurée la plus en aval au niveau du capteur n°3 sera considérée. Selon l'état de l'art, cette hauteur offre une estimation fiable et précise de l'influence aval, contrairement à la hauteur n°2 qui peut être affectée par des phénomènes tels que le ressaut hydraulique ou la présence de vagues en aval de l'ouvrage [131], [175]. La mesure de cette dernière hauteur peut éventuellement être utilisée pour détecter l'influence aval.

L'objectif de cette section est de déterminer si, dans le cas de la vanne fusible, la combinaison des deux singularités hydrauliques conduit à un fonctionnement significativement différent de celui calculé par la somme indépendante des lois hydrauliques de chaque singularité.

Pour cela, une troisième série d'expériences est réalisée en laissant l'écoulement s'établir à travers les deux orifices et en maintenant le volet incliné fixé. Lors de cette expérience, le débit total ( $Q_{tot}$ ) mesuré est comparé au débit obtenu par la somme des débits calculés de façon indépendante pour chaque singularité, noté  $(Q_W + Q_G)_{calculé}$ , en considérant des configurations géométriques, dynamiques et hydrauliques identiques. Si une influence significative est détectée, un facteur d'interaction ( $IF$ ) pourra être évalué et calibré selon la proposition de [96] :

$$IF = \frac{Q_{tot}}{(Q_W + Q_G)_{calculé}} \quad (4.24)$$

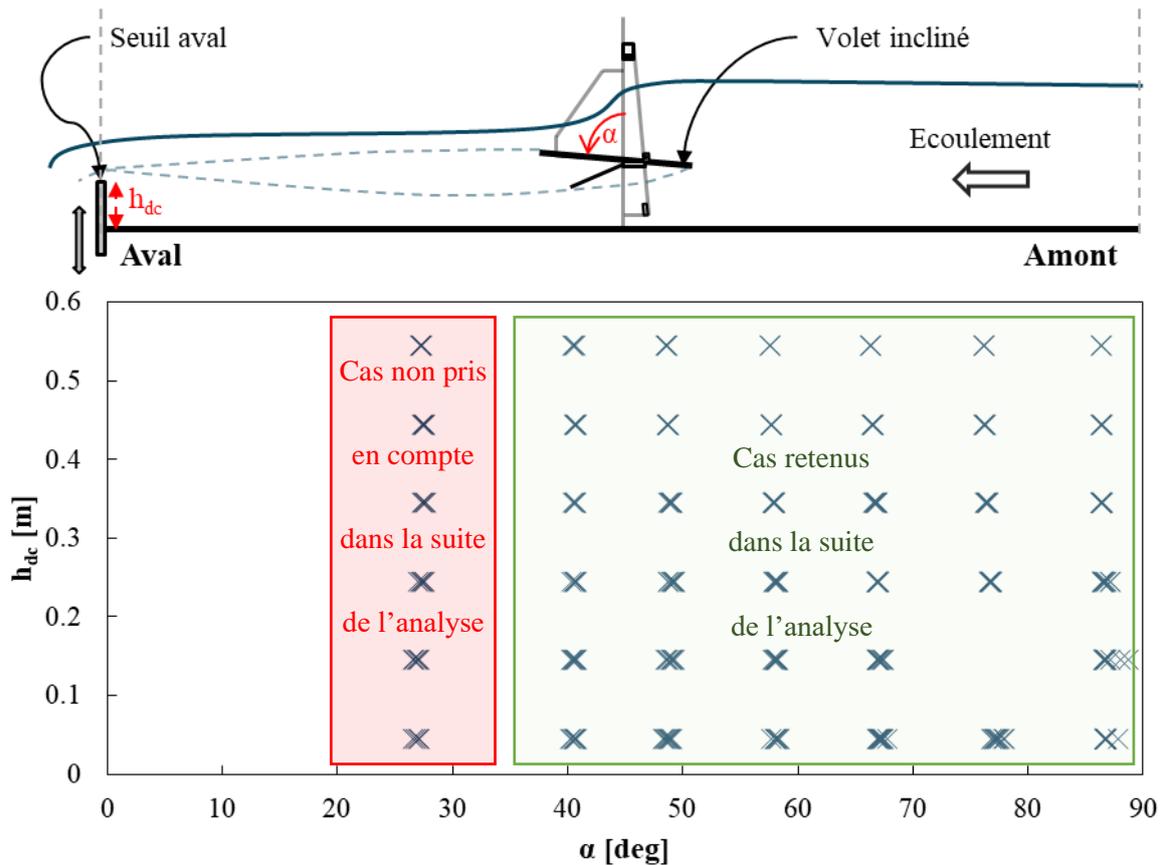
Synthèse : L'objectif de cette étude est de détecter une éventuelle influence mutuelle des écoulements dans les parties inférieure et supérieure de la vanne fusible. Le cas échéant, un facteur d'interaction pourra être évalué afin de déterminer la correction à apporter à la somme des fonctionnements obtenus indépendamment pour chaque singularité.

#### 4.4.2. Etude expérimentale

##### 4.4.2.1. Protocole

L'étude expérimentale se concentre ici exclusivement sur l'analyse hydraulique de la vanne fusible globale en contrôlant la dynamique de son volet par le biais de différents angles d'inclinaison fixés. Ces angles d'inclinaison sont choisis pour discrétiser de manière représentative le fonctionnement général de l'ouvrage. En immobilisant directement l'angle d'inclinaison, ce protocole d'étude élimine la nécessité de prendre en compte les spécificités géométriques du volet, telles que la distribution de la masse du volet ou la position précise de l'axe de rotation, qui ont un impact sur sa dynamique. Cela permet d'obtenir une analyse hydraulique générique qui ne dépend que de l'angle d'inclinaison. Ce paramètre résulte de la dynamique spécifique de du volet et des interactions fluides structure. Sa valeur est directement mesurée sur site à l'aide d'un inclinomètre.

Ainsi, l'étude expérimentale de la vanne fusible est menée à l'aide du modèle expérimental présenté dans le paragraphe § 2.3.1.3. en fixant à chaque fois l'angle d'inclinaison du volet ( $\alpha$ ) ainsi que la hauteur du seuil aval ( $h_{ac}$ ) afin de couvrir l'ensemble des sollicitations dynamiques et hydrauliques de l'ouvrage. L'ensemble des configurations exploré est illustré sur la Figure 4-67.



**Figure 4-67. Représentation des angles d'ouverture du volet incliné et des hauteurs de seuil aval fixés pour l'ensemble des études en régime permanent de la vanne fusible, représentant toutes les situations possibles de sollicitations hydrauliques aval et dynamiques.**

*Il a été constaté par la suite que les faibles inclinaisons du volet n'apparaissent pas dans le fonctionnement global d'une vanne basculante, même lors de fortes influences aval. Par conséquent, il a été décidé de ne pas les prendre en considération dans l'analyse des résultats.*

Dans le cadre de cette étude, un ensemble de configurations est exploré en modifiant le débit amont de manière progressive, afin de couvrir l'ensemble des hauteurs amont en deçà de la limite structurelle du canal, fixée à 80 cm. De cette manière, un total de **300 points de mesure** expérimentaux en régime permanent est généré pour représenter l'ensemble des modes de fonctionnement de la vanne fusible.

#### 4.4.2.2. Analyse phénoménologique des écoulements

Dans un premier temps, ces analyses expérimentales sont examinées de manière qualitative afin de décrire de façon globale le fonctionnement hydraulique de l'ouvrage pour chaque sollicitation hydraulique.

Trois principaux fonctionnements hydrauliques sont identifiés en distinguant le régime d'écoulement de chaque singularité. Dans un premier cas, les orifices inférieur et supérieur sont dénoyés. Ensuite, avec l'augmentation de la hauteur aval, l'orifice inférieur est noyé tandis que le seuil incliné en partie

supérieure reste protégé et déverse en régime dénoyé. Enfin, pour des hauteurs de lame déversante aval élevées, le déversement au travers des deux orifices est noyé.

#### 4.4.2.2.a. Orifice et seuil dénoyés

L'exemple d'un fonctionnement hydraulique de la vanne fusible pour lequel l'orifice de fond et le seuil incliné fonctionnent en régime dénoyé est illustré Figure 4-68.



**Figure 4-68. Visualisation expérimentale d'un écoulement à travers la vanne fusible en (a) vue aval et (b) vue de profil, sous régime dénoyé pour un angle d'inclinaison fixé à  $86^\circ$  et un débit pompé de  $412 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  (i.e.  $114.4 \text{ L} \cdot \text{s}^{-1}$ )**

L'analyse phénoménologique de l'écoulement expérimental met en évidence un fonctionnement global en régime dénoyé, caractérisé par deux régimes d'écoulement distincts. En amont de l'ouvrage, un régime fluvial se manifeste avec une hauteur d'eau élevée, des vitesses faibles, et une surface libre plane et calme. En aval de l'ouvrage, un régime torrentiel est observé dans le canal, présentant des faibles hauteurs d'eau, des vitesses élevées, des ondes transverses et un ressaut hydraulique aéré.

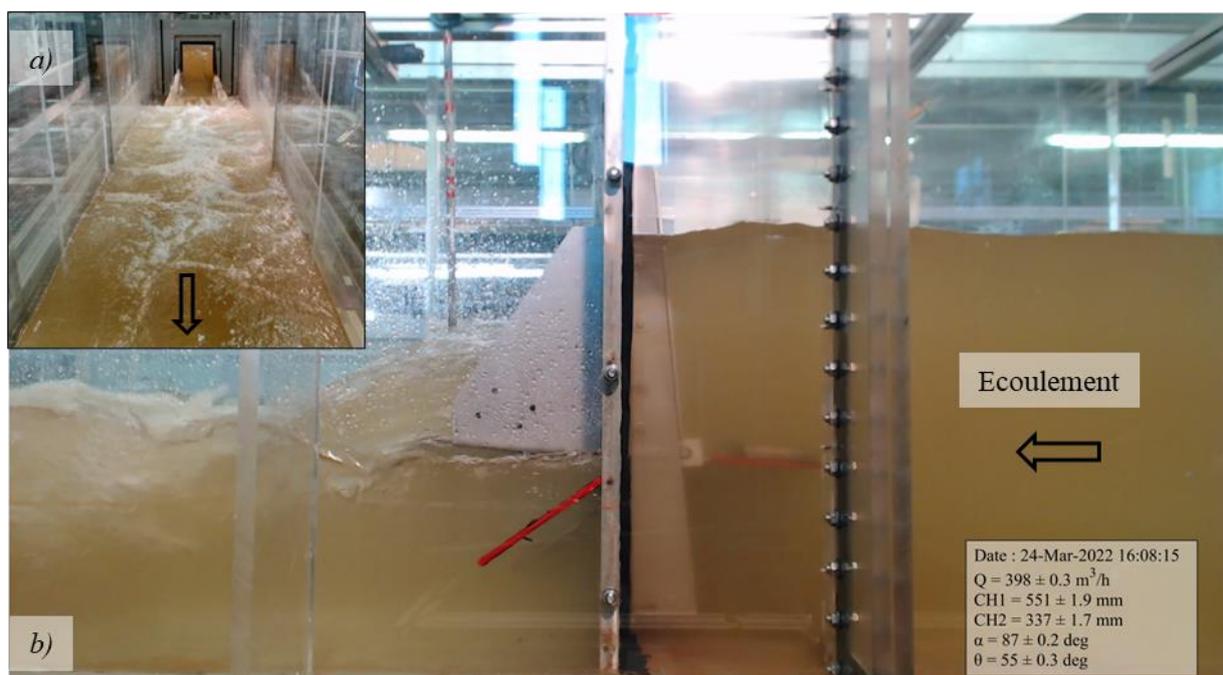
Au niveau de l'ouvrage, une analyse phénoménologique détaillée révèle que le jet en surverse est projeté à une distance significative en aval selon une trajectoire déterminée en partie par le volet incliné. Lorsque le jet de surverse atteint son point de chute, il interfère partiellement avec celui émis par l'orifice inférieur. Cela conduit localement à la formation d'un ressaut hydraulique aéré entre l'écoulement torrentiel en sortie de la vanne de fond et la zone ralentie par le jet de surverse.

Néanmoins, malgré cette interaction complexe, l'écoulement immédiatement en aval de la structure semble être préservé et se déroule en régime torrentiel. Cette observation suggère que la partie inférieure fonctionne en régime dénoyé, comme illustré Figure 4-68. Ainsi, le fonctionnement de la vanne fusible

est également en régime dénoyé en local, ce qui permettrait de considérer les débits déversés par chacun des deux orifices de manière indépendante.

#### 4.4.2.2.b. Orifice noyé et seuil dénoyé

En considérant un débit pompé équivalent, la hauteur de la pelle du seuil en aval est augmentée afin d'y imposer une hauteur d'eau plus élevée. Cela induit un important ralentissement de la vitesse de l'écoulement, provoquant ainsi la transition vers un régime fluvial. Dans le cas où cette influence aval est suffisamment importante, le ressaut hydraulique qu'elle engendre au premier abord peut remonter jusqu'à l'ouvrage et le submerger. Pour les faibles niveaux de submersion, seule la partie inférieure de la vanne fusible est impactée tandis que le jet de surverse n'est pas impacté et demeure en régime dénoyé (cf. Figure 4-69).



**Figure 4-69.** Visualisation expérimentale d'un écoulement à travers la vanne fusible en (a) vue aval et (b) vue de profil, selon un régime d'écoulement noyé de l'orifice inférieur et dénoyé du seuil supérieur, pour un angle d'inclinaison fixé à  $86^\circ$  et un débit pompé de  $398 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  (i.e.  $110.6 \text{ L} \cdot \text{s}^{-1}$ )

#### 4.4.2.2.c. Orifice noyé et seuil noyé

En maintenant un débit amont équivalent, la hauteur du seuil est augmentée davantage de façon à maintenir une hauteur en aval de l'ouvrage plus importante. De cette façon le fonctionnement de l'orifice supérieur est également noyé. Ce mode de fonctionnement est illustré en considérant un faible puis un fort niveau d'ennoiement sur la Figure 4-70 et la Figure 4-71.

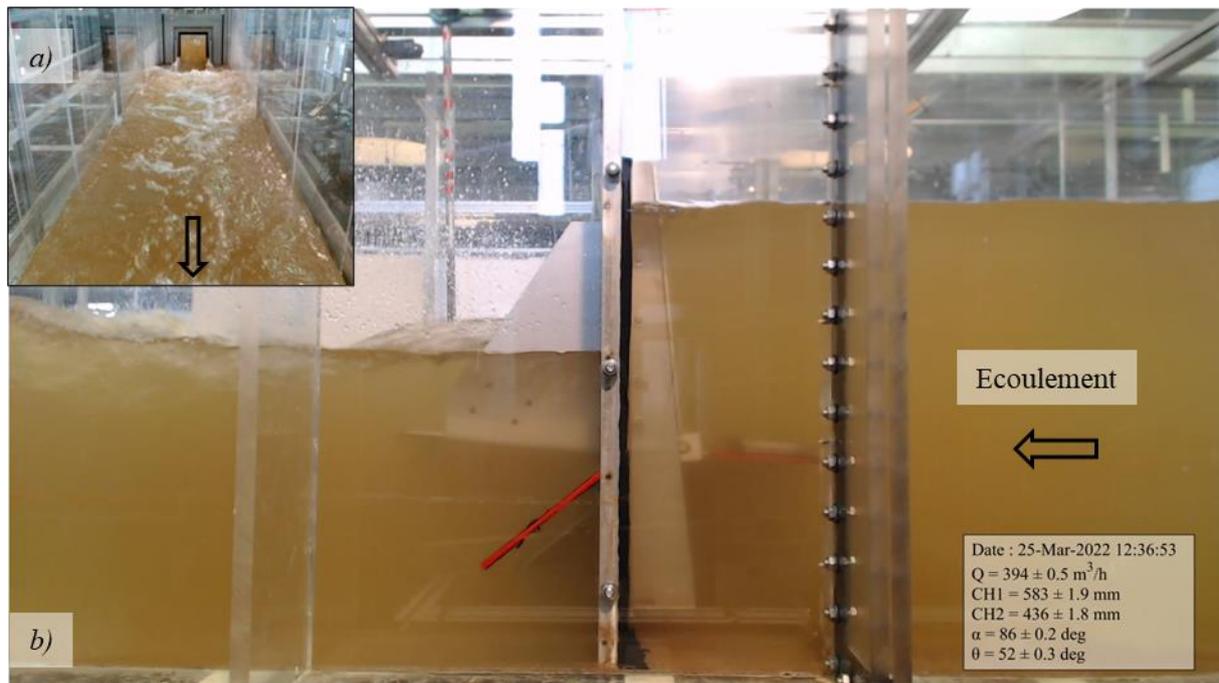


Figure 4-70. Visualisation expérimentale d'un écoulement à travers la vanne de fond en (a) vue aval et (b) vue de profil, selon un régime noyé pour l'orifice inférieur et le seuil supérieur, pour un angle d'inclinaison fixé à  $86^\circ$  et un débit pompé de  $395 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  (i.e.  $109.4 \text{ L} \cdot \text{s}^{-1}$ )

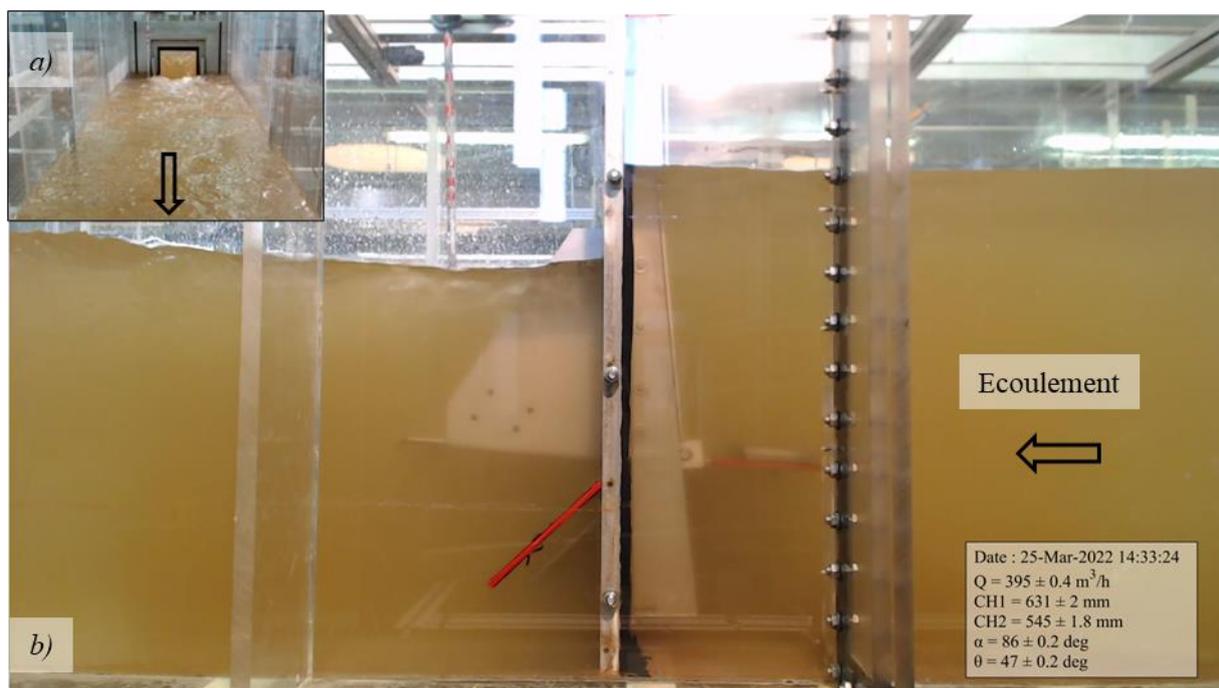


Figure 4-71. Visualisation expérimentale d'un écoulement à travers la vanne de fond en (a) vue aval et (b) vue de profil, selon un régime noyé pour l'orifice inférieur et le seuil supérieur, pour un angle d'inclinaison fixé à  $86^\circ$  et un débit pompé de  $395 \text{ m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$  (i.e.  $109.7 \text{ L} \cdot \text{s}^{-1}$ )

Synthèse : L'analyse phénoménologique globale de la vanne fusible révèle des fonctionnements hydrauliques similaires aux comportements observés individuellement pour chaque singularité lors de leurs études respectives. L'analyse des écoulements en régime dénoyé met en évidence une potentielle indépendance entre les jets inférieur et supérieur, grâce à l'implémentation du volet basculant. Ce dispositif présenterait une efficacité notable en séparant distinctement chaque jet et en projetant le jet supérieur plus loin en aval, ce qui se distingue significativement du comportement courant des vannes seuil. Cette particularité limiterait ainsi l'interaction et l'influence du jet supérieur sur le jet inférieur en aval.

Par ailleurs, les observations réalisées pour les cas où le volet présente des angles d'inclinaison intermédiaires confirment les conclusions précédentes, mais n'ont pas été incluses dans le manuscrit principal.

#### 4.4.2.3. Calcul du débit total théorique

##### 4.4.2.3.a. Base de données étudiée

La base de données étudiée est constituée en prenant en considération une hauteur de lame déversante amont supérieure d'au moins 25 mm par rapport au seuil incliné. Cette condition permet d'assurer un déversement significatif tout en minimisant l'influence du débit de fuite. De même, la hauteur en aval est limitée à 650 mm afin d'éviter la mise en charge de la partie supérieure de la vanne. En effet, dans des conditions opérationnelles, la vanne se ferme normalement sous l'effet d'une telle pression aval. Par ailleurs, les cas où la différence de hauteur entre l'amont et l'aval est inférieure à 5 mm sont exclus de l'étude. Cette exclusion est motivée par la forte incertitude associée au calcul du débit dans de tels cas, ce qui pourrait entraîner un biais dans le traitement des résultats.

Ces critères de sélection ont conduit à conserver un ensemble de 189 valeurs, considérées comme fiables et représentatives du fonctionnement réel d'une vanne fusible.

##### 4.4.2.3.b. Calcul du débit total théorique

Le calcul du débit déversé par la vanne fusible, en réponse aux sollicitations hydrauliques amont et aval, ainsi qu'à la dynamique de l'ouvrage, est résumé dans la note de calcul présentée sur la Figure 4-72.

Les paramètres d'entrée comprennent la géométrie de l'ouvrage, ainsi que les hauteurs d'eau mesurées à l'amont et à l'aval, ainsi que l'angle d'inclinaison du volet basculant. Les débits déversés par chaque singularité sont calculés de manière indépendante, en utilisant les modèles hydrauliques développés, calibrés et validés dans les parties précédentes. Ces équations permettent de déterminer d'une part le mode de fonctionnement de chaque singularité hydraulique, puis de calculer précisément le débit

déversé par chacune d'entre elles. Le débit global est ensuite quantifié en considérant une interaction négligeable entre les deux écoulements inférieur et supérieur.

<b>Calcul du débit sous l'orifice inférieur</b>		
	$h_{3max} = \frac{1}{2} C_c a_G \left[ \sqrt{1 + \frac{16(\eta - 1)}{1 + k_{Gf} - 1/\eta^2}} - 1 \right]$ $\eta = \frac{h_1}{h_2} = \frac{h_1}{C_c a_G}$	(4.25) [123]
	$DRF = \left[ \frac{(h_1 - h_3)/a_G}{\alpha_G [(h_3 - h_{3max})/a_G]^{\beta_G} + (h_1 - h_3)/a_G} \right]^{w_G}$	(4.26) [143]
	$m_G = a_{G1} \alpha^{a_{G2}}$	(4.27)
	$Q_G = b_G \sqrt{g} \left[ a_G m_G \left( \frac{h_1}{a_G} \right)^{n_G} DRF \right]^{\frac{3}{2}}$	(4.28) [143]
<b>Calcul du débit par-dessus l'orifice supérieur</b>		
	$h_{w*} = a_w \cos \alpha$	(4.29)
	$h_{i*} = h_i - h_{png}$	(4.30)
Si $h_{3*} < 0$	$c_{wf}(\alpha) = a_{wf1} \alpha^3 + a_{wf2} \alpha^2 + a_{wf3} \alpha + a_{wf4}$	(4.31)
	$r_{wf}(\alpha) = a_{wf5} \alpha^2 + a_{wf6} \alpha + a_{wf7}$	(4.32)
	$Q_w = Q_{wf} = b_w \sqrt{g} \left[ h_{w*} c_{wf} \left( \frac{h_{1*} - h_{w*}}{h_{w*}} \right)^{r_{wf}} \right]^{\frac{3}{2}}$	(4.33) [89], [150], [165]
Si $h_{3*} > 0$	$c_{ws}(\alpha) = a_{ws1} \alpha^2 + a_{ws2} \alpha$	(4.34)
	$r_{ws}(\alpha) = a_{ws3}$	(4.35)
	$\Psi_{ws} = \left[ 1 - \left( \frac{h_{3*} - h_{w*}}{h_{1*} - h_{w*}} \right)^{c_{ws}} \right]^{r_{ws}}$	(4.36) [174]
	$Q_w = Q_{ws} = Q_{wf} \Psi_{ws}$	(4.37)
<b>Calcul du débit total théorique</b>		
	$Q_{tot} = Q_G + Q_w$	(4.38)

**Figure 4-72. Note de calcul du débit à travers une vanne fusible en supposant l'interaction entre les écoulements supérieur et inférieur négligeable**

Les coefficients de calage des lois se trouvent dans les Tableau 4-2, Tableau 4-11 et Tableau 4-15.

#### 4.4.2.4. Comparaison avec le débit global mesuré

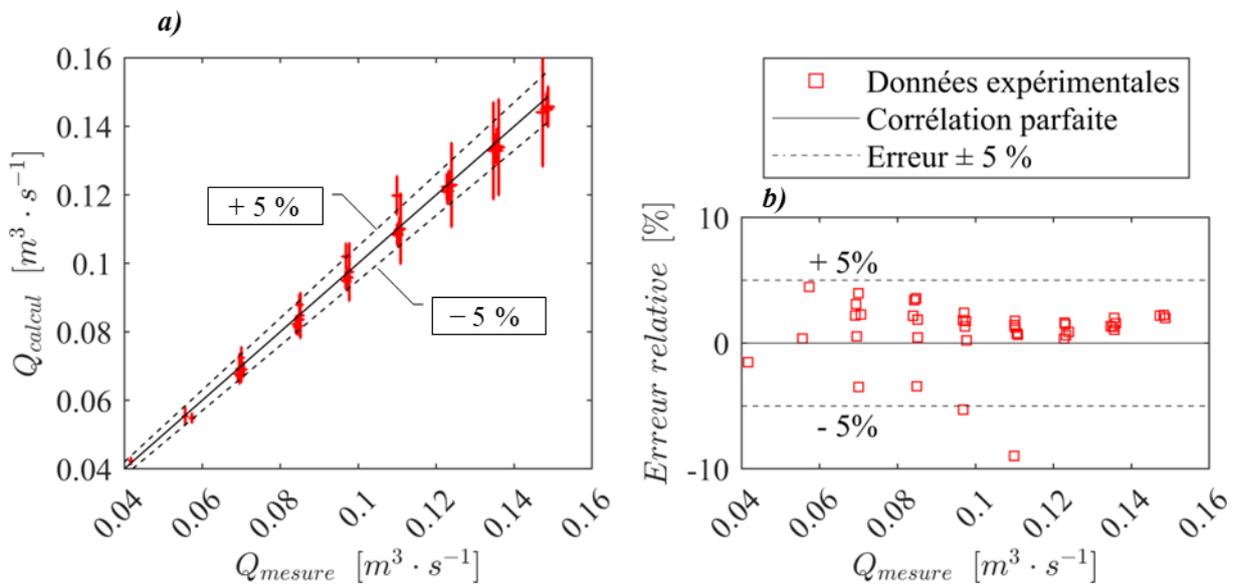
La qualité du modèle global et la validité de l'hypothèse d'un fonctionnement indépendant des deux singularités hydrauliques sont évaluées par une comparaison avec des données expérimentales produites dans des conditions spécifiées dans la Figure 4-67. Le débit calculé par ce modèle global est ainsi confronté à celui mesuré lors des expériences. Cette évaluation prend en compte les dimensions géométriques spécifiques de la vanne expérimentale, telles que décrites dans le Tableau 2-1, ainsi que les paramètres de hauteur et d'angle d'inclinaison mesurés lors de ces expériences. L'objectif est d'évaluer le modèle global uniquement sur la base du paramètre d'intérêt, c'est-à-dire le débit, en maintenant tous les autres paramètres d'entrée constants.

Cette approche est menée en distinguant les trois modes de fonctionnement globaux identifiés lors de l'analyse qualitative des résultats.

##### 4.4.2.4.a. Selon un régime pour lequel l'orifice et le seuil sont dénoyés

Ce mode de fonctionnement correspond à l'exemple illustré Figure 4-68. Il se définit quantitativement par des coefficients DRF et  $\Psi_{ws}$  tout deux égaux à un, afin de traduire un régime dénoyé pour chaque singularité. Les données expérimentales correspondantes sont renseignées en Annexe 7.3-16 et représentent 40 points de mesure en régime stationnaire.

La comparaison entre le débit total calculé ( $Q_{calcul}$ ) et le débit mesuré ( $Q_{mesure}$ ) pour ce mode de fonctionnement est illustré Figure 4-73.



**Figure 4-73. Distribution (a) des débits au travers de la vanne fusible en régime dénoyé calculés à l'aide du système d'équations présenté Figure 4-72, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données expérimentales**

Les barres d'erreur représentent les intervalles de confiance pour les débits mesurés et calculés selon une confiance de 95 %. L'analyse des débits calculés par rapport aux débits mesurés (cf. Figure 4-73 - a) révèle que ces barres d'erreurs se croisent généralement avec la première bissectrice. Par conséquent, l'hypothèse selon laquelle l'interaction entre les écoulements déversés par les orifices inférieur et supérieur est négligeable est valide, avec un risque d'erreur de 5 %, selon le régime d'écoulement dénoyé considéré.

Par ailleurs, l'analyse des écarts moyens entre les débits mesurés et les débits calculés (cf. Figure 4-73 – b) révèle une erreur relativement faible, inférieure à 5 %. Cependant, il existe une série de cas où les erreurs sont significativement plus importantes et différentes, indiquant que le modèle hydraulique a tendance à surestimer le débit mesuré.

L'analyse par groupe d'angles révèle que les écarts constatés sont exclusivement associés aux données pour lesquelles le volet est maintenu à la plus petite ouverture, soit à  $40.7^\circ$  (cf. Tableau 4-21). Dans ce cas, l'erreur moyenne globale atteint 5.3%, tandis qu'elle ne dépasse pas 2.3% pour les autres degrés d'ouverture.

**Tableau 4-21. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés en régime d'écoulement dénoyé**

$\alpha$ [deg]	<b>86.56</b>	<b>76.67</b>	<b>66.91</b>	<b>58.04</b>	<b>48.96</b>	<b>40.66</b>	<b>Global</b>
MAPE [%]	0.98	2.27	2.30	1.81	1.41	5.30	<b>2.08</b>
RMSE [L.s <sup>-1</sup> ]	1.44	2.19	2.47	1.80	1.32	5.88	<b>2.59</b>

Cette observation peut être expliquée par l'hypothèse simplificatrice qui consiste à considérer un coefficient de perte de charge singulière ( $k_{Gf}$ ) constant dans le calcul de la hauteur d'enneigement de l'orifice inférieur, comme cela avait été démontré précédemment dans l'étude de la Figure 4-12.

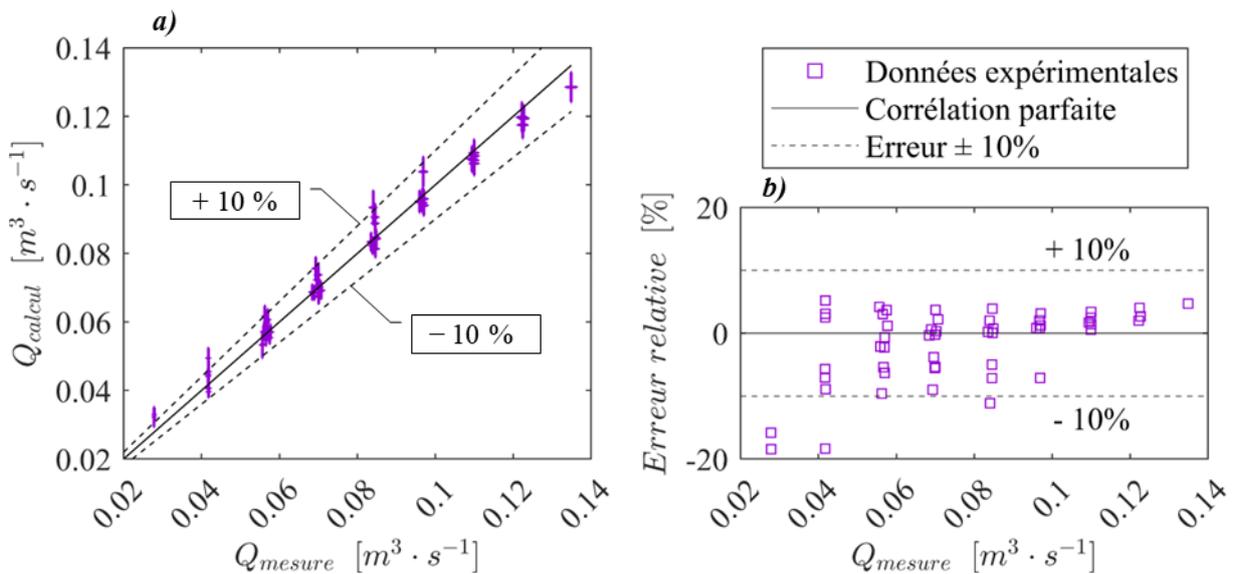
En maintenant un modèle simple, cette hypothèse assure une erreur MAPE maximale de 5.3 %. Toutefois, pour améliorer la précision du modèle, une approche d'optimisation a été proposée en introduisant une complexité accrue. Cela consiste à prendre en compte l'évolution brusque de la perte de charge singulière à partir d'un angle d'ouverture proche de 45 degrés (cf. Figure 4-13).

Synthèse : Lorsque l'ouvrage fonctionne en régime global dénoyé, le débit total déversé peut être déterminé en combinant les contributions de chaque singularité hydraulique de la vanne fusible de façon indépendante, avec une erreur MAPE de 2.08 %. Cette observation confirme un facteur d'interaction égal à un dans ce mode de fonctionnement. Par conséquent, les interactions entre les écoulements inférieur et supérieur n'ont ainsi pas d'incidence significative sur l'hydraulique globale de l'ouvrage, et l'orifice de fond est bien en régime dénoyé local. Ces constatations renforcent la fiabilité de la méthode de calcul du débit total déversé dans cette situation spécifique.

#### 4.4.2.4.b. Selon un régime pour lequel l'orifice est noyé et le seuil est dénoyé

Ce régime correspond à l'exemple illustré Figure 4-69 et se définit quantitativement par un coefficient DRF strictement inférieur à un et un coefficient  $\Psi_{ws}$  qui reste égal à un. Ces valeurs permettent de filtrer les situations où seule la vanne de fond subit l'influence aval, tandis que le seuil continue de déverser sans être impacté. Les données expérimentales correspondantes sont renseignées en Annexe 7.3-17 et Annexe 7.3-18 et représentent 67 points de mesure en régime stationnaire.

La comparaison entre le débit total calculé ( $Q_{calcul}$ ) et le débit mesuré ( $Q_{mesure}$ ) pour ce mode de fonctionnement est illustré Figure 4-74.



**Figure 4-74. Distribution (a) des débits au travers de la vanne fusible en régime semi - noyé calculés à l'aide du système d'équations présenté Figure 4-72, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données expérimentales**

Les barres d'erreur représentent les intervalles de confiance pour les débits mesurés et calculés selon une confiance de 95 %. L'analyse des débits calculés par rapport aux débits mesurés (cf. Figure 4-74 - a) révèle que ces barres d'erreurs intersectent également la première bissectrice dans la majorité des mesures considérées. Par conséquent, l'hypothèse selon laquelle l'interaction entre les écoulements déversés par les orifices inférieur et supérieur est négligeable est valide, avec un risque d'erreur de 5 %, selon le mode de fonctionnement selon lequel l'orifice de fond est noyé et le seuil en partie supérieur demeure en régime dénoyé.

Par ailleurs, l'analyse des écarts moyens entre les débits mesurés et les débits calculés (cf. Figure 4-74 - b) révèle une erreur relativement faible, inférieure à 10 %. Cependant, il existe une série de cas où les erreurs sont significativement plus importantes et différentes, indiquant également que le modèle hydraulique a tendance à surestimer le débit mesuré.

L'analyse par groupe d'angles révèle que les écarts constatés sont exclusivement associés aux données pour lesquelles le volet est maintenu à la plus petite ouverture, soit à  $40.7^\circ$  (cf. Tableau 4-22). Dans ce cas, l'erreur moyenne globale atteint 8.6 %, tandis qu'elle ne dépasse pas 3.6 % pour les autres degrés d'ouverture.

**Tableau 4-22. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés en régime d'écoulement semi noyé**

$\alpha$ [deg]	<b>86.56</b>	<b>76.67</b>	<b>66.91</b>	<b>58.04</b>	<b>48.96</b>	<b>40.66</b>	<b>Global</b>
MAPE [%]	3.61	5.19	3.24	2.08	3.03	8.58	<b>4.28</b>
RMSE [ $L \cdot s^{-1}$ ]	1.87	2.17	3.37	1.92	2.04	5.50	<b>3.45</b>

L'erreur MAPE de 5.2 % pour un angle d'ouverture de  $76.7^\circ$  peut être attribuée à une taille d'échantillon très limitée, englobant seulement trois mesures. Par ailleurs, l'erreur considérablement plus élevée observée pour les angles d'ouverture plus faibles peut être expliquée de manière similaire au cas dénoyé. En effet, il y a de grandes chances que ces performances dégradées soient liées aux limitations du modèle hydraulique de la vanne de fond, qui présente des difficultés à reproduire avec précision le régime partiellement noyé. En effet, une évaluation erronée de la hauteur d'ennoiement est induite en considérant la perte de charge singulière de l'ouvrage constante dans son calcul, sans prise en compte de la variation selon l'angle d'ouverture.

*Synthèse* : De la même façon, lorsque seul l'orifice inférieur est noyé et le seuil en partie supérieure continue de déverser en régime dénoyé, le débit total déversé peut être déterminé en combinant les contributions de chaque singularité hydraulique de la vanne fusible de façon indépendante, avec une erreur MAPE de 4.28 %.

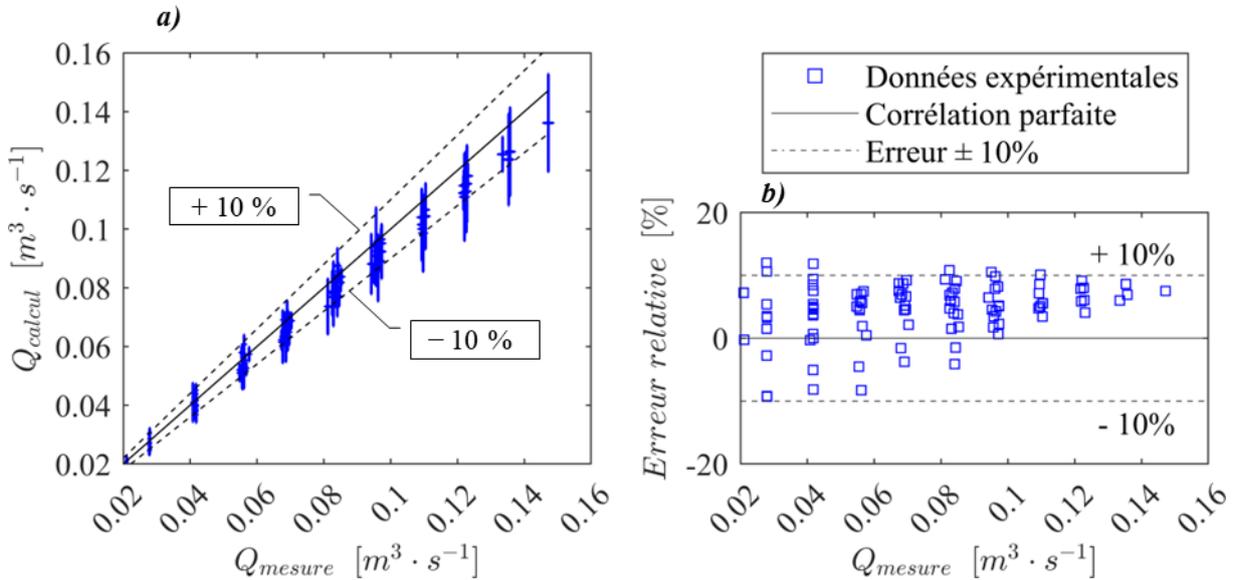
#### 4.4.2.4.c. Selon un régime pour lequel l'orifice et le seuil sont noyés

Ce régime correspond aux exemples illustrés sur les Figure 4-70 et Figure 4-71 et se définit quantitativement par des coefficients DRF et  $\Psi_{ws}$  strictement inférieurs à un. Ces critères permettent de filtrer les situations pour lesquelles les deux singularités hydrauliques ont leur fonctionnement hydraulique impacté par la submersion de l'ouvrage par l'aval. Les données expérimentales correspondantes sont renseignées en Annexe 7.3-19 et Annexe 7.3-20 et représentent 82 points de mesure en régime stationnaire.

La comparaison entre le débit total calculé ( $Q_{calcul}$ ) et le débit mesuré ( $Q_{mesure}$ ) pour ce mode de fonctionnement est illustré sur la Figure 4-75.

L'analyse des débits calculés par rapport aux débits mesurés (cf. Figure 4-75 - a) révèle une tendance systématique du modèle à sous-estimer le débit global dans cette configuration hydraulique. Toutefois,

les barres d'erreurs associées aux débits calculés intersectent également la première bissectrice dans la majorité des mesures considérées. Par conséquent, l'hypothèse selon laquelle l'interaction entre les écoulements déversés par les orifices inférieur et supérieur est négligeable demeure valide, avec un risque d'erreur de 5 %, selon ce mode de fonctionnement pour lequel l'orifice de fond et le seuil en partie supérieure sont noyés.



**Figure 4-75. Distribution (a) des débits au travers de la vanne fusible en régime noyé calculés à l'aide du système d'équations présenté Figure 4-72, ainsi que (b) l'évaluation des erreurs relatives correspondantes par rapport aux données expérimentales**

Par ailleurs, l'analyse des écarts moyens entre les débits mesurés et les débits calculés (cf. Figure 4-75 – b) révèle une erreur relativement faible, inférieure à 10 %. A l'inverse des deux autres modes de fonctionnement, cette erreur se distribue pour la majorité des cas sur selon une tendance systématiquement différente de la corrélation parfaite. Bien que l'incertitude sur le calcul ne puisse pas être en mesure de distinguer le caractère significatif de cette erreur, cette dernière pourrait très bien s'expliquer par l'interaction des deux jets en aval en régime dénoyé d'une perte de charge supplémentaire.

L'étude par groupes d'angle révèle une répartition presque uniforme de l'erreur moyenne en pourcentage absolu du modèle hydraulique global en fonction de l'ouverture du volet. Pour ce mode de fonctionnement, l'erreur relative en pourcentage absolu est ainsi évaluée à 5,8 % en prenant en compte tous les angles d'ouverture (cf. Tableau 4-23).

**Tableau 4-23. Synthèse des erreurs MAPE et RMSE en fonction des angles d'ouverture étudiés en régime d'écoulement dénoyé**

$\alpha$ [deg]	86.56	76.67	66.91	58.04	48.96	40.66	Global
MAPE [%]	5.83	6.17	5.23	6.00	6.02	3.92	5.74
RMSE [L.s <sup>-1</sup> ]	6.22	5.29	4.30	5.00	3.65	2.86	5.21

Synthèse : Lorsque l'orifice inférieur et le seuil en partie supérieure fonctionnent tous les deux en régime noyé, le débit total déversé peut être calculé en combinant les contributions de chaque singularité hydraulique de la vanne fusible de manière indépendante, avec une erreur MAPE (Mean Absolute Percentage Error) de 5,8 %.

## 4.5. Conclusion du chapitre 4

Le but de ce chapitre consistait à développer un modèle hydraulique spécifique pour la vanne fusible, en prenant en considération sa géométrie, les sollicitations hydrauliques auxquelles elle est soumise, ainsi que la dynamique de ses éléments mobiles. Ce modèle vise à dimensionner préalablement les structures afin de garantir qu'elles répondent aux contraintes opérationnelles du réseau dans lequel elles seront installées. Par ailleurs, l'objectif est d'évaluer le débit traversant l'ouvrage lorsqu'il est soumis à une autosurveillance, en utilisant des mesures de hauteur amont et éventuellement aval, ainsi que l'angle d'inclinaison de la vanne.

Jusqu'à présent, aucune approche exhaustive de modélisation spécifique n'a été développée pour étudier les vannes fusibles, prenant en compte simultanément l'influence aval et les angles d'inclinaison très élevés du volet basculant, qui se rapproche d'une position horizontale, tels que mis en œuvre par 3D EAU.

En conséquence, une étude expérimentale a été réalisée en mettant en place un modèle dans des conditions d'écoulement quasi similaires à celles observées dans un réseau d'assainissement, dans le but d'examiner l'ensemble des modes de fonctionnement hydrauliques et dynamiques auxquels une vanne fusible destinée au stockage peut être soumise. Cette approche permet de saisir la complexité de l'écoulement à travers la vanne sans faire d'hypothèses sur la nature de sa turbulence et les interactions fluides-structures.

Le protocole expérimental se compose de trois phases, chacune étant suivie d'un traitement spécifique des résultats. Les deux premières phases se focalisent respectivement sur l'étude indépendante des orifices inférieur et supérieur de la vanne fusible. Cette approche ciblée vise à comprendre puis modéliser le comportement hydraulique spécifique de ces singularités, en excluant leur potentielles influences mutuelles. Les résultats obtenus pour chaque singularité révèlent des dynamiques de fonctionnement cohérentes lorsqu'elles sont comparées à celles d'ouvrages similaires étudiés dans l'état de l'art. En conséquence, des modèles hydrauliques propres à ces ouvrages génériques ont pu être adaptés à chacune des singularités de la vanne fusible. Cette transposition considère des lois simples qui prennent en compte l'angle d'inclinaison du volet. Par ailleurs, il a été constaté que la dynamique du clapet anti-retour n'affecte pas significativement le comportement hydraulique de la vanne fusible. Dans

la troisième phase, l'hypothèse d'indépendance des deux orifices a été vérifiée pour l'ensemble des modes de fonctionnement de la vanne fusible. Ainsi, le débit global déversé à travers l'ouvrage peut être quantifié en effectuant la somme des débits à travers chacune de ses singularités hydrauliques, calculés séparément à l'aide des modèles hydrauliques spécifiques validés lors des deux premières phases.

Toutefois, les modèles hydrauliques développés dans le cas spécifique de la vanne fusible ont été calibrés selon la géométrie de la vanne expérimentale uniquement. Les connaissances actuelles sur des ouvrages similaires suggèrent que le fonctionnement de l'orifice inférieur dépendrait du rapport hauteur/largeur de cette ouverture, tandis que celui du seuil incliné pourrait être influencé par le rapport de contraction latérale entre la largeur du canal d'approche et celle de l'ouverture supérieure dans le cadre de l'étude.

Ainsi, afin d'assurer une précision des modèles hydrauliques de la vanne fusible pour les ouvrages soumis à des contraintes de mesure dans un contexte d'autosurveillance, il sera nécessaire de recourir à une calibration des coefficients des modèles hydrauliques établis. La production d'un set de données qualitatif spécifique à la géométrie du dispositif et au réseau dans lequel s'inscrit l'ouvrage peut être effectuée à moindre coût grâce à un modèle de mécanique des fluides numérique tridimensionnel. De ce fait, un paramétrage de ce type de modèle a été mis en œuvre et validé sur la base d'une sensibilité au maillage et d'une comparaison avec les données expérimentales.

L'approche au cas par cas permettra ensuite de constituer une base de données regroupant différentes configurations géométriques. Cette dernière pourra servir de référence pour calibrer un modèle hydraulique générique, permettant ainsi de tendre vers un dimensionnement générique et robuste.



## Conclusion de la partie B

---

L'étude de la vanne fusible repose sur la production de plusieurs bases de données exhaustives, permettant une description détaillée et précise des comportements hydrauliques et dynamiques spécifiques de ce type d'ouvrage, sous l'ensemble des sollicitations rencontrées, notamment en présence d'influence aval, et selon des régimes transitoire et permanent.

Le **chapitre 3** a validé la conception de la vanne fusible sous des conditions de forte submersion, en vérifiant sa capacité d'évacuation et sa fonction anti-retour. De plus, l'influence aval a été observée comme réduisant la hauteur de basculement et pouvant entraîner une diminution de la capacité de stockage d'environ 20 %. Afin de minimiser ce risque et d'assurer des performances optimales de l'ouvrage, une attention particulière doit être portée à cette potentielle contrainte lors du dimensionnement.

Par ailleurs, l'étude hydraulique en régime transitoire a révélé que la vidange du réseau amont, suite à l'ouverture de la vanne, peut être modélisée de manière simplifiée par un modèle hydraulique permanent. Ce modèle, plus simple et facilement généralisable, ne tient pas compte de l'historique des variables d'écoulement propres à chaque réseau et événement pluvieux. Dans le **chapitre 4**, une méthode de dimensionnement hydraulique de la vanne fusible a ainsi été développée, calibrée et validée en utilisant la base de données établie en régime permanent. Cette méthode prend en compte le fonctionnement complexe de chaque singularité de l'ouvrage ainsi que les différents angles d'inclinaison possibles, et intègre également l'influence aval. Après calibration, cette approche permet de calculer le débit total avec une erreur moyenne en pourcentage absolue allant de 2.1% à 5.8%, selon le régime d'écoulement.

Dans une perspective de recherche, ce modèle pourra être généralisé pour englober d'autres rapports géométriques ainsi que des nombres de Froude et Reynolds dans des gammes de variations quasi - similaires. Les analyses phénoménologiques des écoulements et la revue de littérature ont en effet souligné la potentielle sensibilité des coefficients de calage de ce modèle hydraulique en fonction de certains rapports géométriques de l'ouvrage, tels que le rapport hauteur/largeur de l'orifice de fond ou la contraction latérale sur le seuil incliné en partie supérieure. Par conséquent, pour les ouvrages soumis à l'autosurveillance, où une précision de mesure minimale est requise, les coefficients du modèle hydraulique pourront être optimisés pour tenir compte de la géométrie spécifique du dispositif. Cette calibration devra tenir compte des données spécifiques à l'ouvrage. Ces dernières pourront être générées de manière économique par modélisation numérique 3D, en utilisant le paramétrage validé lors de cette étude sur la base des données expérimentales.

Ainsi, l'ensemble des géométries étudiées et des résultats obtenus constituera une base de données globale qui permettra de généraliser la calibration des coefficients de calage, rendant alors le modèle plus robuste lors de la phase de dimensionnement. À terme, lorsque cette base de données couvrira toutes les possibilités géométriques, hydrauliques et dynamiques de la vanne fusible avec un degré de complétude suffisant, ces rapports géométriques pourront être intégrés, s'ils s'avèrent réellement influents, dans le modèle hydraulique de la vanne fusible afin de garantir une précision accrue dès la phase de dimensionnement.

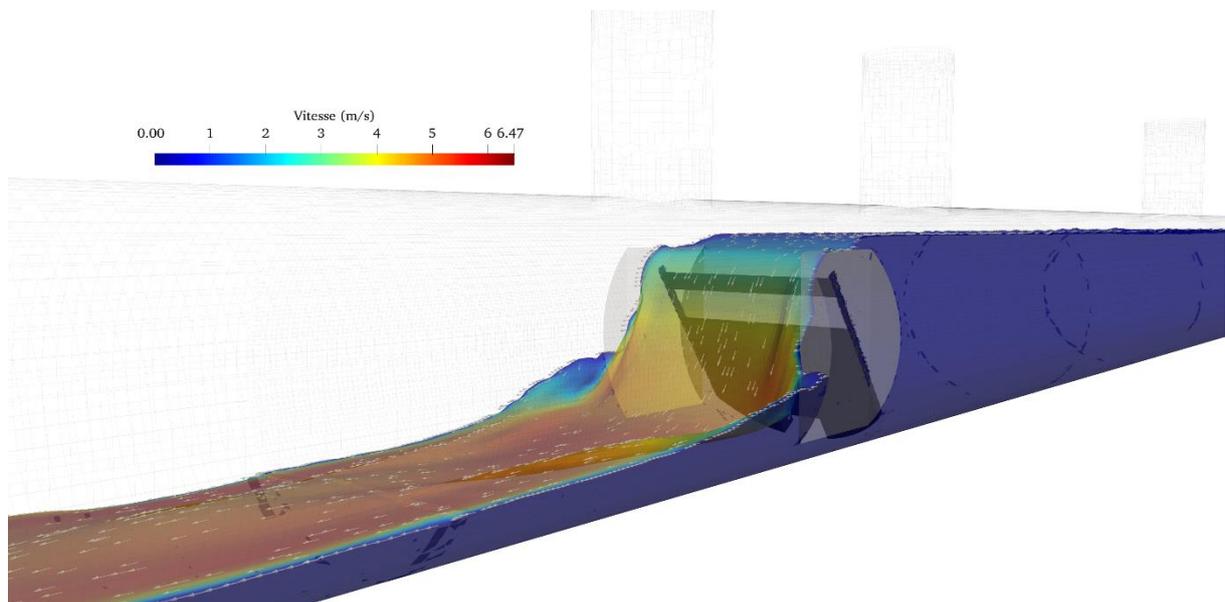
De même, dans une autre perspective de recherche, ce modèle hydraulique pourra être étudié dans des conditions transitoires, telles que celles observées lors d'une pluie avec un hydrogramme amont, avec et sans influence aval. Cela permettra de valider la loi établie en régime permanent dans ce mode de fonctionnement ou, si des variations sont observées, d'étudier des corrections afin de prendre en compte des paramètres transitoires dans la correction de ce modèle, comme le proposent par exemple [195].

---

## Partie C

### Conception d'une vanne de régulation

---





# Chapitre 5. Optimisation de la conception de la vanne basculante pour le stockage en ligne

---

## 5.1. Introduction du chapitre n°5

La configuration de la vanne basculante étudiée jusqu'à présent implique une obstruction totale de la section d'écoulement, ce qui en fait une solution adaptée au stockage en réseau au niveau des déversoirs d'orage. Cette vanne est positionnée sur la crête du déversoir et sur le côté de l'écoulement principal, où elle joue le rôle d'un fusible hydraulique, régulant le flux entre le réseau et le milieu naturel de décharge.

Pour optimiser le stockage en réseau, notamment dans des situations impliquant des collecteurs étendus ou présentant des dénivelés importants, il peut être envisageable d'intégrer cette solution de vanne de stockage directement dans le collecteur. L'ouvrage est alors traversé directement par l'écoulement principal et cette configuration implique des objectifs de performances supplémentaires liés au stockage en réseau.

La suite de l'introduction présente en détail les objectifs spécifiques de stockage liés à cette configuration en ligne. En conséquence, la solution historiquement proposée par Hydrass, qui repose sur une vanne basculante, est minutieusement étudiée et confrontée à ces objectifs de performances. Cette analyse révèle une conception à améliorer de cette solution.

Par conséquent, un cahier des charges est établi pour orienter le développement d'une solution de stockage optimale en prenant en compte les contraintes spécifiques de cette configuration.

La conception établie a été étudiée puis validée à l'aide d'une base de données expérimentales, selon des approches en régimes transitoires et permanents (cf. Figure 5-1).

Objectif	Régime étudié	Vanne fusible		Vanne de régulation	
Construction d'une base de données	Permanent	G	<i>B.D. Expérimentales</i>	<i>B.D. Expérimentales</i> $Q, h1, h3, \beta, \gamma, (t)$	
		W	$Q, h1, h3, \alpha, \Theta, (t)$		
		Tot			
	Transitoire	Tot			
	Permanent	G	<i>B.D. Numériques</i>	<i>Validation d'un paramétrage de</i>	
		W			
Tot					
Transitoire	Tot				
Modélisation	Permanent	G		<i>Validation de la conception</i>	
		W	<i>Loi hydraulique seul incliné</i> $Q_w = \varphi_2 (h1, h3, \alpha)$	<i>Comportement hydraulique</i> $Q_{tot} = \Psi_1 (h1, h3, \beta, \gamma)$	
		Tot	<i>Etude du facteur interaction (IF)</i> $Q_{tot} = IF (h1, h3, \alpha) \times (Q_G + Q_w)$		
	Transitoire	Tot	<i>Dynamique d'ouverture / fermeture</i> $h_{op}, h_{cl} = \varphi_4 (h3)$	<i>Comportement dynamique</i> $\gamma = \Psi_2 (h1, h3, Q_{tot}, t)$	
			<i>Loi hydraulique transitoire</i> $Q_{tot} (t) = \varphi_5 (h1, h3, \alpha, \Theta, t)$		
			<i>Stabilité du volet basculant</i> $\alpha = \varphi_3 (h1, h3, Q_{tot}, t)$		

Utilisation des bases de données expérimentales établies selon des régimes transitoires et permanents

Figure 5-1. Vue d'ensemble du chapitre n°5 (en bleu)

### **5.1.1. Objectifs de performances spécifiques au stockage en ligne**

Dans le cas des vannes basculantes intégrées directement dans le réseau pour un stockage en ligne, la principale différence réside dans le fait que le débit intégral du collecteur amont traverse l'ouvrage. Dans ce contexte, les objectifs de stockage sont identifiés ci-dessous en les distinguant en fonction de la sollicitation hydraulique du réseau :

1. En temps sec (**Niveau de service N0**) : minimiser les perturbations sur la ligne d'eau dans la conduite amont afin de ne pas altérer la vitesse de l'écoulement et ainsi la capacité de transport sédimentaire du collecteur ;
2. Pour des pluies de faibles à moyennes intensités, dont les périodes de retour varient entre 1 mois et 1 an (**Niveau de service N1 voire N2**) : maximiser la hauteur d'eau amont et ainsi le volume de stockage associé.  
Lors de la décrue, restituer le volume stocké au réseau aval avec un débit inférieur au débit de consigne afin d'éviter le déversement et préserver ainsi les bénéfices du stockage ;
3. Lors des pluies de forte intensité dont les périodes de retour évoluent de 10 à 50 ans (**Niveau de service N3**) : limiter la perte de charge de l'ouvrage afin de garantir l'évacuation des débits maximaux sans élever significativement la hauteur amont et aggraver le risque d'inondation.

*Synthèse* : Contrairement à une vanne fusible qui obstrue complètement le flux, les objectifs relatifs au stockage dans cette configuration doivent intégrer les contraintes engendrées par un écoulement permanent à travers l'ouvrage.

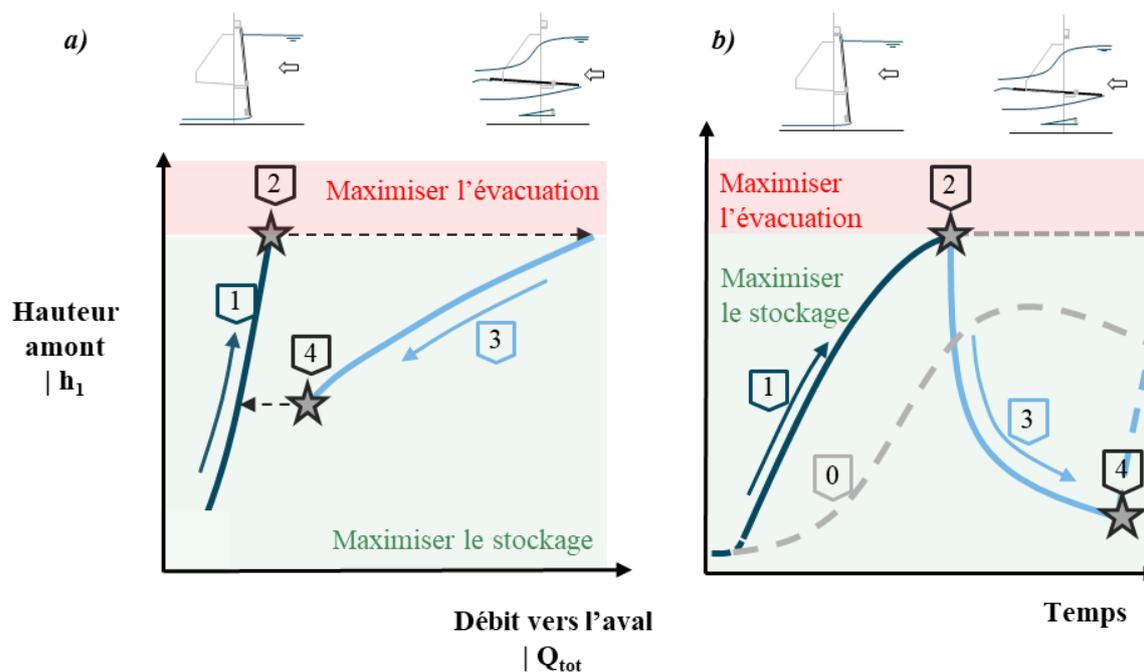
### **5.1.2. Limites de la solution historique**

La solution historiquement mise en œuvre pour réaliser le stockage en réseau consiste en l'utilisation d'une vanne Stocko®, développée par Hydrass. Cette approche combine une vanne fusible avec un orifice de fond. Les propriétés de fonctionnement et les performances de stockage de ce type d'installation sont représentées schématiquement sur la Figure 5-2 et décrite ci-dessous. Cette analyse considère le scénario où l'ouvrage fonctionne en régime dénoyé. Dans cette configuration, la hauteur en amont dépend uniquement du débit qui traverse l'ouvrage.

Premièrement, la conception actuelle de la vanne basculante réussit à satisfaire le premier objectif de performances en évacuant efficacement le débit de temps sec à travers l'ajutage, sans impacter la ligne d'eau amont et donc le transport sédimentaire.

Deuxièmement, l'étude de cette conception dans le chapitre n°4 a confirmé sa capacité à déclencher une ouverture complète par basculement lorsque la hauteur amont atteint une limite définie lors du dimensionnement. Le troisième objectif relatif à l'évacuation des débits maximaux lors des pluies de très forte intensité est ainsi atteint.

Troisièmement, lorsque le réseau est sollicité par un événement pluvieux, le débit et donc la hauteur dans le collecteur augmentent jusqu'à atteindre la génératrice supérieure de l'ajutage. À ce stade, cet orifice agit alors comme un point de contrôle hydraulique, régulant la hauteur en amont en fonction du débit qui traverse l'ouvrage. Dans le régime dénoyé, la loi hydraulique associée à cette singularité relie le débit à la hauteur amont selon une loi racine carrée. Ainsi, une faible augmentation du débit entraîne une augmentation significative de la hauteur amont (cf. Figure 5-3 – a), ce qui est utile pour maximiser le volume de stockage dans le collecteur amont (cf. Figure 5-3 – b). Pendant la décrue, ce comportement hydraulique assure une vidange progressive de ce volume selon un débit inférieur à la consigne du réseau aval.



Légende :

0	Hydrogramme du réseau sans ouvrage (Témoin)
1	Vanne basculante fermée, phase de stockage dans le réseau amont
2	Atteinte de la hauteur limite vis-à-vis du risque inondation
3	Vanne fusible actuelle : Ouverture complète et vidange des volumes stockés
4	Vanne fusible actuelle : Fermeture du volet pour une hauteur amont très inférieure à la hauteur limite traduisant la perte du bénéfice de stockage

Figure 5-2. Illustration du fonctionnement de la conception actuelle de la vanne de stockage en considérant (a) la loi de stockage et (b) les conséquences sur le fonctionnement du réseau

Dans le cas où la vanne est en position fermée pour remplir sa fonction de stockage, la totalité du débit provenant de l'amont est évacuée exclusivement à travers l'orifice de fond. Ce débit est imposé par la sollicitation du réseau amont, tandis que la hauteur en amont est régulée par la loi d'orifice. Par ailleurs, la hauteur maximale acceptable est déterminée par les contraintes liées au risque d'inondation dans le réseau. Dès lors, cette hauteur de basculement est atteinte pour un débit qui est contraint par la capacité d'évacuation de l'orifice. La valeur de ce débit peut différer significativement par rapport au débit de dimensionnement pour lequel il est souhaité une maximisation de la capacité de stockage du réseau amont. De plus, la forme mathématique de la loi d'orifice démontre que la hauteur maximale peut être atteinte pour un débit qui reste limité et très probablement inférieur à celui de la pluie pour laquelle une capacité de stockage maximale est souhaitée. Par conséquent, la vanne bascule et demeure en position ouverte pour les débits supérieurs à ce débit d'ouverture imposé. La capacité hydraulique de la vanne est ainsi maximale et la fonction de stockage ne peut ainsi être atteinte.

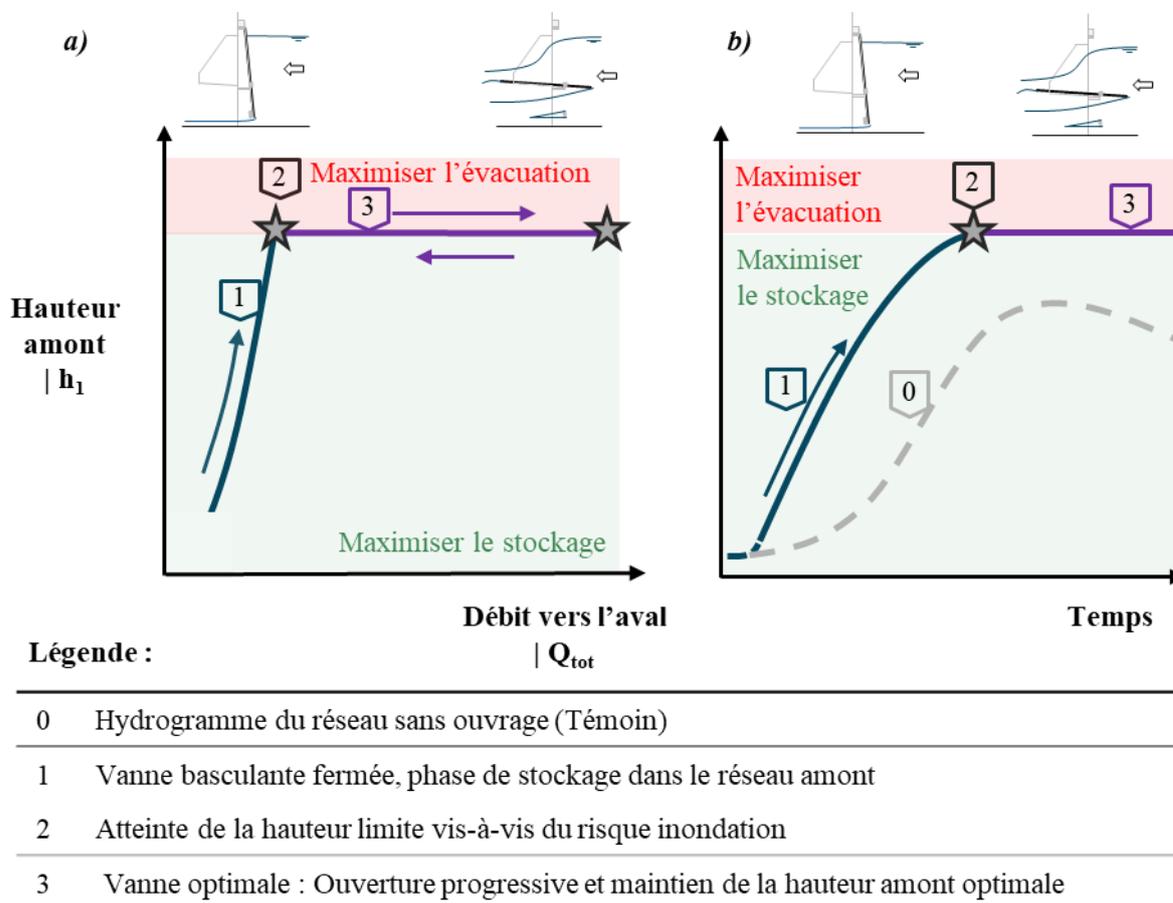
Augmenter la section de l'orifice afin d'accroître sa capacité d'évacuation et de garantir l'évacuation du débit de dimensionnement, tout en maintenant la hauteur amont inférieure à la hauteur de basculement, est inapplicable sans compromettre la capacité de stockage optimale de l'équipement pour l'ensemble des autres sollicitations hydrauliques de faible intensité.

*Synthèse* : La conception actuelle de la vanne basculante ne satisfait pas les performances de stockage dans une configuration d'installation dans un collecteur en ligne, car elle ne permet pas une régulation simultanée de la hauteur et du débit.

Il est donc nécessaire d'envisager une optimisation ou une refonte potentielle de la conception de la vanne basculante afin de satisfaire les objectifs de stockage spécifiques à cette configuration.

### 5.1.3. Cahier des charges d'une solution optimale

Le fonctionnement que doit atteindre cette conception optimale pour répondre pleinement aux objectifs de stockage dans une intégration en ligne est illustré conceptuellement sur la Figure 5-3.



**Figure 5-3. Illustration du fonctionnement de la conception optimale de la vanne de stockage en considérant (a) la loi de stockage et (b) les conséquences sur le fonctionnement du réseau**

Le cahier des charges pour la conception optimale de la vanne basculante inclut la transparence de l'ouvrage en temps sec et la maximisation de la capacité de stockage dès les pluies d'intérêt. Lorsque la hauteur amont atteint la hauteur de basculement, la conception optimale de la vanne doit garantir cette hauteur pour les débits correspondant aux pluies de niveau de service N1. Cette hauteur représente un optimum en permettant de maximiser le volume de stockage tout en minimisant le risque d'inondation.

Synthèse : Dans un contexte d'intégration en ligne dans un collecteur, la conception optimale de la vanne basculante permet d'atteindre les objectifs spécifiques de stockage en maintenant une hauteur amont optimale. Cette approche vise à maximiser les volumes de rétention du réseau tout en minimisant le risque d'inondation, en couvrant l'ensemble de la plage des débits pour laquelle le stockage est souhaité.

#### **5.1.4. Objectifs du chapitre et moyens mis en œuvre**

L'objectif premier de ce chapitre est de présenter, dans un premier temps, la conception d'une nouvelle vanne basculante en démontrant, sur le plan hydraulique et dynamique, comment elle permettrait de répondre de manière satisfaisante aux objectifs de fonctionnement définis.

Dans cette deuxième étape, l'objectif est de procéder à une évaluation qualitative et quantitative des performances de la nouvelle conception de vanne basculante, en vue de la validation de ses capacités opérationnelles spécifiques de stockage dans une configuration en ligne.

Pour cela, des essais expérimentaux sont réalisés sur un banc d'essais, permettant de prendre en considération de manière exhaustive la complexité de la turbulence et du champ de pression autour de l'ouvrage, ainsi que les interactions fluide-structure qui gouvernent les comportements hydrauliques et dynamiques de son volet, et donc ses performances de stockage.

## **5.2. Mise au point d'une conception optimisée**

La recherche de la conception optimale d'une vanne basculante vise à obtenir un comportement hydraulique et dynamique qui réponde aux objectifs de fonctionnement définis. Le dispositif développé doit être en mesure de tendre vers ce fonctionnement optimal de façon autonome, selon un équilibre hydrodynamique, afin de garantir une certaine robustesse.

Dans une première phase, la théorisation de cette conception optimale se focalise sur le comportement hydraulique. Il s'agit ainsi d'identifier une configuration géométrique propice à maximiser la capacité de rétention en amont en s'assurant que la hauteur amont n'atteigne pas le point de basculement. Dans cette configuration, la vanne reste en position fermée pour assurer une fonction de stockage.

Dans la deuxième phase, l'étude se concentre sur le comportement dynamique de l'ouvrage. En se basant sur la géométrie préétablie, la conception est optimisée pour garantir un basculement à une hauteur prédéfinie. Cette dynamique doit permettre de maintenir, sur une plage de débit aussi large que possible, la hauteur amont optimale afin de maximiser le stockage tout en minimisant le risque d'inondation.

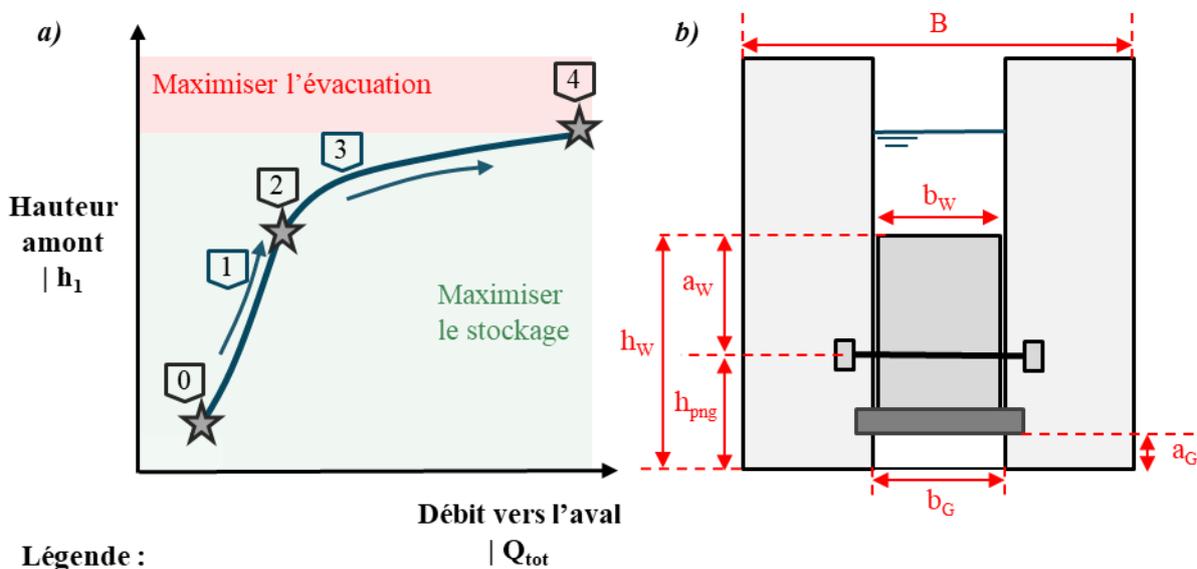
### **5.2.1. D'un point de vue hydraulique**

La conception optimisée de la vanne basculante préserve l'intégration de l'orifice de fond en raison de son rôle crucial dans l'atteinte de plusieurs objectifs de performance liés au stockage dans un collecteur en ligne. Premièrement, cet orifice permet l'évacuation efficace des écoulements en période de temps sec. Ensuite, en période de précipitations, il facilite la maximisation de la capacité de stockage en amont

grâce à son comportement hydraulique, caractérisé par une augmentation significative de la hauteur amont pour une faible augmentation du débit. De plus, pendant la phase de décrue, il assure une vidange maîtrisée du volume stocké en amont, en garantissant un débit inférieur à la consigne du réseau aval, préservant ainsi les avantages du stockage.

Pour assurer que la vanne puisse remplir son objectif de stockage jusqu'au débit correspondant à la pluie de niveau 1, il est impératif de maintenir la hauteur d'eau en amont de l'ouvrage en deçà de la hauteur limite définissant l'ouverture du volet. Toutefois, la loi de comportement hydraulique de l'orifice présente des limitations marquées et ne permet pas d'atteindre cet objectif. Par conséquent, il est primordial de pouvoir augmenter de manière significative la capacité de débit de l'ouvrage avec une faible variation de la hauteur amont. L'augmentation notable du débit pour de faibles variations de hauteur est une caractéristique inhérente à une loi hydraulique de seuil. En conséquence, la solution trouvée pour résoudre cette problématique consiste à réaliser un déversement au-dessus du volet, similaire à une vanne seuil.

La géométrie de cette conception optimisée de vanne basculante est illustrée Figure 5-4 en considérant le comportement hydraulique associé.



- 0 Mise en eau de l'orifice de fond pour le débit minimal de stockage
- 1 Evacuation du débit à travers l'orifice de fond seulement
- 2 Limite des premiers déversements par-dessus le volet
- 3 Evacuation du débit à travers l'orifice de fond et en surverse par-dessus le volet
- 4 Atteinte de la hauteur amont limite qui déclenche l'ouverture du volet

**Figure 5-4. Première ébauche de la conception de la vanne basculante optimisée en considérant (a) le fonctionnement hydraulique optimal et (b) la géométrie mise en œuvre pour l'atteindre**

*Synthèse* : Cette première approche, basée sur l'analyse du comportement hydraulique, a abouti à une nouvelle conception de l'ouvrage pour laquelle l'écoulement peut surverser par-dessus le volet fermé. Cette configuration permet d'assurer les fonctions de stockage en ligne en contrôlant à la fois la hauteur ainsi que le débit d'ouverture.

Sur la base de cette première ébauche, la conception optimale d'une vanne basculante pour le stockage en ligne se poursuit en analysant son comportement dynamique.

### **5.2.2. D'un point de vue dynamique**

Le comportement dynamique de l'ouvrage est caractérisé par l'inclinaison du volet basculant en réponse aux moments générés par les forces appliquées sur celui-ci. Ces forces sont principalement induites par la pression de l'écoulement sur le volet et la masse de ce dernier. Des forces supplémentaires peuvent être éventuellement ajoutées pour faciliter l'ouverture ou la fermeture de l'élément. Le moment résultant de chacune de ces forces dépend de leurs intensité et bras de levier. Ce dernier est gouverné par la position du point d'application et de l'orientation de la force ainsi que l'emplacement de l'axe de rotation du volet.

La conception optimale de l'ouvrage vise à assurer un comportement dynamique répondant à plusieurs objectifs de fonctionnement :

1. Tout d'abord, le volet doit rester fermé lorsque la hauteur amont est inférieure à la hauteur limite de basculement, afin de maximiser la capacité de stockage ;
2. Ensuite, lorsque la hauteur amont atteint ce niveau limite, le volet doit s'ouvrir avec l'augmentation du débit amont au-delà du débit d'ouverture, permettant ainsi d'augmenter la capacité d'évacuation de l'ouvrage. Ceci doit garantir un niveau d'eau amont inférieur au seuil critique dans le but de minimiser le risque d'inondation ;
3. Enfin, dans une situation optimale, la dynamique de l'ouvrage garantit l'établissement d'un équilibre stable du volet pour des angles d'inclinaison intermédiaires. Cela permet une augmentation graduelle de la capacité de débit en réponse à l'augmentation progressive du débit amont. De ce fait, la hauteur d'eau amont serait maintenue à un niveau optimal entre les objectifs de stockage et de protection contre les inondations. Par ailleurs, cette ouverture progressive et proportionnée limite les effets d'une onde de chasse générée par une ouverture brusque tout en évitant la perte du bénéfice de stockage qui résulterait d'une ouverture complète.

La recherche de la conception optimale pour répondre à ces différents objectifs est présentée ci-dessous en réponse à chacun des objectifs :

1. Afin d'assurer un volet en position fermée pour les hauteurs amont inférieures au niveau de basculement, la résultante des forces de pression doit alors nécessairement s'appliquer sous le niveau de l'axe de rotation afin de générer un moment de fermeture.

Or, dans cette nouvelle configuration, la résultante des forces de pression est située au-dessus du tiers inférieur du volet en raison de deux facteurs : la surverse par-dessus le volet et la diminution du profil de pression sur le bord inférieur due à l'accélération de l'écoulement au niveau de l'orifice de fond [44].

Pour garantir le bon fonctionnement de l'ouvrage, il est ainsi nécessaire d'augmenter la hauteur de l'axe de rotation jusqu'à une position limite correspondant à la moitié du volet.

Cependant, la complexité du champ de pression dynamique spécifique à la géométrie de l'ouvrage rend difficile le calcul de cette hauteur de manière analytique.

Par conséquent, une approche de modélisation numérique tridimensionnelle adaptée à chaque cas est recommandée pour calculer précisément le champ de pression au niveau de l'ouvrage pour le débit d'ouverture.

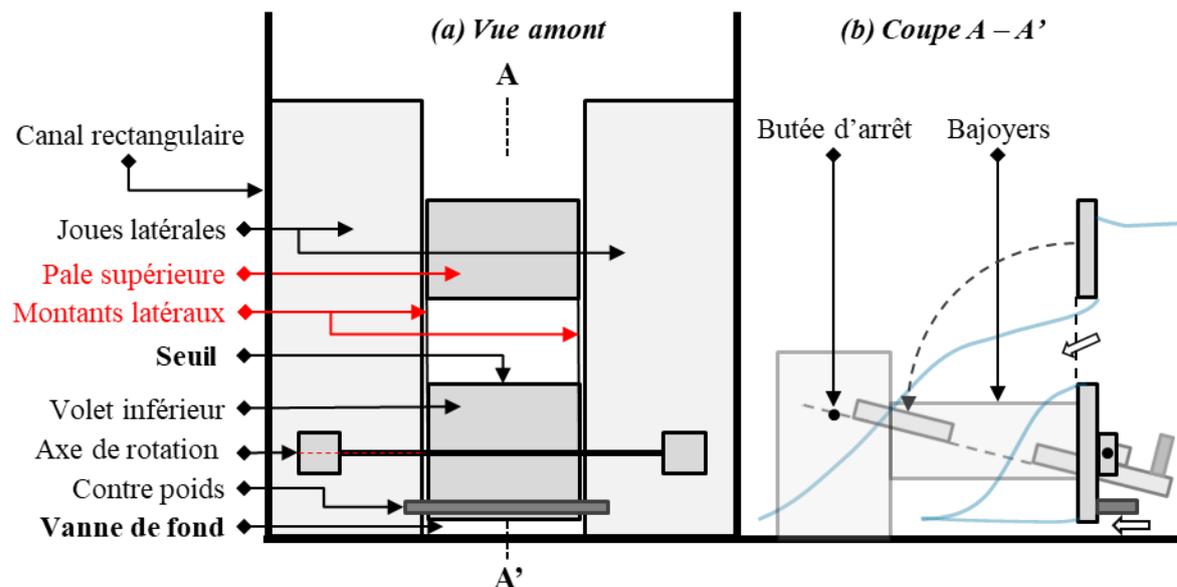
*Synthèse* : Le maintien du volet en position fermée jusqu'à la hauteur de basculement requiert l'élévation de l'axe de rotation à un niveau compris entre un tiers et la moitié de la hauteur du volet. La position précise de cet axe doit être déterminée par une modélisation numérique tridimensionnelle pour prendre en considération la complexité de la géométrie et de l'écoulement autour d'une vanne seuil. Cette méthode est privilégiée puisqu'elle est facilement généralisable et applicable dans le domaine de l'ingénierie, à l'inverse d'une approche de mécanique des fluides théorique qui nécessite une mise en équation complexe spécifique à chaque ouvrage.

2. L'augmentation de la hauteur de l'axe de rotation a été nécessaire pour assurer une position fermée du volet pour les hauteurs amont inférieures. Cependant, il n'est pas garanti que l'écoulement génère systématiquement une résultante des forces de pression au-dessus de cette nouvelle position de l'axe, même pour une hauteur amont aussi importante que celle définie comme seuil de basculement. Le comportement complexe des vannes seuils, caractérisé par l'interaction des deux jets en sortie d'ouvrage (cf. Figure 1-7 – b), entraîne une augmentation de l'auto-ennoïement de la vanne avec l'augmentation du débit. Cela peut engendrer deux conséquences majeures sur la résultante des forces de pression : d'une part, un risque d'immersion complète du volet pour le débit d'ouverture, entraînant une résultante des forces de pression négligeable ; d'autre part, l'interaction des deux jets en aval de la vanne et leur contact avec le flanc aval du volet provoque une fluctuation quasi aléatoire du champ de pression à ce niveau, affectant la résultante globale.

*Synthèse* : La configuration de la vanne étudiée jusqu'à présent ne garantit pas de manière systématique le basculement du volet. De plus, elle ne permet pas d'assurer une hauteur de basculement fiable et générique, ainsi qu'une ouverture complète et stable du volet.

Ces limitations soulèvent la nécessité de rechercher une optimisation de cette conception pour garantir une ouverture systématique et stable du volet pour une hauteur amont prédéfinie et reproductible. Pour atteindre cet objectif, il est crucial d'introduire une force supplémentaire qui confère au volet un moment d'ouverture significatif pour la hauteur de basculement, tout en évitant les instabilités du champ de pression qui pourraient compromettre la fiabilité et la reproductibilité de la conception.

La solution adoptée consiste alors à intégrer une pale supérieure maintenue au-dessus du seuil de déversement par deux montants latéraux positionnés de part et d'autre du volet basculant. La conception globale qui en résulte est illustrée Figure 5-5.



**Figure 5-5. Conception optimisée d'une vanne basculante intégrant une pale en partie supérieure du volet selon (a) vue amont et une (b) vue de profil en coupe A – A'**

Lorsque l'écoulement amont rencontre la pale supérieure, il y exerce une force de pression qui induit un moment d'ouverture significatif à l'ensemble du volet. La détermination de la hauteur de la pale repose sur deux objectifs principaux : premièrement, maximiser la section d'écoulement de la lucarne de surverse au-dessus du volet pour accroître le débit avant l'ouverture ; deuxièmement, choisir une hauteur permettant d'appliquer une force de pression suffisante sur l'élément pour le niveau de basculement prédéfini.

La hauteur élevée de l'élément lui confère un bras de levier conséquent, assurant ainsi la prééminence du moment positif et garantissant une ouverture systématique du volet pour une hauteur reproductible. De plus, cette hauteur importante confère une protection adéquate contre les influences aval et les contre-pressions associées. L'élément est exclusivement sollicité par l'écoulement amont. Ce dernier est alors en régime fluvial pleinement développé, ce qui assure une certaine stabilité du champ de pression appliqué sur la pale au cours du temps. Par conséquent, l'ouverture de l'élément devrait ainsi présenter une stabilité temporelle.

*Synthèse* : L'installation d'une pale dans la partie supérieure du volet basculant confère au dispositif un comportement dynamique garantissant une ouverture systématique et stable pour une hauteur prédéfinie et reproductible.

Par la suite, il sera convenu d'appeler « volet » l'ensemble de l'élément rotatif composé de la plaque supérieure et du volet en partie inférieure. Les deux sont tenus solidaires par deux montants latéraux.

Une fois ouvert, la dynamique de la plaque supérieure doit garantir une inclinaison stable du volet qui s'ajuste en fonction de l'augmentation du débit par rapport au seuil d'ouverture. Cette inclinaison favorise une augmentation de la capacité hydraulique de l'ouvrage, maintenant ainsi une hauteur en amont inférieure à la limite prescrite. Dans des circonstances exceptionnelles, cette ouverture doit être maintenue à un angle d'inclinaison maximal pour assurer une évacuation sécurisée du débit maximal, tout en minimisant la perte de charge singulière de l'ouvrage. La valeur de cet angle maximal, fixée à 70 degrés, est choisie en tant qu'optimum de capacité de débit, comme l'a démontré l'étude de la vanne fusible. Deux butées en aval restreignent l'inclinaison du volet à cette ouverture maximale.

*Synthèse* : Pour assurer une évacuation contrôlée et sécurisée des débits, il est crucial que la conception et le dimensionnement de la plaque supérieure engendrent un moment d'ouverture global positif au volet lorsque le débit excède le seuil d'ouverture spécifié.

3. La conception doit par la suite garantir une fermeture complète dès que le niveau d'eau en amont revient en dessous d'un seuil critique lié au risque d'inondation, afin de rétablir une phase de stockage.

Le comportement dynamique de l'élément doit ainsi inclure un moment de fermeture important qui puisse contrebalancer les forces de pression qui s'appliquent sur le volet inférieur et la plaque supérieure, ainsi que le poids de l'ensemble. Ce moment de fermeture peut être fourni par des

éléments tels que des ressorts, des vérins ou des contrepoids par exemple. Dans ce cas, un contrepoids est choisi pour des raisons de simplicité de mise en œuvre, de coût et de facilité d'exploitation. Comme illustré sur la Figure 5-5, ce contrepoids est volontairement plus large pour assurer un rôle de butée de fermeture.

Ensuite, il convient d'optimiser cette conception pour que le comportement dynamique puisse comprendre des équilibres intermédiaires stables pour une ouverture graduelle et proportionnée en fonction de la valeur du débit amont et de son augmentation par rapport au début d'ouverture maximale. Cela permet d'augmenter la capacité du débit de façon proportionnée afin de maintenir en amont une hauteur amont proche du niveau optimal. L'optimisation de cette dynamique passe par la recherche d'équilibres stables pour des positions d'ouvertures partielles entre les moments des forces qui s'appliquent sur l'élément tournant.

Les paramètres régissant ces équilibres incluent la masse du contrepoids et sa répartition sur le volet. De ce fait, le positionnement du contrepoids au point le plus bas est opéré pour maximiser le bras de levier, assurant ainsi un moment de fermeture conséquent tout en minimisant la masse du matériau employé. Par ailleurs, la configuration, la masse et l'inclinaison de la plaque supérieure influent sur la force de pression exercée sur l'élément et sa variation en fonction de la hauteur d'eau et de l'ouverture du volet. Finalement, la position de l'axe de rotation définit les bras de levier pour chacune de ces forces, jouant un rôle fondamental dans l'équilibre global du système.

*Synthèse* : Le comportement dynamique de la conception de l'ouvrage doit assurer une ouverture du volet proportionnelle à l'augmentation du débit en amont par rapport à l'ouverture, dans le but de maintenir la hauteur d'eau amont aussi proche que possible de son niveau optimal. Pour atteindre cet objectif, il est nécessaire de dimensionner le contrepoids et la plaque supérieure de manière appropriée, en visant spécifiquement l'établissement d'un équilibre stable pour des inclinaisons intermédiaires du volet.

La configuration optimale de la vanne basculante est ainsi conceptualisée en prenant en compte les objectifs de fonctionnement hydrauliques et dynamiques. Cette approche aboutit à une configuration notablement distincte de la vanne basculante traditionnelle, autorisant le déversement au-dessus du volet basculant et contrôlant l'ouverture au moyen d'une pale en partie supérieure du volet.

Afin de vérifier rigoureusement la capacité de cette conception optimale à atteindre les objectifs de fonctionnement hydraulique et dynamique nécessaires pour la réalisation des performances de stockage en ligne, une étude expérimentale sera menée au moyen d'un prototype. Cette démarche de validation intégrera l'analyse de la sensibilité du fonctionnement de l'équipement par rapport à l'angle d'inclinaison de la plaque supérieure.

## 5.3. Validation expérimentale

### 5.3.1. Introduction

Les principes d'une configuration optimale de vanne basculante, conçus pour répondre aux exigences de stockage propres à une intégration en ligne, ont été préalablement élaborés. L'innovation proposée se situe actuellement au niveau TRL 2, selon la classification de maturité technologique [212], [213]. Afin d'avancer dans le processus de développement de cette innovation, une étude est nécessaire pour valider les hypothèses sous-jacentes à cette conception, en démontrant empiriquement sa conformité avec les objectifs et les fonctionnalités attendus.

Dans cette optique, une étude en laboratoire est mise en œuvre en utilisant le canal à surface libre du laboratoire ICube de Strasbourg. Cette approche expérimentale est préférée en raison de sa capacité à prendre en compte intégralement les interactions complexes entre les phénomènes hydrauliques et dynamiques, sans les simplifications inhérentes aux modèles numériques.

Ainsi, l'objectif est d'atteindre les niveaux TRL 5 et 6 en validant cette conception par le biais d'un prototype représentatif, opérant dans des conditions de réseau simulées par le canal. Cette progression contribuera à consolider la maturité de l'innovation, tout en assurant sa pertinence et son adaptation aux applications concrètes.

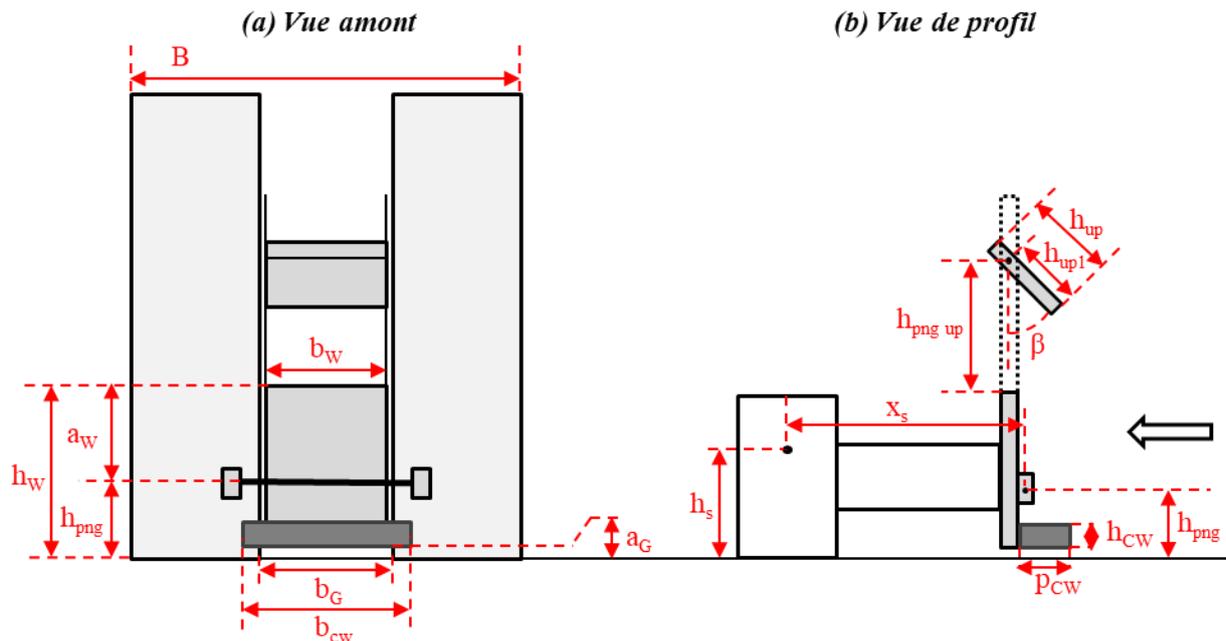
Cette section commence par une brève présentation du dimensionnement du prototype expérimental. Ensuite, les essais expérimentaux sont exposés sous deux approches complémentaires. D'une part, une validation en régime transitoire est entreprise pour examiner le fonctionnement de l'ouvrage dans des conditions opérationnelles, telles que des épisodes de précipitations, en mettant l'accent sur le comportement dynamique de l'ouvrage. Une attention particulière est accordée à la vérification de la capacité du volet à s'ouvrir et à se fermer de manière autonome en fonction de la hauteur amont, tout en explorant la possibilité d'identifier des positions d'équilibre intermédiaires. D'autre part, une validation en régime permanent est effectuée pour analyser le comportement hydraulique de l'ouvrage dans chacune des configurations dynamiques précédemment identifiées.

*Synthèse* : Une étude expérimentale en laboratoire est mise en œuvre pour valider la conception théorique d'une vanne basculante destinée au stockage en réseau, dans un contexte spécifique d'intégration en série à travers l'écoulement principal. L'étude se déroule sous des conditions de régime transitoire puis permanent afin d'étudier les fonctionnements dynamiques et hydrauliques de l'ouvrage, et ainsi vérifier l'atteinte de chacun des objectifs de performance relatifs au stockage en réseau.

### 5.3.2. Modèle expérimental

L'étude expérimentale est également menée sur le canal à surface libre du laboratoire ICube à Strasbourg. Le prototype de la vanne basculante optimale est positionné au même niveau que la vanne fusible expérimentale qui a été préalablement retirée.

La géométrie de ce prototype peut être décrite à l'aide d'un nombre réduit de variables illustrées sur la Figure 5-6 et dont la signification exhaustive a été présentée Tableau 2-2.



**Figure 5-6. Illustration des paramètres géométriques influençant les fonctionnements hydrauliques et dynamiques de la vanne optimale expérimentale**

Concernant l'hydraulique de l'ouvrage, le dimensionnement de ce prototype d'étude est élaboré de manière à garantir un débit maximal dans le canal, inférieur à environ  $167 \text{ L.s}^{-1}$ , afin de prévenir tout débordement du canal en respectant la capacité limite du puits de chute en sortie. Dans le cas de cette configuration d'ouvrage, un écoulement s'établit dans le canal même lorsque le volet est fermé, opérant ainsi comme une vanne seuil. Le dimensionnement est ainsi abordé en utilisant une méthode spécifique aux vannes seuil rectangulaires avec contraction latérale [85]. Le débit supplémentaire qui s'ajoute au débit maximal calculé précédemment pour la hauteur de basculement est estimé en se fondant sur les équations de Ritter relatives aux ruptures de barrages [214]. Cette première approche assure le dimensionnement de la hauteur ( $a_G$ ) et la largeur ( $b_G$ ) de la vanne de fond, la hauteur de la crête du volet inférieur ( $h_w$ ) et la largeur du seuil de surverse associé ( $b_w$ ), ainsi que la hauteur maximale admissible dans le canal et donc le niveau de la plaque supérieure ( $h_{png \text{ up}}$ ).

Les valeurs de ces paramètres obtenus et les photographies du prototype élaboré ont été présentées précédemment dans le chapitre relatif aux modèles expérimentaux (cf. § 2.3.2).

Concernant la dynamique du dispositif, la hauteur de l'axe de rotation ( $h_{png}$ ) a été évaluée de manière à permettre une ouverture du volet pour une hauteur maximale en amont de 0.41 m. Une première analyse, basée sur une hypothèse de distribution de pression hydrostatique, a abouti à une valeur de 0.115 m pour la hauteur de l'axe de rotation. Ensuite, la masse du contrepoids a été déterminée de manière empirique à la suite de tests préliminaires. L'objectif était de garantir qu'une fois le volet complètement ouvert, un couple de fermeture suffisamment élevé soit généré pour assurer une fermeture complète. De plus, l'étude englobera une analyse de sensibilité concernant les angles d'inclinaison ( $\beta$ ) de la pale supérieure. Il est pressenti que la dynamique de cet élément, et par conséquent de l'ensemble du système de volet, est influencée par cet angle ( $\beta$ ), qui régit l'évolution des forces résultantes sur la pale en fonction de l'inclinaison du volet ( $\gamma$ ) et de la hauteur d'eau amont ( $h_{CHI}$ ). Enfin, la butée d'ouverture maximale a été positionnée à une hauteur et un emplacement pour limiter l'inclinaison du volet ( $\gamma_{max}$ ) de l'ordre de 70 degrés. Ce choix est basé sur les résultats obtenus lors de l'analyse des vannes fusibles, où il s'est avéré être l'optimum en termes de capacité de débit, notamment pour le seuil incliné (cf. Figure 4-43).

*Synthèse* : Un prototype expérimental de la vanne basculante optimale a été dimensionné en prenant en considération les contraintes spécifiques du canal expérimental, en se fondant sur des critères hydrauliques et dynamiques. Ce modèle a été fabriqué puis installé dans ce canal, où il sera soumis à une analyse exhaustive dont l'objectif premier consiste à valider les hypothèses formulées lors de sa conception.

Enfin, ce prototype a été conçu pour permettre une évaluation indépendante des paramètres tels que la hauteur de la vanne de fond ( $a_G$ ), du seuil ( $h_w$ ), de la plaque supérieure ( $h_{png\ up}$ ) ainsi que de l'axe de rotation ( $h_{png}$ ) en autres. Si ce concept se trouve validé, une investigation plus générique pourra être entreprise dans de futures recherches en utilisant ce même prototype. Cette démarche permettra de tester, de développer ou de confirmer de nouvelles modélisations dynamiques et hydrauliques en vue du dimensionnement futur de cet équipement, comme cela a été réalisé pour les vannes fusibles.

### 5.3.3. *Etude en régime transitoire*

L'objectif principal de cette section est d'analyser exhaustivement le fonctionnement de la vanne basculante selon sa conception optimale, en évaluant ses performances dans des conditions transitoires en réseau.

Les critères évalués englobent la capacité du volet à demeurer en position fermée jusqu'à une hauteur amont prédéterminée, puis à s'ouvrir au-delà de cette position. En outre, il est impératif de confirmer que le volet puisse être maintenu en position d'ouverture maximale pour des débits extrêmes, afin d'assurer l'évacuation avec la perte de charge singulière minimale, et ainsi de maintenir le niveau en amont en dessous de la limite spécifiée. Enfin, cette analyse comprend l'investigation des points d'équilibre intermédiaires stables. Ces derniers pourraient être observés pour des angles d'ouverture partielle du volet, favorisant alors une augmentation graduelle et proportionnelle de la capacité d'évacuation en réponse à l'accroissement du débit.

#### 5.3.3.1. *Protocole*

La validation du fonctionnement réel du prototype dans des conditions transitoires implique l'application d'une commande aux pompes en suivant un schéma préétabli d'hydrogramme (cf. Figure 2-38).

L'étude est réalisée selon des conditions aval dénoyées en gardant la hauteur de pelle du seuil en sortie du canal à une valeur minimale de 4.5 cm.

L'influence de l'angle d'inclinaison ( $\beta$ ) de la pale supérieure sur le fonctionnement de l'ouvrage est évaluée en prenant en considération quatre valeurs différentes : 0, 15, 31 et 45 degrés.

Toutes les variables essentielles, telles que le débit envoyé par les pompes, les hauteurs d'eau à différents points clés et l'angle d'ouverture du volet basculant, sont rigoureusement mesurées à une fréquence de 30 Hz, assurant ainsi une discrétisation temporelle élevée dans le suivi du fonctionnement de l'ouvrage.

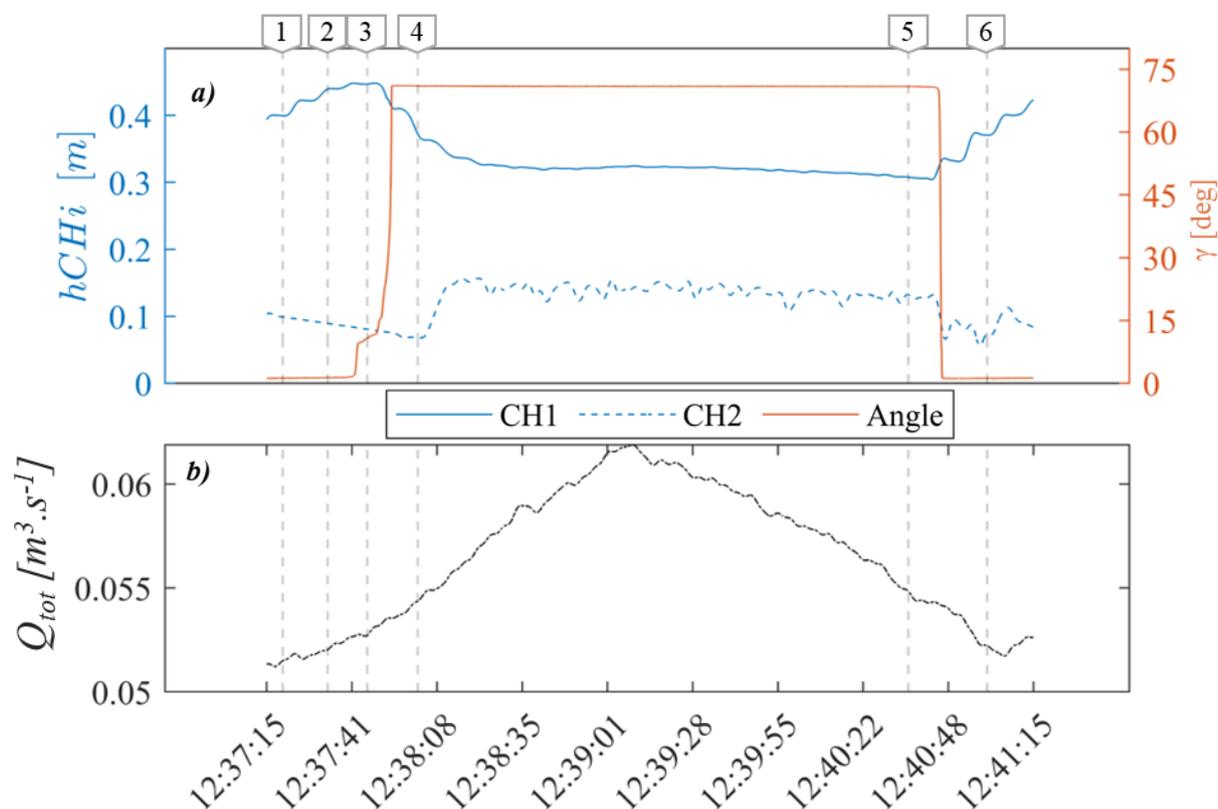
<p><u>Synthèse</u> : La validation de cette conception de vanne basculante pour des régimes transitoires implique l'imposition d'un hydrogramme en amont et le maintien d'une sortie en aval dénoyée. Dans ce contexte, des mesures à fréquence temporelle élevée sont effectuées pour caractériser de manière exhaustive les paramètres décrivant le fonctionnement de l'ouvrage.</p>
--

5.3.3.2. *Résultats et discussion*

Chaque configuration expérimentale est analysée sur la base d'un cycle représentatif du fonctionnement de la vanne basculante étudiée, décrivant l'évolution temporelle des variables d'intérêt pour une caractérisation précise de ses comportements dynamiques et hydrauliques. Par ailleurs, des photographies issues de ces expériences sont extraites à des instants clés du fonctionnement de l'ouvrage (cf. Figure 5-8). Elles sont présentées consécutivement à la Figure 5-7 qui analyse les séries temporelles de mesures, et les instants clés sont représentés par des indices.

 5.3.3.2.a. *Fonctionnement en considérant une inclinaison de la pale supérieure ( $\beta$ ) de  $0^\circ$* 

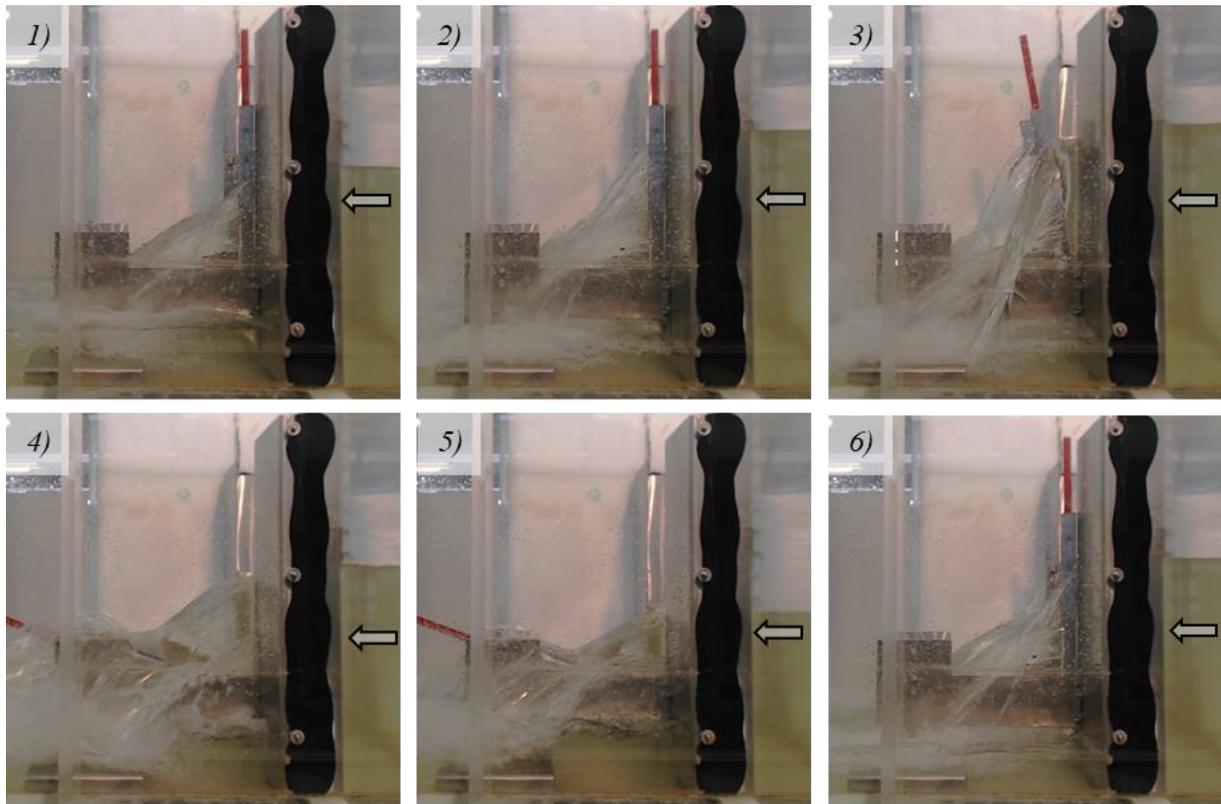
Dans un premier temps est analysé le comportement de cette vanne en plaçant au préalable la pale supérieure à un angle ( $\beta$ ) de 0 degré. Le cycle de fonctionnement de l'ouvrage dans cette configuration est présenté sur la Figure 5-7. Les photographies associées sont exposées au niveau de la Figure 5-8.



**Figure 5-7. Évolution temporelle (a) des hauteurs en amont et en aval de la vanne optimale et de l'angle d'ouverture du volet basculant, ainsi que (b) du débit total pompé mesuré, pour une configuration pour laquelle l'angle d'inclinaison ( $\beta$ ) de la pale supérieure est fixé à  $0^\circ$**

L'analyse des mesures valide dans un premier temps la conception de l'ouvrage dans sa capacité à autoriser une surverse par-dessus le volet ( $h_{CH1} > 0.2$  m) tout en maintenant ce dernier dans une position fermée ( $\gamma = 0^\circ$ ).

Deuxièmement, l'ouverture du volet ( $\gamma > 0^\circ$ ) est observée dès que la hauteur amont atteint un niveau maximal de 0.446 m. La conception de l'ouvrage garantit ainsi un basculement du volet à partir d'un niveau d'eau limite amont. Il convient de noter que la valeur observée de ce seuil d'ouverture est légèrement supérieure que celle initialement prévue lors du prédimensionnement (0.41 m). Cette élévation peut s'expliquer par la non prise en compte du moment de fermeture des contrepoids dans le dimensionnement de l'axe de rotation. Dans le cas de la vanne prototype, ces contrepoids présentent en effet un bras de levier potentiellement significatif, même en position fermée. Il serait opportun de prendre en compte ce facteur lors des prochains processus de dimensionnement pour davantage de fiabilité.



**Figure 5-8. Photographies de la vanne basculante optimale en fonctionnement selon des conditions transitoires et pour une configuration où l'angle d'inclinaison ( $\beta$ ) de la pale supérieure est fixé à 0 degré. Les numéros des photographies font référence aux indices de position placés sur la Figure 5-7**

Une fois ouvert, le volet atteint brièvement une position d'ouverture partielle à 10 degrés pendant quelques secondes seulement. Cependant, cet équilibre n'est pas stable, et le volet s'ouvre ensuite complètement pour l'ensemble de la plage de fonctionnement.

Cette position complètement ouverte est caractérisée par une inclinaison maximale du volet qui demeure stable dans le temps. Ceci indique une prédominance significative des moments de pression positifs qui maintiennent le volet en contact avec la butée d'ouverture maximale. Cette conception de l'ouvrage permet ainsi une évacuation sécurisée des débits maximaux.

Enfin, le processus de fermeture du volet est également quasi-instantané et complet, se produisant dès que la hauteur en amont atteint une limite inférieure de 0.304 m.

*Synthèse* : Cette conception de vanne basculante répond aux objectifs premiers de stockage en réseau dans les cas où l'équipement est installé en série dans le collecteur.

En effet, cette configuration autorise la surverse par-dessus le volet tout en maintenant ce dernier en position fermée. Le niveau de basculement du volet peut ainsi être dimensionné de manière générique selon une hauteur limite maximale ainsi qu'un débit d'ouverture prédéfinis. Ce basculement est assuré à l'aide de la plaque supérieure qui confère un moment d'ouverture significatif dès qu'elle est sollicitée par l'écoulement. De plus, pour les sollicitations extrêmes, l'inclinaison du volet demeure maximale et stable, minimisant la perte de charge singulière du dispositif et ainsi garantissant ainsi une évacuation sécurisée des débits. Enfin, le volet peut se refermer de manière autonome, permettant d'assurer de nouveau une fonction de stockage lorsque la hauteur amont redevient inférieure à la hauteur de basculement.

Toutefois, cette conception ne parvient pas à garantir des performances optimales de stockage. Le comportement dynamique de la structure ne permet pas d'établir des équilibres intermédiaires stables correspondant à des positions d'ouvertures partielles. Le fonctionnement de la vanne adopte ainsi un mode fusible. Dès que le volet bascule, son ouverture est complète et sa fermeture n'est observée que pour une hauteur amont inférieure de 30 cm. Cette configuration entraîne une réduction de 32% de la capacité de stockage utile en amont.

Par conséquent, il est nécessaire d'explorer des pistes d'optimisation de cette conception afin de maximiser les performances de l'ouvrage pour les sollicitations hydrauliques dépassant le débit d'ouverture. Comme évoqué précédemment, la solution théorique à cette problématique se traduit par un comportement dynamique de l'ouvrage permettant l'établissement d'équilibres stables pour des inclinaisons intermédiaires. Cette stratégie vise à accroître progressivement la capacité hydraulique de l'ouvrage de manière graduelle et proportionnelle à l'augmentation du débit amont, dans le but de maintenir la hauteur amont à un niveau optimal.

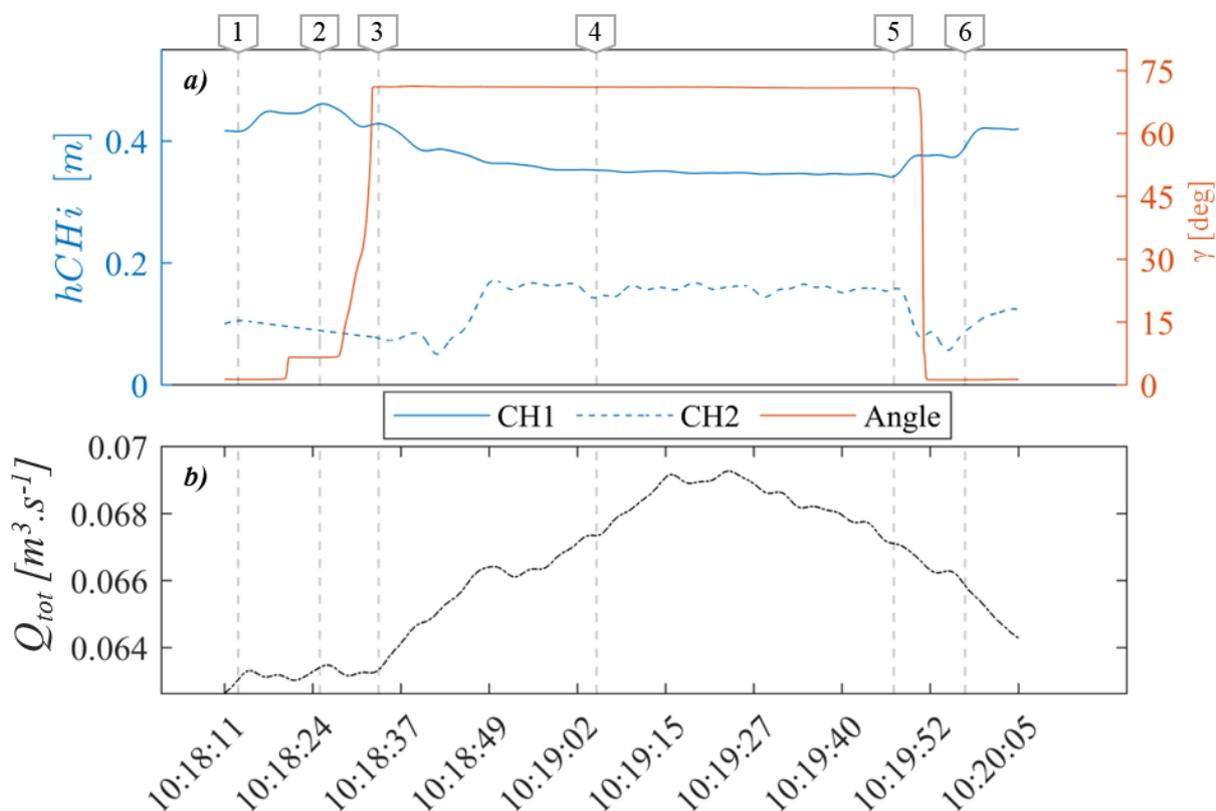
La solution opérationnelle étudiée pour atteindre ce comportement dynamique consiste à incliner la pale supérieure. Cette démarche permettrait en effet de réduire considérablement la force du jet qui impacte cette pale, notamment pour les angles d'inclinaison intermédiaires. Ainsi, le moment induit par les forces de pression serait nettement diminué à ces angles, permettant ainsi d'établir un équilibre avec le moment de fermeture généré par les contrepoids.

Dans cette optique, l'expérience menée précédemment est reprise en fixant préalablement cette pale supérieure à des angles ( $\beta$ ) de 15, 31 et 45 degrés, dans le but d'évaluer comment les performances de l'ouvrage évoluent en conséquence.

*Cet espace est délibérément laissé vide pour permettre une meilleure analyse des résultats à venir.*

5.3.3.2.b. Fonctionnement en considérant une inclinaison de la pale supérieure ( $\beta$ ) de  $15^\circ$ 

Ainsi, dans un deuxième temps est analysé le comportement de cette vanne en plaçant au préalable la pale supérieure à un angle ( $\beta$ ) de 15 degrés. Le cycle de fonctionnement de l'ouvrage dans cette configuration est présenté sur la Figure 5-9. Les photographies associées sont exposées sur la page suivante en Figure 5-10.



**Figure 5-9. Évolution temporelle des (a) hauteurs en amont et en aval de la vanne optimale et de l'angle d'ouverture du volet basculant, ainsi que (b) du débit total pompé mesuré, pour une configuration pour laquelle l'angle d'inclinaison ( $\beta$ ) de la pale supérieure est fixé à 15 degrés**

Lorsque la pale supérieure est inclinée à 15 degrés, le fonctionnement de l'ouvrage reste semblable à celui de la configuration de base. Cependant, après l'ouverture du volet, une position d'équilibre stable du volet est observée à une inclinaison de 7 degrés environ, maintenue pendant quelques secondes, avant de basculer complètement avec l'augmentation supplémentaire du débit.

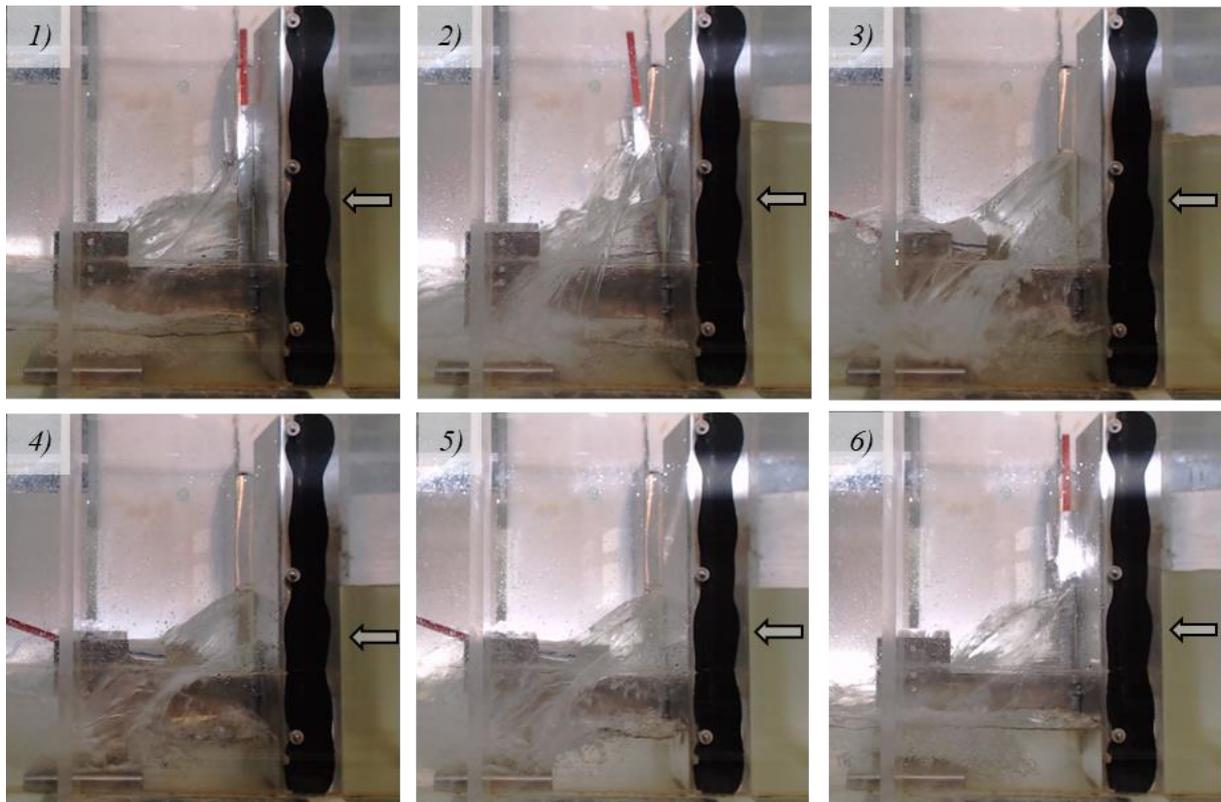
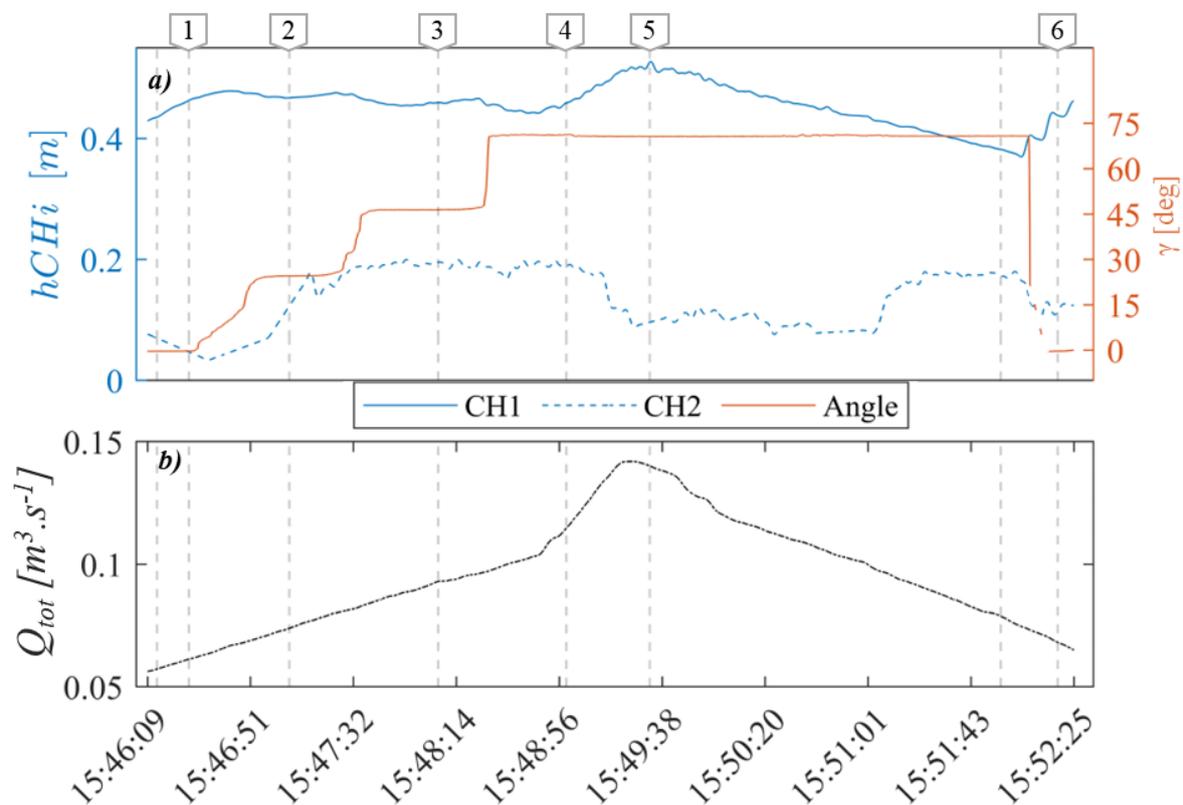


Figure 5-10. Photographies de la vanne basculante optimale en fonctionnement selon des conditions transitoires et pour une configuration où l'angle d'inclinaison ( $\beta$ ) de la pale supérieure est fixé à 15 degrés. Les numéros des photographies font référence aux indices de position placés sur la Figure 5-9

5.3.3.2.c. Fonctionnement en considérant une inclinaison de la pale supérieure ( $\beta$ ) de 31°

Dans un troisième temps est analysé le comportement de cette vanne en plaçant au préalable la pale supérieure à un angle ( $\beta$ ) de 31 degrés. Le cycle de fonctionnement de l'ouvrage dans cette configuration est présenté sur la Figure 5-11. Les photographies associées sont exposées en Figure 5-12.



**Figure 5-11. Évolution temporelle (a) des hauteurs en amont et en aval de la vanne optimale et de l'angle d'ouverture du volet basculant, ainsi que (b) du débit total pompé mesuré, pour une configuration pour laquelle l'angle d'inclinaison ( $\beta$ ) de la pale supérieure est fixé à 31 degrés**

Lorsque la pale supérieure est inclinée à 31 degrés, le fonctionnement de l'ouvrage intègre, avec l'augmentation du débit dans le temps, des positions d'équilibre stables successives pour des angles intermédiaires, évalués à 25 et 46 degrés dans ce contexte spécifique. Parallèlement, cette évolution engendre le maintien de la hauteur amont à un niveau étroitement aligné sur celui observé lors de l'ouverture, en dépit de l'accroissement du débit en amont. Ceci traduit effectivement l'augmentation progressive de la capacité hydraulique de l'ouvrage permise par l'ouverture proportionnée du volet.

Lorsque le débit amont atteint une limite supérieure, le volet s'ouvre complètement, maintenant une position d'équilibre maximale en appui sur les butées. Cela assure une évacuation sécurisée des débits en maximisant alors la capacité hydraulique.

Néanmoins, la fermeture de la vanne n'est autorisée que lorsque la hauteur amont atteint une limite inférieure estimée à 0.37 m dans cette configuration. Cette valeur demeure toutefois significativement supérieure à celle observée dans la configuration de base ( $\beta = 0^\circ$ ) qui a été évaluée à 0.30 m.

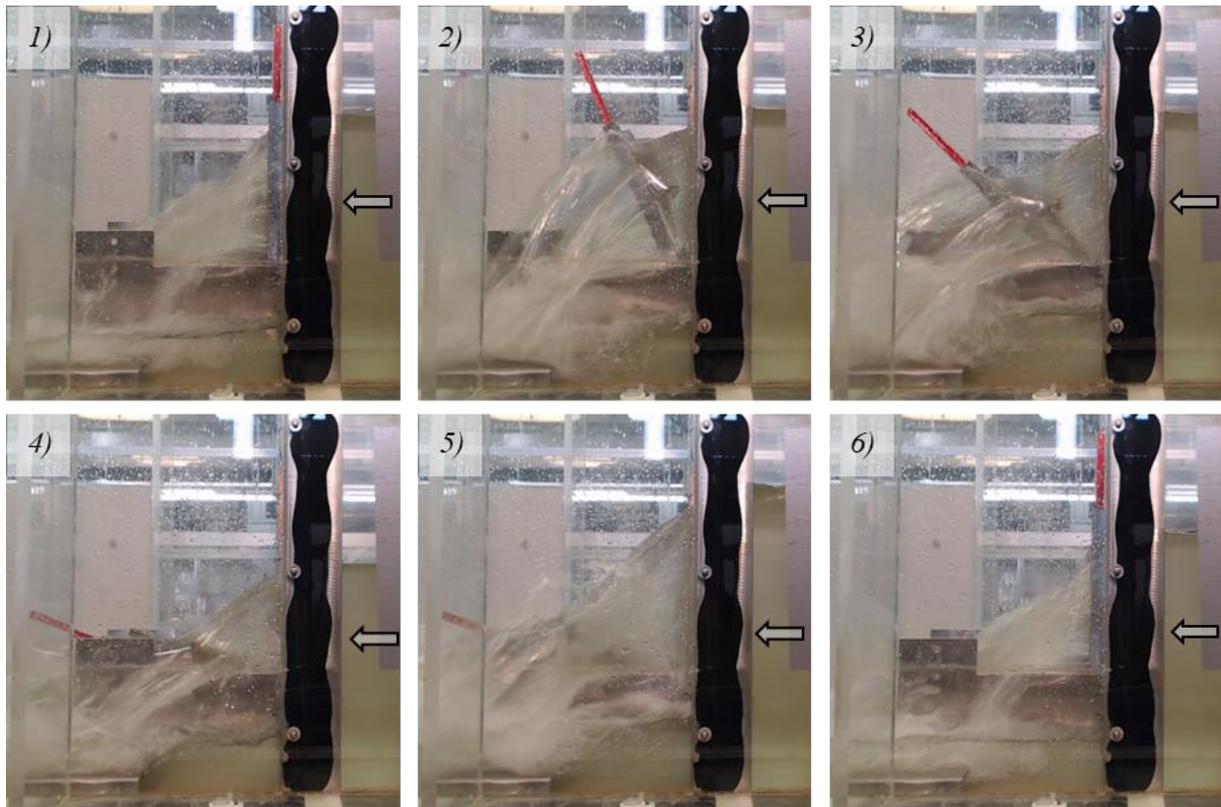


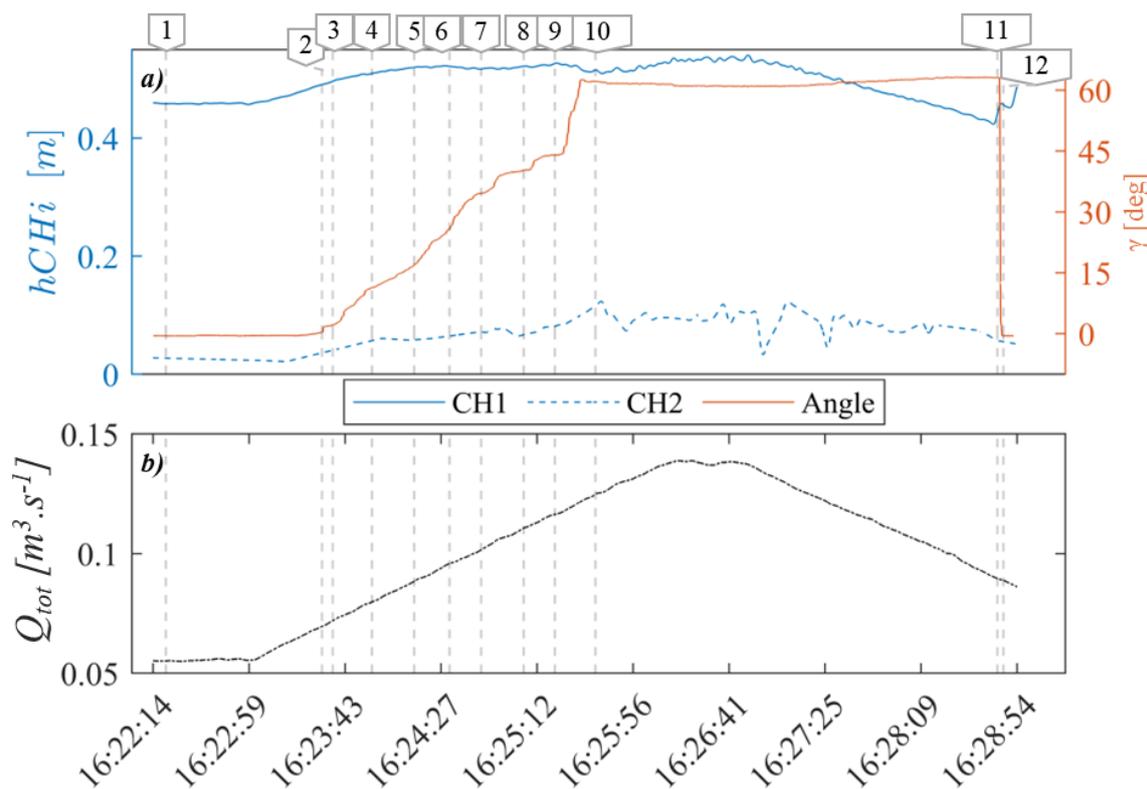
Figure 5-12. Photographies de la vanne basculante optimale en fonctionnement selon des conditions transitoires et pour une configuration où l'angle d'inclinaison ( $\beta$ ) de la pale supérieure est fixé à 31 degrés. Les numéros des photographies font référence aux indices de position placés sur la Figure 5-11

*Synthèse* : L'inclinaison de la pale supérieure de la vanne basculante est ainsi un paramètre clé dans le dimensionnement de l'ouvrage en permettant l'établissement d'équilibres stables en ouvertures partielles et en déclenchant la fermeture du volet pour une hauteur amont plus proche du niveau optimal vis-à-vis du stockage en réseau. Cette amélioration est attribuable à la réduction de la composante de force exercée par l'impact du jet déversé sur la surface de la plaque avec l'inclinaison de cette dernière.

5.3.3.2.d. Fonctionnement en considérant une inclinaison de la pale supérieure ( $\beta$ ) de  $45^\circ$ 

Dans une quatrième étape, l'expérience est répétée en augmentant davantage l'angle d'inclinaison de la pale supérieure, afin d'examiner la persistance des améliorations de performances observées précédemment. Le comportement de cette vanne est désormais étudié avec la pale supérieure préalablement inclinée à un angle ( $\beta$ ) de 45 degrés.

Le cycle de fonctionnement de l'ouvrage dans cette configuration est présenté sur la Figure 5-13. Les photographies associées sont exposées en Figure 5-14.



**Figure 5-13. Évolution temporelle (a) des hauteurs en amont et en aval de la vanne optimale et de l'angle d'ouverture du volet basculant, ainsi que (b) du débit total pompé mesuré, pour une configuration pour laquelle l'angle d'inclinaison ( $\beta$ ) de la pale supérieure est fixé à 45 degrés**

Lorsque la pale supérieure est inclinée à un angle de 45 degrés, le fonctionnement de l'ouvrage intègre de manière concomitante, avec l'augmentation du débit au fil du temps, une séquence continue de positions d'équilibre stables. Contrairement à un schéma discontinu par paliers observé pour un angle ( $\beta$ ) de  $31^\circ$  (cf. Figure 5-11), ces positions se succèdent suivant une progression linéaire, apportant une réponse plus nuancée à l'accroissement progressif du débit. Les équilibres du volet subsistent jusqu'à un angle limite de 49 degrés, au-delà duquel survient une transition brusque vers l'angle maximal. D'un point de vue dynamique, ce comportement traduit un déséquilibre entre les moments des forces qui s'appliquent sur le volet. Ainsi, pour les angles supérieurs ou égaux à cette limite, le moment induit par les forces de pression deviendrait significativement supérieur à celui généré par les contrepoids. Par ailleurs, il est pertinent de noter que cet angle limite est légèrement supérieur à celui observé pour l'inclinaison de la pale supérieure à 31 degrés, laquelle est évaluée à 46 degrés.

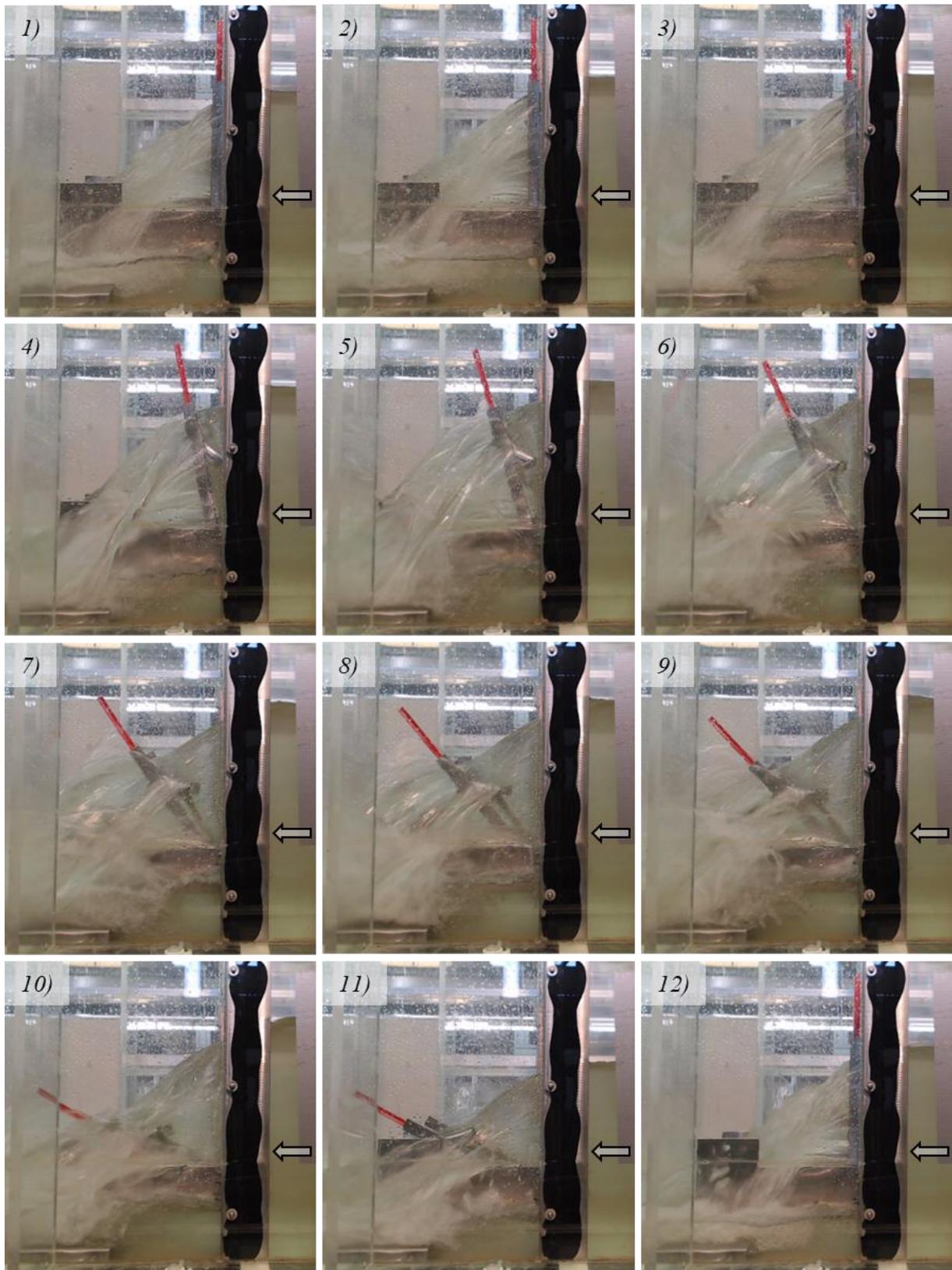


Figure 5-14. Photographies de la vanne basculante optimale en fonctionnement selon des conditions transitoires et pour une configuration où l'angle d'inclinaison ( $\beta$ ) de la pale supérieure est fixé à 45 degrés. Les numéros des photographies font référence aux indices de position placés sur la Figure 5-13

Pour des angles inférieurs au seuil spécifié, la conception optimale de l'ouvrage assure l'établissement de positions d'équilibre stables du volet. Ces dernières s'effectuent en rotation autour d'un axe horizontal, en réponse aux moments de force induits par les pressions de l'écoulement ainsi qu'aux moments de rappel générés par le contrepoids. Ce comportement dynamique permet une ouverture du volet proportionnelle à l'augmentation progressive du débit. Par conséquent, la section de passage utile de l'orifice inférieur augmente, et simultanément, l'altitude de la crête de déversement du seuil supérieur diminue. Par ailleurs, l'étude de la partie B a démontré que le coefficient de débit relatif à chaque singularité hydraulique caractéristique de ce type d'ouvrage augmente à mesure que le volet s'ouvre davantage. En conséquence, le comportement dynamique de l'ouvrage engendre une augmentation globale de sa capacité hydraulique avec l'accroissement du débit. Ce phénomène se traduit concrètement par le maintien effectif d'une hauteur en amont de la vanne, sur un niveau quasi constant et légèrement supérieur de 0.031 m au seuil d'ouverture.

Pour des angles supérieurs au seuil spécifié, le volet s'ouvre complètement. La configuration étudiée ici garantit également le maintien d'une position d'équilibre maximale et stable en appui sur les butées d'ouverture maximale. Cela assure une évacuation sécurisée des débits extrêmes en maximisant la capacité hydraulique de l'ouvrage. Il est important de noter qu'en raison de l'inclinaison de la pale supérieure, cette dernière appuie sur les butées à la place des montants latéraux du volet. Ceci explique la légère diminution de l'angle d'ouverture maximal par rapport aux autres configurations ( $64^\circ$  contre  $71^\circ$ ).

Enfin, la fermeture de la vanne n'est autorisée que lorsque la hauteur amont atteint une limite inférieure estimée ici à 0.43 m. Cette valeur demeure significativement supérieure à celle observée dans la configuration de base ( $\beta = 0^\circ$ ) qui a été évaluée à 0.30 m.

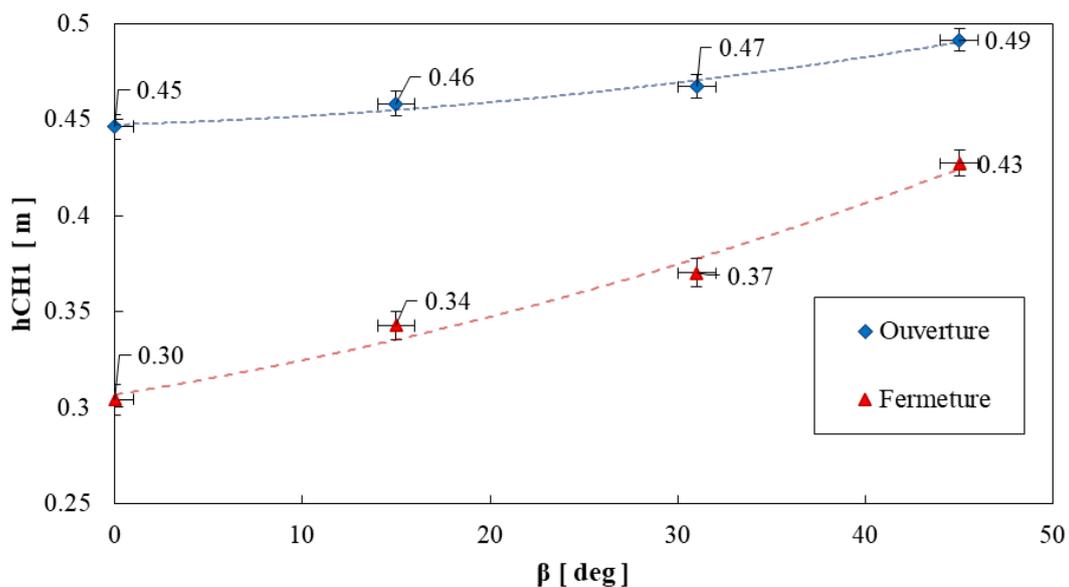
*Synthèse* : La conception de vanne basculante ainsi réfléchie, destinée à être intégrée en série dans un collecteur d'intérêt, permet d'atteindre les objectifs de fonctionnement attendus pour assurer un stockage dynamique en réseau. L'angle d'inclinaison de la pale supérieure se révèle être un paramètre clé pour chercher à optimiser le dimensionnement de cet équipement. En effet, il influence la force du jet impactant la pale supérieure et favorise ainsi l'établissement de potentiels équilibres intermédiaires pour des ouvertures partielles du volet. Cela permet de réguler la hauteur en amont pour des débits supérieurs au seuil d'ouverture.

### 5.3.3.2.e. Synthèse de l'étude en régime transitoire

De manière générale, cette nouvelle conception de vanne répond aux objectifs de fonctionnement premiers de stockage, selon une configuration en série dans le collecteur d'intérêt. La vanne est maintenue fermée jusqu'à la hauteur de basculement prédéfinie. Ensuite, le débit d'ouverture peut être fixé indépendamment en autorisant la surverse par-dessus le volet maintenu fermé. Le basculement est garanti par l'ajout d'une pale au-dessus du volet et maintenue solidaire à ce dernier grâce à deux montants latéraux. Par ailleurs, cette conception garantit le maintien d'un équilibre stable en ouverture maximale pour les débits élevés. Ceci garantit une minimisation de la perte de charge singulière du dispositif et maximise alors la capacité d'évacuation, assurant une évacuation sécuritaire pour ces sollicitations extrêmes.

Ensuite, l'angle d'inclinaison de la pale supérieure se révèle être un facteur d'optimisation de ces performances, en permettant une régulation de la hauteur en amont pour une plage de débits supérieurs au débit d'ouverture. Cette inclinaison permet en effet de contrôler avec davantage de finesse l'augmentation du moment induit par les forces pressantes qui s'appliquent sur le volet avec l'ouverture de ce dernier. Ainsi, ce moment peut se maintenir en équilibre stable avec celui généré par les contrepoids sur une plage d'ouvertures intermédiaires, jusqu'à atteindre un angle critique au-delà duquel le déséquilibre se produit et le volet s'ouvre complètement. La valeur de cette limite dépend de l'inclinaison de la pale.

Par ailleurs, comme synthétisé sur la Figure 5-15, l'augmentation de l'angle d'inclinaison de la pale tend à augmenter légèrement la hauteur de basculement. Ceci s'explique par la diminution du moment des forces de pression avec l'augmentation de cet angle. Cette évolution doit être prise en compte dans la procédure de dimensionnement pour en assurer davantage de fiabilité.



**Figure 5-15.** Évolutions des hauteurs en amont ( $h_{CH1}$ ) de l'ouvrage auxquelles le volet s'ouvre et se ferme en fonction de l'inclinaison de la pale supérieure ( $\beta$ )

Ensuite, lorsque le volet est totalement ouvert, l'augmentation de l'inclinaison de la pale supérieure entraîne une fermeture pour une hauteur en amont plus importante, se rapprochant ainsi du niveau de stockage optimal.

Afin de caractériser avec davantage de fiabilité l'évolution de ce fonctionnement en régulation de l'ouvrage en fonction de l'angle d'inclinaison de la pale supérieure, une dernière expérience a été menée en considérant une valeur de 60 degrés. Dans cette configuration, l'ouverture de l'ouvrage n'est que partielle pour l'ensemble des débits (cf. photographie en Annexe 7.4-1). Ainsi, les moments engendrés par les forces de pression sont alors insuffisamment élevés, ce qui empêche l'ouverture complète du volet et induit un potentiel risque d'inondation en amont. Cette observation confirme ainsi l'existence d'un angle optimal pour lequel la plage de régulation est maximale.

Il convient également de noter que la valeur de cet optimum devrait dépendre de la configuration spécifique du site. En effet, cette dernière gouverne les paramètres décrivant le jet de surverse tels que son angle, sa vitesse et sa hauteur initiale. Ces mêmes paramètres contrôlent la force d'impact du jet sur la plaque supérieure. La recherche d'un angle optimal de régulation devra faire l'objet de futurs travaux en vue de généraliser la méthode et les outils mis en œuvre pour sa réalisation.

#### ***5.3.4. Etude en régime permanent***

L'objectif est dorénavant d'analyser plus en détail la relation entre le débit et la hauteur amont ainsi que l'angle d'inclinaison, selon un régime permanent, afin de d'étudier plus en détail la conception de l'ouvrage d'un point de vue hydraulique.

##### ***5.3.4.1. Protocole***

Le protocole expérimental mis en œuvre pour l'étude en régime permanent de cette conception de vanne basculante est celui présenté dans le chapitre relatif aux matériels et méthodes, au niveau du paragraphe § 2.4.6.1.

L'étude est également réalisée en considérant les mêmes quatre angles d'inclinaison de la plaque supérieure : 0, 15, 31 et 45 degrés.

La condition aval est maintenue dénoyée dans ces cas. Le cas noyé a été étudié pour la configuration optimale de 45 degrés et sera traité dans la suite de ces recherches.

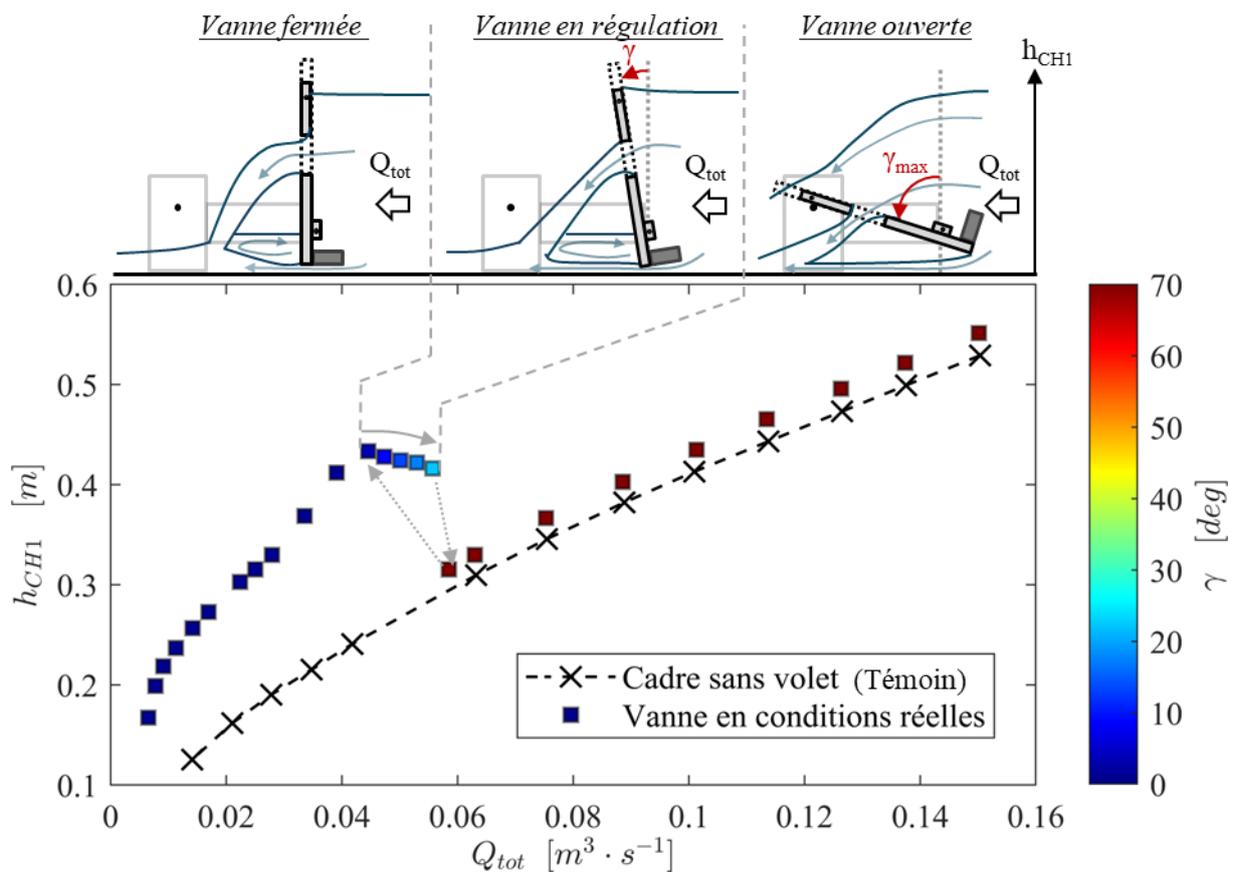
De plus, l'élaboration d'une loi hydraulique hauteur amont – débit de l'ouvrage, pour lequel le volet a été démonté, est réalisée. Dans cette configuration, l'ouvrage n'obstrue la section d'écoulement que par son cadre. Cela permet de visualiser les bénéfices de stockage induits spécifiquement par la dynamique du volet en se référant à une relation témoin.

5.3.4.2. *Résultats et discussion*

Pour chaque chronique de mesures effectuée, les paliers correspondant à l'établissement de régimes permanents sont sélectionnés manuellement, comme cela est illustré sur l'Annexe 7.4-2, dans l'exemple de l'expérience réalisée sans inclinaison de la plaque supérieure. Chacune de ces séries de mesures permet, pour chaque variable, de calculer la moyenne temporelle ainsi que l'intervalle de confiance associé. Pour appréhender les bénéfices de stockage apportés par le fonctionnement de cette conception de vanne, les résultats sont présentés sous la forme de la hauteur amont, traduisant la capacité de stockage, en fonction du débit traversant l'ouvrage. Ces points sont par ailleurs colorés en fonction de l'amplitude de l'ouverture du volet afin de déterminer le mode de fonctionnement de l'ouvrage.

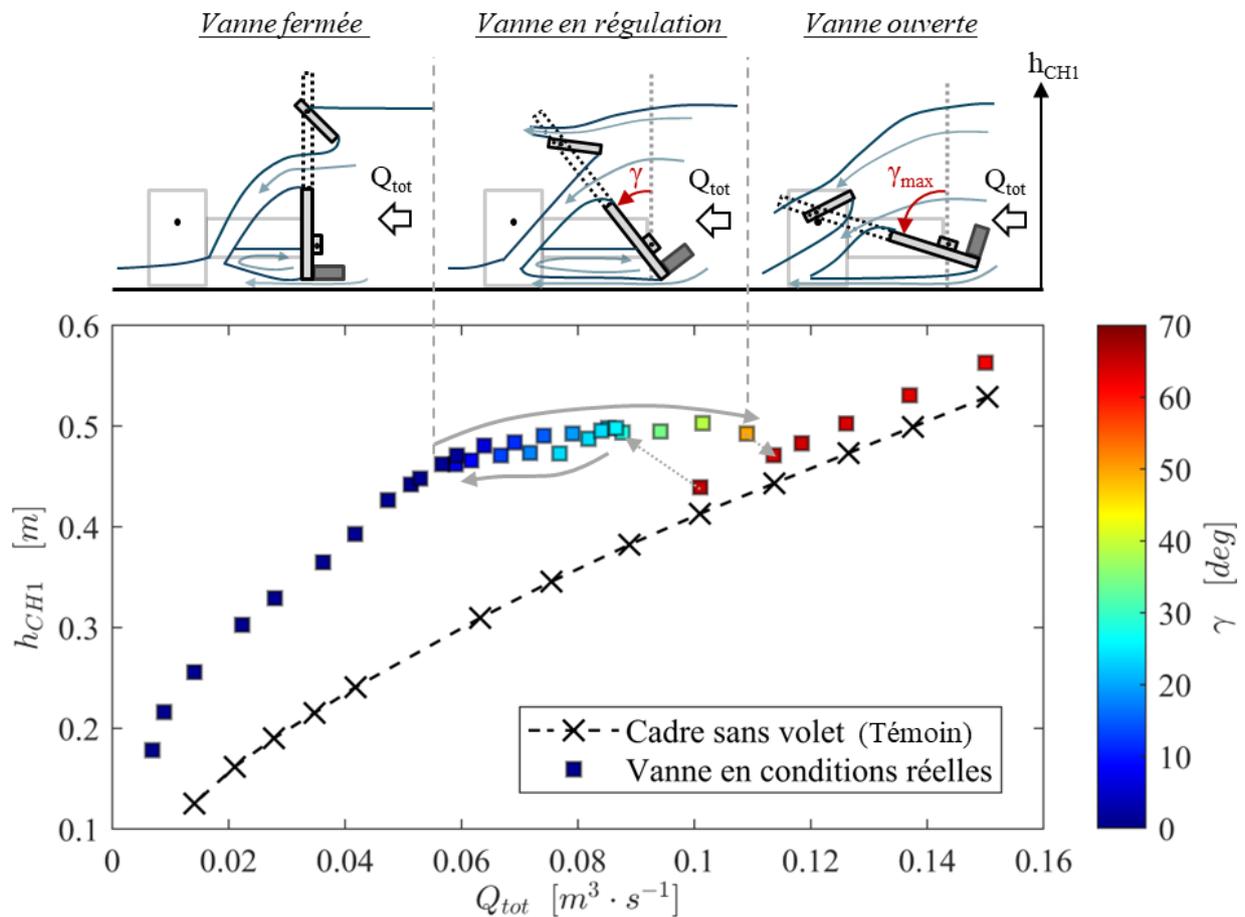
Dans la discussion de ces résultats, les deux configurations extrêmes caractérisées par une inclinaison de la pale supérieure de 0 et 45 degrés sont présentées, afin de caractériser directement l'impact de ce paramètre en considérant une situation de référence et une autre optimale. Les angles intermédiaires de 15 et 31 degrés sont traités dans l'Annexe 7.4-6 et l'Annexe 7.4-9.

Les résultats correspondant à une configuration de l'ouvrage sans inclinaison de la pale supérieure sont présentés sur la Figure 5-16.



**Figure 5-16.** Mesures expérimentales de la hauteur amont en régime permanent, en fonction du débit traversant le prototype de vanne optimale et l'angle d'inclinaison de son volet basculant. L'angle d'inclinaison de la pale supérieure ( $\beta$ ) est préalablement fixé à  $0^\circ$

Tandis que les résultats correspondant à une configuration optimale, pour laquelle l'inclinaison de la pale supérieure est de 45 degrés, sont présentés sur la Figure 5-16.



**Figure 5-17. Mesures expérimentales de la hauteur amont en régime permanent, en fonction du débit traversant le prototype de vanne optimale et l'angle d'inclinaison de son volet basculant. L'angle d'inclinaison de la pale supérieure ( $\beta$ ) est préalablement fixé à 45°**

L'analyse conjointe de la Figure 5-16 et de la Figure 5-17 révèle plusieurs points importants concernant le comportement hydraulique de la conception de la vanne basculante ainsi développée et de son évolution avec l'angle d'inclinaison de la pale supérieure.

D'une part, pour les quelques points de mesures décrivant le fonctionnement hydraulique pour des hauteurs inférieures à 0.202 m, la hauteur amont évolue fortement pour une faible variation de débit. Le volet étant fermé pour ces sollicitations, l'ensemble du débit s'évacue alors à travers la vanne de fond. Celle-ci, en présentant une loi hydraulique en puissance reliant le débit à la hauteur amont, permet effectivement d'imposer rapidement un niveau amont élevé pour de faibles augmentations de débit après la mise en charge de l'orifice. Ce comportement hydraulique assure ainsi une maximisation du stockage en amont.

Pour les hauteurs amont supérieures à 0.202 m, l'écoulement peut alors surverser par-dessus le volet inférieur qui est maintenu en position fermée. La hauteur évolue avec le débit selon une loi quasi linéaire. Ce qui traduit effectivement l'ajout au débit évacué par la vanne de fond d'un débit supplémentaire et significatif qui s'écoule par-dessus le volet selon une loi de seuil. Ce comportement hydraulique permet alors de diminuer fortement la pente de la loi hydraulique et ainsi d'atteindre le seuil d'ouverture pour un débit significativement plus important que celui qui serait observé pour une configuration classique (cf. Figure 5-2).

La hauteur amont augmente ensuite jusqu'à dépasser la génératrice inférieure de la pale supérieure. Celle-ci perturbe légèrement la relation débit-hauteur en contractant davantage la veine fluide pour la configuration de base ( $\beta = 0^\circ$ ), la pente de la relation débit-hauteur augmente alors légèrement plus. Dans le cas de la configuration optimale ( $\beta = 45^\circ$ ), cette influence est négligeable, probablement en raison du fait que l'altitude de cette génératrice est alors relevée et que la surface obstruée par cet élément est diminuée.

La hauteur amont atteint ensuite le niveau de basculement. Celui-ci a été évalué à 0.45 m dans le cas de la configuration de base ( $\beta = 0^\circ$ ) et à 0.49 m dans la configuration optimale ( $\beta = 45^\circ$ ), ce qui correspond à un débit d'ouverture respectivement de  $0.047 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$  et  $0.059 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ .

Après l'ouverture, le comportement dynamique de l'ouvrage assure effectivement une plage de régulation, comme décrit et expliqué dans la partie 5.3.3.2.e. Cela se traduit par le maintien d'un niveau amont proche du niveau d'ouverture pour des débits supérieurs au débit d'ouverture. Ce comportement hydraulique est rendu possible par la capacité de cette conception à garantir l'établissement d'un équilibre stable en ouvertures partielles du volet, ce qui permet d'accroître la capacité de débit en réponse à l'augmentation du débit. L'étendue de ces ouvertures partielles demeure limitée à 22.3 degrés dans la configuration de base ( $\beta = 0^\circ$ ). Au-delà de cet angle limite, le déséquilibre se produit et le volet bascule directement vers l'ouverture maximale, pour laquelle la capacité d'évacuation de débit l'est également. Par conséquent, la capacité de stockage est alors limitée, et cela se traduit dans les faits par une vidange d'une partie du volume stocké en amont. Dans le cas de la configuration optimale ( $\beta = 45^\circ$ ), cette plage de régulation s'étend jusqu'à des angles d'inclinaison de 49.8 degrés. Par conséquent, le débit observé lors de basculement est nettement plus élevé dans la configuration optimale ( $\beta = 45^\circ$ ) avec une valeur de  $0.109 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ , tandis qu'il est presque deux fois plus faible pour la configuration de base ( $\beta = 0^\circ$ ) avec une valeur de  $0.058 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ . Ainsi, la configuration pour laquelle l'angle d'inclinaison de la pale supérieure est fixé à 45 degrés permet assurément d'atteindre des performances de stockage optimales avec une augmentation de la plage de débit effective allant jusqu'à 84% du débit d'ouverture. A titre de comparaison, la configuration de base ( $\beta = 0^\circ$ ) ne permet d'assurer cette régulation que pour un accroissement de 19% du débit d'ouverture.

Après l'ouverture complète du volet, la loi hydraulique évaluée pour chaque configuration converge avec celle où le volet a été retiré. Cependant, une surestimation systématique persiste. Cette dernière découle de la présence du volet, qui engendre une légère élévation de la hauteur amont due à son obstruction minimale de la section d'écoulement globale qu'il constitue. De plus, la perte de charge singulière provoquée par d'éventuelles recirculations en aval du volet contribue à cette surestimation. Toutefois, cette surestimation n'est que de quelques centimètres et demeure alors compatible avec la gestion des risques d'inondation. Par ailleurs, il est important de noter que cette élévation est notablement plus marquée lorsque l'angle d'inclinaison de la pale est de 45 degrés. Cette observation pourrait être expliquée par la limite imposée à l'angle maximal du volet, autorisée qu'à 64 degrés seulement pour cette configuration. Cette limitation n'est pas applicable aux prochains ouvrages et résulte du fait que ce cas de figure n'a pas été initialement pris en compte lors de la conception initiale du prototype.

Synthèse : La nouvelle conception de la vanne basculante garantit, du point de vue hydraulique, les performances inhérentes au stockage en réseau lorsqu'elle est intégrée en ligne dans le collecteur d'intérêt. Ces performances peuvent être optimisées en ajustant l'angle d'inclinaison de la pale.

## 5.4. Conclusion du chapitre n°5

La solution traditionnelle de stockage en réseau selon une intégration en série dans le collecteur d'intérêt, basée sur une vanne basculante, présente des limitations majeures qui ont été mises en évidence.

Une nouvelle conception a été théorisée dans le but d'assurer une fonction de stockage tout en étant soumise à la contrainte majeure supplémentaire d'être continuellement traversée par un écoulement.

À l'aide d'un prototype expérimental, cette nouvelle conception a été validée expérimentalement sous des conditions transitoires et permanentes, afin de caractériser de manière précise les fonctionnements dynamiques et hydrauliques de l'équipement. Ainsi, ce nouvel équipement permet d'atteindre les objectifs principaux liés au stockage en réseau en autorisant le déversement par-dessus le volet. Il garantit ensuite une ouverture complète du volet permettant de maximiser l'évacuation des débits les plus importants et maintenir ainsi un niveau d'eau en amont de l'ouvrage compatible avec la gestion des risques de débordement du réseau.

De plus, pour des débits supérieurs au débit d'ouverture, l'ouvrage conceptualisé peut également établir des équilibres intermédiaires pour des ouvertures partielles. Cette régulation assure ainsi le maintien d'un niveau d'eau optimal dans le réseau amont pour des débits supérieurs au seuil d'ouverture. Il existe un angle d'inclinaison de la pale supérieure pour lequel ces performances sont optimales. La valeur de ce paramètre optimum devrait dépendre des spécificités géométriques du cadre de la vanne et de la position de la pale supérieure par rapport au volet.

Cette conception de vanne, permettant une régulation fine de la hauteur sur une plage de débits, est ainsi nommée "**vanne de régulation**", en comparaison avec les vannes dites fusibles.

Le principe de conception de cet ouvrage a fait l'objet d'un dépôt de brevet auprès de l'INPI sous le titre "Dispositif hydraulique de régulation de niveau d'eau et installation comprenant un tel dispositif". Les auteurs de ce brevet sont Angel Manjarres, José Vazquez, Gabriel Guibu Pereira et Matthieu Dufresne. Jonathan Wertel, Marion Frelat et Gregory Sacerdote ont également participé à la gestion et production de ce projet de recherche et développement.

Par la suite, une méthode de dimensionnement générique pour l'ingénierie devra être développée et validée pour cette nouvelle conception de vanne basculante. Cette méthode devra notamment prendre en compte la complexité des interactions fluides-structures, conduisant à l'établissement d'équilibres stables et permettant cette régulation.

De plus, il convient de valider également cette conception dans des conditions réelles de réseau afin de disposer prochainement de mesures in situ et de faire évoluer l'innovation vers un niveau de maturité TRL 7, relatif à la démonstration du système prototype en environnement opérationnel.

# Chapitre 6. Mise en œuvre en conditions opérationnelles d'une vanne de régulation

---

## 6.1. Introduction du chapitre n°6

La maturation de cette innovation vers un niveau TRL 7 [212], [213] nécessite de valider son fonctionnement selon des contraintes opérationnelles délivrées par un environnement réel.

Ce chapitre présente ainsi la mise en place d'un démonstrateur de vanne de régulation dans un collecteur de réseau d'assainissement unitaire.

Après une brève introduction du contexte d'application et des objectifs de stockage établis par le maître d'ouvrage, le dimensionnement de l'ouvrage est exposé en détail en suivant une méthodologie d'ingénierie spécialement élaborée dans le cadre de ces travaux de recherche. Ensuite, une méthode de mesure indirecte du débit, basée sur la mesure directe de la hauteur d'eau et de l'angle d'inclinaison du volet, est développée en se basant sur la géométrie de l'ouvrage retenue lors de la phase de dimensionnement. Le dispositif de métrologie ainsi élaboré permettra la collecte de données in situ pour la caractérisation, dans de futures études, du fonctionnement réel de l'équipement dans des conditions opérationnelles de réseau d'assainissement. Enfin, la fabrication de l'ouvrage et son installation sont succinctement illustrées.

Les méthodes mises en œuvre dans ce chapitre intègrent la modélisation 1D à l'échelle du collecteur d'intérêt ainsi que la modélisation numérique 3D à l'échelle spécifique du tronçon sur lequel sera intégré l'ouvrage. La première approche permet un dimensionnement préliminaire de la géométrie du volet en évaluant la configuration qui garantit les meilleures performances de stockage au niveau du réseau amont. La seconde permet un dimensionnement approfondi de l'ouvrage et l'élaboration des lois hydrauliques précises en capturant la complexité de l'écoulement qui s'établit à son niveau.

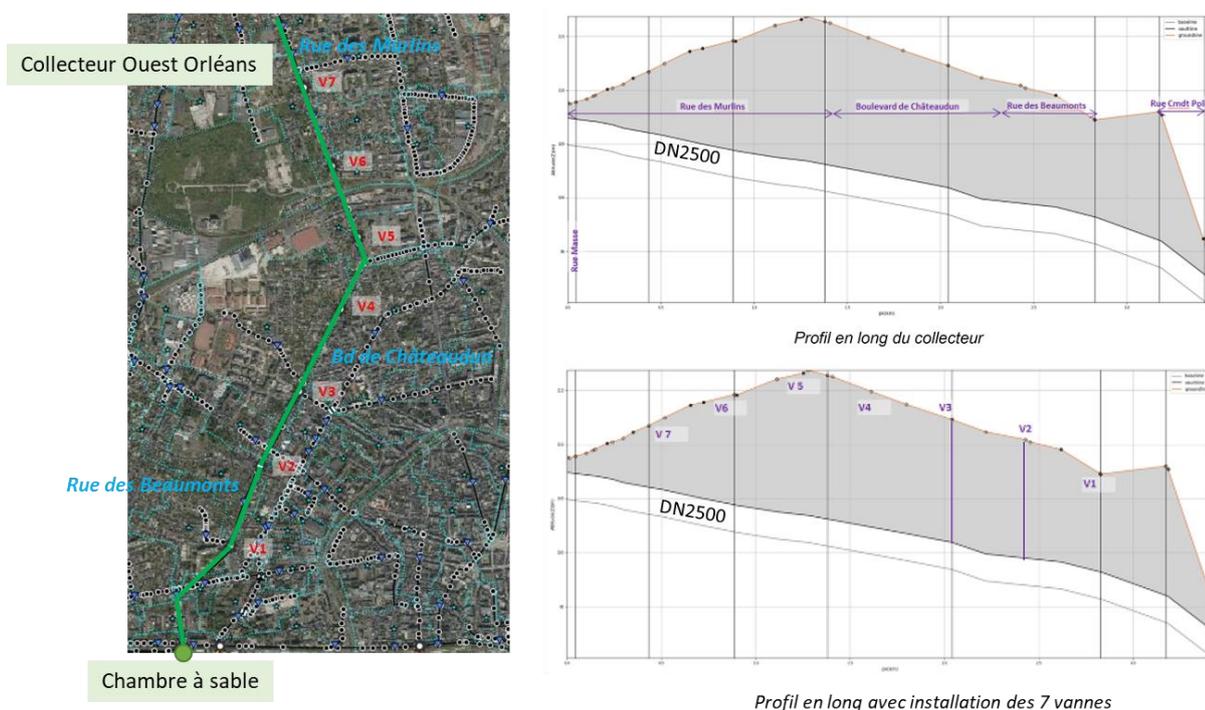
## 6.2. Contexte de mise en œuvre

Le démonstrateur de vanne de régulation constitue une solution sélectionnée pour mettre en place le stockage en ligne dans un collecteur de réseau unitaire de la Métropole d'Orléans. En effet, ce maître d'ouvrage souhaite réduire les volumes de rejets d'eaux urbaines dans la Loire pendant les périodes de pluie. Cette initiative s'inscrit dans le cadre plus large des réglementations relatives aux systèmes d'assainissement unitaires, telles qu'énoncées dans l'arrêté du 21 juillet 2015 [8], modifié par l'arrêté du 31 juillet 2020 [7].

La zone du réseau sélectionnée pour le stockage concerne le collecteur Ouest d'Orléans, une canalisation circulaire de diamètre nominal DN2500 qui aboutit au déversoir d'orage désigné sous le nom de "chambre à sable". Le dimensionnement de la vanne de régulation est établi en accord avec les spécifications souhaitées par Orléans Métropole, à savoir :

- Le passage de débit en temps sec à travers la vanne ;
- Le maintien d'un débit régulé à  $0.5 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$  pour les pluies courantes ;
- L'effacement de la vanne pour les pluies exceptionnelles.

À terme, Orléans Métropole vise à optimiser le volume de stockage sur l'ensemble du collecteur en installant sept vannes de régulation réparties uniformément le long des 3.2 kilomètres de la canalisation, aux emplacements visualisés sur la Figure 6-1.



**Figure 6-1. Localisations envisagées des 7 vannes de régulation [source : Orléans Métropole]**

Le démonstrateur de la vanne de régulation sera installé à la position V1, en aval du collecteur.

### 6.3. Dimensionnement du démonstrateur de vanne de régulation

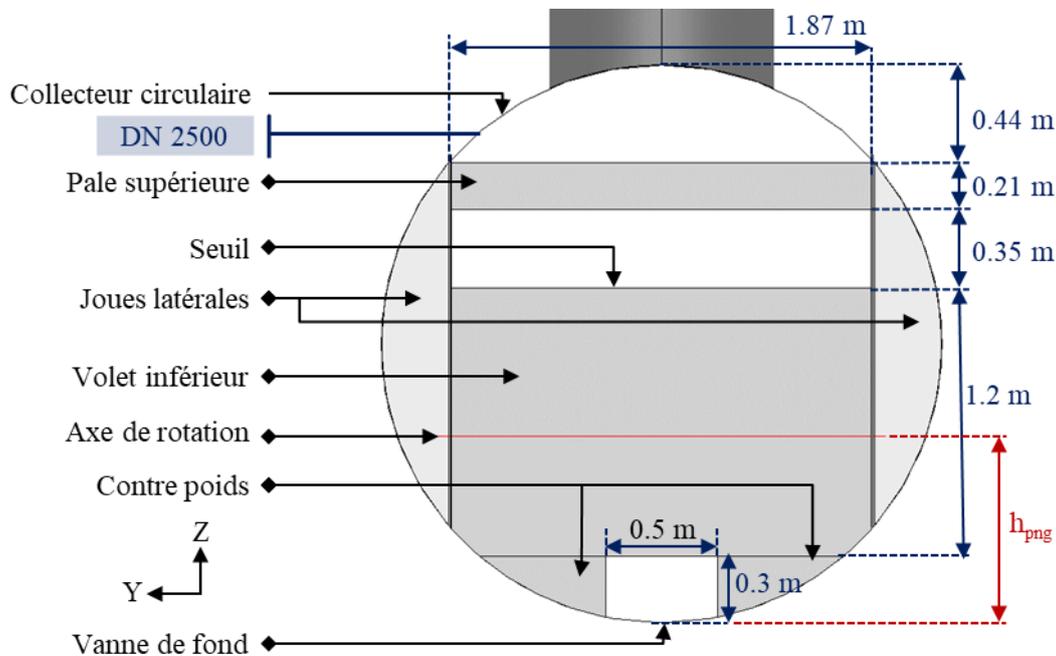
Le dimensionnement de l'ouvrage se déroule en plusieurs étapes successives, et la description détaillée de ces étapes est exposée dans les sous-parties qui suivent.

#### 6.3.1. Prédimensionnement à l'aide d'un modèle 1D

Dans une phase préliminaire menée par le pôle d'ingénierie de 3D EAU, l'ouvrage a été intégré dans le modèle 1D qui représente l'ensemble du collecteur d'intérêt, ainsi que les apports successifs de débits provenant des différents bassins versants qui y sont raccordés.

Cette approche initiale permet d'explorer diverses configurations géométriques décrivant la vanne de fond ( $a_G$ ,  $b_G$ ) et le seuil de déversement ( $h_w$ ,  $b_w$ ) (cf. Figure 5-6), dans le but de maximiser le volume de stockage pour les pluies de niveau 1 avec des périodes de retour de 1 semaine et 1 mois. Cette optimisation est réalisée tout en garantissant un débit de restitution de ces volumes avec des débits inférieurs à  $0.5 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ , afin d'éviter tout déversement au niveau du déversoir en aval et de préserver ainsi les avantages du stockage. De plus, cette approche permet également, pour les précipitations correspondant à une période de retour de 10 ans, de déterminer la hauteur maximale dans le réseau à ne pas dépasser du point de vue du risque d'inondation.

Parmi les huit configurations différentes étudiées, celle qui s'est révélée optimale pour atteindre les performances de stockage définies par Orléans Métropole est présentée dans la Figure 6-2 ci-dessous :



**Figure 6-2. Configuration géométrique optimale du démonstrateur de la vanne de régulation selon une vue amont avec un volet en position fermée**

La valeur de la hauteur de l'axe de rotation ( $h_{png}$ ) est déterminée par la suite.

### **6.3.2. Dimensionnement de l'axe de rotation**

Le dimensionnement de l'axe de rotation est crucial puisqu'il détermine les bras de levier pour chacune des forces appliquées sur le volet basculant. Dans la procédure mise en œuvre, ce paramètre est dimensionné selon l'objectif d'assurer un basculement du volet pour un seuil prédéfini, soit 2.1 mètres dans ce cas spécifique.

Ce basculement est piloté par le moment engendré par les forces de pression agissant sur l'ensemble des surfaces composant le volet basculant, en particulier la pale supérieure conçue à cet effet. Par conséquent, l'intégration de ces forces de pression doit être à la fois fiable et précise, en tenant compte de la complexité du champ de pression au niveau de l'ouvrage. En amont du volet, ce champ de pression a de grandes chances d'être non-hydrostatique en raison des accélérations que connaît l'écoulement au niveau de l'orifice de fond et du seuil de déversement. En aval du volet, l'interaction des jets issus de l'orifice de fond et du déversement par-dessus le volet peut entraîner un auto-ennoisement de l'ouvrage et par conséquent l'application de contre-pressions fluctuantes sur sa face aval. L'impact de ces phénomènes sur la résultante globale des forces de pression doit être pris en compte.

Ainsi, l'utilisation d'un modèle de mécanique des fluides numérique en 3D est indispensable pour appréhender cette complexité du champ de pression, permettant ainsi un calcul plus précis prenant en considération les spécificités géométriques de l'équipement et du réseau dans lequel il s'intègre.

Le paramétrage du modèle mis en œuvre est similaire à ceux utilisés précédemment. Ce dernier résout numériquement les équations RANS (Reynolds-Averaged Navier-Stokes) selon la méthode des volumes finis avec une capture de la surface libre selon la méthode VOF (Volume of Fluid), en intégrant un modèle de turbulence du premier ordre k-oméga SST [178], [179], [207], [208], [209], [210]. Cette méthodologie a été validée sur des ouvrages similaires en se basant sur des données expérimentales. La variable principale de calage dans ce type de modèle est la géométrie spécifique de l'ouvrage étudié.

La construction de la géométrie et le paramétrage du modèle 3D est présentée dans un premier temps, suivie par le traitement des résultats dans un second temps, afin de valider la hauteur de l'axe de rotation.

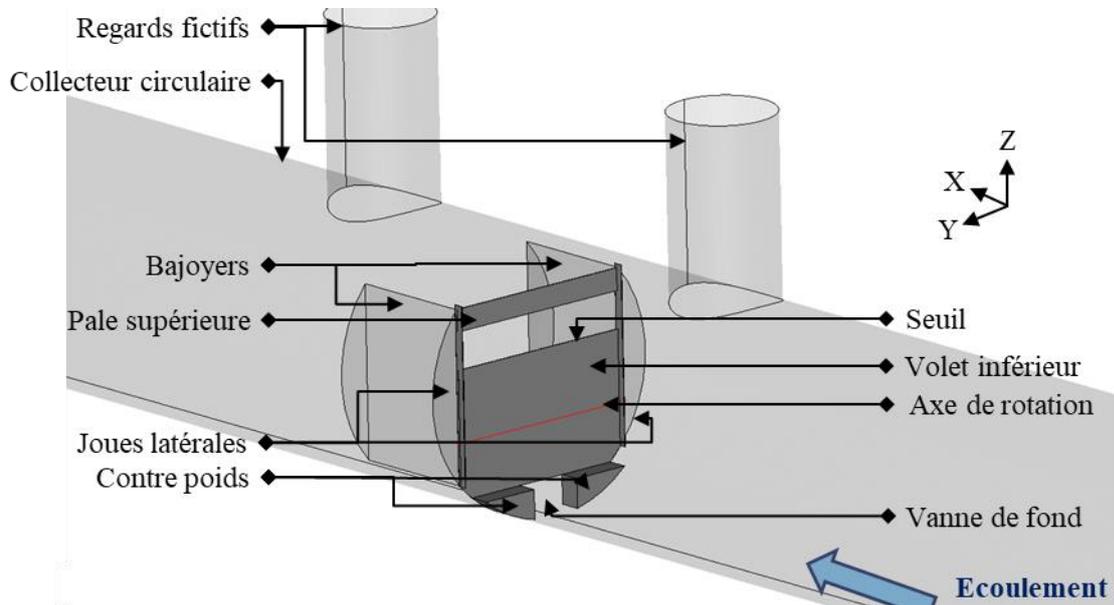
#### **6.3.2.1. Construction du modèle 3D**

##### **6.3.2.1.a. Géométrie et maillage du modèle**

La géométrie du modèle numérique de la vanne de régulation correspond à celle dimensionnée lors de l'approche préliminaire et décrite sur la Figure 6-2. Le volet est représenté en position fermée puisqu'il est question de déterminer la valeur de l'axe de rotation assurant un basculement.

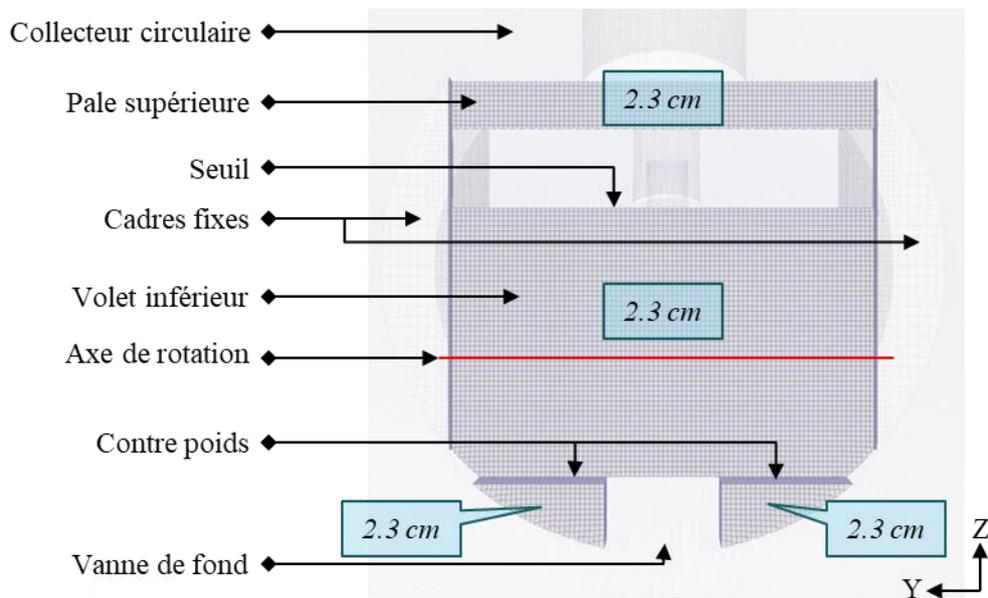
Trois configurations géométriques sont testées avec des angles d'inclinaison de pale supérieure de 0, 10 et 20 degrés pour analyser l'impact sur la force de pression résultante.

Le modèle de la vanne est ensuite intégré dans celui représentant le collecteur circulaire de diamètre 2.5 m de pente 0.32 %. Des regards fictifs sont ajoutés au collecteur afin de reproduire les flux d'air entre le réseau et la surface. La géométrie de l'ensemble est représentée au niveau de la Figure 6-3.

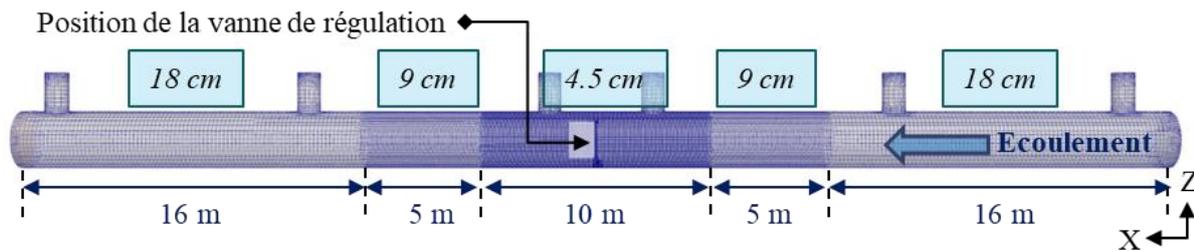


**Figure 6-3. Visualisation de la géométrie de la vanne de régulation en position fermée dans le collecteur circulaire d'intérêt**

La géométrie du modèle est ensuite discrétisée en volumes finis sur lesquels repose la résolution des équations de la mécanique des fluides. Le maillage obtenu est illustré au niveau de l'ouvrage sur la Figure 6-4 et sur la Figure 6-5.



**Figure 6-4. Visualisation, selon une vue amont, du maillage du modèle 3D et du niveau de raffinement adopté au niveau de la vanne de régulation en position fermée**

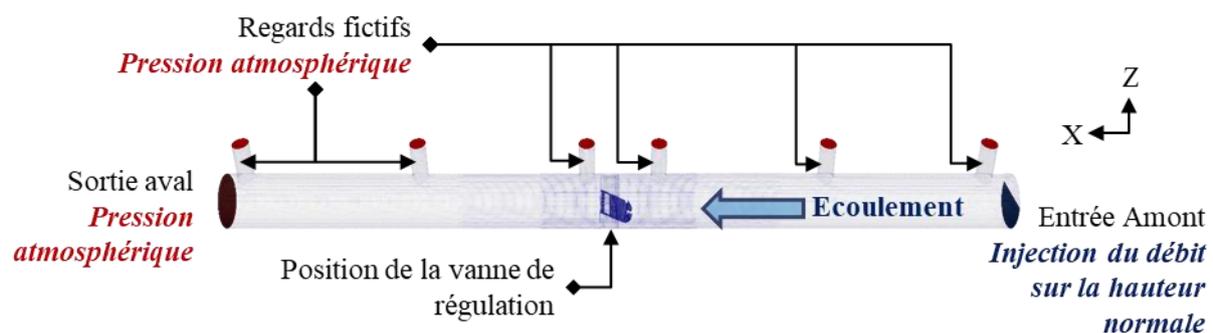


**Figure 6-5. Visualisation globale du maillage du modèle 3D et des niveaux de raffinement adoptés**

Le maillage élaboré présente une variation de la taille des cellules de calcul. Ce processus de raffinement vise à améliorer la précision des calculs numériques tout en minimisant le coût de puissance informatique nécessaire. Il est appliqué aux zones où une connaissance fine de l'écoulement est essentielle pour décrire de manière précise et cohérente son comportement global. Ces zones concernent principalement les deux ouvertures de la vanne de régulation, au niveau de la vanne de fond et du seuil de surverse, caractérisées par d'importants gradients d'écoulement et une structuration complexe des champs de vitesse et de pression. Une résolution précise de ces singularités hydrauliques est essentielle pour calculer la résultante des forces de pression sur le volet. Par conséquent, un niveau de raffinement maximal du maillage est effectué à ces niveaux. De plus, afin de garantir une stabilité du code de résolution ainsi que la continuité des solutions, le raffinement du maillage est progressif de part et d'autre de la vanne fusible

#### 6.3.2.1.b. Conditions aux limites

La résolution numérique des équations aux dérivées partielles de la mécanique des fluides exige la définition des variables de calcul aux limites du modèle. Celles-ci sont illustrées au niveau de la Figure 6-6.



**Figure 6-6. Illustration des conditions aux limites implémentées dans le modèle numérique 3D**

Sur la surface transversale en amont du canal est injecté le débit généré par le réseau amont. Cette section est préalablement découpée avant chaque calcul pour conserver uniquement la partie inférieure, immergée dans l'écoulement étudié. La hauteur d'injection est calculée de manière à correspondre à la hauteur normale de l'écoulement. Ensuite, l'écoulement étant principalement unidirectionnel, le champ

de vitesse est uniformément imposé sur la section d'entrée selon son vecteur normal. Les paramètres  $k$  et  $\omega$  associés au modèle de turbulence  $k - \omega$  SST sont estimés en fonction du nombre de Reynolds, de la longueur caractéristique de turbulence et de son intensité. Enfin, une fraction volumique de 1 est implémentée sur cette surface pour représenter une injection d'eau.

La plage de débit injecté en amont est choisie de façon à inclure la hauteur de basculement, afin de calculer la résultante globale des forces de pression et ainsi déterminer la hauteur de l'axe de rotation en conséquence. Par ailleurs, il a été choisi d'inclure dans ce modèle l'ensemble de la plage de débit jusqu'au débit minimal impacté par l'orifice, afin de calibrer par la suite une relation hauteur-débit précise, tenant compte des spécificités géométriques et fonctionnelles de cette vanne seuil.

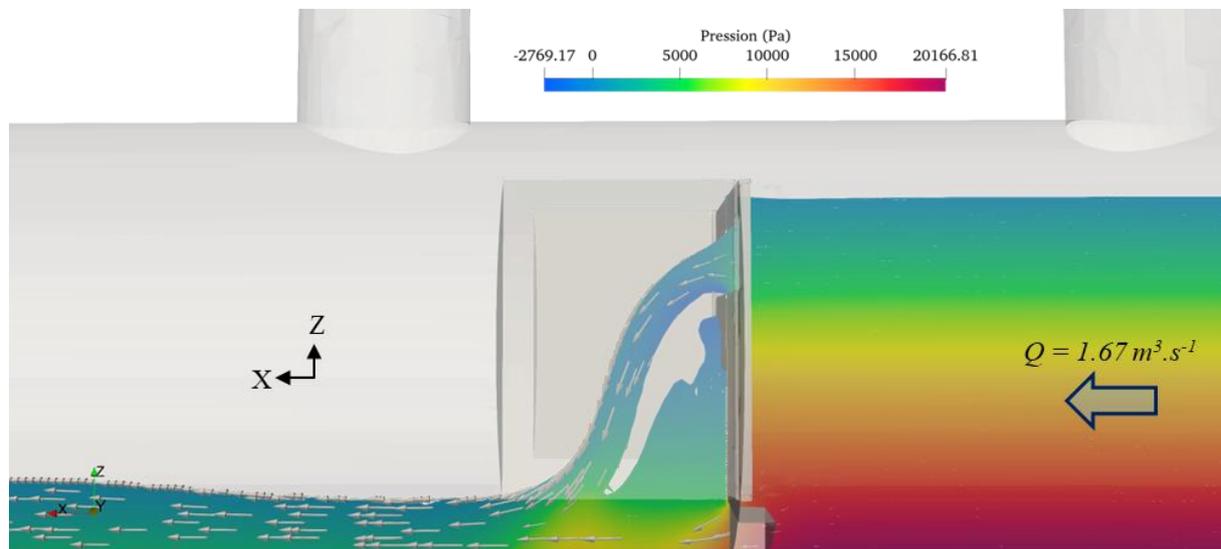
Ensuite, la condition limite sur le toit de chaque regard fictif du modèle, une pression atmosphérique est fixée puisque l'écoulement est à surface libre en équilibre avec l'air ambiant.

Concernant les conditions limites aval, celles-ci diffèrent selon les régimes d'écoulement étudiés. Dans le cas d'un fonctionnement dénoyé, le jet en sortie de l'orifice inférieur s'effectue à gueule bée en équilibre avec l'air ambiant. La pression imposée sur la surface transversale en sortie de canal est donc nulle afin de représenter la pression atmosphérique. Dans le cas d'un fonctionnement noyé, le jet en sortie de la vanne de fond est impacté par une hauteur d'eau importante en aval. Celle-ci est représentée dans le modèle en imposant sur la face de sortie la pression hydrostatique correspondante. Cette face est ainsi placée horizontalement au fond d'une fosse à l'aval du canal. Le but de cette configuration est d'assurer une résolution fiable et stable de cette condition limite.

Enfin, l'ensemble des parois du canal et des éléments constituant la vanne fusible sont traités comme des murs au niveau desquels la vitesse de l'écoulement est nulle. Par ailleurs, l'écoulement étudié étant turbulent, l'évolution de la vitesse au niveau de la couche limite en proche parois est modélisée selon une approche à fort nombre de Reynolds à l'aide de lois de parois standards [199]. Cette méthode permet de ne pas raffiner le maillage au niveau des parois et ainsi garder un temps de calcul relativement faible.

6.3.2.2. *Exploitation des résultats*

La visualisation du champ de pression au niveau de l'ouvrage, pour l'écoulement où la hauteur amont correspond au seuil de basculement prédéfini, est illustrée sur la Figure 6-7, selon une coupe longitudinale passant par le centre de l'orifice inférieur.



**Figure 6-7.** Vue en coupe transversale du champ de pression de l'écoulement s'établissant au niveau de l'ouvrage en position fermée pour le débit d'ouverture souhaité. La pale de l'ouvrage ne présente pas d'inclinaison dans cette configuration

L'analyse de l'écoulement pour la sollicitation limite avant basculement, présentée ci-dessus, révèle un champ de pression hydrostatique en amont. Les diminutions locales de la pression dues aux accélérations des écoulements à travers chacune des singularités hydrauliques demeurent limitées. Cependant, en aval de l'ouvrage, l'interaction entre le jet inférieur sortant de l'orifice de fond et le jet surversé par-dessus le seuil est mise en évidence. Cette interaction entraîne un ralentissement du jet inférieur au point de chute, ce qui restreint son évacuation. Une accumulation d'un volume d'eau est alors observée dans l'espace inter-jets, en contact avec la face aval du volet, exerçant ainsi une pression additionnelle. La nature chaotique et turbulente de cette interaction en aval suggère des variations fluctuantes pour cette contre-pression.

Le champ de pression agissant sur les surfaces du volet basculant est extrait. Il convient de noter que la résolution de ce champ de pression est temporellement moyennée à l'aide des équations RANS, et que le modèle de turbulence employé ne rend pas compte précisément de la nature chaotique de la turbulence, particulièrement au niveau de l'interaction entre les deux jets. Cependant, le champ de pression pris en compte pour le dimensionnement de l'axe de rotation correspond à une moyenne temporelle calculée sur les 30 dernières secondes. Les fluctuations de hautes fréquences, non saisies par le modèle, ne sont pas prises en compte dans le dimensionnement qui intègre ainsi la dynamique globale du champ de pression.

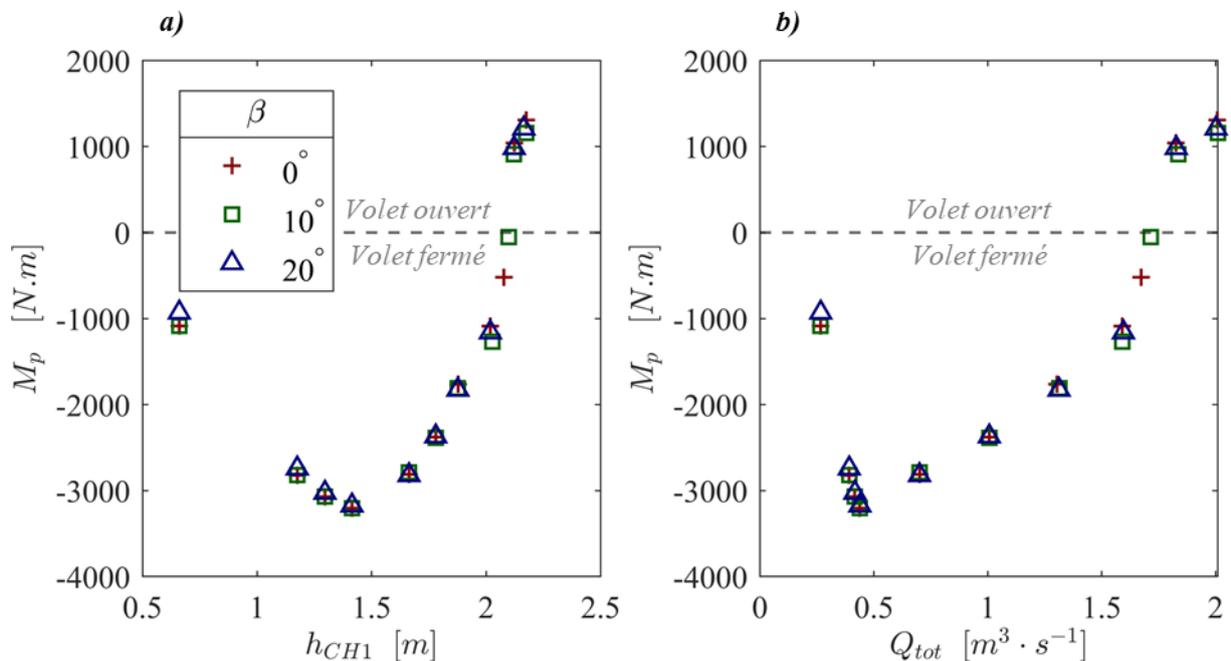
Sur la base du champ de pression s'appliquant sur l'ensemble des surfaces des éléments constituant le volet, les coordonnées de l'axe de rotation ( $\mathbf{a}_x, \mathbf{a}_z$ ) sont itérativement ajustées pour garantir un moment positif des forces de pression, assurant ainsi l'ouverture du volet. L'équation (6.1) est utilisée pour calculer le moment des forces de pression.

$$M_p = \int [(c_z - a_z)\vec{n}_x - (c_x - a_x)\vec{n}_z] P d\vec{S} \cdot \vec{n} \quad (6.1)$$

La signification et l'unité de chaque variable de l'équation (6.1) sont détaillées ci-dessous :

- P [Pa] : champ de pression sur la vanne basculante ;
- $d\vec{S}$  [m] : vecteur surfacique ;
- $\vec{n}$  [-] : vecteur normal unitaire ;
- $\vec{n}_x$  ou  $\vec{n}_z$  [-] : composante selon  $x$  ou  $z$  du vecteur normal unitaire ;
- $c_z$  et  $c_x$  [m] : coordonnées des cellules de calcul selon  $x$  et  $z$  ;
- $a_z$  et  $a_x$  [m] : coordonnées de l'axe de rotation selon  $x$  et  $z$  ;

Ainsi, la hauteur de l'axe de rotation ( $\mathbf{h}_{\text{png}}$ ) est ajustée à 0.835 m afin de garantir un moment positif des forces de pression et donc le basculement du volet. La Figure 6-8 illustre, dans cette configuration, la variation des moments résultant des forces de pression en fonction du débit et de la hauteur amont. Les trois angles d'inclinaison de la pale supérieure sont par ailleurs différenciés.



**Figure 6-8. Evolution du moment induit par les forces pressantes en fonction (a) de la hauteur amont et (b) du débit pour une vanne en configuration fermée pour une hauteur d'axe ( $\mathbf{h}_{\text{png}}$ ) de 0.835 m**

*Dans cette première phase de dimensionnement, les moments générés par le poids de la vanne et des contrepoids sont négligés car l'axe de rotation est alors proche du centre de gravité du volet. Les bras de levier associés à ces forces sont donc faibles dans le cas d'une vanne en position fermée.*

L'analyse de l'évolution du moment global résultant des forces de pression ( $M_p$ ) met en évidence une cohérence avec celle de la hauteur d'eau amont ( $h_{CHI}$ ).

Entre 0.5 et 1.5 mètres, seul l'orifice de fond est sollicité, ce qui entraîne un écoulement similaire à celui d'une vanne de fond, où principalement la surface amont du volet est contrainte par les forces de pression (cf. Figure 1-15). La résultante des forces de pression en amont augmente progressivement en amplitude avec la hauteur amont, générant ainsi un moment croissant de fermeture puisqu'elle s'applique alors en dessous de l'axe de rotation.

Pour des hauteurs amont supérieures ou égales à 1.5 mètres, l'ouvrage fonctionne en mode vanne seuil, comme illustré sur la Figure 6-7, avec un déversement par-dessus l'ouvrage entraînant dans ce cas un auto - ennoïement. Ce dernier exerce une contre-pression sur la face aval du volet, dont la force résultante s'applique sous l'axe de rotation, induisant ainsi un moment de fermeture. Dans l'ensemble, cela expliquerait le changement de pente dans la tendance du moment résultant des forces de pression globales, qui devient alors croissante dès que la hauteur amont ( $h_{CHI}$ ) dépasse 1.5 m.

Enfin, lorsque la hauteur dépasse 1.85 mètres en amont, ce moment global connaît une augmentation croissante puis presque verticale. Cela correspond effectivement à l'addition d'un moment d'ouverture supplémentaire et significatif au niveau de la pale supérieure, qui est alors sollicitée uniquement par l'écoulement en amont. Ainsi, une légère augmentation de la hauteur engendre une élévation significative du moment d'ouverture et assure alors le basculement du volet pour le seuil prédéterminé.

*Synthèse* : Le dimensionnement de l'ouvrage ainsi que la hauteur de l'axe de rotation ainsi calculée assurent que le volet reste en position fermée pour l'ensemble des hauteurs en amont inférieures au seuil de basculement prédéfini, tout en garantissant également le basculement du volet pour cette hauteur spécifique.

Étant donné un régime d'écoulement du réseau aval dénoyé, la relation hydraulique imposée par ce point de contrôle établit une corrélation entre le débit traversant l'ouvrage et la hauteur en amont. Par conséquent, l'évolution des moments en fonction du débit suit une tendance similaire. L'ouverture est observée pour un débit correspondant aux précipitations hebdomadaires, soit  $1.7 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ . En raison de contraintes dimensionnelles, la capacité de l'orifice est limitée à  $0.500 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ . Ainsi, le déversement au-dessus du volet étend la plage de stockage effective de  $1.2 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$  lors d'épisodes pluvieux.

De plus, l'évolution des moments résultant des forces de pression en fonction de la hauteur ou du débit ne présente pas de variations significatives par rapport à l'angle d'inclinaison de la pale supérieure dans la configuration d'un volet fermé.

Synthèse : La modélisation tridimensionnelle de l'écoulement traversant la vanne de régulation, ainsi pré dimensionnée en position fermée, permet de calculer la position optimale de l'axe de rotation. Cette approche garantit le basculement du volet au seuil prédéfini en tenant compte de la complexité de l'écoulement et du champ de pression associés à cette configuration géométrique spécifique.

Il convient désormais de déterminer l'angle d'inclinaison optimal de la pale supérieure en prenant en considération les caractéristiques géométriques particulières de cette structure.

### 6.3.3. Dimensionnement de l'angle de la pale supérieure

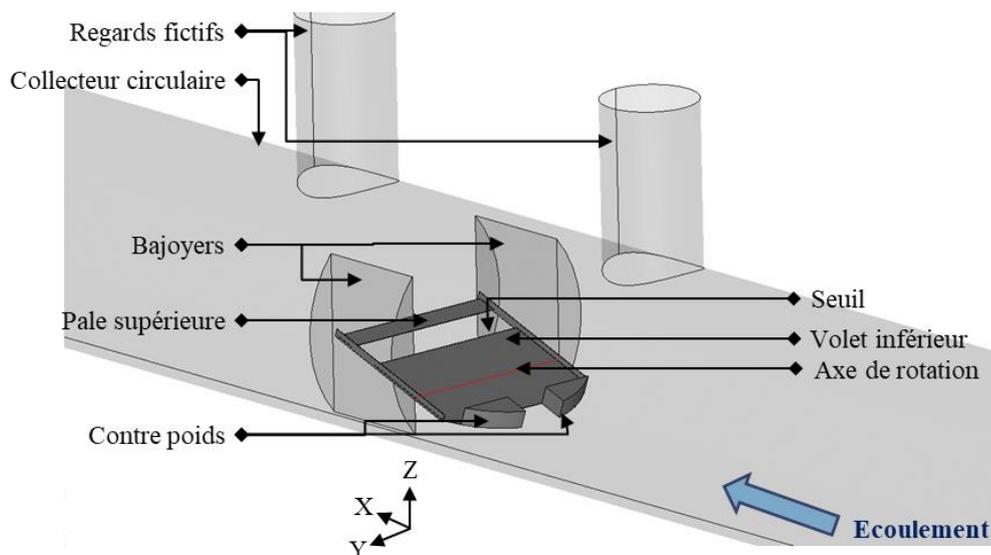
L'optimisation de l'angle de la pale supérieure est entreprise en prenant en compte une vanne complètement ouverte. En effet, il est primordial de vérifier en premier lieu la capacité de cet angle à maintenir une ouverture maximale en équilibre stable pour les débits extrêmes.

Étant donné la complexité du champ de pression résultant de l'écoulement à travers cette structure à la géométrie très spécifique, un modèle tridimensionnel est également élaboré.

#### 6.3.3.1. Construction du modèle 3D

##### 6.3.3.1.a. Géométrie et maillage du modèle

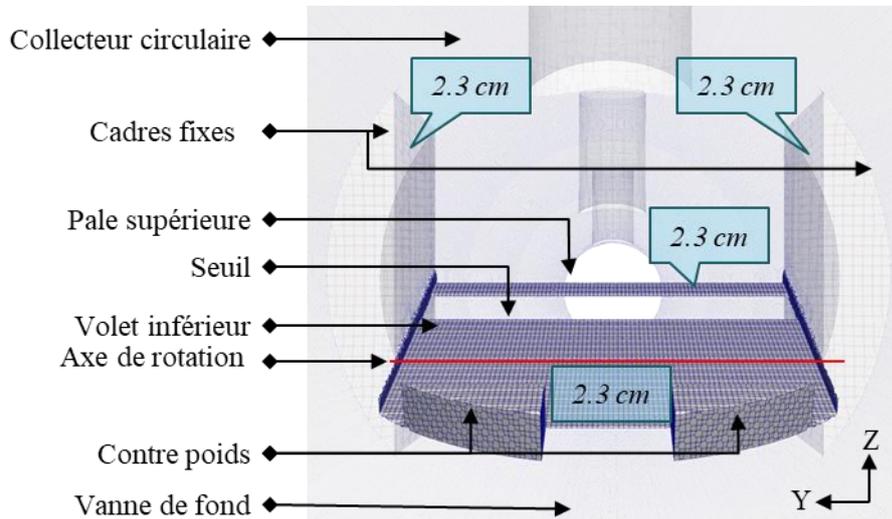
La géométrie de la vanne de régulation est pivotée autour de l'axe de rotation, dont la position vient d'être déterminée, pour un angle d'ouverture également fixé à  $70^\circ$  (cf. Figure 6-9).



**Figure 6-9. Visualisation de la géométrie de la vanne de régulation en position ouverte à  $70^\circ$ , selon l'axe vertical, dans le collecteur circulaire d'intérêt**

Trois configurations géométriques sont testées avec des angles d'inclinaison de pale supérieure de 0, 10 et 20 degrés pour analyser l'impact sur la force de pression résultante.

En utilisant un paramétrage de maillage identique, le modèle 3D qui représente la vanne ouverte à un angle de 70° est discrétisé en volumes finis. Une illustration de ce modèle, vue depuis l'amont de l'ouvrage, est présentée dans la Figure 6-10.



**Figure 6-10.** Visualisation, selon une vue amont, du maillage du modèle 3D et du niveau de raffinement adopté au niveau de la vanne de régulation en position ouverte à 70°

#### 6.3.3.1.b. Conditions aux limites

Les conditions implémentées aux limites du modèle sont identiques à celles considérées dans le modèle mis en œuvre précédemment (cf. § Conditions aux limites).

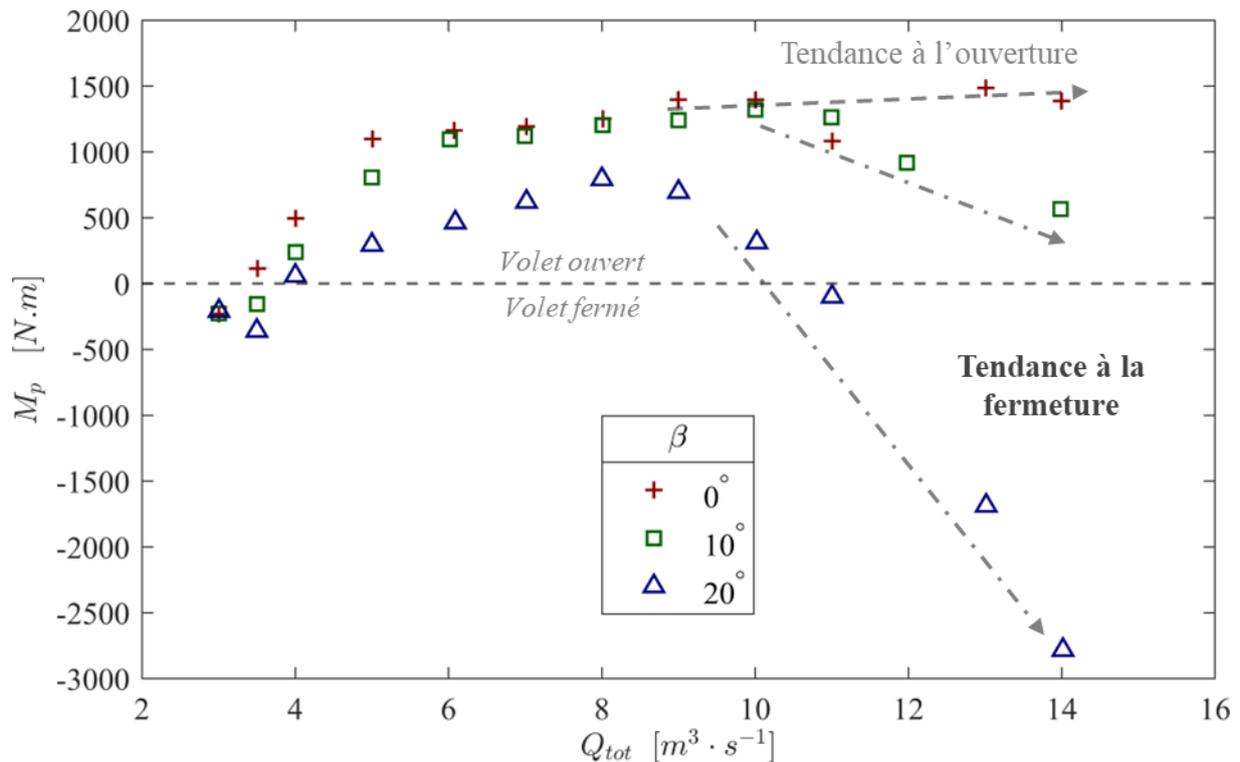
Les débits introduits en amont de ce modèle couvrent une plage de fonctionnement allant du débit d'ouverture jusqu'au débit correspondant à la pluie ayant une période de retour de 10 ans.

#### 6.3.3.2. Exploitation des résultats

Conformément à l'équation (6.1), le moment global résultant des forces de pression est calculé pour l'ensemble des débits, puis représenté dans la Figure 6-11. L'analyse de cette figure révèle plusieurs points essentiels.

Tout d'abord, pour les débits faibles inférieurs à  $4 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$  en moyenne, le moment des forces de pression s'annule et devient négatif. Ceci peut s'expliquer par le fait que le jet d'écoulement n'impacte pratiquement pas la plaque supérieure dans cette configuration. En conséquence, dans ces conditions hydrauliques, l'écoulement ne peut pas maintenir le volet en position ouverte complètement à 70°. Le volet se referme entièrement ou peut éventuellement se stabiliser dans une position intermédiaire. Le déclenchement de cette fermeture intervient pour un débit légèrement plus élevé avec l'augmentation de

l'inclinaison de l'angle de la pale supérieure. Il convient de noter que la valeur exacte du débit de fermeture est plus importante et dépend de la masse des contre poids générant un moment de fermeture. La détermination de ce paramètre de dimensionnement fait l'objet de la prochaine partie.



**Figure 6-11.** Évolution des moments des forces résultant des pressions exercées sur l'intégralité du volet basculant en fonction du débit traversant l'ouvrage, considérant une ouverture maximale de  $70^\circ$  du volet ainsi que trois configurations d'inclinaison de la plaque supérieure ( $\beta = 0^\circ, 10^\circ, 20^\circ$ )

Ensuite, à mesure que le débit augmente jusqu'à  $9 m^3 \cdot s^{-1}$ , le moment global des forces de pression croît avec le débit pour chaque configuration géométrique étudiée. À débit constant, le moment des forces pressantes diminue de manière significative avec l'augmentation de l'inclinaison de la pale supérieure. De plus, la pente décrivant l'accroissement du moment des forces pressantes avec le débit se trouve également atténuée en présence d'une inclinaison accrue de la pale supérieure. Ces analyses sont cohérentes avec les observations expérimentales. Ainsi, l'inclinaison de cet élément favorise un fonctionnement de l'ouvrage plus efficace en régulation, en permettant un point d'équilibre avec les contre poids sur une plage de débits plus étendue.

Cependant, à mesure que le débit augmente progressivement, un optimum est observé dans le moment des forces de pression. Pour les inclinaisons de la pale supérieure de  $10^\circ$  et  $20^\circ$ , les débits supérieurs à cette valeur critique présentent des moments qui tendent à diminuer avec l'augmentation du débit. Cela représente un risque majeur de fermeture prématurée du volet dès que ce moment atteint la limite inférieure correspondant au moment de fermeture des contre poids. Une telle situation n'est pas acceptable car elle engendre un danger potentiel de réduction de la capacité d'évacuation du débit,

notamment pour les précipitations les plus extrêmes, pouvant ainsi entraîner un risque potentiel d'inondation.

Cependant, dans le cas de la configuration de base où la pale n'est pas inclinée, les résultats démontrent une tendance globale légèrement croissante, confirmant ainsi la capacité de l'ouvrage à maintenir, pour cette configuration, une position d'équilibre stable face à l'ensemble des sollicitations hydrauliques, y compris les plus extrêmes.

*Synthèse* : L'inclinaison de la pale supérieure permet d'assurer un fonctionnement en régulation de l'ouvrage sur une plage de débit plus étendue et avec davantage de finesse. Toutefois, il existe un débit critique à partir duquel il y a un risque de diminution du moment induit par les forces pressantes, provoquant potentiellement une fermeture du volet pour les débits les plus importants. Dans le cas de la vanne de régulation dimensionnée ici, l'angle d'inclinaison de la pale est retenu à  $0^\circ$  afin de garantir avant tout un équilibre stable pour l'ensemble des sollicitations hydrauliques, bien que la plage de régulation soit ainsi réduite.

D'un point de vue phénoménologique, les écoulements correspondant à un débit décennal de  $14 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$  sont investigués afin de comprendre cette tendance, en examinant les configurations où l'inclinaison de la pale supérieure est de  $0^\circ$  et  $20^\circ$ , comme illustré sur les Figure 6-12 et Figure 6-13.

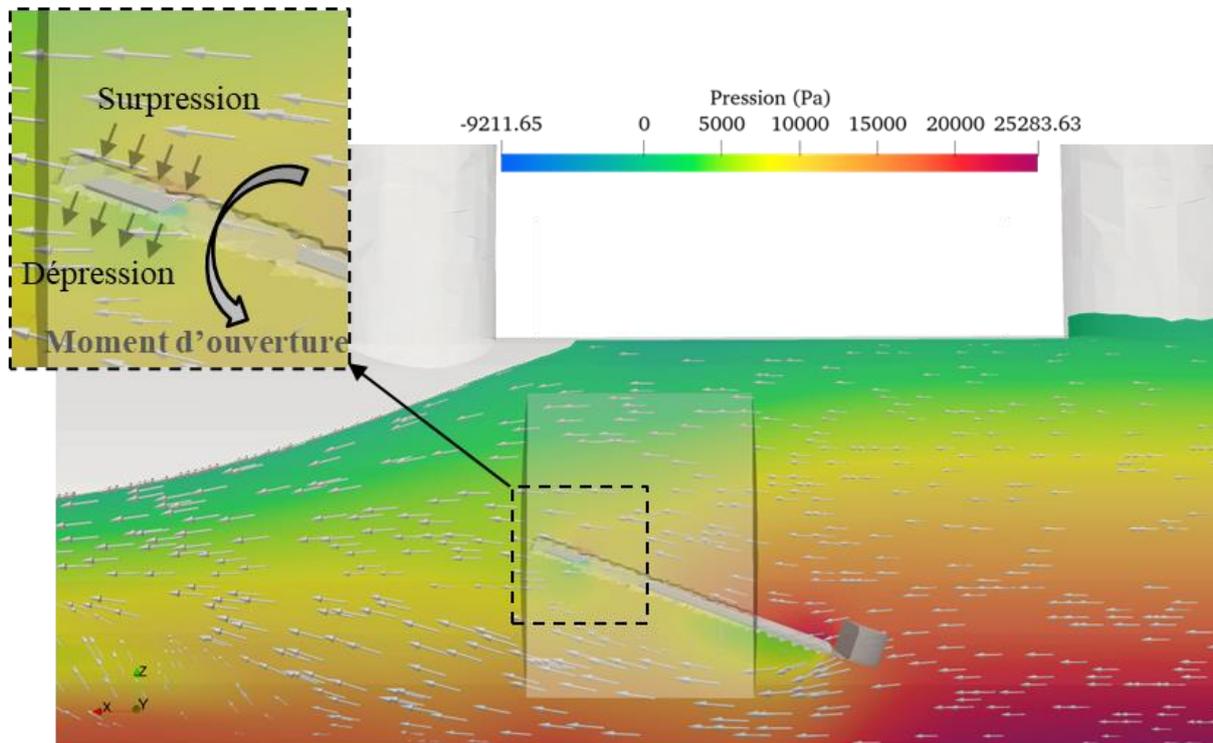
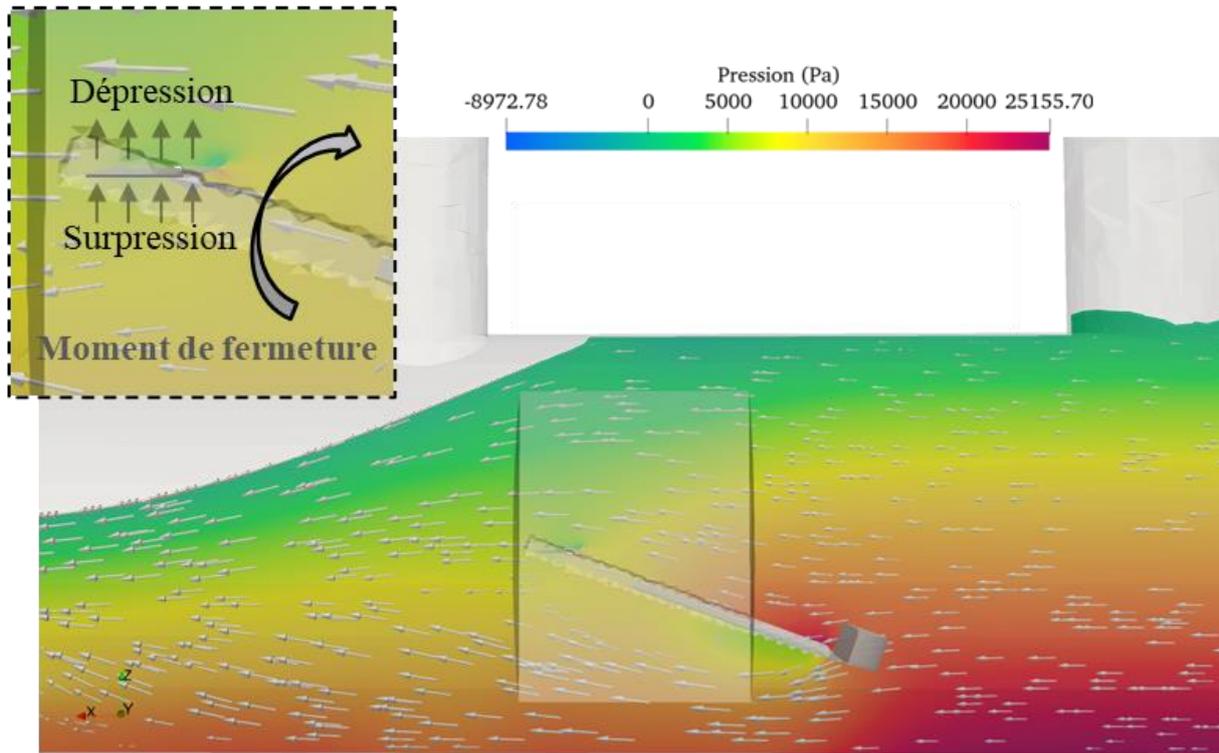


Figure 6-12. Coupe longitudinale du champ de pression au droit de la vanne de régulation pour une ouverture maximale de  $70^\circ$  et un débit amont de  $14 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$  en considérant un angle d'inclinaison de la plaque supérieure ( $\beta$ ) de  $0^\circ$



**Figure 6-13. Coupe longitudinale du champ de pression au droit de la vanne de régulation pour une ouverture maximale de  $70^\circ$  et un débit amont de  $14 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$  en considérant un angle d'inclinaison de la plaque supérieure ( $\beta$ ) de  $20^\circ$**

L'examen des deux coupes met en évidence une immersion totale du volet lors de la sollicitation hydraulique décennale. Le comportement dynamique du volet n'est plus principalement régi par le poids de l'eau par le biais de l'impact du jet, puisque cette masse s'équilibre de manière symétrique de part et d'autre de l'élément. Par conséquent, le comportement dynamique du volet est piloté par les gradients de pression à travers les forces de portance et la traînée générées par ses éléments constitutifs. La pale supérieure, jouant un rôle prédominant dans cette dynamique (cf. Annexe 7.5-1), révèle des comportements disparates pour chaque configuration. En l'absence d'inclinaison ( $\beta = 0^\circ$ ), l'écoulement engendre une pression sur l'extrados de la pale qui est supérieur à celle exercée sur l'intrados, induisant ainsi un moment d'ouverture. En revanche, lorsque l'élément est incliné à 20 degrés ( $\beta = 20^\circ$ ), l'écoulement semble décrocher notablement au niveau de l'extrados de la pale. La pression qui y est exercée est alors inférieure à celle qui s'applique sur l'intrados. En conséquence, un moment de fermeture est ainsi généré par ce différentiel de pression.

*Synthèse* : Ce cas d'application met en lumière la possibilité pour l'ouvrage de fonctionner en étant complètement submergé par l'écoulement qui le traverse. Dans cette configuration, le comportement dynamique de l'ouvrage dépend alors des forces de traînée et de portance générées par ces éléments constitutifs, notamment la pale supérieure. Une attention particulière doit ainsi être prise en compte

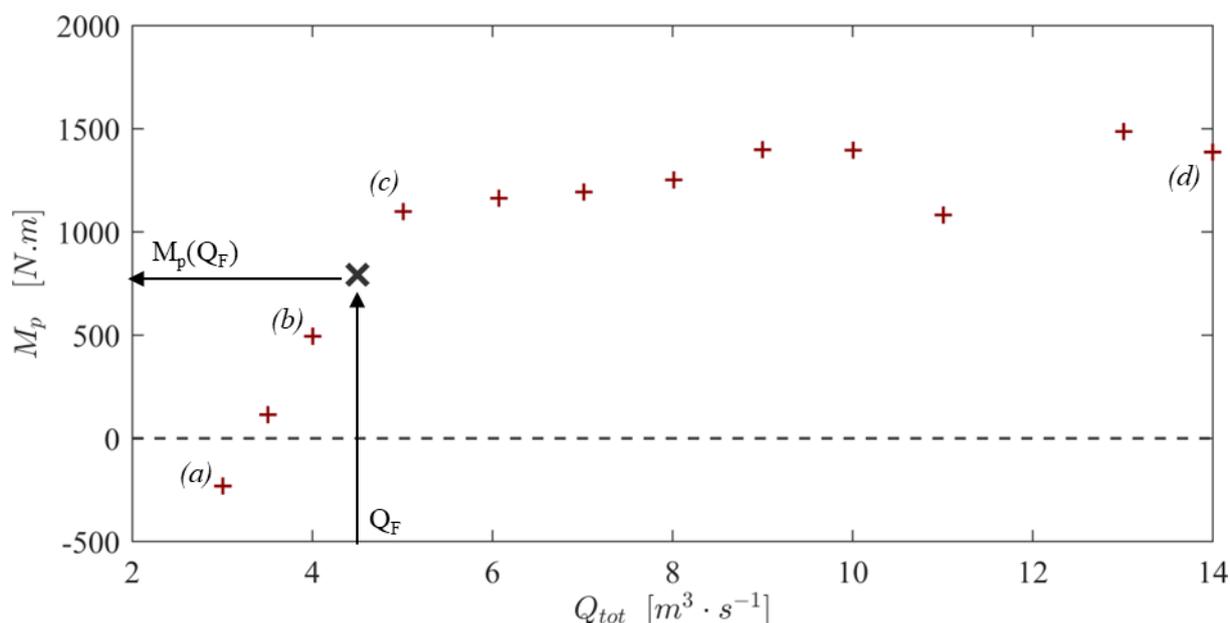
dans le dimensionnement de ces éléments afin qu'ils assurent pour l'ensemble des débits un moment global d'ouverture. Une optimisation de la forme de la pale supérieure pourra être envisagée dans de prochains travaux de recherche.

#### 6.3.4. Détermination de la masse contrepoids

Le dernier paramètre à évaluer, qui influe sur la dynamique de la vanne, est la masse des contrepoids. Ces éléments jouent un rôle crucial en initiant la fermeture du volet et en contribuant à établir les équilibres intermédiaires lors de la phase de régulation, en fournissant un moment de fermeture.

La détermination de cette valeur repose sur les résultats obtenus par le modèle tridimensionnel préalablement mis en œuvre (cf. Figure 6-9), en considérant le volet ouvert à un angle maximal de  $70^\circ$  et en intégrant une pale supérieure sans inclinaison.

La Figure 6-14 illustre ainsi l'évolution du moment global des forces pressantes ( $M_p$ ) s'appliquant sur le volet mobile en fonction du débit ( $Q_{tot}$ ) dans cette configuration. Le principe de résolution du moment  $M_p(Q_F)$  nécessaire pour fermer le volet pour le débit prédéfini ( $Q_F$ ) est également présenté.



**Figure 6-14.** Évolution des moments de force résultant des pressions exercées sur l'intégralité du volet basculant en fonction du débit traversant l'ouvrage, considérant une ouverture maximale de  $70^\circ$  du volet ainsi un angle d'inclinaison de la plaque supérieure ( $\beta$ ) nul

Par conséquent, en prenant en compte un débit de fermeture ( $Q_F$ ) de  $4.5 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ , légèrement supérieur aux  $4.2 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$  du débit de pointe de la pluie mensuelle, le moment de force  $M_p(Q_F)$  requis pour initier la fermeture du volet est évalué à  $793 \text{ N.m}$ . En première approximation, le contrepoids devrait avoir une masse d'environ  $168 \text{ kg}$  afin de générer un tel moment de fermeture (cf. Annexe 7.5-2). La masse exacte

sera ajustée en atelier en utilisant un dynamomètre permettant de calculer le moment de fermeture. Cette méthode permet de prendre en considération la distribution des masses et le moment d'inertie de la structure réelle, comprenant des renforts structurels qui n'ont pas été initialement pris en compte dans le dimensionnement hydraulique.

*Synthèse* : L'application d'un tel moment de fermeture vise à positionner la vanne dans une plage de régulation en équilibre selon des ouvertures partielles, afin d'optimiser le stockage en amont pour des débits inférieurs au débit de fermeture prédéfini.

La Figure 6-14 révèle par ailleurs que l'augmentation du moment résultant des forces de pression appliquées sur la vanne ouverte est élevée jusqu'à  $5 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$  puis s'infléchit de manière significative pour les débits supérieurs. Ce comportement s'explique par la typologie des écoulements autour de la vanne ouverte, notamment au niveau de la plaque supérieure (cf. Figure 6-12 et Figure 6-13). Au-delà de  $5 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ , la plaque supérieure est totalement immergée et la pression hydrostatique n'intervient plus car l'épaisseur de la plaque est très faible. L'augmentation du moment serait alors principalement régie par une augmentation du différentiel de pression dynamique lié à la vitesse de l'écoulement.

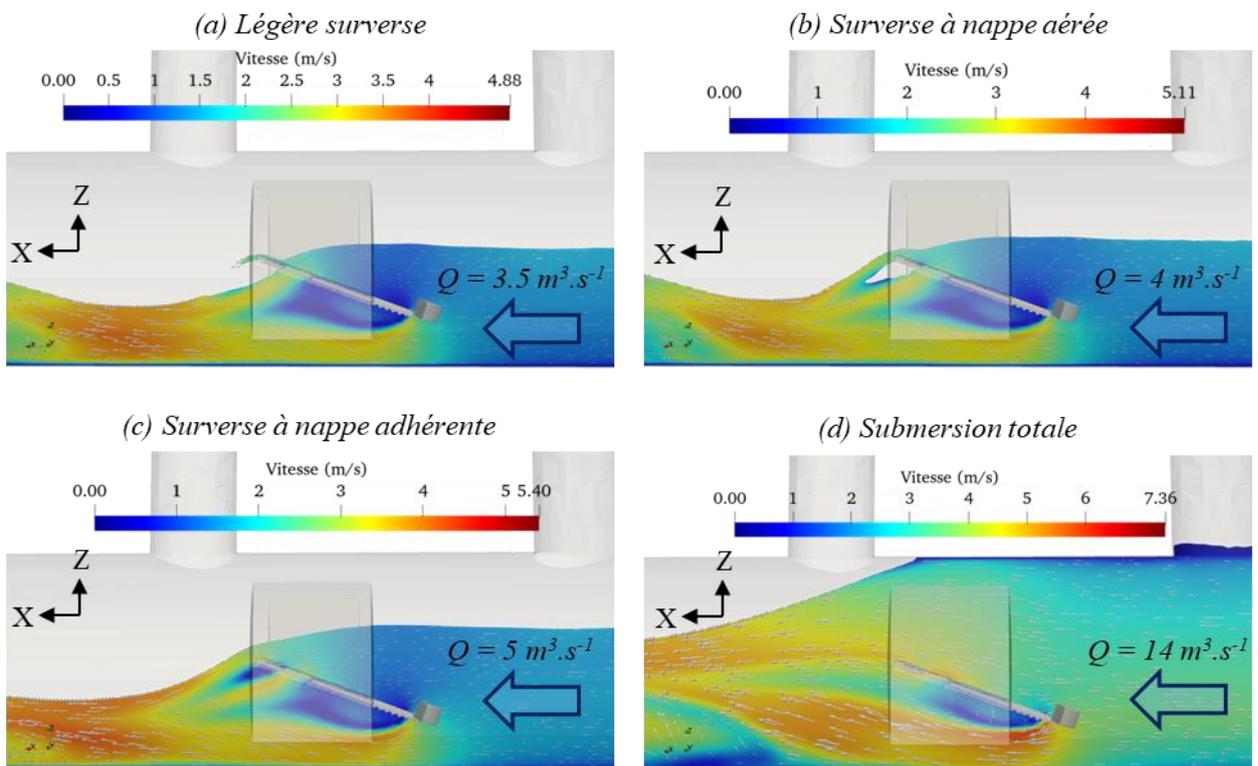


Figure 6-15. Typologie des écoulements autour de la vanne ouverte selon un angle  $\gamma$  égal à  $70^\circ$

*Les indications de (a) à (d) se rapportent aux résultats identifiés par ces mêmes désignations sur la Figure 6-14.*

Ainsi, dans le but de garantir une fiabilité dans le fonctionnement de l'ouvrage lors de la fermeture du volet, il convient de choisir un débit de fermeture inférieur au débit pour lequel la rupture de pente dans l'évolution du moment des forces de pression est observée. En effet, l'évolution de ce moment d'ouverture connaît alors une pente élevée en fonction du débit. Ainsi, une légère diminution du débit en deçà de cette consigne assurera une diminution significative du moment d'ouverture. Par ailleurs, un débit légèrement au-dessus de cette consigne assurera un moment de pression significativement plus élevé et garantira ainsi un volet ouvert en équilibre stable. Inversement, une légère variation du moment de fermeture en raison des incertitudes liées à la conception et aux contraintes de fabrication aura un impact négligeable sur le débit de fermeture.

Synthèse : Le débit de fermeture doit être choisi pour un cas où la partie supérieure fonctionne en nappe aérée (cf. Figure 6-15 – b), afin de garantir une fiabilité dans l'évaluation de la masse du contrepoids et dans le pilotage de la fermeture de l'ouvrage.

### **6.3.5. Synthèse**

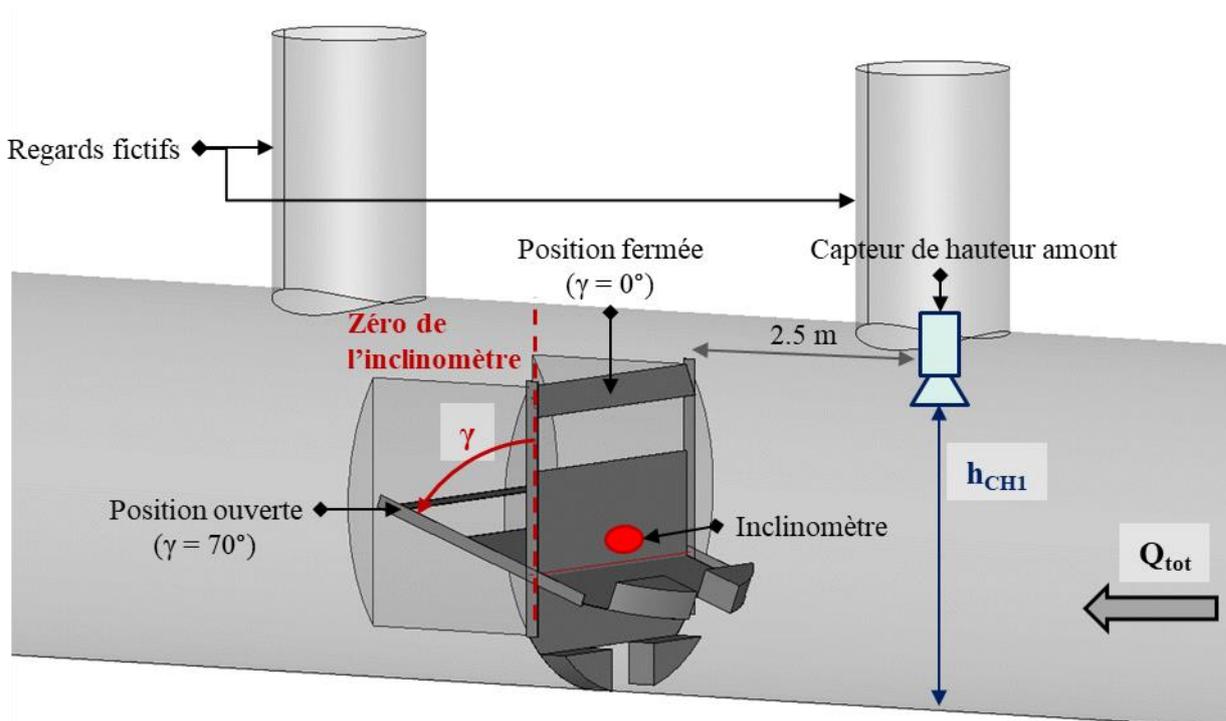
Le démonstrateur de la vanne de régulation a été dimensionné d'un point de vue hydraulique puis dynamique, selon une méthode d'ingénierie spécifiquement développée pour tendre vers un fonctionnement optimal de stockage, en tenant compte des contraintes imposées par le maître d'ouvrage.

Sur la base de ce dimensionnement, un dispositif de métrologie est développé afin d'acquérir par la suite des données relatives au fonctionnement de cette innovation en conditions opérationnelles.

## 6.4. Elaboration d'un système de suivi métrologique

### 6.4.1. Établissement des variables pertinentes et de leur métrologie associée

L'analyse expérimentale ainsi que l'analyse numérique (cf. Figure 6-15 par exemple) ont confirmé que la vanne constituait un point de contrôle hydraulique. Cela signifie que pour une position donnée de la vanne, un débit correspond à une seule hauteur en amont. Par conséquent, ce débit peut être évalué en mesurant l'angle d'ouverture de la vanne à l'aide d'un inclinomètre, ainsi que la hauteur en amont grâce à un capteur à ultrasons ou à un piézomètre, comme schématisé Figure 6-16.



**Figure 6-16.** Schématisation du dispositif de métrologie mis en œuvre pour le calcul du débit traversant l'ouvrage ( $Q_{tot}$ ) à partir de la mesure de la hauteur amont ( $h_{CH1}$ ) et de l'angle d'inclinaison de la vanne ( $\gamma$ )

Afin de ne pas être impacté par les perturbations locales de la surface libre induites par le passage de l'écoulement à travers la vanne, la mesure de hauteur devra être réalisée au minimum 2,5 mètres en amont de celle-ci.

*Synthèse* : Le suivi dans le temps de la hauteur et de l'angle d'inclinaison du volet permet de caractériser le fonctionnement dynamique et hydraulique global du démonstrateur de la vanne de régulation. Ces données permettent également d'estimer indirectement le débit transitant à travers l'ouvrage.

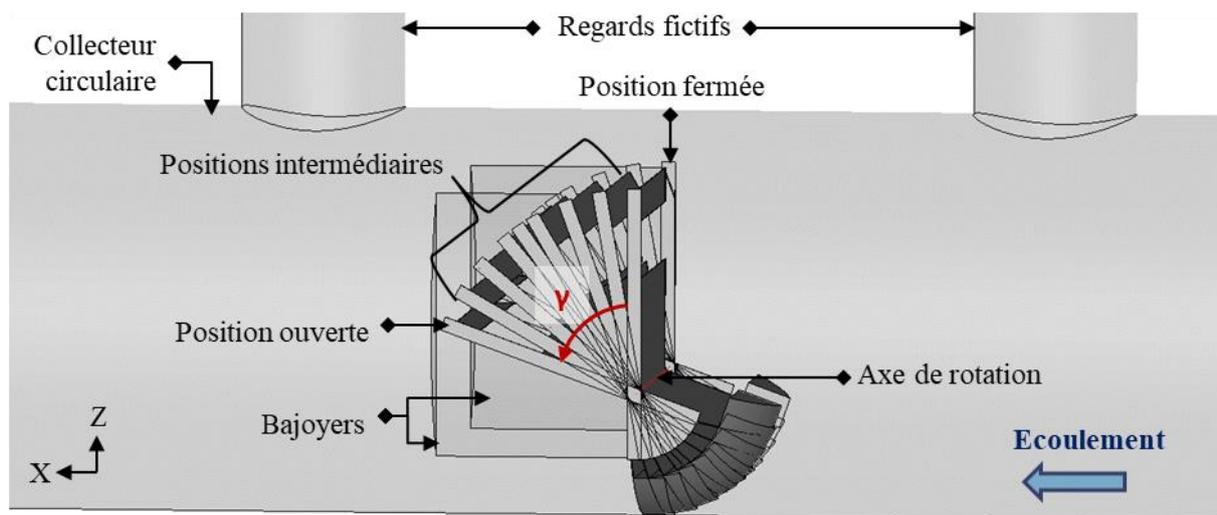
### 6.4.2. *Elaboration d'une loi de comportement hydraulique*

À l'instar d'une vanne fusible, l'élaboration d'une loi de comportement hydraulique relie la hauteur en amont au débit en fonction de l'angle d'inclinaison de l'ouvrage. Les spécificités géométriques de la vanne de régulation mises en œuvre ici rendent difficilement envisageable l'application fiable et précise du modèle hydraulique développé pour les vannes fusibles pour décrire son fonctionnement.

Ainsi, la calibration des lois hydrauliques s'effectue empiriquement à partir des résultats des modèles 3D élaborés précédemment pour un volet fermé ou totalement ouvert. De plus, la mise en œuvre de sept autres modèles pour des angles d'inclinaison intermédiaires est également entreprise dans le but de déterminer la loi de comportement d'abord dynamique puis hydraulique lors de la phase de régulation.

#### 6.4.2.1. *Construction du modèle 3D*

Les géométries des neuf inclinaisons de volet examinées par chaque modèle 3D sont présentées de manière superposée sur la Figure 6-17.



**Figure 6-17. Visualisation des neuf positions fixes étudiées pour les volets basculants, en vue de développer une loi de comportement hydraulique**

Le paramétrage du maillage utilisé est cohérent avec celui employé pour les autres modèles, tel qu'illustré notamment sur la Figure 6-4 et la Figure 6-5.

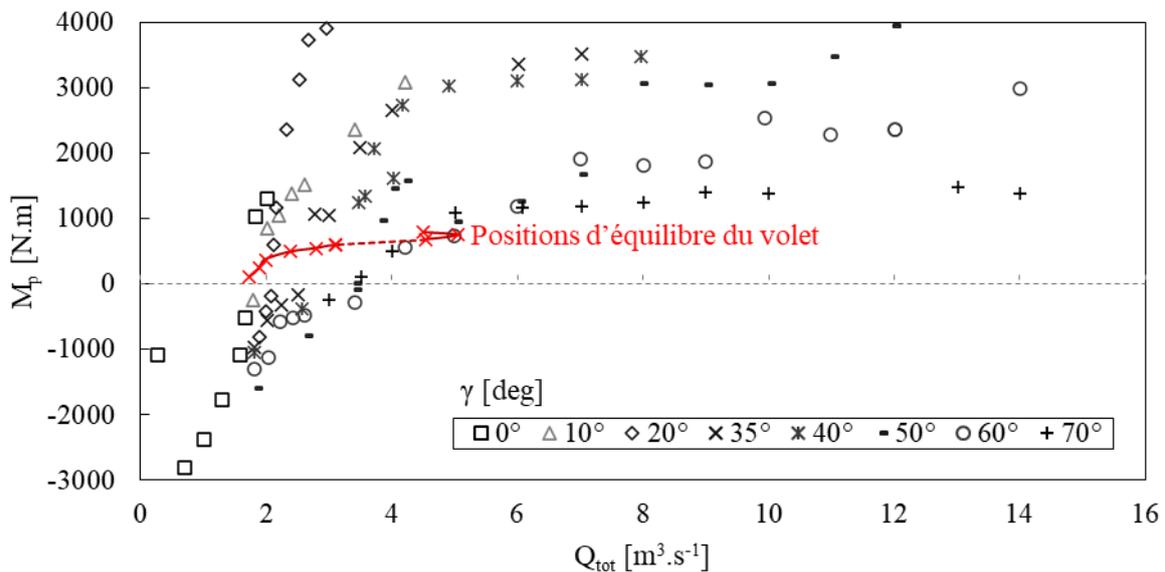
Les conditions implémentées aux limites du modèle sont identiques à celles considérées dans le modèle mis en œuvre précédemment (cf. § Conditions aux limites). Les débits introduits en amont de ce modèle couvrent une plage de fonctionnement allant du débit d'ouverture jusqu'au débit correspondant à la pluie ayant une période de retour de 10 ans.

### 6.4.2.2. *Exploitation des résultats*

#### 6.4.2.2.a. *Résolution des équilibres intermédiaires lors des phases de régulation*

Pour chaque modèle, les paramètres pertinents sont extraits afin de mieux appréhender la dynamique de l'ouvrage, notamment le moment résultant de l'application du champ de pression de l'écoulement sur le volet basculant.

Lorsque la vanne opère en mode de régulation, l'étalonnage hydraulique se déroule en plusieurs phases. Initialement, pour chaque angle intermédiaire où la vanne atteint un équilibre, le débit auquel le moment induit par les forces de pression équivaut à celui engendré par le poids de la vanne (cf. Annexe 7.5-2) est calculé. Cette première approche amène à appréhender que l'établissement d'un équilibre intermédiaire ne soit pas possible pour une inclinaison de volet supérieure à 40 degrés.



**Figure 6-18. Évolution du moment engendré par les forces de pression sur la vanne de régulation en relation avec son angle d'ouverture et le débit. Détermination des positions d'équilibre en ouverture partielle en tenant compte du moment de fermeture résultant du poids du volet et des contreponds**

#### 6.4.2.2.b. *Elaboration d'une loi de comportement hydraulique*

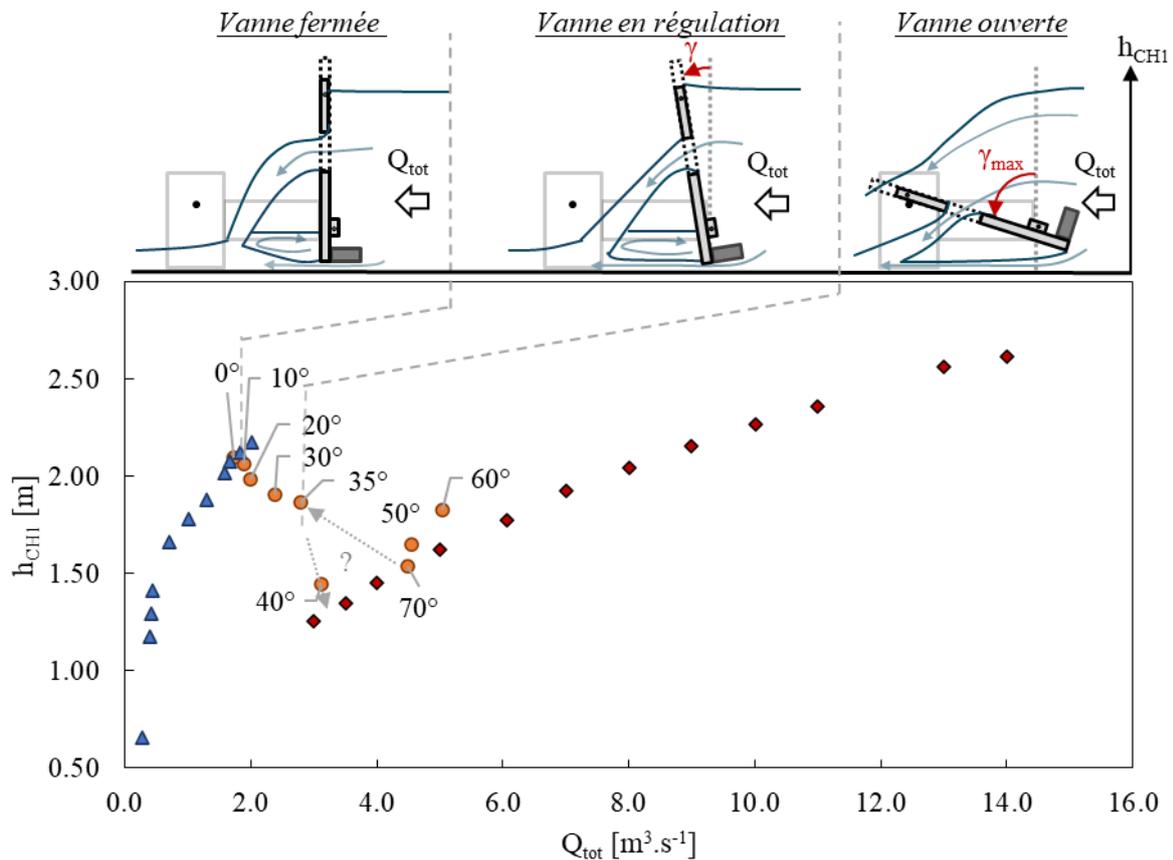
Pour la calibration des lois de comportement hydraulique, les résultats de hauteur-débit sont extraits directement pour chacun des modèles 3D mis en œuvre pour l'étude, en distinguant une vanne fermée et une vanne complètement ouverte.

Dans le cas du fonctionnement en régulation, les couples hauteur-débit observés pour chaque équilibre sont obtenus par interpolation linéaire en considérant les deux couples hauteur-débit qui encadrent, pour chaque angle d'inclinaison, le point d'équilibre.

Les trois bases de données hauteur-débit pour chacun des modes de fonctionnement de l'ouvrage sont représentés sur la Figure 6-19. Ils sont à la base de la calibration empirique de plusieurs polynômes

spécifiques à l'ouvrage et à son fonctionnement dynamique. La calibration de l'ensemble de ces expressions mathématiques empiriques est détaillée les Annexe 7.5-3 à Annexe 7.5-5

Un organigramme est ainsi fourni pour permettre de déterminer, en fonction des mesures de hauteur amont ( $h_{CH1}$ ) et de l'angle d'inclinaison du volet ( $\gamma$ ), le mode de fonctionnement de la vanne ainsi que la loi associée pour le calcul du débit ( $Q_{tot}$ ). Il est disponible en Annexe 7.5-6



**Figure 6-19. Représentation des résultats extraits des modèles numériques en distinguant les modes de fonctionnement de l'ouvrage qui y sont associés**

Pour des ouvertures entre 35 et 70 degrés, le comportement dynamique de la vanne est instable et correspond aux phases de recherche d'équilibre transitoire du volet. Par conséquent, les lois hydrauliques n'y sont pas applicables. Toutefois, ces zones correspondent à une dynamique rapide et n'impactent que très faiblement l'estimation des volumes globaux.

### 6.4.3. Synthèse

L'utilisation d'un modèle numérique 3D classique, tel que décrit § 4.2.3.1. , en fixant préalablement des inclinaisons du volet, permet de résoudre le fonctionnement dynamique de ce dernier, en connaissant la masse des contrepoids et l'évolution de leur bras de levier. Plus généralement, cette approche permet de construire une base de données hauteur amont - débit décrivant les trois modes de fonctionnement du démonstrateur de vanne de régulation ainsi dimensionné.

Par ailleurs, l'évolution de ces résultats, comme présentée dans la Figure 6-19, est bien similaire au comportement observé dans le cas du prototype expérimental (cf. Figure 5-16).

Les bases de données ainsi construites permettent de calibrer empiriquement les lois de comportement de la vanne. Par la suite, ce traitement des données aboutit à l'élaboration d'un organigramme permettant de caractériser le mode de fonctionnement de l'ouvrage en fonction de l'angle d'ouverture, et de calculer ensuite le débit avec la loi correspondante et en fonction de la hauteur amont.

Toutefois, la construction de cette base de données nécessite un nombre considérable de modélisations pour décrire la dynamique de la vanne en fonctionnement de régulation (cf. Figure 6-18). Il est ainsi nécessaire dans de futures recherches d'étudier l'application de codes de calcul résolvant directement ces interactions fluides-structures et ainsi déterminant les points d'équilibre pour chaque débit testé à travers la vanne préalablement dimensionnée.

En outre, la méthode de traitement des données demeure empirique et spécifique à la vanne de régulation ainsi dimensionnée. Dans de futures recherches, il serait ainsi nécessaire de développer un modèle permettant de généraliser la description des fonctionnements hydrauliques et dynamiques de cet ouvrage, comme il a été fait dans le cas de la vanne fusible. Ceci permettrait une généralisation des résultats, afin de développer un modèle générique assurant un dimensionnement préalable fiable et optimal de l'ouvrage, sans recourir systématiquement à un nombre conséquent de modélisations 3D.

## 6.5. Fabrication et pose de la vanne de régulation

### 6.5.1. Fabrication de l'ouvrage

La conception industrielle et la fabrication de la vanne ont été réalisées dans l'atelier de 3D EAU. L'ensemble de la vanne est fabriqué en inox 316L (volet, butée, joues avec platines d'ancrage, axe de rotation, contrepoids, visseries...).

Les plaques du volet ont une épaisseur de 5 mm, renforcées avec des plis verticaux et des tubes carrés horizontaux, comme le montrent la Figure 6-20 ainsi que la Figure 6-21. Les joues sont en 5 mm d'épaisseur renforcées à l'intérieur. La vanne a été assemblée une première fois en atelier sur un support d'arceaux métalliques fabriqués sur mesure dans ce but. Ces arceaux sont visibles sur les Figures ci-dessous.



Figure 6-20. Vue générale de la vanne ouverte et fermée



Figure 6-21. Vues sur les renforts à l'aval du volet, les bajoyers et les contrepoids

### 6.5.2. Pose de la vanne de régulation dans le collecteur d'intérêt

La pose de la première vanne au site V1 a été réalisée la semaine du 05 décembre 2022 avec l'aide d'un partenaire Génie Civil.

Les vannes ont été conçues pour être descendues en plusieurs éléments via un regard en DN800 puis assemblées (boulonnées) dans le réseau pour former la vanne finale. Le partenaire Génie Civil avait mis en place une plateforme pour faciliter le cheminement dans la canalisation et la manipulation/fixation de la vanne.

Les 2 joues latérales formant le cadre fixe de la vanne et la hauteur de l'axe de rotation ont été positionnées précisément grâce à un laser-plan, comme l'illustre la Figure 6-22.



**Figure 6-22. Alignement des joues et de l'axe de rotation avec un plan laser selon les altitudes définies lors du dimensionnement**

Le volet a ensuite été positionné sur l'axe de rotation. Les contrepoids ont été ajoutés en dernier. Les différentes étapes de pose sont illustrées par la Figure 6-23 ainsi que la Figure 6-24.



*Mise en place des renforts pour les bajoyers*



*Mise en place des bajoyers et butée*

**Figure 6-23. Mise en place des bajoyers et de la cornière de butée**



**Figure 6-24. Etapes successives de la mise en place du volet basculant**

Ainsi, le démonstrateur de la vanne de régulation, mis en œuvre dans le collecteur d'intérêt, est illustré Figure 6-25 dans une situation de temps sec.



**Figure 6-25. Vanne mise en fonctionnement dans le réseau**

## 6.6. Conclusion du chapitre n°6

Ayant validé expérimentalement le concept de la vanne de régulation à travers un prototype lors du précédent chapitre, le chapitre n°6 s'est focalisé sur l'application de ce dispositif dans des conditions de fonctionnement opérationnelles.

Ainsi, ce chapitre s'est concentré, d'une part, sur le développement et la mise en œuvre d'une méthode d'ingénierie pour le dimensionnement de ce type d'ouvrage, en prenant en compte les exigences de performance en termes de stockage en ligne telles que définies par le maître d'ouvrage. Cette approche prend en compte dans un premier temps une modélisation 1D du réseau d'intérêt, intégrant la vanne de régulation, afin de pré dimensionner la configuration géométrique qui assure la meilleure rétention de volume sur une année pluvieuse, tout en minimisant le risque d'inondation pour une pluie exceptionnelle. Par la suite, cette méthodologie met en œuvre un outil de modélisation 3D pour optimiser, au niveau de l'ouvrage, la position de l'axe de rotation, l'angle d'inclinaison de la pale supérieure ainsi que la masse des contrepoids, en vue de garantir un fonctionnement optimal de la vanne de régulation conformément aux objectifs de dimensionnement. Ce type d'approche numérique constitue un outil relativement accessible en ingénierie, visant à prendre en compte la complexité des écoulements spécifiques à chaque géométrie de vanne de régulation. Elle assure ainsi la fiabilité du dimensionnement des paramètres précédemment évoqués.

D'autre part, ce chapitre développe et met en place une méthodologie d'ingénierie pour la calibration d'un système de lois hydrauliques spécifique à l'ouvrage. L'organigramme ainsi élaboré permet de distinguer le mode de fonctionnement de l'ouvrage (fermé, en régulation ou complètement ouvert) en se basant sur la mesure de l'angle d'inclinaison du volet, puis de calculer le débit en fonction de la mesure de la hauteur d'eau en amont.

L'élaboration de ce modèle hydraulique nécessite une vaste base de données pour résoudre le comportement dynamique de l'ouvrage. Par conséquent, il est essentiel d'envisager des approches numériques futures qui permettront une prise en compte directe des interactions fluides-structure, pour résoudre directement, à débit fixé, les éventuelles positions d'équilibre en ouverture partielle et, le cas échéant, la hauteur amont qui en résulte. Parmi les méthodes envisagées, l'approche lagrangienne du SPH (Smoothed-Particle Hydrodynamics) [155], [177], [215], [216], [217], [218] a déjà été soumise à des tests préliminaires, tandis que la méthode eulérienne des maillages chimères est actuellement en cours d'étude.

La vanne ainsi dimensionnée a été fabriquée et installée dans le collecteur d'intérêt, tandis que l'instrumentation prédéfinie a été mise en place. Une période de 12 mois de démonstration sous des conditions opérationnelles spécifiques aux réseaux d'assainissement s'étend sur l'année 2023. L'analyse

des données recueillies permettra de caractériser avec précision les performances opérationnelles de l'ouvrage et de faire progresser cette innovation vers le niveau TRL 7.

# Conclusion de la partie C

---

La **partie C** de ce manuscrit s'est focalisée sur la conception, la validation expérimentale et la mise en œuvre conditions opérationnelles d'une vanne de régulation innovante.

La solution traditionnelle de stockage en réseau selon une intégration en série dans le collecteur d'intérêt, basée sur une vanne basculante, présente des limitations majeures qui ont été mises en évidence.

Ainsi, le **chapitre n°5** a théorisé une nouvelle conception de vanne basculante dans le but d'assurer une fonction de stockage tout en étant soumise à la contrainte majeure supplémentaire d'être continuellement traversée par un écoulement.

À l'aide d'un prototype expérimental, cette conception a été validée expérimentalement sous des conditions transitoires et permanentes, afin de caractériser de manière précise les fonctionnements dynamiques et hydrauliques de l'équipement. Ainsi, ce nouveau dispositif permet d'atteindre les objectifs principaux liés au stockage en réseau en autorisant le déversement par-dessus le volet. Il garantit ensuite une ouverture complète du volet permettant de maximiser l'évacuation des débits les plus importants et maintenir ainsi un niveau d'eau en amont de l'ouvrage compatible avec la gestion des risques de débordement du réseau.

De plus, pour des débits supérieurs au débit d'ouverture, l'ouvrage conceptualisé peut également établir des équilibres intermédiaires pour des ouvertures partielles. Cette capacité de régulation assure ainsi le maintien d'un niveau d'eau optimal dans le réseau amont pour des débits supérieurs au seuil d'ouverture. Il existe par ailleurs un angle d'inclinaison de la pale supérieure pour lequel ces performances sont optimales. La valeur de ce paramètre optimum dépend des spécificités géométriques du cadre de la vanne et de la position de la pale supérieure par rapport au volet.

Cette conception de vanne, permettant une régulation fine de la hauteur sur une plage de débits, est ainsi nommée "**vanne de régulation**", en comparaison avec les vannes dites fusibles. Le principe de conception de cet ouvrage a fait l'objet d'un dépôt de brevet auprès de l'INPI sous le titre "Dispositif hydraulique de régulation de niveau d'eau et installation comprenant un tel dispositif".

Dans de futurs travaux de recherche, la validation de cette conception devra intégrer la potentielle évolution du fonctionnement de l'ouvrage en réponse à l'application d'une contre-pression induite par une submersion aval. En effet, il est tout à fait possible que plusieurs vannes placées successivement dans un collecteur aient un impact les unes sur les autres. Par ailleurs, ces prochains travaux de recherche pourront étudier d'autres pistes pour optimiser la plage de régulation en améliorant la forme de la pale supérieure ou en intégrant un autre élément conférant un moment de fermeture graduelle à l'ouvrage.

Dans le cas de la conception de la vanne de régulation validée expérimentalement selon des conditions d'écoulement globalement dénoyées, le **chapitre n°6** s'est concentré sur la mise en œuvre dans des conditions opérationnelles de réseau d'un ouvrage similaire en grandeur nature.

D'une part, ce chapitre développe et applique une méthode d'ingénierie pour le dimensionnement de ce type d'équipement, en prenant en compte les exigences de performance en termes de stockage en ligne telles que définies par le maître d'ouvrage. Cette approche couple les avantages liés aux méthodes numérique 1D et 3D. En effet, il est question dans un premier temps d'intégrer cet ouvrage dans un modèle 1D du réseau d'intérêt afin de pré dimensionner la configuration géométrique qui assure la meilleure rétention de volume sur une année pluvieuse, tout en minimisant le risque d'inondation pour une pluie exceptionnelle. Par la suite, cette méthodologie met en œuvre un outil de modélisation 3D pour optimiser, au niveau de l'ouvrage, la position de l'axe de rotation, l'angle d'inclinaison de la pale supérieure ainsi que la masse des contrepoids, en vue de garantir un fonctionnement optimal de la vanne de régulation conformément aux objectifs de dimensionnement. Ce type d'approche numérique constitue un outil relativement accessible en ingénierie, visant à prendre en compte la complexité des écoulements spécifiques à chaque géométrie de vanne de régulation. Elle assure ainsi la fiabilité du dimensionnement des paramètres précédemment évoqués.

D'autre part, ce chapitre a développé et mis en place une méthodologie d'ingénierie pour la calibration d'un système de lois hydrauliques spécifique à l'ouvrage. L'organigramme ainsi élaboré permet de distinguer le mode de fonctionnement de l'ouvrage (fermé, en régulation ou complètement ouvert) en se basant sur la mesure de l'angle d'inclinaison du volet, puis de calculer le débit en fonction de la mesure de la hauteur d'eau en amont.

L'élaboration de ce modèle hydraulique est empirique et spécifique au site d'étude. Elle nécessite par ailleurs une base de données conséquente pour résoudre le comportement dynamique de l'ouvrage. Par conséquent, il est essentiel d'envisager des approches numériques futures qui permettront une prise en compte directe des interactions fluides-structure, pour résoudre directement, à débit fixé, les éventuelles positions d'équilibre en ouverture partielle et, le cas échéant, la hauteur amont qui en résulte. Parmi les méthodes envisagées, l'approche lagrangienne du SPH (Smoothed-Particle Hydrodynamics) [156], [208]–[212] a déjà été soumise à des tests préliminaires, tandis que la méthode eulérienne des maillages chimères est actuellement en cours d'étude.

La vanne ainsi dimensionnée a été fabriquée et installée dans le collecteur d'intérêt, tandis que l'instrumentation prédéfinie a été mise en place. Une période de 12 mois de démonstration sous des conditions opérationnelles spécifiques aux réseaux d'assainissement s'étend sur l'année 2023. L'analyse des données recueillies permettra de caractériser avec précision les performances opérationnelles de l'ouvrage et de faire progresser cette innovation vers le niveau TRL 7.

# Conclusion générale et perspectives

---

Ce travail de recherche s'est focalisé sur l'étude de deux solutions de stockage en réseau basées sur la mise en œuvre de vannes basculantes autonomes. Deux configurations d'installation sont possibles : au niveau d'un ouvrage de décharge ou directement en série dans le collecteur d'intérêt.

## **Conclusion de la partie A relative à la production des bases de données expérimentales décrivant les fonctionnements hydrauliques et dynamiques des vannes basculantes**

Les comportements hydrauliques et dynamiques des vannes basculantes associées à chacune de ces configurations ont été étudiés en détail en s'appuyant sur des bases de données expérimentales décrivant l'ensemble des fonctionnements possibles de ces ouvrages selon des conditions transitoires et stationnaires.

Les matériels et méthodes utilisés pour la production de ces bases de données sont présentés dans le **chapitre 2** de la **partie A**. Le canal à surface libre du laboratoire ICube de Strasbourg a été utilisé à cet effet. Deux prototypes pour chacune des configurations de vannes basculantes étudiées ont été successivement installés dans ce banc d'essais hydraulique. L'étude en condition expérimentale de ces prototypes permet de représenter et de quantifier précisément leurs comportements hydrauliques et dynamiques en intégrant, sans hypothèses simplificatrices, la complexité des interactions fluide-structure et de l'effet de la turbulence de l'écoulement. Dans ce sens, des algorithmes de traitement d'images ont été spécialement développés et validés pour la mesure sans contact des angles d'ouverture de chaque élément mobile d'intérêt, permettant de caractériser leur dynamique en fonction des sollicitations hydrauliques étudiées.

## **Conclusion de la partie B relative à l'étude des vannes fusibles**

Le **chapitre 3** a permis l'étude en régime transitoire de la vanne fusible. Dans un premier temps, une base de données en conditions instationnaires représentant 120 cycles de fonctionnements en ouverture et fermeture, selon différents taux de submersion de l'ouvrage, a été produite expérimentalement. Dans un deuxième temps, cette partie a validé la conception de la vanne fusible sous des conditions de forte submersion, en vérifiant sa capacité d'évacuation et sa fonction anti-retour. De plus, l'influence aval a été observée comme réduisant la hauteur de basculement et pouvant entraîner une diminution de la capacité de stockage d'environ 20 %. Afin de minimiser ce risque et d'assurer des performances optimales de l'ouvrage, une attention particulière doit être portée à cette potentielle contrainte lors du dimensionnement.

Par ailleurs, l'étude hydraulique en régime transitoire a révélé que la vidange du réseau amont, à la suite de l'ouverture de la vanne, peut être modélisée de manière simplifiée par un modèle hydraulique permanent. Ce modèle, plus simple et facilement généralisable, ne tient pas compte de l'historique des variables d'écoulement propres à chaque réseau et événement pluvieux.

Le **chapitre 4** s'est ensuite intéressé à l'étude en régime permanent de la vanne fusible. Dans ce cas également, il a été construit trois bases de données. Les deux premières sont relatives aux fonctionnements indépendants de la vanne de fond et du seuil en partie supérieure de l'ouvrage, et comptabilisent respectivement 221 et 122 points de mesures validés. La troisième base de données correspond au fonctionnement global de l'ouvrage en comptabilisant un total de 189 mesures.

Par la suite, une méthode de dimensionnement hydraulique de la vanne fusible a ainsi été développée, calibrée et validée en utilisant la base de données établie en régime permanent. Cette méthode prend en compte le fonctionnement complexe de chaque singularité de l'ouvrage ainsi que les différents angles d'inclinaison possibles, et intègre également l'influence aval. Après calibration, cette approche permet de calculer le débit total avec une erreur moyenne en pourcentage absolue allant de 2.1% à 5.8%, selon le régime d'écoulement considéré.

Dans une perspective de recherche, ce modèle pourra être généralisé pour englober d'autres rapports géométriques ainsi que des nombres de Froude et Reynolds quasi similaires. Les analyses phénoménologiques des écoulements et la revue de littérature ont en effet souligné la potentielle sensibilité des coefficients de calage de ce modèle hydraulique en fonction de certains rapports géométriques de l'ouvrage, tels que le rapport hauteur/largeur de l'orifice de fond ou la contraction latérale sur le seuil incliné en partie supérieure. Par conséquent, pour les ouvrages soumis à un monitoring, où une précision de mesure minimale est requise, les coefficients du modèle hydraulique pourront être optimisés pour tenir compte de la géométrie spécifique du dispositif. Cette calibration devra tenir compte des données spécifiques à l'ouvrage. Ces dernières pourront être générées de manière économique par modélisation numérique 3D, en utilisant le paramétrage validé lors de cette étude sur la base des données expérimentales.

### **Conclusion de la partie C relative à la conception et la validation d'une vanne de régulation destinée à une intégration en série sur le collecteur d'intérêt**

La **partie C** de ce manuscrit s'est concentrée sur la conception, la validation expérimentale et la mise en œuvre conditions opérationnelles d'une vanne de régulation innovante destinée à être placée en série dans le collecteur d'intérêt.

En effet, la solution traditionnelle de stockage en réseau dans cette configuration, basée sur une vanne basculante, présente des limitations majeures qui ont été mises en évidence dans le **chapitre n°5**. Ainsi, une nouvelle conception de vanne basculante a été théorisée dans le but d'assurer une fonction de

stockage tout en étant soumise à la contrainte majeure supplémentaire d'être continuellement traversée par un écoulement.

À l'aide d'un prototype expérimental, cette conception a été étudiée sous des conditions transitoires et permanentes, représentant respectivement 4 séries temporelles ainsi que 115 points de mesures. Cette base de données ainsi constituée a permis de caractériser de manière précise les fonctionnements dynamiques et hydrauliques de l'équipement. Ainsi, ce nouveau dispositif permet d'atteindre les objectifs principaux liés au stockage en réseau en autorisant le déversement par-dessus le volet. Il garantit ensuite une ouverture complète du volet permettant de maximiser l'évacuation des débits les plus importants et maintenir ainsi un niveau d'eau en amont de l'ouvrage compatible avec la gestion des risques de débordement du réseau.

De plus, pour des débits supérieurs au débit d'ouverture, l'ouvrage conceptualisé peut également établir des équilibres intermédiaires pour des ouvertures partielles. Cette capacité de régulation assure ainsi le maintien d'un niveau d'eau optimal dans le réseau amont pour des débits supérieurs au seuil d'ouverture. Il existe par ailleurs un angle d'inclinaison de la pale supérieure pour lequel ces performances sont optimales. La valeur de ce paramètre optimum dépend des spécificités géométriques du cadre de la vanne et de la position de la pale supérieure par rapport au volet.

Cette conception de vanne, permettant une régulation fine de la hauteur sur une plage de débits, est ainsi nommée "**vanne de régulation**", en comparaison avec les vannes dites fusibles. Le principe de conception de cet ouvrage a fait l'objet d'un dépôt de brevet auprès de l'INPI sous le titre "Dispositif hydraulique de régulation de niveau d'eau et installation comprenant un tel dispositif".

Dans de futurs travaux de recherche, la validation de cette conception devra intégrer la potentielle évolution du fonctionnement de l'ouvrage en réponse à l'application d'une contre-pression induite par une submersion aval. En effet, il est tout à fait possible que plusieurs vannes placées successivement dans un collecteur aient un impact les unes sur les autres. Par ailleurs, ces prochains travaux de recherche pourront étudier d'autres pistes pour optimiser la plage de régulation en améliorant la forme de la pale supérieure ou en intégrant un autre élément conférant un moment de fermeture graduelle à l'ouvrage.

Dans le cas de la conception de la vanne de régulation validée expérimentalement selon des conditions d'écoulement globalement dénoyées, le **chapitre n°6** s'est concentré sur la mise en œuvre dans des conditions opérationnelles de réseau d'un ouvrage similaire en grandeur nature.

D'une part, ce chapitre a porté sur le développement et l'application d'une méthode d'ingénierie pour le dimensionnement de ce type d'équipement, en prenant en compte les exigences de performance en termes de stockage en ligne telles que définies par le maître d'ouvrage. Cette approche couple les avantages liés aux méthodes numériques 1D et 3D. En effet, il est question dans un premier temps d'intégrer cet ouvrage dans un modèle 1D du réseau d'intérêt afin de pré dimensionner la configuration

géométrique qui assure la meilleure rétention de volume sur une année pluvieuse, tout en minimisant le risque d'inondation pour une pluie d'intensité exceptionnelle. Par la suite, cette méthodologie met en œuvre un outil de modélisation 3D pour optimiser, au niveau de l'ouvrage, la position de l'axe de rotation, l'angle d'inclinaison de la pale supérieure ainsi que la masse des contrepoids, en vue de garantir un fonctionnement optimal de la vanne de régulation conformément aux objectifs de dimensionnement. Ce type d'approche numérique constitue un outil relativement accessible en ingénierie, visant à prendre en compte la complexité des écoulements spécifiques à chaque géométrie de vanne de régulation. Elle assure ainsi la fiabilité du dimensionnement des paramètres précédemment évoqués.

D'autre part, ce chapitre a développé et mis en place une méthodologie d'ingénierie pour la calibration d'un système de lois hydrauliques spécifique à l'ouvrage. L'organigramme ainsi élaboré permet de distinguer le mode de fonctionnement de l'ouvrage (fermé, en régulation ou complètement ouvert) en se basant sur la mesure de l'angle d'inclinaison du volet, puis de calculer le débit en fonction de la mesure de la hauteur d'eau en amont.

L'élaboration de ce modèle hydraulique est empirique et spécifique au site d'étude. Elle nécessite par ailleurs une base de données conséquente pour résoudre le comportement dynamique de l'ouvrage. Par conséquent, il est essentiel d'envisager des approches numériques futures qui permettront une prise en compte directe des interactions fluides-structure, pour résoudre directement, à débit fixé, les éventuelles positions d'équilibre en ouverture partielle et, le cas échéant, la hauteur amont qui en résulte. Parmi les méthodes envisagées, l'approche lagrangienne du SPH (Smoothed-Particle Hydrodynamics) [156], [208]–[212] a déjà été soumise à des tests préliminaires, tandis que la méthode eulérienne des maillages chimères est en cours d'étude.

La vanne ainsi dimensionnée a été fabriquée et installée dans le collecteur d'intérêt, tandis que l'instrumentation prédéfinie a été mise en place. Une période de 12 mois de démonstration sous des conditions opérationnelles spécifiques aux réseaux d'assainissement s'étend sur l'année 2023. L'analyse des données recueillies permettra de caractériser avec précision les performances opérationnelles de l'ouvrage et de faire progresser cette innovation vers le niveau TRL 7.

### **Perspectives générales du travail de recherche**

Dans le domaine de l'hydraulique urbaine, le besoin de stockage en temps de pluie vise à minimiser les volumes des rejets d'eaux urbains au niveau du réseau global, pour une année représentative des sollicitations pluvieuses. De ce fait, le dimensionnement d'une solution de stockage dynamique à base de vannes basculantes nécessite l'utilisation d'un modèle de réseau 1D pour intégrer les calculs de lignes d'eau conditionnant les volumes de stockage, ainsi que pour évaluer les éventuels risques d'inondation à éviter [45].

Le choix des emplacements et du nombre d'ouvrages, ainsi que la définition de la relation débit-hauteur pour ces ouvrages hydrauliques, jouent un rôle déterminant dans l'efficacité de type de solution de stockage dynamique. L'automatisation du processus de dimensionnement est essentielle pour étudier un large éventail de combinaisons de nombres, positions et caractéristiques hydrauliques d'ouvrages, couvrant divers scénarii pluvieux représentatifs du fonctionnement réel du réseau.

Le logiciel de modélisation de réseau 1D SWMM, disponible en libre accès, offre des outils Python facilitant l'automatisation du processus de calcul [219]. Néanmoins, en raison du nombre important de variables mises en œuvre, le nombre de calculs possibles peut être extrêmement élevé. Il est donc impératif de mettre en place une méthode d'optimisation « intelligente » privilégiant les emplacements qui contribuent le plus à la réduction des volumes déversés [220], [221].

Ainsi, une première perspective de recherche envisagée réside dans la conception et le développement d'un solveur, basé sur un modèle de réseau 1D, dont l'objectif est d'optimiser le nombre, la localisation et les caractéristiques hydrauliques des vannes de stockage dans le but de minimiser les volumes déversés aux déversoirs d'orage (DO), en se basant sur une séquence de pluies représentative du fonctionnement réel du réseau. Cet outil devra intégrer une contrainte interdisant les mises en charge fréquentes du réseau, susceptibles de dégrader la structure des collecteurs. De plus, il devra empêcher toute aggravation du risque d'inondation lors de pluies extrêmes correspondant au niveau de service 3. Cet outil permettrait alors de choisir le meilleur scénario de stockage en fonction de la configuration du réseau et des sollicitations hydrauliques auxquelles il est soumis.

Ainsi, pour chaque vanne basculante, la loi débit-hauteur nécessaire pour garantir des performances optimales vis-à-vis de l'objectif de stockage envisagé serait connue. Une deuxième perspective de recherche vise donc à disposer d'un solveur permettant de déterminer la configuration géométrique de l'ouvrage nécessaire pour atteindre cette loi hydraulique spécifique.

Ces deux axes de recherche visent à mettre en place une méthode de dimensionnement globale d'une solution de stockage en réseau, en se basant directement sur le besoin d'une collectivité qui est de minimiser les rejets d'eaux urbaines en temps de pluie au niveau du réseau d'assainissement dans son ensemble.



## Références bibliographiques

---

- [1] D. Butler et J. W. Davies, *Urban drainage*, 3rd ed. London ; New York: Spon Press, 2011.
- [2] V. Krejci, A. Frutiger, S. Kreikenbaum, et L. Rossi, « Impact des rejets pluviaux urbains sur les milieux récepteurs », *EAWAG, BUWAL, Projet «STORM: assainissement par temps de pluie»*, 2005.
- [3] C. Parent-Raoult et J.-C. Boisson, « Impacts des rejets urbains de temps de pluie (RUTP) sur les milieux aquatiques : État des connaissances », *rseau*, vol. 20, n° 2, p. 229-239, 2007, doi: 10.7202/015881ar.
- [4] T. A. Owolabi, S. R. Mohandes, et T. Zayed, « Investigating the impact of sewer overflow on the environment: A comprehensive literature review paper », *Journal of Environmental Management*, vol. 301, n° 113810, janv. 2022, doi: 10.1016/j.jenvman.2021.113810.
- [5] F. Di Nunno, F. Granata, F. Parrino, R. Gargano, et G. de Marinis, « Microplastics in Combined Sewer Overflows: An Experimental Study », *Journal of Marine Science and Engineering*, vol. 9, n° 12, Art. n° 12, déc. 2021, doi: 10.3390/jmse9121415.
- [6] A. O. Sojobi et T. Zayed, « Impact of sewer overflow on public health: A comprehensive scientometric analysis and systematic review », *Environmental Research*, vol. 203, n° 111609, janv. 2022, doi: 10.1016/j.envres.2021.111609.
- [7] *Arrêté du 31 juillet 2020 modifiant l'arrêté du 21 juillet 2015 modifié relatif aux systèmes d'assainissement collectif et aux installations d'assainissement non collectif, à l'exception des installations d'assainissement non collectif recevant une charge brute de pollution organique inférieure ou égale à 1,2 kg/j de DBO5.*
- [8] *Arrêté du 21 juillet 2015 relatif aux systèmes d'assainissement collectif et aux installations d'assainissement non collectif, à l'exception des installations d'assainissement non collectif recevant une charge brute de pollution organique inférieure ou égale à 1,2 kg/j de DBO5.*
- [9] « Pollution de l'eau — Règles de l'UE en matière de traitement des eaux urbaines résiduaires (mise à jour) ». Consulté le: 21 avril 2023. [En ligne]. Disponible sur: [https://ec.europa.eu/info/law/better-regulation/have-your-say/initiatives/12405-Pollution-de-leau-Regles-de-IUE-en-matiere-de-traitement-des-eaux-urbaines-residuaires-mise-a-jour\\_fr](https://ec.europa.eu/info/law/better-regulation/have-your-say/initiatives/12405-Pollution-de-leau-Regles-de-IUE-en-matiere-de-traitement-des-eaux-urbaines-residuaires-mise-a-jour_fr)
- [10] J.-L. Bertrand-Krajewski, « Integrated urban stormwater management: Evolution and multidisciplinary perspective », *Journal of Hydro-environment Research*, vol. 38, p. 72-83, sept. 2021, doi: 10.1016/j.jher.2020.11.003.
- [11] Bordeaux Métropole, « Les solutions compensatoires d'assainissement pluvial – Guide de conception/réalisation à l'usage des professionnels », Bordeaux, 2014. [En ligne]. Disponible sur: <https://leaubordeauxmetropole.fr/nos-services/autres-services/la-gestion-des-eaux-pluviales>
- [12] C. Novaes et R. Marques, « Public policy: urban stormwater in a paradigm shift, is it the end or just the beginning? », *Water Science and Technology*, vol. 85, n° 9, p. 2652-2662, avr. 2022, doi: 10.2166/wst.2022.127.
- [13] ASTEE, « Conception et dimensionnement des systèmes de gestion des eaux pluviales et de collecte des eaux usées », ASTEE, Paris, FRANCE, 2017.
- [14] B. L. Stringam et T. Gill, « Simplified overshoot gate constructed and maintained by irrigation districts », *Irrig. and Drain.*, vol. 61, n° 5, p. 666-672, déc. 2012, doi: 10.1002/ird.1671.
- [15] E. Curinier, « Flow-limiting device », WO 2013093387 A1, 2013
- [16] E. Curinier, « Dispositif limiteur de débit », EP 2795006 B1, 2020
- [17] « Vanne Hydrodynamique Autonome Régulation (VHA REG) – F-Reg ». Consulté le: 19 avril 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://f-reg.fr/vanne-hydrodynamique-autonome-regulation/>
- [18] UFT France, « Déversoir de traitement à débit régulé FluidClari ». Techniques des Fluides et de l'Environnement, 2003.

- [19] « Déversoir tubulaire de traitement à débit régulé UFT-FluidClari ». Consulté le: 5 mai 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.uft.fr/0125r-Deversoir-tubulaire-de-traitement-a-debit-regule-UFT-FluidClari.44.0.html>
- [20] B. Sikora et D. Laplace, « Déversoir basculant », FR 2744147 B1, 1998
- [21] B. Sikora, « Appareil de stockage, de rejet et mesure de débits de fluides rejetés », FR 2998592 B1, 2014
- [22] 3D EAU, « Vanne de stockage », 3D EAU. Consulté le: 19 avril 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.3deau.fr/vannes-de-stockage>
- [23] B. Sikora, S. Helie, et C. Roux, « Modernisation d'un déversoir d'orage des Hauts-de-Seine à l'aide d'une vanne Déomatic », *Novatech 2010 - 7ème Conférence internationale sur les techniques et stratégies durables pour la gestion des eaux urbaines par temps de pluie*, 2010.
- [24] H. Samuel, R. Christian, et S. Bernard, « Modernisation d'un déversoir d'orage des Hauts-de-Seine à l'aide d'une vanne Déomatic », in *Novatech 2010 - 7ème Conférence internationale sur les techniques et stratégies durables pour la gestion des eaux urbaines par temps de pluie*, Lyon, FRANCE, 2010.
- [25] D. Grégoire, H. Samuel, et R. Christian, « Retour d'expérience de conception et d'exploitation d'un Déomatic© sur le réseau d'assainissement des Hauts-de-Seine », présenté à NOVATECH, Lyon, FRANCE, 2013, p. 8.
- [26] B. Sikora, « Dispositif de régulation d'un flux d'effluent d'une canalisation », FR 3121192 A1, 2022
- [27] B. Sikora, « Vanne de chasse », FR 2878540
- [28] B. Sikora, « Vanne cyclique autocurrent à decantation », FR 2643971, 1991
- [29] G. Chebbo, D. Laplace, A. Bachoc, Y. Sanchez, et B. L. Guennec, « Technical solutions envisaged in managing solids in combined sewer networks », *Water Science and Technology*, vol. 33, n° 9, p. 237-244, janv. 1996, doi: 10.1016/0273-1223(96)00392-7.
- [30] P. Staufer et J. Pinnekamp, « In situ measurements of shear stresses of a flushing wave in a circular sewer using ultrasound », *Water Science*, vol. 57, n° 9, p. 1363-1368, 2008.
- [31] G. Shahsavari, « Experimental and Numerical investigation of Flushing in Combined sewer Networks – Case study of a Parisian Trunk Sewer », Université Sorbonne Paris Cité, Paris, 2018.
- [32] E. Ristenpart, « Solids transport by flushing of combined sewers », *Water Science and Technology*, vol. 37, n° 1, p. 171-178, 1998.
- [33] A. Lorenzen et E. Ristenpart, « Flush cleaning of sewer », *Water Science and Technology*, vol. 33, n° 9, p. 221-228, 1996.
- [34] D. Laplace, C. Oms, M. Ahyerre, G. Chebbo, J. Lemasson, et L. Felouzis, « Removal of the organic surface layer in combined sewer sediment using a flushing gate », *Water Science and Technology*, vol. 47, n° 4, p. 19-26, 2003.
- [35] J. Dettmar et P. Staufer, « Modelling of flushing waves for optimising cleaning operations », *Water Science and Technology*, vol. 52, n° 5, p. 233-240.
- [36] E. Creaco et J.-L. Bertrand-Krajewski, « Numerical simulation of flushing effect on sewer sediments and comparison of four sediment transport formulas », *Journal of Hydraulic Research*, vol. 47, n° 2, p. 195-202, 2009, doi: 10.3826/jhr.2009.3363.
- [37] C. H. J. Bong, « Potential of tipping flush gate for sedimentation management in open stormwater sewer », *Urban Water Journal*, vol. 13, n° 5, p. 486-498, 2016, doi: 10.1080/1573062X.2014.994002.
- [38] J.-L. Bertrand-Krajewski, A. Campisano, E. Creaco, et C. Modica, « Experimental analysis of the Hydrass flushing gate and field validation of flush propagation modelling », *Water Science and Technology*, vol. 51, n° 2, p. 129-137, janv. 2005, doi: 10.2166/wst.2005.0040.
- [39] J.-L. Bertrand-Krajewski, J.-P. Bardin, C. Gibello, et D. Laplace, « Hydraulics of a sewer flushing gate », *Water Science and Technology*, vol. 47, n° 4, p. 129-136, févr. 2003, doi: 10.2166/wst.2003.0237.
- [40] A. Campisano et C. Modica, « Flow velocities and shear stresses during flushing operations in sewer collectors », *Water Science and Technology*, vol. 47, n° 4, p. 123-128, févr. 2003, doi: 10.2166/wst.2003.0236.
- [41] G. Belaud et X. Litrico, « Closed-form solution of the potential flow in a contracted flume », *J. Fluid Mech.*, vol. 599, p. 299-307, mars 2008, doi: 10.1017/S0022112008000232.

- [42] W. Hager et M. Schwalt, « Broad-Crested Weir », *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, vol. 120, n° 4385, p. 13-26, 1994.
- [43] A. Roth et W. H. Hager, « Underflow of standard sluice gate », *Experiments in Fluids*, vol. 27, n° 4, p. 339-350, sept. 1999, doi: 10.1007/s003480050358.
- [44] F. Raemy, W. H. Hager, et VAW, « Hydraulic level control by hinged flap gate », *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Water, Maritime and Energy*, vol. 130, n° 2, p. 95-103, juin 1998, doi: 10.1680/iwtme.1998.30478.
- [45] G. T. Leong, C. H. J. Bong, F. Y. Teo, et A. Ab. Ghani, « SWMM Modelling of Automated Hydraulic Flushing Gate as a Flow Control Structure », in *Community, Environment and Disaster Risk Management*, N. E. Alias, M. R. M. Haniffah, et S. Harun, Éd., Emerald Publishing Limited, 2021, p. 77-86. doi: 10.1108/S2040-726220210000023014.
- [46] M. Quantin *et al.*, « Calibration numérique 3D de vannes basculantes pour la mesure du débit déversé », *TSM*, n° 5, p. 89-100, mai 2019, doi: 10.1051/tsm/201905089.
- [47] P. Staufer, J. Dettmar, et J. Pinnekamp, « Upstream processes within a flushing wave », présenté à 11th International Conference on Urban Drainage, Edinburgh, Edinburgh, Scotland, UK, 2008.
- [48] J. Schaffner, J. Steinhardt, et Steinhardt Wassertechnik, « Numerical Investigations on the Effect of Sewer Cleaning Flush Waves under the Influence of Downstream Water Levels », in *Cognitive Modeling of Urban Water Systems*, Monograph 19. James, Irvine, Li, McBean, Pitt and Wright, Eds., 2011, p. 57-79. Consulté le: 20 mai 2023. [En ligne]. Disponible sur: [www.chiwater.com](http://www.chiwater.com)
- [49] A. Campisano et C. Modica, « Flow velocities and shear stresses during flushing operations in sewer collectors », *Water Science and Technology*, vol. 47, n° 4, p. 123-128, févr. 2003, doi: 10.2166/wst.2003.0236.
- [50] H. Yang, D. Z. Zhu, Y. Zhang, et Y. Zhou, « Numerical investigation on bottom shear stress induced by flushing gate for sewer cleaning », *Water Science and Technology*, vol. 80, n° 2, p. 290-299, août 2019, doi: 10.2166/wst.2019.269.
- [51] J.-L. Bertrand-Krajewski, J.-P. Bardin, et C. Gibello, « Long term monitoring of sewer sediment accumulation and flushing experiments in a man-entry sewer », *Water Science and Technology*, vol. 54, n° 6-7, p. 109-117, sept. 2006, doi: 10.2166/wst.2006.619.
- [52] J. Schaffner et J. Steinhardt, « Numerical investigations of sewer flushing sunk waves Analysis of hydraulic boundary conditions and cleaning effectiveness », p. 9.
- [53] A. Campisano, E. Creaco, et C. Modica, « Experimental and numerical analysis of the scouring effects of flushing waves on sediment deposits », *Journal of Hydrology*, vol. 299, n° 3-4, p. 324-334, déc. 2004, doi: 10.1016/S0022-1694(04)00371-3.
- [54] A. Campisano, E. Creaco, et C. Modica, « Experimental analysis of the Hydrass flushing gate and laboratory validation of flush propagation modelling », *Water Science and Technology*, vol. 54, n° 6-7, p. 101-108, sept. 2006, doi: 10.2166/wst.2006.608.
- [55] S. Todeschini, C. Ciaponi, et S. Papiri, « Laboratory Experiments and Numerical Modelling of the Scouring Effects of Flushing Waves on Sediment Beds », *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*, vol. 4, n° 3, p. 365-373, janv. 2010, doi: 10.1080/19942060.2010.11015324.
- [56] E. Ristenpart, « Solids transport by flushing of combined sewers », *Water Science and Technology*, vol. 37, n° 1, p. 171-178, janv. 1998, doi: 10.1016/S0273-1223(97)00767-1.
- [57] J. Dettmar et P. Staufer, « Modelling of flushing waves for optimising cleaning operations », *Water Science and Technology*, vol. 52, n° 5, p. 233-240, sept. 2005, doi: 10.2166/wst.2005.0138.
- [58] O. Castro-Orgaz et W. H. Hager, « Transitional flow at standard sluice gate », *Journal of Hydraulic Research*, vol. 52, n° 2, p. 264-273, mars 2014, doi: 10.1080/00221686.2013.855951.
- [59] A. H.-D. Cheng, P. L.-F. Liu, et J. A. Liggett, « Boundary Calculations of Sluice and Spillway Flows », *Journal of the Hydraulics Division*, vol. 107, n° 10, p. 1163-1178, oct. 1981, doi: 10.1061/JYCEAJ.0005740.
- [60] J. I. Finnie et R. W. Jeppson, « Solving Turbulent Flows Using Finite Elements », *J. Hydraul. Eng.*, vol. 117, n° 11, p. 1513-1530, nov. 1991, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(1991)117:11(1513).
- [61] M. N. Hasani, K. Nekoufar, M. Biklarian, M. Jamshidi, Q. B. Pham, et D. T. Anh, « Investigating the Pressure Fluctuations of Hydraulic Jump in an Abrupt Expanding Stilling Basin with Roughened Bed », *Water*, vol. 15, n° 80, déc. 2022, doi: 10.3390/w15010080.

- [62] N. Hassanpour, A. Hosseinzadeh Dalir, A. Bayon, et M. Abdollahpour, « Pressure Fluctuations in the Spatial Hydraulic Jump in Stilling Basins with Different Expansion Ratio », *Water*, vol. 13, n° 60, déc. 2020, doi: 10.3390/w13010060.
- [63] C. H. K. Williamson et R. Govardhan, « Vortex induced vibrations », *Fluid Mech.*, n° 36, p. 413-455, 2004, doi: 10.1146/annurev.fluid.36.050802.122128.
- [64] J. H. Lienhard, *Synopsis of Lift, Drag, and Vortex Frequency Data for Rigid Circular Cylinders*. Technical Extension Service, Washington State University, 1966.
- [65] N. Dellinger, P. François, D. Lefebvre, R. Mose, et P.-A. Garambois, « An experiment of a hydropower conversion system based on vortex-induced vibrations in a confined channel », *Renewable Energy*, vol. 115, p. 54-63, janv. 2018, doi: 10.1016/j.renene.2017.07.122.
- [66] A. Roshko, « On the drag and shedding frequency of two - dimensional bluff bodies », National advisory committee for aeronautics, Washinton, Technical note 3169, 1954.
- [67] E. Achenbach et E. Heinecke, « On vortex shedding from smooth and rough cylinders in the range of Reynolds numbers  $6 \times 10^3$  to  $5 \times 10^6$  », *J. Fluid Mech.*, vol. 109, p. 239-251, août 1981, doi: 10.1017/S002211208100102X.
- [68] A. Okajima, « Strouhal numbers of rectangular cylinders », *Journal of Fluid Mechanics*, vol. 123, p. 379-398, oct. 1982, doi: 10.1017/S0022112082003115.
- [69] B. J. Vickery, « Fluctuating lift and drag on a long cylinder of square cross-section in a smooth and in a turbulent stream », *J. Fluid Mech.*, vol. 25, n° 3, p. 481-494, juill. 1966, doi: 10.1017/S002211206600020X.
- [70] R. Mills, J. Sheridan, et K. Hourigan, « Response of base suction and vortex shedding from rectangular prisms to transverse forcing », *J. Fluid Mech.*, vol. 461, p. 25-49, juin 2002, doi: 10.1017/S0022112002008534.
- [71] F. Fossati et G. Fichera, « Sea current vortex shedding-induced vibrations of NEMO Tower », *Nuclear Instruments and Methods in Physics Research Section A: Accelerators, Spectrometers, Detectors and Associated Equipment*, vol. 567, n° 2, p. 502-504, nov. 2006, doi: 10.1016/j.nima.2006.05.174.
- [72] Y. Li, H. Tang, Q. Lin, et X. Chen, « Vortex-induced vibration of suspenders in the wake of bridge tower by numerical simulation and wind tunnel test », *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 164, p. 164-173, mai 2017, doi: 10.1016/j.jweia.2017.02.017.
- [73] H. Li *et al.*, « Investigation of vortex-induced vibration of a suspension bridge with two separated steel box girders based on field measurements », *Engineering Structures*, vol. 33, n° 6, p. 1894-1907, juin 2011, doi: 10.1016/j.engstruct.2011.02.017.
- [74] X. Litrico, G. Belaud, J.-P. Baume, et J. Ribot-Bruno, « Hydraulic Modeling of an Automatic Upstream Water-Level Control Gate », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 131, n° 2, p. 176-189, avr. 2005, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9437(2005)131:2(176).
- [75] G. Belaud, X. Litrico, B. de Graaff, et J.-P. Baume, « Hydraulic Modeling of an Automatic Upstream Water Level Control Gate for Submerged Flow Conditions », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 134, n° 3, p. 315-326, juin 2008, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9437(2008)134:3(315).
- [76] A. R. Vatankhah et H. Ghaderinia, « Semi-circular flap gate as a flow metering structure in circular channels », *Flow Measurement and Instrumentation*, vol. 64, p. 28-38, déc. 2018, doi: 10.1016/j.flowmeasinst.2018.10.001.
- [77] E. Curinier, « Dispositif de mesure de débit », FR 3119454, 2022
- [78] J. M. Samani et M. Mazaheri, « Combined Flow over Weir and under Gate », *J. Hydraul. Eng.*, vol. 135, n° 3, p. 224-227, mars 2009, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(2009)135:3(224).
- [79] A. B. Altan-Sakarya, M. A. Kokpinar, et A. Duru, « Numerical modelling of contracted sharp-crested weirs and combined weir and gate systems », *Irrig. and Drain.*, vol. 69, n° 4, p. 854-864, oct. 2020, doi: 10.1002/ird.2468.
- [80] F. M. Henderson, *Open Channel Flow*, Macmillan. New York, 1966.
- [81] S. A. Sarhan et S. A. Jalil, « Analysis of Simulation Outputs for the Mutual Effect of Flow in Weir and Gate System », *JUBES*, vol. 26, n° 6, p. 48-59, avr. 2018, doi: 10.29196/jubes.v26i6.1050.
- [82] S. A. Sarhan et S. A. Jalil, « Analysis of Simulation Outputs for the Mutual Effect of Flow in Weir and Gate System », *JUBES*, vol. 26, n° 6, p. 48-59, avr. 2018, doi: 10.29196/jubes.v26i6.1050.

- [83] A. A. Alhamid, « Analysis and formulation of flow through combined V-notch-gate-device », *Journal of Hydraulic Research*, vol. 37, n° 5, p. 697-705, sept. 1999, doi: 10.1080/00221689909498524.
- [84] A.-A. M. Negm, A. M. Al-Brahim, et A. A. Alhamid, « Combined-free flow over weirs and below gates », *Journal of Hydraulic Research*, vol. 40, n° 3, p. 359-365, mai 2002, doi: 10.1080/00221680209499950.
- [85] A. B. Altan-Sakarya et M. A. Kökpınar, « Computation of discharge for simultaneous flow over weirs and below gates (H-weirs) », *Flow Measurement and Instrumentation*, vol. 29, p. 32-38, mars 2013, doi: 10.1016/j.flowmeasinst.2012.09.007.
- [86] A. Severi, M. Masoudian, E. Kordi, et K. Roettcher, « Discharge coefficient of combined-free over-under flow on a cylindrical weir-gate », *ISH Journal of Hydraulic Engineering*, vol. 21, n° 1, p. 42-52, janv. 2015, doi: 10.1080/09715010.2014.939503.
- [87] S. A. Jalil et S. A. Sarhan, « Experimental Study of Combined Oblique Weir and Gate Structure », *ARNP Journal of Engineering and Applied Sciences*, vol. 8, n° 4, p. 306-316, 2013.
- [88] B. Balouchi et G. Rakhshandehroo, « Using Physical and Soft Computing Models to Evaluate Discharge Coefficient for Combined Weir-Gate Structures Under Free Flow Conditions », *Iran J Sci Technol Trans Civ Eng*, vol. 42, n° 4, p. 427-438, déc. 2018, doi: 10.1007/s40996-018-0117-0.
- [89] V. Ferro, « Simultaneous Flow over and under a Gate », *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, vol. 126, n° 3, p. 190-193, 2000.
- [90] G. I. Barenblatt, *Dimensional Analysis*. CRC Press, 1987.
- [91] G. I. Barenblatt, « Self-similarity: Dimensional analysis, and intermediate asymptotics », *Journal of Applied Mathematics and Mechanics*, vol. 44, n° 2, p. 267-272, janv. 1980, doi: 10.1016/0021-8928(80)90161-6.
- [92] L. Cassan et G. Belaud, « Experimental and Numerical Investigation of Flow under Sluice Gates », *J. Hydraul. Eng.*, vol. 138, n° 4, p. 367-373, avr. 2012, doi: 10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0000514.
- [93] W. Hager et M. Schwalt, « Broad-Crested Weir », *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, vol. 120, n° 1, p. 13-26, 1992.
- [94] M. Ansar et V. Ferro, « Simultaneous Flow over and under a Gate », *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, vol. 127, p. 325-328, 2001.
- [95] Z.-F. Fu, Z. Cui, W.-H. Dai, et Y.-J. Chen, « Discharge Coefficient of Combined Orifice-Weir Flow », *Water*, vol. 10, n° 699, Art. n° 6, juin 2018, doi: 10.3390/w10060699.
- [96] S. Salehi et A. H. Azimi, « Discharge Characteristics of Weir-Orifice and Weir-Gate Structures », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 145, n° 11, p. 04019025, nov. 2019, doi: 10.1061/(ASCE)IR.1943-4774.0001421.
- [97] C. O. Silva et M. Rijo, « Flow Rate Measurements under Sluice Gates », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 143, n° 6, p. 06017001, juin 2017, doi: 10.1061/(ASCE)IR.1943-4774.0001177.
- [98] C. Sepúlveda, M. Gómez, et J. Rodellar, « Benchmark of Discharge Calibration Methods for Submerged Sluice Gates », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 135, n° 5, p. 676-682, oct. 2009, doi: 10.1061/(ASCE)IR.1943-4774.0000013.
- [99] V. Ferro, « New Theoretical Solution of the Stage-Discharge Relationship for Sharp-Crested and Broad Weirs », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 138, n° 3, p. 257-265, mars 2012, doi: 10.1061/(ASCE)IR.1943-4774.0000397.
- [100] E. F. Brater, H. W. King, J. E. Lindell, et C. Y. Wei, *Handbook of Hydraulics*, 7<sup>e</sup> éd. New York: McGraw-Hill, 1976.
- [101] M. G. Bos, *Discharge measurement structures*, International Institute for Land Reclamation and Improvemen. Wageningen, Netherlands, 1976.
- [102] J.-L. Bertrand-Krajewski, A. Campisano, E. Creaco, et C. Modica, « Experimental analysis of the Hydrass flushing gate and field validation of flush propagation modelling », *Water Science and Technology*, vol. 51, n° 2, p. 129-137, janv. 2005, doi: 10.2166/wst.2005.0040.
- [103] C. Bong, T. L. Lau, et A. Ab Ghani, « Hydraulics characteristics of tipping sediment flushing gate », *Water science and technology: a journal of the International Association on Water Pollution Research*, vol. 68, n° 11, p. 2397-2406, déc. 2013, doi: 10.2166/wst.2013.498.
- [104] A. Ghetti, *Idraulica*, Libreria Cortina. Italia, 2003.

- [105] N. N. Oskuyi et F. Salmasi, « Vertical Sluice Gate Discharge Coefficient », *Journal of Civil Engineering and Urbanism*, vol. 2, n° 3, p. 108-114, 2012.
- [106] P. Ackers, « A theoretical consideration of side weirs as stormwater overflows. hydraulics paper no 11. symposium of four papers on side spillways. », *Proceedings of the Institution of Civil Engineers*, vol. 6, n° 2, p. 250-269, févr. 1957, doi: 10.1680/iicep.1957.12362.
- [107] R. O. Sinniger et W. H. Hager, *Constructions hydrauliques: écoulements stationnaires*. Presses polytechniques romandes, 1989.
- [108] P. Garcia-Navarro et J. M. Saviron, « McCormack's method for the numerical simulation of one-dimensional discontinuous unsteady open channel flow », *Journal of Hydraulic Research*, vol. 30, n° 1, p. 95-105, janv. 1992, doi: 10.1080/00221689209498949.
- [109] R. Daneshfaraz, A. Ghahramanzadeh, A. Ghaderi, A. R. Joudi, et J. Abraham, « Investigation of the Effect of Edge Shape on Characteristics of Flow Under Vertical Gates », *jawwa*, vol. 108, n° 8, p. E425-E432, août 2016, doi: 10.5942/jawwa.2016.108.0102.
- [110] H. R. Henry, D. Citrini, S. Corrsin, W. Baines, et A. Streiff, « Discussion of Diffusion of Submerged Jets by M. L. Albertson, Y. B. Dai, R. A. Jensen and Hunter Rouse », *Transactions of the American Society of Civil Engineers*, 1950, Consulté le: 23 mai 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.semanticscholar.org/paper/Discussion-of-Diffusion-of-Submerged-Jets-by-M.-L.-Holdhusen-Citrini/e6cacb013ccf2bb57840be176e00f6900e31e2ed>
- [111] G. W. Brunner, *HEC-RAS, river analysis system hydraulic reference manual—Version 5.0.*, U.S. Army Corps of Engineers, Hydrologic Engineering Center. Davis, CA, 2016.
- [112] N. Rajaratnam et K. Subramanya, « Flow Equation for the Sluice Gate », *Journal of the Irrigation and Drainage Division*, vol. 93, n° 3, p. 167-186, sept. 1967, doi: 10.1061/JRCEA4.0000503.
- [113] P. K. Swamee, « Sluice-Gate Discharge Equations », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 118, n° 1, p. 56-60, janv. 1992, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9437(1992)118:1(56).
- [114] J.-M. Vanden-Broeck, « Numerical calculations of the free-surface flow under a sluice gate », *J. Fluid Mech.*, vol. 330, p. 339-347, janv. 1997, doi: 10.1017/S0022112096003849.
- [115] A. M. Binnie, « The flow of water under a sluice-gate », *Q J Mechanics Appl Math*, vol. 5, n° 4, p. 395-407, 1952, doi: 10.1093/qjmam/5.4.395.
- [116] J. S. Montes, « Irrotational Flow and Real Fluid Effects Under Planar Sluice Gates », *J. Hydraul. Eng.*, vol. 123, n° 3, p. 219-232, mars 1997, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(1997)123:3(219).
- [117] D. D. Fangmeier et T. Strelkoff, « Solution for Gravity Flow Under a Sluice Gate », *Journal of Engineering Mechanics-asce*, févr. 1968, Consulté le: 26 mai 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.semanticscholar.org/paper/Solution-for-Gravity-Flow-Under-a-Sluice-Gate-Fangmeier-Strelkoff/3d384b50b35f39f9c6eb638cb0c1f82ce75df9ea>
- [118] D.-G. Kim, « Numerical analysis of free flow past a sluice gate », *KSCE Journal of Civil Engineering*, vol. 11, n° 2, p. 127-132, 2007.
- [119] G. Belaud et X. Litrico, « Closed-form solution of the potential flow in a contracted flume », *J. Fluid Mech.*, vol. 000, p. 1-9, mars 2008, doi: 10.1017/S0022112008000232.
- [120] G. Belaud, L. Cassan, et J.-P. Baume, « Calculation of Contraction Coefficient under Sluice Gates and Application to Discharge Measurement », *J. Hydraul. Eng.*, vol. 135, n° 12, p. 1086-1091, déc. 2009, doi: 10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0000122.
- [121] N. Rajaratnam, « Free Flow Immediately Below Sluice Gates », *Journal of the Hydraulics Division*, vol. 103, n° 4, p. 345-351, avr. 1977, doi: 10.1061/JYCEAJ.0004729.
- [122] N. Rajaratnam et J. A. Humphries, « Free Flow Upstream Of Vertical Sluice Gates », *Journal of Hydraulic Research*, vol. 20, n° 5, p. 427-437, oct. 1982, doi: 10.1080/00221688209499471.
- [123] A. Habibzadeh, A. R. Vatankhah, et N. Rajaratnam, « Role of Energy Loss on Discharge Characteristics of Sluice Gates », *J. Hydraul. Eng.*, vol. 137, n° 9, p. 1079-1084, sept. 2011, doi: 10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0000406.
- [124] A. J. Clemmens, T. S. Strelkoff, et J. A. Replogle, « Calibration of Submerged Radial Gates », *J. Hydraul. Eng.*, vol. 129, n° 9, p. 680-687, sept. 2003, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(2003)129:9(680).
- [125] J.-P. Baume, P.-O. Malaterre, G. Belaud, et B. L. Le Guennec, *SIC: A 1D hydrodynamic model for river and irrigation canal modelling and regulation*, Associação Brasileira de Recursos Hídricos. in Métodos Numéricos em Recursos Hídricos. Brazil, 2005.

- [126] « SIC<sup>2</sup> : Logiciel de Simulation Intégrée des Canaux et de leur Contrôle ». Consulté le: 28 mai 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://sic.g-eau.fr/>
- [127] W. H. Hager, *Energy Dissipators and Hydraulic Jump*, vol. 8. in Water Science and Technology Library, vol. 8. Dordrecht: Springer Netherlands, 1992. doi: 10.1007/978-94-015-8048-9.
- [128] J. B. Belanger, *Essai sur la solution numerique de quelques problemes relatifs au mouvement permanent des eaux courantes; par m. J.-B. Belanger ..* chez Carilian-Goeury, libraire, des corps royaux des ponts et chaussees et des mines, 1828.
- [129] C. H. Lin, J. F. Yen, et C. T. Tsai, « Influence of Sluice Gate Contraction Coefficient on Distinguishing Condition », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 128, n° 4, p. 249-252, août 2002, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9437(2002)128:4(249).
- [130] H. Rouse, Y. B. Dai, R. A. Jensen, et Albertson, M. L., « Diffusion of Submerged Jets », *Transactions of the American Society of Civil Engineers*, vol. 115, n° 1, p. 639-664, janv. 1950, doi: 10.1061/TACEAT.0006302.
- [131] N. Rajaratnam et K. Subramanya, « Flow Immediately Below Submerged Sluice Gate », *Journal of the Hydraulics Division*, vol. 93, n° 4, p. 57-77, juill. 1967, doi: 10.1061/JYCEAJ.0001667.
- [132] J. Yen, C. Lin, et C. Tsai, « Hydraulic characteristics and discharge control of sluice gates », *Journal of the Chinese Institute of Engineers*, vol. 24, n° 3, p. 301-310, avr. 2001, doi: 10.1080/02533839.2001.9670628.
- [133] G. Belaud, L. Cassan, et J.-P. Baume, « Contraction and Correction Coefficients for Energy-Momentum Balance under Sluice Gates », in *World Environmental and Water Resources Congress 2012*, Albuquerque, New Mexico, United States: American Society of Civil Engineers, mai 2012, p. 2116-2127. doi: 10.1061/9780784412312.212.
- [134] M. Ansar et V. Ferro, « Simultaneous Flow over and under a Gate », *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, vol. 127, p. 325-328, 2001.
- [135] M. Bijankhan et S. Kouchakzadeh, « Discussion of “Benchmark of Discharge Calibration Methods for Submerged Sluice Gates” by Carlos Sepúlveda, Manuel Gómez, and José Rodellar », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 137, n° 1, p. 56-58, janv. 2011, doi: 10.1061/(ASCE)IR.1943-4774.0000230.
- [136] C. Sepúlveda, M. Gómez, et J. Rodellar, « Closure to “Benchmark of Discharge Calibration Methods for Submerged Sluice Gates” by Carlos Sepúlveda, Manuel Gómez, and José Rodellar ».
- [137] R. Narayanan, « Wall Jet Analogy to Hydraulic Jump », *Journal of the Hydraulics Division*, vol. 101, n° 3, p. 347-359, mars 1975, doi: 10.1061/JYCEAJ.0004223.
- [138] M. Gunal et R. Narayanan, « Hydraulicjump in sloping channels », *Journal of Hydraulic Engineering*, n° August, p. 436-442, 1996.
- [139] N. Rajaratnam, « The Hydraulic Jump as a Well Jet », *Journal of the Hydraulics Division*, vol. 91, n° 5, p. 107-132, sept. 1965, doi: 10.1061/JYCEAJ.0001299.
- [140] P. L. Thompson et R. T. Roger, *Hydraulic Design of Energy Dissipators for Culverts and Channels*, 3<sup>e</sup> éd. in Hydraulic Engineering Circular, no. 14. U.S. Department of Transportation, Federal Highway, 2006.
- [141] J. Tel, « Discharge relations for radial gates », Master of Science Thesis, Delft Technical University, Delft, The Netherlands, 2000.
- [142] O. Castro-Orgaz, L. Mateos, et S. Dey, « Revisiting the Energy-Momentum Method for Rating Vertical Sluice Gates under Submerged Flow Conditions », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 139, n° 4, p. 325-335, avr. 2013, doi: 10.1061/(ASCE)IR.1943-4774.0000552.
- [143] M. Bijankhan, V. Ferro, et S. Kouchakzadeh, « New stage–discharge relationships for free and submerged sluice gates », *Flow Measurement and Instrumentation*, vol. 28, p. 50-56, déc. 2012, doi: 10.1016/j.flowmeasinst.2012.07.004.
- [144] I. E. Idelcik, *Memento des pertes de charge: Coefficients de perte de charge singulière et de pertes de charge par frottement*, 3<sup>e</sup> éd. in Direction des études et recherches d'Electricité de France (EDF). 1986.
- [145] S. ISEL, « Développement de méthodologies et d'outils numériques pour l'évaluation du débit en réseau hydraulique à surface libre », PhD thesis, Université de Strasbourg, Strasbourg, FRANCE, 2014.

- [146] C. E. Kindsvater et R. W. Carter, « Discharge Characteristics of Rectangular Thin-Plate Weirs », *Transactions of the American Society of Civil Engineers*, vol. 124, n° 1, p. 772-801, janv. 1959, doi: 10.1061/TACEAT.0007696.
- [147] P. K. Swamee, S. K. Pathak, et M. Ghodsian, « Viscosity and surface tension effects on rectangular weirs », *ISH Journal of Hydraulic Engineering*, vol. 7, n° 2, p. 45-50, janv. 2001, doi: 10.1080/09715010.2001.10514697.
- [148] B. T. Wahlin et J. A. Replogle, « Flow Measurement Using an Overshot Gate », *Water Conservation Innovative Technology Research For Agriculture and Urban Irrigation Water*, 1425-2-FC-81-19060, 1994.
- [149] USBR (United States Bureau of Reclamation), « Studies of crests of overfall dams », *Bulletin 3, Boulder Canyon Project, Final Rep., Denver.*, 1948.
- [150] M. Bijankhan et V. Ferro, « Experimental Study and Numerical Simulation of Inclined Rectangular Weirs », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 144, n° 7, p. 04018012, juill. 2018, doi: 10.1061/(ASCE)IR.1943-4774.0001325.
- [151] N. S. R. Nikou, M. J. Monem, et K. Safavi, « Extraction of the Flow Rate Equation under Free and Submerged Flow Conditions in Pivot Weirs with Different Side Contractions », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 142, n° 8, p. 04016025, août 2016, doi: 10.1061/(ASCE)IR.1943-4774.0001027.
- [152] M. Afsharpour et J. Farhoudi, « Estimation of discharge coefficient of the overshot gates, based on the brink depth, under free and submerged conditions », *ISH Journal of Hydraulic Engineering*, vol. 29, n° 2, p. 115-120, mars 2023, doi: 10.1080/09715010.2021.2004560.
- [153] D. H. Manz, « Systems analysis of irrigation conveyance systems », PhD thesis, University of Alberta, Edmonton, Alberta, Canada, 1985.
- [154] M. N. S. Prakash, M. B. Ananthayya, et G. M. Kovoov, « Inclined Rectangular Weir-Flow Modeling », *Earth Science India*, vol. 4, n° (II), p. 57-67, 2011.
- [155] A. Mahdavi et N. Shahkarami, « SPH Analysis of Free Surface Flow over Pivot Weirs », *KSCE J Civ Eng*, vol. 24, n° 4, p. 1226-, avr. 2020, doi: 10.1007/s12205-020-0095-1.
- [156] A. V. Shivapur et M. N. Shesha Prakash, « Inclined sluice gate for flow measurement », *ISH Journal of Hydraulic Engineering*, vol. 11, n° 1, p. 46-56, janv. 2005, doi: 10.1080/09715010.2005.10514768.
- [157] A. S. Ramamurthy, U. S. Tim, et M. V. J. Rao, « Flow Over Sharp-Crested Plate Weirs », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 113, n° 2, p. 163-172, mai 1987, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9437(1987)113:2(163).
- [158] P. K. Kandaswamy et H. Rouse, « Characteristics of Flow over Terminal Weirs and Sills », *Journal of the Hydraulics Division*, vol. 83, n° 4, p. 1345-13, août 1957, doi: 10.1061/JYCEAJ.0000101.
- [159] P. K. Swamee, « Generalized Rectangular Weir Equations », *J. Hydraul. Eng.*, vol. 114, n° 8, p. 945-949, août 1988, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(1988)114:8(945).
- [160] W. H. Hager, *Wastewater Hydraulics*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2010. doi: 10.1007/978-3-642-11383-3.
- [161] A. H. Azimi et N. Rajaratnam, « Discharge Characteristics of Weirs of Finite Crest Length », *J. Hydraul. Eng.*, vol. 135, n° 12, p. 1081-1085, déc. 2009, doi: 10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0000117.
- [162] C. Di Stefano, V. Ferro, et M. Bijankhan, « Discussion of “Extraction of the flow rate equation under free and submerged flow conditions in pivot weirs with different side contractions” by N. Sheikh Rezazadeh Nikou, M. J. Monem, and K. Safavi », *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, vol. 144, n° 4, p. 7018007, 2018.
- [163] H. Khalili Shayan, Y. Aminpour, P. Peysokhan, et M. Bayrami, « Discussion of “Extraction of the Flow Rate Equation under Free and Submerged Flow Conditions in Pivot Weirs with Different Side Contractions” by N. Sheikh Rezazadeh Nikou, M. J. Monem, and K. Safavi », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 144, n° 4, p. 07018008, avr. 2018, doi: 10.1061/(ASCE)IR.1943-4774.0001249.
- [164] S. M. Azimfar, S. A. Hosseini, et A. Khosrojerrdi, « Derivation of discharge coefficient of a pivot weir under free and submergence flow conditions », *Flow Measurement and Instrumentation*, vol. 59, p. 45-51, mars 2018, doi: 10.1016/j.flowmeasinst.2017.11.010.

- [165] M. Bijankhan et V. Ferro, « Dimensional analysis and stage-discharge relationship for weirs: a review », *J Agricult Engineer*, vol. XLVIII:575, n° 1, p. 1-11, févr. 2017, doi: 10.4081/jae.2017.575.
- [166] N. S. R. Nikou, M. J. Monem, et A. N. Ziaei, « Developing a Simple Unique Head-Discharge Equation for Pivot Weirs with Different Side Contraction », *Journal of Water and Soil*, vol. 30, n° 1, p. 52-62, 2016.
- [167] S. M. Hajimirzaie et J. A. González-Castro, « Discussion of “Experimental Modeling of Submerged Pivot Weir” by M. Bijankhan and V. Ferro », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 146, n° 3, p. 04020001, mars 2020, doi: 10.1061/(ASCE)IR.1943-4774.0001455.
- [168] Z. Samani et H. Magallanez, « Simple Flume for Flow Measurement in Open Channel », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 126, n° 2, p. 127-129, mars 2000, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9437(2000)126:2(127).
- [169] M. Bijankhan et V. Ferro, « Closure to “Experimental Modeling of Submerged Pivot Weir” by M. Bijankhan and V. Ferro », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 147, n° 1, p. 07020013, janv. 2021, doi: 10.1061/(ASCE)IR.1943-4774.0001524.
- [170] N. S. R. Nikou, A. N. Ziaei, et K. Safavi, « Closure to “Extraction of the Flow Rate Equation under Free and Submerged Flow Conditions in Pivot Weirs with Different Side Contractions” by N. Sheikh Rezazadeh Nikou, M. J. Monem, and K. Safavi », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 144, n° 4, p. 07018009, avr. 2018, doi: 10.1061/(ASCE)IR.1943-4774.0001247.
- [171] S. Wu et N. Rajaratnam, « Submerged Flow Regimes of Rectangular Sharp-Crested Weirs », *J. Hydraul. Eng.*, vol. 122, n° 7, p. 412-414, juill. 1996, doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(1996)122:7(412).
- [172] A. H. Azimi, N. Rajaratnam, et D. Z. Zhu, « Water Surface Characteristics of Submerged Rectangular Sharp-Crested Weirs », *J. Hydraul. Eng.*, vol. 142, n° 5, p. 06016001, mai 2016, doi: 10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0001110.
- [173] A. H. Azimi, N. Rajaratnam, et D. Z. Zhu, « Submerged Flows over Rectangular Weirs of Finite Crest Length », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 140, n° 5, p. 06014001, mai 2014, doi: 10.1061/(ASCE)IR.1943-4774.0000728.
- [174] J. R. Villemonte, « Submerged-weir discharge studies », *Engineering news record*, n° 866, p. 54-57, 1947.
- [175] M. Bijankhan et V. Ferro, « Experimental Modeling of Submerged Pivot Weir », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 146, n° 3, p. 04020001, mars 2020, doi: 10.1061/(ASCE)IR.1943-4774.0001455.
- [176] H.-J. Bungartz et M. Schäfer, Éd., *Fluid-structure interaction: modelling, simulation, optimisation*. in Lecture notes in computational science and engineering, no. 53. Berlin ; New York: Springer-Verlag, 2006.
- [177] J. M. Domínguez *et al.*, « DualSPHysics: from fluid dynamics to multiphysics problems », *Comp. Part. Mech.*, vol. 9, n° 5, p. 867-895, 2021, doi: 10.1007/s40571-021-00404-2.
- [178] H. K. Versteeg et W. Malalasekera, *An introduction to computational fluid dynamics: the finite volume method*, 2nd ed. Harlow, England ; New York: Pearson Education Ltd, 2007.
- [179] W. Rodi, *Turbulence Models and Their Application in Hydraulics*. CRC Press, 1993.
- [180] B. Tullis, « Size-Scale Effects of Labyrinth Weir Hydraulics », présenté à Blake Tullis, 7th IAHR International Symposium on Hydraulic Structures, Aachen, Germany: USULibraries, 2018, p. 15-18. doi: 10.15142/T3R06F.
- [181] « Liste des capteurs / zws-70/CU/QS / microsonic - Capteur à ultrason ». Consulté le: 28 juin 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.microsonic.de/fr/capteurs-de-distance/parallelepipedique-zws/capteurs-standard/capteurs-standard/zws-70cuqs.htm>
- [182] GUM, *Guide to the expression of uncertainty in measurement*, International Organization for Standardization. Geneva, Switzerland, 1993.
- [183] M. Muste, D. A. Lyn, D. M. Admiraal, R. Ettema, V. Nikora, et M. H. Garcia, *Experimental Hydraulics*, IAHR Monograph., vol. I: Fundamentals and Methods. in IAHR Monograph, vol. I: Fundamentals and Methods. London, UK: Taylor & Francis Group, 2017.
- [184] « Tout savoir sur la mesure de débit avec un débitmètre électromagnétique ». Consulté le: 26 avril 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.fr.endress.com/fr/instrumentation-terrain-sur-mesure/debit-mesure-produits/mesure-debit-debitmetre-electromagnetique>

- [185] ENDRESS + HAUSER, « Débitmètre électromagnétique PROline promag 10 W | Mesure du débit dans l'industrie de l'eau et de l'environnement »,
- [186] « Étalonnage des débitmètres sur site ». Consulté le: 28 juin 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.fr.endress.com/fr/services-instrumentation/services-maintenance-etallonage/etalonnage-debitmetres-site>
- [187] « Inclinomètre deux axes F0T00002 », Ijinus. Consulté le: 28 juin 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.ijinus.com/produit/par-metiers/environnement/inclinometre-deux-axes-f0t00002/>
- [188] « Inclinomètre | Nivus ». Consulté le: 28 juin 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.nivus.com/fr/produits-solutions/technologie-de-mesure/mesure-de-debit/mesure-de-debit-hydraulique/inclinometre>
- [189] A. J. Jerri, « The Shannon sampling theorem—Its various extensions and applications: A tutorial review », *Proceedings of the IEEE*, vol. 65, n° 11, p. 1565-1596, nov. 1977, doi: 10.1109/PROC.1977.10771.
- [190] C. Shannon, « Communication in the Presence of Noise », *PROCEEDINGS OF THE I.R.E.*, p. 10-22, 1949.
- [191] W. Burger et M. J. Burge, *Principles of Digital Image Processing: Advanced Methods*. in Undergraduate Topics in Computer Science. London: Springer London, 2013. doi: 10.1007/978-1-84882-919-0.
- [192] VIM, *International vocabulary of metrology – Basic and general concepts and associated terms (VIM)*, 3rd edition. 2012.
- [193] P. Versini -A, A. Hannouche, C. Joannis, et G. Chebbo, « Guide pour l'évaluation des incertitudes affectant les mesures de concentrations et de flux polluants en réseau d'assainissement », Projet MENTOR - OPUR : Observatoire des Polluants Urbains en Île de France, 2015.
- [194] T. Larrieu, « Étude numérique et expérimentale des structures flexibles au sein d'écoulements turbulents », Université de Poitiers, Poitiers, 2022.
- [195] F. Ghasemzadeh, S. Kouchakzadeh, et G. Belaud, « Unsteady Stage-Discharge Relationships for Sharp-Crested Weirs », *J. Irrig. Drain Eng.*, vol. 146, n° 6, p. 04020009, juin 2020, doi: 10.1061/(ASCE)IR.1943-4774.0001468.
- [196] A. Campisano, E. Creaco, et C. Modica, « Experimental analysis of the Hydrass flushing gate and laboratory validation of flush propagation modelling », *Water Science and Technology*, vol. 54, n° 7, p. 101-108, 2006.
- [197] H. Chanson et H. Wang, *Unsteady discharge calibration of a large V-notch weir*, School of Civil Engineering, The University of Queensland. Australia, 2012.
- [198] H. Chanson et H. Wang, « Unsteady discharge calibration of a large V-notch weir », *Flow Measurement and Instrumentation*, vol. 29, p. 19-24, 2012, doi: 10.1016/j.flowmeasinst.2012.10.010.
- [199] G. Kalitzin, G. Medic, G. Iaccarino, et P. Durbin, « Near-wall behavior of RANS turbulence models and implications for wall functions », *Journal of Computational Physics*, vol. 204, n° 1, p. 265-291, mars 2005, doi: 10.1016/j.jcp.2004.10.018.
- [200] A. Defina et F. M. Susin, « Hysteretic behavior of the flow under a vertical sluice gate », *Physics of Fluids*, vol. 15, n° 9, p. 2541-2548, sept. 2003, doi: 10.1063/1.1596193.
- [201] H. B. Awbi, « Effect of blockage on the strouhal number of two-dimensional bluff bodies », *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 12, n° 3, p. 353-362, sept. 1983, doi: 10.1016/0167-6105(83)90055-7.
- [202] « Solve nonlinear least-squares (nonlinear data-fitting) problems - MATLAB lsqnonlin - MathWorks France ». Consulté le: 6 juillet 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://fr.mathworks.com/help/optim/ug/lsgnonlin.html>
- [203] ISO/IEC, *Guide 98-3/Suppl. 1:2008(E) Uncertainty of measurement - Part 3: Guide to the expression of uncertainty in measurement (GUM:1995) Supplement 1: Propagation of distributions using Monte Carlo method*, ISO. Geneva (Switzerland), 2008.
- [204] G. Ruban, C. Joannis, et A.-S. Devrier, « Evaluation de la précision des courbes d'étalonnage des turbidimètres par la méthode de Monte Carlo », présenté à Novatech 2007 - 6ème Conférence

- sur les techniques et stratégies durables pour la gestion des eaux urbaines par temps de pluie, Lyon, France, 2007.
- [205] A. S. M. Al Luhayb, « The bootstrap method for Monte Carlo integration inference », *Journal of King Saud University - Science*, vol. 35, n° 6, p. 102768, août 2023, doi: 10.1016/j.jksus.2023.102768.
- [206] A. C. Davison et D. V. Hinkley, *Bootstrap Methods and their Application*, Cambridge University Press. Cambridge, 1997. Consulté le: 6 juillet 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.cambridge.org/core/books/bootstrap-methods-and-their-application/ED2FD043579F27952363566DC09CBD6A>
- [207] C. W. Hirt et B. D. Nichols, « Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries », *Journal of Computational Physics*, vol. 39, n° 1, p. 201-225, janv. 1981, doi: 10.1016/0021-9991(81)90145-5.
- [208] F. R. Menter, « Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications », *AIAA Journal*, vol. 32, n° 8, p. 1598-1605, août 1994, doi: 10.2514/3.12149.
- [209] S. S. Deshpande, L. Anumolu, et M. F. Trujillo, « Evaluating the performance of the two-phase flow solver interFoam », *Comput. Sci. Disc.*, vol. 5, n° 1, p. 014016, nov. 2012, doi: 10.1088/1749-4699/5/1/014016.
- [210] OpenFOAM, « User Guide », vol. v2106, 2021.
- [211] P. J. Roache, « Perspective: A Method for Uniform Reporting of Grid Refinement Studies », *Journal of Fluids Engineering*, vol. 116, n° 3, p. 405-413, sept. 1994, doi: 10.1115/1.2910291.
- [212] International Organization for Standardization, *Systèmes spatiaux — Définition des Niveaux de Maturité de la Technologie (NMT) et de leurs critères d'évaluation*, ISO 16290:2013. 2013.
- [213] GAO, *Joint Strike Fighter Acquisition – Mature Critical Technologies Needed to Reduce Risk*. 2001.
- [214] H. Chanson, « Analytical solutions of laminar and turbulent dam break wave », in *River Flow 2006*, E. Alves, A. Cardoso, J. Leal, et R. Ferreira, Éd., Taylor & Francis, 2006. doi: 10.1201/9781439833865.ch48.
- [215] M. Lodomez, S. Erpicum, B. Dewals, M. Piroton, et P. Archambeau, « Comparison between Experimental and SPH Models over a Sharp- crested Weir », p. 9.
- [216] J. O'Connor et B. D. Rogers, « A fluid–structure interaction model for free-surface flows and flexible structures using smoothed particle hydrodynamics on a GPU », *Journal of Fluids and Structures*, vol. 104, p. 103312, juill. 2021, doi: 10.1016/j.jfluidstructs.2021.103312.
- [217] D. Violeau et B. D. Rogers, « Smoothed particle hydrodynamics (SPH) for free-surface flows: past, present and future », *Journal of Hydraulic Research*, vol. 54, n° 1, p. 1-26, janv. 2016, doi: 10.1080/00221686.2015.1119209.
- [218] D. Violeau et R. Issa, « La méthode numérique SPH appliquée à l'hydraulique: Une méthode lagrangienne aux applications variées », *Revue Européenne des Éléments Finis*, vol. 12, n° 2-3, p. 171-190, janv. 2003, doi: 10.3166/reef.12.171-190.
- [219] B. McDonnell, K. Ratliff, M. Tryby, J. Wu, et A. Mullanpudi, « PySWMM: The Python Interface to Stormwater Management Model (SWMM) », *JOSS*, vol. 5, n° 52, p. 2292, août 2020, doi: 10.21105/joss.02292.
- [220] M. Eulogi, S. Ostojin, P. Skipworth, J. Shucksmith, et A. Schellart, « Hydraulic optimisation of multiple flow control locations for the design of local real time control systems », *Urban Water*, vol. 18, déc. 2020, doi: 10.1080/1573062X.2020.1860238.
- [221] M. Eulogi, S. Ostojin, P. Skipworth, S. Kroll, J. D. Shucksmith, et A. Schellart, « Comparing methods to place adaptive local RTC actuators for spill volume reduction from multiple CSOs », *Journal of Hydroinformatics*, vol. 24, n° 1, p. 78-92, nov. 2021, doi: 10.2166/hydro.2021.085.



# Chapitre 7. Annexes

## 7.1. Annexes du chapitre 2 : Développement d'un banc d'essais expérimental

Annexe 7.1-1. Tableau de calibration des capteurs de hauteur : correspondance entre la tension renvoyée et la hauteur des étalons.

Capteur de hauteur	n°1	n°2	n°3	n°4
Borne max [V]	0.486	0.45	0.485	0.182
Borne min [V]	9.484	9.41	9.441	9.366
Borne max [m]	0.821	0.821	0.821	0.821
Borne min [m]	0.050	0.050	0.050	0.050

Annexe 7.1-2. Dérivées partielles pour le calcul de l'incertitude sur l'angle d'inclinaison du volet de la vanne fusible par une méthode trigonométrique

$$\frac{\partial \alpha_{calcul}}{\partial h_w} = - \frac{1}{a_w \sqrt{1 - \frac{(h_w - h_{png})^2}{a_w^2}}} \quad (7.1)$$

$$\frac{\partial \alpha_{calcul}}{\partial h_{png}} = - \frac{\partial \alpha_{calcul}}{\partial h_w} \quad (7.2)$$

$$\frac{\partial \alpha_{calcul}}{\partial a_w} = \frac{h_w - h_{png}}{a_w^2 \sqrt{1 - \frac{(h_w - h_{png})^2}{a_w^2}}} \quad (7.3)$$

**Annexe 7.1-3. Dérivées partielles pour le calcul de l'incertitude sur l'angle d'inclinaison du volet de la vanne de régulation**
Calcul des dérivées partielles

$$\frac{\partial \gamma}{\partial x_0} = \frac{1}{r \sqrt{1 - \frac{(x_1 - x_0)^2}{r^2}}} \quad (7.4)$$

$$\frac{\partial \gamma}{\partial x_1} = - \frac{\partial \gamma}{\partial x_0} \quad (7.5)$$

$$\frac{\partial \gamma}{\partial r} = \frac{x_1 - x_0}{r^2 \sqrt{1 - \frac{(x_1 - x_0)^2}{r^2}}} \quad (7.6)$$

Calcul de l'incertitude sur la distance entre les deux points d'intérêt

$$u(r) = \sqrt{\frac{\partial r^2}{\partial x_1} u(x_1)^2 + \frac{\partial r^2}{\partial x_0} u(x_0)^2 + \frac{\partial r^2}{\partial y_1} u(y_1)^2 + \frac{\partial r^2}{\partial y_0} u(y_0)^2} \quad (7.7)$$

$$\frac{\partial r}{\partial x_1} = \frac{x_1 - x_0}{\sqrt{(x_1 - x_0)^2 + (y_1 - y_0)^2}} \quad (7.8)$$

$$\frac{\partial r}{\partial x_0} = - \frac{\partial r}{\partial x_1} \quad (7.9)$$

$$\frac{\partial r}{\partial y_1} = \frac{y_1 - y_0}{\sqrt{(x_1 - x_0)^2 + (y_1 - y_0)^2}} \quad (7.10)$$

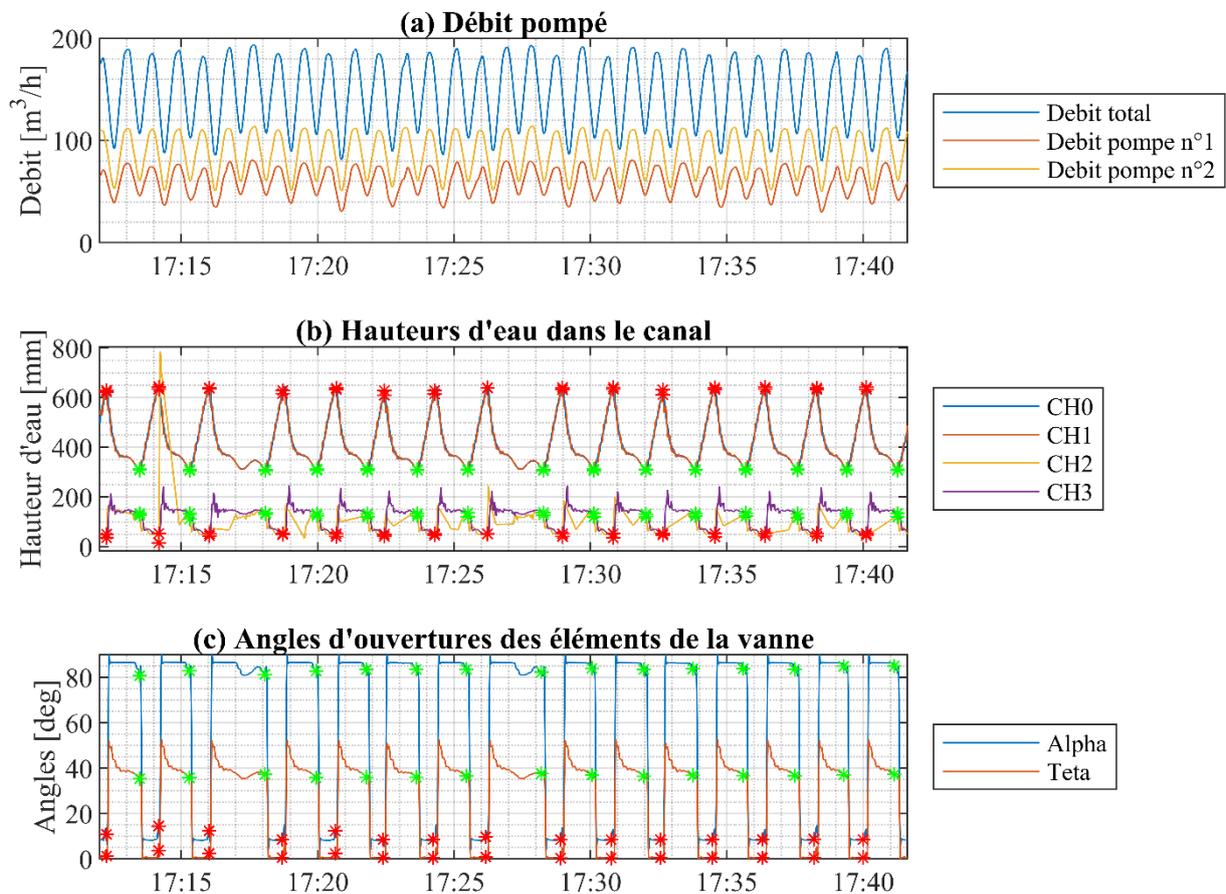
$$\frac{\partial r}{\partial y_0} = - \frac{\partial r}{\partial y_1} \quad (7.11)$$

## 7.2. Annexes du Chapitre 3 : Etude en régime transitoire des vannes fusibles

La mesure de la hauteur amont pour laquelle la vanne fusible s'ouvre ou se ferme ont été déterminées sur la base de cycles répétés afin de déduire ces valeurs avec un degrés de fiabilité élevé.

Ces cycles sont présentés exhaustivement dans cette partie en présentant l'évolution temporelle du débit pompé par chaque pompe, des hauteurs d'eau mesurées ainsi que les angles d'ouverture du volet basculant et du clapet anti-retour.

### Annexe 7.2-1. Mesures expérimentales des cycles d'ouverture et de fermeture de la vanne fusible en imposant une hauteur de seuil en aval du canal de 4.5 cm

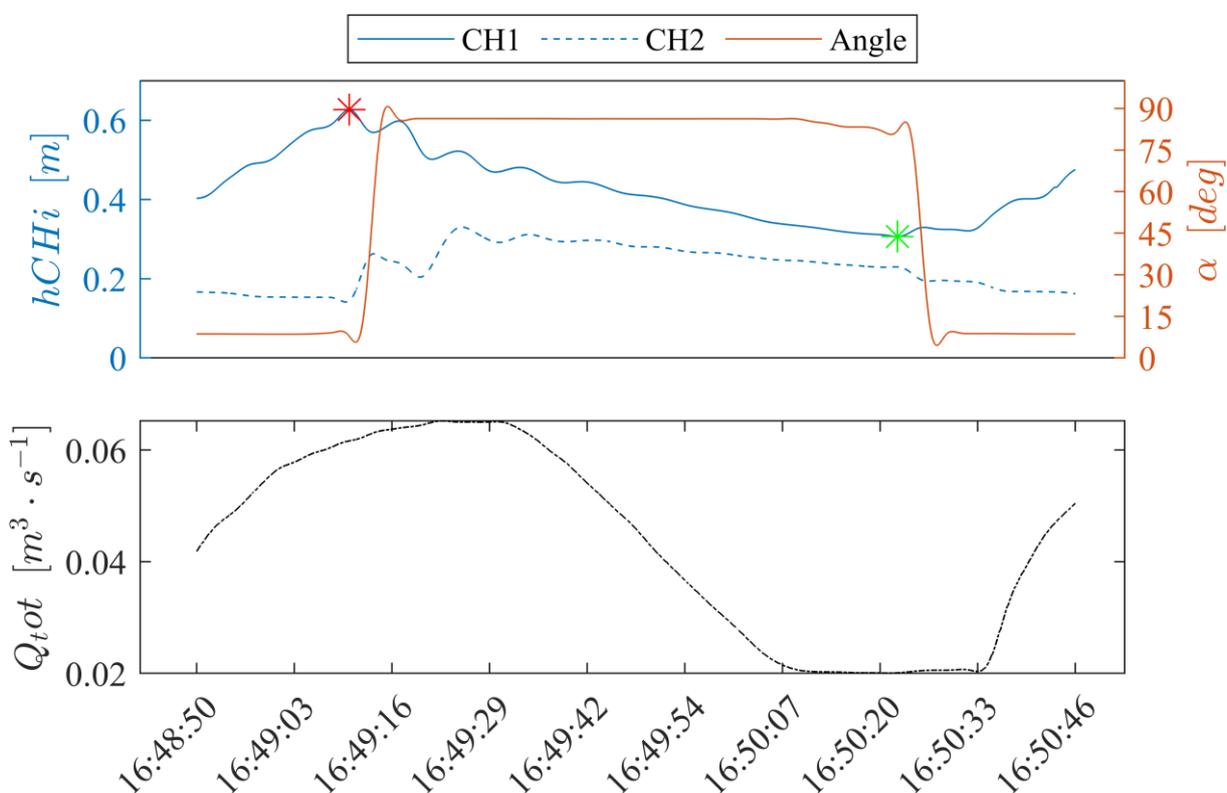


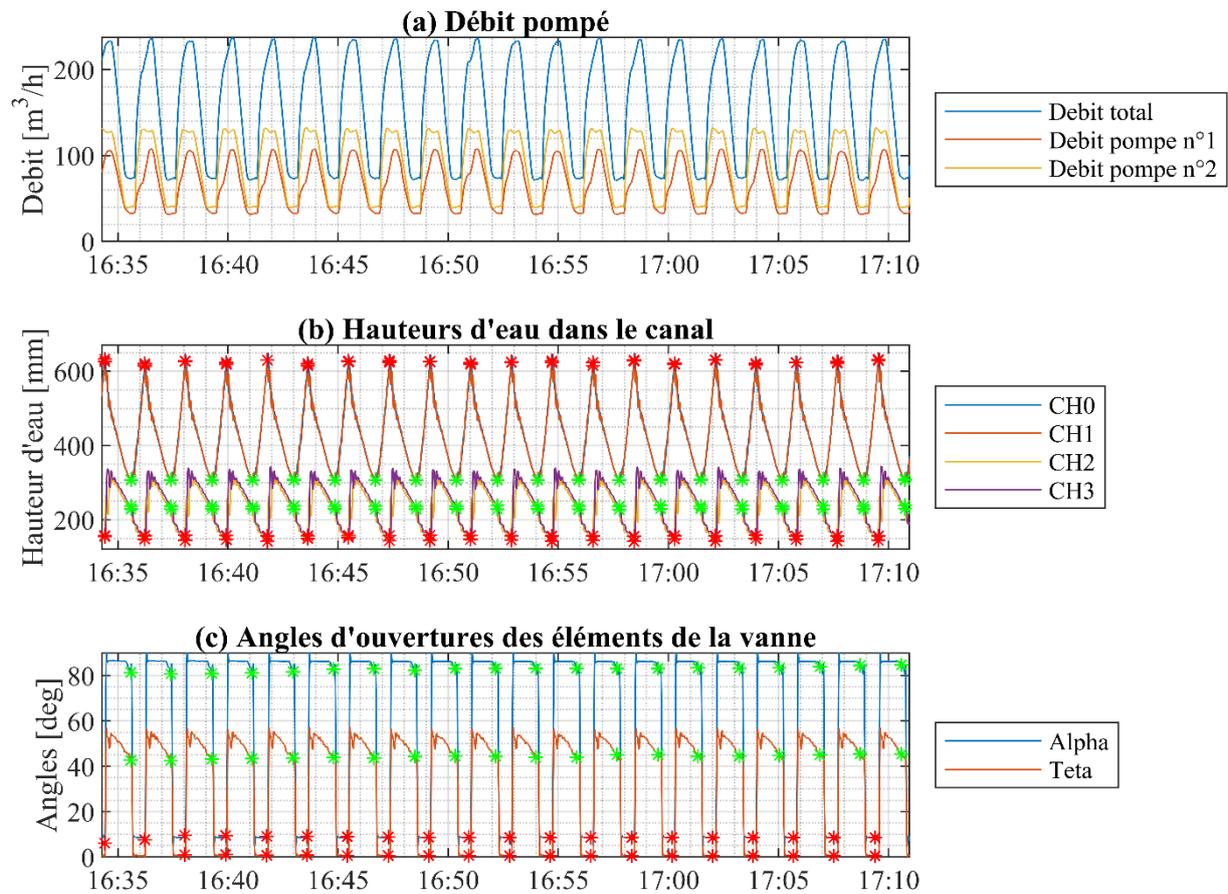
Les croix rouges indiquent les maximums locaux de la hauteur mesurée par le capteur de hauteur CH1, qui sont considérés comme les hauteurs d'ouverture de la vanne. De manière similaire, les croix vertes représentent les minima locaux de la hauteur d'eau au niveau du capteur CH1, représentant ainsi les hauteurs de fermeture de la vanne.

**Annexe 7.2-2. Synthèse des hauteurs d'ouverture et de fermeture en fonction de la hauteur aval en imposant une hauteur de seuil en aval du canal de 4.5 cm**

Ouverture				Fermeture			
Date	$h_{CH1} \pm u(h_{CH1})$ [mm]	$h_{CH2} \pm u(h_{CH2})$ [mm]	$\alpha \pm u(\alpha)$ [deg]	Date	$h_{CH1} \pm u(h_{CH1})$ [mm]	$h_{CH2} \pm u(h_{CH2})$ [mm]	$\alpha \pm u(\alpha)$ [deg]
17:12:16	630+2	36+2	10.8+4.8	17:13:28	308+2	126+2	80.8+0.2
17:14:11	634+2	16+2	14.5+3.1	17:15:19	307+2	112+2	82.9+0.2
17:16:02	637+2	44+2	12.4+4.2	17:18:06	307+2	131+2	81.4+0.2
17:18:43	629+2	49+2	8.6+8.1	17:19:58	308+2	125+2	82.9+0.2
17:20:41	633+2	42+2	12.4+3.4	17:21:50	308+2	121+2	83.5+0.2
17:22:27	629+2	42+2	8.6+8.1	17:23:40	307+2	125+2	83.6+0.2
17:24:17	629+2	46+2	8.6+7.9	17:25:30	308+2	121+2	83.6+0.2
17:26:14	638+2	51+2	9.7+6.7	17:28:17	306+2	128+2	82.4+0.2
17:28:59	632+2	41+2	8.5+8	17:30:08	307+2	120+2	84+0.2
17:30:51	634+2	36+2	8.5+8.2	17:32:02	308+2	122+2	83.5+0.2
17:32:39	631+2	47+2	8.5+8.5	17:33:51	307+2	123+2	83.8+0.2
17:34:34	633+2	40+2	8.5+8.4	17:35:42	307+2	124+2	83.9+0.2
17:36:25	634+2	45+2	8.5+8.4	17:37:36	308+2	117+2	83.6+0.2
17:38:18	633+2	42+2	8.7+8	17:39:24	308+2	125+2	84.9+0.2
17:40:07	634+2	46+2	8.5+8.3	17:41:16	307+2	119+2	85.1+0.2
<b>Moyenne</b>	<b>633+3</b>	<b>41+9</b>	<b>9.7+7.5</b>	<b>Moyenne</b>	<b>308+2</b>	<b>123+5</b>	<b>83.3+1.2</b>

**Annexe 7.2-3. Visualisation d'un cycle d'ouverture et de fermeture de la vanne fusible expérimentale en imposant une hauteur de seuil en aval du canal de 14.5 cm**

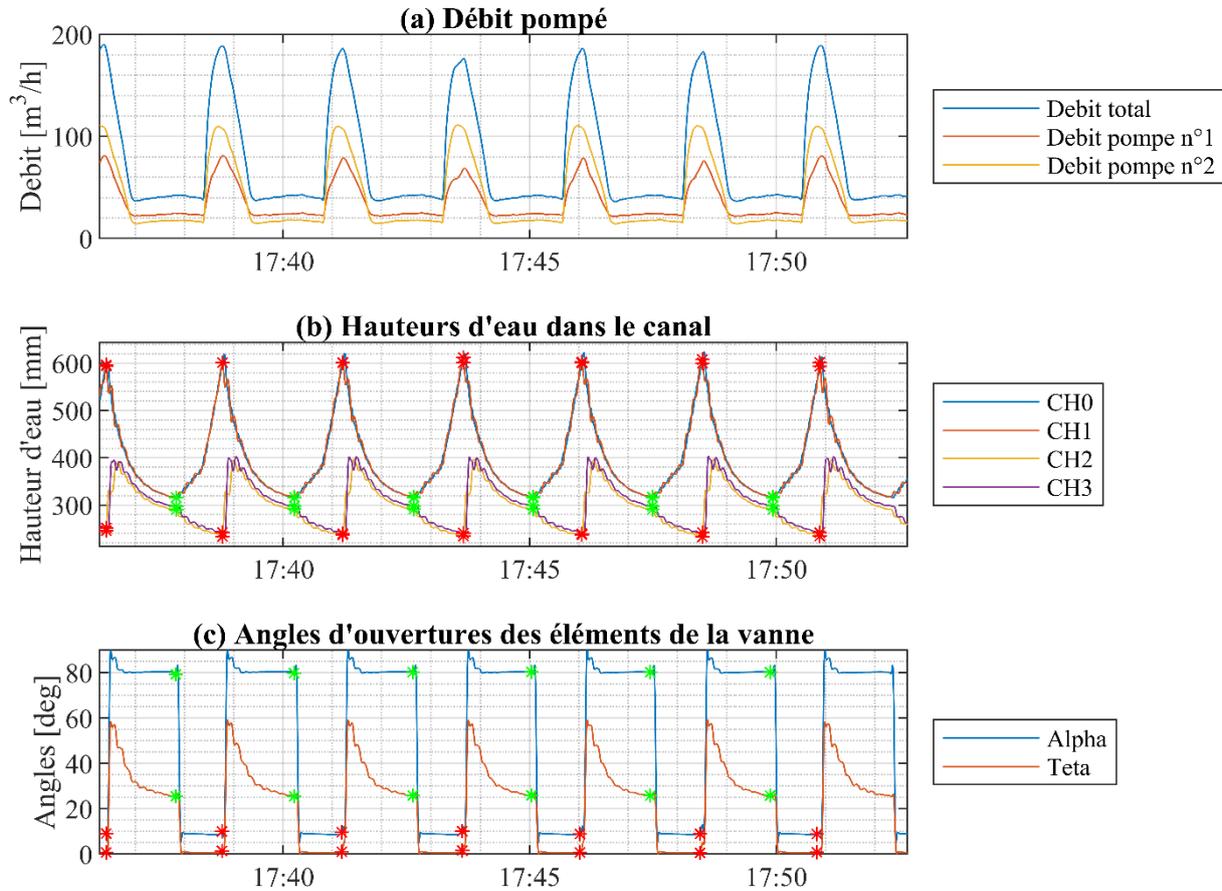


**Annexe 7.2-4. Mesures expérimentales des cycles d'ouverture et de fermeture de la vanne fusible en imposant une hauteur de seuil en aval du canal de 14.5 cm**

**Annexe 7.2-5. Synthèse des hauteurs d'ouverture et de fermeture en fonction de la hauteur aval en imposant une hauteur de seuil en aval du canal de 14.5 cm**

Ouverture				Fermeture			
Date	$h_{CH1} \pm u(h_{CH1})$ [mm]	$h_{CH2} \pm u(h_{CH2})$ [mm]	$\alpha \pm u(\alpha)$ [deg]	Date	$h_{CH1} \pm u(h_{CH1})$ [mm]	$h_{CH2} \pm u(h_{CH2})$ [mm]	$\alpha \pm u(\alpha)$ [deg]
16:34:24	626+2	155+2	6.1+7.2	16:35:36	307+2	229+2	81.5+0.2
16:36:14	621+2	148+2	7.7+7.8	16:37:25	307+2	229+2	80.8+0.2
16:38:03	628+2	144+2	9.6+7.7	16:39:17	307+2	229+2	81+0.2
16:39:55	624+2	146+2	9.5+7.9	16:41:08	306+2	229+2	81.2+0.2
16:41:48	630+2	141+2	9.2+7.9	16:43:00	307+2	228+2	81.8+0.2
16:43:38	621+2	149+2	9.2+8.1	16:44:51	306+2	229+2	82.9+0.2
16:45:28	626+2	152+2	9+8	16:46:41	307+2	228+2	83.1+0.2
16:47:20	629+2	143+2	8.8+8.2	16:48:32	306+2	229+2	82.3+0.2
16:49:11	627+2	144+2	8.8+8.1	16:50:23	306+2	230+2	83.2+0.2
16:51:01	623+2	147+2	8.8+8.5	16:52:14	307+2	228+2	83.3+0.2
16:52:52	624+2	146+2	8.7+8.5	16:54:04	307+2	230+2	83.3+0.2
16:54:43	628+2	142+2	8.6+8.9	16:55:56	307+2	228+2	83.2+0.2
16:56:34	624+2	144+2	8.6+8.9	16:57:46	307+2	228+2	83.2+0.2
16:58:26	628+2	141+2	8.6+8.8	16:59:39	308+2	230+2	83.2+0.2
17:00:16	622+2	148+2	8.6+9.1	17:01:28	307+2	230+2	83.4+0.2
17:02:08	630+2	143+2	8.6+9.1	17:03:21	307+2	228+2	83.4+0.2
17:03:59	622+2	149+2	8.6+9.2	17:05:11	306+2	229+2	83.5+0.2
17:05:48	623+2	147+2	8.6+9.3	17:07:02	307+2	228+2	84+0.2
17:07:40	626+2	142+2	8.6+9.1	17:08:52	307+2	229+2	84.5+0.2
17:09:32	630+2	144+2	8.6+9	17:10:45	307+2	230+2	84.8+0.2
<b>Moyenne</b>	<b>626+4</b>	<b>146+4</b>	<b>8.6+8.5</b>	<b>Moyenne</b>	<b>307+2</b>	<b>229+2</b>	<b>82.9+1.1</b>

**Annexe 7.2-6. Mesures expérimentales des cycles d'ouverture et de fermeture de la vanne fusible en imposant une hauteur de seuil en aval du canal de 24.5 cm**

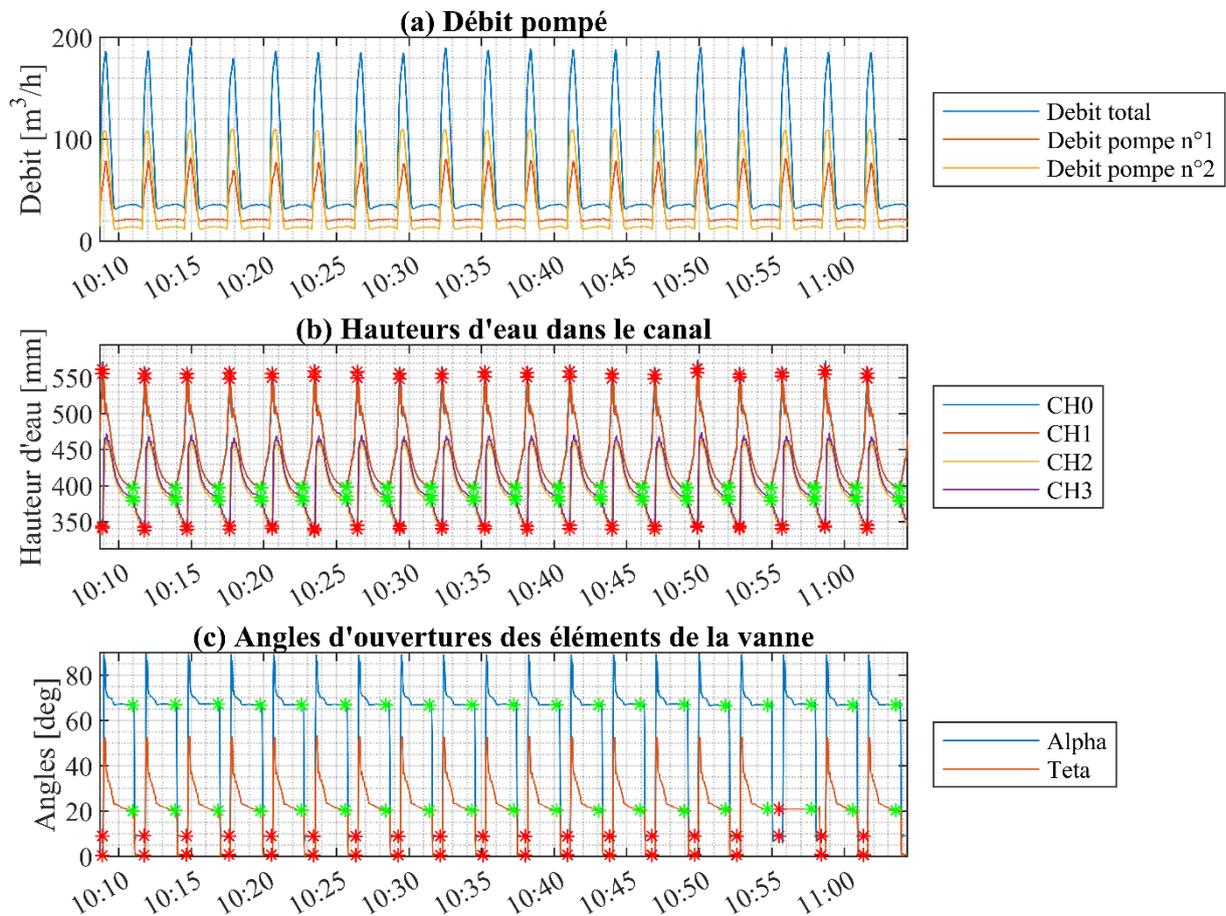


Les croix rouges indiquent les maximums locaux de la hauteur mesurée par le capteur de hauteur CH1, qui sont considérés comme les hauteurs d'ouverture de la vanne. De manière similaire, les croix vertes représentent les minima locaux de la hauteur d'eau au niveau du capteur CH1, représentant ainsi les hauteurs de fermeture de la vanne.

**Annexe 7.2-7. Synthèse des hauteurs d'ouverture et de fermeture en fonction de la hauteur aval en imposant une hauteur de seuil en aval du canal de 24.5 cm**

Ouverture				Fermeture			
Date	$h_{CH1} \pm u(h_{CH1})$ [mm]	$h_{CH2} \pm u(h_{CH2})$ [mm]	$\alpha \pm u(\alpha)$ [deg]	Date	$h_{CH1} \pm u(h_{CH1})$ [mm]	$h_{CH2} \pm u(h_{CH2})$ [mm]	$\alpha \pm u(\alpha)$ [deg]
17:36:25	596+2	246+2	9.1+7.4	17:37:50	316+2	290+2	79.3+0.2
17:38:46	601+2	234+2	10+6.6	17:40:14	316+2	291+2	79.8+0.2
17:41:13	601+2	237+2	9.6+6.9	17:42:39	316+2	291+2	80.3+0.2
17:43:39	601+2	234+2	10.1+6.2	17:45:04	316+2	291+2	80.3+0.2
17:46:04	600+2	237+2	8.8+7.9	17:47:30	316+2	291+2	80.3+0.2
17:48:30	600+2	233+2	9+8.1	17:49:56	316+2	291+2	80.3+0.2
<b>Moyenne</b>	<b>600+3</b>	<b>237+5</b>	<b>9.4+7.2</b>	<b>Moyenne</b>	<b>316+2</b>	<b>291+2</b>	<b>80+0.4</b>

**Annexe 7.2-8. Mesures expérimentales des cycles d'ouverture et de fermeture de la vanne fusible en imposant une hauteur de seuil en aval du canal de 34.5 cm**

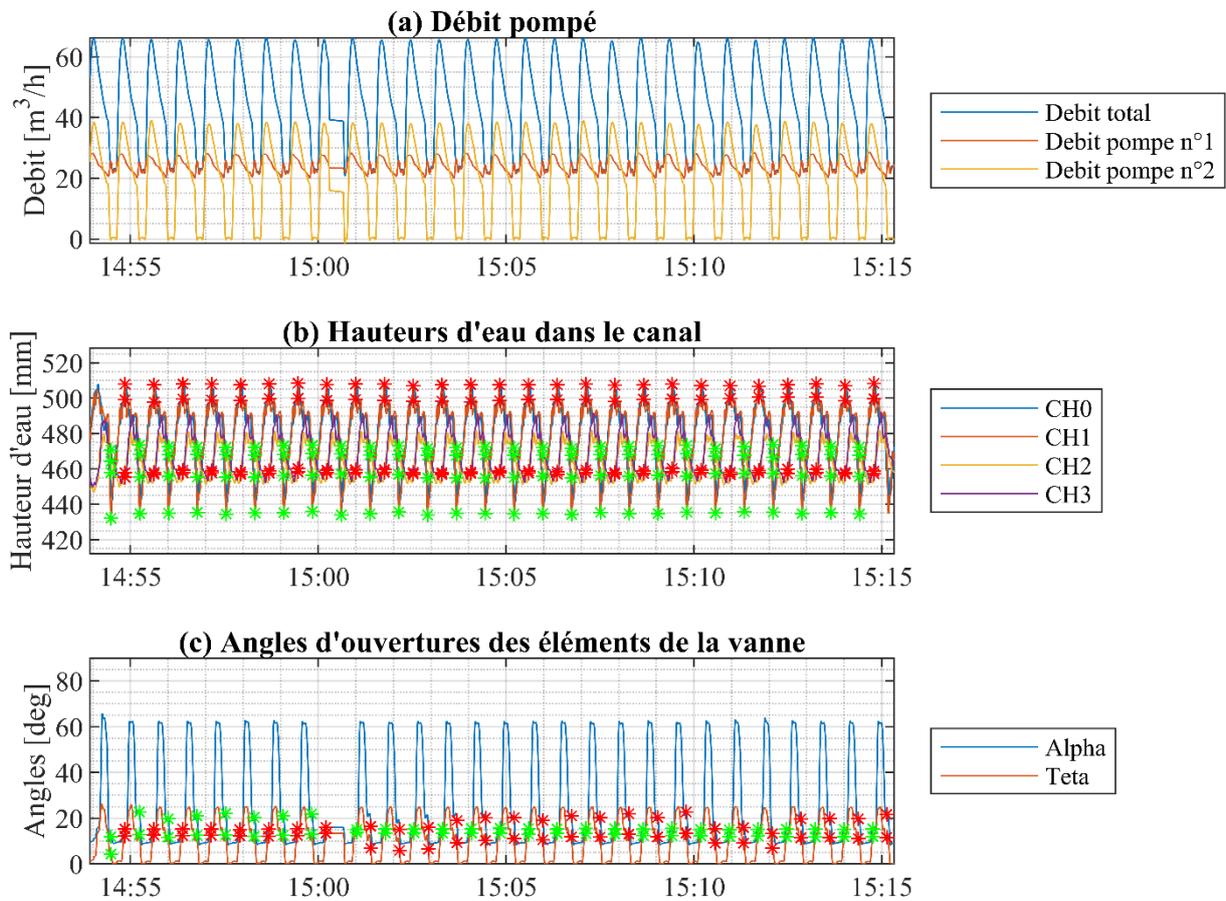


Les croix rouges indiquent les maximums locaux de la hauteur mesurée par le capteur de hauteur CH1, qui sont considérés comme les hauteurs d'ouverture de la vanne. De manière similaire, les croix vertes représentent les minima locaux de la hauteur d'eau au niveau du capteur CH1, représentant ainsi les hauteurs de fermeture de la vanne.

**Annexe 7.2-9. Synthèse des hauteurs d'ouverture et de fermeture en fonction de la hauteur aval en imposant une hauteur de seuil en aval du canal de 34.5 cm**

Ouverture				Fermeture			
Date	$h_{CH1} \pm u(h_{CH1})$ [mm]	$h_{CH2} \pm u(h_{CH2})$ [mm]	$\alpha \pm u(\alpha)$ [deg]	Date	$h_{CH1} \pm u(h_{CH1})$ [mm]	$h_{CH2} \pm u(h_{CH2})$ [mm]	$\alpha \pm u(\alpha)$ [deg]
10:08:50	562+2	341+2	9.1+7.5	10:11:00	397+2	379+2	66.8+0.2
10:11:43	556+2	338+2	9.2+7.5	10:13:52	397+2	380+2	67.1+0.2
10:14:44	556+2	339+2	9.1+7.5	10:16:54	397+2	379+2	67.2+0.2
10:17:37	557+2	340+2	9.1+7.3	10:19:47	397+2	379+2	66.8+0.2
10:20:38	556+2	341+2	9+7.5	10:22:39	398+2	379+2	66.9+0.2
10:23:31	559+2	338+2	9+7.4	10:25:41	398+2	380+2	66.9+0.2
10:26:24	558+2	340+2	9+7.7	10:28:34	398+2	379+2	67+0.2
10:29:25	556+2	340+2	9+8	10:31:26	397+2	380+2	66.8+0.2
10:32:18	556+2	340+2	9+7.8	10:34:28	397+2	379+2	66.9+0.2
10:35:11	558+2	340+2	9+7.6	10:37:21	397+2	380+2	67.1+0.2
10:38:04	557+2	340+2	9+7.9	10:40:22	398+2	379+2	66.9+0.2
10:41:05	559+2	340+2	9+7.7	10:43:15	398+2	380+2	66.9+0.2
10:43:58	556+2	340+2	9+8.1	10:46:08	398+2	379+2	67.2+0.2
10:46:51	555+2	340+2	9.1+7.7	10:49:09	397+2	379+2	67.2+0.2
10:49:52	563+2	342+2	9.1+8	10:52:02	398+2	380+2	66.6+0.2
10:52:45	555+2	341+2	9.1+7.8	10:54:55	397+2	379+2	66.8+0.2
10:55:38	556+2	340+2	9.1+8	10:57:56	397+2	380+2	67.1+0.2
10:58:39	560+2	343+2	9.1+8	11:00:49	397+2	379+2	66.8+0.2
11:01:32	556+2	341+2	9.1+7.9	11:03:50	397+2	379+2	67+0.2
<b>Moyenne</b>	<b>557+3</b>	<b>340+2</b>	<b>9.1+7.7</b>	<b>Moyenne</b>	<b>397+2</b>	<b>379+2</b>	<b>66.9+0.3</b>

### Annexe 7.2-10. Mesures expérimentales des cycles d'ouverture et de fermeture de la vanne fusible en imposant une hauteur de seuil en aval du canal de 44.5 cm

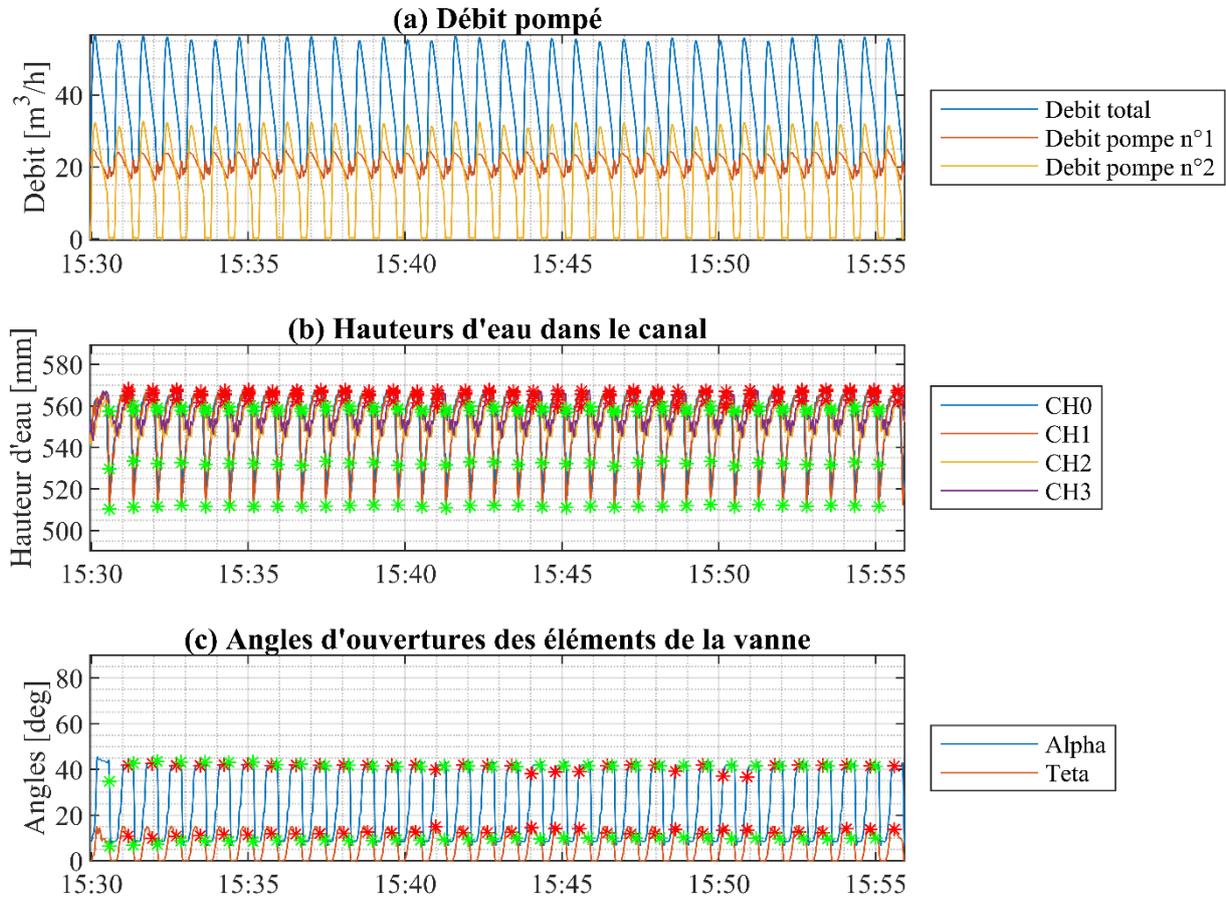


Les croix rouges indiquent les maximums locaux de la hauteur mesurée par le capteur de hauteur CH1, qui sont considérés comme les hauteurs d'ouverture de la vanne. De manière similaire, les croix vertes représentent les minima locaux de la hauteur d'eau au niveau du capteur CH1, représentant ainsi les hauteurs de fermeture de la vanne.

**Annexe 7.2-11. Synthèse des hauteurs d'ouverture et de fermeture en fonction de la hauteur aval en imposant une hauteur de seuil en aval du canal de 44.5 cm**

Ouverture				Fermeture			
Date	$h_{CH1} \pm u(h_{CH1})$ [mm]	$h_{CH2} \pm u(h_{CH2})$ [mm]	$\alpha \pm u(\alpha)$ [deg]	Date	$h_{CH1} \pm u(h_{CH1})$ [mm]	$h_{CH2} \pm u(h_{CH2})$ [mm]	$\alpha \pm u(\alpha)$ [deg]
14:54:51	508+2	455+2	15.2+2.5	14:54:29	432+2	464+2	11.9+4.4
14:55:38	508+2	457+2	15.1+2.4	14:55:15	435+2	468+2	22.7+1.2
14:56:24	508+2	458+2	15.3+2.5	14:56:01	435+2	468+2	19.7+1.6
14:57:10	508+2	458+2	15.3+2.4	14:56:47	435+2	468+2	20.9+1.4
14:57:56	507+2	457+2	15+2.6	14:57:33	434+2	468+2	22+1.3
14:58:42	508+2	458+2	15.1+2.5	14:58:19	435+2	468+2	20.3+1.5
14:59:28	508+2	458+2	15.4+2.4	14:59:05	435+2	468+2	21+1.4
15:00:14	508+2	458+2	15.9+2.4	14:59:51	436+2	469+2	21.8+1.3
15:01:00	508+2	458+2	16.5+1.6	15:00:37	434+2	468+2	15+2.4
15:01:46	508+2	458+2	15.1+2	15:01:23	435+2	468+2	15.3+2.4
15:02:32	507+2	457+2	16+1.8	15:02:09	436+2	468+2	15.2+2.4
15:03:18	508+2	457+2	19+1.3	15:02:55	434+2	468+2	15.3+2.4
15:04:04	508+2	457+2	20.1+1.3	15:03:41	435+2	468+2	15.4+2.4
15:04:50	507+2	458+2	20.3+1.4	15:04:27	435+2	468+2	15.6+2.4
15:05:36	508+2	458+2	19+1.6	15:05:13	434+2	468+2	15.4+2.4
15:06:22	508+2	457+2	21+1.4	15:05:59	435+2	468+2	15.3+2.4
15:07:08	508+2	458+2	20.2+1.5	15:06:45	434+2	468+2	15.5+2.4
15:07:54	507+2	457+2	21.9+1.3	15:07:31	435+2	468+2	15.4+2.4
15:08:40	507+2	457+2	20.3+1.5	15:08:17	435+2	468+2	15.1+2.5
15:09:25	508+2	458+2	22.7+1.2	15:09:03	435+2	468+2	15.5+2.4
15:10:12	507+2	458+2	15.4+2.5	15:09:49	435+2	469+2	15.1+2.5
15:10:58	507+2	457+2	15.8+2.4	15:10:35	435+2	467+2	14.9+2.6
15:11:44	507+2	458+2	13.2+3.1	15:11:21	436+2	468+2	15+2.5
15:12:30	508+2	457+2	19.7+1.5	15:12:07	435+2	466+2	15.2+2.5
15:13:16	508+2	458+2	19.8+1.5	15:12:53	435+2	468+2	15.2+2.5
15:14:02	507+2	457+2	19.7+1.5	15:13:39	435+2	468+2	15.1+2.5
15:14:48	508+2	457+2	21.6+1.3	15:14:25	435+2	468+2	15.3+2.5
<b>Moyenne</b>	<b>508+2</b>	<b>457+2</b>	<b>17.8+3.4</b>	<b>Moyenne</b>	<b>435+2</b>	<b>468+2</b>	<b>16.7+3.7</b>

### Annexe 7.2-12. Mesures expérimentales des cycles d'ouverture et de fermeture de la vanne fusible en imposant une hauteur de seuil en aval du canal de 54.5 cm

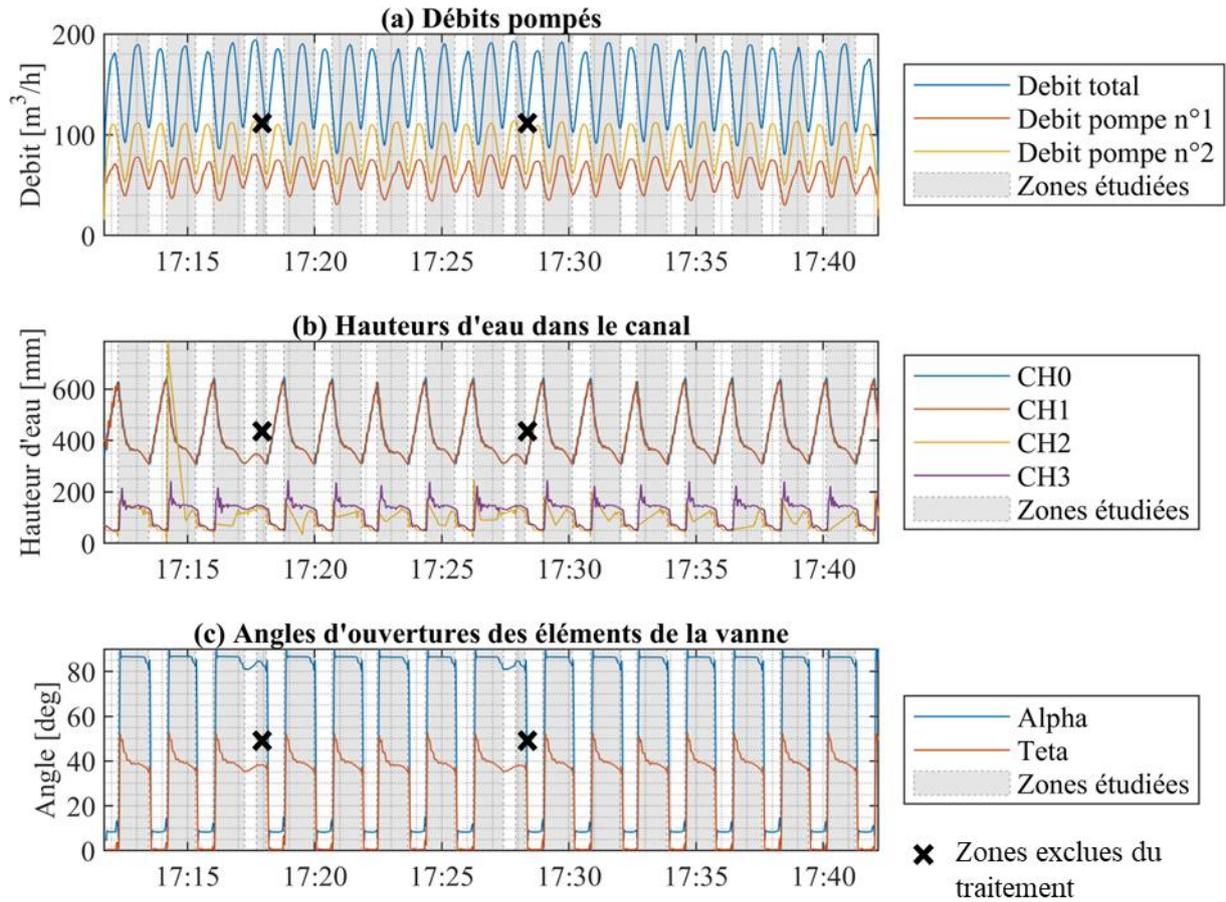


Les croix rouges indiquent les maximums locaux de la hauteur mesurée par le capteur de hauteur CH1, qui sont considérés comme les hauteurs d'ouverture de la vanne. De manière similaire, les croix vertes représentent les minima locaux de la hauteur d'eau au niveau du capteur CH1, représentant ainsi les hauteurs de fermeture de la vanne.

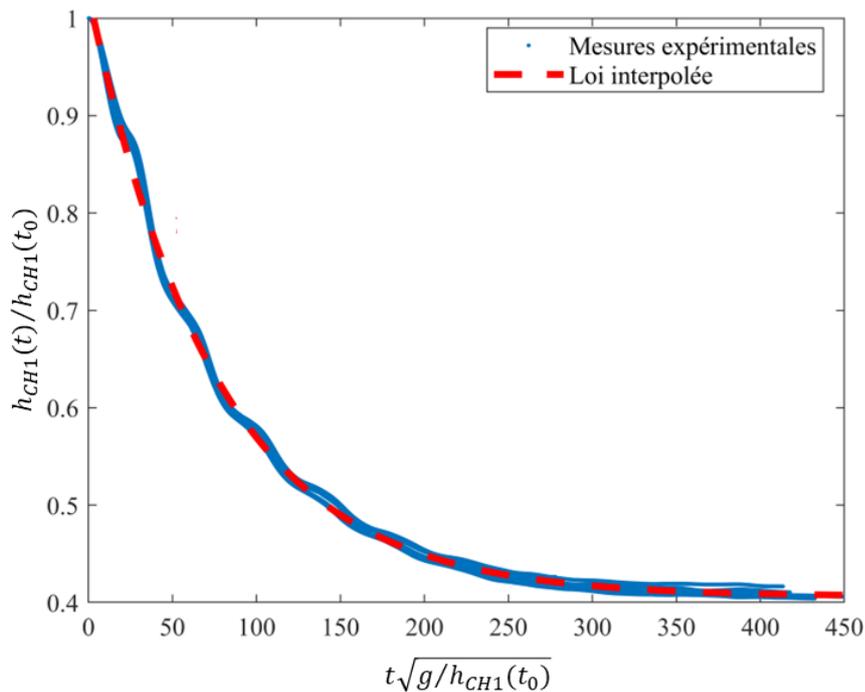
**Annexe 7.2-13. Synthèse des hauteurs d'ouverture et de fermeture en fonction de la hauteur aval en imposant une hauteur de seuil en aval du canal de 54.5 cm**

Ouverture				Fermeture			
Date	$h_{CH1} \pm u(h_{CH1})$ [mm]	$h_{CH2} \pm u(h_{CH2})$ [mm]	$\alpha \pm u(\alpha)$ [deg]	Date	$h_{CH1} \pm u(h_{CH1})$ [mm]	$h_{CH2} \pm u(h_{CH2})$ [mm]	$\alpha \pm u(\alpha)$ [deg]
15:31:11	568+2	563+2	41.7+0.4	15:30:35	510+2	558+2	34.8+0.4
15:31:57	568+2	563+2	42.6+0.4	15:31:21	511+2	557+2	42.6+0.4
15:32:43	568+2	563+2	41.7+0.4	15:32:07	512+2	558+2	43.6+0.4
15:33:29	567+2	561+2	41.7+0.4	15:32:53	512+2	558+2	43.2+0.4
15:34:15	567+2	562+2	42+0.4	15:33:39	512+2	557+2	43.3+0.4
15:35:01	568+2	563+2	42.1+0.4	15:34:25	512+2	558+2	43.1+0.4
15:35:47	567+2	562+2	41.7+0.4	15:35:11	512+2	558+2	43.2+0.4
15:36:33	567+2	562+2	42+0.4	15:35:56	512+2	557+2	42.1+0.4
15:37:19	568+2	562+2	41.8+0.4	15:36:42	512+2	557+2	42.4+0.4
15:38:05	568+2	563+2	41.9+0.4	15:37:28	512+2	558+2	41.6+0.4
15:38:51	567+2	561+2	41.9+0.4	15:38:14	512+2	558+2	41.8+0.4
15:39:37	568+2	562+2	41.7+0.4	15:39:00	512+2	558+2	41.4+0.4
15:40:23	567+2	561+2	41.9+0.4	15:39:47	512+2	558+2	41.3+0.4
15:41:02	567+2	560+2	39.9+0.4	15:40:32	512+2	557+2	41.3+0.4
15:41:55	567+2	562+2	41.9+0.4	15:41:18	511+2	557+2	41.4+0.4
15:42:41	568+2	562+2	41.7+0.4	15:42:04	512+2	558+2	41.6+0.4
15:43:27	567+2	562+2	41.6+0.4	15:42:50	512+2	558+2	41.4+0.4
15:44:06	567+2	559+2	38.2+0.4	15:43:36	512+2	557+2	41.3+0.4
15:44:52	567+2	560+2	39+0.4	15:44:22	512+2	557+2	41.8+0.4
15:45:38	567+2	560+2	39.1+0.4	15:45:08	511+2	557+2	41.6+0.4
15:46:31	567+2	561+2	41.7+0.4	15:45:54	512+2	558+2	41.7+0.4
15:47:17	568+2	562+2	41.9+0.4	15:46:40	511+2	557+2	41.6+0.4
15:48:03	567+2	562+2	41.8+0.4	15:47:26	512+2	557+2	41.7+0.4
15:48:42	567+2	559+2	39.1+0.4	15:48:12	512+2	558+2	41.6+0.4
15:49:35	567+2	562+2	41.9+0.4	15:48:58	512+2	557+2	41.6+0.4
15:50:14	567+2	559+2	37.1+0.5	15:49:44	513+2	558+2	41.7+0.4
15:51:00	567+2	560+2	36.7+0.5	15:50:30	512+2	557+2	41.7+0.4
15:51:53	567+2	562+2	41.8+0.4	15:51:16	512+2	558+2	41.6+0.4
15:52:39	568+2	562+2	41.9+0.4	15:52:02	512+2	558+2	41.6+0.4
15:53:25	568+2	563+2	41.8+0.4	15:52:48	512+2	557+2	41.7+0.4
15:54:11	568+2	563+2	41.9+0.4	15:53:34	512+2	558+2	41.6+0.4
15:54:57	568+2	562+2	41.5+0.4	15:54:20	512+2	558+2	41.7+0.4
15:55:43	568+2	562+2	41.5+0.4	15:55:06	512+2	557+2	41.4+0.4
<b>Moyenne</b>	<b>567+2</b>	<b>562+2</b>	<b>41.1+1.6</b>	<b>Moyenne</b>	<b>512+2</b>	<b>558+2</b>	<b>41.7+1.4</b>

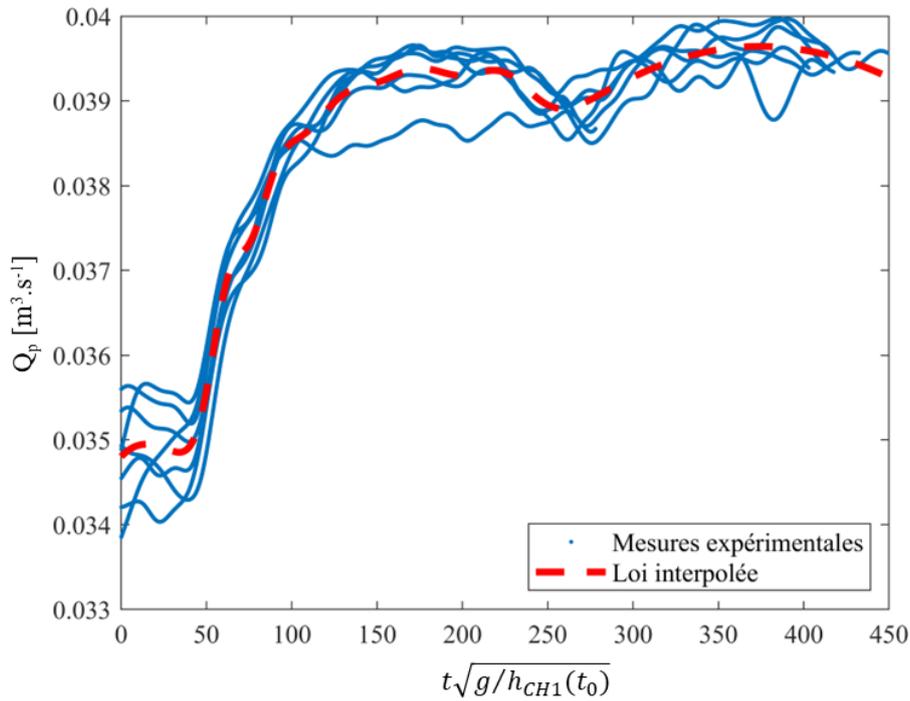
**Annexe 7.2-14. Chroniques expérimentales pour la calibration en régime transitoire de la vanne fusible en régime dénoyé**



**Annexe 7.2-15. Evolution temporelle de la hauteur d'eau au niveau du capteur n°1 lors d'une ouverture brusque de la vanne fusible expérimentale en régime dénoyé**

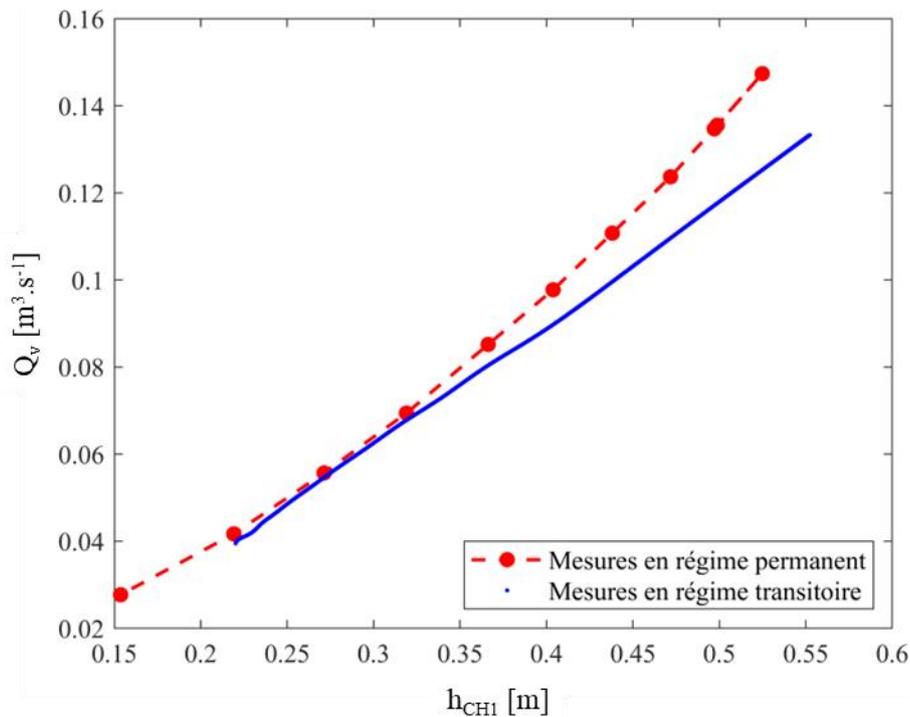


**Annexe 7.2-16. Evolution temporelle du débit pompé lors d'une ouverture brusque de la vanne fusible expérimentale en régime dénoyé**

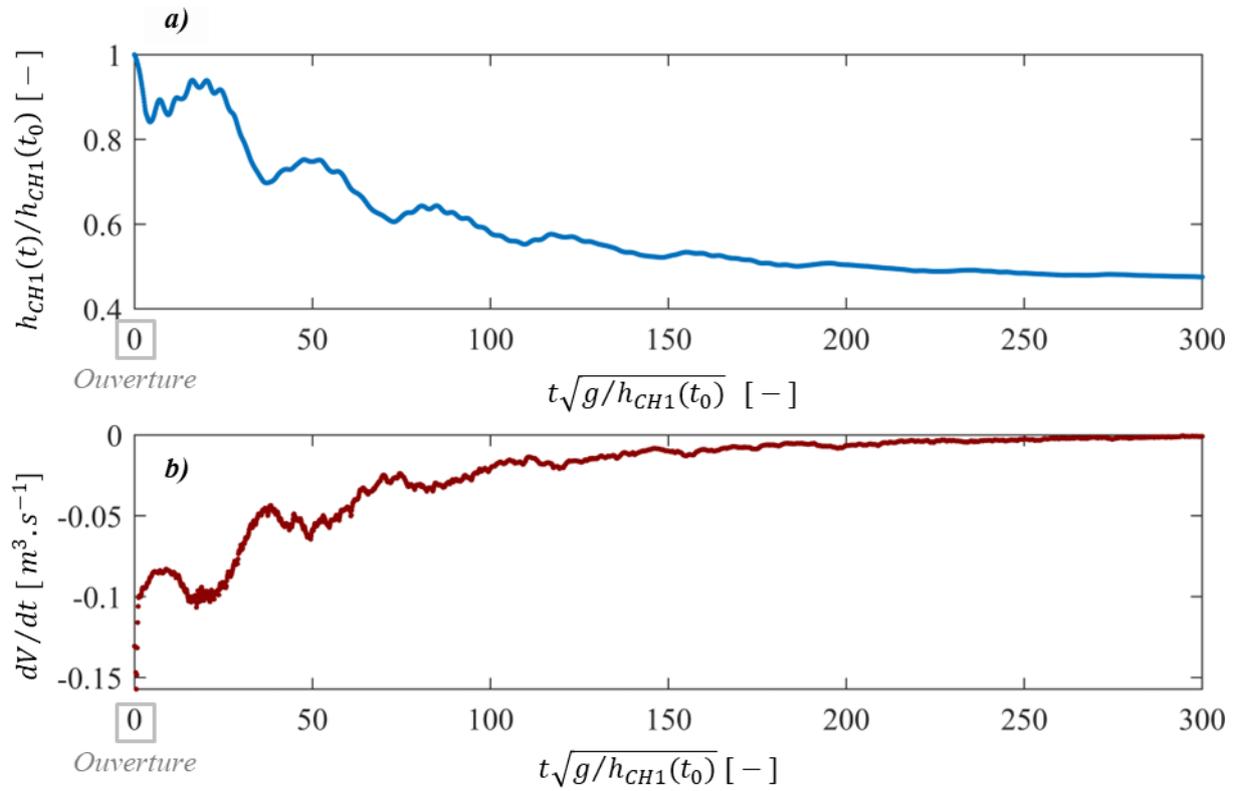


Pour les deux annexes précédentes, l'abscisse 0 correspond à l'ouverture du volet. Les séries expérimentales sont répétées plusieurs fois. Les résultats sont interpolés avec un modèle gaussien de degrés 8.

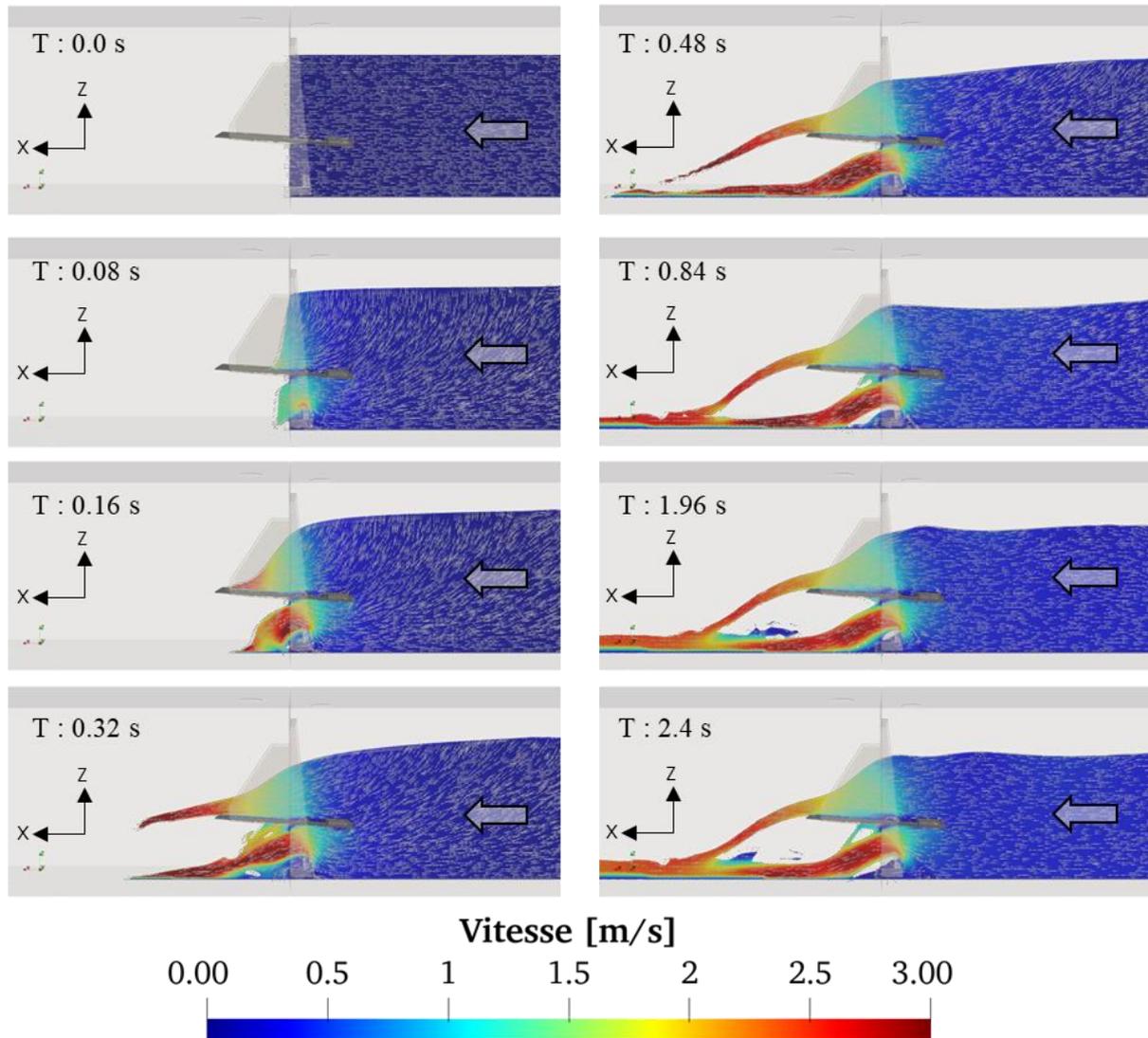
**Annexe 7.2-17. Calibration expérimentale d'une loi hydraulique de la vanne fusible selon une approche en régime permanent et une approche en régime transitoire**



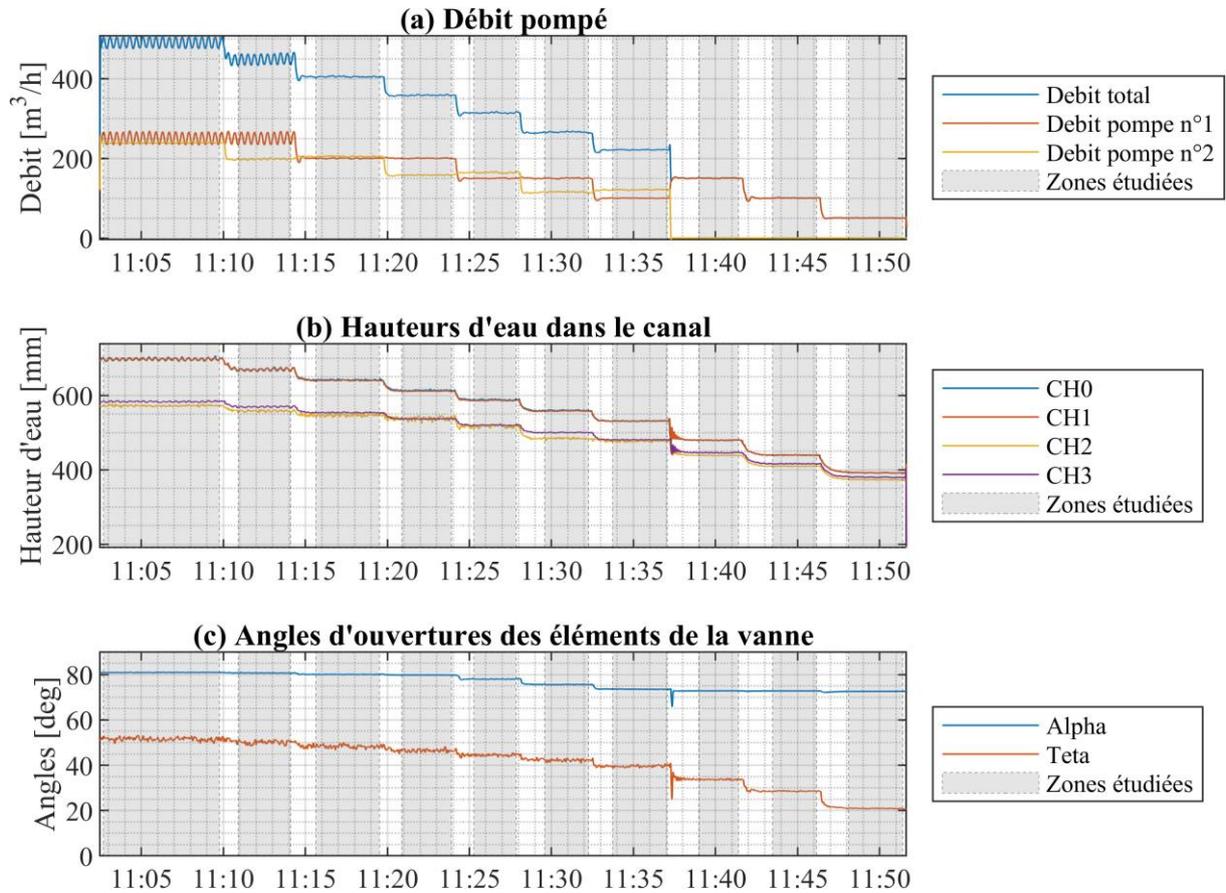
**Annexe 7.2-18. Evolutions temporelles de (a) la hauteur amont au niveau du capteur n°1 et (b) de la variation temporelle du volume amont extraites du modèle numérique 3D de la vanne fusible expérimentale**



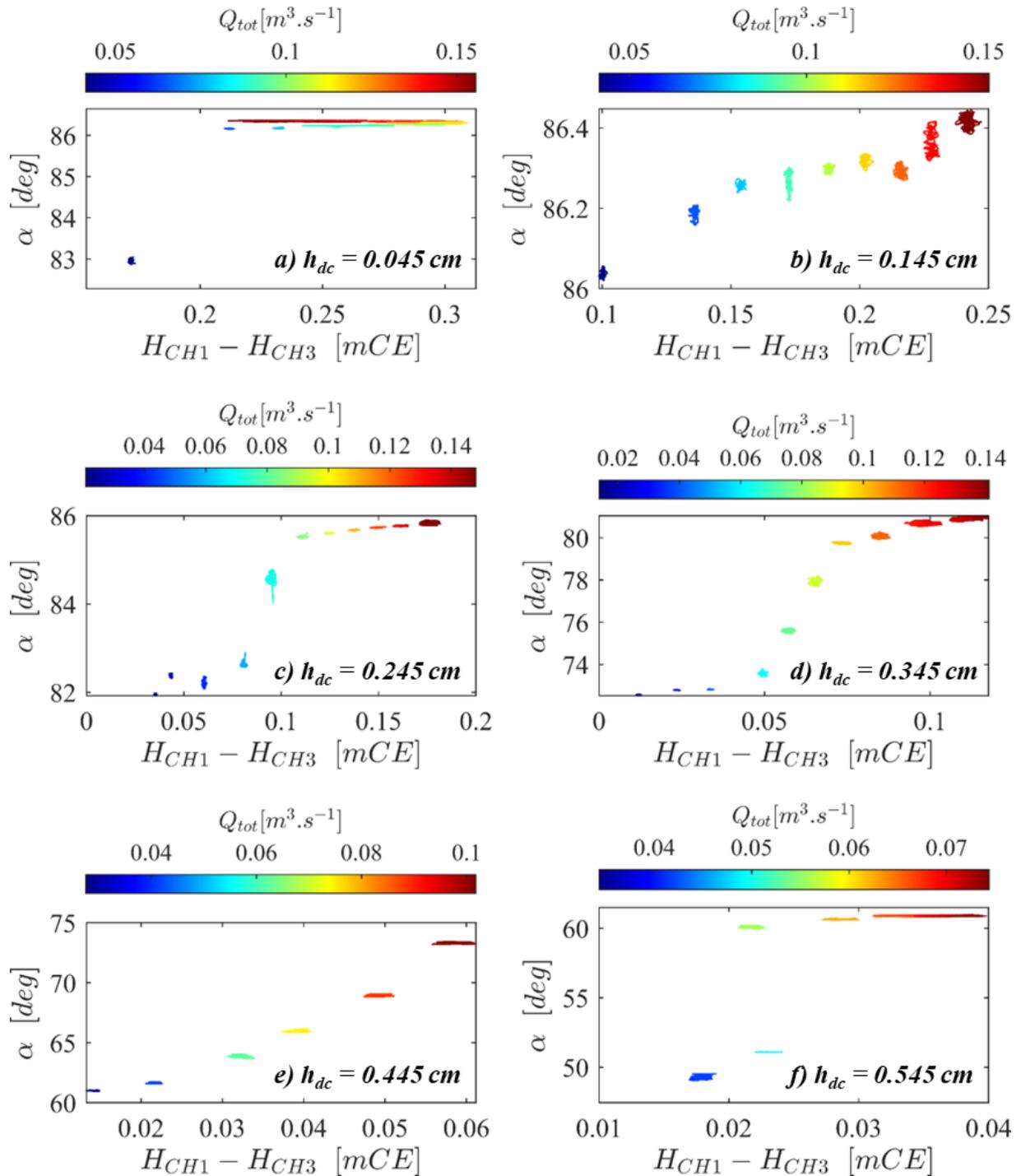
**Annexe 7.2-19. Coupes longitudinales de l'écoulement au droit de la vanne fusible expérimentale lors des premières secondes suivant l'ouverture du volet basculant. Ces coupes sont extraites du modèle numérique 3D correspondant.**



**Annexe 7.2-20. Evolutions temporelles des données expérimentales mesurées en considérant un volet libre et un seuil en aval à 34.5 cm de hauteur de pelle**



**Annexe 7.2-21. Evolution de l'angle d'inclinaison du volet en fonction de la différence de charge entre l'amont et l'aval de la vanne fusible et du débit qui la traverse. Cette figure considère l'ensemble des expériences menées en fixant à chaque fois la hauteur de pelle ( $h_{dc}$ ) du seuil en sortie du canal**



$H_{CHi}$  correspond à la charge au point  $n^o i$  et est calculée selon l'équation :  $H_{CHi} = h_{CHi} + \frac{v_i^2}{2g}$ .

### 7.3. Annexes du chapitre 4 : Etude en régime permanent de la vanne fusible

#### Annexe 7.3-1. Résultats des expériences de calibration de l'orifice inférieur en régime dénoyé

$\alpha \pm u_{95}(\alpha)$ [deg]	$h_1 \pm u_{95}(h_1)$ [mm]	$h_3 \pm u_{95}(h_3)$ [mm]	$Q_p \pm u_{95}(Q_p)$ [L.s <sup>-1</sup> ]
85.71 ± 0.46	634.7 ± 2.2	-55.5 ± 2.2	71.2 ± 0
85.71 ± 0.46	546 ± 2.2	-41.7 ± 2.2	65.3 ± 0
85.71 ± 0.46	443.5 ± 2	-44 ± 2.2	58.1 ± 0
85.71 ± 0.46	349.2 ± 1.9	37.8 ± 2.2	50.5 ± 0
85.71 ± 0.46	256.4 ± 1.9	41 ± 2.1	41.7 ± 0
85.71 ± 0.46	195.4 ± 1.9	33.8 ± 2.1	34.8 ± 0
85.71 ± 0.46	626.4 ± 2.2	142.9 ± 2.1	70.9 ± 0
85.71 ± 0.46	524.3 ± 2.1	133.2 ± 2.1	63.9 ± 0
73.94 ± 0.18	661.2 ± 2.3	-54.7 ± 2.2	70.8 ± 0
73.94 ± 0.18	557 ± 2.5	-43.3 ± 2.2	63.7 ± 0
73.94 ± 0.18	466.3 ± 2.1	-39.5 ± 2.2	58 ± 0
73.94 ± 0.18	368.1 ± 1.9	52.3 ± 2.2	50.4 ± 0.1
73.94 ± 0.18	299.9 ± 1.9	40.1 ± 2.2	44.5 ± 0
73.94 ± 0.18	204.9 ± 1.9	34.1 ± 2.1	34.8 ± 0
73.94 ± 0.18	663.8 ± 2.2	141.6 ± 2.1	70.7 ± 0
73.94 ± 0.18	548.7 ± 2.1	132.8 ± 2.1	63.6 ± 0
73.94 ± 0.18	465.6 ± 2	125.2 ± 2.1	57.7 ± 0
64.81 ± 0.45	652.8 ± 2.3	-52.8 ± 2.2	67.7 ± 0
64.81 ± 0.45	583.4 ± 2.1	-45.4 ± 2.2	63.3 ± 0.1
64.81 ± 0.45	491.9 ± 2	-40.7 ± 2.2	57.8 ± 0
64.81 ± 0.45	386.4 ± 1.9	58.5 ± 2.2	50.2 ± 0
64.81 ± 0.45	312.6 ± 1.9	40.4 ± 2.1	44.3 ± 0
64.81 ± 0.45	214.4 ± 1.9	32.7 ± 2.1	34.8 ± 0
55.17 ± 0.25	608.2 ± 2.2	-42 ± 2.2	61.8 ± 0
55.17 ± 0.25	530 ± 2.1	-43.4 ± 2.2	57.2 ± 0
55.17 ± 0.25	414 ± 2	47.8 ± 2.4	49.6 ± 0
55.17 ± 0.25	335.4 ± 1.9	41.1 ± 2.1	43.9 ± 0
55.17 ± 0.25	226 ± 1.9	32.9 ± 2.1	34.8 ± 0
55.17 ± 0.25	173 ± 1.9	21.1 ± 2.1	27.9 ± 0
45.82 ± 0.35	693.3 ± 2.3	-45 ± 2.2	60.8 ± 0.1
45.82 ± 0.35	606.8 ± 2.3	30 ± 2.2	56.3 ± 0.1
45.82 ± 0.35	470.6 ± 2	51.1 ± 2.1	49.1 ± 0
45.82 ± 0.35	380.1 ± 1.9	50.7 ± 2.1	43.4 ± 0
45.82 ± 0.35	245 ± 1.9	39.2 ± 2.1	34.8 ± 0
45.82 ± 0.35	190.7 ± 1.9	27.1 ± 2.1	27.9 ± 0
37.52 ± 0.46	651.7 ± 2.2	35.1 ± 2.1	51.5 ± 0
37.52 ± 0.46	593.6 ± 2.3	49 ± 2.1	48.7 ± 0
37.52 ± 0.46	405.7 ± 2	48.8 ± 2.1	41.8 ± 0
37.52 ± 0.46	290.8 ± 1.9	38.8 ± 2.1	34.9 ± 0
37.52 ± 0.46	203.3 ± 1.9	26.8 ± 2.1	27.9 ± 0

## Annexe 7.3-2. Résultats des expériences de calibration de l'orifice inférieur en régime noyé

$\alpha \pm u_{95}(\alpha)$ [deg]	$h_1 \pm u_{95}(h_1)$ [mm]	$h_3 \pm u_{95}(h_3)$ [mm]	$Q_p \pm u_{95}(Q_p)$ [L.s <sup>-1</sup> ]	DRF [ - ]
85.71 ± 0.46	645.4 ± 2.2	198.5 ± 2.1	70.7 ± 0	0.98
85.71 ± 0.46	553.4 ± 2.2	188.7 ± 2.1	63.5 ± 0	0.97
85.71 ± 0.46	477.8 ± 2	179.5 ± 2.1	57.4 ± 0	0.95
85.71 ± 0.46	392.5 ± 1.9	166.9 ± 2.1	49.8 ± 0	0.93
85.71 ± 0.46	333.6 ± 1.9	156.8 ± 2.1	43.7 ± 0	0.91
85.71 ± 0.46	254 ± 1.9	139.7 ± 2.1	34.8 ± 0	0.87
85.71 ± 0.46	202.6 ± 1.9	125.9 ± 2.1	27.9 ± 0	0.82
85.71 ± 0.46	616.6 ± 2.2	275.8 ± 2.1	60.3 ± 0	0.90
85.71 ± 0.46	572.1 ± 2.1	270.4 ± 2.1	56.5 ± 0	0.89
85.71 ± 0.46	485.2 ± 2	257.6 ± 2.1	48.8 ± 0	0.86
85.71 ± 0.46	424.6 ± 1.9	246.9 ± 2.1	42.9 ± 0	0.83
85.71 ± 0.46	349.5 ± 1.9	231 ± 2.1	34.8 ± 0	0.78
85.71 ± 0.46	295 ± 1.9	216.1 ± 2.1	27.9 ± 0	0.72
85.71 ± 0.46	246.4 ± 1.9	199.8 ± 2.1	21 ± 0	0.64
85.71 ± 0.46	203.5 ± 1.9	180.5 ± 2.1	14.1 ± 0	0.53
85.71 ± 0.46	678.5 ± 2.3	377.9 ± 2.2	55.5 ± 0.1	0.83
85.71 ± 0.46	602.3 ± 2.2	366.5 ± 2.2	48.7 ± 0.1	0.79
85.71 ± 0.46	526.7 ± 2	353.1 ± 2.2	41.7 ± 0	0.75
85.71 ± 0.46	463.1 ± 2	339.8 ± 2.1	34.8 ± 0	0.70
85.71 ± 0.46	404.8 ± 1.9	323.9 ± 2.1	27.8 ± 0	0.63
85.71 ± 0.46	355.2 ± 1.9	306.5 ± 2.1	21 ± 0	0.56
85.71 ± 0.46	311.3 ± 1.9	287.2 ± 2.1	14.1 ± 0	0.46
85.71 ± 0.46	658.7 ± 2.2	456.5 ± 2.3	44.5 ± 0	0.72
85.71 ± 0.46	631.2 ± 2.2	451.5 ± 2.3	41.8 ± 0	0.70
85.71 ± 0.46	563.4 ± 2.1	437 ± 2.3	34.8 ± 0	0.65
85.71 ± 0.46	504.2 ± 2	421.1 ± 2.2	27.9 ± 0	0.58
85.71 ± 0.46	453.2 ± 2	403.7 ± 2.2	21.1 ± 0	0.50
85.71 ± 0.46	408.1 ± 1.9	383.1 ± 2.2	14.1 ± 0	0.41
85.71 ± 0.46	688.8 ± 2.3	538.9 ± 2.4	37.5 ± 0	0.63
85.71 ± 0.46	663.2 ± 2.2	532.6 ± 2.4	34.8 ± 0	0.61
85.71 ± 0.46	637.4 ± 2.2	526.4 ± 2.4	32 ± 0	0.58
85.71 ± 0.46	603.3 ± 2.1	516.6 ± 2.4	27.9 ± 0	0.55
85.71 ± 0.46	549.5 ± 2.1	499 ± 2.3	21 ± 0	0.47
85.71 ± 0.46	444.8 ± 2	126.8 ± 2.1	57.8 ± 0	1.00
85.71 ± 0.46	354.7 ± 1.9	115.1 ± 2.1	50.3 ± 0	0.99
85.71 ± 0.46	268.7 ± 1.9	101.3 ± 2.1	41.7 ± 0	0.97
85.71 ± 0.46	207 ± 1.9	89.4 ± 2.1	34.7 ± 0	0.94
85.71 ± 0.46	166.3 ± 1.9	76.4 ± 2.1	27.9 ± 0	0.92

**Annexe 7.3-3. Résultats des expériences de calibration de l'orifice inférieur en régime noyé (suite n°1)**

$\alpha \pm u_{95}(\alpha)$ [deg]	$h_1 \pm u_{95}(h_1)$ [mm]	$h_3 \pm u_{95}(h_3)$ [mm]	$Q_p \pm u_{95}(Q_p)$ [L.s <sup>-1</sup> ]	DRF [ - ]
73.94 ± 0.18	676.9 ± 2.3	200 ± 2.1	70.4 ± 0	0.98
73.94 ± 0.18	582.3 ± 2.2	190.5 ± 2.1	63.2 ± 0.1	0.97
73.94 ± 0.18	502.9 ± 2.1	181.3 ± 2.1	57.4 ± 0	0.96
73.94 ± 0.18	410.4 ± 1.9	168.6 ± 2.1	49.7 ± 0	0.94
73.94 ± 0.18	349.5 ± 2	158.6 ± 2.1	43.7 ± 0	0.92
73.94 ± 0.18	272.5 ± 1.9	143.1 ± 2.1	35.7 ± 0	0.88
73.94 ± 0.18	210.2 ± 1.9	127.4 ± 2.1	27.8 ± 0	0.83
73.94 ± 0.18	680.2 ± 2.3	289.5 ± 2.1	62.2 ± 0	0.91
73.94 ± 0.18	606.6 ± 2.4	280.8 ± 2.1	56.3 ± 0	0.89
73.94 ± 0.18	507.5 ± 2.1	267.2 ± 2.1	48.5 ± 0	0.86
73.94 ± 0.18	445.6 ± 2	256.6 ± 2.1	42.6 ± 0	0.83
73.94 ± 0.18	369.1 ± 1.9	241.1 ± 2.1	34.8 ± 0	0.78
73.94 ± 0.18	309.9 ± 1.9	226 ± 2.1	27.8 ± 0	0.72
73.94 ± 0.18	259.1 ± 1.9	209.4 ± 2.1	21 ± 0	0.64
73.94 ± 0.18	615.9 ± 2.2	365.4 ± 2.2	48.7 ± 0	0.80
73.94 ± 0.18	540.4 ± 2.1	352.8 ± 2.2	41.7 ± 0	0.76
73.94 ± 0.18	470.6 ± 2	338.8 ± 2.1	34.8 ± 0	0.71
73.94 ± 0.18	410.4 ± 1.9	323.5 ± 2.1	27.9 ± 0	0.65
73.94 ± 0.18	357.8 ± 1.9	305.8 ± 2.1	21 ± 0	0.57
73.94 ± 0.18	311.9 ± 1.9	286.6 ± 2.1	14.1 ± 0	0.47
73.94 ± 0.18	640.6 ± 2.2	450.3 ± 2.3	41.8 ± 0	0.71
73.94 ± 0.18	572.4 ± 2.1	436 ± 2.3	34.8 ± 0	0.66
73.94 ± 0.18	509.3 ± 2	420.3 ± 2.2	27.9 ± 0	0.59
73.94 ± 0.18	455.3 ± 2	402.5 ± 2.2	21 ± 0	0.52
73.94 ± 0.18	409.2 ± 1.9	382.4 ± 2.2	14.1 ± 0	0.42
73.94 ± 0.18	670.6 ± 2.2	532.8 ± 2.4	34.7 ± 0	0.62
73.94 ± 0.18	608.5 ± 2.2	516.5 ± 2.4	27.8 ± 0	0.56
73.94 ± 0.18	552.1 ± 2.1	498.7 ± 2.4	20.9 ± 0	0.48
73.94 ± 0.18	504.6 ± 2	478.7 ± 2.3	14.1 ± 0	0.38
73.94 ± 0.18	371.4 ± 1.9	114 ± 2.1	50.3 ± 0	0.99
73.94 ± 0.18	299.6 ± 1.9	104.4 ± 2.1	44.3 ± 0	0.98
73.94 ± 0.18	212.5 ± 1.9	89.8 ± 2.1	34.8 ± 0	0.95
73.94 ± 0.18	168.4 ± 1.9	75.7 ± 2.1	27.9 ± 0	0.93
64.81 ± 0.45	601.8 ± 2.1	187 ± 2.1	63.1 ± 0	0.98
64.81 ± 0.45	522.7 ± 2.1	178.4 ± 2.1	57.2 ± 0.1	0.97
64.81 ± 0.45	426.2 ± 1.9	165.9 ± 2.1	49.6 ± 0	0.95
64.81 ± 0.45	361.7 ± 1.9	155.7 ± 2.1	43.7 ± 0	0.93
64.81 ± 0.45	273 ± 1.9	138.9 ± 2.1	34.8 ± 0	0.89
64.81 ± 0.45	214.7 ± 1.9	125.2 ± 2.1	27.9 ± 0	0.85
64.81 ± 0.45	686.2 ± 2.3	286.8 ± 2.1	60.5 ± 0	0.92
64.81 ± 0.45	623.7 ± 2.2	279.6 ± 2.1	56.2 ± 0	0.90
64.81 ± 0.45	522.1 ± 2	266.2 ± 2.1	48.4 ± 0	0.87
64.81 ± 0.45	456 ± 2	255.9 ± 2.1	42.5 ± 0	0.84
64.81 ± 0.45	378.8 ± 1.9	240.6 ± 2.1	34.9 ± 0	0.79

**Annexe 7.3-4. Résultats des expériences de calibration de l'orifice inférieur en régime noyé (suite n°2)**

$\alpha \pm u_{95}(\alpha)$ [deg]	$h_1 \pm u_{95}(h_1)$ [mm]	$h_3 \pm u_{95}(h_3)$ [mm]	$Q_p \pm u_{95}(Q_p)$ [L.s <sup>-1</sup> ]	DRF [ - ]
64.81 ± 0.45	316.4 ± 1.9	225.6 ± 2.1	27.9 ± 0	0.73
64.81 ± 0.45	262.5 ± 1.9	208.9 ± 2.1	21.1 ± 0	0.65
64.81 ± 0.45	215.3 ± 1.9	189.7 ± 2.1	14 ± 0	0.54
64.81 ± 0.45	702.2 ± 2.3	365.4 ± 2.2	54.9 ± 0	0.85
64.81 ± 0.45	603.7 ± 2.2	352.4 ± 2.2	47.2 ± 0	0.81
64.81 ± 0.45	535.8 ± 2	341.6 ± 2.1	41.4 ± 0	0.78
64.81 ± 0.45	469.6 ± 2	328.5 ± 2.1	34.8 ± 0	0.73
64.81 ± 0.45	406.4 ± 1.9	313 ± 2.1	28 ± 0	0.67
64.81 ± 0.45	350.6 ± 1.9	295.6 ± 2.1	21 ± 0	0.59
64.81 ± 0.45	303.3 ± 1.9	276.2 ± 2.1	14.1 ± 0	0.48
64.81 ± 0.45	654.7 ± 2.2	451.5 ± 2.3	41.8 ± 0	0.72
64.81 ± 0.45	581.7 ± 2.1	436.8 ± 2.3	34.8 ± 0	0.67
64.81 ± 0.45	515.3 ± 2	420.8 ± 2.2	27.8 ± 0	0.60
64.81 ± 0.45	458.6 ± 2	403 ± 2.2	21 ± 0	0.52
64.81 ± 0.45	410.8 ± 1.9	382.8 ± 2.2	14 ± 0	0.43
64.81 ± 0.45	681.5 ± 2.3	534.5 ± 2.4	34.8 ± 0	0.63
64.81 ± 0.45	616.6 ± 2.2	518.3 ± 2.4	27.9 ± 0	0.57
64.81 ± 0.45	558.5 ± 2.1	501 ± 2.4	21.1 ± 0	0.49
64.81 ± 0.45	507.2 ± 2	480.1 ± 2.3	14.1 ± 0	0.39
55.17 ± 0.25	591.3 ± 2.2	182.1 ± 2.1	59 ± 0.1	0.98
55.17 ± 0.25	555 ± 2.2	178.3 ± 2.1	56.6 ± 0	0.98
55.17 ± 0.25	451.1 ± 2	166.6 ± 2.1	48.9 ± 0	0.96
55.17 ± 0.25	379.7 ± 1.9	156.1 ± 2.1	43.2 ± 0	0.94
55.17 ± 0.25	290.9 ± 1.9	140.6 ± 2.1	34.8 ± 0	0.91
55.17 ± 0.25	226.4 ± 1.9	126.4 ± 2.1	27.9 ± 0	0.86
55.17 ± 0.25	168.9 ± 1.9	111.1 ± 2.1	20.8 ± 0	0.79
55.17 ± 0.25	653.8 ± 2.2	278.7 ± 2.1	55.7 ± 0	0.91
55.17 ± 0.25	544.7 ± 2.1	265.3 ± 2.1	47.9 ± 0	0.88
55.17 ± 0.25	473 ± 2	255 ± 2.1	42.1 ± 0	0.86
55.17 ± 0.25	393.1 ± 1.9	240.8 ± 2.1	34.8 ± 0	0.81
55.17 ± 0.25	325.8 ± 1.9	225.5 ± 2.1	27.8 ± 0	0.75
55.17 ± 0.25	269.6 ± 1.9	209.5 ± 2.1	21 ± 0	0.67
55.17 ± 0.25	218.6 ± 1.9	190 ± 2.1	14.2 ± 0	0.56
55.17 ± 0.25	638.6 ± 2.2	362.4 ± 2.2	46.9 ± 0	0.82
55.17 ± 0.25	565.8 ± 2.1	351.6 ± 2.2	41.2 ± 0	0.79
55.17 ± 0.25	494.7 ± 2	338.7 ± 2.1	34.9 ± 0	0.74
55.17 ± 0.25	427.8 ± 1.9	323.6 ± 2.1	27.9 ± 0	0.68
55.17 ± 0.25	367.8 ± 1.9	306.4 ± 2.1	21.1 ± 0	0.60
55.17 ± 0.25	315.3 ± 1.9	286.2 ± 2.1	14.1 ± 0	0.49
55.17 ± 0.25	674.9 ± 2.3	450.7 ± 2.3	41.8 ± 0	0.74
55.17 ± 0.25	597.6 ± 2.2	436.8 ± 2.3	34.8 ± 0	0.69
55.17 ± 0.25	526 ± 2.1	420.5 ± 2.2	27.9 ± 0	0.62
55.17 ± 0.25	464.1 ± 2	402.7 ± 2.2	21 ± 0	0.54

**Annexe 7.3-5. Résultats des expériences de calibration de l'orifice inférieur en régime noyé (suite n°3)**

$\alpha \pm u_{95}(\alpha)$ [deg]	$h_1 \pm u_{95}(h_1)$ [mm]	$h_3 \pm u_{95}(h_3)$ [mm]	$Q_p \pm u_{95}(Q_p)$ [L.s <sup>-1</sup> ]	DRF [ - ]
55.17 ± 0.25	413 ± 1.9	382.8 ± 2.2	14.2 ± 0	0.44
55.17 ± 0.25	627.2 ± 2.2	518 ± 2.4	27.9 ± 0	0.58
55.17 ± 0.25	563.3 ± 2.1	500.6 ± 2.4	21.1 ± 0	0.50
55.17 ± 0.25	509.2 ± 2	479.7 ± 2.3	14.1 ± 0	0.40
45.82 ± 0.35	704.6 ± 2.3	183.8 ± 2.1	60.5 ± 0	0.99
45.82 ± 0.35	626.7 ± 2.3	177.1 ± 2.1	56 ± 0.1	0.99
45.82 ± 0.35	504 ± 2	165.4 ± 2.1	48.5 ± 0	0.98
45.82 ± 0.35	421.1 ± 2	155.5 ± 2.1	42.7 ± 0	0.96
45.82 ± 0.35	320.3 ± 1.9	140.8 ± 2.1	34.9 ± 0	0.93
45.82 ± 0.35	244.3 ± 1.9	126.5 ± 2.1	27.9 ± 0	0.89
45.82 ± 0.35	180.8 ± 1.9	112.3 ± 2.1	21.1 ± 0	0.82
45.82 ± 0.35	684 ± 2.3	274.8 ± 2.1	53 ± 0	0.93
45.82 ± 0.35	620.3 ± 2.2	268.1 ± 2.1	48.8 ± 0	0.91
45.82 ± 0.35	512.3 ± 2.1	255.3 ± 2.1	41.8 ± 0	0.88
45.82 ± 0.35	423.1 ± 2	241.8 ± 2.1	34.9 ± 0	0.84
45.82 ± 0.35	345.9 ± 1.9	226.4 ± 2.1	27.9 ± 0	0.78
45.82 ± 0.35	279.3 ± 1.9	209.9 ± 2.1	21 ± 0	0.70
45.82 ± 0.35	223.1 ± 1.9	190.4 ± 2.1	14.1 ± 0	0.58
45.82 ± 0.35	678.1 ± 2.3	360.4 ± 2.2	46 ± 0	0.84
45.82 ± 0.35	615.9 ± 2.2	352.9 ± 2.2	41.7 ± 0	0.82
45.82 ± 0.35	522.2 ± 2	338.8 ± 2.1	34.8 ± 0	0.77
45.82 ± 0.35	446.1 ± 2	323.5 ± 2.1	28 ± 0	0.71
45.82 ± 0.35	377.4 ± 1.9	306 ± 2.1	21.1 ± 0	0.62
45.82 ± 0.35	319.8 ± 1.9	286.2 ± 2.1	14.1 ± 0	0.51
45.82 ± 0.35	679.2 ± 2.3	446.2 ± 2.3	39 ± 0	0.75
45.82 ± 0.35	625.3 ± 2.2	437.8 ± 2.3	34.8 ± 0	0.71
45.82 ± 0.35	545.8 ± 2.1	421.7 ± 2.2	27.9 ± 0	0.65
45.82 ± 0.35	476.5 ± 2	404.2 ± 2.2	21.1 ± 0	0.57
45.82 ± 0.35	417.7 ± 1.9	383.4 ± 2.2	14.1 ± 0	0.46
45.82 ± 0.35	645.5 ± 2.3	517.8 ± 2.4	27.9 ± 0	0.61
45.82 ± 0.35	587.1 ± 2.2	504.1 ± 2.4	22.3 ± 0	0.54
45.82 ± 0.35	535.4 ± 2	487.9 ± 2.3	16.9 ± 0	0.46
45.82 ± 0.35	490.8 ± 2	468.6 ± 2.3	11.3 ± 0	0.37
37.52 ± 0.46	622.1 ± 2.2	165.4 ± 2.1	48.7 ± 0	1.00
37.52 ± 0.46	490.8 ± 2.1	153.1 ± 2.1	41.8 ± 0	0.99
37.52 ± 0.46	375.3 ± 2	140.2 ± 2.1	34.8 ± 0	0.96
37.52 ± 0.46	278.8 ± 1.9	125.8 ± 2.1	27.9 ± 0	0.93
37.52 ± 0.46	199.7 ± 1.9	111.6 ± 2.1	21.1 ± 0	0.86
37.52 ± 0.46	593.2 ± 2.1	254.1 ± 2.1	41.7 ± 0	0.92
37.52 ± 0.46	479.4 ± 2.1	241.1 ± 2.1	34.8 ± 0	0.88
37.52 ± 0.46	380.8 ± 2	225.9 ± 2.1	27.9 ± 0	0.83
37.52 ± 0.46	297.2 ± 1.9	209.4 ± 2.1	21 ± 0	0.74
37.52 ± 0.46	231 ± 1.9	190.2 ± 2.1	14.1 ± 0	0.62

**Annexe 7.3-6. Résultats des expériences de calibration de l'orifice inférieur en régime noyé (suite n°4)**

$\alpha \pm u_{95}(\alpha)$ [deg]	$h_1 \pm u_{95}(h_1)$ [mm]	$h_3 \pm u_{95}(h_3)$ [mm]	$Q_p \pm u_{95}(Q_p)$ [L.s <sup>-1</sup> ]	DRF [-]
37.52 ± 0.46	696.6 ± 2.3	352.1 ± 2.2	41.7 ± 0	0.86
37.52 ± 0.46	579.6 ± 2.2	338.5 ± 2.1	34.8 ± 0	0.81
37.52 ± 0.46	478.9 ± 2	322.9 ± 2.1	27.8 ± 0	0.75
37.52 ± 0.46	395.6 ± 1.9	305.7 ± 2.1	21.1 ± 0	0.66
37.52 ± 0.46	327.8 ± 1.9	286.3 ± 2.1	14.1 ± 0	0.54
37.52 ± 0.46	678 ± 2.3	436.9 ± 2.3	34.8 ± 0	0.76
37.52 ± 0.46	579.3 ± 2.2	421.1 ± 2.2	27.9 ± 0	0.69
37.52 ± 0.46	492.3 ± 2	403.3 ± 2.2	20.9 ± 0	0.60
37.52 ± 0.46	426.3 ± 1.9	383.7 ± 2.2	14.1 ± 0	0.49
37.52 ± 0.46	676.8 ± 2.3	517.6 ± 2.4	27.9 ± 0	0.65
37.52 ± 0.46	606 ± 2.1	503.6 ± 2.4	22.3 ± 0	0.58
37.52 ± 0.46	547.4 ± 2.1	488.3 ± 2.3	16.8 ± 0	0.50
37.52 ± 0.46	496.1 ± 2	468.8 ± 2.3	11.3 ± 0	0.39

*Les hauteurs sont référencées par rapport à R.*

**Annexe 7.3-7. Modélisation 3D de l'orifice inférieur avec les dimensions du prototype en régime dénoyé**

$\alpha$ [deg]	$Q_p$ [L.s-1]	$h_1$ [mm]	BM [%]	Re [ - ]
37.29	35	388	0.2%	2.04E+05
37.29	42	498	0.5%	1.96E+05
37.29	49	629	0.0%	1.68E+05
37.29	51	669	0.0%	1.40E+05
45.87	43	434	0.2%	2.24E+05
45.87	49	518	-0.1%	1.96E+05
45.87	56	637	-0.8%	1.72E+05
55.22	44	401	0.2%	2.48E+05
55.22	50	475	0.3%	2.28E+05
55.22	57	574	0.3%	2.00E+05
55.22	62	654	0.2%	1.76E+05
64.86	44	374	0.1%	2.72E+05
64.86	50	438	0.2%	2.52E+05
64.86	58	543	0.2%	2.32E+05
64.86	63	615	0.1%	2.00E+05
64.86	68	694	0.1%	1.76E+05
74.08	44	362	0.0%	2.84E+05
74.08	50	427	-0.2%	2.56E+05
74.08	58	520	0.0%	2.32E+05
74.08	64	601	-0.1%	2.00E+05
74.08	71	712	-0.3%	1.76E+05
85.97	50	414	-0.7%	2.84E+05
85.97	58	509	-0.7%	2.60E+05
85.97	65	594	-0.6%	2.32E+05
85.97	71	680	-0.5%	2.00E+05

*Les hauteurs sont référencées par rapport à R.*

**Annexe 7.3-8. Modélisation 3D de l'orifice inférieur avec les dimensions du prototype en régime noyé**

$\alpha$ [deg]	$Q_p$ [L.s <sup>-1</sup> ]	$h_1$ [mm]	$h_3$ [mm]	BM [%]	Re [ - ]
37.29	14	516	478	0.0%	5.60E+04
37.29	22	693	597	0.0%	8.80E+04
37.29	28	469	321	0.0%	1.12E+05
37.29	42	683	349	0.4%	1.68E+05
45.87	11	582	563	-0.1%	4.40E+04
45.87	14	410	381	0.0%	5.60E+04
45.87	35	517	336	-0.1%	1.40E+05
45.87	35	717	530	-0.1%	1.40E+05
45.87	42	612	349	0.2%	1.68E+05
55.22	21	716	658	-0.3%	8.40E+04
55.22	28	623	521	0.0%	1.12E+05
55.22	43	707	472	-0.3%	1.72E+05
64.86	14	597	574	0.0%	5.60E+04
64.86	28	494	407	0.0%	1.12E+05
64.86	42	741	543	-0.8%	1.68E+05
64.86	50	520	260	0.3%	2.00E+05
64.86	63	697	280	-0.3%	2.52E+05
74.08	14	401	381	0.0%	5.60E+04
74.08	14	497	476	0.0%	5.60E+04
74.08	28	695	608	0.0%	1.12E+05
74.08	35	458	336	0.6%	1.40E+05
74.08	35	559	433	0.0%	1.40E+05
74.08	49	708	459	0.0%	1.96E+05
74.08	58	545	222	1.1%	2.32E+05
85.97	14	497	477	0.0%	5.60E+04
85.97	32	722	615	-0.6%	1.28E+05
85.97	42	621	445	0.0%	1.68E+05
85.97	42	721	539	-0.4%	1.68E+05
85.97	43	515	342	0.0%	1.72E+05
85.97	50	438	206	0.3%	2.00E+05
85.97	57	673	365	0.0%	2.28E+05

*Les hauteurs sont référencées par rapport à R.*

**Annexe 7.3-9. Résultats des expériences de calibration de l'orifice supérieur en régime dénoyé**

$\alpha \pm u_{95}(\alpha)$ [deg]	$h_{W*} \pm u_{95}(h_{W*})$ [mm]	$h_{1*} \pm u_{95}(h_{1*})$ [mm]	$Q_p \pm u_{95}(Q_p)$ [L.s <sup>-1</sup> ]	$Fr_1$ [ - ]
42.91 ± 0.23	283.4 ± 0.5	466.4 ± 2.2	62.5 ± 0	0.054
42.91 ± 0.23	283.4 ± 0.5	437.3 ± 2.1	55.6 ± 0	0.051
42.91 ± 0.23	283.4 ± 0.5	387.6 ± 2.1	41.7 ± 0	0.042
42.91 ± 0.23	283.4 ± 0.5	367.2 ± 2	34.9 ± 0	0.037
50.24 ± 0.34	247.5 ± 0.5	454.5 ± 2.2	69.5 ± 0	0.061
50.24 ± 0.34	247.5 ± 0.5	429.4 ± 2.1	62.7 ± 0.1	0.058
50.24 ± 0.34	247.5 ± 0.5	405.5 ± 2.1	55.6 ± 0	0.054
50.24 ± 0.34	247.5 ± 0.5	361.5 ± 2	41.8 ± 0	0.045
50.24 ± 0.34	247.5 ± 0.5	338.8 ± 2	34.8 ± 0	0.040
50.24 ± 0.34	247.5 ± 0.5	318.2 ± 2	27.8 ± 0	0.034
58.38 ± 0.27	202.9 ± 0.5	467.8 ± 2.2	84.7 ± 0	0.072
58.38 ± 0.27	202.9 ± 0.5	415.7 ± 2.1	70.1 ± 0	0.067
58.38 ± 0.27	202.9 ± 0.5	373.8 ± 2.1	57.2 ± 0.1	0.060
58.38 ± 0.27	202.9 ± 0.5	322.7 ± 2	41.7 ± 0	0.050
58.38 ± 0.27	202.9 ± 0.5	281 ± 1.9	28 ± 0	0.037
67.3 ± 0.15	149.3 ± 0.5	468.6 ± 2.2	97.4 ± 0	0.083
67.3 ± 0.15	149.3 ± 0.5	426.1 ± 2.1	85 ± 0	0.079
67.3 ± 0.15	149.3 ± 0.5	379.9 ± 2.1	70.3 ± 0.1	0.073
67.3 ± 0.15	149.3 ± 0.5	339.6 ± 2	57.4 ± 0.1	0.066
67.3 ± 0.15	149.3 ± 0.5	310.4 ± 2	48.7 ± 0.1	0.060
67.3 ± 0.15	149.3 ± 0.5	287.1 ± 2	41.7 ± 0	0.055
67.3 ± 0.15	149.3 ± 0.5	262.3 ± 1.9	34.8 ± 0	0.049
67.3 ± 0.15	149.3 ± 0.5	241 ± 1.9	27.7 ± 0	0.042
67.3 ± 0.15	149.3 ± 0.5	219.7 ± 1.9	21 ± 0	0.034
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	470 ± 2.2	110.3 ± 0.1	0.094
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	427.5 ± 2.1	97.7 ± 0.1	0.091
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	390.1 ± 2.1	85.4 ± 0.1	0.086
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	348.5 ± 2	70.6 ± 0.1	0.079
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	310.6 ± 2	58 ± 0.1	0.071
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	254.2 ± 1.9	41.7 ± 0	0.060
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	200.8 ± 1.9	27.9 ± 0.1	0.047
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	175.2 ± 1.9	20.9 ± 0	0.039

*Les hauteurs sont référencées par rapport à  $h_{png}$ .*

**Annexe 7.3-10. Résultats des expériences de calibration de l'orifice supérieur en régime dénoyé (suite)**

$\alpha \pm u_{95}(\alpha)$ [deg]	$h_{W^*} \pm u_{95}(h_{W^*})$ [mm]	$h_{1^*} \pm u_{95}(h_{1^*})$ [mm]	$Q_p \pm u_{95}(Q_p)$ [L.s <sup>-1</sup> ]	$Fr_1$ [ - ]
86.8 ± 0.06	21.6 ± 0.5	448.8 ± 2.2	110.5 ± 0	0.098
86.8 ± 0.06	21.6 ± 0.5	408.2 ± 2.1	97.5 ± 0	0.095
86.8 ± 0.06	21.6 ± 0.5	372.7 ± 2	85.3 ± 0	0.090
86.8 ± 0.06	21.6 ± 0.5	334.2 ± 2	70.8 ± 0	0.082
86.8 ± 0.06	21.6 ± 0.5	297.4 ± 2	58.1 ± 0.1	0.074
86.8 ± 0.06	21.6 ± 0.5	241.6 ± 1.9	41.7 ± 0	0.062
86.8 ± 0.06	21.6 ± 0.5	187.9 ± 1.9	28 ± 0	0.049
86.8 ± 0.06	21.6 ± 0.5	155.4 ± 1.9	20.9 ± 0	0.041
86.8 ± 0.06	21.6 ± 0.5	121.3 ± 1.9	14 ± 0	0.031
86.8 ± 0.06	21.6 ± 0.5	155.5 ± 1.9	20.8 ± 0	0.041
86.8 ± 0.06	21.6 ± 0.5	120.7 ± 1.9	13.9 ± 0	0.031

*Les hauteurs sont référencées par rapport à  $h_{png}$ .*

**Annexe 7.3-11. Résultats des expériences de calibration de l'orifice supérieur en régime noyé**

$\alpha \pm u_{95}(\alpha)$ [deg]	$h_{W^*} \pm u_{95}(h_{W^*})$ [mm]	$h_{1^*} \pm u_{95}(h_{1^*})$ [mm]	$h_{3^*} \pm u_{95}(h_{3^*})$ [mm]	$Q_p \pm u_{95}(Q_p)$ [L.s <sup>-1</sup> ]	$Fr_1$ [-]
42.91 ± 0.06	283.4 ± 0.5	447.2 ± 2.2	382.3 ± 2.4	41.8 ± 0	0.04
42.91 ± 0.06	283.4 ± 0.5	417.5 ± 2.1	367.6 ± 2.4	34.8 ± 0	0.03
42.91 ± 0.06	283.4 ± 0.5	390.2 ± 2.1	351.2 ± 2.4	27.9 ± 0	0.03
42.91 ± 0.06	283.4 ± 0.5	365.3 ± 2	333.5 ± 2.3	20.9 ± 0	0.02
50.24 ± 0.06	247.5 ± 0.5	452.8 ± 2.2	321 ± 2.3	62.5 ± 0.1	0.06
50.24 ± 0.06	247.5 ± 0.5	427.3 ± 2.1	309.4 ± 2.3	55.6 ± 0	0.05
50.24 ± 0.06	247.5 ± 0.5	436.8 ± 2.1	387.8 ± 2.4	44.5 ± 0	0.04
50.24 ± 0.06	247.5 ± 0.5	420.1 ± 2.1	379.6 ± 2.4	40.3 ± 0	0.04
50.24 ± 0.06	247.5 ± 0.5	404.3 ± 2.1	370.9 ± 2.4	36.3 ± 0	0.04
50.24 ± 0.06	247.5 ± 0.5	383.4 ± 2.1	358 ± 2.4	30.6 ± 0	0.03
58.38 ± 0.06	202.9 ± 0.5	468.1 ± 2.2	343.9 ± 2.4	76.5 ± 0	0.07
58.38 ± 0.06	202.9 ± 0.5	443.5 ± 2.2	333.2 ± 2.4	69.5 ± 0.1	0.06
58.38 ± 0.06	202.9 ± 0.5	398.1 ± 2.1	309.5 ± 2.3	55.6 ± 0	0.06
58.38 ± 0.06	202.9 ± 0.5	354.8 ± 2	283.8 ± 2.3	41.7 ± 0	0.05
58.38 ± 0.06	202.9 ± 0.5	307.3 ± 2	253.4 ± 2.2	27.8 ± 0	0.03
58.38 ± 0.06	202.9 ± 0.5	408 ± 2.1	382.1 ± 2.4	41.7 ± 0	0.04
67.3 ± 0.06	149.3 ± 0.5	475.9 ± 2.2	224.8 ± 2.2	97.3 ± 0.1	0.08
67.3 ± 0.06	149.3 ± 0.5	432 ± 2.1	208.2 ± 2.2	84.7 ± 0	0.08
67.3 ± 0.06	149.3 ± 0.5	482.2 ± 2.2	275.3 ± 2.3	96.9 ± 0.1	0.08
67.3 ± 0.06	149.3 ± 0.5	438.5 ± 2.1	258.6 ± 2.2	84.7 ± 0	0.08
67.3 ± 0.06	149.3 ± 0.5	396.4 ± 2.1	239.4 ± 2.2	71.8 ± 0	0.07
67.3 ± 0.06	149.3 ± 0.5	350.5 ± 2	215.1 ± 2.2	56.9 ± 0	0.06
67.3 ± 0.06	149.3 ± 0.5	462.3 ± 2.2	355.1 ± 2.4	84.3 ± 0	0.07
67.3 ± 0.06	149.3 ± 0.5	413.2 ± 2.1	333 ± 2.4	69.5 ± 0	0.07
67.3 ± 0.06	149.3 ± 0.5	373.1 ± 2.1	311.7 ± 2.3	56.7 ± 0	0.06
67.3 ± 0.06	149.3 ± 0.5	326.5 ± 2	283.6 ± 2.3	41.7 ± 0	0.05
67.3 ± 0.06	149.3 ± 0.5	303.7 ± 2	269.2 ± 2.3	34.8 ± 0	0.04
67.3 ± 0.06	149.3 ± 0.5	280 ± 2	253.1 ± 2.2	27.9 ± 0	0.04
67.3 ± 0.06	149.3 ± 0.5	401 ± 2.1	382.5 ± 2.4	41.8 ± 0	0.04
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	437 ± 2.1	226.8 ± 2.2	97.4 ± 0.1	0.09
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	398 ± 2.1	209.8 ± 2.2	85 ± 0.1	0.08
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	355.1 ± 2	188.3 ± 2.2	70.3 ± 0.1	0.08
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	316.3 ± 2	167.6 ± 2.1	57.4 ± 0.1	0.07
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	445.6 ± 2.2	274.6 ± 2.3	97.4 ± 0.1	0.09
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	405.5 ± 2.1	257.7 ± 2.2	84.7 ± 0.1	0.08
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	362 ± 2	235.5 ± 2.2	70.2 ± 0.1	0.08
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	322.2 ± 2	214 ± 2.2	57.1 ± 0.1	0.07
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	270.2 ± 1.9	186 ± 2.2	41.7 ± 0.1	0.06
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	217.1 ± 1.9	156.3 ± 2.1	27.9 ± 0	0.04
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	487.2 ± 2.2	374.4 ± 2.4	97.4 ± 0.1	0.08
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	441.9 ± 2.1	355.9 ± 2.4	84.5 ± 0.1	0.08
76.27 ± 0.15	91.9 ± 0.5	394.7 ± 2.1	333.3 ± 2.4	69.8 ± 0.1	0.07
76.27 ± 0.06	91.9 ± 0.5	357.4 ± 2	312 ± 2.3	56.9 ± 0.1	0.06

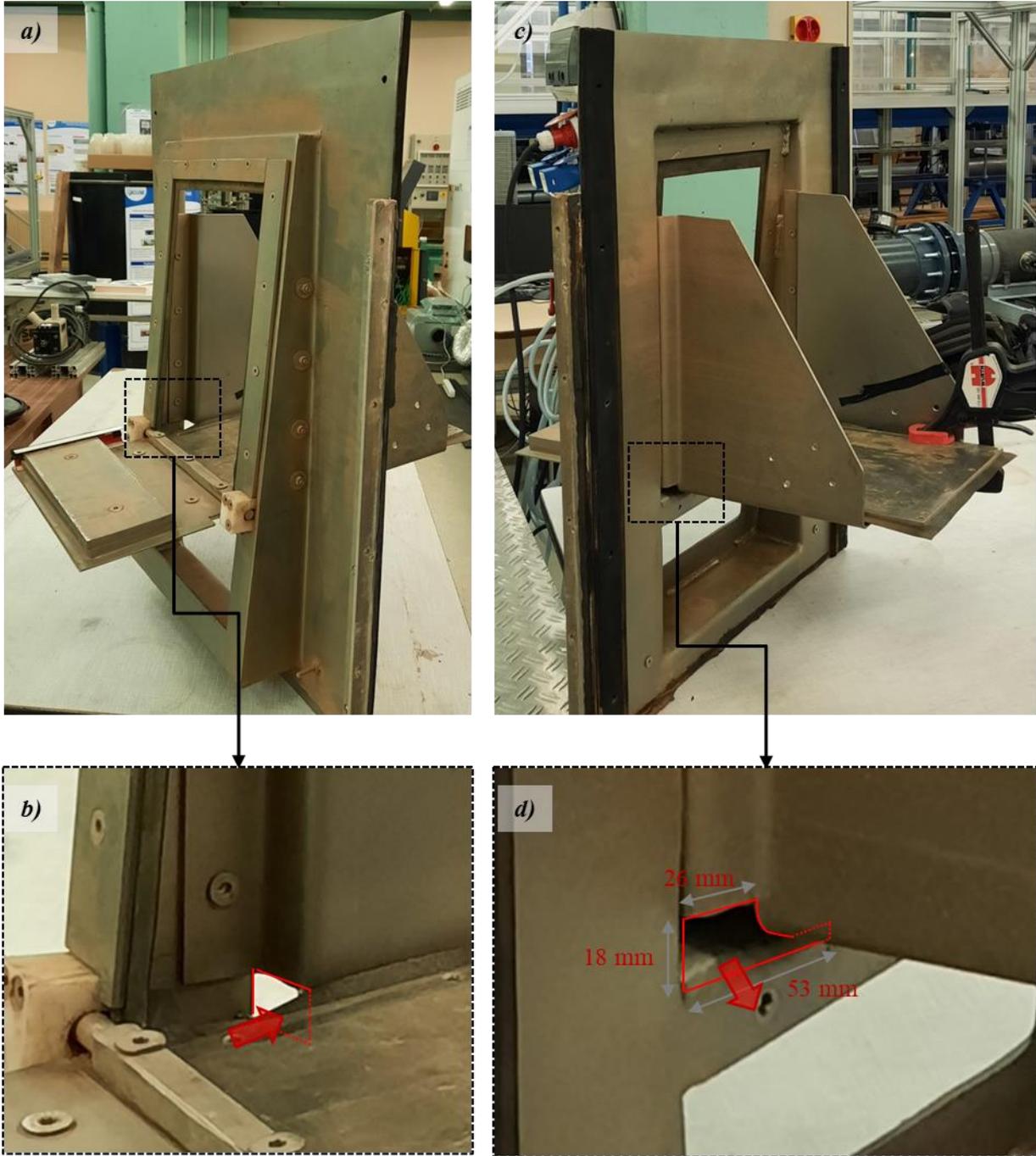
*Les hauteurs sont référencées par rapport à  $h_{png}$ .*

**Annexe 7.3-12. Résultats des expériences de calibration de l'orifice supérieur en régime noyé (suite)**

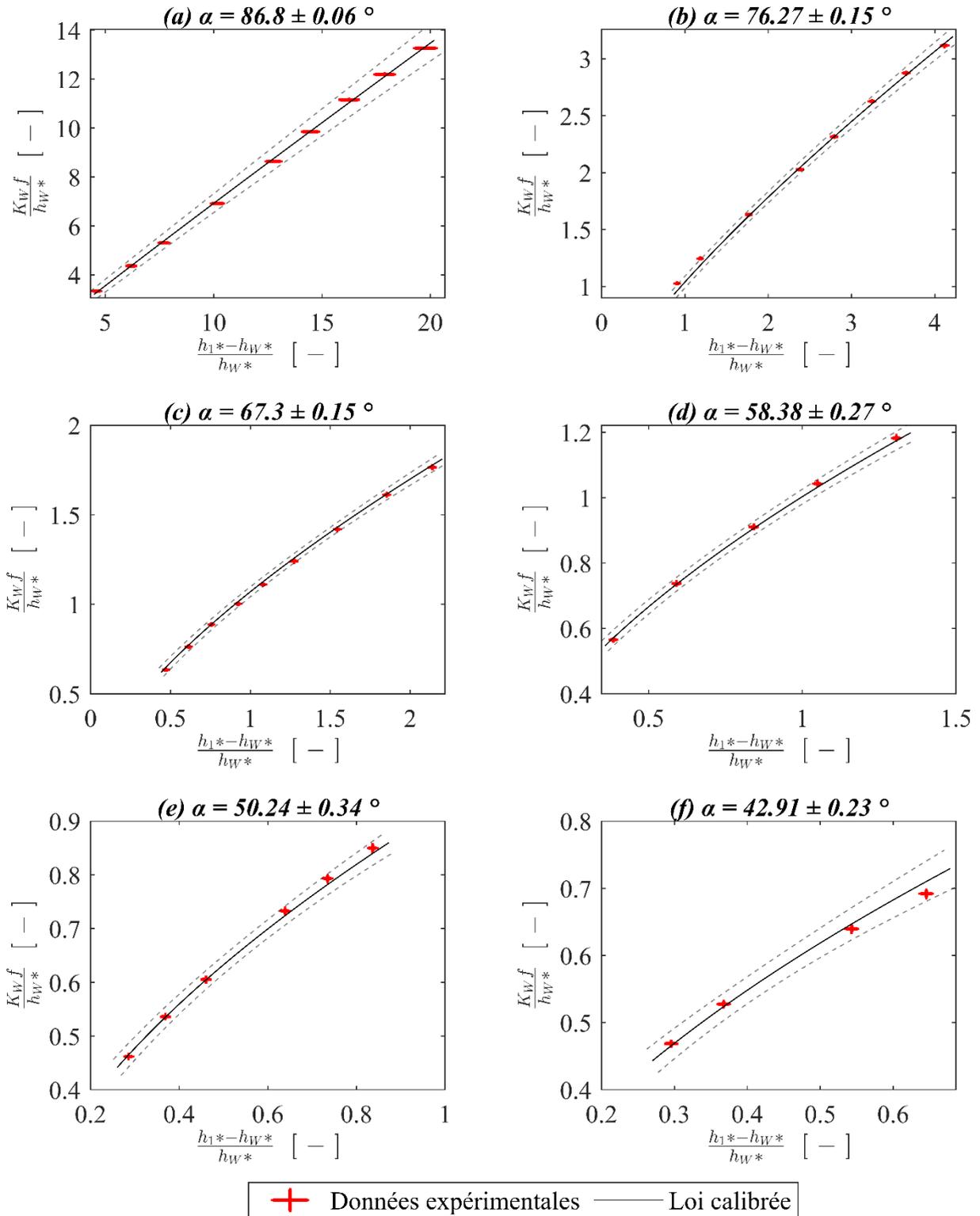
$\alpha \pm u_{95}(\alpha)$ [deg]	$h_{W^*} \pm u_{95}(h_{W^*})$ [mm]	$h_{1^*} \pm u_{95}(h_{1^*})$ [mm]	$h_{3^*} \pm u_{95}(h_{3^*})$ [mm]	$Q_p \pm u_{95}(Q_p)$ [L.s <sup>-1</sup> ]	$Fr_1$ [ - ]
76.27 ± 0.06	91.9 ± 0.5	313.1 ± 2	283.4 ± 2.3	41.7 ± 0	0.05
76.27 ± 0.06	91.9 ± 0.5	268.7 ± 1.9	253.5 ± 2.2	27.8 ± 0	0.04
76.27 ± 0.06	91.9 ± 0.5	397.8 ± 2.1	383.2 ± 2.4	41.1 ± 0	0.04
86.8 ± 0.23	21.6 ± 0.5	447.6 ± 2.2	135.1 ± 2.1	110 ± 0.1	0.10
86.8 ± 0.23	21.6 ± 0.5	407.4 ± 2.1	119 ± 2.1	97.2 ± 0	0.09
86.8 ± 0.23	21.6 ± 0.5	372.2 ± 2	103.3 ± 2.1	85.2 ± 0.1	0.09
86.8 ± 0.23	21.6 ± 0.5	333 ± 2	82.2 ± 2.1	70.4 ± 0	0.08
86.8 ± 0.34	21.6 ± 0.5	450.3 ± 2.2	187.9 ± 2.2	110.2 ± 0.1	0.10
86.8 ± 0.34	21.6 ± 0.5	409.2 ± 2.1	172.2 ± 2.1	97.2 ± 0.1	0.09
86.8 ± 0.34	21.6 ± 0.5	373.8 ± 2	156.8 ± 2.1	85.1 ± 0	0.09
86.8 ± 0.34	21.6 ± 0.5	334.5 ± 2	135.1 ± 2.1	70.4 ± 0.1	0.08
86.8 ± 0.34	21.6 ± 0.5	296.8 ± 2	115.1 ± 2.1	57.6 ± 0	0.07
86.8 ± 0.34	21.6 ± 0.5	242.5 ± 1.9	86.4 ± 2.1	41.7 ± 0	0.06
86.8 ± 0.27	21.6 ± 0.5	160.6 ± 1.9	89.7 ± 2.1	20.8 ± 0	0.04
86.8 ± 0.27	21.6 ± 0.5	415.9 ± 2.1	224.6 ± 2.2	97.6 ± 0.1	0.09
86.8 ± 0.27	21.6 ± 0.5	377.5 ± 2.1	207 ± 2.2	84.9 ± 0.1	0.09
86.8 ± 0.27	21.6 ± 0.5	337.9 ± 2	185.5 ± 2.2	70.3 ± 0.1	0.08
86.8 ± 0.27	21.6 ± 0.5	299.6 ± 2	164.7 ± 2.1	57.4 ± 0.1	0.07
86.8 ± 0.27	21.6 ± 0.5	245.6 ± 1.9	135.7 ± 2.1	41.6 ± 0.1	0.06
86.8 ± 0.15	21.6 ± 0.5	191.1 ± 1.9	106.7 ± 2.1	27.7 ± 0	0.05
86.8 ± 0.15	21.6 ± 0.5	421.6 ± 2.1	274.3 ± 2.3	97.2 ± 0.1	0.09
86.8 ± 0.15	21.6 ± 0.5	383.2 ± 2.1	257.3 ± 2.2	84.9 ± 0	0.09
86.8 ± 0.15	21.6 ± 0.5	343.1 ± 2	235.5 ± 2.2	70.3 ± 0	0.08
86.8 ± 0.15	21.6 ± 0.5	304.9 ± 2	214.6 ± 2.2	57.4 ± 0	0.07
86.8 ± 0.15	21.6 ± 0.5	251.5 ± 1.9	186.4 ± 2.2	41.7 ± 0	0.06
86.8 ± 0.15	21.6 ± 0.5	198.9 ± 1.9	156.7 ± 2.1	27.8 ± 0	0.05
86.8 ± 0.15	21.6 ± 0.5	170.8 ± 1.9	139.8 ± 2.1	21.1 ± 0	0.04
86.8 ± 0.15	21.6 ± 0.5	138.8 ± 1.9	120.7 ± 2.1	14 ± 0	0.03
86.8 ± 0.15	21.6 ± 0.5	475.5 ± 2.2	374.1 ± 2.4	97.3 ± 0.1	0.08
86.8 ± 0.15	21.6 ± 0.5	431.9 ± 2.1	355.8 ± 2.4	84.4 ± 0	0.08
86.8 ± 0.15	21.6 ± 0.5	386.9 ± 2.1	333.8 ± 2.3	69.7 ± 0	0.07
86.8 ± 0.15	21.6 ± 0.5	351.9 ± 2	312.6 ± 2.3	56.8 ± 0	0.06
86.8 ± 0.15	21.6 ± 0.5	309.6 ± 2	284.1 ± 2.3	41.8 ± 0	0.05
86.8 ± 0.15	21.6 ± 0.5	266.8 ± 1.9	253.5 ± 2.2	27.9 ± 0	0.04
86.8 ± 0.15	21.6 ± 0.5	398.6 ± 2.1	383.7 ± 2.4	41.8 ± 0.1	0.04
86.8 ± 0.15	21.6 ± 0.5	376.5 ± 2.1	368.5 ± 2.4	34.7 ± 0.1	0.04

*Les hauteurs sont référencées par rapport à  $h_{png}$ .*

**Annexe 7.3-13. Identification des orifices au niveau des bajoyers pour lesquels un débit de fuite se développe**

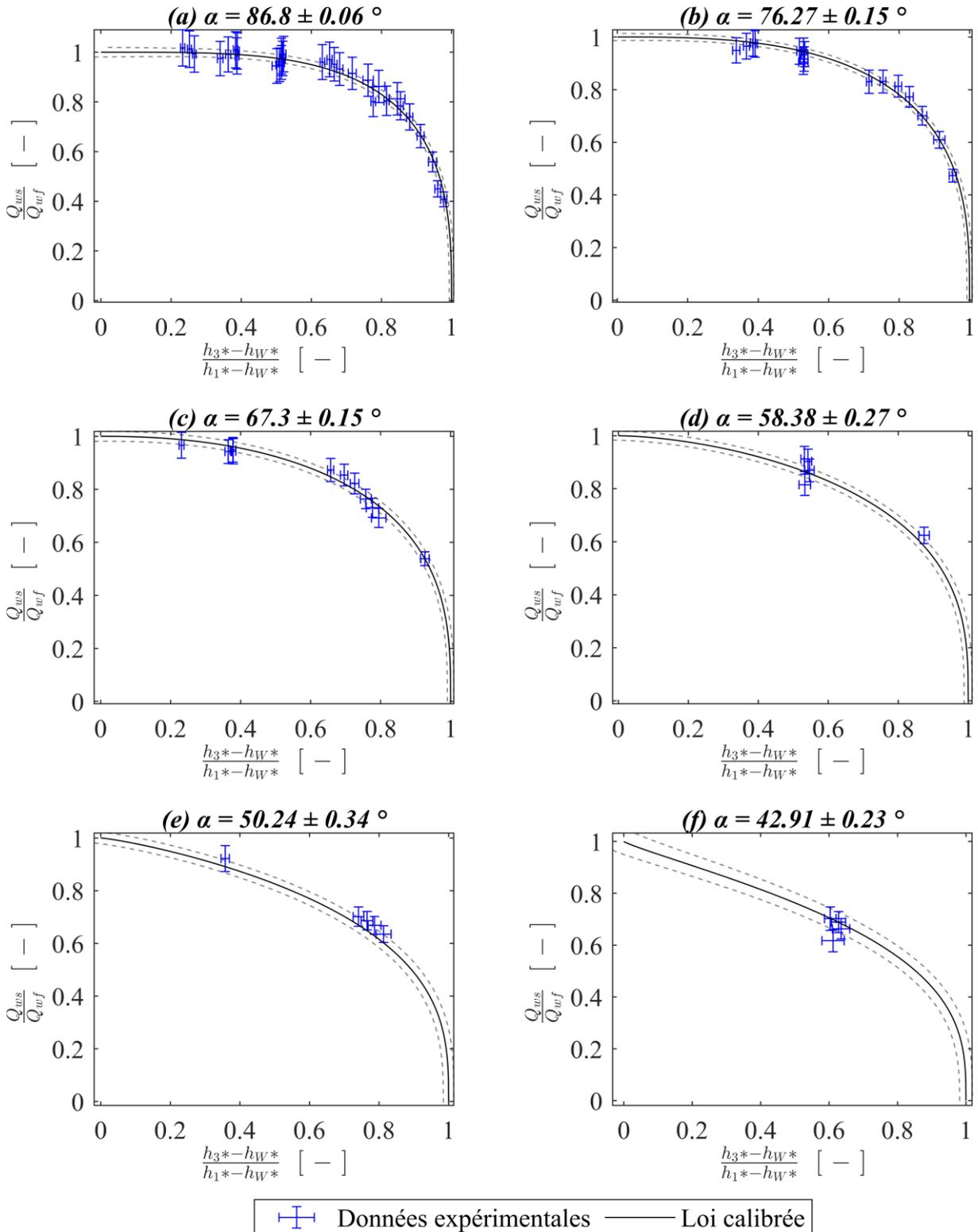


**Annexe 7.3-14. Visualisation des données expérimentales décrivant l'écoulement par-dessus le volet basculant de la vanne fusible en régime dénoyé. Comparaison avec le modèle hydraulique développé et calibré pour prendre en compte ce mode de fonctionnement**



Les pointillés représentent l'intervalle de confiance à 95% de la loi calibrée.

**Annexe 7.3-15. Visualisation des données expérimentales décrivant l'écoulement par-dessus le volet basculant de la vanne fusible en régime noyé. Comparaison avec le modèle hydraulique développé et calibré pour prendre en compte ce mode de fonctionnement**



**Annexe 7.3-16. Données expérimentales de la vanne fusible globale selon un régime d'écoulement dénoyé pour les orifices inférieur et supérieur**

$\alpha \pm u_{95}(\alpha)$ [deg]	$h_w \pm u_{95}(h_w)$ [mm]	$h_1 \pm u_{95}(h_1)$ [mm]	$h_3 \pm u_{95}(h_3)$ [mm]	$Q_p \pm u_{95}(Q_p)$ [L.s <sup>-1</sup> ]	$Fr_1$ [-]
86.84 ± 0.2	187.3 ± 2	219 ± 1.9	43.2 ± 2.1	41.7 ± 0.1	0.13
86.76 ± 0.22	187.9 ± 2	495.2 ± 2	42.7 ± 2.1	134.7 ± 0.1	0.12
86.72 ± 0.19	188.2 ± 2	271.1 ± 1.9	62.7 ± 2.1	55.6 ± 0.1	0.13
86.71 ± 0.22	188.2 ± 2	523.2 ± 2	19.8 ± 2.1	147.3 ± 0.2	0.12
86.69 ± 0.2	188.4 ± 2	317.6 ± 1.9	79.5 ± 2.1	69.5 ± 0.2	0.12
86.68 ± 0.2	188.4 ± 2	365.6 ± 1.9	93.4 ± 2.1	85.2 ± 0.1	0.12
86.67 ± 0.23	188.5 ± 2	498 ± 2.1	28.6 ± 2.1	136 ± 0.3	0.12
86.67 ± 0.25	188.5 ± 2	402 ± 1.9	72.9 ± 2.6	97.7 ± 0.2	0.12
86.67 ± 0.24	188.5 ± 2	436.6 ± 1.9	33.1 ± 2.2	110.8 ± 0.2	0.12
86.66 ± 0.23	188.5 ± 2	470 ± 2.1	25.5 ± 2.2	124 ± 0.4	0.12
77.54 ± 0.17	249.5 ± 2	546 ± 2.1	22.5 ± 2.1	148.7 ± 0.2	0.12
77.44 ± 0.17	250.1 ± 2	516.5 ± 2.1	21.3 ± 2.1	135.6 ± 0.2	0.12
77.33 ± 0.17	250.9 ± 2	486.4 ± 2	28.8 ± 2.1	123.2 ± 0.1	0.12
77.24 ± 0.17	251.5 ± 2	453.1 ± 2	10.6 ± 2.1	110.6 ± 0.1	0.12
77.14 ± 0.17	252.1 ± 2	416.4 ± 1.9	38.5 ± 2.4	97.5 ± 0.1	0.12
77.09 ± 0.17	252.5 ± 2	336.8 ± 1.9	79.9 ± 2.1	70 ± 0.1	0.11
77.08 ± 0.17	252.6 ± 2	378.1 ± 1.9	94.1 ± 2.3	84.8 ± 0.1	0.12
77.04 ± 0.18	252.8 ± 2	300 ± 1.9	65.3 ± 2.1	57.4 ± 0.1	0.11
67.39 ± 0.25	314.8 ± 2	582 ± 2.1	35.2 ± 2.1	148.3 ± 0.2	0.11
67.34 ± 0.27	315.1 ± 2	549.2 ± 2.1	32.8 ± 2.1	135.6 ± 0.2	0.11
67.25 ± 0.25	315.7 ± 2	518 ± 2	28.7 ± 2.1	123 ± 0.2	0.11
67.17 ± 0.23	316.1 ± 2	483.9 ± 2	21.4 ± 3.5	110 ± 0.1	0.10
67.15 ± 0.2	316.3 ± 2	447.5 ± 1.9	41.9 ± 2.2	97.1 ± 0.1	0.10
67.1 ± 0.2	316.6 ± 2	412.6 ± 1.9	93 ± 2.4	84.3 ± 0.1	0.10
67.06 ± 0.2	316.8 ± 2	375.5 ± 1.9	78.9 ± 2.1	69.4 ± 0.1	0.10
58.41 ± 0.22	368.7 ± 2	596.5 ± 2.1	116.6 ± 2.2	135.2 ± 0.2	0.09
58.34 ± 0.21	369.2 ± 2	560.1 ± 2.1	82 ± 2.3	122.9 ± 0.2	0.09
58.22 ± 0.2	369.8 ± 2	524.6 ± 2	56.7 ± 2.2	110.2 ± 0.1	0.09
58.18 ± 0.2	370 ± 2	488.6 ± 2	51.6 ± 2.1	96.8 ± 0.1	0.09
58.12 ± 0.2	370.4 ± 2	454.6 ± 2	92.2 ± 2.2	84 ± 0.1	0.09
58.06 ± 0.2	370.7 ± 2	418.1 ± 1.9	77.3 ± 2.1	69.2 ± 0.1	0.08
49.03 ± 0.21	419.8 ± 2	613.1 ± 2.2	135.1 ± 2.1	122.7 ± 0.1	0.08
48.96 ± 0.22	420.1 ± 2	573.1 ± 2.1	102.4 ± 2.1	110.2 ± 0.1	0.08
48.88 ± 0.22	420.5 ± 2	536.9 ± 2	103.8 ± 2.4	97.3 ± 0.1	0.08
48.82 ± 0.22	420.8 ± 2	466.6 ± 2	80.2 ± 2.1	70.6 ± 0.1	0.07
48.81 ± 0.22	420.9 ± 2	503.3 ± 2	95.6 ± 2.1	85.1 ± 0.1	0.08
40.76 ± 0.29	459.1 ± 2	634.8 ± 2.2	120.1 ± 2.1	109.9 ± 0.1	0.07
40.69 ± 0.29	459.5 ± 2	585.8 ± 2.1	104 ± 2.1	96.8 ± 0.1	0.07
40.62 ± 0.29	459.7 ± 2	549.2 ± 2.1	92.8 ± 2.1	84.9 ± 0.1	0.07
40.56 ± 0.29	460 ± 2	512.1 ± 2	79.1 ± 2.1	70 ± 0.1	0.06

Les hauteurs sont référencées par rapport à R.

**Annexe 7.3-17. Données expérimentales de la vanne fusible selon un régime d'écoulement noyé pour l'orifice inférieur et dénoyé pour l'orifice supérieur**

$\alpha \pm u_{95}(\alpha)$	$h_w \pm u_{95}(h_w)$	$h_1 \pm u_{95}(h_1)$	$h_3 \pm u_{95}(h_3)$	$Q_p \pm u_{95}(Q_p)$	$Fr_1$
[deg]	[mm]	[mm]	[mm]	[L.s <sup>-1</sup> ]	[-]
86.8 ± 0.21	187.6 ± 2	253.7 ± 1.9	151.9 ± 2.1	41.8 ± 0.1	0.10
86.7 ± 0.19	188.2 ± 2	301.2 ± 1.9	175.8 ± 2.1	55.6 ± 0.1	0.11
86.7 ± 0.18	188.3 ± 2	513.7 ± 2	275.7 ± 2.1	135.7 ± 0.2	0.12
86.7 ± 0.18	188.4 ± 2	538.4 ± 2.1	286.5 ± 2.1	147.2 ± 0.2	0.12
86.7 ± 0.18	188.4 ± 2	485.3 ± 2	262.7 ± 2.1	122.8 ± 0.2	0.12
86.6 ± 0.18	188.8 ± 2	455.7 ± 2	248.8 ± 2.1	110.5 ± 0.1	0.11
86.6 ± 0.18	188.8 ± 2	344.5 ± 1.9	196.9 ± 2.1	69.4 ± 0.1	0.11
86.6 ± 0.18	189 ± 2	422.6 ± 1.9	233.4 ± 2.1	97.3 ± 0.1	0.11
86.6 ± 0.18	189.1 ± 2	382.7 ± 1.9	214.9 ± 2.1	82.6 ± 0.1	0.11
76.8 ± 0.17	254.5 ± 2	321.9 ± 1.9	253.3 ± 2.1	41.8 ± 0.1	0.07
76.7 ± 0.17	254.9 ± 2	363.4 ± 1.9	279.3 ± 2.1	56.3 ± 0.1	0.08
76.7 ± 0.19	255.2 ± 2	399.2 ± 1.9	298.1 ± 2.1	68.9 ± 0.1	0.09
67.4 ± 0.24	314.7 ± 2	565.6 ± 2.1	273.1 ± 2.1	134.9 ± 0.2	0.10
67.3 ± 0.25	315 ± 2	535 ± 2	261 ± 2.1	122.4 ± 0.1	0.10
67.2 ± 0.27	315.7 ± 2	503.9 ± 2	247.4 ± 2.1	110 ± 0.1	0.10
67.1 ± 0.29	316.4 ± 2	470.3 ± 2	232.5 ± 2.1	97.1 ± 0.1	0.10
67 ± 0.31	317 ± 2	435.9 ± 1.9	217.4 ± 2.1	84.6 ± 0.1	0.09
67 ± 0.3	317.1 ± 2	397.3 ± 1.9	197.7 ± 2.1	70 ± 0.1	0.09
67 ± 0.27	317.1 ± 2	363.7 ± 1.9	178.8 ± 2.1	57.5 ± 0.1	0.08
67 ± 0.3	317.3 ± 2	535.6 ± 2	354 ± 2.2	110.3 ± 0.1	0.09
67 ± 0.25	317.4 ± 2	399.2 ± 1.9	282 ± 2.1	57.7 ± 0.1	0.07
67 ± 0.24	317.4 ± 2	354.1 ± 1.9	253.7 ± 2.1	41.7 ± 0.1	0.06
67 ± 0.25	317.5 ± 2	432.8 ± 1.9	302.3 ± 2.1	70.7 ± 0.1	0.08
66.9 ± 0.3	317.5 ± 2	503.9 ± 2	339 ± 2.1	97.4 ± 0.1	0.09
66.9 ± 0.3	317.7 ± 2	472.4 ± 2	323.1 ± 2.1	85.3 ± 0.1	0.08
66.9 ± 0.2	317.8 ± 2	360.8 ± 1.9	323.3 ± 2.1	27.9 ± 0	0.04
58.3 ± 0.2	369.4 ± 2	580.4 ± 2.1	262.2 ± 2.1	122.7 ± 0.1	0.09
58.2 ± 0.2	369.7 ± 2	544.4 ± 2.1	247.9 ± 2.1	109.9 ± 0.1	0.09
58.2 ± 0.2	369.8 ± 2	608.7 ± 2.1	367.4 ± 2.2	122.2 ± 0.2	0.08
58.2 ± 0.19	369.9 ± 2	572.8 ± 2.1	352.7 ± 2.2	109.4 ± 0.1	0.08
58.2 ± 0.19	369.9 ± 2	536.7 ± 2.1	336 ± 2.1	96 ± 0.1	0.08
58.2 ± 0.19	370 ± 2	473.2 ± 2	217.1 ± 2.1	83.9 ± 0.1	0.08
58.2 ± 0.2	370.1 ± 2	508.7 ± 2	233.2 ± 2.1	96.7 ± 0.1	0.09
58.2 ± 0.2	370.1 ± 2	435.4 ± 1.9	196.9 ± 2.1	68.9 ± 0.1	0.08
58.2 ± 0.19	370.2 ± 2	502.9 ± 2	319.4 ± 2.1	83.5 ± 0.1	0.07
58.2 ± 0.19	370.2 ± 2	462.1 ± 2	297.9 ± 2.1	68.4 ± 0.1	0.07
58.1 ± 0.19	370.3 ± 2	430.4 ± 1.9	278.2 ± 2.1	55.9 ± 0.1	0.06
58.1 ± 0.2	370.4 ± 2	400.2 ± 1.9	178 ± 2.1	56.5 ± 0.1	0.07
57.9 ± 0.19	371.4 ± 2	427.3 ± 1.9	351.7 ± 2.2	41.7 ± 0.1	0.05
57.9 ± 0.19	371.4 ± 2	463.2 ± 2	376.5 ± 2.2	55.4 ± 0.1	0.06

**Annexe 7.3-18. Données expérimentales de la vanne fusible selon un régime d'écoulement noyé pour l'orifice inférieur et dénoyé pour l'orifice supérieur (suite)**

$\alpha \pm u_{95}(\alpha)$	$h_w \pm u_{95}(h_w)$	$h_1 \pm u_{95}(h_1)$	$h_3 \pm u_{95}(h_3)$	$Q_p \pm u_{95}(Q_p)$	$Fr_1$
[deg]	[mm]	[mm]	[mm]	[L.s <sup>-1</sup> ]	[ - ]
49.3 ± 0.21	418.2 ± 2	590.1 ± 2.1	248.7 ± 2.1	110 ± 0.1	0.08
49.3 ± 0.22	418.4 ± 2	618.7 ± 2.2	355 ± 2.2	109.9 ± 0.1	0.07
49.3 ± 0.22	418.6 ± 2	578.4 ± 2.1	338.9 ± 2.1	96.8 ± 0.1	0.07
49.2 ± 0.21	418.8 ± 2	552.6 ± 2.1	233.8 ± 2.1	97 ± 0.1	0.08
49.2 ± 0.22	418.8 ± 2	544.7 ± 2.1	323.1 ± 2.1	84.7 ± 0.1	0.07
49.2 ± 0.22	419.1 ± 2	503.3 ± 2	301.5 ± 2.1	69.9 ± 0.1	0.06
49.1 ± 0.21	419.2 ± 2	519.1 ± 2	218.8 ± 2.1	84.9 ± 0.1	0.07
49.1 ± 0.22	419.3 ± 2	469.2 ± 2	281.3 ± 2.1	57 ± 0.1	0.06
49 ± 0.21	419.7 ± 2	480.2 ± 2	199.1 ± 2.1	70.3 ± 0.1	0.07
49 ± 0.21	419.7 ± 2	575.8 ± 2.1	423.3 ± 2.2	84.3 ± 0.1	0.06
49 ± 0.22	419.9 ± 2	536 ± 2	401.2 ± 2.2	69.6 ± 0.1	0.06
49 ± 0.22	420 ± 2	501.1 ± 2	380.2 ± 2.2	56.7 ± 0.1	0.05
48.9 ± 0.22	420.2 ± 2	460 ± 2	353 ± 2.2	41.7 ± 0.1	0.04
48.7 ± 0.22	421.3 ± 2	460.1 ± 2	419.2 ± 2.2	27.8 ± 0	0.03
40.8 ± 0.29	459.1 ± 2	603.2 ± 2.1	232.7 ± 2.1	96.9 ± 0.1	0.07
40.8 ± 0.29	459.2 ± 2	587.3 ± 2.1	321.6 ± 2.1	84.5 ± 0.1	0.06
40.7 ± 0.3	459.3 ± 2	542.3 ± 2.1	300.6 ± 2.1	69.8 ± 0.1	0.06
40.7 ± 0.33	459.3 ± 2	562.2 ± 2.1	217.7 ± 2.1	84.5 ± 0.1	0.06
40.7 ± 0.29	459.4 ± 2	617.4 ± 2.2	421.3 ± 2.2	84 ± 0.1	0.06
40.7 ± 0.3	459.4 ± 2	509.2 ± 2	280.7 ± 2.1	57 ± 0.1	0.05
40.7 ± 0.35	459.5 ± 2	493.2 ± 2	352 ± 2.2	41.8 ± 0.1	0.04
40.7 ± 0.29	459.5 ± 2	569 ± 2.1	399.7 ± 2.2	69.3 ± 0.1	0.05
40.7 ± 0.35	459.5 ± 2	523.1 ± 2	198 ± 2.1	70 ± 0.1	0.06
40.7 ± 0.29	459.6 ± 2	532.6 ± 2	378.5 ± 2.2	56.3 ± 0.1	0.05
40.6 ± 0.28	459.7 ± 2	525.5 ± 2	449.9 ± 2.3	41.7 ± 0.1	0.03
40.6 ± 0.29	459.7 ± 2	485.1 ± 2	419.5 ± 2.2	27.8 ± 0	0.03
40.6 ± 0.35	459.9 ± 2	486.8 ± 2	178.3 ± 2.1	56.9 ± 0.1	0.05

**Annexe 7.3-19. Données expérimentales de la vanne fusible selon un régime d'écoulement noyé pour l'orifice inférieur et pour l'orifice supérieur**

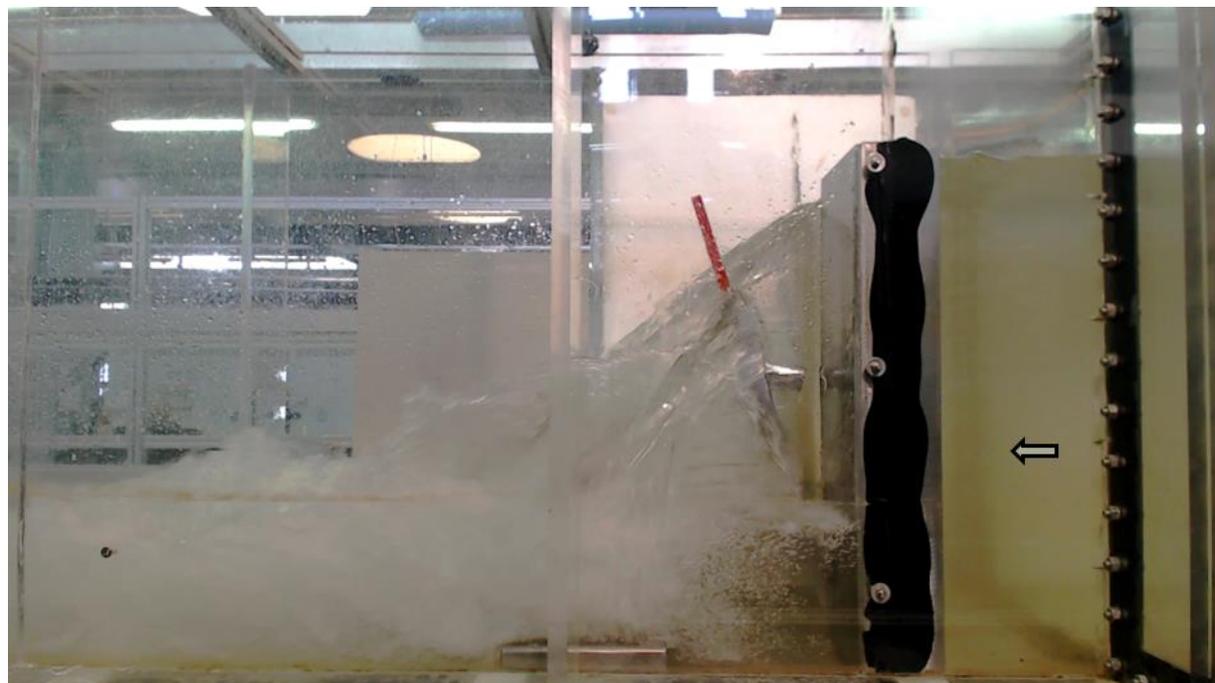
$\alpha \pm u_{95}(\alpha)$	$h_w \pm u_{95}(h_w)$	$h_1 \pm u_{95}(h_1)$	$h_3 \pm u_{95}(h_3)$	$Q_p \pm u_{95}(Q_p)$	$Fr_1$
[deg]	[mm]	[mm]	[mm]	[L.s <sup>-1</sup> ]	[-]
86.84 ± 0.21	187.3 ± 2	235 ± 1.9	207.2 ± 2.1	21 ± 0	0.06
86.68 ± 0.19	188.4 ± 2	259.6 ± 1.8	222.5 ± 2.1	27.8 ± 0	0.07
86.64 ± 0.18	188.7 ± 2	306.2 ± 1.9	251.9 ± 2.1	41.7 ± 0.1	0.08
86.6 ± 0.17	189 ± 2	348.4 ± 1.9	276.4 ± 2.1	55.6 ± 0.1	0.09
86.53 ± 0.17	189.4 ± 2	386.6 ± 1.9	297.9 ± 2.1	69.2 ± 0.1	0.09
86.51 ± 0.17	189.6 ± 2	426.1 ± 1.9	319.5 ± 2.1	84 ± 0.1	0.10
86.49 ± 0.17	189.7 ± 2	451.2 ± 2	333.2 ± 2.1	94.2 ± 0.1	0.10
86.49 ± 0.17	189.7 ± 2	487.5 ± 2	353 ± 2.2	109.3 ± 0.1	0.10
86.48 ± 0.17	189.7 ± 2	517.2 ± 2	368.5 ± 2.2	122.7 ± 0.1	0.11
86.48 ± 0.18	189.8 ± 2	312.3 ± 1.9	304.7 ± 2.1	20.9 ± 0	0.04
86.47 ± 0.17	189.8 ± 2	544.8 ± 2.1	383.2 ± 2.2	135.3 ± 0.1	0.11
86.45 ± 0.17	190 ± 2	334.8 ± 1.9	322.2 ± 2.1	27.8 ± 0	0.05
86.4 ± 0.17	190.3 ± 2	375.2 ± 1.9	351.3 ± 2.2	41.7 ± 0.1	0.06
86.4 ± 0.2	190.3 ± 2	565 ± 2.1	471.4 ± 2.3	122.1 ± 0.1	0.09
86.4 ± 0.17	190.3 ± 2	536.2 ± 2	456.1 ± 2.3	109.7 ± 0.1	0.09
86.38 ± 0.17	190.4 ± 2	442.9 ± 1.9	398.5 ± 2.2	68.7 ± 0.1	0.07
86.38 ± 0.17	190.4 ± 2	412.5 ± 1.9	377.8 ± 2.2	56.1 ± 0.1	0.07
86.37 ± 0.17	190.5 ± 2	506.4 ± 2	438.3 ± 2.3	96.2 ± 0.1	0.09
86.37 ± 0.17	190.5 ± 2	472.3 ± 2	417.4 ± 2.2	81.2 ± 0.1	0.08
86.36 ± 0.17	190.6 ± 2	494 ± 2	476 ± 2.3	55.6 ± 0.1	0.05
86.36 ± 0.17	190.6 ± 2	460.6 ± 2	449.9 ± 2.3	41.8 ± 0.1	0.04
86.34 ± 0.17	190.7 ± 2	520.5 ± 2	496.2 ± 2.3	67.7 ± 0.1	0.06
86.34 ± 0.2	190.7 ± 2	554.9 ± 2.1	549.3 ± 2.4	40.8 ± 0	0.03
86.33 ± 0.31	190.8 ± 2	553.5 ± 2.1	518.8 ± 2.4	82.9 ± 0.1	0.06
86.33 ± 0.23	190.8 ± 2	585.5 ± 2.1	537.1 ± 2.4	95.6 ± 0.1	0.07
76.87 ± 0.2	253.9 ± 2	561.1 ± 2.1	381.1 ± 2.2	133.5 ± 0.1	0.10
76.81 ± 0.21	254.3 ± 2	533.2 ± 2	368.1 ± 2.2	121.9 ± 0.1	0.10
76.77 ± 0.21	254.6 ± 2	504.5 ± 2	353.6 ± 2.2	109.6 ± 0.1	0.10
76.72 ± 0.21	254.9 ± 2	472.6 ± 2	337.1 ± 2.1	96.4 ± 0.1	0.09
76.68 ± 0.2	255.2 ± 2	440 ± 1.9	319.8 ± 2.1	83.8 ± 0.1	0.09
76.56 ± 0.18	256 ± 2	339.5 ± 1.9	321.9 ± 2.1	27.8 ± 0	0.04
76.51 ± 0.21	256.3 ± 2	578.2 ± 2.1	471.2 ± 2.3	121.8 ± 0.1	0.09
76.47 ± 0.21	256.5 ± 2	547.8 ± 2.1	456 ± 2.3	109.4 ± 0.1	0.09
76.45 ± 0.17	256.6 ± 2	381 ± 1.9	351.8 ± 2.2	41.7 ± 0	0.06
76.41 ± 0.22	256.9 ± 2	517.2 ± 2	438 ± 2.3	96.2 ± 0.1	0.08
76.35 ± 0.22	257.3 ± 2	486.9 ± 2	420.3 ± 2.2	83.3 ± 0.1	0.08
76.33 ± 0.21	257.5 ± 2	449.5 ± 1.9	397.6 ± 2.2	68.3 ± 0.1	0.07
76.3 ± 0.22	257.7 ± 2	417.9 ± 1.9	377 ± 2.2	55.7 ± 0.1	0.07
76.27 ± 0.23	257.9 ± 2	589.3 ± 2.1	537.2 ± 2.4	95.2 ± 0.1	0.07
76.25 ± 0.21	258 ± 2	424.7 ± 1.9	419.6 ± 2.2	27.9 ± 0	0.03
76.23 ± 0.23	258.1 ± 2	557.6 ± 2.1	518.5 ± 2.4	82.6 ± 0.1	0.06
76.21 ± 0.23	258.2 ± 2	522.8 ± 2	495.7 ± 2.3	67.3 ± 0.1	0.06
76.2 ± 0.22	258.3 ± 2	461.7 ± 2	450 ± 2.3	41.7 ± 0.1	0.04

**Annexe 7.3-20. Données expérimentales de la vanne fusible selon un régime d'écoulement noyé pour l'orifice inférieur et pour l'orifice supérieur (suite)**

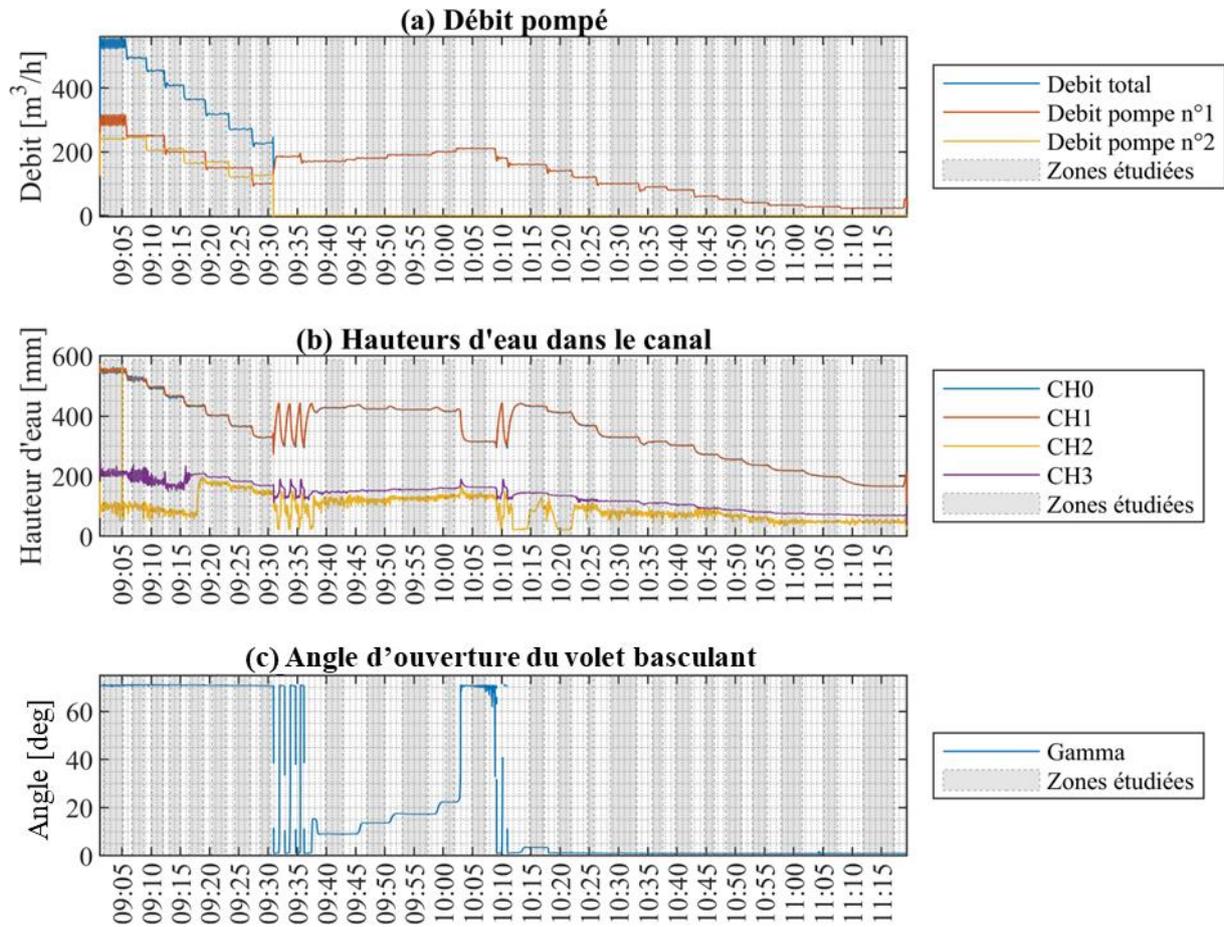
$\alpha \pm u_{95}(\alpha)$	$h_w \pm u_{95}(h_w)$	$h_1 \pm u_{95}(h_1)$	$h_3 \pm u_{95}(h_3)$	$Q_p \pm u_{95}(Q_p)$	$Fr_1$
[deg]	[mm]	[mm]	[mm]	[L.s <sup>-1</sup> ]	[-]
76.2 ± 0.23	258.3 ± 2	493.8 ± 2	474.7 ± 2.3	54.8 ± 0.1	0.05
76.13 ± 0.22	258.8 ± 2	555.5 ± 2.1	549.3 ± 2.4	41.7 ± 0	0.03
67.01 ± 0.28	317.1 ± 2	567.9 ± 2.1	368.9 ± 2.2	123.1 ± 0.1	0.09
66.82 ± 0.28	318.4 ± 2	578.2 ± 2.1	457.7 ± 2.3	110.4 ± 0.1	0.08
66.78 ± 0.24	318.6 ± 2	400.6 ± 1.9	352.2 ± 2.2	41.7 ± 0	0.05
66.72 ± 0.26	318.9 ± 2	442.5 ± 1.9	381.2 ± 2.2	57.7 ± 0.1	0.06
66.7 ± 0.3	319.1 ± 2	544.2 ± 2.1	440.1 ± 2.3	97.3 ± 0.1	0.08
66.65 ± 0.29	319.4 ± 2	514 ± 2	423.6 ± 2.2	85 ± 0.1	0.07
66.59 ± 0.3	319.8 ± 2	476 ± 2	401.5 ± 2.2	70.3 ± 0.1	0.07
66.56 ± 0.27	319.9 ± 2	603.9 ± 2.1	539 ± 2.4	97 ± 0.1	0.07
66.53 ± 0.22	320.1 ± 2	428.4 ± 1.9	419.3 ± 2.2	27.8 ± 0	0.03
66.52 ± 0.21	320.2 ± 2	505.1 ± 2	477.8 ± 2.3	56.8 ± 0.1	0.05
66.51 ± 0.22	320.3 ± 2	535.9 ± 2	499.1 ± 2.3	69.6 ± 0.1	0.06
66.46 ± 0.25	320.6 ± 2	466.8 ± 2	449.7 ± 2.3	41.7 ± 0.1	0.04
66.44 ± 0.29	320.7 ± 2	572.5 ± 2.1	521.6 ± 2.4	84.6 ± 0.1	0.06
66.3 ± 0.31	321.6 ± 2	557.5 ± 2.1	549.5 ± 2.4	41.6 ± 0	0.03
57.99 ± 0.2	371.1 ± 2	570.4 ± 2.1	438.2 ± 2.3	95.7 ± 0.1	0.07
57.97 ± 0.2	371.3 ± 2	536.9 ± 2	420.5 ± 2.2	83.1 ± 0.1	0.07
57.94 ± 0.19	371.4 ± 2	496.9 ± 2	397.7 ± 2.2	68 ± 0.1	0.06
57.94 ± 0.21	371.4 ± 2	606.8 ± 2.1	455.2 ± 2.3	109.2 ± 0.1	0.07
57.73 ± 0.24	372.6 ± 2	616.5 ± 2.2	535 ± 2.4	95 ± 0.1	0.06
57.73 ± 0.22	372.6 ± 2	582.2 ± 2.1	517.3 ± 2.4	82.5 ± 0.1	0.06
57.72 ± 0.23	372.7 ± 2	544.1 ± 2.1	494.3 ± 2.3	67.4 ± 0.1	0.05
57.7 ± 0.25	372.8 ± 2	512.4 ± 2	473 ± 2.3	54.7 ± 0.1	0.05
57.7 ± 0.21	372.8 ± 2	438.3 ± 1.9	417.9 ± 2.2	27.8 ± 0	0.03
57.7 ± 0.21	372.8 ± 2	477.9 ± 2	448.4 ± 2.3	41.7 ± 0.1	0.04
57.6 ± 0.21	373.4 ± 2	560 ± 2.1	548.6 ± 2.4	41.7 ± 0.1	0.03
49.09 ± 0.21	419.4 ± 2	612.9 ± 2.2	440.7 ± 2.3	97.1 ± 0.1	0.06
48.72 ± 0.22	421.3 ± 2	616.6 ± 2.2	520.4 ± 2.4	84.1 ± 0.1	0.06
48.72 ± 0.22	421.3 ± 2	573.6 ± 2.1	498 ± 2.3	69.5 ± 0.1	0.05
48.71 ± 0.22	421.4 ± 2	539.2 ± 2.1	476.8 ± 2.3	56.4 ± 0.1	0.05
48.69 ± 0.22	421.5 ± 2	500.4 ± 2	449 ± 2.3	41.7 ± 0	0.04
48.57 ± 0.22	422.1 ± 2	568.9 ± 2.1	549.4 ± 2.4	41.7 ± 0	0.03
48.55 ± 0.22	422.2 ± 2	526.8 ± 2	518.3 ± 2.4	27.8 ± 0	0.02
40.79 ± 0.28	459 ± 2	657.9 ± 2.2	521.1 ± 2.4	84.1 ± 0.1	0.05
40.69 ± 0.28	459.4 ± 2	604.4 ± 2.1	498.4 ± 2.3	69 ± 0.1	0.05
40.64 ± 0.28	459.6 ± 2	565.2 ± 2.1	476.9 ± 2.3	56.1 ± 0.1	0.04
40.45 ± 0.29	460.5 ± 2	580.9 ± 2.1	547.8 ± 2.4	41.7 ± 0	0.03
40.43 ± 0.29	460.6 ± 2	535.9 ± 2	516.9 ± 2.4	27.8 ± 0	0.02

## 7.4. Annexes du chapitre 5 : Optimisation de la conception de la vanne basculante pour le stockage en ligne

Annexe 7.4-1. Visualisation du fonctionnement du prototype de vanne de régulation en considérant un angle d'inclinaison de la pale supérieure de 60 degrés



**Annexe 7.4-2. Chroniques des mesures expérimentales effectuées pour l'étude en régime permanent du prototype de vanne optimale selon une configuration pour laquelle l'angle d'inclinaison de la pale supérieure est préalablement fixé à 0°**

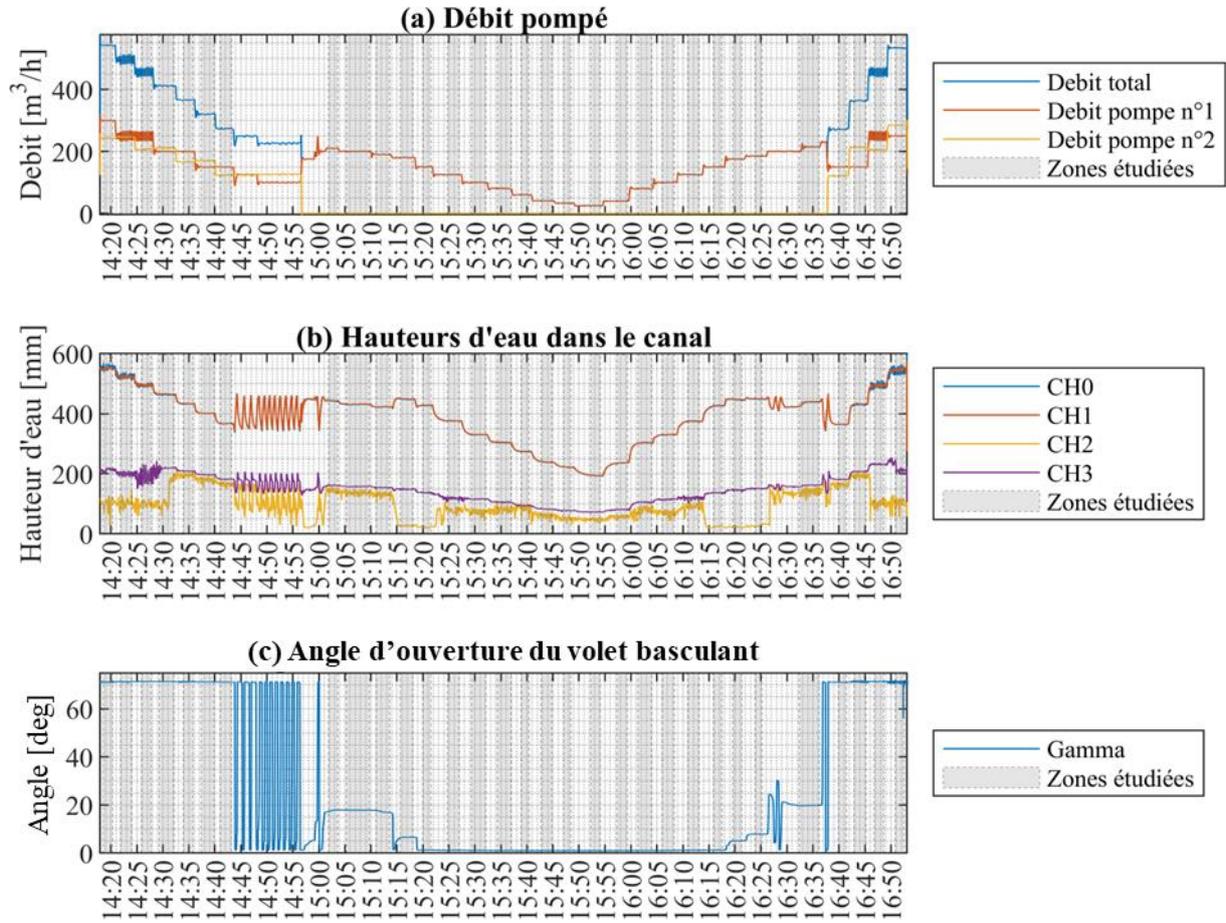


Les séries temporelles permanentes sont extraites de cette chronique et correspondent aux zones grisées.

**Annexe 7.4-3. Mesures expérimentales en régime permanent pour le prototype de la vanne optimale, avec l'angle d'inclinaison de la pale supérieure ( $\beta$ ) fixé à  $0^\circ$** 

$Q_p \pm u_{95}(Q_p)$ [ $L \cdot s^{-1}$ ]	$h_{CHI^*} \pm u_{95}(h_{CHI})$ [mm]	$\gamma \pm u_{95}(\gamma)$ [deg]	$Fr_1$ [ - ]
150.1± 0.19	551.3± 1.8	70.9± 2.5	0.07
137.4± 0.05	521.7± 1.8	71± 2.6	0.07
126.3± 0.09	495.7± 1.7	71± 2.6	0.07
113.4± 0.05	465.4± 1.7	71± 2.6	0.07
101.3± 0.04	434.9± 1.7	70.9± 2.6	0.07
88.5± 0.08	402.8± 1.7	70.8± 2.5	0.07
75.3± 0.06	366.7± 1.7	70.7± 2.5	0.06
63± 0.09	329.8± 1.7	70.7± 2.6	0.06
47.3± 0.03	428± 1.7	9± 0.6	0.03
50.1± 0.02	424.2± 1.7	13.6± 0.7	0.03
53± 0.02	422± 1.7	17.3± 0.7	0.04
55.7± 0.04	416.1± 1.7	22.3± 0.8	0.04
58.5± 0.03	315.4± 1.7	70.8± 2.8	0.06
44.5± 0.04	433.4± 1.7	3.5± 0.6	0.03
39.1± 0.03	412± 1.7	1.2± 0.6	0.03
33.5± 0.02	368.7± 1.7	1.1± 0.6	0.03
27.9± 0.02	329.8± 1.7	1± 0.6	0.03
25± 0.02	315.4± 1.7	1± 0.6	0.03
22.4± 0.01	302.8± 1.7	1± 0.6	0.03
16.9± 0.01	272.8± 1.7	1± 0.6	0.02
14.2± 0.01	256.7± 1.7	1± 0.6	0.02
11.3± 0.01	236.8± 1.8	1± 0.6	0.02
9.1± 0.01	218.6± 1.8	0.9± 0.6	0.02
7.8± 0.01	198.9± 1.8	1± 0.6	0.02
6.5± 0.01	167.3± 1.8	1± 0.6	0.02

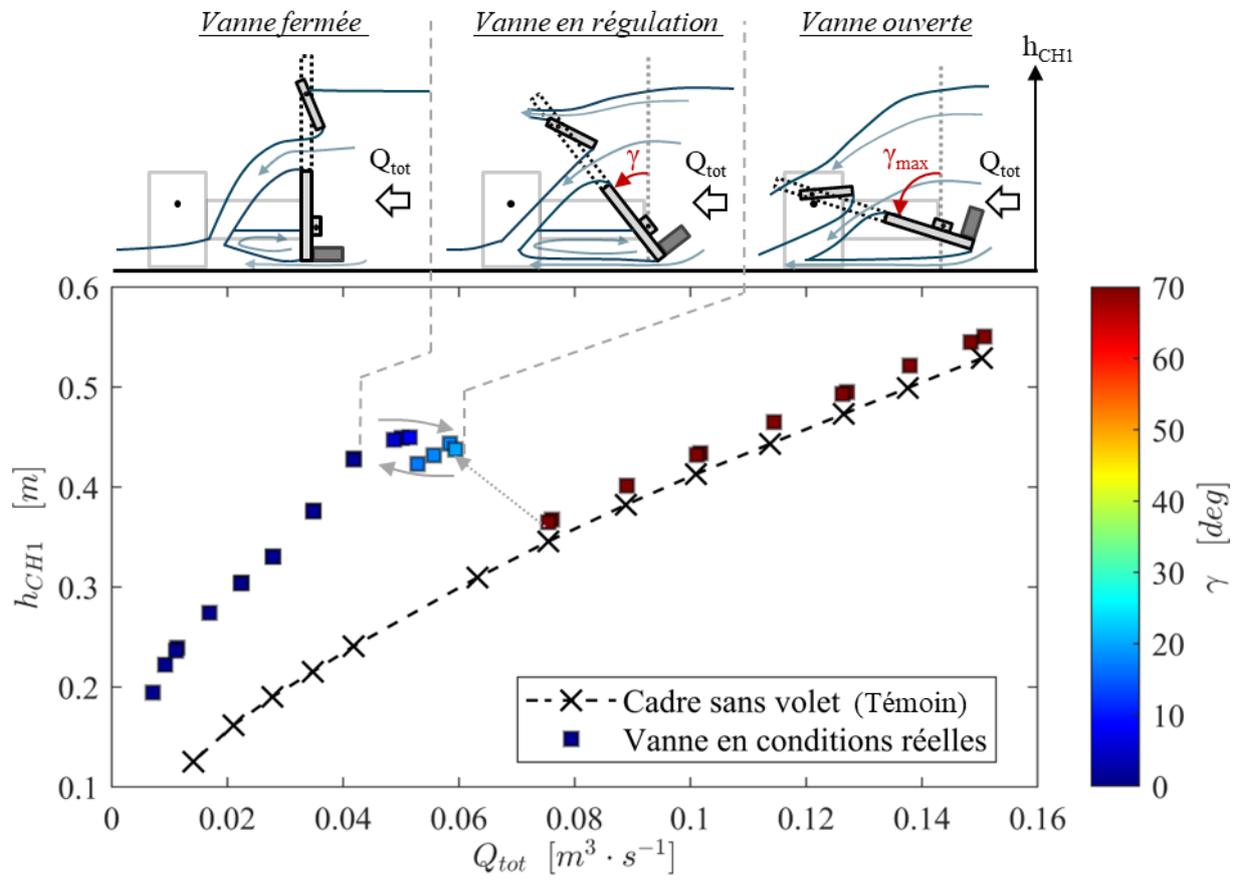
**Annexe 7.4-4. Chroniques des mesures expérimentales effectuées pour l'étude en régime permanent du prototype de vanne optimale selon une configuration pour laquelle l'angle d'inclinaison de la pale supérieure ( $\beta$ ) est préalablement fixé à  $15^\circ$**



**Annexe 7.4-5. Mesures expérimentales en régime permanent pour le prototype de la vanne optimale, avec l'angle d'inclinaison de la pale supérieure ( $\beta$ ) fixé à 15°**

$Q_p \pm u_{95}(Q_p)$ [ $L \cdot s^{-1}$ ]	$h_{CH1^*} \pm u_{95}(h_{CH1})$ [mm]	$\gamma \pm u_{95}(\gamma)$ [deg]	$Fr_1$ [ - ]
150.8± 0.06	550.5± 1.9	71.2± 2.5	0.07
137.9± 0.22	521.5± 1.8	71.3± 2.6	0.07
127.1± 0.28	495± 1.8	71.4± 2.7	0.07
114.4± 0.06	465± 1.7	71.4± 2.7	0.07
101.7± 0.05	433.9± 1.7	71.2± 2.6	0.07
89± 0.05	401.4± 1.7	71.2± 2.7	0.07
76.1± 0.04	367.6± 1.7	71.1± 2.7	0.07
58.4± 0.03	443.5± 1.7	17.7± 0.7	0.04
55.6± 0.03	431.9± 1.7	17.9± 0.7	0.04
52.9± 0.03	423.1± 1.7	17.2± 0.7	0.04
50.1± 0.04	449.2± 1.7	6.6± 0.6	0.03
41.8± 0.05	428.5± 1.7	1.3± 0.6	0.03
34.9± 0.03	376.6± 1.7	1.2± 0.6	0.03
27.9± 0.02	330.6± 1.7	1.1± 0.6	0.03
22.4± 0.03	304.4± 1.7	1.1± 0.6	0.03
16.9± 0.01	274.3± 1.7	1± 0.6	0.02
11.3± 0.01	239.2± 1.8	1± 0.6	0.02
9.3± 0.01	222.3± 1.8	1± 0.6	0.02
7.1± 0.02	194.4± 1.8	1± 0.6	0.02
11.1± 0.01	236.3± 1.8	1± 0.6	0.02
22.3± 0.03	303.7± 1.7	1.1± 0.6	0.03
27.9± 0.03	330.4± 1.7	1.1± 0.6	0.03
34.8± 0.03	375.7± 1.7	1.2± 0.6	0.03
41.8± 0.03	427.5± 1.7	1.3± 0.6	0.03
48.8± 0.02	447.2± 1.7	5.1± 0.6	0.03
51.5± 0.05	449.8± 1.7	7.9± 0.6	0.03
59.4± 0.2	437.6± 2	19.8± 0.8	0.04
75.4± 0.06	364.9± 1.7	71.1± 2.7	0.07
101.1± 0.06	432.2± 1.7	71.3± 2.7	0.07
126.3± 0.25	493.1± 1.8	71.4± 2.7	0.07
148.4± 0.05	545± 1.8	71.3± 2.7	0.07

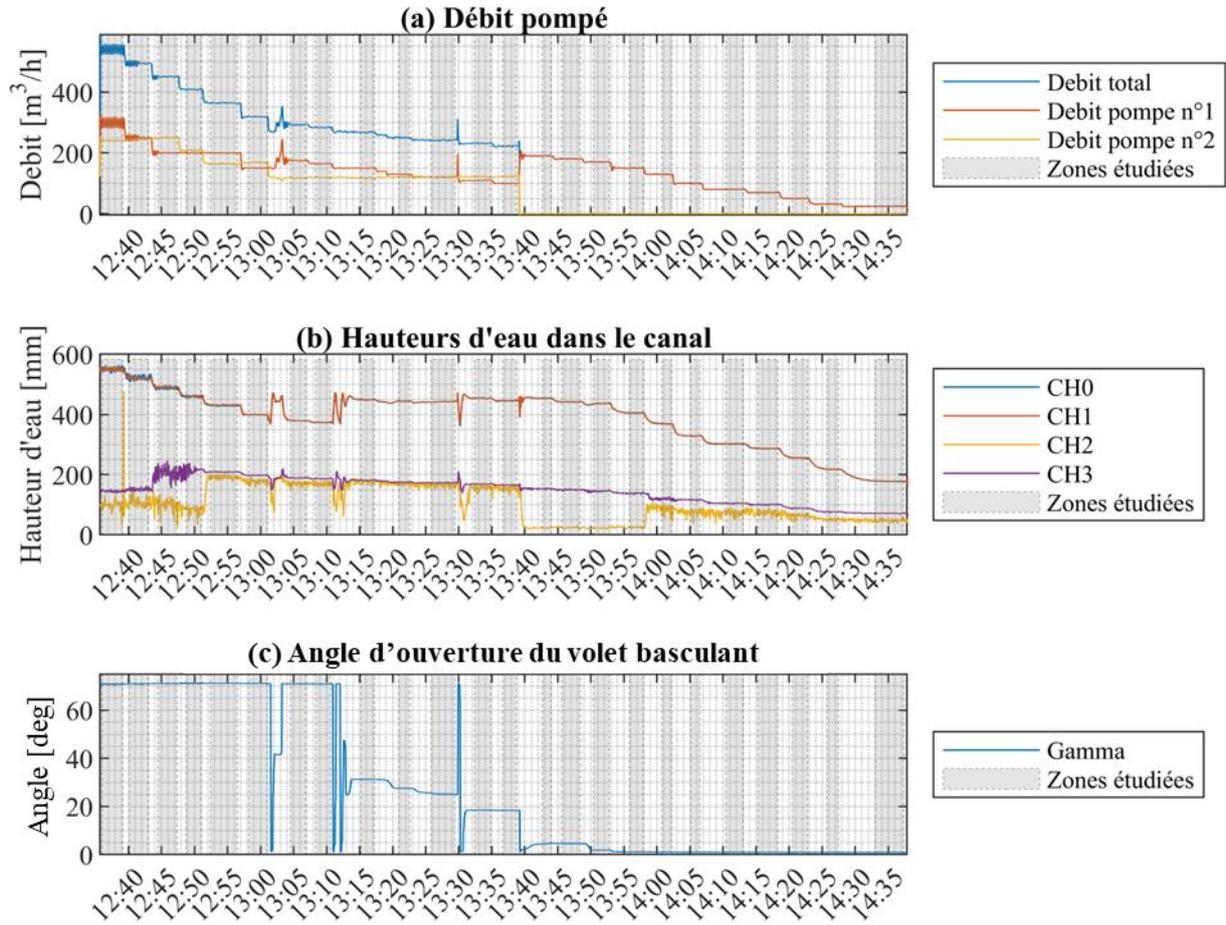
**Annexe 7.4-6. Mesures expérimentales de la hauteur amont en régime permanent, en fonction du débit traversant le prototype de vanne optimale et l'angle d'inclinaison de son volet basculant. L'angle d'inclinaison de la pale supérieure ( $\beta$ ) est préalablement fixé à  $15^\circ$**



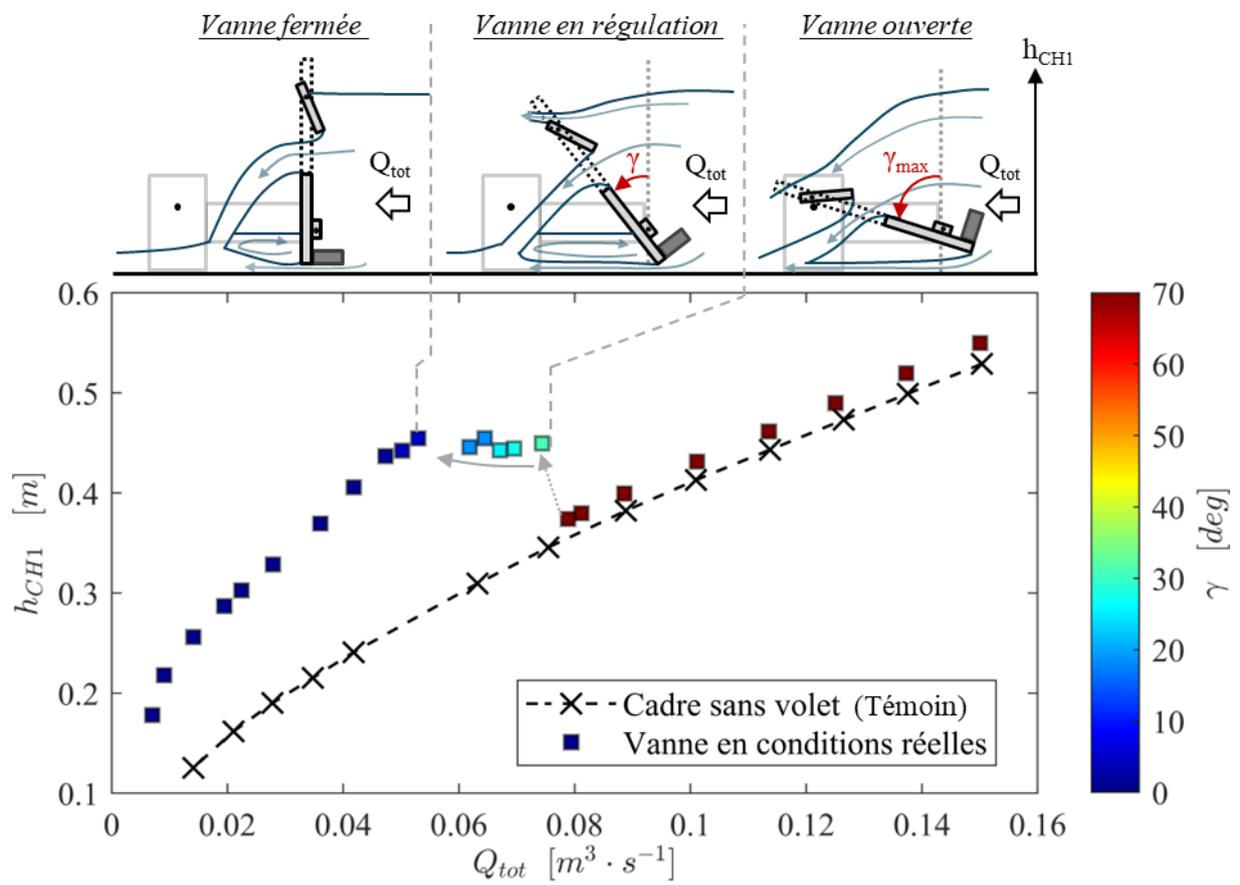
**Annexe 7.4-7. Mesures expérimentales en régime permanent pour le prototype de la vanne optimale, avec l'angle d'inclinaison de la pale supérieure ( $\beta$ ) fixé à  $31^\circ$** 

$Q_p \pm u_{95}(Q_p)$ [ $L \cdot s^{-1}$ ]	$h_{CHI^*} \pm u_{95}(h_{CHI})$ [mm]	$\gamma \pm u_{95}(\gamma)$ [deg]	$Fr_1$ [ - ]
150± 0.15	549.8± 1.8	70.9± 2.5	0.07
137.3± 0.09	519.6± 1.8	71± 2.6	0.07
125.1± 0.04	489.7± 1.7	71.1± 2.6	0.07
113.5± 0.07	461.4± 1.7	71.1± 2.6	0.07
101.1± 0.03	431.2± 1.7	71.2± 2.8	0.07
88.6± 0.05	399.6± 1.7	71.1± 2.7	0.07
81.1± 0.04	379.8± 1.7	70.9± 2.7	0.07
78.8± 0.07	374± 1.7	70.9± 2.7	0.07
74.3± 0.06	449.5± 1.7	31.3± 1	0.05
69.5± 0.05	444.5± 1.7	27.5± 0.9	0.04
67.1± 0.04	442.7± 1.7	25.2± 0.8	0.04
64.4± 0.07	454.7± 1.7	18.5± 0.7	0.04
61.8± 0.06	445.8± 1.7	18.4± 0.8	0.04
53± 0.03	454.5± 1.7	4.5± 0.6	0.03
50.2± 0.02	442.4± 1.7	4.6± 0.6	0.03
47.3± 0.02	436.8± 1.7	1.9± 0.6	0.03
41.8± 0.03	405.7± 1.7	1.1± 0.6	0.03
36.1± 0.02	369.4± 1.7	1.1± 0.6	0.03
27.9± 0.03	328.6± 1.7	1± 0.6	0.03
22.4± 0.01	302.6± 1.7	1± 0.6	0.03
19.4± 0.01	287± 1.7	1± 0.6	0.02
14.1± 0.01	256± 1.7	0.9± 0.6	0.02
9.1± 0.01	217.9± 1.8	0.9± 0.6	0.02
7± 0.01	178.2± 1.8	0.9± 0.6	0.02

**Annexe 7.4-8. Chroniques des mesures expérimentales effectuées pour l'étude en régime permanent du prototype de vanne optimale selon une configuration pour laquelle l'angle d'inclinaison de la pale supérieure est préalablement fixé à  $31^\circ$**



**Annexe 7.4-9. Mesures expérimentales de la hauteur amont en régime permanent, en fonction du débit traversant le prototype de vanne optimale et l'angle d'inclinaison de son volet basculant. L'angle d'inclinaison de la pale supérieure ( $\beta$ ) est préalablement fixé à  $31^\circ$**

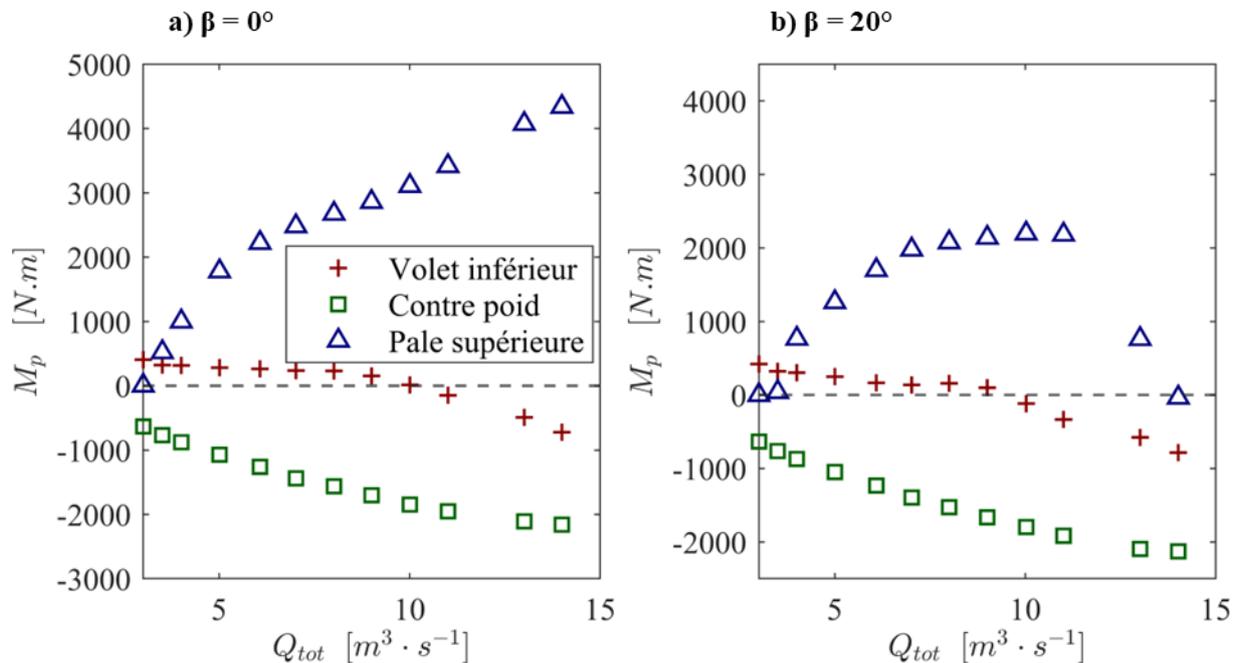


**Annexe 7.4-10. Mesures expérimentales en régime permanent pour le prototype de la vanne optimale, avec l'angle d'inclinaison de la pale supérieure ( $\beta$ ) fixé à  $45^\circ$** 

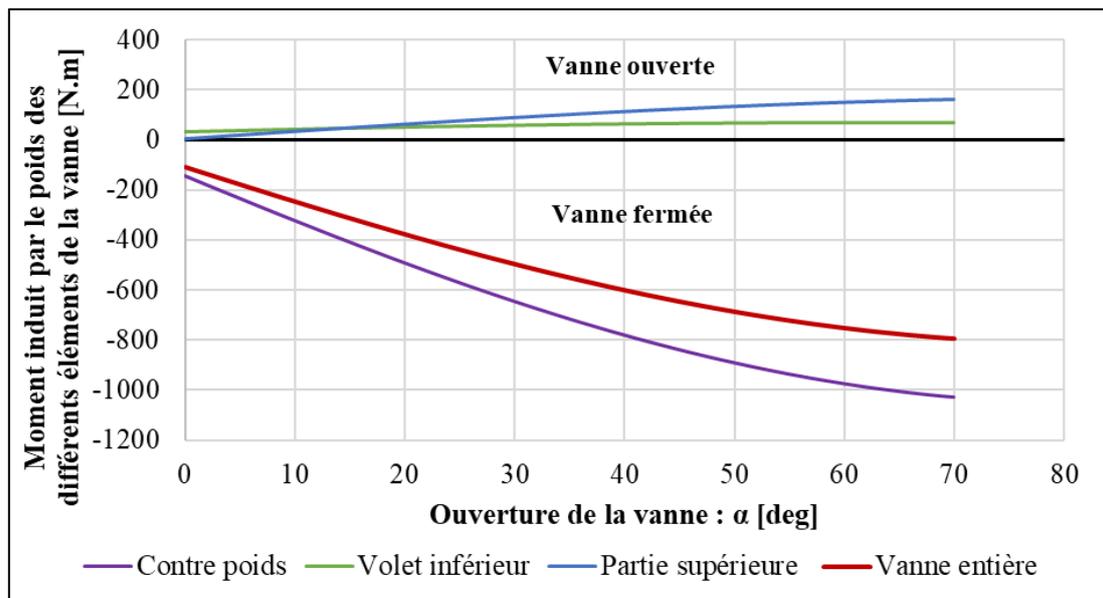
$Q_p \pm u_{95}(Q_p)$ [ $L \cdot s^{-1}$ ]	$h_{CHI^*} \pm u_{95}(h_{CHI})$ [mm]	$\gamma \pm u_{95}(\gamma)$ [deg]	$Fr_1$ [ - ]
150± 0.18	562.9± 1.8	62± 1.8	0.07
137± 0.05	530.5± 1.8	62.9± 1.9	0.07
126.1± 0.09	502.5± 1.8	63.7± 2	0.07
113.6± 0.05	471± 1.7	64.5± 2	0.07
101± 0.04	439.2± 1.7	65.2± 2.1	0.07
87.7± 0.05	493.7± 1.7	28.1± 0.9	0.05
85.2± 0.07	498.1± 1.8	23.9± 0.8	0.05
81.8± 0.07	487.5± 1.7	24.1± 0.8	0.05
76.8± 0.08	472.8± 1.7	23.9± 0.8	0.05
71.8± 0.09	473.5± 1.7	17.5± 0.7	0.04
66.7± 0.14	470.9± 1.7	13.3± 0.7	0.04
61.7± 0.07	465.9± 1.7	8.8± 0.6	0.04
59± 0.12	462± 1.7	6.6± 0.6	0.04
51.3± 0.04	442.1± 1.7	1.2± 0.6	0.03
56.7± 0.04	462.2± 1.7	1.3± 0.6	0.03
59.2± 0.04	470.9± 1.7	1.5± 0.6	0.04
63.9± 0.05	480.8± 1.8	6.1± 0.6	0.04
69.1± 0.04	483.9± 1.7	11.6± 0.7	0.04
74.1± 0.09	490.5± 1.8	14.9± 0.7	0.04
79.1± 0.07	492.7± 1.7	19.3± 0.8	0.04
84± 0.07	495.4± 1.8	23.5± 0.8	0.05
86.5± 0.06	498± 1.8	25.2± 0.8	0.05
94.2± 0.05	494.8± 1.7	34.2± 1	0.05
101.4± 0.05	502.8± 1.8	38.7± 1.1	0.05
109± 0.05	492.6± 1.7	49.8± 1.5	0.06
118.4± 0.08	483± 1.7	64.4± 2	0.07
52.9± 0.06	447.9± 1.7	1.3± 0.6	0.03
47.4± 0.03	426.6± 1.7	1.2± 0.6	0.03
41.7± 0.02	393± 1.7	1.2± 0.6	0.03
36.2± 0.05	364.8± 1.7	1.2± 0.6	0.03
27.9± 0.02	329.2± 1.7	1.1± 0.6	0.03
22.3± 0.04	302.7± 1.7	1± 0.6	0.03
14.1± 0.01	255.7± 1.7	1± 0.6	0.02
8.9± 0.01	216.1± 1.8	1± 0.6	0.02
6.9± 0.01	178.3± 1.8	1± 0.6	0.02

## 7.5. Annexes du chapitre 6 : Mise en œuvre en conditions opérationnelles d'une vanne de régulation

Annexe 7.5-1. Moments induits par les forces de pression sur les composants du volet basculant, calculés par modélisation 3D, en fonction du débit, pour un volet incliné à 70° avec deux configurations de pale supérieure

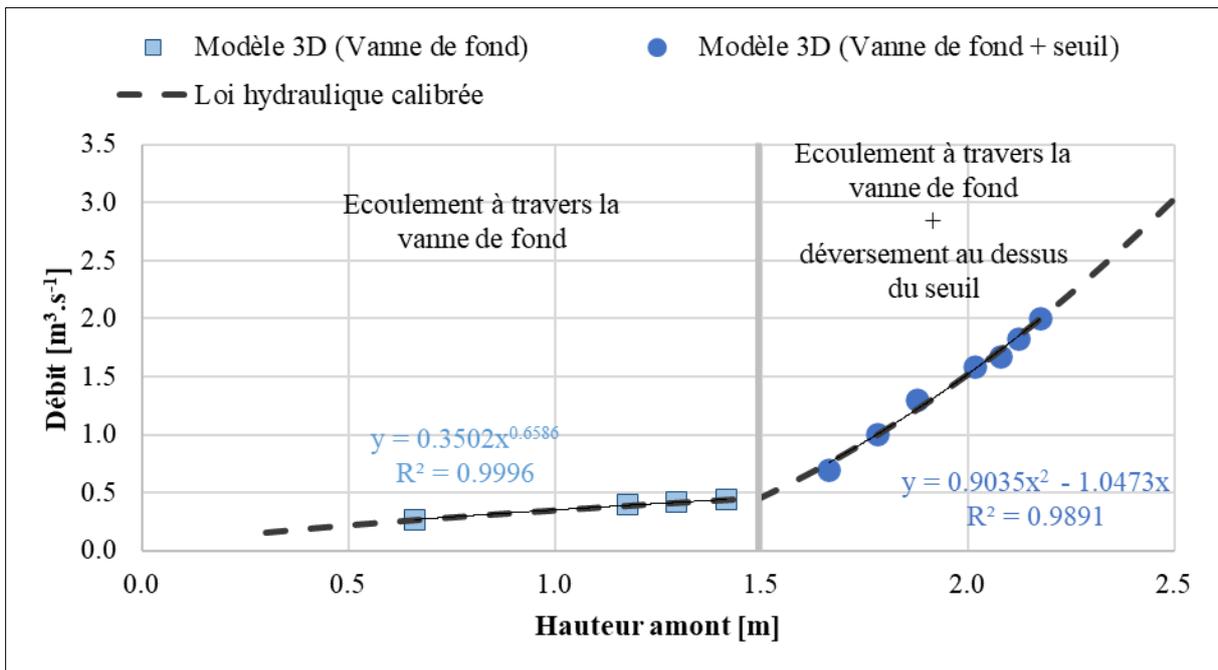


Annexe 7.5-2. Moments générés par le poids des différents éléments constitutifs de la vanne de régulation de démonstration

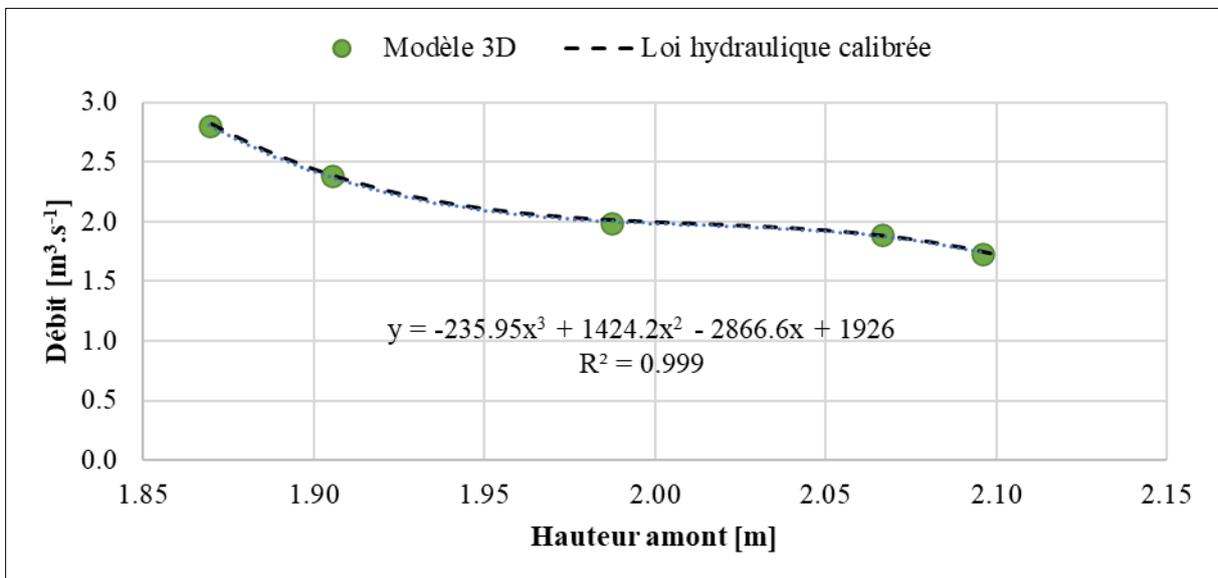


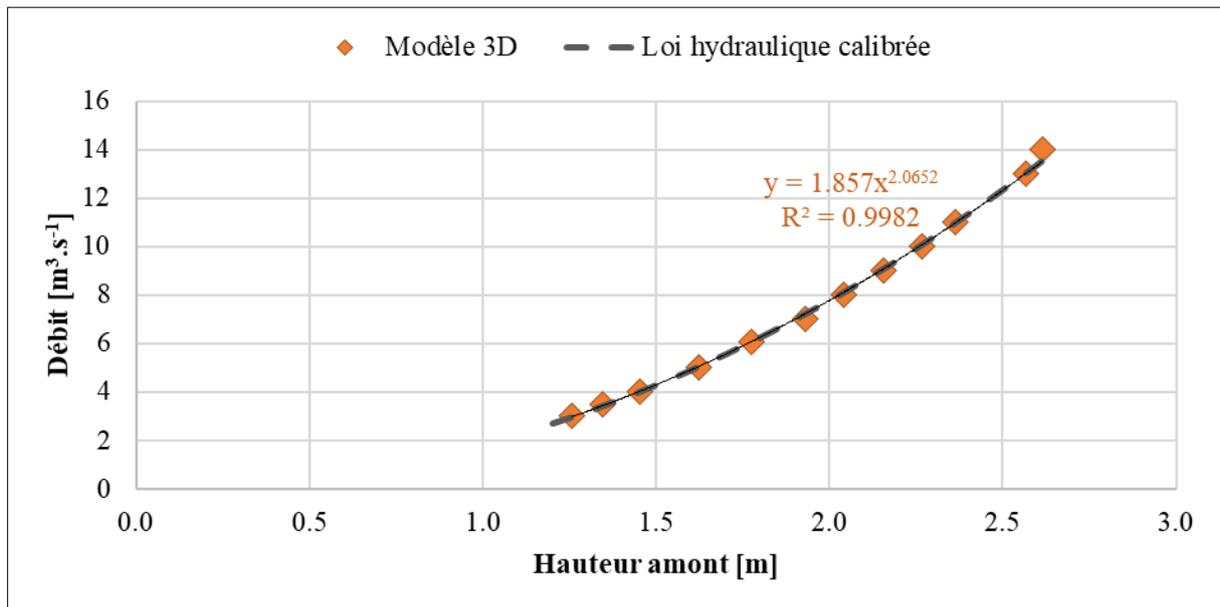
Le moment généré par les contrepoids est calculé en prenant en compte la masse déterminée lors de la phase de dimensionnement, évaluée à 168 kg.

**Annexe 7.5-3. Calibration de la loi hauteur amont ( $h_{CH1}$ ) – Débit ( $Q_{tot}$ ) selon un volet fermé ( $\gamma = 0^\circ$ )**



**Annexe 7.5-4. Calibration de la loi hauteur amont ( $h_{CH1}$ ) – Débit ( $Q_{tot}$ ) selon un volet en équilibre stable pour des positions d'ouvertures intermédiaires ( $0^\circ < \gamma < 35^\circ$ )**



**Annexe 7.5-5. Calibration de la loi hauteur amont ( $h_{\text{CHI}}$ ) – Débit ( $Q_{\text{tot}}$ ) selon un volet en position d'ouverture maximale ( $\gamma = 70^\circ$ )**

**Annexe 7.5-6. Organigramme pour l'estimation du débit transitant à travers le démonstrateur de la vanne de régulation en fonction de la hauteur mesurée en amont ( $h_{\text{CHI}}$ ) et de l'angle d'inclinaison du volet ( $\gamma$ )**
**Mesure de  $\gamma$  et  $h_{\text{CHI}}$  :**

- Si  $\gamma = 0^\circ$  :
  - Si  $h_{\text{CHI}} < 0.5$  : la vanne n'est pas point de contrôle, il n'y a pas de loi hauteur – débit.
  - Si  $h_{\text{CHI}} \geq 0.5$  :
    - Si  $0.5 < h_{\text{CHI}} \leq 1.5$  :  $Q_{\text{tot}} = 0.3502 \times h_{\text{CHI}}^{0.6586}$
    - Si  $1.5 < h_{\text{CHI}}$  :  $Q_{\text{tot}} = 0.9035 \times h_{\text{CHI}}^2 - 1.0473 \times h_{\text{CHI}}$
- Si  $0^\circ < \gamma < 35^\circ$  :
 
$$Q_{\text{tot}} = -235.95 \times h_{\text{CHI}}^3 + 1424.2 \times h_{\text{CHI}}^2 - 2866.6 \times h_{\text{CHI}} + 1926$$
- Si  $\gamma \geq 35^\circ$  :  $Q_{\text{tot}} = 1.857 \times h_{\text{CHI}}^{2.0652}$



# Optimisation hydrodynamique des vannes basculantes selon deux approches expérimentale et numérique en régime permanent et transitoire

## Résumé

Ce travail de recherche porte sur l'étude des solutions de stockage en réseau basées sur la mise en œuvre de vannes basculantes autonomes. Deux configurations d'installation sont possibles : au niveau d'un ouvrage de décharge ou directement en série dans le collecteur d'intérêt. Pour chaque équipement, l'étude repose sur des bases de données produites à l'aide de moyens expérimentaux ou de mécanique des fluides numérique, en considérant des conditions d'écoulement permanent ou transitoire. Dans le premier cas, la conception d'une vanne basculante fusible a été fiabilisée pour toutes les sollicitations hydrauliques, notamment en cas de submersion en aval. Un modèle mathématique a été développé, calibré et validé pour assurer un dimensionnement générique et fiable de ce type d'ouvrage, ainsi qu'un suivi métrologique précis. Dans le second cas, une conception innovante de vanne basculante a été théorisée puis validée expérimentalement pour atteindre des performances de stockage optimales en intégrant la contrainte majeure d'être traversée en continu par un écoulement. Cette conception a été protégée par un dépôt de brevet national. Une méthode de dimensionnement a également été développée et mise en œuvre dans l'élaboration d'un démonstrateur installé en conditions opérationnelles.

**Mots clés** : Stockage en réseau, vannes basculantes autonomes, Hydraulique, Hydrodynamique, Etudes expérimentales, Mécanique des fluides numérique, Instrumentation, Incertitudes, Assainissement.

## Abstract

This thesis focuses on the study of network storage solutions based on the use of self-operated tilting gate systems. Two configurations are considered: at the level of a discharge chamber, or directly integrated in series in the main collector of interest. For each device, the study was carried out using databases produced using experimental and numerical fluid mechanics methods, and considering both steady-state and transient flow conditions. In the first case, the design of a fusible gate has been made robust to withstand every hydraulic condition, particularly downstream submersion. A mathematical model was developed, calibrated and validated to ensure generic and reliable design of this type of structure, as well as precise monitoring. In the second case, an innovative design for an overflow gate was theorized and then experimentally approved to achieve optimum storage performance, integrating the major constraint of the continuous flow through the structure. This design has been protected by a national patent.

**Keywords** : Network storage, autonomous tilting gates, Hydraulics, Hydrodynamics, Experimental studies, Computational Fluid Dynamics, Instrumentation, Uncertainties, Sanitation.