

## THÈSE

Pour l'obtention du grade de  
DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE POITIERS  
UFR des sciences fondamentales et appliquées  
Pôle poitevin de recherche pour l'ingénieur en mécanique, matériaux et énergétique -  
PPRIMME  
(Diplôme National - Arrêté du 7 août 2006)

École doctorale : Sciences et ingénierie en matériaux, mécanique, énergétique et  
aéronautique - SIMMEA (Poitiers)  
Secteur de recherche : Mécanique des milieux fluides

Présentée par :  
Sylvain Raynal

### **Étude expérimentale et numérique des grilles ichtyocompatibles**

Directeur(s) de Thèse :  
Laurent David, Ludovic Chatellier

Soutenue le 03 décembre 2013 devant le jury

#### Jury :

Président	<b>Michel Benoit</b>	Chercheur sénior, Laboratoire Saint-Venant, Chatou
Rapporteur	<b>José Vazquez</b>	Professeur des Universités, ENGEES de Strasbourg
Rapporteur	<b>Peter Rutschmann</b>	Professor, Technische Universität München, Allemagne
Membre	<b>Laurent David</b>	Professeur des Universités, Université de Poitiers
Membre	<b>Ludovic Chatellier</b>	Maître de conférences, Université de Poitiers
Membre	<b>Michel Larinier</b>	Docteur ingénieur, Cabinet d'expertise, Millau
Membre	<b>Dominique Courret</b>	Ingénieur recherche, ONEMA, Toulouse

#### **Pour citer cette thèse :**

Sylvain Raynal. *Étude expérimentale et numérique des grilles ichtyocompatibles* [En ligne]. Thèse Mécanique des milieux fluides . Poitiers : Université de Poitiers, 2013. Disponible sur Internet <<http://theses.univ-poitiers.fr>>

# THESE

pour l'obtention du Grade de  
DOCTEUR DE L'UNIVERSITE DE POITIERS  
(Faculté des Sciences Fondamentales et Appliquées)  
(Diplôme National - Arrêté du 7 août 2006)

Ecole Doctorale : Sciences et ingénierie en matériaux, mécanique, énergétique et aéronautique -  
SIMMEA

Secteur de Recherche : Mécanique des Milieux Fluides

Présentée par :

Sylvain RAYNAL

\*\*\*\*\*

ETUDE EXPERIMENTALE ET NUMERIQUE DES GRILLES ICTHYOCOMPATIBLES

\*\*\*\*\*

Directeur de Thèse : Laurent DAVID  
Encadrant de Thèse : Ludovic CHATELLIER

\*\*\*\*\*

Soutenue le 3 Décembre 2013 devant la Commission d'Examen

*Rapport Final*

\*\*\*\*\*

Peter RUTSCHMANN,  
José VAZQUEZ,  
Michel BENOIT,  
Michel LARINIER,  
Dominique COURRET,  
Ludovic CHATELLIER,  
Laurent DAVID,

Professeur TU Munich  
Professeur ENGEES, Strasbourg  
Chercheur Sénior HDR, Laboratoire ST Venant  
Dr-Ingénieur de Recherche, Millau  
Ingénieur Recherche, ONEMA  
Maître de Conférences, Université de Poitiers  
Professeur, Université de Poitiers

Rapporteur  
Rapporteur  
Examinateur  
Examinateur  
Examinateur  
Examinateur  
Examinateur



*Les grilles ichtyocompatibles sont aux poissons,*

*Ce que l'inintelligible est aux hommes bons.*

*Un objet dont l'essence bride nos envies,*

*Mais une transcendance qui guide nos vies.*

*S.R.*

# Remerciements

Je remercie tout d'abord Jean-Paul Bonnet, directeur du laboratoire Pprime de Poitiers, et Jacques Borée, directeur du département D2 (Fluide, Thermique, Combustion) de ce même laboratoire, pour m'avoir permis de réaliser cette thèse. J'adresse également mes remerciements à Peter Rutschmann et José Vazquez pour avoir accepté d'être rapporteur de mon travail ainsi qu'à Michel Benoit, Michel Larinier et Dominique Courret pour leur participation au jury de cette thèse.

Je remercie également tous les soutiens financiers sans lesquels cette étude n'aurait pas été possible : l'Agence De l'Eau et de la Maîtrise de l'Environnement (ADEME), l'Office National de l'Eau et des Milieux Aquatiques (ONEMA), Electricité De France (EDF), la Société Hydro-Electrique du Midi (SHEM), la Compagnie Nationale du Rhône (CNR), France Hydro-Electricité, le Fond Européen de Développement Régional (FEDER) et la région Poitou-Charentes. J'en profite d'ailleurs pour remercier toutes les personnes qui ont participé aux différents comités techniques au cours de ces trois années.

Je remercie aussi le personnel du CEAT, en commençant par le directeur Louis Huet. Je remercie les personnels du bâtiment administratif et particulièrement Stéphanie et Nadia pour leur bonne humeur contagieuse et pour m'avoir toujours permis de partir en mission de manière sereine. Je souligne aussi l'implication des gens de l'atelier technique (Patrice, Thomas, Aymeric, Nicolas...) qui ont toujours été à l'écoute de mes demandes, et sans qui je n'aurais jamais pu étudier autant de configurations. Je tiens aussi à relever également les contributions des personnels du SP2MI. L'appui et le suivi technique de Romain Bellanger et de Patrick Braud a été un élément primordial à la réussite des différentes expériences.

J'en viens à remercier Ludovic Chatellier et Laurent David, respectivement encadrant et directeur de ma thèse, pour avoir excellemment supervisé ces trois années de recherches. Leur disponibilité, la qualité et la justesse de leur conseils, leurs connaissances techniques, et leurs nombreuses compétences scientifiques ou humaines m'ont permis de réaliser ce travail dans les meilleures conditions.

Je tiens également à évoquer la collaboration avec le pôle Ecohydraulique de l'ONEMA. Je remercie donc de nouveau Michel Larinier et Dominique Courret pour leur implication et leur expertise tout au long de cette étude. Le caractère amical de nos échanges a été un élément constitutif de la fructuosité de cette coopération. Les visites d'ouvrages hydrauliques ingénieusement organisées par Dominique Courret ont d'ailleurs nettement contribué au réalisme de cette étude.

Je reviens vers mes encadrants de thèse qui ont aussi permis d'améliorer ma vie extra-professionnelle dans cette région, patrie d'Aliénor d'Aquitaine. Maîtres dans l'art des réceptions conviviales, de la

dégustation de spiritueux et de la découverte à deux roues du territoire, ces nantais et clermontois ont clairement enrichi cette expérience trisannuelle.

Arrive maintenant tout naturellement l'ensemble des personnes de notre équipe de recherche Hydée, à qui j'exprime toute ma gratitude, pour leur sympathie et leur disposition à rendre les réunions d'équipe plus agréables. Je remercie en particulier tous ceux avec qui j'ai défendu les couleurs du LEA (Guillaume, Chema, Faisal, Julien, Diogo, Tom, Christophe, Hicham...) lors du tournoi de foot interlabo.

Le foot, et plus généralement le sport, qui a d'ailleurs été le métronome des activités extérieures que j'ai eu le plaisir de partager tous les vendredis soirs avec les doctorants et les assimilés. Parmi eux, je citerai Souria pour nos vaines tentatives de vidéos sur les joies du doctorat, Rémi pour m'avoir appris les clés d'un bon swing, Laurent B. pour m'avoir laissé gagner un set au squash, Adrien pour avoir survendu l'horloge astronomique de la cathédrale Saint-Jean, Maïlys pour m'avoir presque fait aimer le mojito sans rhum, Riadh pour avoir cassé ma raquette en guise de première conversation mais encore beaucoup d'autres comme Julien, Lise, Houda, Baddri...

Je termine avec ma profonde reconnaissance envers mes amis autour d'Albi, mon amie Aurélie, ma compagne Emilie et toute ma famille qui ont su embellir mes quotidiens et garantir le succès de ces trois années.

# Table des matières

Notations .....	8
Introduction générale .....	13
Chapitre I Bibliographie .....	17
I.1. La mortalité lors de la dévalaison .....	17
I.2. Les solutions pour améliorer la dévalaison.....	18
I.3. Les grilles ichtyocompatibles, une notion propre à chaque pays.....	24
I.4. Un siècle de formule de pertes de charge .....	27
I.5. Des études sur les vitesses plus récentes .....	41
I.6. Les exutoires de contournement .....	45
I.7. Des simulations numériques complémentaires des études expérimentales .....	46
I.8. Les grilles ichtyocompatibles, une solution viable à approfondir .....	47
Chapitre II Méthodes et outils expérimentaux et numériques .....	50
II.1. Canal hydraulique à surface libre .....	50
II.2. Veine hydrodynamique .....	76
II.3. Simulations numériques avec OpenFOAM.....	81
II.4. Bilan .....	94
Chapitre III Mesures de pertes de charge .....	96
III.1. Grille droite .....	96
III.2. Grille inclinée.....	113
III.3. Grille orientée .....	116
III.4. Grille orientée avec les barreaux dans le sens de l'écoulement .....	122
III.5. Effet du colmatage sur le coefficient de pertes de charge.....	124
III.6. Bilan.....	127
Chapitre IV Mesures de vitesses .....	131
IV.1. Grille inclinée .....	131
IV.2. Grille orientée .....	153
IV.3. Grille orientée avec les barreaux dans le sens de l'écoulement.....	174

---

IV.4. BILAN .....	183
Chapitre V Applications des résultats sur un cas réel .....	187
V.1. Caractéristiques de la prise d'eau.....	187
V.2. Analyse de plusieurs solutions possibles .....	189
V.3. Comparaison des pertes de charge .....	200
V.4. Autres points de comparaison .....	201
V.5. Bilan.....	203
Chapitre VI Conclusion.....	205
Références bibliographiques.....	213

# Notations

## Général

$x, y, z$	Coordonnées des axes suivant la direction du canal, la direction horizontale transversale au canal et la direction verticale	[m]
$g$	Constante d'accélération de la pesanteur (9.81 m.s <sup>-2</sup> )	[m.s <sup>-2</sup> ]

## Paramètres de l'écoulement

$\rho$	Masse volumique de l'eau (998 kg.m <sup>-3</sup> à 20°C)	[kg.m <sup>-3</sup> ]
$\nu$	Viscosité cinématique de l'eau (10 <sup>-6</sup> m <sup>2</sup> .s <sup>-1</sup> à 20°C)	[m <sup>2</sup> .s <sup>-1</sup> ]
$B$	Largeur du canal ou de la veine	[m]
$Fr$	Nombre de Froude de l'écoulement ( $Fr = V_1/\sqrt{g \cdot H_1}$ )	[-]
$H$	Hauteur du canal ou de la veine	[m]
$H_1, H_2$	Hauteur d'eau amont et aval (canal à surface libre)	[m]
$p_1, p_2$	pression amont et aval (veine hydrodynamique)	[Pa]
$Q$	Débit volumique de l'écoulement	[m <sup>3</sup> .s <sup>-1</sup> ]
$Re_b$	Nombre de Reynolds calculé sur l'épaisseur du barreau ( $Re_b = b \cdot V_1 / \nu$ )	[-]
$S_1, S_2$	Section mouillée à l'amont et à l'aval de la grille (veine hydrodynamique)	[m <sup>2</sup> ]
$U, V, W$	Composantes de la vitesse mesurées respectivement selon l'axe $x, y$ et $z$	[m.s <sup>-1</sup> ]
$V_1, V_2$	Vitesses débitantes amont et aval	[m.s <sup>-1</sup> ]
$V_g$	Vitesse débitante calculée sur la hauteur de la grille (configuration inclinée avec exutoire)	[m.s <sup>-1</sup> ]
$V_t, V_n$	Composantes tangentielle et normale de la vitesse	[m.s <sup>-1</sup> ]
$V_{t,th}, V_{n,th}$	Valeurs théoriques des composantes tangentielle et normale de la vitesse calculées à partir de la décomposition géométrique de $V_1$	[m.s <sup>-1</sup> ]
$V'$	Vitesse dans l'entrefer (veine hydrodynamique)	[m.s <sup>-1</sup> ]

## Acronymes pour les grilles

<b>GD</b>	Grille droite
<b>GI</b>	Grille inclinée
<b>GO</b>	Grille orientée « classique » avec les barreaux perpendiculaires à la grille
<b>GOBSE</b>	Grille orientée avec les barreaux dans le sens de l'écoulement

## Paramètres de la grille

$\alpha$	Angle d'orientation de la grille par rapport à la direction du canal	[°]
$\beta$	Angle d'inclinaison de la grille par rapport à la verticale	[°]
$b, b_{\text{ext}}$	Épaisseurs respectives des barreaux et des supports latéraux	[m]
$B_g$	Largeur du plan de grille	[m]
$B_{g,y}$	Largeur du plan de grille projetée sur l'axe y	[m]
$C$	Degré de colmatage de la grille	[-]
$C_0$	Degré d'obstruction des plaques perforées utilisées pour le colmatage	[-]
$D_{\text{sp}}$	Diamètre des entretoises (« sp » pour « spacers » en anglais)	[m]
$e$	Entrefer (espacement libre entre barreaux) de la grille	[m]
$L_C$	Longueur de grille colmatée	[m]
$L_g$	Longueur des barreaux	[m]
$L_{g,\text{im}}$	Longueur de grille immergée	[m]
$N_b$	Nombre de barreaux dans la grille	[-]
$N_{\text{sp}}$	Nombre d'entretoises	[-]
$p$	Profondeur des barreaux	[m]
<b>PR/PH</b>	Dénomination des sections de barreau rectangulaire et profilée testées dans cette étude	[-]
$O_b$	Degré d'obstruction des éléments longitudinaux	[-]
$O_g$	Degré d'obstruction total de la grille	[-]
$O_{\text{sp}}, O_{\text{sp,H}}$	Degré d'obstruction des éléments transversaux rapporté sur la longueur de la grille et sur la hauteur d'eau	[-]

**Exutoire**

$B_b$	Largeur d'ouverture de chaque entrée d'exutoire	[m]
$H_b$	Profondeur de l'exutoire	[m]
$h_{b,b}$	Côte du fond de l'exutoire en configuration orientée	[m]
$N_{exu}$	Nombre d'entrées d'exutoires	[-]
$Q_b$	Débit total alloué aux entrées d'exutoires	[m <sup>3</sup> .s <sup>-1</sup> ]
$Q_t$	Débit traversant la grille (débit turbiné)	[m <sup>3</sup> .s <sup>-1</sup> ]
$V_b$	Vitesse moyenne d'entrée dans chaque entrée d'exutoire	[m.s <sup>-1</sup> ]

**Métrologie**

$\Delta P_{Pitot}$	Pression dynamique mesurée par le tube de Pitot (veine)	[Pa]
$\lambda$	Longueur d'onde du laser utilisé en PIV (532 nm)	[m]
$L_1, L_2$	Distances à la grille des mesures de hauteur d'eau amont et aval	[m]
$F\#$	Ouverture des caméras utilisées en PIV	[-]
$N_{acqui}$	Nombre d'acquisitions par point avec la sonde ADV	[-]
$u_{min}, u_{max}$	Bornes minimum et maximum utilisés lors du tri avec l'ADV	[m.s <sup>-1</sup> ]
$\bar{u}$	Moyenne des $N_{acqui}$ acquisitions de la composante $U$ (tri ADV)	[m.s <sup>-1</sup> ]
$\sigma_u$	Ecart-type des $N_{acqui}$ acquisitions de la composante $U$ (tri ADV)	[m.s <sup>-1</sup> ]

**Pertes de charge et traînée**

$\Delta P_{Pdc}$	Différence de pression amont aval mesurée dans la veine	[Pa]
$\Delta H, \Delta H_0$	Pertes de charge dues respectivement à la grille et au canal	[m]
$\xi$	Coefficient de perte de charge	[-]
$\xi_{XX}$	Formulation du coefficient de perte de charge proposé par un auteur XX	[-]
$\eta$	Coefficient de forme proposé par Clark et al. (2010)	[-]
$C_x$	Coefficient de traînée du barreau central de la grille	[-]
$C_{x0}$	Coefficient de traînée pour un barreau seul	[-]
$F$	Effort sur le barreau central mesuré par la balance dynamométrique	[N]
$K$	Coefficient de forme obtenu dans la veine hydrodynamique	[-]
$K_a$	Coefficient modélisant l'effet de l'orientation d'une grille	[-]

$K_{b,PR}, K_{b,PH}$	Coefficient de forme pour le barreau intervenant avec les grilles inclinées	[-]
$K_{Berez.}$	Coefficient de forme utilisé par Berezinski (1958)	[-]
$K_C$	Coefficient modélisant l'effet du colmatage	[-]
$K_{C.Berez.}$	Coefficient modélisant l'effet du colmatage (Berezinski 1958)	[-]
$K_{C.Meus.}$	Coefficient modélisant l'effet du colmatage (Meusburger 2002)	[-]
$K_{e/p}$	Coefficient modélisant l'effet de la profondeur du barreau (Berezinski 1958)	[-]
$K_F$	Coefficient de forme proposé par Kirschmer (1926)	[-]
$K_{K.M.}$	Coefficient tabulé modélisant l'orientation de la grille (Mosonyi 1966)	[-]
$K_{PR}, K_{PH}$	Coefficient de forme obtenu dans le canal hydrodynamique	[-]
$k_{PR}, k_{PH}$	Coefficient modélisant l'effet de la forme du barreau dans le terme $K_a$	[-]
$K_{sp}$	Coefficient de forme pour les entretoises intervenant avec les grilles inclinées	[-]
$S_{yz}$	Surface de maître couple du barreau	[m <sup>2</sup> ]

## Numérique

$\varepsilon$	Dissipation turbulente	[m <sup>2</sup> s <sup>-3</sup> ]
$\omega$	Taux de dissipation turbulente	[s <sup>-1</sup> ]
$\nu_t$	Viscosité cinématique turbulente	[m <sup>2</sup> s <sup>-1</sup> ]
$\tilde{\nu}$	Variable du type viscosité cinématique transportée dans le modèle de Spalart et Allmaras (1992)	[m <sup>2</sup> s <sup>-1</sup> ]
$C_\mu$	Coefficient reliant $k$ , $\varepsilon$ et $\omega$ défini par Launder et Sharma (1974)	[-]
$dx, dy$	Dimensions des mailles de base suivant les axes $x$ et $y$	[m]
$k$	Energie turbulente	[m <sup>2</sup> s <sup>-2</sup> ]
$I_t$ ( <b>Int</b> )	Intensité turbulente (notée aussi <b>Int.</b> sur la Figure II-28)	[-]
$Re_t$	Nombre de Reynolds turbulent	[-]



# Introduction générale

Partout dans le monde, la faune et la flore des cours d'eau sont victimes de l'anthropisation grandissante des espaces naturels. L'union Européenne est consciente de ces problèmes et une directive nommée Directive Cadre sur l'Eau (2000/60/CE) a été établie en l'an 2000 pour rétablir la qualité de toutes les étendues d'eau, sous-terraines ou en surface, et pour en outre restaurer la continuité écologique dans les cours d'eau. Cette dernière comprend la libre circulation des sédiments au niveau des ouvrages hydrologiques ainsi que celles des espèces piscicoles afin de ne pas nuire aux migrations et aux différentes phases de reproduction. Cette problématique de la continuité écologique se pose d'autant plus que l'Union Européenne a aussi instauré en 2001 une directive sur les Sources d'Energie Renouvelables (SER – 2001/77/CE) ayant pour objectif d'augmenter la part d'énergie produite par ces SER. Cette directive, qui a été renouvelée depuis et qui fixe des objectifs pour 2020 (20% de la part des énergies produites par les SER), implique entre autre une augmentation de l'activité hydroélectrique, et donc potentiellement une augmentation du nombre d'ouvrages sur les cours d'eau pouvant constituer un obstacle pour les différentes migrations piscicoles. L'anthropisation des cours d'eau est donc une problématique d'actualité et différentes recherches doivent être menées pour concilier ces deux directives.

Parmi les espèces piscicoles qui souffrent actuellement de ces modifications induites par l'Homme, l'anguille européenne (*Anguilla Anguilla*), dont la population est en net déclin depuis plusieurs décennies (Dekker, 2004), fait parties des espèces les plus menacées. Cela s'explique par une multiplicité de facteurs mais les pressions sur les stocks dues aux surpêches notamment, et les ouvrages hydrauliques ou hydroélectriques, qui forment des obstacles à la montaison et qui accroissent les risques de dommages et de mortalité lors de la dévalaison (passage dans les turbines notamment), en sont les principales raisons. Ces problèmes, déjà évoqués de façon plus globale dans la Directive Cadre sur l'Eau, ont découlé en 2007 sur un règlement précis sur le sujet de l'anguille (règlement CE n°1100/2007) qui fixe un objectif sur le taux d'échappement des géniteurs, de l'ordre de 40% de la biomasse pristine (biomasse théorique en l'absence de contraintes anthropiques).

Ces objectifs européens se sont alors accompagnés de mesures nationales dans différents pays et notamment en France. Les anciens ministères de l'écologie, de l'énergie du développement durable et de l'aménagement du territoire ainsi que le ministère de l'agriculture et de la pêche ont mis en place un plan de gestion national pour la reconstitution du stock d'anguilles comportant entre autres des mesures pour réduire l'influence des différents facteurs de mortalité anthropiques.

Cette thèse découle de ce plan de gestion et s'intéresse au problème de la dévalaison (migration vers l'aval) et plus particulièrement aux difficultés rencontrées par les anguilles, les juvéniles de saumon et de

truites au niveau des centrales hydroélectriques. Les anciennes installations hydroélectriques ne sont pas équipées de dispositifs pour protéger les poissons. Le rôle des grilles présentes n'est que de bloquer les débris imposants et les turbines n'ont été étudiées que pour optimiser le rendement hydraulique. Etant donné que l'entrefer large des grilles n'empêche pas le passage des espèces juvéniles susceptibles de descendre les cours d'eau, toutes les espèces diadromes (poissons ayant besoin de vivre alternativement en rivière et en mer pour accomplir leur cycle de vie) sont alors potentiellement amenées à passer au travers de la turbine, avec des taux de mortalité pouvant s'avérer très importants (Monten, 1985). Les dommages subis par les poissons peuvent être liés aux chocs avec les éléments tournants mais aussi peuvent être induits par les forts gradients de pressions qui ont lieu près des pâles (Larinier et Dartiguelongue, 1989). Les anguilles, qui ont une forme allongée, et qui sont donc plus susceptibles de rentrer en contact avec les pales, sont une des espèces les plus exposées. Les différents acteurs de l'hydroélectricité et de l'écologie ont alors réfléchi à différentes solutions pour résoudre ce problème et pour permettre le passage des poissons vers l'aval sans dommage, en rendant ainsi les prises d'eau « ichtyocompatibles » (littéralement, compatibles avec les poissons).

Il existe plusieurs solutions envisageables que l'on retrouve dans les guides rédigés par les agences gouvernementales pour l'environnement de plusieurs pays (Allemagne, Angleterre, Etat-Unis, France, ...). En fonction des pays, et plus précisément, de la morphologie des cours d'eau ainsi que des poissons présents, les solutions préconisées peuvent varier. En France, l'étude menée par Courret et Larinier (2008) du groupe GHAAPPE (à présent Pôle Ecohydraulique) de l'Office National de l'Eau et des Milieux Aquatiques (ONEMA) et financée par l'Agence De l'Environnement et de la Maitrise de l'Energie (ADEME), a permis de définir les bases de conception et de dimensionnement de prises d'eau munies de grilles ichtyocompatibles. Pour des raisons de commodité, l'expression « rapport de l'ADEME (2008) » sera généralement utilisée dans la suite du document pour référer à cette étude. Ces grilles ichtyocompatibles sont une adaptation des grilles conventionnelles utilisées pour stopper les débris. Elles ont un entrefer réduit afin de stopper les poissons, et elles sont mises de biais par rapport à l'écoulement afin de guider les poissons vers une sortie en fin de grille appelée « exutoire de contournement ». Le rapport de l'ADEME (2008) préconise :

- en entrefer inférieur ou égal à 20 mm pour stopper les différentes espèces ciblées
- un angle de grille suffisamment marqué pour obtenir des vitesses tangentielles à la grille supérieures ou égales aux vitesses normales à cette même grille (deux fois supérieures lorsque la grille amène le poisson à changer de profondeur dans l'écoulement) afin d'assurer un bon guidage jusqu'à l'exutoire
- un angle de grille suffisamment marqué pour conserver des vitesses normales à la grille inférieures à  $0.5 \text{ m.s}^{-1}$  afin d'éviter les risques de placage des poissons.

Il est donc nécessaire de définir les angles nécessaires pour satisfaire ces différentes conditions de vitesses. Mais si l'insertion d'un tel dispositif devrait permettre de guider les poissons vers un exutoire,

elle devrait aussi générer de lourdes modifications sur l'écoulement aval ainsi qu'au travers de la grille. En effet, l'écoulement à l'aval de la grille, destiné à alimenter la turbine, peut être significativement perturbé et les pertes d'énergie au passage de la grille peuvent avoir un impact économique non négligeable. Ce dernier point fait l'objet d'une assez riche littérature, mais les études s'intéressant à ces pertes de charge ne sont pas nécessairement adaptées aux configurations de grilles ichtyocompatibles (entrefer réduit, grille de biais par rapport à l'écoulement, ...). De plus, la grille protège toujours la turbine des débris présents dans l'écoulement mais l'entrefer plus faible augmente la quantité de débris stoppés ce qui peut d'autant plus accentuer l'impact de la grille sur l'écoulement dans la prise d'eau.

Ces grilles doivent donc être étudiées précisément afin de déterminer la configuration à utiliser selon les conditions hydrauliques mais aussi environnementales d'un cours d'eau. Certaines études s'intéressent explicitement à la réponse des poissons et déterminent l'efficacité d'un tel dispositif en fonction des paramètres de la grille (Cuchet et al. 2012). Cette thèse a une approche différente et est constituée principalement d'études hydrauliques. Des critères biologiques sont utilisés mais les poissons n'interviennent pas directement lors des différentes expériences. Une caractérisation des grilles sera réalisée et l'ichtyocompatibilité des grilles sera déterminée à partir des critères définis au préalable par l'ONEMA, qui sont semblables voire identiques à ceux préconisés à l'étranger. Différentes séries de mesures expérimentales ainsi que plusieurs modélisations numériques seront donc mises en place afin de caractériser au mieux ces grilles ichtyocompatibles.

Dans un premier temps, un état des recherches existantes dans le domaine des prises d'eau ichtyocompatibles sera réalisé. Les différentes solutions possibles seront décrites et une présentation des études déjà réalisées sur les grilles en termes de pertes de charge et de courantologie sera dressée. Le chapitre III s'intéressera plus précisément aux pertes de charge générées par les grilles. Des mesures permettront de caractériser ces pertes pour de nombreuses configurations et les résultats seront confrontés aux formules déjà existantes dans la littérature. La quatrième section se focalisera sur la distribution des vitesses à l'amont ainsi qu'à l'aval de trois types de grilles à partir de différentes séries de mesures. Les résultats obtenus sur un dispositif expérimental, complétés par ceux issus de différentes simulations numériques, permettront aussi d'analyser le comportement de l'écoulement lorsqu'un ou plusieurs exutoires sont présents en fin de grille. Le chapitre V s'appuiera sur les résultats obtenus pour le dimensionnement d'un cas réel de prise d'eau. Les différentes configurations de grilles ichtyocompatibles seront alors décrites et les avantages et inconvénients de chacune des solutions seront comparés. Enfin, le dernier chapitre dressera un bilan de cette thèse et soulignera les perspectives possibles dans ce domaine de recherche.



# Chapitre I Bibliographie

## I.1. La mortalité lors de la dévalaison

Les espèces diadromes ont par définition besoin de migrer pour se reproduire et pour accomplir leur cycle de vie. Lors de la dévalaison, ces espèces ne peuvent franchir les ouvrages hydroélectriques qu'en utilisant une des trois voies possibles : les ouvrages évacuateurs, les turbines et plus rarement les passes à poissons. Des études ont tenté de quantifier les proportions de poissons privilégiant l'une ou l'autre des sorties (Travade et al. 2009, Bau et al. 2012). Les résultats semblent indiquer que les conditions hydrologiques et météorologiques jouent beaucoup sur ces répartitions.

Les poissons qui sont amenés à passer par une turbine classique s'exposent à des chocs avec les éléments tournants de la turbine, à des coincements entre le manteau et le bord des pales et à de forts gradients de vitesse et de pression. Ces poissons peuvent être alors blessés voire sectionnés et les blessures peuvent s'avérer létales.



**Figure I-1 : Photo de poissons et d'anguilles blessés voire sectionnés après leur passage au sein d'une turbine**  
(source : Courret 2013)

Plusieurs études ont mis en évidence les forts taux de mortalité au niveau des turbines. Monten (1985) ou encore Larinier et Dartiguelongue (1989) ont mis en place des approches empiriques pour estimer les taux de mortalité induits lors du transit au travers des turbines Kaplan et Francis. Ces taux sont fonction de nombreux paramètres comme le type de turbine, l'espace inter-pales, la vitesse de rotation, la taille des espèces présentes ... L'anguille argentée, de par sa taille, est l'une des espèces les plus exposée à ces dommages, mais d'autres espèces diadromes, comme les juvéniles de saumon atlantique et ceux de truite de mer, peuvent également être affectées de manière significative.

## I.2. Les solutions pour améliorer la dévalaison

Une des étapes menant au renouvellement des stocks d'anguilles, visé par l'Union Européenne, ou plus généralement des stocks de poissons migrateurs, est donc de réduire leur mortalité au niveau des ouvrages hydroélectriques. Il existe en théorie de nombreuses solutions pour améliorer la dévalaison. On peut distinguer quatre catégories de solutions.

On peut envisager la modification de la prise d'eau ou l'installation de dispositifs particuliers en amont de la prise d'eau permettant d'arrêter le poisson et de le guider vers un dispositif de contournement, au travers duquel il regagnera le bief l'aval sans dommage. Il s'agit principalement de barrières comportementales ou physiques associées à un canal de contournement secondaire, appelé exutoire.

On peut également envisager l'installation de turbines particulières dites « ichthyophiles » qui permettent le transit des poissons avec un minimum de dommages.

Il est possible aussi d'arrêter les turbines en période de dévalaison, ce qui suppose que l'on soit capable de déterminer avec précision les occurrences des épisodes de dévalaison.

Une autre solution consiste à capturer les poissons en amont de l'ouvrage et à les transférer à l'aval. Compte tenu de la lourdeur et des coûts des opérations de capture, cela ne peut s'envisager que lorsque plusieurs ouvrages sont concernés, et à la condition que la fraction de la population présente entre les ouvrages soit négligeable. On capture alors les poissons en amont du premier ouvrage et on les relâche en aval du dernier.

### I.2.1. Les solutions avec passage dans la turbine

#### I.2.1.1. Arrêt ciblé des turbines

Sans modification de la prise d'eau, c'est la seule solution pour éviter les mortalités des poissons au passage de turbines conventionnelles. Cet arrêt des turbines peut devenir très couteux pour l'exploitant hydroélectrique si les périodes d'arrêt ne sont pas ciblées. Cette solution n'est donc viable que si les périodes de dévalaison, qui dépendent de nombreux facteurs, et en premier lieu des espèces dévalantes, sont précisément connues et prédictibles.

Plusieurs études ont tenté de créer un modèle permettant de prédire les périodes de dévalaison des anguilles. McNamara et McCarthy (2011) ont étudié la rivière Shannon, en Irlande, et ont essayé de corréliser les dévalaisons avec l'activité d'anguilles gardées en captivité sur la berge de la rivière. Ces anguilles étaient placées dans un bac alimenté avec l'eau de la rivière et étaient munies de transpondeurs

(système Migromat). Malheureusement, leur modèle n'a pas donné de résultats très satisfaisants. Au mieux, l'activité des anguilles en captivité aurait pu permettre de prédire seulement 29% des dévalaisons.

Acou et al. (2009) ont tenté d'établir un modèle de dévalaison spécifique à la Loire et se sont appuyés sur d'autres types de données, à savoir vingt ans d'historique de pêches sur ce fleuve. Ils ont essayé d'établir un lien entre la pêche d'anguilles et les conditions environnementales et hydrauliques (dont la luminosité, les variations de débit, la période de l'année,...). Ils ont obtenu un modèle linéaire et ont comparé leurs prédictions avec les pêches effectives de l'année 1987. Leur modèle donne de meilleurs résultats que le modèle classique de seuil de débit. Toutefois, seulement 45% des dévalaisons sont prédites avec ce modèle. De plus, il n'a été appliqué qu'à posteriori, avec une connaissance exacte de l'évolution des débits au fil du temps.

En effet, ce dernier détail a de l'importance car en réalité, il est difficile de prévoir les instants de dévalaison. Les observations montrent que les anguilles dévalent préférentiellement de nuit, et lors des coups d'eau, rendant l'arrêt du turbinage d'autant plus pénalisant pour l'exploitant. Cela rajoute une difficulté au problème : il faut en premier lieu prédire les coups d'eau et ensuite déterminer si les conditions environnementales sont propices à la dévalaison de telle ou telle espèce. Ce problème n'a pour l'instant pas été résolu, et il est très probable que les éventuels futurs modèles ne soient efficaces que localement, sur un nombre limité de bassins versants.

### I.2.1.2. Turbines ichtyocompatibles

Les turbines ichtyocompatibles ont déjà été étudiées depuis plusieurs années mais seules trois solutions se distinguent et sont relativement abouties.

Deux solutions existent pour les basses chutes. D'une part, les vis d'Archimède, qui sont pour l'instant plutôt utilisées au Royaume-Uni et qui sont adaptées pour des hauteurs de chute jusqu'à 10 mètres environ. Leur performance hydrodynamique est assez intéressante avec des rendements légèrement inférieurs à ceux des turbines classiques type Kaplan. D'un point de vue biologique, elles sont ichtyocompatibles pour les poissons de moins de 60 cm de long (Environment Agency, 2012). En revanche leur utilisation est limitée aux cours d'eau avec des petits débits (inférieurs à 6 m<sup>3</sup>/s). Sur un autre registre, les turbines VLH (Very Low Head), qui sont utilisables sur une gamme inférieure de chute (jusqu'à 3 mètres uniquement), autorisent un débit turbiné plus important (jusqu'à 26 m<sup>3</sup>/s). Le principe des turbines VLH est assez proche de celui des turbines Kaplan mais de nombreuses modifications ont été apportées et se traduisent par une réduction des dommages sur les poissons. Les principales améliorations sont la réduction de la vitesse de rotation, l'augmentation du diamètre de la roue et la géométrie du contour des pales et du manteau de roue qui limite les risques de coincement du poisson. Des tests in situ ont déjà été réalisés avec des résultats très satisfaisants (0% de mortalité sur l'anguille, 2% des individus légèrement blessés) et plusieurs turbines VLH sont déjà installées (Baran et Basilico, 2012).



Figure I-2 : De gauche à droite : Photo d'une vis hydrodynamique (source Ritz-Atro), d'une turbine VLH (source MJ2 Technologies) et simulation numérique d'une turbine Alden (source Alden Lab).

Pour les chutes plus importantes (de 6 à 37 m), une turbine est en cours de développement : la turbine Alden. Les études sur cette turbine ont débutées aux Etats-Unis en 1995 et continuent avec le groupe Voith Hydro, son constructeur actuel. Cette turbine se situe entre les turbines Kaplan et les turbines Francis, et a une gamme d'utilisation sensiblement moins large que les turbines Kaplan classiques (Baran et Basilico, 2012). Des tests sur un modèle réduit en laboratoire ont démontré l'ichtyocompatibilité de cette turbine à échelle réduite et doivent être confirmés *in situ* d'ici 2015. Cette turbine présente en revanche un problème majeur, lié à sa taille. En effet, son grand diamètre implique un lourd génie civil, qui peut nuire à son implantation sur les installations existantes. Ce genre de turbine serait donc à terme uniquement envisageable pour les nouvelles installations.

Ces différents types de turbines sont assez complémentaires mais ne couvrent pas la totalité des gammes de hauteurs de chute et de débit possibles. De nouvelles technologies de turbines peuvent donc encore compléter les gammes encore non satisfaites.

## I.2.2. Les solutions avec contournement de la turbine

### I.2.2.1. Barrières comportementales

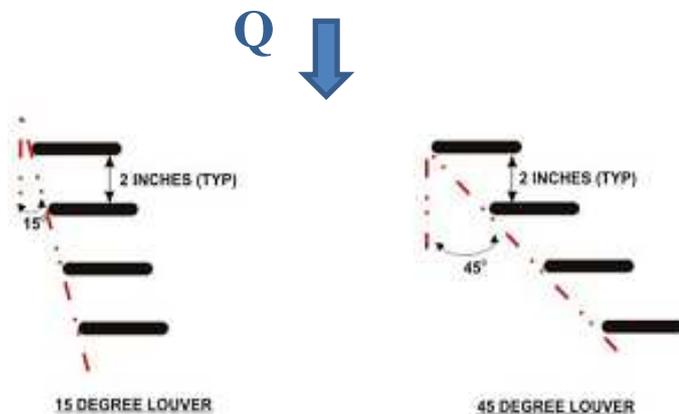
Les barrières comportementales consistent à modifier l'environnement du poisson (bruit, luminosité, courantologie,...) de façon à ce qu'il soit guidé vers un exutoire de contournement (cas d'une barrière installée dans le canal d'amenée), ou qu'il reste dans le cours d'eau principal et transite par un ouvrage évacuateur au barrage (cas d'une barrière implantée à l'entrée du canal d'amenée).

Des essais ont été effectués sur des barrières acoustiques utilisant des basses fréquences (matériel Profish notamment). Les résultats se sont révélés très décevants, que cela soit sur les salmonidés ou l'anguille. Travade et al. (1999) avaient déjà testé un déflecteur acoustique sur le Gave d'Ossau et les efficacités de déviation étaient aussi très faibles.

Les dispositifs d'éclairages ont montré dans certains cas une influence notable sur les comportements des salmonidés, l'influence des facteurs hydrauliques demeurant cependant prépondérante (Travade et

Larinier 2006). La réponse des poissons à l'éclairage est d'autre part spécifique à chaque espèce. Si les salmonidés sont généralement attirés par la lumière, les anguilles ont plutôt tendance à s'en écarter. Un tel dispositif ne peut donc pas être utilisé dans un exutoire destiné à des espèces différentes ayant les mêmes périodes de dévalaison.

Les deux dispositifs précédents présentent l'avantage d'être relativement peu intrusifs. Les louvers, qui sont des arrangements de volets disposés perpendiculairement à la direction du canal, sont généralement classés dans les barrières comportementales. En effet, ces dispositifs n'empêchent pas les poissons de passer physiquement mais les fortes turbulences générées autour des barreaux ont tendance à les repousser. Ces louvers ont des résultats assez satisfaisants pour plusieurs espèces. L'EPRI (2001) a étudié un dispositif de louver, avec plusieurs angles d'orientation (Figure I-3), associé à un exutoire de dévalaison.



**Figure I-3 : Schéma des deux angles de louvers testés par l'EPRI avec à gauche un angle  $\alpha$  de  $15^\circ$  et à droite un angle  $\alpha$  de  $45^\circ$  (schéma extrait de EPRI, 2001)**

Leur étude montre que les poissons, y compris les anguilles, sont correctement guidés vers l'exutoire à condition que l'orientation du louver soit très marquée (angle  $\alpha = 15^\circ$ ). Cette bonne efficacité avec l'anguille contraste toutefois avec l'étude de Adams et Schewers (1997) qui avaient noté une incapacité des anguilles à être guidées vers l'exutoire. Ces différences de comportement peuvent toutefois être expliquées par le fait que les deux études n'aient pas été menées au même moment de la journée. Concernant l'installation de ces louvers, ils requièrent une forte orientation ce qui les rend particulièrement encombrants et uniquement utilisables dans les nouveaux aménagements. De plus, les fortes pertes de charge générées par une telle grille obligent à avoir une section de canal particulièrement grande afin de diminuer les vitesses d'approches et de réduire la perte d'énergie qu'elle crée autant que possible.

D'autres solutions ont été testées (barrières électriques, mur de bulles, bruit intense par l'explosion de bulles de gaz, ...) (OTA, 1995) mais les résultats présentent toujours les mêmes inconvénients. Même lorsque les solutions sont efficaces, elles ne le sont toujours que sur des conditions très ciblées (très

faibles vitesses pour les barrières électriques par exemple) et les réactions des poissons dépendent clairement de leur espèce.

### **I.2.2.2. Barrière physiques**

Les barrières physiques sont les barrières à travers lesquelles le poisson ne peut pas passer à cause de ses dimensions physiques. Il existe déjà des grilles sur la plupart des installations hydroélectriques afin de protéger la turbine des gros débris. Cependant, ces grilles ne constituent pas forcément une barrière physique pour les poissons migrateurs présents dans le cours d'eau.

De plus, trois critères sont à prendre en compte pour qu'une barrière physique soit ichtyocompatible :

- Empêcher le poisson de pénétrer dans la turbine
- Le guider jusqu'à un exutoire de contournement
- Ne pas le plaquer sur la grille

Les grilles peuvent respecter ces critères dès le moment où :

- l'espace inter-barreaux ne permet pas le passage des espèces ciblées (Courret et Larinier, 2008). Cette diminution de l'espace inter-barreaux tend à augmenter le nombre de composants de la grille et donc à augmenter les pertes de charges générées par la grille. Cette perte d'énergie doit donc être corrigée par certaines adaptations (angles des barreaux, formes des barreaux, ...).
- La grille crée un courant tangentiel suffisant pour guider les poissons et ne génère pas de vitesses normales trop élevées. Appliquer un angle adéquat à la grille doit permettre d'une part de générer des vitesses tangentielles qui guideront les poissons jusqu'à l'exutoire situé en fin de grille (EPRI 2001), et d'autre part de limiter les vitesses perpendiculaires à la grille, susceptibles de plaquer le poisson sur la grille.

Plusieurs types de barrières ont vu le jour dans les années 80 sur la Côte Ouest des Etats-Unis, pour la protection des juvéniles de saumon au niveau des prises d'eau (hydroélectricité et irrigation). Il s'agit plus particulièrement des rangées de tambours rotatifs ou de plans de grilles orientés par rapport à la direction de l'écoulement. Citons aussi les systèmes de grilles inclinées par rapport à l'horizontale « Eicher » ou MIS (Modular Inclined Screen), qui ont démontré une très bonne efficacité en matière de dévalaison mais qui n'ont été installés que sur quelques unités (Courret et Larinier, 2008).

La plupart des solutions évoquées ont donc vu le jour pour résoudre la problématique de migration du saumon et ont souvent atteint leur objectif. Toutefois, leur réussite avec les salmonidés ne garantit pas que ces solutions soient compatibles aux autres poissons migrateurs ni qu'elles soient adaptées aux cours d'eau présents en France.

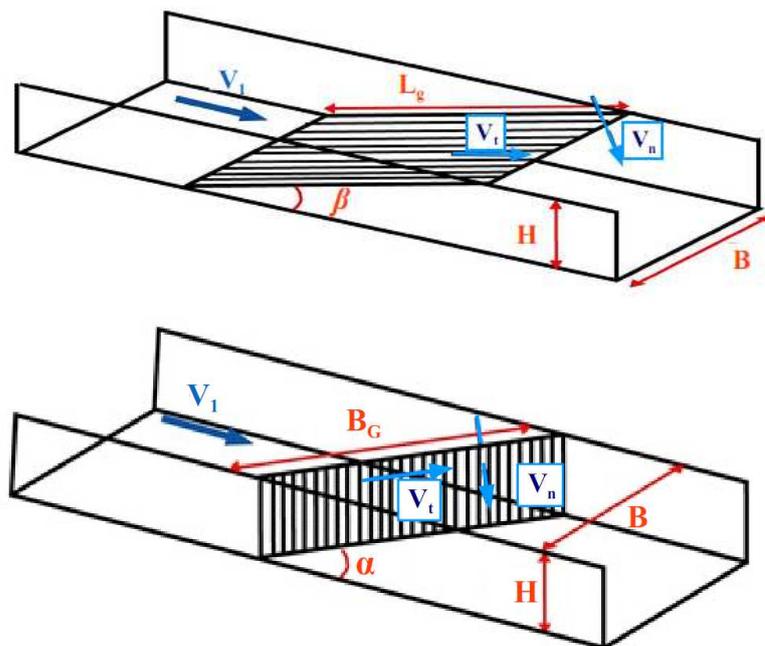


Figure I-4 : Configurations préconisées dans le guide technique de l'ADEME (Courret et Larinier 2008). En haut, un schéma représentant une grille inclinée par rapport à la verticale, et en bas, le schéma équivalent pour une grille orientée par rapport à la direction de l'écoulement (figures adaptées de Courret et Larinier 2008).

L'intérêt de la France pour ces questions de libre circulation des poissons s'est accru depuis une dizaine d'années. En effet, les nouvelles réglementations européennes, telles la Directive Cadre sur l'Eau (DCE) de 2000 ou la Directive sur les Sources d'Energie Renouvelable (SER) de 2001, ont poussé les offices nationaux français (ONEMA, ADEME, ...) à intensifier les recherches à ce sujet. Ces dernières ont notamment abouties en 2008 à un rapport de l'ADEME (Courret et Larinier, 2008) qui établit les lignes à suivre pour les nouvelles centrales hydroélectriques. En se basant sur des considérations théoriques ou sur des formules obtenues avec des grilles « classiques », ce rapport de l'ADEME (2008) préconise, comme aux Etats-Unis, l'installation de grilles orientées par rapport à la direction de l'écoulement, mais encourage aussi l'implantation des grilles inclinées par rapport à la verticale, qui sont censées générer moins de pertes de charge.

### I.2.3. Bilan

Les solutions pour protéger les poissons lors de leur dévalaison sont nombreuses. Cependant, peu de solutions ont une efficacité pluri-espèces, et leur performance dépend souvent de l'hydrodynamique des cours d'eau considérés. Pour le cas de l'Europe, et plus particulièrement de la France, les préoccupations se portent sur les smolts de truite et de saumon et sur l'anguille européenne, et concernent des cours d'eau où les vitesses d'approche sont généralement comprises entre  $0.5$  et  $1 \text{ m.s}^{-1}$ . De ce fait, il y a des solutions plus difficilement envisageables :

- Barrière lumineuse : effets opposés entre l'anguille et le saumon

- Arrêt ciblé de turbinage : manque de précision et de prédictibilité
- Louver : trop fortes pertes de charge

D'autres solutions sont en revanche possibles :

- Turbines ichtyocompatibles VLH ou vis hydrodynamique : à condition que l'installation s'y prête (génie civil, hauteur de chute, ...)
- Grilles ichtyocompatibles inclinées ou orientées : avec un espacement entre barreaux  $e$  qui dépend des espèces ciblées, et qui est de l'ordre de 2 cm pour les smolts et l'anguille.

### I.3. Les grilles ichtyocompatibles, une notion propre à chaque pays

Les grilles sont implantées depuis longtemps pour bloquer les débris à l'amont des centrales. Au cours des années 1990, elles ont aussi été adaptées aux Etats-Unis pour éviter aux saumons de passer au travers de la turbine. Les nouvelles préoccupations sur le sujet de l'anguille amènent désormais les états européens à réétudier ces grilles afin de proposer une solution qui soit compatible avec les espèces diadromes susceptibles de transiter par les turbines.

Déterminer les caractéristiques des grilles à mettre en place demande dans un premier temps de définir un certain nombre de critères biologiques. Les différentes agences nationales définissent ces critères pays par pays. Ces critères s'inspirent la plupart du temps de réflexions théoriques, et font parfois l'objet de travaux en laboratoire ou in situ. Les différences entre les pays s'expliquent d'une part par les différences au niveau de la méthode et des bases de réflexions choisies et d'autre part par les différences entre les espèces de poissons concernées selon les régions. La taille des espèces concernées est un des paramètres qui modifie nettement les recommandations. Cependant, les différentes recommandations restent cohérentes et concernent toujours les critères d'ichtyocompatibilité cités dans la section précédente.

Pour la France, l'Agence de l'Environnement et de la Maîtrise de l'Energie (ADEME) a établi en 2008 un rapport (Courret et Larinier, 2008) donnant des directives pour la construction prises d'eau ichtyocompatibles pour les petites centrales hydroélectriques. Ce rapport synthétise les connaissances et les solutions utilisées jusqu'alors et établit un certain nombre de recommandations. Ces recommandations sont plutôt théoriques et devaient faire l'objet d'études expérimentales. Deux sortes de plan de grille sont retenues : des plans de grille orientés d'un angle  $\alpha$  par rapport à la direction de l'écoulement avec  $\alpha < 45^\circ$  et des plans de grille inclinés d'un angle  $\beta$  par rapport à l'horizontale avec  $\beta < 26^\circ$ . Ces critères angulaires s'appuient sur une décomposition géométrique des composantes

tangentielles  $V_t$  et normales  $V_n$  au plan de grille de la vitesse (Figure I-4). Pour les plans de grille orientés, il faut que  $V_t > V_n$ , alors que pour les grilles inclinées, il faut que  $V_t > 2 V_n$  afin d'inciter les poissons à changer de position dans la colonne d'eau. Les critères d'espacement, entre 15 et 25 mm, doivent être adaptés en fonction des espèces cibles concernées. Concernant l'alimentation de l'exutoire, l'ADEME préconise de réserver 2% à 10% du débit turbiné pour l'évacuation des poissons et des dégrillats.

Ces critères, dont les valeurs sont notamment liées à la présence d'anguilles (*Anguilla Anguilla*), sont différents de ceux imposés dans les autres pays.

L'Environment Agency (2012) a établi des règles pour dimensionner les grilles en Angleterre et au Pays de Galles. L'espacement libre entre barreaux minimum défini dans ces pays est plus faible et est compris entre 6 mm et 12.5 mm en fonction des régions et des espèces présentes localement. L'EA propose aussi l'installation des grilles inclinées mais semble préférer les grilles orientées avec un angle maximum de 30°, contre 45° en France. Les seuils de vitesse normales maximales sont en revanche relativement identiques et sont détaillés en fonction des espèces : 0.6 m.s<sup>-1</sup> pour les salmonidés, 0.5 m.s<sup>-1</sup> pour les anguilles et jusqu'à 0.25 m.s<sup>-1</sup> pour des espèces comme la lamproie ou l'aloise.

En Allemagne, la DWA a établi un recueil de connaissances sur le sujet de la dévalaison. La DWA décrit ainsi de nombreuses possibilités (turbines, grilles, barrières comportementales, ...) et laisse le choix de la solution à adopter, tant que cette dernière garantit et facilite la dévalaison des espèces locales. Elle donne toutefois quelques informations intéressantes concernant les grilles ichtyocompatibles.

Sur le continent américain, les problématiques mises en jeu ne sont pas forcément exactement les mêmes et la géographie étendue du pays fait que les règles diffèrent d'un côté du pays à l'autre. Sur la côte Ouest, le National Marine Fisheries Service (NMFS 1995, 2011) fournit des préconisations basées sur la présence de smolts de saumon de très petite taille (longueur inférieure à 60 mm). Un espacement entre barreaux assez faible, autour de 2 mm, est donc recommandé, et les vitesses normales à la grille doivent être inférieures à 0.09 m.s<sup>-1</sup> (à moduler de quelques cm.s<sup>-1</sup> en fonction de la topologie de la grille et/ou de la présence de dégrilleur). La grille doit aussi permettre au poisson d'atteindre l'exutoire en suivant l'écoulement de manière passive en moins de 60 secondes et les vitesses tangentielles ne doivent pas décroître le long de la grille. Concernant la morphologie des grilles, le NMFS privilégie les grilles à l'entrée des canaux d'amenée, orientées en alignement avec les berges, permettant ainsi de laisser les poissons dans le cours d'eau principal. Dans le cas de grilles à l'intérieur des canaux, ils optent pour les mêmes dispositions que celles citées pour l'Angleterre et le Pays de Galles mais avec un angle de 45 ° (les grilles de moins de deux mètres de long peuvent rester perpendiculaires à l'axe du canal). Sur la côte Est, les recommandations prennent en compte d'autres espèces comme le saumon atlantique et l'anguille américaine et les solutions utilisées en pratique sont souvent moins contraignantes : louver avec espacement libre large, masque (plaque pleine) de surface pour les saumons, ...

Ces quelques exemples montrent à quel point les critères peuvent varier d'un pays à un autre et à fortiori, d'un continent à un autre. Les différences sont principalement liées aux espèces diadromes présentes. Toutefois, quelle que soit la réglementation suivie, les problématiques des grilles ichtyocompatibles sont toujours les mêmes :

- Réduire l'espace libre pour créer une barrière physique
- Générer des courants tangentiels pour guider le poisson vers un exutoire
- Limiter les vitesses normales pour éviter le placage du poisson

Les acteurs décrits précédemment s'accordent sur le fait que les grilles à mettre en place doivent avoir un degré d'obstruction bien supérieur à celui des grilles conventionnelles, et qu'elles doivent aussi être mises de biais par rapport à l'écoulement afin d'augmenter la surface de grille et de faciliter les courants tangentiels. Pour rassembler ces conditions, plusieurs pays (Etats-Unis, Angleterre, Pays de Galles, ...) semblent privilégier les grilles orientées. Cependant l'écoulement à travers ce genre de grille peut être très perturbé (augmentation des pertes de charge par rapport aux grilles droites, écoulement aval non uniforme avec zone de recirculation) ce qui peut nuire aux performances hydrauliques de l'installation (Kriewitz et al. 2012, Meusburger et al. 2001). Ceci explique pourquoi le rapport de l'ADEME (2008) encourage aussi l'installation de grilles inclinées par rapport à l'horizontale.

Une caractérisation précise des deux types de grilles envisagés est donc nécessaire pour optimiser les choix de grille à mettre en place selon les spécificités des prises d'eau considérées. Cette optimisation doit permettre de maximiser les gains biologiques tout en limitant au maximum les pertes économiques. Des études sur les grilles ayant des paramètres attendus comme ichtyocompatibles (faible espacement libre entre barreau, orientation ou inclinaison marquée, ...) doivent donc être réalisées. Il est important d'obtenir des informations concernant à la fois les aspects environnementaux avec :

- la répartition entre  $V_t$  et  $V_n$  le long de la grille en fonction de ses paramètres
- la disposition des exutoires afin de permettre aux poissons de s'engager vers la sortie

mais aussi les aspects plus économiques en s'intéressant :

- aux pertes de charge générées par la grille
- à la qualité de l'écoulement à l'aval de la grille qui rentrera dans la chambre d'eau de la turbine

Les études qui se sont déjà intéressées à ces différents points sont décrites dans les sections suivantes.

## I.4. Un siècle de formule de pertes de charge

### I.4.1. Comment obtenir les pertes de charge

Avant de décrire les différentes formules de pertes de charge établies tout au long du XX<sup>e</sup> siècle, rappelons rapidement ce que sont ces dites pertes de charge. Il s'agit d'une perte d'énergie générée par la présence d'obstacles dans l'écoulement. Cette perte d'énergie peut s'expliquer par différents phénomènes d'amplitude plus ou moins notoire : dissipation turbulente, frottement, dissipation sous forme de chaleur, etc... Malgré la complexité des phénomènes qui rentrent en jeu, un simple bilan d'énergie (où l'écoulement est supposé incompressible et irrotationnel) permet de rapidement comprendre comment cette perte de charge peut être mesurée. Considérons une ligne de courant qui relie deux points situés de part et d'autre de la grille (indice 1 pour l'amont et indice 2 pour l'aval).

Prenons d'abord le cas d'un écoulement à surface libre (Figure I-5).

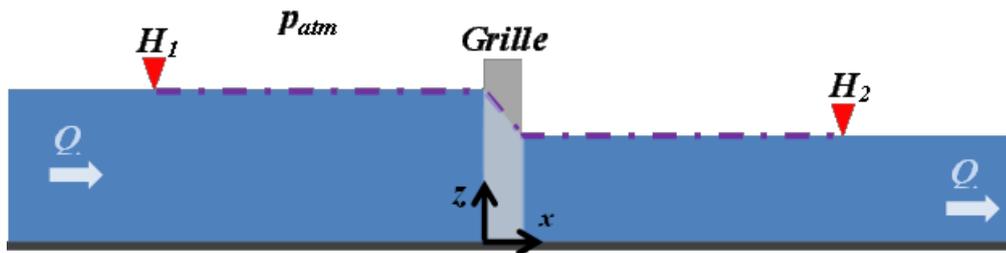


Figure I-5 : Schéma simplifié de l'écoulement à surface libre au travers d'une grille (vue de côté).

Utiliser le théorème de Bernoulli généralisé sur une ligne de courant en surface revient alors à écrire

$$H_1 + \frac{V_1^2}{2g} + \frac{p_1}{\rho g} = H_2 + \frac{V_2^2}{2g} + \frac{p_2}{\rho g} + \Delta H \quad \text{Equation I-1}$$

En faisant l'hypothèse que  $V_1$  et  $V_2$  peuvent respectivement être assimilés aux vitesses débitantes amont et aval, et en notant que  $p_1 = p_2 = p_{atm}$ , on peut encore écrire :

$$H_1 + \frac{(Q/(BH_1))^2}{2g} + \frac{p_{atm}}{\rho g} = H_2 + \frac{(Q/(BH_2))^2}{2g} + \frac{p_{atm}}{\rho g} + \Delta H$$

$$\text{soit } \Delta H = H_1 - H_2 + \frac{Q^2}{2gB^2} \left( \frac{1}{H_1^2} - \frac{1}{H_2^2} \right) \quad \text{Equation I-2}$$

Etudions maintenant le cas d'un canal en charge avec une grille immergée à l'intérieur (Figure I-6), et considérons une ligne de courant à mi-hauteur ( $H_1 = H_2 = H/2$ ). L'équation de Bernouilli devient alors

$$\frac{H}{2} + \frac{(Q/(BH))^2}{2g} + \frac{p_1}{\rho g} = \frac{H}{2} + \frac{(Q/(BH))^2}{2g} + \frac{p_2}{\rho g} + \Delta H$$

Equation I-3

$$\text{soit } \Delta H = \frac{p_1 - p_2}{\rho g}$$

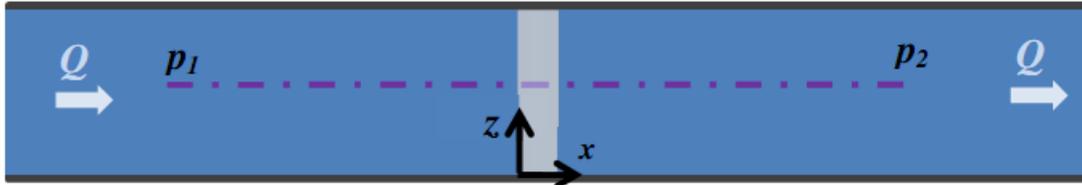


Figure I-6 : Schéma simplifié de l'écoulement au travers d'une grille dans un canal en charge (vue de côté).

Ainsi, selon la configuration, il est possible de déterminer les pertes de charge soit par une mesure de hauteur d'eau, soit par une mesure de pression. Dans les deux cas, la mesure des pertes de charge conduit à un coefficient de pertes de charge sans dimension  $\xi$  que l'on obtient en divisant les pertes de charge  $\Delta H$  par une pression dynamique exprimée en mètres.

$$\Delta H = \xi * \frac{V_?^2}{2g}$$

Equation I-4

Où  $V_?$  est, selon les auteurs, une vitesse débitante à l'amont de la grille, à l'aval de la grille, ou encore dans certains cas entre les barreaux. La majorité des études préfère toutefois utiliser la vitesse débitante à l'amont de la grille  $V_1$ .

Ce coefficient  $\xi$  est donc censé avoir la même valeur selon que les pertes de charge aient lieu dans un canal à surface libre ou en charge. Toutefois, plusieurs phénomènes peuvent amener à des différences entre ces deux configurations (agitation sur la surface libre, effet divergent avec le recollement des lignes de courants sur la paroi supérieure à l'aval d'une grille en charge, ...) mais des études comme Meusburger (2002) n'ont pas mesuré d'effet du type d'écoulement sur ce coefficient.

### I.4.2. Les études sur les grilles inclinées

Les premières recherches sur les grilles que nous avons retrouvées datent des années 1930, correspondant ainsi à une période où les ouvrages hydroélectriques ont connu un important développement. Toutefois, les recherches de cette époque sont principalement restreintes à l'étude des pertes de charges et la littérature sur ce sujet est souvent d'origine allemande. Nous n'avons donc pas toujours réussi à avoir un accès direct à ces données. Dans plusieurs cas, nous nous sommes appuyés sur une traduction de la thèse de Meusburger (2002) pour obtenir des informations sur les différentes études.

Kirschmer (1926) est l'un des premiers à s'être intéressé aux pertes de charges générées par une grille. Encore aujourd'hui, ses résultats sont souvent utilisés comme point de comparaison. Il a étudié les pertes de charges au travers de grilles droites ( $\alpha = 90^\circ$  et  $\beta = 90^\circ$ ) ou inclinées par rapport à l'horizontale ( $\alpha = 90^\circ$  et  $\beta$  variable) et en a déduit l'influence de certains paramètres de la grille. Parmi eux, on peut énumérer : l'espace entre deux barreaux  $e$ , leur forme, leur épaisseur  $b$ , leur profondeur  $p$ , et l'inclinaison de la grille  $\beta$ . Ses différentes mesures lui ont alors permis d'établir une formule pour le coefficient de pertes de charge de la grille, noté  $\xi_{\text{Kirschmer}}$

$$\xi_{\text{Kirschmer}} = K_F \left(\frac{b}{e}\right)^{\frac{4}{3}} \sin(\beta) \quad \text{Equation I-5}$$

La profondeur du barreau  $p$  n'apparaît pas dans cette formule. En effet, pour des barreaux de même forme (rectangulaire) avec différentes profondeurs, où le frottement le long du barreau pourrait intervenir, il n'a mesuré que peu d'écart sur les pertes d'énergie et établit un coefficient  $K_F$  unique de 2.42 (pour comparaison, les coefficients  $K_F$  qu'il définit pour des barreaux cylindriques et des barreaux ayant une face amont arrondie et une face aval biseautée sont respectivement de 1.79 et 1.04). Cela signifie que dans les configurations qu'il a testées (rapport  $p/b$  entre 2.5 et 10), les pertes de charges singulières liées au barreau sont bien plus significatives que les pertes d'énergie créées par frottement le long du barreau.

Les grilles inclinées n'ont pas fait l'objet de beaucoup d'autres études depuis. De nombreuses formules de pertes de charge pour les grilles inclinées s'appuient sur ces résultats de Kirschmer sans réaliser de nouvelles mesures en configuration inclinée pour vérifier le terme en  $\sin(\beta)$ , caractéristique de l'inclinaison de la grille selon Kirschmer (1926). Par exemple, Berezinski (1958) propose une formule de pertes de charge pour les grilles droites à laquelle il ajoute le  $\sin(\beta)$  de Kirschmer pour élargir la formule aux grilles inclinées. Il modélise les pertes de charge des grilles droites à travers une succession de coefficients multiplicatifs, faisant intervenir quasiment tous les paramètres de la grille ( $p$ ,  $e$ ,  $b$ ,  $\beta$ , forme, état de la grille). Ces paramètres, tabulés pour quelques configurations seulement, limitent toutefois l'exploitation de cette formule.

$$\xi_{\text{Berezinski}} = K_{\text{Berez.}} K_{e/p} K_{\text{C.Berez.}} O_g^{1.6} \sin(\beta) \quad \text{Equation I-6}$$

Le coefficient  $K_{\text{Berez.}}$  est un coefficient de forme qui vaut 0.51 pour des barreaux rectangulaires et qui prend des valeurs plus faibles pour les barreaux plus profilés. A travers le coefficient  $K_{e/p}$ , Berezinski introduit à son tour l'effet de la profondeur du barreau. Ce coefficient a une valeur minimale autour de 13.5 pour  $e/p = 1$  et augmente ensuite pour des valeurs aussi bien inférieures que supérieures à 1. Le coefficient  $K_{\text{C.Berez.}}$  est lui aussi intéressant car Berezinski introduit l'importance de la prise en compte du colmatage et de l'état de la grille. Il peut valoir 1.1 pour des grilles récentes munies de dégrilleurs et peut monter jusqu'à 2 voire 4 pour des grilles anciennes, munies uniquement de dégrilleurs manuels.

Ces deux premières approches concernent les grilles inclinées munies uniquement de barreaux dans le sens de l'écoulement. Il existe d'autres études pour des grilles inclinées ayant un motif de grille

différent. Breinig et al. (2003) ont étudié par exemple des grilles Johnson® qui sont des grilles inclinées avec des barreaux triangulaires et avec un très fort degré d'obstruction. Dans leur étude, deux grilles ont été testées avec 18% et 40% de porosité, et ce pour des inclinaisons  $\beta$  de 90° à 15°. Ils ont notamment essayé de modéliser l'évolution des pertes de charge en fonction de  $\beta$  à l'aide d'une formulation  $K_{90} \sin(\beta)$  où  $K_{90}$  serait le coefficient de pertes de charge pour  $\beta = 90^\circ$ . Les coefficients de corrélation entre les mesures et cette formulation sont de 0.71 et 0.81 pour les configurations inclinées de porosité 40% et 18% respectivement. Ces mauvaises corrélations soulignent que la formulation de Kirschmer n'est pas toujours adaptée. Pour autant, Breinig et al. (2003) ne proposent pas d'autres lois et préfèrent fournir un abaque.

Certaines études ont donc révélé que l'expression en  $\sin(\beta)$  de Kirschmer n'est pas toujours adaptée mais peu d'entre elles en proposent de nouvelles. Une nouvelle formulation a tout de même été suggérée par Reuter et al. (2001) qui étudient les « wedge-wire screens », des grilles munies de nombreux éléments horizontaux et verticaux. Malheureusement, le papier contient plusieurs incohérences qui nuisent à l'intérêt que l'on peut y porter. En effet, les courbes ne peuvent mathématiquement pas correspondre aux formules proposées et il y a des erreurs dans l'utilisation de la formule de Kirschmer (utilisation de  $\sin^2(\beta)$  au lieu de  $\sin(\beta)$ ). Malgré cela, il faut reconnaître que leur approche est innovante car ils découpent l'effet de l'inclinaison sur les éléments longitudinaux de l'effet sur les éléments transversaux.



Figure I-7 : Photo des grilles inclinées possédant un maillage très fin (wedge wire screen) utilisés par Reuter et al. (2001) (source : Reuter et al. (2001)).

Ces quelques premières formules de pertes de charge sur les grilles inclinées montrent que les tout premiers travaux de Kirschmer (1926) ont fortement inspiré les recherches qui ont suivies. Sa formule

peut toutefois être améliorée car elle ne traite que la configuration des grilles inclinées et n'aborde pas en particulier les grilles orientées par rapport à l'écoulement, qui sont, de notre point de vue contemporain, la seconde configuration naturelle de grille à utiliser pour le guidage des poissons.

### I.4.3. Les formules sur les grilles orientées

Mosonyi (1966) a souhaité compléter la formule de Kirschmer afin de pouvoir l'adapter sur des configurations de grilles orientées. Ses résultats ajoutent un coefficient multiplicatif  $K_{K.M.}$  (« K.M. » pour Kirschmer Mosonyi) à la formule de Kirschmer (1926). Il a établi les valeurs de ce coefficient à partir de mesures in situ sur des plans de grille orientés à l'amont de centrales hydroélectriques existantes. Il fournit des valeurs tabulées (Tableau I-1) de ce coefficient pour différents angles de grille ( $\alpha$  de 90 à 30°) et différents rapports  $e/b$  (de 1 à 5).

$$\xi_{K.M.} = K_{K.M.} K_F \left(\frac{b}{e}\right)^{\frac{4}{3}} \sin(\beta) \quad \text{Equation I-7}$$

Facteur $K_{K.M.}$	b/e [-]									
	$\alpha$ [°]	1,0	0,9	0,8	0,7	0,6	0,5	0,4	0,3	0,2
90	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
80	1,06	1,07	1,08	1,09	1,10	1,11	1,12	1,14	1,14	1,50
70	1,14	1,16	1,18	1,21	1,24	1,26	1,31	1,43	1,43	2,25
60	1,25	1,28	1,31	1,35	1,44	1,50	1,64	1,90	1,90	3,60
50	1,43	1,48	1,55	1,64	1,75	1,88	2,10	2,56	2,56	5,70
40	1,75	1,85	1,96	2,10	2,30	2,60	3,00	3,80	3,80	---
30	2,25	2,41	2,62	2,90	3,26	3,74	4,40	6,05	6,05	---

Tableau I-1 : Evolution du coefficient  $K_{K.M.}$  en fonction de l'angle d'orientation  $\alpha$  et du rapport b/e. Les valeurs du coefficient sont extraites de Meusburger (2002) mais les notations sont réadaptées par souci d'uniformisation.

Il ne faut pas confondre le coefficient  $K_{K.M.}$  avec le coefficient de pertes de charge global  $\xi$ . Ce tableau montre deux points intéressants :

- A angle  $\alpha$  constant, lorsque  $b/e$  diminue (i.e. lorsque l'espacement entre les barreaux augmente) l'influence de l'orientation est plus marquée. Cela ne signifie pas que le coefficient de pertes de charge total est plus important pour des grands espacements.
- A rapport  $b/e$  égal, le coefficient augmente lorsque l'angle entre la grille et la paroi diminue. Cela s'explique par le fait que le redressement des lignes de courant imposé par les barreaux est plus important. Comme le reste de la formule ne dépend pas de  $\alpha$ , cela implique cette fois-ci que le coefficient de pertes de charge global de la grille  $\xi$  augmente lorsque  $\alpha$  diminue (toujours à  $b/e$  identique).

Ce tableau révèle donc que l'effet de l'orientation ne dépend pas que de l'angle de la grille mais aussi du degré d'obstruction de celle-ci. Toutefois, le fait d'insérer le coefficient  $K_{K.M.}$  dans la formule de Kirschmer implique que ce coefficient, et donc que l'effet de l'orientation, est le même quelle que soit la profondeur, ou plus généralement la forme, du barreau.

Auparavant, Spangler (1929) avait aussi étudié la gamme des grilles orientées, avec un angle  $\alpha$  compris entre 90 et 30°. Cependant, il n'avait pas gardé la formulation de Kirschmer. Pour calculer les pertes de charges de la grille, il s'est basé sur la vitesse à l'aval de cette dernière et fournit des abaques pour évaluer le coefficient de pertes de charge en fonction de l'angle de la grille, de la forme du barreau et du degré de porosité (complémentaire du degré d'obstruction). Les comparaisons entre les deux formules sont limitées à cause des différences de vitesse de référence choisie mais, il observe tout de même des comportements comparables à ceux de Kirschmer, en relevant notamment la non influence du paramètre  $p$ . Pour la partie orientée, les diagrammes de Spangler illustrent le fait que le coefficient de pertes de charge augmente avec l'orientation de la grille.

Idel'cik (1979) a aussi mené une étude sur les grilles orientées avec des résultats comparables. Il estime que les pertes de charge peuvent être calculées en utilisant la vitesse à l'aval de la grille et que le coefficient adimensionnel de pertes de charge de la grille peut être calculé par le produit de deux termes. Le premier est fonction de l'angle de la grille et de la forme du barreau alors que le second relie l'angle de la grille à son degré d'obstruction.

Ces trois premières études, expérimentant des grilles orientées dans des canaux à surface libre, s'accordent sur le fait que le coefficient de pertes de charge augmente lorsque l'angle entre la grille et la paroi du canal diminue. De plus, elles suggèrent toutes que l'influence de l'angle dépend aussi du degré d'obstruction de la grille.

En étudiant des grilles orientées placées dans un canal en charge, Clark et al (2010) se différencient des études citées précédemment. Ils ont analysé l'influence de plusieurs paramètres sur le coefficient de pertes de charge de la grille à savoir l'influence du degré d'obstruction de la grille, celle de son angle d'orientation et celle de la forme du barreau. Cependant, ils n'ont pas étudié les interdépendances et n'ont modifié qu'un seul paramètre à la fois. Ainsi, l'effet du degré d'obstruction et de l'angle des barreaux n'a été analysé que pour des barreaux à section rectangulaire et l'effet de la forme du barreau n'a été étudié que pour une grille droite avec un seul degré d'obstruction. Malgré la différence de configuration (pas de surface libre), ils retrouvent une formulation analogue à celles déjà citées. Toutefois, le fait de ne pas avoir étudié les interdépendances implique que certains phénomènes n'ont pas été pris en compte. Cela explique notamment pourquoi on ne retrouve pas de couplage entre le degré d'obstruction et l'angle de la grille dans la partie de la formule censée modéliser l'influence de l'orientation de la grille.

$$\xi_{Clark\ et\ al.} = 7.43 \eta O_g^2 [1 + 2.44 \tan(90^\circ - \alpha)] \quad \text{Equation I-8}$$

Terminons cette liste des formules pour les grilles orientées par la formule de Meusburger (2002) qui propose une des formules les plus complètes. Le coefficient de pertes de charge est calculé par le produit de plusieurs facteurs ayant chacun une signification bien spécifique. Certains d'entre eux sont déterminés par ses propres expériences alors que d'autres sont repris de la littérature.

$$\xi_{Meusburger2002} = K_F \left( \frac{O_g}{1 - O_g} \right)^{1.5} K_{C.Meus.} \frac{\alpha}{90^\circ} O_g^{-1.4 \tan(90^\circ - \alpha)} \sin(\beta) \quad \text{Equation I-9}$$

Cette formulation fait donc intervenir:

- Le coefficient  $K_F$  déterminé par Kirschmer
- Un coefficient d'obstruction calculé expérimentalement et faisant intervenir le degré d'obstruction  $O_g$ . Ce coefficient n'a été établi qu'à partir de grilles droites munies de barreaux rectangulaires. Notons que pour une grille munie uniquement de barreau, ce coefficient est égal à  $(b/e)^{1.5}$  qui est assez similaire à la formulation proposée par Kirschmer.
- Une expression déterminée expérimentalement permettant de prendre en compte l'orientation de la grille. Celle-ci fait intervenir un couplage entre l'angle de la grille et le degré d'obstruction de celle-ci. Toutefois, ces expériences n'ont été menées que pour une seule forme de barreau.
- Le terme en  $\sin(\beta)$  fourni par Kirschmer pour prendre en compte l'inclinaison de la grille
- Un terme  $K_{C.Meus.}$  mesuré expérimentalement pour ajuster les pertes de charge en fonction du degré de colmatage de la grille. Pour de nombreuses configurations de colmatage, l'expression se simplifie et on peut directement insérer le degré de colmatage dans le degré d'obstruction utilisé pour le coefficient d'obstruction.

Cette formule de Meusburger (2002) suit une précédente formule (Meusburger et al. 2001) dans laquelle apparaissait le paramètre de la profondeur du barreau  $p$ . Cependant, ce paramètre intervenait alors qu'il ne variait pas au cours de l'étude expérimentale en question.

$$\xi_{Meusburger2001} = K_F (1 + 0.65 \tan(90 - \alpha)) \left( \frac{e}{p} \right)^{-0.43} O_g^{1.33} \sin(\beta) \quad \text{Equation I-10}$$

Cette liste des formules de pertes de charge cite les formules principales, mais d'autres expressions, plus atypiques, ont aussi été proposées. Zimmermann (1969) a par exemple étudié une autre sorte de grille orientée où le plan de la grille est perpendiculaire au canal mais où les barreaux peuvent pivoter sur

eux-mêmes. Il propose une formule dans laquelle intervient la profondeur des barreaux mais l'application de sa formule montre que ce paramètre ne modifie que très peu les valeurs de  $\xi$  observées.

#### I.4.4. Un brin de sens physique

Les derniers travaux que nous citerons sont ceux d'Escande (1947). Il s'agit d'une des rares études ayant réellement pris en compte les phénomènes physiques entre les barreaux pour déterminer une formule de pertes de charge. En effet, il s'est intéressé au décollement qui a lieu à partir de la face amont des barreaux. Il estime qu'en fonction de la position de la fin de ce recollement (sur le barreau ou après le barreau), le coefficient de pertes de charge devrait changer. Ainsi, pour un barreau où le décollement se termine sur le barreau, i.e. un barreau plutôt profond, l'écoulement est sujet à deux élargissements successifs (après le décollement et à l'aval des barreaux), ce qui devrait produire une perte de charge relativement importante. Au contraire, l'écoulement entre deux barreaux courts n'observera qu'un seul élargissement (l'élargissement à l'aval des barreaux est inclus dans la fin du décollement) ce qui devrait produire une perte de charge plus faible.

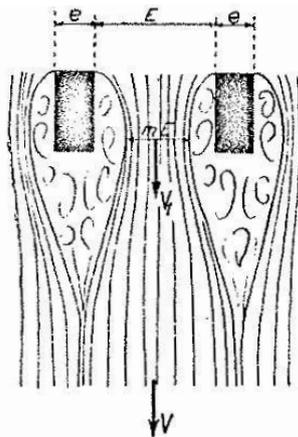


FIG. 81. — Ecoulement autour de barreaux de grille rectangulaires sans recollement des filets.

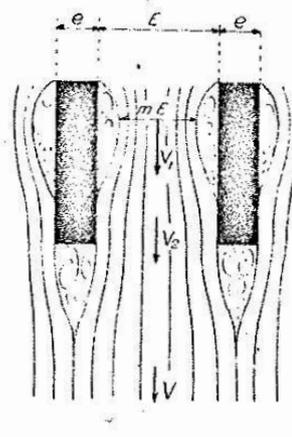


FIG. 82. — Ecoulement autour de barreaux de grille rectangulaires avec recollement des filets.

Figure I-8 : Schéma des deux configurations possibles extrait de Escande (1947). Les notations sont les notations propres à sa publication et sont donc différentes de celles utilisées dans notre document.

Ses réflexions théoriques l'amènent à proposer une formule générique pour chacun des deux cas présentés, indépendante de quelconques mesures, qui inclut entre autres un coefficient de contraction de la veine fluide entre deux barreaux ainsi que le degré d'obstruction de la grille. Cependant, l'hypothèse de départ de son calcul est que le coefficient de pertes de charge peut se déduire des formules (issues de Borda).

$$\xi_{Escande,court} = \frac{(V_1 - V)^2}{2g} ; \quad \xi_{Escande,long} = \frac{(V_1 - V_2)^2}{2g} + \frac{(V_2 - V)^2}{2g}$$

Equation I-11

(notations propres à Escande, voir Figure I-8)

selon que le barreau soit court ou long.

Ces formulations nous semblent cependant inadéquates. Dans le cas des barreaux longs, Escande (1947) fait le choix de séparer le raisonnement en deux parties. Mais si on le subdivise encore, en ajoutant par exemple une nouvelle vitesse intermédiaire  $V_{1,5}$  entre  $V_1$  et  $V_2$ , on obtiendrait alors

$$\xi = \frac{(V_1 - V_{1,5})^2}{2g} + \frac{(V_{1,5} - V_2)^2}{2g} + \frac{(V_2 - V)^2}{2g}$$

Equation I-12

(notations propres à Escande, voir Figure I-8)

Si on développe ce calcul, on aperçoit que la nouvelle variable  $V_{1,5}$  subsiste dans le résultat alors que l'on cherche à modéliser le même écoulement. Ceci est notamment dû à la position de l'exposant qui porte sur la différence des vitesses au lieu de porter sur les vitesses elles-mêmes (auquel cas, l'insertion de nouvelles vitesses se neutraliserait).

En dehors de ces hypothèses de départ relativement discutables, il faut souligner que l'étude d'Escande, qui se concentre sur l'explication physique de l'effet de la profondeur du barreau, se démarque de la grande majorité des autres études qui s'appuient sur les résultats expérimentaux pour établir les formules de pertes de charge.

Il a aussi mené des expériences pour vérifier sa théorie mais les résultats expérimentaux ne confirment pas totalement ses prédictions et peuvent parfois même les contredire. En particulier, certaines mesures montrent que des barreaux plus courts génèrent légèrement plus de pertes de charge.

Cette étude singulière méritait donc d'être citée mais ses conclusions quant à l'effet de la profondeur des barreaux doivent être considérées avec précaution.

### I.4.5. Quel lien avec le coefficient de traînée ?

Toutes ces études sur les pertes de charge révèlent de nombreuses différences vis-à-vis de la modélisation du coefficient de pertes de charge  $\xi$ . Celles qui se sont intéressées à l'influence de la forme du barreau ont inséré dans leur formule un coefficient de forme. Ce dernier peut être alors obtenu de manière empirique ou basé sur des études antérieures (comme Meusburger (2002) qui utilise le coefficient  $K_F$  de Kirschmer (1926)).

Or, dans le contexte actuel où les barreaux sont de plus en plus resserrés, il est important de limiter l'augmentation des pertes de charge, et un moyen d'atteindre cette limitation est de mettre en place des

barreaux plus profilés. De nombreuses formes de barreaux peuvent alors être envisagées mais n'ont pas nécessairement été étudiées dans la littérature sur les grilles. Déterminer le gain obtenu avec ces barreaux implique donc de nouvelles expériences dans lesquelles des modèles de grilles entiers doivent être mis en place.

Mais il existe un autre domaine dans lequel la forme des objets intervient régulièrement : l'étude des forces de traînée en aérodynamique ou hydrodynamique. En effet, les coefficients de traînée sont un sujet étudié depuis longtemps, et font l'objet d'une littérature très prolifique. Un parallèle entre les coefficients de pertes de charge et les coefficients de traînée pourrait donc permettre de mettre à profit toute cette littérature pour déterminer les coefficients de forme de nouvelles sections de barreau.

Nous n'avons toutefois pas retrouvé d'étude établissant ce parallèle mais plusieurs études se sont intéressées à l'évolution du coefficient de traînée d'un élément dans un environnement confiné et sont recensées dans le livre de Blevins (2003). Ce dernier cite par exemple l'étude de Zdravkovich et Pridden (1977) qui s'intéressent à un système de deux cylindres et analysent l'évolution du  $C_x$  en fonction du rapport espacement sur diamètre des cylindres (cela correspond dans notre contexte au rapport  $e/b$  entrefer sur épaisseur des barreaux). Les mesures montrent que, pour des rapports  $e/b$  supérieurs à 2, le coefficient  $C_x$  est constant et a une valeur de 1.2. Pour des cylindres plus resserrés, le coefficient  $C_x$  varie avec une tendance à la diminution, sauf lorsque l'espacement devient nul auquel cas l'écoulement ne peut plus passer entre les cylindres et le coefficient  $C_x$  atteint une valeur de 1.6. Blevins (2003) cite aussi l'étude de Raju et Singh (1975) sur l'effet du confinement sur la traînée exercée sur un objet rectangulaire (objet de largeur  $b$  et longueur  $p$  dans un canal de largeur  $B$ ). Ils s'intéressent d'abord à l'effet du rapport de forme du barreau (barreau court avec rapport  $p/b$  inférieur à 2) sur le coefficient  $C_x$  dans un cas de barreau seul et s'intéressent ensuite à l'effet du confinement. Pour la configuration avec le barreau dans le canal, une formule du  $C_x$  est établie (Equation I-13) et prend en compte le coefficient d'un barreau seul ainsi qu'une fonction du degré d'obstruction  $b/B$ .

$$C_x = \left(1 - \frac{b}{B}\right)^{-n} C_{x0} \tag{Equation I-13}$$

<b>p/b</b>	<b>&lt;0.1</b>	<b>0.25</b>	<b>0.5</b>	<b>1</b>	<b>2</b>
<b>n</b>	<b>2.3</b>	<b>2.2</b>	<b>2.1</b>	<b>1.2</b>	<b>0.4</b>

Tableau I-2 : Evolution de l'exposant n en fonction du rapport p/b dans l'Equation I-13 proposée par Raju et Singh (1975).

Les valeurs de  $n$  semblent illustrer le fait que lorsque le rapport  $p/b$  augmente, c'est-à-dire lorsque le barreau s'allonge, l'effet du confinement devient moindre ( $n$  diminue vers 0). Dans le cas des barreaux de grilles, les rapports  $p/b$  sont plutôt de l'ordre de 5 à 10, et sont donc bien supérieurs à 2. On pourrait s'attendre à ce que le coefficient de traînée soit indépendant de l'entrefer.

Ces deux premières études n'aboutissent donc pas aux mêmes conclusions mais révèlent bien une influence du confinement sur le coefficient de traînée  $C_x$  (a minima dans certaines configurations). On retrouve donc une évolution analogue à ce que l'on observe dans les formules de pertes de charge où le coefficient  $\xi$  varie avec le degré d'obstruction. Cette analogie semble encourageante et mériterait d'être approfondie pour déterminer le lien entre le coefficient de traînée d'un barreau  $C_x$  et le coefficient de forme intervenant dans la formule de pertes de charge.

## I.4.6. Des formules bien différentes...

Toutes les études décrites dans cette section consacrée aux pertes de charge permettent d'avoir une vision globale de cette question. Le Tableau I-3 recense les gammes de paramètres testés par les différents auteurs. Une première analyse des plages de mesure utilisées permet de situer chaque étude vis-à-vis de la problématique des grilles ichtyocompatibles. Tout d'abord, plusieurs études ont abordé des configurations de barreaux très resserrées (avec  $e/b = 1$ ). Il apparaît aussi que les grilles orientées ont été étudiées à plusieurs reprises jusqu'à  $\alpha = 30^\circ$ , mais que les études récentes (Meusburger 2001, 2002, Clark et al. 2010), qui sont les seules à proposer une formule mathématique, n'ont abordé que les angles  $\alpha \geq 60^\circ$ . Par ailleurs, seul Kirschmer (1926) s'est intéressé aux grilles inclinées, avec des angles  $\beta$  allant jusqu'à  $30^\circ$ . Rappelons que les critères théoriques définis par l'ADEME (2008) sont  $\alpha \leq 45^\circ$  et  $\beta \leq 26^\circ$ . Ces angles ne sont donc pas forcément pris en compte dans les différentes formules proposées. De plus, la majorité des études ayant couvert plusieurs angles ne l'ont fait que pour une seule forme de barreau et un seul degré d'obstruction. Elles n'ont donc pas étudié l'effet de ces paramètres pour des grilles très inclinées ou très orientées.

Ce tableau révèle donc certaines limites des formules existantes qui pourraient ne pas être adaptées aux configurations de grille ichtyocompatibles. Il y a par ailleurs d'autres différences entre les études citées. Ces dernières ont tout d'abord majoritairement réalisé des mesures dans un canal à surface libre (sauf Clark et al. 2010 et une partie des résultats d'Escande) et ont mesuré une différence de hauteur d'eau. La position de cette mesure pourrait éventuellement modifier la différence de hauteur d'eau retenue. Toutefois, nous n'avons pas beaucoup d'informations pour connaître les positions de ces mesures. Cela s'explique d'une part par un accès réduit à certaines études (notamment celles extraites de la thèse de Meusburger 2002) et d'autre part par le fait que d'autres n'indiquent tout simplement pas ce genre de détail (Clark et al. 2010, Kirschmer 1926). Finalement, nous avons pu comparer les données de trois expériences (Tableau I-4). Les mesures amont (distance  $L_1$  de la grille) sont toujours faites assez proche de la grille alors que les mesures aval (distance  $L_2$  de la grille) sont toujours réalisées plusieurs mètres derrière la grille. Ces distances ne sont pas vraiment fonction de la hauteur d'eau de l'écoulement car les valeurs de  $L_1/H_1$  et  $L_2/H_1$  diffèrent notablement entre les études. Elles s'accordent cependant toutes pour indiquer que la mesure aval doit être réalisée suffisamment loin de la grille afin d'éviter les fortes perturbations de la surface libre présentes à l'aval proche de la grille.

Auteur	Formule applicable aux	e/b	$K_F$ & p	$\alpha$	$\beta$	Commentaire supplémentaire
Kirschmer (1926)	GD, GI	de 0.87 à 6.45	plusieurs formes et rapports p/b	—	de 90° à 30°	—
Spangler (1929)	GD, GO	?	—	de 90° à 30°	—	—
Escande (1947)	GD	de 0.5 à 5	plusieurs formes et rapports p/b	—	—	—
Berezinski (1958)	GD, GI	de 1 à 10 **	—	—	—	prise en compte du colmatage
Kirschmer - Mosonyi (1966)	GD, GI, GO	de 1 à 5 **	plusieurs formes et rapports p/b	de 90° à 30°	de 90° à 45°	mesures in-situ pour la partie orientée
Zimmermann (1968)	GD, GO	de 1 à 10 **	plusieurs rapports p/b	de 90° à 45°	—	configuration avec barreaux pivotants
Idel'cik (1979)	GD, GO	?	plusieurs formes et rapports p/b	de 90° à 30°	—	—
Meusburger (2001)	GD, GI, GO	de 3 à 27	une seule forme de barreau	de 90° à 60°	—	prise en compte des éléments horizontaux
Meusburger (2002)	GD, GI, GO	de 1 à 9	une seule forme de barreau	de 90° à 60°	—	éléments horizontaux et colmatage
Clark et al. (2010)	GD, GO	de 1.75 à 11.6	plusieurs formes et rapports p/b	de 90° à 60°	—	aucune interdépendance testée

Tableau I-3 : Paramètres testés pour différentes études citées dans les sections précédentes. Les termes GD, GI, GO représentent respectivement les grilles droites, inclinées et orientées. Les valeurs notées d'une double astérisque (\*\*) sont extraites de Meusburger (2002).

Etude (surface libre)	$H_1$ (m)	$L_1$ (m)	$L_1 / H_1$	$L_2$ (m)	$L_2 / H_1$
Escande (1947)	> 1	4	< 4	4	<4
Reuter et al. (2001)	0.4	?	?	3	7.5
Meusburger (2002)	0.6	1	1.7	5	8.3

Tableau I-4 : Position des mesures de hauteur d'eau amont et aval pour différentes études.

Malgré ces différences sur les critères de conception et sur les gammes de grilles testées, les études citées ont plusieurs points communs. Elles s'accordent par exemple sur le fait que les phénomènes de perte d'énergie créés par la grille peuvent être modélisés par des variables séparées. Ainsi, les travaux sur les grilles inclinées (Kirschmer 1966, Berezinski 1958, Meusburger 2001, Meusburger et al. 2002) ou les grilles orientées (Spangler 1929, Mosonyi 1966, Zimmermann 1969, Idel'cik 1979, Meusburger 2001, Meusburger et al. 2002, Clark et al. 2010) abordent tous les grilles droites avant de traiter l'effet de l'angle d'inclinaison ou d'orientation de la grille. Ceci confirme par ailleurs l'intérêt que l'on peut porter aux études spécifiques sur les grilles droites (Escande 1947) qui, bien que s'intéressant à des types de grilles qui n'ont aucune chance de guider les poissons (pas de vitesse tangentielle le long de grilles

droites), peuvent quand même constituer un point de départ intéressant pour une formule aboutie et adaptée aux grilles ichtyocompatibles.

Analysons ces différents facteurs et commençons tout d'abord par le facteur de pertes de charge lié au degré d'obstruction de la grille. Celui-ci prend plusieurs formes selon les auteurs. Les formulations les plus simplistes ne prennent en compte que l'obstruction des barreaux. Le terme d'obstruction s'écrit alors en une fonction du rapport  $b/e$  à une certaine puissance (Kirschmer 1926, Mosonyi 1966, Berezinski 1958). D'autres études intègrent dans ce coefficient les autres éléments bloquants de la grille (supports, entretoises, ...) et introduisent alors le degré d'obstruction  $O_g$  ou le degré de porosité de la grille  $1 - O_g$ . Certaines formules modélisent alors l'effet de l'obstruction par un terme en  $O_g^2$  (Clark et al. 2010, Meusburger et al. 2001), alors que d'autres utilisent une formule sous forme de quotient  $O_g/(1 - O_g)$  à un certain exposant (Meusburger 2002) qui a l'avantage de tendre vers l'infini quand  $O_g$  tend vers 1 (grille non poreuse semblable à un mur). Cette propriété semble indispensable pour établir une formule qui s'adapte sur une large gamme de degré d'obstruction.

Le second facteur modélise l'effet de la forme des barreaux, afin de prendre en compte notamment la baisse des pertes de charge pour les configurations avec des barreaux profilés. Pour celui-ci, les approches sont variées. Plusieurs études reprennent les coefficients définis par Kirschmer (Mosonyi 1966, Zimmermann 1969, Meusburger et al. 2001, Meusburger 2002). D'autres ont défini leur propres coefficients (Clark et al. 2010), ou ont intégré l'effet de la forme des barreaux dans les abaques (Idel'cik 1979, Escande 1947, Spangler 1929).

Le dernier facteur que l'on retrouve dans les grilles droites concerne la profondeur du barreau. Généralement, les études qui ont utilisé plusieurs formes de barreaux ont en particulier testé plusieurs barreaux rectangulaires avec différents rapports de forme et peuvent donc apporter une réponse sur ce paramètre. Certaines considèrent que la profondeur du barreau joue un rôle négligeable et n'a donc pas à rentrer en jeu dans la formule de pertes de charge (Kirschmer 1926, Clark et al. 2010). D'autres ont des conclusions plus nuancées. Escande (1947) par exemple semble expliquer qu'en fonction de la longueur du barreau, les lignes de courants autour de celui-ci subiront un ou deux élargissements successifs, modifiant ainsi les pertes de charge associées. Cependant, ce n'est pas ce qu'il observe expérimentalement. Spangler (1929) et Idel'cik (1979) fournissent des abaques dans lesquels les différents barreaux rectangulaires ont le même coefficient pour une grille droite, mais les évolutions diffèrent ensuite lorsque l'on oriente la grille. Zimmermann introduit le paramètre de la profondeur dans sa formule de pertes de charge. Toutefois le calcul montre que les variations relatives à ce paramètre sont négligeables. D'autres études enfin affirment que la profondeur du barreau joue un rôle important. Meusburger et al. (2001) l'introduit dans sa formule sous la forme du ratio  $e/p$ . Berezinski (1958) fournit une courbe pour prendre en compte cet effet qui semble minimal lorsque  $p/e$  est égal à 1 et qui accroît pour des valeurs inférieures ou supérieures. En résumé, la prise en compte de ce paramètre est loin de faire consensus.

Après avoir analysé les paramètres des grilles droites, focalisons-nous dorénavant sur les aspects angulaires.

Comme il a été dit dans la section précédente, plusieurs études ayant abordé les grilles inclinées se basent sur le terme obtenu par Kirschmer en  $\sin(\beta)$  (Meusburger et al. 2001, Meusburger 2002, Berezinski 1958). Toutefois, ce terme n'a été déterminé que sur des configurations de grilles avec des barreaux rectangulaires inclinés avec  $\beta \geq 30^\circ$ . Ceci peut donc expliquer pourquoi certaines études, comme celle de Breinig et al. (2003), ayant traité des barreaux différents et des angles  $\beta$  plus faibles, ne soient pas en adéquation avec l'expression de Kirschmer.

Il est donc légitime que des études comme Breinig et al. (2003), qui ont étudié des barreaux différents et des angles  $\beta$  plus faibles, relèvent que l'expression de Kirschmer n'est pas toujours adaptée. Reuter et al. (2001) proposent d'ailleurs une expression plus complète où l'expression de Kirschmer est conservée pour les éléments longitudinaux mais à laquelle ils ajoutent un terme pour les éléments transversaux.

Les grilles orientées ont été plus étudiées que les grilles inclinées. Toutes les études s'accordent sur le fait que l'orientation de la grille augmente le coefficient de pertes de charge. Toutefois, les modélisations diffèrent. Mosonyi (1966) a complété la formule de Kirschmer (1926) en rajoutant un coefficient tabulé pour prendre en compte l'orientation de la grille. D'autres auteurs introduisent l'effet de l'angle  $\alpha$  avec des abaques (Spangler 1929, Idel'cik 1979). Enfin, certains auteurs modélisent cet effet par une fonction de l'angle avec par exemple la forme  $1 + \tan^r(\alpha)$  avec  $r = 1$  pour Meusburger et al. (2001) ou  $r = 2$  pour Clark et al. (2010). Mais la formule la plus complète est celle de Meusburger (2002) qui formule le couplage entre le degré d'obstruction de la grille et l'effet son orientation. Le terme lié à l'angle  $\alpha$  devient donc plus complexe et s'écrit  $(\alpha/90) O_g^{-1.4 \tan(\alpha)}$ .

Le dernier paramètre, important en pratique, mais assez peu étudié en laboratoire, est l'effet du colmatage sur le coefficient de pertes de charge. Berezinski (1958) avait déjà introduit cet effet à travers une modulation de ses coefficients en fonction de l'état de la grille. Meusburger (2002) a fourni l'une des études les plus poussées pour analyser ce phénomène. En appliquant des plaques sur ses grilles droites à différentes positions (pied de grille, sommet, uniformément réparti ou pas, ...) il a estimé l'effet du degré de colmatage sur le coefficient de pertes de charge et a ajouté un nouveau facteur dans sa formule. Un aspect intéressant est que, pour une grande majorité des plaques qu'il a testées, l'expression se simplifie et il est alors possible d'introduire directement le degré de colmatage dans le degré d'obstruction de la grille pour calculer les pertes de charge.

En résumé, la plupart des études se sont focalisées sur l'influence d'un seul paramètre, et proposent donc une loi qui n'a été validée que pour un jeu de paramètres réduit. Ce premier état des lieux fait toutefois le bilan des données existantes sur les pertes de charge au niveau des grilles. Il reste maintenant

à le compléter par la littérature sur l'évolution des vitesses le long des grilles qui concerne plus particulièrement le volet biologique de la problématique.

## I.5. Des études sur les vitesses plus récentes

Les techniques de mesures, et par la même voie, les différentes perspectives d'études, évoluent au fil des décennies. Si dans les années 1920, la décennie des premières formules de pertes de charge, les techniques de mesures de vitesses consistaient majoritairement en des moyens de mesures ponctuels et intrusif (tube de Pitot par exemple), l'évolution des techniques a permis de développer de nouveaux moyens de mesures. Dorénavant, il est possible de mesurer les trois composantes de la vitesse, avec une sonde acoustique à effet Doppler par exemple (sonde ADV), et il est aussi possible d'obtenir assez facilement deux composantes de la vitesse sur une grande étendue, à l'aide d'un système de Particle Image Velocimetry (PIV) par exemple.

En dehors des études consacrées exclusivement à l'écoulement autour d'un barreau, les premières études que l'on peut apparenter à des études de vitesses autour de grille ont eu lieu à la fin des années 1980. L'Electrical Power Research Institute (1987) s'est intéressé aux grilles Eicher en étudiant un dispositif expérimental où les grilles étaient installées dans un canal rectangulaire en charge. L'EPRI a alors étudié, entre autres, l'évolution des composantes normales et tangentielles de la vitesse autour de la grille. Cependant, les moyens de mesures n'étaient pas très conséquents (capteurs manométriques sur les parois du canal). Les informations sur les vitesses n'étaient donc pas vraiment localisées mais suffisaient pour estimer l'évolution des vitesses le long de la grille.

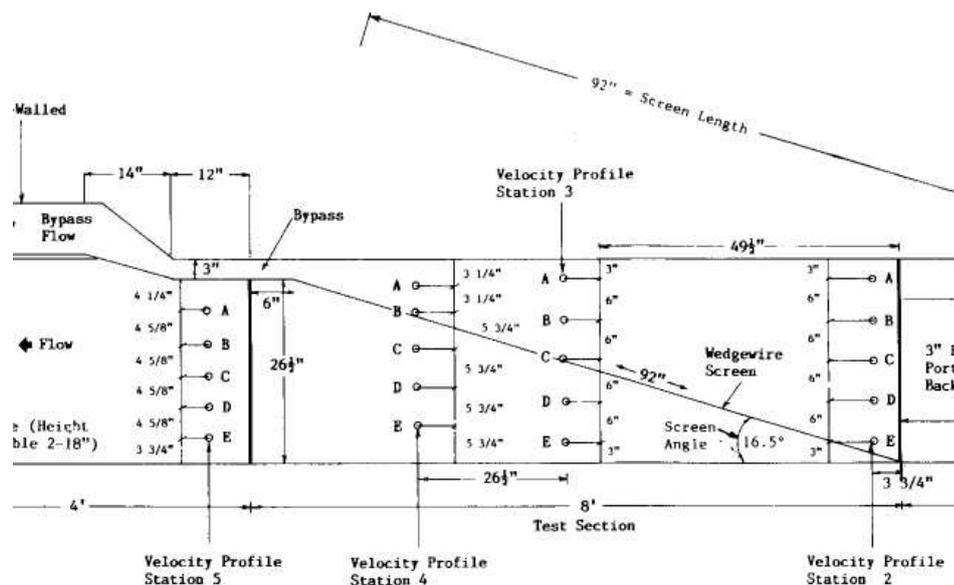


Figure I-9 : Schéma en coupe extrait du rapport de l'EPRI (1987) sur les grilles Eicher installées dans une conduite forcée. Différentes colonnes de capteurs manométriques sont notamment représentées.

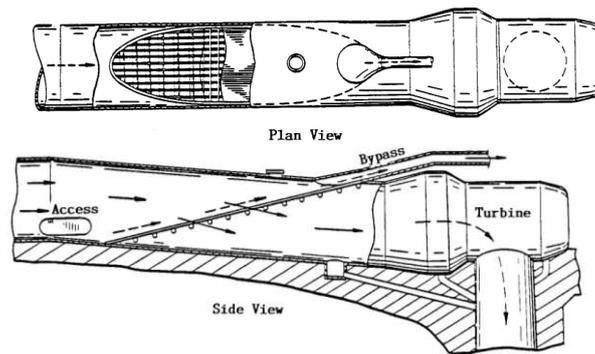


Figure I-10 : Schéma extrait du rapport de l'EPRI (1987) sur les grilles Eicher installées dans une conduite forcée (vues de dessus et de côté).

Les premières études précises de vitesse autour des grilles ne sont apparues qu'une dizaine d'années plus tard. Toutefois, le sujet des vitesses reste beaucoup moins traité que celui des pertes de charge et nous n'avons pas retrouvé d'études de courantologie de long de grilles inclinées munies de barreaux rectangulaires. La seule étude que nous ayons retrouvée pour ces grilles est celle de Breinig et al. (2003) qui étudient les grilles Johnson. Ce sont des grilles inclinées munies de barreaux à section triangulaire ayant un degré d'obstruction très élevé (jusqu'à 82 % dans cette étude). Les auteurs s'intéressent notamment à l'évolution des composantes tangentielle  $V_t$  et normale  $V_n$  de la vitesse le long de la grille. Ces composantes sont normalisées par leur valeur théorique ( $V_{t,th} = V_1 \cos(\beta)$  et  $V_{n,th} = V_1 \sin(\beta)$ ) respectivement, où  $V_1$  est la vitesse débitante amont) obtenue par décomposition géométrique du vecteur de la vitesse débitante amont  $V_1$ . Ils notent que pour  $\beta = 25$  et  $35^\circ$ ,  $V_n/V_{n,th}$  augmente légèrement de 0.95 à 1.25 le long de la grille (+30%). Cette augmentation est plus marquée à  $15^\circ$  où  $V_n/V_{n,th}$  va de 0.5 en pied de grille à 1.5 en haut de la grille (+200%). Cela signifie qu'à  $\beta = 15^\circ$ , l'écoulement a tendance à se concentrer sur la partie haute de la grille. Cette remarque est confirmée avec l'évolution des vitesses tangentielles  $V_t$  le long de la grille. En effet, à  $\beta = 15^\circ$ , elles augmentent tout le long de la grille alors qu'à  $35^\circ$ , les vitesses tangentielles sont maximum en milieu de grille et diminuent ensuite. En résumé, à  $25$  et  $35^\circ$ , l'écoulement est relativement homogène le long de la grille alors qu'à  $15^\circ$  il est beaucoup plus hétérogène avec un fort guidage vers le haut de la grille.

Pour le cas des grilles orientées, nous avons retrouvé quelques études supplémentaires. Certaines sont focalisées sur le comportement autour d'un ou de quelques barreaux alors que d'autres se concentrent plus sur la courantologie autour de la grille. Les premières ne donnent donc pas d'informations sur la courantologie globale à l'amont et à l'aval de la grille mais fournissent des résultats plus précis sur l'écoulement au sein de la grille, parfois négligé dans les autres études. Tsikata et al. (2009) se sont intéressés à une configuration de grille perpendiculaire au canal avec trois barreaux pouvant pivoter sur eux-mêmes. Ils ont testés plusieurs angles (de  $\alpha = 90$  à  $78^\circ$ ) et ont comparé l'écoulement entre deux barreaux rectangulaires et deux barreaux profilés (uniquement à  $\alpha = 90^\circ$ ). Leurs résultats montrent que la face amont des barreaux rectangulaires crée un décollement qui concentre la veine fluide entre les barreaux et génère d'importantes survitesses. Au contraire, il n'y a quasiment pas

de décollement le long des barreaux profilés et les survitesses sont uniquement imputables à l'obstruction des barreaux. Lorsque les barreaux rectangulaires sont orientés, les décollements sont plus importants et sont concentrés sur une face du barreau. Les survitesses sont alors plus fortes que dans la configuration  $\alpha = 90^\circ$ .

Katopodis et al. (2005) ont quant à eux étudié la totalité d'une grille, y compris son association avec un exutoire de contournement. Ils ont réalisé une étude expérimentale sur des grilles fortement orientées ( $\alpha = 10^\circ, 17.5^\circ$  et  $27^\circ$ ) ayant de nombreux éléments verticaux et horizontaux (« wedge wire screen ») tout en conservant un degré d'obstruction raisonnable (32%). Pour les trois angles, ils ont noté une augmentation de la vitesse longitudinale  $U$  le long de la grille qui s'accompagne d'une augmentation des composantes  $V_t$  et  $V_n$  à la grille. L'augmentation de  $V_t$  entre l'amont et l'aval de la grille peut aller jusqu'à 100% voire 150% en fonction des angles testés. Celle de  $V_n$  est beaucoup plus marquée avec des vitesses normales quasi-nulles en début de grille et des vitesses normales jusqu'à 3 ou 4 fois supérieures en fin de grille.

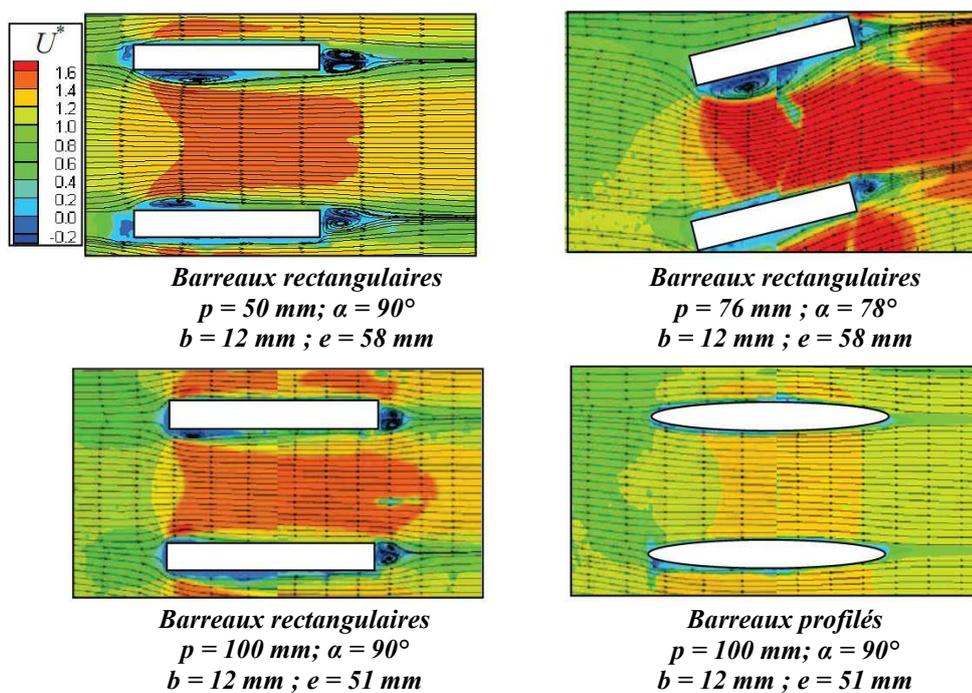
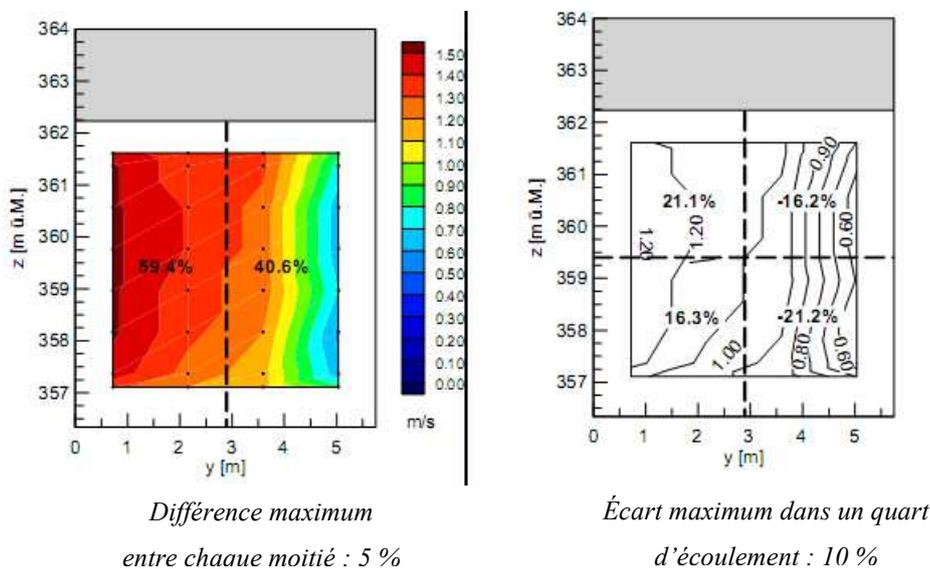


Figure I-11 : Champs de vitesse mesurés par PIV (composante axiale normalisée par la vitesse débitante amont) extraits de Tsikata et al. (2009).

L'EPRI (2001) a aussi mené une étude expérimentale et numérique s'intéressant à la courantologie le long de grilles orientées et de louvers avec un angle  $\alpha$  de  $15^\circ$  ou  $45^\circ$ . Pour les deux types d'ouvrages, ils ont aussi observé une augmentation de la vitesse le long de la grille qui peut aller de 25% à 75% en fonction des paramètres de la grille. L'intérêt supplémentaire de leur étude est qu'ils ont injecté diverses espèces de poissons et ont évalué le guidage des poissons vers l'exutoire. L'efficacité de ce guidage semble être similaire pour les grilles orientées et pour les louvers et tend à augmenter lorsque  $\alpha$  ou  $e$

diminuent. A 15° la plupart des espèces testées étaient correctement guidées vers l'exutoire alors qu'à 45°, seules les Anguilles Américaines atteignaient l'exutoire, avec moins de 60% de réussite seulement.

Ces premières études se focalisent principalement sur la courantologie à l'amont de la grille qui affecte directement l'efficacité biologique de ces barrières physiques. Toutefois, si les grilles influencent l'écoulement amont, elles influencent bien entendu l'écoulement aval duquel dépend le rendement hydraulique de l'installation. Mais, en dehors d'une étude préliminaire réalisée à cette thèse (Chatellier et al. 2011), dans laquelle les vitesses à l'amont et à l'aval des grilles orientées étaient analysées, nous n'avons retrouvé que peu d'études sur les grilles orientées abordant ce sujet. Kriewitz et al. (2012) se sont intéressés à la courantologie amont et aval autour d'une grille orientée munie de barreaux horizontaux, à partir d'un modèle réduit de centrale hydroélectrique. Leurs mesures de vitesse concordent avec les observations précédentes : l'écoulement amont se concentre vers le coin aval de la grille engendrant des vitesses normales trop importantes pour les poissons dans cette zone. Ils analysent ensuite l'écoulement à l'aval de la grille et discriminent quatre sous-sections d'écoulement. Ils en déduisent les différences entre les débits traversant chacune de ces sous-sections et les comparent avec les critères admissibles pour la turbine. Sans modification de la grille orientée, ils observent un écoulement asymétrique nuisible pour les performances de la turbine. Ils ont ensuite réussi à solutionner une partie de ces problèmes à l'amont et à l'aval de la grille en effectuant quelques modifications de l'installation (abaissement du niveau du fond du canal pour augmenter la section mouillée, mur de guidage à l'aval de la grille, ...).



**Figure I-12 : Iso-contours de vitesse et répartitions des débits (pourcentages) dans une section transversale à l'aval d'une grille orientée (source : Kriewitz et al. 2012). La répartition des débits est clairement asymétrique et dépasse les critères admissibles indiqués sous chaque figure et extraits de la même source.**

Que ce soit pour les grilles inclinées ou orientées, l'effet de l'angle de la grille sur la courantologie semble être double. D'une part, diminuer l'angle que fait la grille avec la paroi peut détériorer les

conditions hydrauliques aval, mais d'autre part, cela permet de concentrer l'écoulement dans la partie aval de la grille favorisant ainsi le guidage des poissons vers les exutoires positionnés en fin de grille. Ces exutoires, qui sont aussi un élément clé du dispositif, doivent être correctement dimensionnés car une mauvaise position ou une mauvaise alimentation en eau peut nuire à l'efficacité biologique de l'installation.

## I.6. Les exutoires de contournement

Les exutoires de contournement sont les sorties situées en fin de grille permettant la contournement de la centrale hydroélectrique, et donc l'évitement du passage dans la turbine. La littérature s'y rapportant n'est pas très riche et concerne quasi-exclusivement les configurations orientées. Il n'y a pas vraiment eu d'étude expérimentale dans laquelle les paramètres des exutoires aient été testés à proprement parler. Généralement, les rares études comprenant un exutoire fixent les paramètres de celui-ci. Dans l'étude de l'EPRI (2001) citée dans le paragraphe précédent, le montage comprend un exutoire en fin de grille, dont la largeur  $B_b$  fait environ 10% de la largeur du canal  $B$  ( $B_b = 15$  cm pour  $B = 1.6$  m) et où le débit  $Q_b$  correspond à environ 10% du débit amont  $Q$ . Dans l'étude de Katopodis et al. (2005), aussi référencée dans la section précédente, la largeur de l'exutoire fait environ 18% de la largeur du canal. Aucun contrôle n'est effectué sur cet exutoire et seules les conditions d'écoulement amont contrôlent le débit qui y transite (environ 30% du débit amont). Dans ces deux études, les exutoires sont compris dans le montage pour plus de réalisme mais ne constituent pas de point d'étude en soi.

On retrouve cette approche dans de nombreux guides d'agences environnementales nationales qui fournissent des critères sans réellement fournir explications ou références. Pourtant, plusieurs études, basées sur des observations de terrain, peuvent étoffer les connaissances sur le sujet des exutoires.

Larinier et Travade (2002) ont établi une synthèse des efficacités d'exutoire évaluées suite à des expérimentations menées sur plusieurs prises d'eau en France. D'après leurs observations, les exutoires efficaces ont des débits compris entre 2 et 10 % du débit entrant dans la prise d'eau. Cette plage de débit est voisine de celle préconisée outre-Atlantique, de l'ordre de 2 à 5% sur la côte Est en fonction du dispositif de guidage des poissons utilisé (Odeh et Orvis, 1998) et de l'ordre de 5% à 10% sur les gros ouvrages de la rivière Columbia sur la côte Ouest (Ferguson et al., 1998). Plusieurs agences gouvernementales recommandent des débits similaires (EA 2012, NMFS 2011).

Concernant les dimensions des exutoires de surface, Larinier et Travade (2002) apportent de nouveau des informations. Ils recommandent une largeur et une profondeur minimum de 0.4-0.5 m pour la dévalaison des smolts de saumon atlantique et de truite de mer. Néanmoins, d'autres études vont plus loin et préconisent l'installation d'exutoires s'étendant jusqu'au fond de la prise d'eau (Rainey 1985, Nordlund et Bates 2000). Pour la largeur requise de l'exutoire, les avis convergent. Toutes les sources

scientifiques suggèrent une largeur comprise entre 0.3 et 0.6m selon les études et les débits des prises d'eaux considérées (plus faible largeur pour les faibles débits) et ces valeurs sont globalement reprises par les agences gouvernementales (EA 2012, USDI 2006, NMFS 2011). Le positionnement des exutoires n'est quant à lui pas très discuté et globalement, il est conseillé de placer l'exutoire au plus près de l'extrémité aval du plan de grille.

Enfin, les connaissances sur les vitesses en entrée d'exutoire consistent principalement des critères provenant des agences gouvernementales. Toutes préconisent des vitesses d'entrée égales ou légèrement supérieures à la vitesse à l'amont du plan de grille. Selon les agences, les vitesses suggérées sont comprises entre 1 et 1.5 fois la vitesse d'approche (EA 2011, USDI 2006, NMFS 2011).

Les critères à appliquer aux exutoires en fin de grille ichtyocompatible sont donc bien définis. Cependant, ils s'appuient souvent sur des hypothèses qui n'ont pas été vérifiées. Des études expérimentales peuvent permettre d'évaluer l'influence de certains paramètres (largeur d'exutoire, débit, ...). Les études numériques peuvent aussi jouer un rôle et soutenir ces recherches. Elles peuvent particulièrement être utile pour tester l'influence de détails de géométrie (angle abrupt remplacés par des angles arrondis, direction de l'exutoire dans les configurations orientées, ...).

## I.7. Des simulations numériques complémentaires des études expérimentales

Si les simulations numériques ne peuvent pas encore modéliser de manière réaliste les réactions d'un poisson face à une grille, elles peuvent en revanche reproduire assez fidèlement le comportement hydraulique autour d'une grille inclinée ou orientée. Elles peuvent compléter les études expérimentales et offrent la possibilité de changer facilement les paramètres de l'installation : géométrie de la grille, largeur du canal, niveau d'eau, etc... Toutefois, à cause des importantes ressources informatiques requises, peu d'études étudient la totalité de l'installation tout en modélisant finement l'écoulement près des barreaux.

Ghamry et Katopodis (2009) ont simulé numériquement les configurations testées dans l'étude expérimentale de Tsikata et al. (2009). Ils ont simulé une configuration de trois barreaux dans un canal à surface libre et ont comparé leur résultats, issus de modèles RANS (Reynolds Averaged Navier Stokes), avec les mesures de vitesses réalisées précédemment en PIV. Ils ont testé plusieurs modèles de turbulence et en ont déduit que les modèles standard **k- $\epsilon$**  et **k- $\omega$**  étaient ceux qui fournissaient les résultats les plus précis. Le modèle **k- $\omega$**  fut finalement choisi car le temps de calcul qu'il induisait était légèrement plus faible que celui nécessaire pour le modèle **k- $\epsilon$** .

D'autres études ont préféré moins détailler l'écoulement entre les barreaux pour pouvoir modéliser l'ensemble de la prise d'eau. Ce genre de technique est utilisé dans de nombreux domaines de recherches

lorsque les grilles ne sont pas le centre d'intérêt de l'étude. Par exemple, Schmitt et al. (2012), qui étudie un dispositif de séparateur hydrodynamique, modélise la grille par une surface poreuse afin de simplifier le calcul tout en simulant les principales structures de l'écoulement. Dans le cas des modélisations de grille en canal, Khan et al. (2004) qui ont par exemple modélisé l'entrée d'une centrale hydroélectrique munie d'une grille inclinée. Ils ont choisi un solveur RANS avec comme modèle de turbulence le modèle  $k-\epsilon$  haut Reynolds. La grille est modélisée par une surface poreuse, ce qui permet de limiter fortement le nombre de mailles à proximité de la grille. Ho et al. (2011) ont aussi utilisé une approche simplificatrice. Ils ont modélisé l'écoulement dans un canal comportant des grilles ou des plaques perforées, orientées par rapport à la direction de l'écoulement. Pour mieux détailler l'évolution dans le canal, ces éléments sont modélisés par des surfaces poreuses avec des directions privilégiées de porosité. Pour ces deux études, les résultats numériques concordaient avec les résultats expérimentaux, prouvant ainsi que leur approche simplificatrice n'avait pas altéré la qualité des modélisations.

L'EPRI (2001) a mené une étude qui concilie les deux approches. Elle s'intéresse à l'écoulement au travers d'une grille ou d'un louver orienté à  $45^\circ$  ou  $15^\circ$ . Leur technique consiste à modéliser l'écoulement en deux temps. D'une part ils modélisent l'écoulement dans le canal avec un maillage relativement large. Parallèlement, ils isolent des portions de grilles (4 barreaux environ) en créant des sous-domaines de taille réduite, et calculent l'écoulement entre les barreaux en fonction des conditions fournies par la simulation du canal entier.

En résumé, même des approches simplifiées peuvent permettre d'obtenir des résultats corrects. Le choix de la modélisation dépend donc surtout des résultats que l'on souhaite observer (proche barreau ou large domaine) et des ressources qui sont à notre disposition (temps, mémoire, nombre de processeurs, ...). L'outil numérique est donc un outil adapté pour la simulation d'écoulements autour de grilles ichtyocompatibles, mais nécessite encore des mesures expérimentales pour être validé sur un jeu de configurations réduit. Son atout majeur réside donc dans la capacité de modéliser l'influence de certains paramètres qui seraient difficilement modifiables lors des campagnes expérimentales (largeur de canal, débit, géométrie d'exutoire...).

## **I.8. Les grilles ichtyocompatibles, une solution viable à approfondir**

La dévalaison des espèces diadromes, en particulier de l'anguille argentée, au niveau des centrales hydroélectriques constitue une problématique majeure et concerne toute l'Europe. Les ouvrages hydroélectriques doivent faire l'objet d'aménagements pour permettre à ces espèces de les franchir sans dommage lors de leur migration de dévalaison. Plusieurs techniques ont fait l'objet d'expérimentations. Les solutions sont théoriquement nombreuses, mais la plupart se sont révélées peu ou pas efficaces, ou

très difficiles à mettre en œuvre. Les barrières comportementales se sont révélées peu fiables. Les arrêts ciblés des turbines lors des épisodes de dévalaison ne sont à ce jour pas opérationnels dans la mesure où ces épisodes sont peu prévisibles. L'installation de turbines ichtyocompatibles est une solution viable, mais ces machines ne couvrent pour l'instant qu'une faible gamme de chute. L'installation de grilles ichtyocompatibles apparaît finalement comme l'une des solutions les plus intéressantes et les plus largement utilisables. En effet, elles sont adaptables sur de nombreux sites, avec une plage d'utilisation assez large, et ont une efficacité multi-espèces dès l'instant où l'espacement libre entre leurs barreaux est pertinent. Cependant beaucoup de points restent à approfondir ou à optimiser :

- Dans les formules de pertes de charge, faut-il utiliser les degrés d'obstruction globaux (incluant les éléments transversaux) au lieu des rapports  $b/e$  habituels ? Faut-il aussi prendre en compte l'effet de la profondeur du barreau ?
- Concernant l'effet de la forme du barreau, est-il possible d'établir un lien entre les coefficients de traînée des barreaux et le coefficient de pertes de charge globale de la grille ? Y a-t-il un lien entre le coefficient  $C_x$  et le coefficient de forme de la grille ?
- Pour le cas des grilles inclinées, est-ce que la formulation de Kirschmer en  $\sin(\beta)$  reste valable pour toutes les configurations de grilles inclinées, et notamment pour les inclinaisons inférieures à  $30^\circ$  ? Y a-t-il un intérêt à découpler l'effet des éléments longitudinaux de celui des éléments transversaux comme le proposent Reuter et al. (2001) ?
- D'une manière similaire, est-ce que la formule de Meusburger (2002) modélise correctement les pertes de charge induites par toutes les grilles orientées (différents degrés d'obstruction, formes de barreaux, ...) ? Cette formule s'adapte-t-elle aux grilles orientées lorsque les barreaux sont alignés dans le sens de l'écoulement ?
- Concernant les aspects de courantologie, dans quelles mesures les différentes grilles génèrent des vitesses propices à la dévalaison des poissons ? Les paramètres de la grille (angles, forme de barreau, entrefer, ...) ont-ils une influence sur ces vitesses ?
- Enfin, comment définir l'attractivité hydraulique d'un exutoire ? Combien d'exutoires sont nécessaires et quelles dimensions et débits faut-il réserver à ces exutoires pour considérer le dispositif comme attractif ?

Ces trois années d'études expérimentales et numériques ont été destinées à l'étude de ces différents points et les éléments de réponse que nous avons obtenus sont détaillés dans la suite de ce manuscrit.



# Chapitre II Méthodes et outils expérimentaux et numériques

Afin de répondre aux questions formulées dans le chapitre précédent, et d'apporter des informations sur le comportement de l'écoulement autour de grilles ichtyocompatibles, plusieurs séries d'expériences ont été réalisées. Deux dispositifs expérimentaux ont été utilisés : un tunnel hydrodynamique en boucle fermée et un canal à surface libre. Chaque installation permet de cibler différents points des questions encore en suspens. En plus de ces expériences, des simulations numériques ont été menées dans le but d'analyser l'effet de certains paramètres qui ne peuvent pas être modifiés expérimentalement. Ce chapitre dresse un descriptif de ces trois outils et détaille les méthodes utilisées.

## II.1. Canal hydraulique à surface libre

### II.1.1. Mesures ciblées

Le canal hydraulique à surface libre a été utilisé pour étudier les modèles réduits de grilles droites, inclinées et orientées. Ces modèles réduits sont relativement complets et comprennent des barreaux, des entretoises et un cadre permettant de solidariser le tout.

Les mesures réalisées sur ces différentes grilles sont d'une part des mesures de pertes de charge, à partir de la mesure de la différence de hauteur d'eau amont-aval, et d'autre part des mesures de vitesses autour de la grille réalisées soit avec une sonde ADV (Acoustic Doppler Velocimeter), soit avec un système de PIV (Particle Image Velocimetry).

Divers arrangements d'exutoires ont été aussi ajoutés à certaines configurations de plan de grille. Des mesures de vitesse ont été réalisées pour qualifier ces exutoires et analyser leur effet sur la courantologie.

### II.1.2. Echelle du modèle réduit

#### II.1.2.1. Dimensions

Le but des expériences en canal à surface libre est de quantifier les pertes de charge ainsi que d'analyser la courantologie autour d'une grille ichtyocompatible. Il est plus judicieux de débiter cette étude sur un modèle réduit en laboratoire plutôt que d'étudier un plan de grille de taille réelle *in situ* car les modifications à effectuer sur la grille (angles, entrefers, ...) sont moins coûteuses et nettement plus simples à réaliser. La matrice d'essais peut donc être bien plus conséquente.

Un compromis doit donc être choisi entre, d'une part, des dimensions suffisamment petites pour que le modèle réduit puisse être étudié en laboratoire, et d'autre part, une taille globale suffisamment grande pour éviter d'accentuer l'importance de certains phénomènes de petite échelle (capillarité, couche limite...).

Il a finalement été décidé de réaliser les mesures sur des grilles à l'échelle 1/10. Ce choix d'échelle doit permettre de modéliser un plan de grille usuel complet, de 10 mètres de large et de 5 mètres de haut, par un modèle réduit de 1 mètre de large et de 50 cm de haut.

Toutefois, il n'est pas possible d'appliquer ce facteur 10 sur les dimensions des éléments de la grille. Par exemple, diviser l'épaisseur des barreaux par 10 reviendrait à utiliser des barreaux ayant une épaisseur de l'ordre du millimètre. Les barreaux deviendraient alors facilement souples et pourraient facilement vibrer, ce qui ne reflèterait plus le comportement d'un plan de grille réel. De plus, le nombre de Reynolds  $Re_b$ , autour du barreau, calculé à partir de l'épaisseur du barreau (Equation II-1), serait lui aussi réduit pour atteindre des types d'écoulement différents de ceux rencontrés dans la réalité.

$$Re_b = \frac{V_1 b}{\nu} \quad \text{Equation II-1}$$

L'échelle 1/10 a donc été conservée pour le plan de grille mais ses éléments constitutifs ont été modélisés à l'échelle 1/2. Ainsi, des barreaux rectangulaires classiques de 10 mm d'épaisseur et de 80 mm de profondeur peuvent être modélisés par des barreaux de  $b = 5$  mm d'épaisseur et de  $p = 40$  mm de profondeur. De telles dimensions de barreaux permettent de conserver des éléments suffisamment rigides tout en autorisant un assez grand nombre de barreaux dans le canal.

Enfin, afin de garder des proportions réalistes entre la taille du plan de grille et la taille des exutoires, les dimensions des exutoires ont aussi été réduites d'un facteur 10.

### II.1.2.2. Rapport de débits

Ce choix de réduction de taille doit aussi s'accompagner d'une modification des débits ainsi que des vitesses au travers de la grille. Afin de conserver un régime d'écoulement similaire à ceux rencontrés dans les centrales *in situ*, une similitude a été établie. Nous avons choisi d'effectuer une similitude de Froude car nous travaillons sur un écoulement à surface libre, où le nombre de Froude régit le type d'écoulement dans le canal. Dans notre canal rectangulaire, le nombre de Froude  $Fr$  est défini par le débit entrant  $Q$ , la largeur du canal  $B$ , la hauteur d'eau amont  $H_1$  ainsi que l'accélération gravitationnelle  $g$ .

$$Fr = \frac{Q}{\sqrt{g} B H_1^{1.5}} \quad \text{Equation II-2}$$

Etant donné que nous avons divisé par 10 toutes les dimensions, pour conserver un même nombre de Froude, il est nécessaire de diviser le débit par  $10^{2.5}$ . Les prises d'eau qui ont les dimensions décrites précédemment (10 m de large et 5 m de haut) ont souvent des débits de l'ordre de quelques dizaines de  $\text{m}^3\text{s}^{-1}$ . Ainsi, il est possible de modéliser un débit in situ de l'ordre de  $40 \text{ m}^3\text{s}^{-1}$  par de débits en laboratoire de  $0.128 \text{ m}^3\text{s}^{-1}$ .

### II.1.2.3. Un canal réduit pour des vitesses plus élevées

La configuration optimale décrite ci-dessus a été utilisée tout au long de l'étude de la courantologie près des exutoires mais a dû être sensiblement modifiée pour les autres parties de l'étude. En effet, les grandes dimensions (associées aux grandes hauteurs d'eau lors des études sur les exutoires) et le débit dans le canal ne permettent pas d'atteindre des vitesses d'écoulement très élevées (moins de  $0.3 \text{ ms}^{-1}$ ). Or, pour la mesure des pertes de charge, l'incertitude sur la mesure de différence de hauteur d'eau est d'autant plus faible que la vitesse de l'écoulement est grande. Ainsi, afin d'obtenir une meilleure précision de résultat, le canal à surface libre a été adapté en réduisant sa largeur de 40%. Ce canal réduit a été utilisé lors des études de pertes de charge ainsi que lors de la plupart des mesures de vitesses.

### II.1.2.4. Indépendance des résultats vis-à-vis des nombres de Reynolds et de Froude

Le canal en grande largeur a été dimensionné à partir d'une similitude de Froude. Les mesures que nous réaliserons dans ce canal auront donc un nombre de Froude proche de ceux rencontrés au niveau des prises d'eau des centrales. En revanche, les mesures dans le canal réduit, où nous cherchons à augmenter les vitesses, sont réalisées avec un nombre de Froude différent des précédents. Nous devons aussi faire face à une problématique similaire avec le nombre de Reynolds. Nous savons que les nombres de Reynolds de nos expériences sont différents de ceux rencontrés sur les prises d'eau.

Différentes mesures ont donc été réalisées dans le canal réduit afin de vérifier si les pertes de charge mesurées ne dépendent pas du nombre de Froude ou du nombre de Reynolds. Cela permet de garantir que nos résultats sont extrapolables sur des plans de grilles et des prises d'eau à l'échelle 1. D'après les exemples de centrales décrits dans le rapport de l'ADEME (Courret et Larinier 2008), les nombres de Froude **Fr** et de Reynolds **Re<sub>b</sub>**, que l'on retrouve sur les prises d'eau sont respectivement compris entre 0.05 et 0.2 et entre 4000 et 13000.

Nous avons donc testé différents types de grilles (droites, inclinées et orientées) et nous avons appliqué différents débits et hauteurs d'eau pour modifier les nombres de Froude et de Reynolds. Comme notre canal ne nous permet pas d'obtenir des vitesses suffisantes pour atteindre des nombres de Reynolds de 10000, nous avons augmenté la largeur des barreaux dans certaines configurations (en accolant des barreaux **PR**) pour augmenter ce nombre de Reynolds **Re<sub>b</sub>**.

La Figure II-1 montre l'évolution du coefficient de pertes de charge en fonction de  $Re_b$ , pour plusieurs séries de mesures correspondant à différentes grilles. Toutes les grilles ont un rapport  $e/b = 2$  et la largeur du barreau peut varier afin d'atteindre des nombre de Reynolds plus élevés. Pour chaque série de mesure, la hauteur d'eau est maintenue constante mais le débit change afin d'augmenter la vitesse de l'écoulement. Cela permet de garantir un degré d'obstruction vertical constant. Toutefois, pour les vitesses les plus faibles (marqueurs pastel à gauche de chaque série), les incertitudes<sup>1</sup> sont très élevées et dépassent souvent la valeur de la mesure. Ces points-là sont donc affichés mais ils doivent être considérés avec précaution.

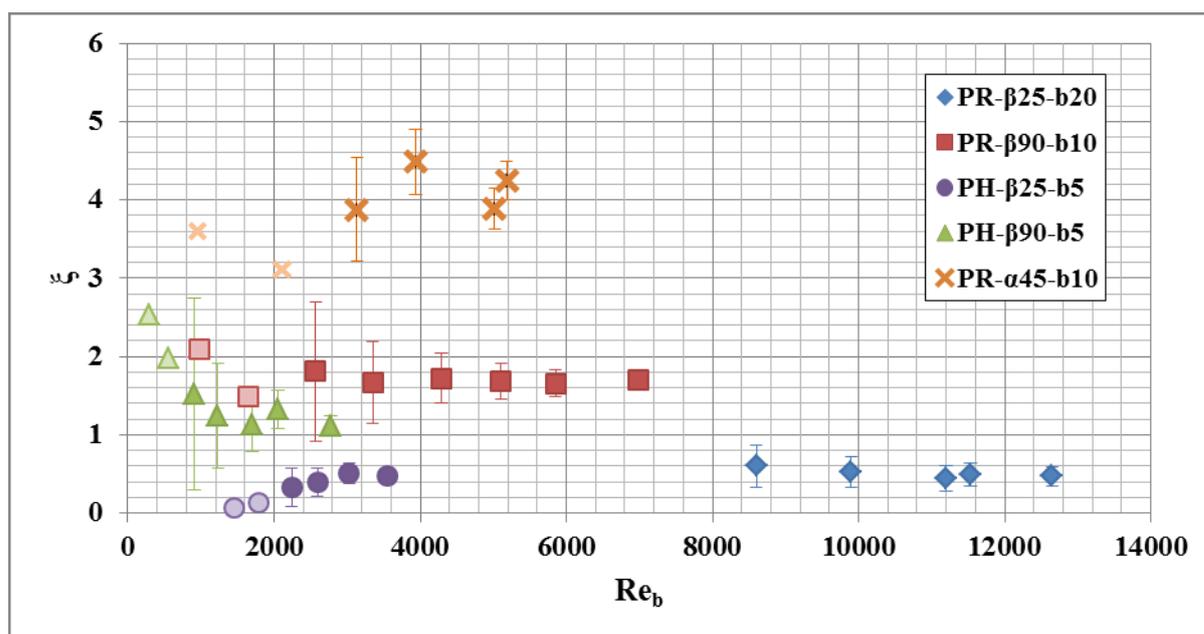


Figure II-1 : Evolution du coefficient de pertes de charge  $\xi$  en fonction du nombre de Reynolds  $Re_b$ , pour différentes séries de mesures. Chaque série correspond à une augmentation du débit  $Q$  à hauteur d'eau  $H_1$  constante. La dénomination des séries indique la forme du barreau, son épaisseur, ainsi que l'angle d'inclinaison ou d'orientation de la grille ( $\beta 90$  correspond à une grille droite). Les marqueurs pastel correspondent à des points à faible vitesse  $V_1$  où les incertitudes de mesures sont très élevées.

Pour les cinq séries de mesures, le coefficient de pertes de charge ne dépend pas du nombre de Reynolds. Ceci est vérifié sur une large gamme de  $Re_b$ , depuis des valeurs inférieures à celles rencontrées lors de nos expériences (environ 3000), jusqu'à des valeurs rencontrées sur les prises d'eau. Certaines séries semblent présenter des variations mais ces dernières sont toujours incluses dans l'incertitude de mesure.

<sup>1</sup> Les pertes de charge  $\Delta H$  en mètres sont obtenues grâce à une deux mesures de hauteur d'eau. L'incertitude sur  $\Delta H$  est liée à la précision du système de mesure et représente 4 mm (voir section II.1.5.1). Mais ces 4 mm ne représentent pas la même incertitude relative pour les différents points. En effet, pour les points les plus à gauche sur chaque série, où les vitesses  $V_1$  sont faibles, le dénivelé amont-aval est lui aussi faible et peut être inférieur à ces quatre millimètres (l'incertitude sur la mesure représente donc plus de 100% de la valeur mesurée) alors que pour les vitesses les plus fortes, cette incertitude ne représente que quelques pourcents de la valeur mesurée.

Les mêmes séries de mesures nous ont aussi permis d'observer l'évolution du coefficient de perte en fonction du nombre de Froude  $Fr$  (Figure II-2). Les mesures montrent que le coefficient de pertes de charge ne dépend pas du nombre de Froude, et ce depuis les  $Fr$  faibles, de l'ordre de 0.1 correspondant à des valeurs de prises d'eau, jusqu'à des  $Fr$  de 0.4, correspondant à ceux obtenus dans le canal à surface libre.

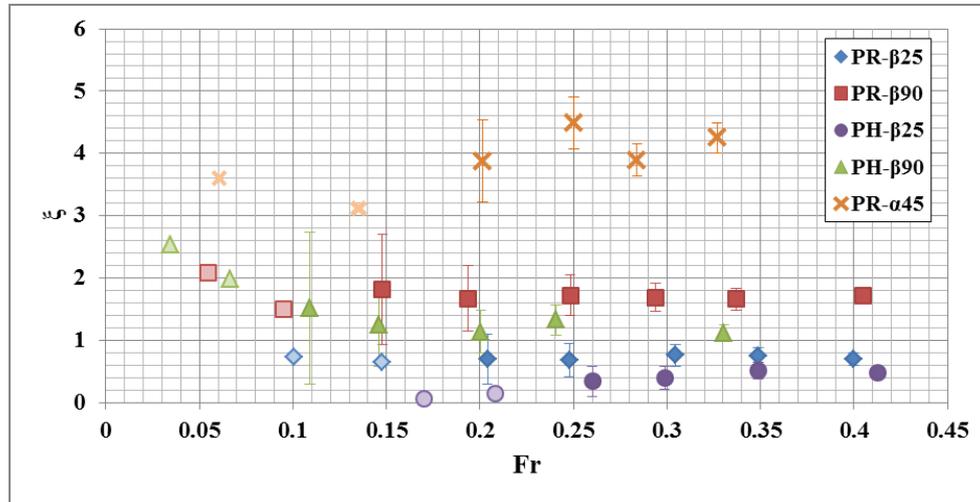


Figure II-2 : Evolution du coefficient de pertes de charge  $\xi$  en fonction du nombre de Froude  $Fr$  pour différentes séries de mesures. Chaque série correspond à une augmentation du débit  $Q$  à hauteur d'eau  $H_1$  constante. La dénomination des séries indique la forme du barreau ainsi que l'angle d'inclinaison ou d'orientation de la grille ( $\beta 90$  correspond à une grille droite). Les marqueurs pastel correspondent à des points à faibles vitesses  $V_1$  où les incertitudes de mesures sont très élevées.

Différentes séries de mesures à hauteur d'eau constante ont donc permis de confirmer que nos résultats expérimentaux sont extrapolables à des plans de grilles à l'échelle 1. Cela a été vérifié entièrement pour les barreaux **PR**, que nous avons pu élargir pour atteindre des  $Re_b$  plus élevés, et nous considérerons que l'évolution des coefficients de pertes de charge pour des barreaux **PH** est similaire. En plus de ces mesures préliminaires dans le canal à surface libre, d'autres mesures présentées dans la suite du document confirmeront que nos résultats sont bien extrapolables à des prises d'eau réelles. En effet, des mesures dans la veine hydrodynamique valideront le comportement linéaire des pertes de charge en fonction de  $V_1^2$  et donc l'indépendance du coefficient de pertes de charge  $\xi$  en fonction du nombre de Reynolds  $Re_b$ . Aussi, des mesures de vitesses ou des simulations numériques pour des écoulements de différentes hauteurs ou différentes largeurs montreront que les profils de vitesses obtenus sur modèle réduit peuvent aussi être extrapolés.

### II.1.3. Présentation de l'installation

Le canal hydraulique à surface libre est une installation en boucle fermée (Figure II-3) et comporte quatre éléments principaux :

- Une cuve de 20 m<sup>3</sup> dans laquelle se déverse l'eau du canal.
- Une pompe centrifuge, qui puise l'eau dans cette cuve et la propulse à jusqu'à l'entrée du canal. Son débit maximal est de l'ordre de 0.130 m<sup>3</sup>s<sup>-1</sup>.
- Le canal, d'une longueur utile de 7 m et de section 1m\*1m.
- Un convergent (Figure II-4), placé à l'entrée du canal et long de 2.5 m qui permet de conditionner l'écoulement vers l'entrée du canal.

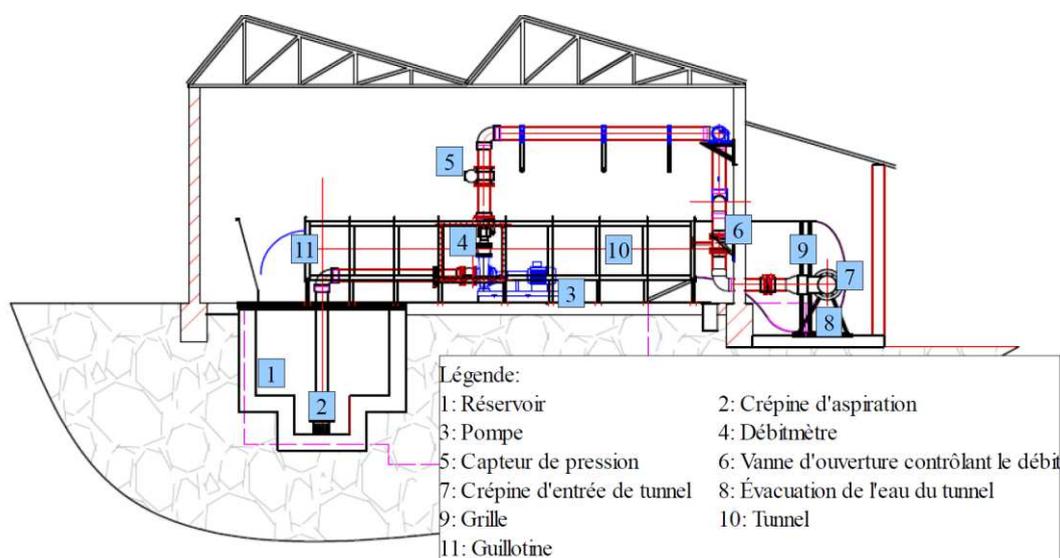


Figure II-3 : Schéma de l'installation du canal à surface libre.

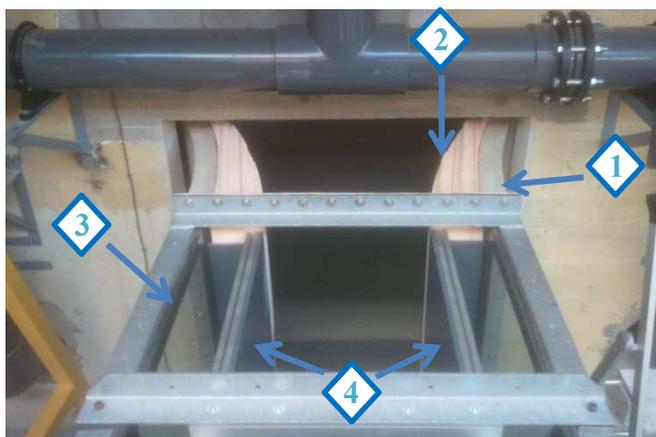


Figure II-4 : Convergent à l'entrée du canal. 1 : Convergent principal. 2 : Adaptation du convergent au canal réduit. 3 : Parois du canal principal. 4 : Parois du canal réduit.

Les parois du canal sont composées de verre afin d'optimiser au maximum les accès optiques. Pour les mesures nécessitant une plus grande vitesse d'écoulement, des tronçons en PVC ont été insérés à

l'intérieur du canal pour former le canal réduit (largeur  $B = 0.6$  m au lieu de  $B = 1$  m). Le tronçon central du canal réduit, où les grilles sont insérées, est lui fabriqué en plexiglas afin de conserver les accès optiques autour de la grille (Figure II-5). De plus, pour les configurations en canal réduit, des morceaux de polystyrène extrudé sont collés sur le convergent pour que sa forme finale soit adaptée à l'entrée du canal réduit. Quelle que soit la configuration utilisée, le niveau d'eau dans le canal est réglé à l'aide d'une guillotine située en fin de canal.

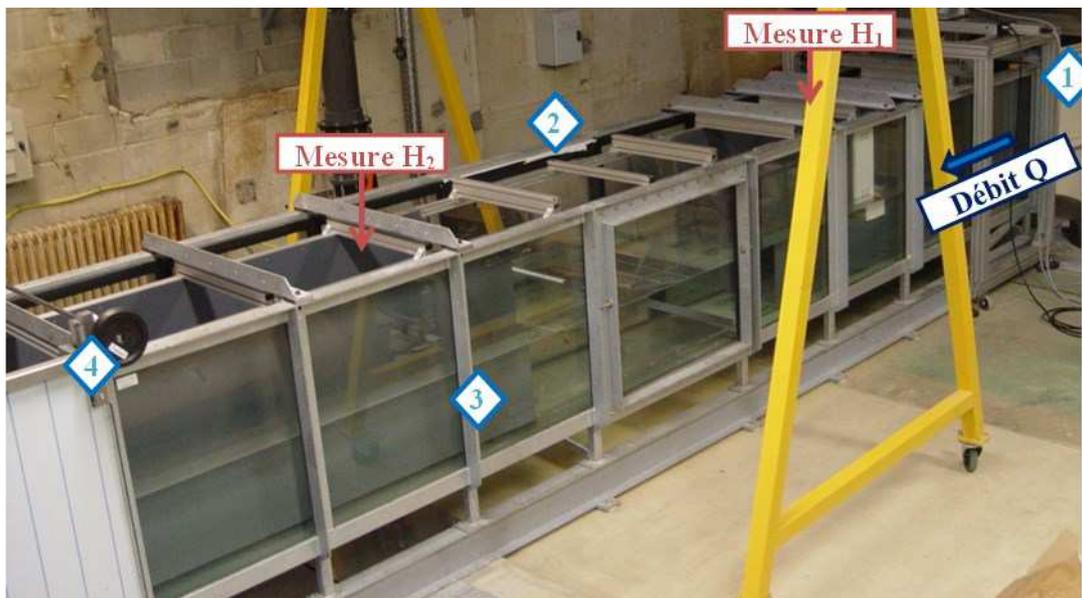


Figure II-5 : Photo du canal hydraulique à surface libre avec les positions des mesures de hauteur d'eau  $H_1$  et  $H_2$ .  
1 : Entrée du canal avec convergent. 2 : Partie centrale du canal avec tronçon en plexiglas. 3 : Partie visible du canal réduit en PVC. 4 : Guillotine.

#### II.1.4. Présentation des plans de grille

Afin d'étudier les différentes configurations de grilles envisageables en tant que grille ichtyocompatible, nous avons testé quatre types de grilles qui sont décrits dans cette section :

- Les grilles inclinées par rapport à l'horizontale
- Les grilles orientées « normales », où les barreaux sont perpendiculaires à la grille
- Les grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement
- Les grilles droites, qui correspondent aux grilles utilisées depuis longtemps pour bloquer les débris à l'amont des centrales, sont aussi étudiées. Elles sont le point de départ des études sur les pertes de charge car elles constituent la configuration commune aux trois types de grilles précédemment citées.

### II.1.4.1. Grille inclinée

Les grilles inclinées sont constituées de trois éléments essentiels :

- Les barreaux, d'une épaisseur de  $b = 5$  mm et d'une longueur de  $L_g = 1.3$  m (0.8 m pour les études sur les exutoires)
- Les entretoises cylindriques, d'un diamètre  $D_{sp}$  de 20 mm et d'une épaisseur  $e$  de 5, 7.5, 10 et 15 mm. Elles fixent l'espacement entre les barreaux.
- Des barres rigides de section circulaire en inox qui traversent les barreaux et les entretoises

Plusieurs agences gouvernementales, dont l'agence française, indiquent l'utilisation possible de barreaux profilés, permettant de limiter les pertes de charge. Nous avons donc testé deux formes de barreaux : un barreau rectangulaire noté **PR** pour « Profil Rectangulaire » et un barreau hydrodynamique noté **PH** pour « Profil Hydrodynamique ». La Figure II-6 présente les deux sections en coupe, ainsi qu'une description illustrée des autres paramètres de la grille.

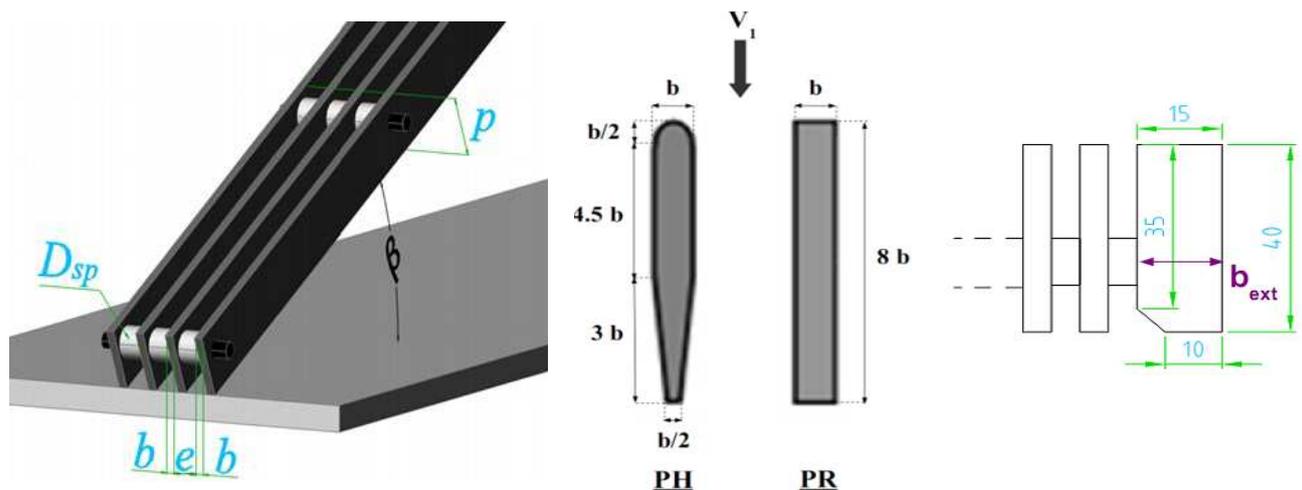


Figure II-6 : A gauche, schéma 3D des grilles inclinées. Au centre, vue en coupe des deux formes de barreaux (PR pour profil rectangulaire et PH pour profil hydrodynamique). A droite, vue en coupe d'un des supports latéraux.

Dans la configuration en largeur réduite (mesures de pertes de charge et de vitesses), des supports latéraux (épaisseur  $b_{ext} = 15$  mm) maintiennent l'ensemble de la grille. Ils permettent en plus de fixer la grille aux parois du canal. Le pied de la grille est fixée de manière à pouvoir pivoter et changer ainsi l'inclinaison alors le haut de la grille est maintenu par des vis, disposées pour former différents angles prédéfinis (de  $\beta = 15^\circ$  à  $90^\circ$ ).



Figure II-7 : A gauche, une grille inclinée à  $25^\circ$  dans le canal en pleine largeur lors d'une étude sur les exutoires (configuration avec un exutoire positionné au centre du canal). Le pied de la grille est posé sur le sol et le haut de la grille est maintenu par deux broches fixées sur une structure en Norcan. A droite, une grille inclinée dans le canal réduit. Le bas de la grille peut pivoter et le haut de la grille est vissé dans les parois.

Dans les configurations en pleine largeur (étude des exutoires), les parois sont en verre et il n'est pas possible de visser les grilles aux parois (Figure II-7). Par conséquent, le pied de la grille repose sur le fond du canal et le haut de la grille est maintenu par deux broches verticales. Les exutoires sont disposés au-dessus de la grille et des éléments en polystyrène extrudé sont rajoutés pour former différentes configurations d'ouvertures (ouverture au centre du canal sur la Figure II-7).

#### II.1.4.2. Grille orientée

Les grilles orientées « normales », c'est-à-dire avec les barreaux perpendiculaires à la grille, sont construites sur le même procédé que les grilles inclinées. Des barreaux verticaux sont séparés par des entretoises. Des barres circulaires rigides traversent les différents éléments et les maintiennent en position. Les deux formes de barreaux **PR** et **PH** (Figure II-6) ont aussi été testées dans cette configuration et les notations des paramètres de la grille ont été conservées (Figure II-8).

Pour les deux largeurs de canal, les extrémités de la grille sont maintenues par deux supports de forme triangulaire (Figure II-8). En canal réduit, les deux supports sont vissés sur les parois (Figure II-9). Pour le canal en pleine largeur, le support aval est fixé sur l'entrée de l'exutoire et le support amont est naturellement plaqué contre la paroi par l'écoulement (Figure II-9). De plus, la forme triangulaire des supports latéraux permet de garantir l'angle  $\alpha$  formé par la grille. Trois types de supports (Figure II-8) permettent ainsi de tester trois angles d'orientation différents ( $\alpha = 30^\circ, 45^\circ$  et  $60^\circ$ ).

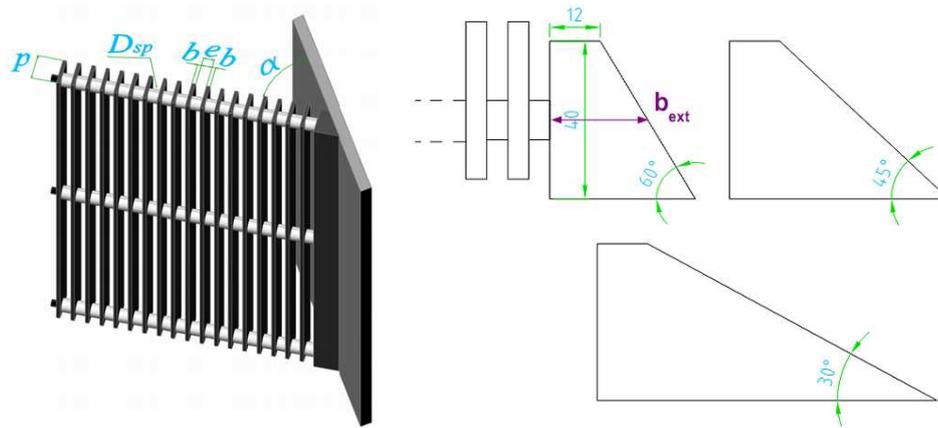


Figure II-8 : A gauche, schéma 3D d'une grille orientée vue depuis l'amont. A droite, vue en coupe des différents supports latéraux utilisés pour les grilles orientées. Sur le schéma, la largeur  $b_{ext}$  représente l'épaisseur du support à mi-profondeur. Toutefois, ce choix est arbitraire car, quelle que soit la position choisie, la valeur de  $b_{ext}$  du support amont ajoutée à celle du support aval donne le même résultat.



Figure II-9 : A gauche, une grille orientée à  $\alpha = 45^\circ$  dans le canal réduit vue depuis l'aval. A droite, une grille orientée à  $\alpha = 45^\circ$  dans le canal de pleine largeur avec un exutoire en fin de grille (grille vue depuis l'amont).

### II.1.4.3. Grille orientée avec les barreaux dans le sens de l'écoulement

La géométrie des grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement (GOBSE) ne permet pas de conserver le procédé de fabrication utilisé pour les deux autres grilles. Etant donné que les barreaux sont placés en dérapage, mais qu'ils restent parallèles à la direction du canal, conserver le même procédé impliquerait que les trous des barreaux soient oblongs et que les entretoises sont biseautées. De plus il faudrait un angle de trou par angle souhaité, et donc un type de barreau et un type d'entretoise par angle de grille.

Une nouvelle solution technique a donc été établie. Elle consiste en deux supports transversaux positionnés respectivement sur le fond du canal et hors de l'eau, qui sont munis de fentes prévues pour accueillir les barreaux (Figure II-10). Ces supports sont maintenus en position par deux plaques latérales, fixées également au canal réduit. Elles sont identiques pour toutes les configurations alors que les supports sont spécialement usinés pour convenir aux spécificités de chaque grille à tester (angle et espacement entre barreau variable). Cette solution permet ainsi de maintenir les barreaux dans l'écoulement, avec un écartement et un angle d'orientation fixé par la forme des supports.



Figure II-10 : Photo d'une grille GOBSE orientée à  $\alpha = 30^\circ$  vue depuis l'amont.

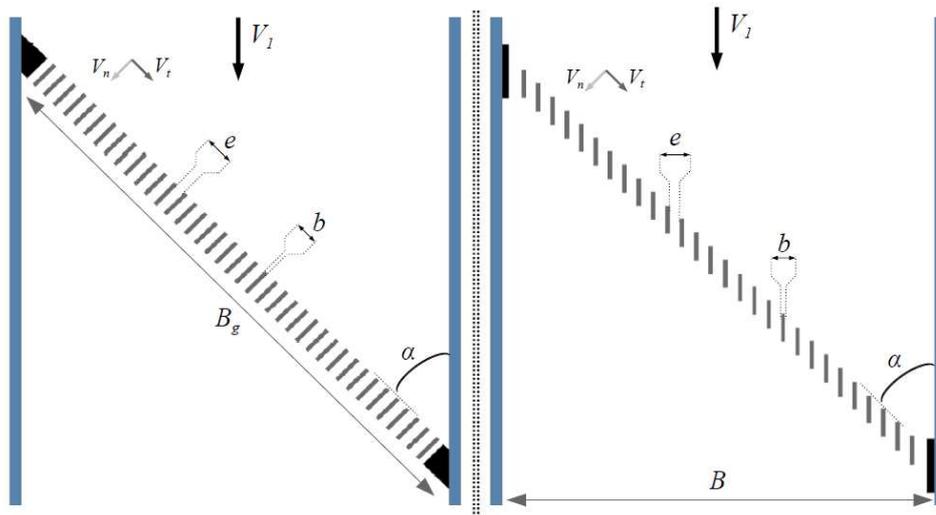


Figure II-11 : A gauche, le schéma des grilles orientées normales. A droite, le schéma correspondant pour les grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement.

Les paramètres de ces grilles sont similaires à ceux utilisés pour les configurations précédentes. La Figure II-11 compare les variables utilisées pour une grille orientée normale avec ceux utilisés pour une

grille orientée avec les barreaux dans le sens de l'écoulement. Elle illustre aussi la décomposition de la vitesse amont  $V_1$  en composantes normale  $V_n$  et tangentielle  $V_t$ .

#### II.1.4.4. Grilles avec colmatage

Afin d'étudier l'effet du colmatage sur les configurations de grille ichtyocompatibles, nous avons appliqué des plaques perforées sur les grilles présentées jusqu'ici. Ces plaques sont constituées d'un motif de base à partir duquel nous déterminons le degré de colmatage de la plaque noté  $C_0$ . Le degré de colmatage  $C$  de la grille dépend de ce paramètre  $C$  mais dépend aussi de la fraction de grille recouverte par la plaque. Ainsi, dans les configurations où on modélise un colmatage uniforme sur toute la grille, les deux paramètres sont égaux, mais dans les autres configurations (colmatage en sommet de grille par exemple)  $C$  est inférieur à  $C_0$ .

Quatre différentes plaques ont été disposées par-dessus les grilles :

- Type 1 : Une tôle perforée avec des trous carrés ( $C_0 = 43\%$ ). Le motif de base est un trou carré de 30 mm de côté entouré d'une couronne solide de 5 mm d'épaisseur.
- Type 2 : Une tôle similaire à celle de Type 1 ( $C_0 = 43\%$ ) avec toutes les dimensions des mailles divisées par 2.
- Type 3 : Une tôle perforée avec des trous ronds de 5 mm de diamètre ( $C_0 = 65\%$ ). Ces trous sont alignés horizontalement (espace entre deux trous 3 mm) et sont disposés en quinconce d'une ligne à l'autre. L'espace entre deux lignes identiques est de 8.85 mm.
- Type 4 : Une plaque pleine ( $C_0 = 100\%$ ).



Figure II-12 : Photo du colmatage de Type 1 appliqué sur toute la grille inclinée (à gauche) et du colmatage de Type 3 appliqué sur le pied de la grille (à droite).

## II.1.5. Présentation du matériel de mesure utilisé

Les trois configurations de grilles décrites dans le paragraphe précédent ont été étudiées sous deux angles principaux : l'évaluation des pertes de charge générées par la grille et l'analyse de la courantologie autour de la grille. Chacun de ces problèmes nécessite un appareillage spécifique qui est décrit dans cette section.

### II.1.5.1. Pertes de charge

#### Instrumentation

Les mesures de pertes de charge ont toujours eu lieu dans le canal réduit. Le système de mesure de pertes de charge a évolué au cours de l'étude mais reste toujours composé d'une mesure de hauteur d'eau à l'amont et d'une mesure à l'aval. Les mesures de niveau d'eau sont réalisées 1 mètre à l'amont de la grille et environ 2.6 mètres à l'aval du début de la grille. Il est assez difficile de comparer ces positions avec celles que l'on retrouve dans d'autres études (voir Tableau I-4 dans chapitre biblio) car les hauteurs d'eau et les largeurs de canal ne sont pas identiques. Toutefois, les positions que nous avons choisies respectent les problématiques soulignées dans ces études. Notamment, nos points de mesures (Figure II-13) sont suffisamment distants de la grille pour éviter les déformations locales de la surface libre. Plus précisément, la position de la mesure amont est suffisamment éloignée de l'entrée du canal tout en n'étant pas trop proche de la grille où il peut y avoir des surélévations locales de la surface libre. De l'autre côté, la position de la mesure aval est assez éloignée pour éviter les fortes fluctuations de niveau d'eau juste derrière la grille et elle est aussi suffisamment loin de la guillotine pour ne pas voir l'effet de blocage.

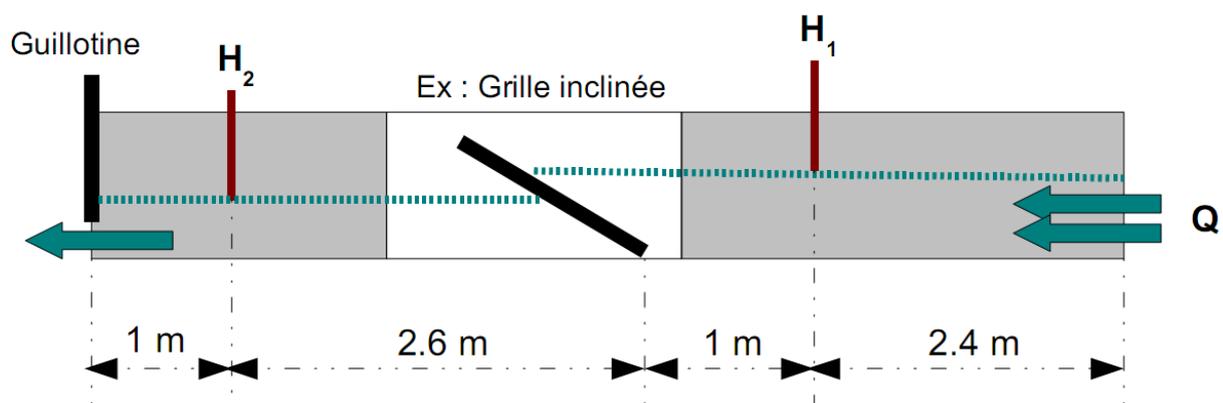


Figure II-13 : Schéma du canal réduit avec positions des mesures de niveau d'eau autour de la grille (ici grille inclinée).

Initialement, les deux niveaux d'eau étaient mesurés grâce à des pelles qui venaient effleurer la surface libre. Ces pelles glissaient le long de réglés ou de bandes magnétiques verticales et permettaient ainsi de lire la hauteur d'eau. Ce dispositif, assez rudimentaire, a finalement été remplacé par deux

sondes acoustiques (Figure II-14). Leur utilisation permet de réduire sensiblement l'incertitude de mesure.



Figure II-14 : A gauche, une pelle fixée sur une bande magnétique. A droite, le capteur acoustique (1) fixé sur la réglette verticale (2).

Ces sondes mesurent la distance qui les sépare d'une surface et sont étalonnées pour mesurer une distance comprise entre 30 mm et 250 mm. Pour pouvoir les positionner à une distance correcte de la surface libre, elles sont fixées sur une réglette verticale précise à 0.1 mm près. L'acquisition se fait en temps réel sur ordinateur, ce qui permet de moyennner le niveau d'eau sur une période plus longue (45 secondes typiquement) et donc d'obtenir des mesures avec une meilleure fiabilité. De plus, l'instrument permet de détecter des variations d'eau inférieures au millimètre et il est donc plus facile d'évaluer l'évolution de la hauteur d'eau au fil du temps. Cela permet de s'assurer de la stationnarité du niveau d'eau lors des mesures.

### Méthodologie suivie

Pour chaque configuration testée, nous avons consigné plusieurs informations. D'une part, nous avons noté les informations relatives à l'écoulement avec le débit d'écoulement dans le canal  $Q$  et les hauteurs d'eau amont  $H_1$  et aval  $H_2$ . Cela permet de calculer les vitesses débitantes amont et aval et ainsi d'obtenir les pertes de charge pour la configuration étudiée. Pour obtenir les pertes de charge uniquement liées à la grille, des mesures ont été réalisées dans des configurations sans grille pour connaître les pertes de charge  $\Delta H_0$  liées uniquement au canal.

$$\Delta H = \left( \left( H_1 + \frac{V_1^2}{2g} \right) - \left( H_2 + \frac{V_2^2}{2g} \right) \right) - \Delta H_0$$

$$\xi = \Delta H * \frac{2g}{V_1^2}$$

Equation II-3

Parallèlement à ces mesures de pertes de charge, nous avons aussi noté la configuration de grille mise en place dans le canal, pour pouvoir relier ses paramètres à la perte d'énergie mesurée. Nous avons ainsi consigné :

- Les paramètres du barreau (forme, épaisseur, profondeur)
- L'entrefer de la grille  $e$
- L'angle d'inclinaison  $\beta$  ou d'orientation  $\alpha$  de la grille

Plusieurs paramètres comme l'épaisseur des barreaux  $b$  ou l'espacement libre entre deux barreaux  $e$  permettent de calculer le degré d'obstruction de la grille  $O_g$  qui est un paramètre couramment utilisé dans les formules de pertes de charge. Il correspond au rapport de la surface occupée par les éléments de la grille sur la surface totale de la grille. Il peut être décomposé en deux degrés d'obstruction : un degré d'obstruction  $O_b$ , correspondant à l'obstruction des éléments verticaux (barreaux, support latéraux) sur la largeur de la grille et un degré d'obstruction  $O_{sp}$  correspondant à l'obstruction des éléments horizontaux sur la hauteur de la grille. Le Tableau II-1 résume les différences de définitions induites par les caractéristiques de chaque grille.

<i>Degré d'obstruction de la grille <math>O_g = O_b + (1 - O_b) * O_{sp}</math></i>		
Grille	$O_b$	$O_{sp}$
GD	$O_b = \frac{Nb * b + 2 * b_{ext}}{B}$	$O_{sp} = \frac{N_{sp} * D_{sp}}{H_1}$
GI	$O_b = \frac{Nb * b + 2 * b_{ext}}{B}$	$O_{sp} = \frac{N_{sp} * D_{sp}}{H_1 / \sin(\beta)}$
GO	$O_b = \frac{Nb * b + 2 * b_{ext}}{B / \sin(\alpha)}$	$O_{sp} = \frac{N_{sp} * D_{sp}}{H_1}$
GOBSE	$O_b = \frac{Nb * b + 2 * b_{ext}}{B}$	$O_{sp} = \frac{N_{sp} * D_{sp}}{H_1}$

**Tableau II-1 : Différentes définitions des degrés d'obstruction des éléments longitudinaux ( $O_b$ ) et des éléments transversaux ( $O_{sp}$ ) pour les grilles droites (GD), inclinées (GI), orientées (GO) et orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement (GOBSE).**

Ces définitions sont similaires. Le paramètre  $O_b$  fait intervenir le nombre de barreaux  $N_b$ , la largeur de chaque barreau  $b$  et la largeur des supports extérieurs  $b_{ext}$ . Cette épaisseur cumulée est finalement divisée par l'emprise totale de la grille dans la direction perpendiculaire au barreau. Ainsi pour des grilles droites, inclinées ou orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement, l'épaisseur cumulée est divisée par la largeur du canal  $B$  alors que pour les grilles orientées normales, elle est divisée par la

largeur de la grille  $B_g$  égale à  $B/\sin(\alpha)$ . Pour le paramètre  $O_{sp}$ , l'emprise verticale des  $N_{sp}$  éléments horizontaux, c'est-à-dire des entretoises ou des supports à fentes, est rapportée sur la longueur de grille immergée  $L_{g,im}$ . Cette dernière est égale à la hauteur d'eau pour les grilles droites ou orientées et est égale à  $H_1/\sin(\beta)$  pour les grilles inclinées.

Parallèlement à ces degrés d'obstruction, il est aussi possible de calculer un degré d'obstruction pour les éléments horizontaux, qui n'est pas rapporté sur la longueur immergée de la grille mais directement sur la hauteur d'eau (Figure II-15), et qui est noté  $O_{sp,H}$ . Il permet de quantifier l'obstruction à laquelle doit faire face la composante axiale de la vitesse. Notons que cette différenciation n'a d'intérêt que pour les grilles inclinées.

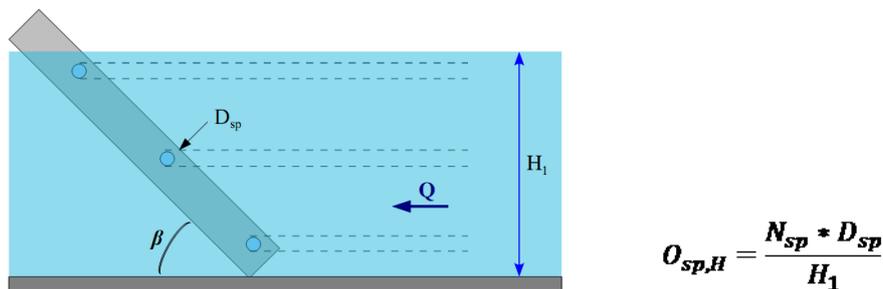


Figure II-15 : A gauche, le schéma représentatif de l'obstruction des entretoises ( $N_{sp} = 3$  sur le schéma) rapportée sur la hauteur d'eau. A droite, la formule permettant de calculer  $O_{sp,H}$ .

### Incertitudes de mesures

Les incertitudes lors des mesures de pertes de charge proviennent quasi exclusivement des incertitudes sur les niveaux d'eau. En effet, les composants de la grille sont connus et le débit à l'entrée du canal est connu à environ  $0.6 \text{ L s}^{-1}$  près, soit une incertitude de 0.5% pour les débits maximums, et de l'ordre de 2% pour les débits minimums que nous avons utilisés.

De plus, dans l'Equation II-3 de  $\Delta H$ , la contribution des vitesses débitantes est négligeable, et le terme le plus important est le terme  $H_1 - H_2 - \Delta H_0$ . L'incertitude sur  $\Delta H$  est donc liée quasi-linéairement à l'incertitude sur les hauteurs d'eau.

Le premier système de mesure de hauteur d'eau que nous avons utilisé, constitué de deux pelles verticales, n'avait pas une précision très importante (légèrement inférieure au millimètre sur une surface lisse). De plus, il ne permettait pas de connaître précisément l'évolution des hauteurs d'eau dans le temps. Ceci peut poser problème à l'aval de la grille où la surface libre peut être fortement agitée, avec des amplitudes de fluctuations de niveau d'eau parfois supérieures au centimètre. En effet, à l'aval des grilles orientées par exemple, le niveau d'eau peut fluctuer de plus d'un centimètre.

Etant donné que les valeurs de pertes de charge sont issues de 4 mesures de hauteur d'eau, à savoir, deux mesures dans un canal sans grille, et deux mesures autour d'une grille, nous estimons l'incertitude minimale sur  $\Delta H$  à 3 mm. Cette valeur peut augmenter de quelques millimètres lorsque l'écoulement à

l'aval est très perturbé et est alors estimée lors de chaque mesure. Toutefois, les configurations concernées engendrent suffisamment de pertes de charge pour que l'incertitude constitue moins de 5% de la valeur mesurée.

Le second système, composé de sondes acoustiques, est plus précis et intègre les hauteurs d'eau dans le temps. Cela permet de fiabiliser la mesure des hauteurs d'eau, notamment pour les configurations où le niveau d'eau fluctue. L'incertitude sur chaque mesure de niveau d'eau fournie par le constructeur est de 2.5 mm. Ces incertitudes ont dû être surestimées par précaution car nos mesures ont montré une très bonne répétabilité et indiquent que l'incertitude de chaque sonde ne dépasse pas 0.5 mm. Ce second dispositif permet d'améliorer la mesure du  $\Delta H$  moyen avec une incertitude maximale de l'ordre de 2 mm quel que soit l'état de la surface libre.

En résumé, les incertitudes de mesures sont de l'ordre de quelques millimètres et constituent moins de 1% des valeurs de hauteurs d'eau mesurées. Mais, si on rapporte cette incertitude par rapport à la valeur de  $\Delta H$ , elle représente généralement moins de 5% dans les configurations droites et orientées, mais peut atteindre et dépasser 10% dans les configurations fortement inclinées. Pour les configurations où il y a le moins de pertes de charge (grille fortement inclinée avec barreaux profilés par exemple), ces incertitudes peuvent atteindre 30 % des valeurs mesurées. Cela confirme d'ailleurs la nécessité de réaliser ces mesures dans un canal réduit car, avec des vitesses d'écoulement plus faibles, les mesures de pertes de charge sur certaines configurations n'auraient alors aucun sens.

### **II.1.5.2. Mesures de vitesses avec la sonde ADV (Acoustic Doppler Velocimeter)**

#### **Principe**

Le principe de la sonde ADV (Acoustic Doppler Velocimeter) est d'utiliser l'effet Doppler sur les particules naturellement présentes dans l'écoulement. L'instrument émet des ondes sonores à une fréquence connue de l'ordre du MHz. Ces ondes sont réfléchies sur les particules en mouvement, situées à une distance fixée par l'instrument. La différence des fréquences des ondes émises et des ondes réfléchies est alors directement liée à la vitesse des particules. Grâce à plusieurs têtes réceptrices orientées différemment, on détermine alors la vitesse des particules selon plusieurs directions (Figure II-16). La combinaison des données des récepteurs fournit ainsi une information locale sur les trois composantes de la vitesse.

#### **Instrumentation**

L'instrument que nous avons utilisé est une sonde ADV de la marque SonTek (modèle 16 MHz à tête droite ou à tête coudée). Il s'agit du modèle à 16 MHz composé d'une tête émettrice et de trois têtes réceptrices. Le volume de mesure est un cylindre de 6 mm de diamètre et de 9 mm de long. Il se situe environ 50 mm sous l'émetteur. De plus, différents réglages sont possibles sur l'instrument dont

notamment la gamme de mesure que nous avons adapté aux vitesses mises en jeu dans chacune des configurations ( $\pm 1 \text{ m.s}^{-1}$  dans la plupart des cas et  $\pm 2.5 \text{ m.s}^{-1}$  pour les mesures des fortes vitesses à l'aval des grilles orientées).

Etant donné que l'ADV ne nous fournit qu'une vitesse locale dans l'écoulement, il est nécessaire de déplacer l'instrument pour obtenir des profils ou des plans de vitesse dans l'écoulement. Trois tables de déplacement Isel, une par direction (Figure II-16), ont donc été utilisées et sont synchronisées avec l'acquisition des vitesses grâce à une application développée sous Labview (National Instruments). Les deux tables horizontales offrent un déplacement maximum de 1 m et la table verticale permet de couvrir 0.30 m de hauteur. Ces distances peuvent être réduites à cause de la tête de la sonde ADV. En effet, étant donné qu'elle ne doit ni être en contact avec un obstacle, ni être hors de l'eau et que le volume de mesure ne doit aussi être constitué que de liquide, les gammes de déplacements peuvent être bornées par la sonde.



**Figure II-16 :** A gauche, montage ADV avec tables de déplacement. 1 : Table verticale. 2 : Table transversale. 3 : Table longitudinale. 4 : Sonde ADV. A droite, zoom sur la tête ADV avec représentation des faisceaux émis (rouge) et reçus (bleu).

### **Méthodologie de mesure**

L'instrument a une fréquence d'acquisition maximale de 50 Hz. Afin d'obtenir une valeur moyenne des trois composantes de la vitesse, plusieurs acquisitions sont réalisées en chaque point de mesure. Généralement, nous faisons une mesure d'une minute sur chaque point, soit 3000 acquisitions différentes à 50 Hz. Cela suffit pour que la moyenne et l'écart-type des mesures de vitesse soient convergés.

Les données sont ensuite filtrées. Plusieurs filtres ont été testés pour garantir la cohérence des résultats.

Pour chacune des 3000 acquisitions, la sonde fournit directement trois taux de corrélation (un par composante de la vitesse) correspondant à la corrélation des informations fournies par chacune des têtes réceptrices. Un premier filtre a donc été testé à partir de ces valeurs de corrélation. Nous avons fixé une valeur limite de corrélation (typiquement 80%), et nous avons alors filtré tous les acquisitions n'ayant pas l'ensemble des trois taux de corrélation supérieurs à cette limite. Pour les mesures au niveau d'écoulement peu perturbés (amont de la grille par exemple), cette méthode suffit pour écarter les acquisitions erronées, et filtre au maximum 5% des acquisitions réalisées. Pour quelques rares cas où l'écoulement est plus perturbé (zone de forts gradients à l'aval d'une grille orientée par exemple), cette méthode devient beaucoup plus restrictive avec parfois environ 75% des acquisitions filtrées.

Le second type de filtre testé utilise l'écart-type de nos acquisitions. Il s'inspire de filtres testés par Cea et al. (2007) pour le filtrage de mesures ADV. Les acquisitions sont conservées uniquement si les valeurs moyennes des trois composantes sont comprises entre des bornes minimum et maximum décrites dans l'Equation II-4 (exemple avec  $\mathbf{u}_{min}$  et  $\mathbf{u}_{max}$  pour la composante selon l'axe  $\mathbf{x}$ ). Ces bornes sont basées sur une distribution normale introduisant les variables  $N_{acqui}$ ,  $\bar{\mathbf{u}}$  et  $\sigma_{\mathbf{u}}$  qui sont respectivement le nombre d'acquisition, la moyenne et l'écart-type des  $N_{acqui}$  acquisitions de cette composante (calculés sur chaque point du maillage).

$$\begin{aligned} \mathbf{u}_{max} &= \bar{\mathbf{u}} + \sqrt{2 * \ln(N_{acqui})} * \sigma_{\mathbf{u}} \\ \mathbf{u}_{min} &= \bar{\mathbf{u}} - \sqrt{2 * \ln(N_{acqui})} * \sigma_{\mathbf{u}} \end{aligned} \tag{Equation II-4}$$

Cette méthode a été comparée avec la précédente. Généralement les résultats qui en résultent sont similaires à ceux obtenus avec la première méthode. Cependant, elle s'avère moins sélective, avec moins de 0.5% des points filtrés (parfois aucun points filtrés), et n'a donc pas été retenue.

D'autres filtres, basés par exemple sur des accélérations entre deux acquisitions (Cea et al. 2007), auraient peut-être donné des résultats légèrement différents. Toutefois, nous estimons que les écoulements que nous observons sont assez peu perturbés et que, quel que soit le filtre utilisé, il suffit à écarter les quelques acquisitions erronées qui nécessitent d'être filtrées. Un choix plus précis de filtre pourrait être utile pour quelques écoulements plus perturbés (derrière une grille orientée, près des exutoires en fin de grille), mais nous n'avons pas davantage exploré la question.

### **Incertitudes**

Il y a plusieurs sortes d'incertitudes avec cet instrument. Il y a d'une part l'incertitude interne de l'instrument sur les vitesses mesurées qui est de l'ordre de 1% de la gamme de mesure selon le fabricant.

Il y a ensuite les erreurs possibles liées à l'utilisation de l'instrument. En effet, le positionnement angulaire de l'ADV est assez délicat. Il est donc possible que les têtes réceptrices ne soient pas parfaitement alignées avec l'axe de l'écoulement ou que l'axe de l'ADV ne soit pas parfaitement vertical. D'après Peltier et al. (2013), cette erreur angulaire, qui est souvent liée à la précision de l'œil humain, peut aller jusqu'à  $2.5^\circ$  et peut générer des erreurs de l'ordre de 5% sur les vitesses longitudinales moyennes.

Le type de filtrage utilisé sur les acquisitions peut aussi être une source éventuelle d'incertitudes. Toutefois, la comparaison des deux filtres utilisés sur des profils de vitesses amont n'a pas montré d'influence notable.

Enfin, la dernière source d'incertitude est le positionnement dans l'espace de l'ADV. Sa position dans le plan horizontal dépend principalement des tables de déplacement. Comme elles ont une précision inférieure au millimètre, la seule incertitude significative peut provenir d'un mauvais alignement entre les tables et le canal. Nous avons fait en sorte que l'erreur d'alignement soit inférieure à 1% (par exemple, lors d'un déplacement de 100 mm selon l'axe  $x$ , la variation de la position en  $y$  dans le canal ne doit pas dépasser 1 mm). Reste ensuite la position verticale de l'ADV et plus précisément celle du volume de mesure. Pour la déterminer, nous descendons la sonde jusqu'à ce que les signaux issus de la réflexion sur le fond du canal soient confondus avec ceux récoltés dans le volume de mesure. Cela permet alors de fixer cette position comme  $z = 0$  mm. Toutefois, il est difficile de connaître la proportion de ce volume de mesure, qui fait 9 mm de haut, qui est en contact avec la paroi. Il subsiste donc une incertitude sur cette position de l'ordre de quelques millimètres.

En résumé, les mesures ADV sont donc fiables : le positionnement de la sonde est suffisamment précis pour acquérir des profils ou des champs 2D de vitesses et les incertitudes sur les valeurs de vitesse ne dépassent pas globalement 1 à 2%.

### II.1.5.3. Mesures de vitesses avec un système PIV (Particle Image Velocimetry)

#### **Principe**

La technique de la PIV est plus complexe que celle de l'ADV dans le sens où elle demande plus de matériel et des ajustements précis. Sont nécessaires : un laser double cavité, un bras optique, plusieurs caméras et un ordinateur muni d'une interface capable de gérer et synchroniser les impulsions laser avec les acquisitions des caméras. Cette technique est basée sur l'estimation du déplacement local des particules dans l'écoulement. Chaque cavité laser émet un flash avec un décalage temporel très bref (quelques millisecondes). Chaque caméra prend une image instantanée lors des flashes des deux cavités laser. Des couples d'images successives sont alors créés et le déplacement des particules entre chaque doublet d'images va être suivi à partir de fenêtres locales (représentées en rouge sur la Figure II-17).

Dans chacune de ces fenêtres, diverses directions de déplacement de particules sont testées. La position qui offre le meilleur taux de corrélation devient alors le déplacement des particules dans cette fenêtre. Connaissant le laps de temps entre deux images, on détermine alors un vecteur vitesse local et instantané. En répétant ce processus dans toute l'image de la caméra, on obtient alors un champ de vitesse 2D instantané à deux composantes (le dispositif ne permet pas d'obtenir directement la composante de la vitesse normale au plan de l'image).

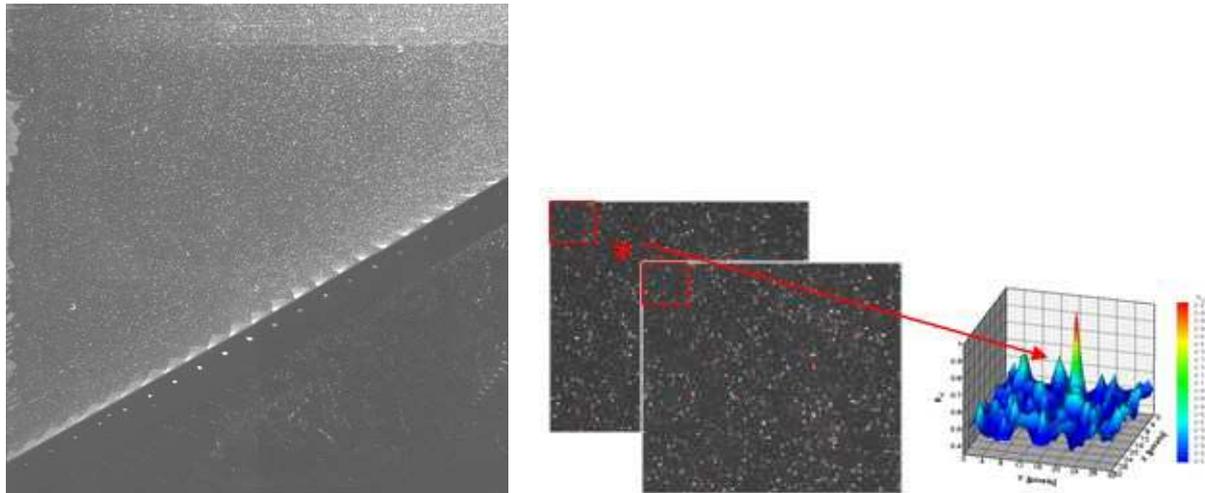


Figure II-17 : Principe de la PIV appliquée à la grille orientée avec les barreaux dans le sens de l'écoulement. A gauche, le déplacement des particules à l'amont d'une grille enregistré par une caméra 2048\*2048. A droite, la représentation des corrélations effectuées entre deux images successives (illustration extraite de David, 2005).

### **Instrumentation**

Les mesures PIV ont été réalisées (Figure II-18) avec un laser Nd-YAG double cavité (Big Sky laser, Quantel USA) émettant une énergie de 120 mJ/flash. Un bras optique permet de diriger le faisceau lumineux vers la zone qui nous intéresse dans l'écoulement. Le faisceau est alors transformé en nappe laser par un télescope sphéro-cylindrique. Plusieurs types de caméra ont été utilisés au cours des expériences mais il s'agit à chaque fois de caméras CCD de résolution 1600\*1200 (JAI CV-M2) ou 2048\*2048 (Pulnix Dual Tap Accupixel). En fonction de la position des caméras, des objectifs Nikon de focale 28 mm ou 50 mm (avec une ouverture  $F\# = 8$ ) ont été employés pour visualiser une grande zone de l'écoulement. Pour la plupart des acquisitions, des filtres passe-bande ajustés à la longueur d'ondes du laser ( $\lambda = 532$  nm) ont été installés sur les caméras pour améliorer la détection des particules et limiter le bruit de fond. Par ailleurs, les particules présentes naturellement dans l'écoulement ne permettent pas d'obtenir des champs de vitesses bien corrélés dans toutes les zones de l'écoulement. Nous avons donc rajouté environ 12 g de microbilles de polyamide (Vestosint) de 50  $\mu\text{m}$  de diamètre et de densité 1.06. Ces particules suivent parfaitement les lignes de courant de l'écoulement et sont très bien détectées par le système d'acquisition.

De plus, selon les expériences, d'autres instruments ont aussi été installés : miroir à 45° sous le canal pour rediriger la nappe laser, bras sous-marin pour émettre la nappe laser depuis l'intérieur de l'écoulement...

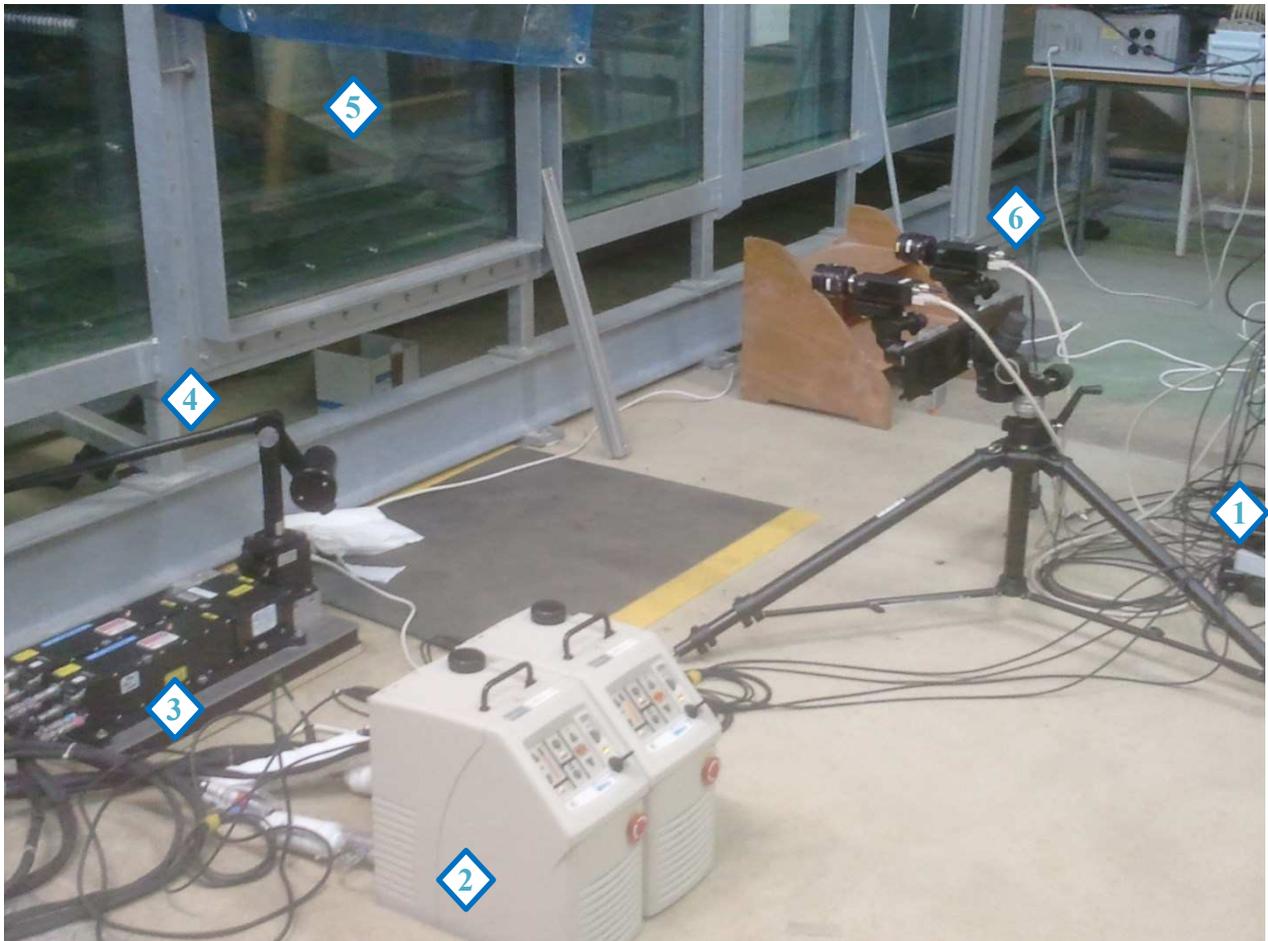


Figure II-18 : Exemple de système PIV pour l'acquisition de plan verticaux à l'aval d'une grille inclinée. 1 : PC de commande. 2 : Système de refroidissement et de déclenchement du laser. 3 : Laser double cavité. 4 : Bras associé au télescope sphéro-cylindrique sous le canal et dirigé vers la grille. 5 : Grille inclinée. 6 : Deux caméras synchronisées avec les systèmes de déclenchement.

### Méthode

Pour synchroniser les caméras avec les cavités laser, nous avons utilisé le logiciel Dynamic Studio de Dantec qui permet à la fois la synchronisation et le traitement des doublets d'images.

Le traitement des images a été réalisé par différentes étapes successives (Figure II-19):

- une soustraction de l'image moyenne de fond est effectuée sur chaque image instantanée. Cela permet d'enlever les réflexions persistantes du laser sur les obstacles.
- un masque est appliqué pour limiter l'influence des réflexions proches de la grille, et pour que le logiciel ne crée pas de vecteurs vitesses sur la grille

- une corrélation itérative sur un maillage adaptatif de 64\*64 pixels à 32\*32 pixels est calculée entre les fenêtres issues de chaque doublet d'images. En découle un champ 2D de vecteurs vitesse instantané.
- une validation des vecteurs vitesses par filtrage du rapport signal sur bruit et par filtrage local par moyenne est appliquée avant le calcul du champ moyen statistique des vitesses.

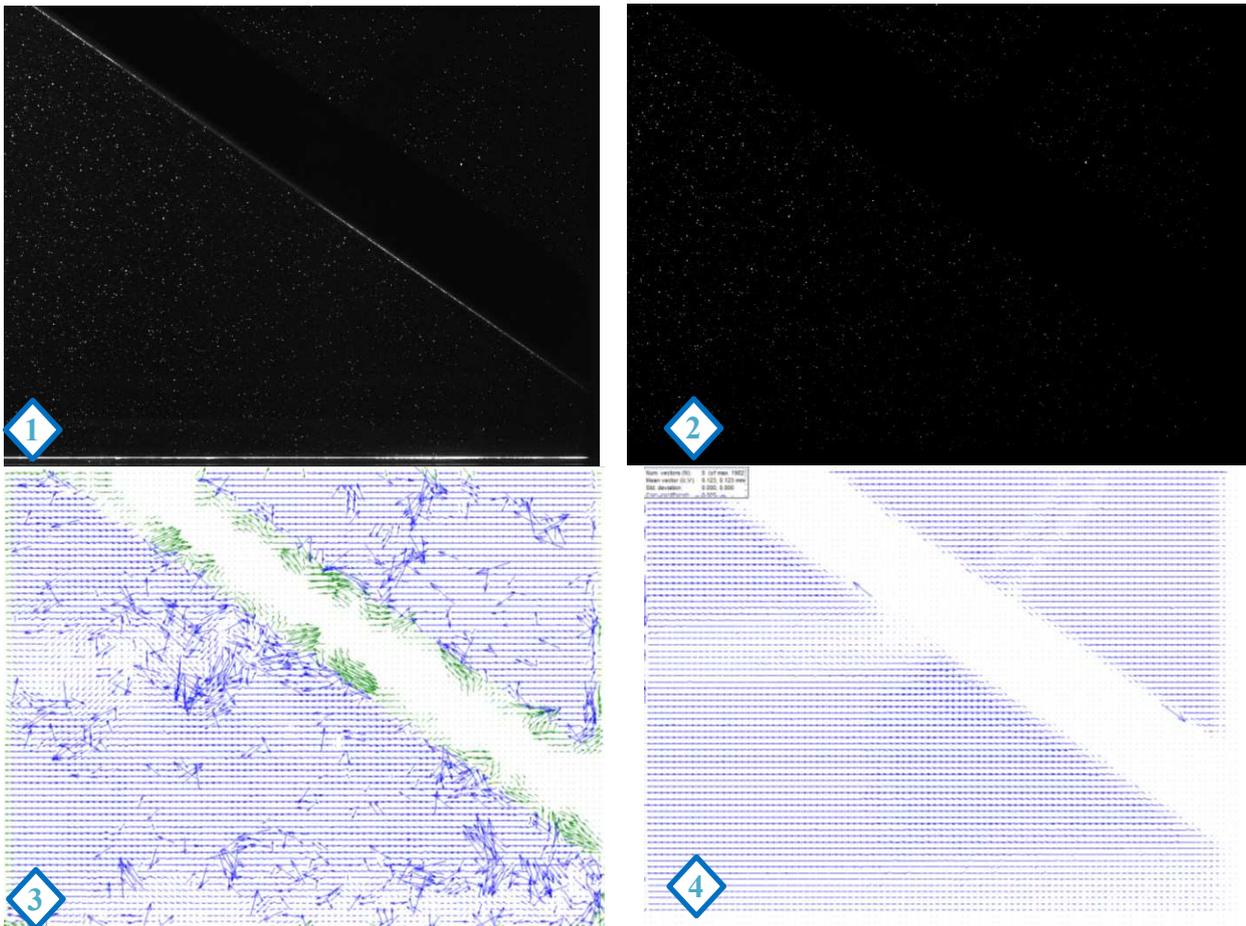


Figure II-19 : Evolution d'un traitement PIV. 1 : Image instantanée brute. 2 : Image brute à laquelle l'image moyenne a été soustraite. 3 : Champ de vitesse instantané obtenu à partir d'un doublet d'image. 4 : Champ de vitesse moyen obtenu à partir de l'ensemble des champs de vitesses instantanés. Sur les images 3 et 4, un masque a été appliqué sur la grille.

### **Incertitudes**

Les mesures PIV impliquent plusieurs instruments simultanément ce qui augmente les sources d'erreur potentielles.

Tout d'abord, garantir la position de la nappe laser est délicat. Faire un profil en face d'un barreau par exemple nécessite de garder la nappe laser parallèle au barreau sur toute la longueur. Un léger décalage au niveau des lentilles peut vite engendrer une rotation significative de la nappe laser. Dans

l'exemple ci-dessus, cela peut amener à éclairer des particules qui ne sont pas en face d'un barreau. Ceci est d'autant plus vrai que la nappe laser a une épaisseur non négligeable, de l'ordre du millimètre.

Ensuite, il y a une légère incertitude sur le facteur d'échelle, c'est-à-dire sur l'équivalence entre un nombre de pixels sur l'image et une distance réelle en mètres. Pour déterminer ce rapport de manière précise, nous avons positionné un réglelet au niveau de la nappe laser, dans le plan de mesure, et nous avons utilisé la fonction de calibration du logiciel Dynamic Studio (Dantec) qui permet de sélectionner deux points sur l'image et d'inscrire la distance réelle que cela représente (soit la différence entre deux graduations du réglelet dans notre cas). Toutefois, il y a toujours une incertitude de quelques pixels lors la sélection de ces points représentatifs, typiquement de l'ordre de 5 pixels pour 1000. Le facteur d'échelle appliqué à toutes les images peut donc présenter une erreur de l'ordre de 0.5% qui se répercute directement sur les valeurs des déplacements et donc sur les valeurs de vitesses calculées par le logiciel.

Ce raisonnement n'est toutefois valable que si l'angle des caméras est parfaitement réglé. Si le plan de l'image n'est pas vraiment le plan de la nappe laser, une calibration plus fine, en deux dimensions avec une mire par exemple, permettrait d'affiner les facteurs d'échelle sur l'image. Toutefois, nous n'avons pas été en mesure de mettre cette procédure en œuvre à l'intérieur de notre canal équipé de grilles. Une autre type d'erreur, lié à la décomposition des vecteurs vitesse, peut avoir lieu lors d'un mauvais positionnement angulaire de la caméra. Une légère rotation de la caméra engendre une différence entre les axes de l'image et ceux propres au canal, auquel cas la composante horizontale sur l'image ne sera pas exactement la composante U de l'écoulement.

Il peut également y avoir une incertitude sur la position de l'image dans le repère réel. Pour repérer les images, nous nous sommes servis des éléments du canal (dont nous connaissons la position) qui apparaissent sur l'image (angles des parois du canal, trace du laser sur le fond du canal, ...). Dans certains cas, nous nous sommes aussi servis des images de calibration pour repérer l'image d'une caméra par rapport à une autre. Toutefois, à cause des effets de perspectives, il se peut qu'il y ait une légère erreur de positionnement. Sur les bords de l'image, où le facteur d'échelle est davantage biaisé, cette erreur de position dans le repère réel peut atteindre jusqu'à 5 millimètres.

Enfin, la dernière source d'erreur est liée au post-traitement. Plus précisément il s'agit de la précision des déplacements prédits par l'algorithme PIV qui est étroitement liée à la cohérence entre les choix de taille des particules, d'intervalle de temps entre deux images et de méthode de post-traitement. Pour des fenêtres d'interrogation de 32\*32 pixels (taille du dernier passage), il est conseillé d'avoir un déplacement de particules de l'ordre de 8-10 pixels (environ un quart de fenêtre). Un déplacement plus faible réduirait la qualité des corrélations alors qu'un déplacement trop grand ne serait pas perçu lors du post-traitement. Etant donné que la vitesse des particules n'est pas la même sur toute l'image, nous avons choisi de fixer l'intervalle de temps par rapport aux vitesses (et donc aux déplacements) dans l'écoulement principal afin d'optimiser le post-traitement dans la majeure partie de l'image.

Parallèlement, il est aussi conseillé de conserver une taille de particule suffisamment grande sur l'image afin de limiter les incertitudes sur leur position. Dans notre cas, nous avons pris des particules de 0.05 mm qui ont une densité de 1.02 et qui suivent donc parfaitement les lignes de courants. La taille en pixel de ces particules serait suffisante si le champ d'observation des caméras était adapté mais pour nos expériences, nous avons décidé d'optimiser la taille de l'image en pénalisant la taille des particules (de l'ordre de 0.3-0.6 pixels). Cela permet d'alléger la durée (limitée) des expériences PIV en réduisant au maximum le nombre de configurations de caméras différentes à mettre en place pour couvrir l'ensemble de la zone à étudier. Mais, en contrepartie, cela pénalise légèrement la qualité du post-traitement qui a tendance à forcer le déplacement des particules à des nombres entiers de pixels (effet du « peak-locking »). La Figure II-20 (en haut) montre un histogramme des sous-déplacements observés sur une image acquise lors d'une expérience. Ces sous-déplacements sont obtenus en soustrayant la partie entière (en pixels) du déplacement. Ce graphe montre clairement un comportement gaussien avec un maximum au niveau du 0 et environ deux fois plus de valeurs entières que de valeurs demi-entières. Il y a donc bien un léger effet de peak-locking dans nos résultats mais selon Christensen (2004), l'effet du peak-locking sur les profils de vitesse moyenne reste de toute façon assez peu significatif (en comparaison avec l'effet sur les composantes turbulentes que nous n'étudions pas ici).

Le deuxième graphe sur la Figure II-20 (en bas) montre l'erreur de prédiction du déplacement dans des conditions contrôlées. Nous avons pris une image acquise lors d'une expérience que nous avons artificiellement translatée d'un certain nombre de dixièmes de pixels (de 0.1 à 0.9 pixels). Nous avons ensuite appliqué l'algorithme de post-traitement (une passe avec des fenêtres déformables de 128\*128 pixels, une passe à 64\*64, et deux passes 32\*32) et affiché l'écart entre le déplacement prédit et le déplacement imposé. L'erreur sur la valeur moyenne du déplacement, qui est dans ce cas principalement liée à la taille des particules sur l'image, est assez faible et est inférieure à 0.04 pixels avec un écart-type de 0.04 au maximum. Cet écart-type est d'ailleurs maximal pour les déplacements proches de 0.5 pixels et minimum près des déplacements entiers, ce qui est bien cohérent avec l'effet du peak-locking. Nous considérons donc que l'erreur systématique sur le déplacement, d'après nos mesures en condition contrôlée, est au maximum de l'ordre de 0.08 pixels, mais qu'elle peut être légèrement rehaussée par l'effet de peak-locking.

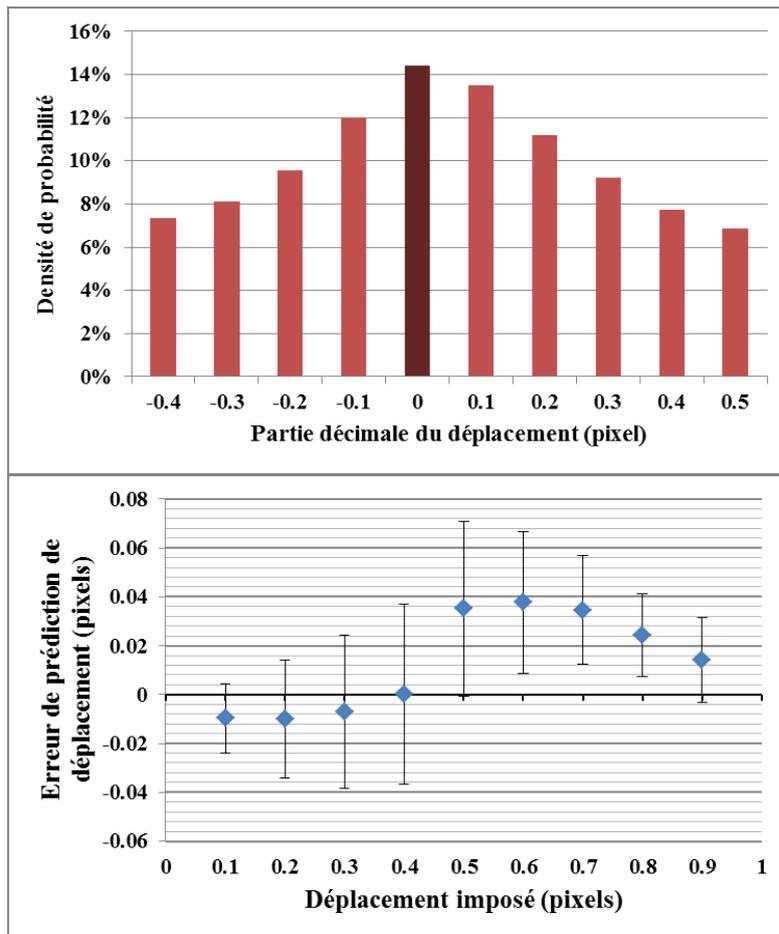


Figure II-20 : En haut, densité de probabilité de déplacement au cours d'une acquisition PIV (256 images de l'écoulement en fin de grille orientée avec exutoire). Seule la partie décimale du déplacement est conservée de manière à centrer les nombres de pixels entiers en 0. En bas, erreurs de prédiction sur le déplacement dans des conditions contrôlées (déplacement artificiel imposé de 0.1 à 0.9 pixels). Les marqueurs et les barres représentent respectivement la valeur moyenne et l'écart-type des déplacements prédits par l'algorithme de post-traitement.

La combinaison de toutes les incertitudes que nous avons décrites dans cette section montre que, si toutes les précautions sont prises lors de la mise en place du système PIV, les incertitudes sur les vitesses les plus significatives sont dues au compromis que nous avons dû faire sur la taille des particules. Malgré l'effet du peak-locking, ces erreurs possibles représentent guère plus de 1% de la majorité des vitesses mesurées (obtenues pour un déplacement proche de 8 pixels) mais peuvent devenir un peu plus significatives dans les zones de faibles vitesses où le déplacement peut ne correspondre qu'à 1 ou 2 pixels.

## II.2. Veine hydrodynamique

### II.2.1. Mesures ciblées

La veine hydrodynamique a été utilisée pour étudier les grilles avec des barreaux droits (ici horizontaux) dans un écoulement en charge. Cette installation doit permettre d'étudier plus précisément les pertes de charge provoquées par les barreaux. Un assemblage de barreaux, correspondant finalement à une portion des grilles utilisées dans le canal à surface libre, a été inséré dans cette veine hydrodynamique. Nous avons effectué d'une part des mesures de pertes de charge, et d'autre part des mesures d'effort sur le barreau central de la grille. Ces deux mesures complémentaires nous ont permis de relier, pour plusieurs configurations (plusieurs entrefers), le coefficient de traînée d'un barreau au coefficient de pertes de charge global de la grille.

### II.2.2. Présentation de l'installation

La veine hydrodynamique est une installation hydraulique en boucle fermée dans laquelle l'écoulement est en charge. La boucle, d'une longueur totale d'environ 20 m, est reliée à une pompe à hélice qui permet de mettre en mouvement l'eau contenue dans l'installation et d'atteindre des débits d'écoulement supérieurs à 200 l/s.



Figure II-21 : Partie haute de la veine hydraulique avec le tronçon transparent au centre.

Le centre de la partie supérieure de la veine (Figure II-21) a été modifié de manière à pouvoir ajuster des configurations de grilles à l'intérieur. Cette partie, ayant une section carrée de 230 x 230 mm<sup>2</sup> mesure environ 700 mm de long. Ainsi, au niveau des grilles (placées dans la première moitié de ce tronçon), le dispositif peut atteindre des vitesses jusqu'à 6 m.s<sup>-1</sup>.

### II.2.3. Présentation des plans de grille

Les grilles sont construites en deux parties. Il y a d'une part le barreau central (Figure II-22) qui est conçu en acier inoxydable pour des questions de rigidité. Il est relié à la balance grâce à une tige qui traverse la paroi de la veine et qui s'insère dans la balance.

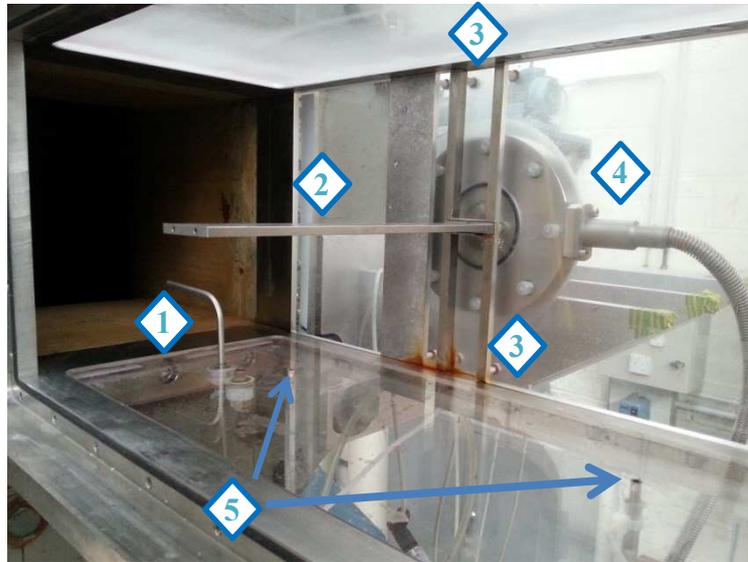


Figure II-22 : Photo du montage expérimental dans la veine hydraulique. 1 : Tube de Pitot. 2 : Barreau central relié à la balance. 3 : Ouvertures pour insérer les autres barreaux de la grille. 4 : Balance dynamométrique. 5 : Prises de pressions amont et aval.

Ensuite, il y a les autres barreaux, en PVC, qui s'insèrent au-dessus et au-dessous du barreau central pour former une grille. Ils sont maintenus par trois supports latéraux. Deux de ces supports s'insèrent dans les ouvertures situées au-dessus et en dessous de l'axe de la balance et l'autre s'insère dans la paroi opposée. La grille complète, vue depuis le côté de la balance, est représentée sur la Figure II-23.



Figure II-23 : Grille complète insérée dans la veine hydrodynamique. Le barreau central, relié à la balance, est ici entouré de 14 barreaux disposés de part et d'autre ( $e = 10$  mm).

## II.2.4. Présentation du matériel utilisé

### II.2.4.1. Capteurs de pressions

Deux capteurs de pression différentiels (Sensortechincs 26-PC wet-wet) sont utilisés au cours de ces expériences. Les deux sont des capteurs à contact mouillé ayant une gamme de 50 mbar.

Il y a d'une part un capteur relié aux deux prises de pression du tube de Pitot (Furness FC065, d6mm, L600mm). Celui-ci permet de faire la différence entre

- La pression totale mesurée en face du capteur. Elle correspond à la somme de la pression statique et de la pression dynamique  $0.5\rho V_1^2$  où  $\rho$  est la masse volumique de l'eau.
- La pression statique mesurée sur le pourtour du tube.

L'information fournie par le capteur différentiel est donc directement la pression dynamique et permet donc de connaître la vitesse de l'écoulement.

Le second capteur de pression compare les pressions mesurées à l'amont et à l'aval de la grille. Il mesure ainsi la perte de pression imputable aux barreaux.

### II.2.4.2. Balance dynamométrique

La constitution de la balance dynamométrique (Kistler) permet de mesurer des efforts selon trois composantes ainsi qu'un moment autour de l'axe de la balance. Toutefois, elle est conçue pour mesurer des efforts dont le point d'application est très proche de sa surface (environ 25 mm de distance). Ici, l'effort est déporté à environ 150 mm. La mesure n'est donc pas directement fiable et nécessite un calibrage.

Les barreaux sont horizontaux et symétrique (par rapport au plan horizontal). L'écoulement devrait donc imposer un effort dans le sens de l'écoulement, c'est-à-dire imposer un effort de trainée sans effort de portance. C'est donc la composante dans l'axe de l'écoulement que nous avons calibrée. Nous avons fixé un système de poulie (Figure II-24) pour pouvoir appliquer les poids de différentes masses sur le centre du barreau. Nous avons donc imposés des forces correspondant aux poids de masses allant de 50 g à 1500 g soit environ de 0.5 N à 15 N.

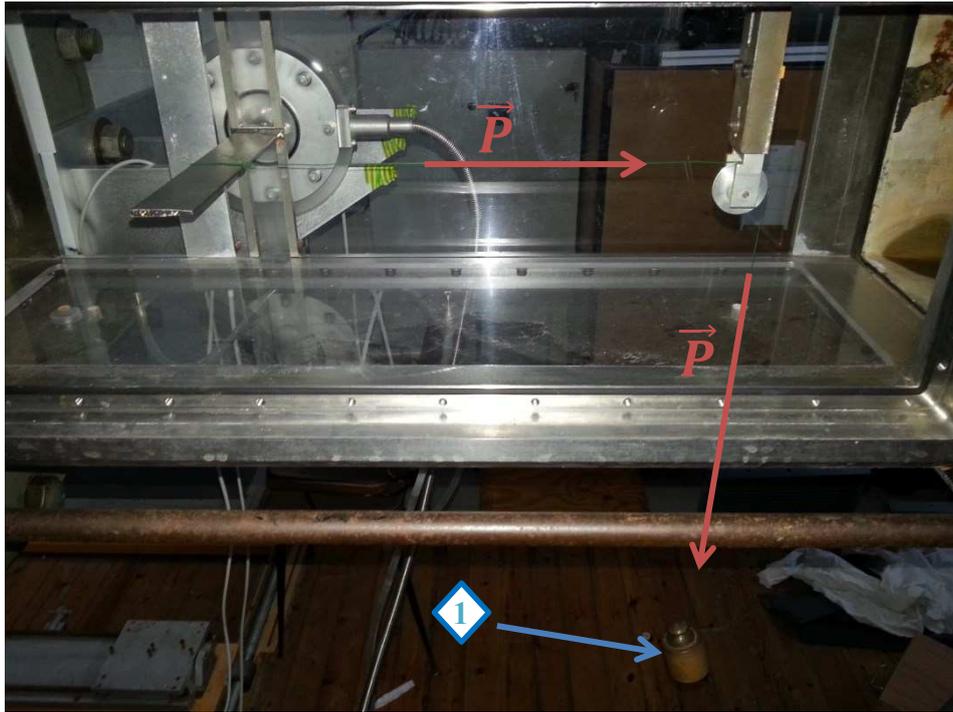


Figure II-24 : Système utilisé pour la calibration de la balance. Les masses (1) suspendues permettent d'appliquer une force connue (P) au centre du barreau.

En reliant les mesures de la balance avec les poids réellement appliqués, nous avons pu connaître la relation entre l'effort mesuré par la balance et l'effort réellement appliqué sur le barreau. La Figure II-25 montre un exemple de calibration qui indique qu'il existe un facteur 0.6253 entre les forces affichées (« Forces mesurées » sur le graphe) par la balance et les forces réellement appliquées au barreau (« Poids imposés » sur le graphe).

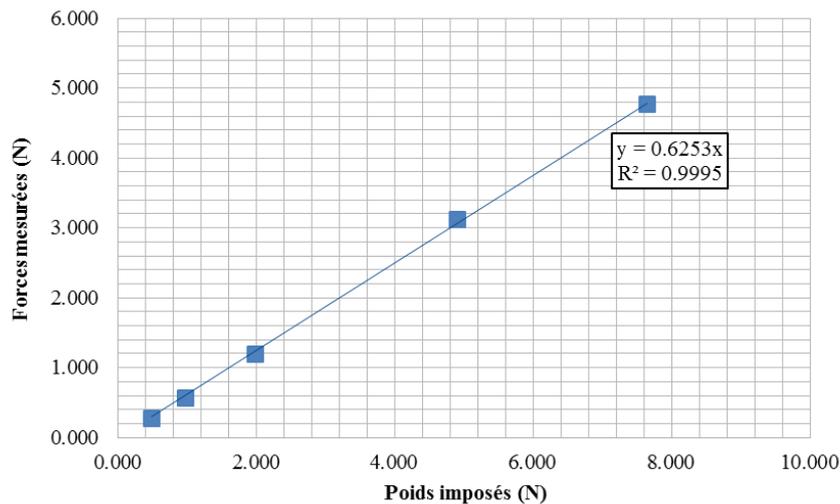


Figure II-25 : Exemple de calibration permettant de déterminer le coefficient entre les forces mesurées et celles réellement appliquées au barreau.

## II.2.5. Incertitudes de mesures

Sur cette installation, les incertitudes sont principalement liées à la précision des instruments.

Pour les capteurs de pression, un étalonnage a été réalisé à l'aide d'un calibrateur de pression (Druck DPI 605) afin de vérifier la linéarité de la réponse des capteurs. Leur précision est supérieure à 99.9% avec une l'incertitude propre à chaque capteur de l'ordre de 0.1 mbar. De plus, afin de s'assurer que la prise de pression aval était suffisamment éloignée de la grille, nous avons réalisé des tests avec une prise de pression située plus à l'aval (environ deux fois la distance de la prise initiale). Ces mesures de pression complémentaires se sont montrées identiques à celles mesurées avec la prise de pression initiale et ont donc validé le dispositif. Il demeure toutefois une éventuelle limite d'utilisation à ces capteurs concernant la mesure de la différence de pression amont-aval. En effet, pour les configurations avec peu de barreaux ou à faible vitesse, cette différence peut ne représenter que quelques dixièmes de mbar et l'incertitude devient alors nettement significative. Des précautions ont donc été prises quant à l'analyse de ces résultats.

Le tube de Pitot est relié à deux capteurs de pression et a donc une précision qui dépend principalement de la précision de ces instruments. Deux phénomènes peuvent toutefois dégrader la précision de la mesure. Il faut d'une part s'assurer de l'alignement du tube avec la direction du tunnel, afin de garantir que la différence de pression mesurée corresponde bien à  $0.5\rho V_1^2$ . D'autre part, il faut chercher à éviter la présence de bulles d'air dans le tube car nous avons remarqué qu'elle diminue la qualité de la réponse des capteurs vis-à-vis des variations de vitesses dans l'écoulement.

Concernant la balance, il peut y avoir des interférences entre les composantes des forces. Notamment, lors des phases où le barreau central vibre, il peut y avoir une composante verticale qui interagit avec la composante axiale (2% d'erreur au maximum d'après la documentation du constructeur). De plus, les mesures sont réalisées relativement loin de la balance et nous avons dû réaliser une calibration, dont la précision était un peu moindre. Les calibrations ont été réalisées à chaque fois que le barreau central était modifié. Plusieurs calibrations ont échoué car les mesures observées par la balance avaient une évolution chaotique vis-à-vis des efforts imposés (au lieu d'avoir une évolution linéaire). Cela pourrait venir du fait que nos configurations engendrent des efforts faibles, qui sont dans la plage inférieure de mesure de la balance (0.5 N pour une gamme de mesure de 5000 N). Toutefois, le constructeur indique que le seuil minimal de mesure est de 0.01 N. Nos mesures ont donc éventuellement une moins bonne dynamique mais elles demeurent a priori correctes. Une autre raison de ces mauvaises calibrations peut être le contact entre d'une part, le fil reliant le barreau et la masse, et d'autre part, l'orifice dans la plaque inférieure de la veine qu'il traversait. Ne pouvant pas vérifier a posteriori les raisons de ces erreurs, nous avons tout simplement écarté les calibrations erronées et nous avons uniquement conservé les calibrations fournissant un coefficient linéaire entre les mesures observées et les efforts réellement imposés. Mais nous devons concéder qu'il existe une incertitude sur le coefficient de

calibration, de l'ordre de 5%, qui peut se répercuter sur les valeurs d'effort acquises au cours des expériences.

En résumé, les différentes mesures réalisées sur cette installation sont fiables. Les forces mesurées sont tout de même sujettes à 5% d'incertitude, notamment pour les plus faibles vitesses d'écoulement. Et de la même manière, pour les configurations générant peu de pertes de charge, les capteurs de pressions ont une dynamique assez faible qui peut conduire à des valeurs incohérentes avec le reste des données.

## II.3. Simulations numériques avec OpenFOAM

### II.3.1. Résultats ciblées

Tous ces dispositifs expérimentaux décrits ci-dessus permettent d'obtenir de riches données pour de nombreuses configurations. Cependant, ils ne permettent pas de faire varier certains paramètres comme la largeur du canal ou encore la forme des exutoires. Le but de ces simulations est donc de compléter les résultats expérimentaux afin d'obtenir un éventail de données plus complet.

### II.3.2. Présentation du logiciel

Ces simulations numériques ont été effectuées à partir du code OpenFOAM (« Open Field Operation And Manipulation » de la compagnie OpenCFD) qui a l'avantage d'être un code OpenSource mais qui a une architecture assez complexe qui requiert davantage de temps de prise en main que les logiciels commerciaux traditionnels (Fluent, Star CCM+, ...). Cette boîte à outils codée en C++ est développée dans le but de simuler numériquement des problèmes de mécanique continue et plus particulièrement de mécanique des fluides. Ses domaines d'applications sont nombreux (écoulement à surface libre, combustion, écoulement compressibles, réaction chimiques, etc...) et la suite OpenFoam permet à elle seule d'aborder toutes les étapes de la simulation depuis le prétraitement, avec par exemple un utilitaire dédié pour la création du maillage, jusqu'au post-traitement, avec des sorties graphiques quasi-directes sous Paraview (logiciel OpenSource de visualisation). De plus, OpenFOAM propose de nombreux solveurs adaptés à différents problèmes spécifiques, qui peuvent aussi être modifiés si nécessaire.

## II.3.3. Validation du code préliminaire

### II.3.3.1. Procédure

L'utilisation d'un code numérique requiert tout d'abord une validation à partir de données expérimentales. En effet, les résultats obtenus à partir de simulations numériques dépendent fortement des paramètres choisis. Il convient donc de vérifier la pertinence de ces résultats, notamment pour les simulations simplifiées, réalisées en deux dimensions par exemple.

Ces premières simulations doivent permettre d'analyser l'influence de certains paramètres de la simulation (taux de turbulence, choix du modèle de turbulence, deux ou trois dimensions, ...) et de faire des choix judicieux pour les simulations suivantes qui doivent fournir de nouveaux résultats. Nous avons donc testé une configuration simple en deux dimensions (une seule cellule en  $z$  avec conditions de symétrie en haut et en bas du domaine). Comme les grilles inclinées ne peuvent pas être modélisées en deux dimensions, nous avons opté pour une grille orientée à  $\alpha = 45^\circ$ , qui fait partie des configurations supposées comme étant ichtyocompatible par l'ADEME. Les premiers résultats de ces simulations montreront donc directement l'efficacité du code OpenFOAM à modéliser l'écoulement autour de grilles ichtyocompatibles.

Cette configuration de grille a été simulée avec les deux formes de barreau décrites jusqu'ici (**PR** et **PH** - Figure II-6). L'influence des paramètres suivants a été analysée:

- Taux de turbulence initial
- Rapport viscosité sur viscosité turbulente (nombre de Reynolds turbulent) initial
- Raffinement du maillage
- Modèle de turbulence

Nous avons évalué la qualité des simulations en comparant les résultats numériques avec les résultats expérimentaux. Trois points significatifs ont été comparés :

- Les pertes de charge générées par la grille, correspondant dans ces simulations à des différences de pression
- Le profil de vitesse le long de la grille, mesuré à 50 mm (en distance normale) de la grille
- Le profil de vitesse transversal à l'aval de la grille, mesuré à  $x = 1$  m soit environ 370 mm derrière l'extrémité aval de la grille orientée.

### II.3.3.2. Paramétrage des simulations numériques

#### Géométrie

Les configurations de grilles (orientées) décrites dans la section II.1.4 ont été simulées assez fidèlement, au détail près que la grille est modélisée en deux dimensions. L'écoulement correspond donc à un écoulement en charge et il n'est pas possible de modéliser les entretoises. La géométrie du modèle comprend donc :

- Un canal étendu de  $x = -3$  m à  $x = 4$  m et de  $y = 0$  m à  $y = 0.6$  m
- Une grille fixée à  $x = 0$  m et  $y = 0$  m.
- Des barreaux de section rectangulaire **PR** ou hydrodynamique **PH** avec les dimensions expérimentales  $b = 5$  mm et  $p = 40$  mm
- Un entrefer de  $e = 10$  mm
- Les supports triangulaires aux extrémités de la grille

La géométrie a été créée en deux temps. Tout d'abord, nous avons généré le canal en créant tout simplement un bloc hexaédrique, dans lequel nous définissons une taille initiale de maille.

Ensuite, la génération de la grille se fait à l'aide de l'utilitaire snappyHexMesh. Celui-ci permet d'insérer un objet surfacique au format stl (STereoLithography) dans une géométrie de base créée au préalable (ici le canal). Nous avons donc généré des objets de base (barreaux, entretoises, supports latéraux) à l'aide d'un logiciel de conception assistée par ordinateur 3D (AutoCAD de AutoDesk). Nous avons ensuite créé un programme C++ dans lequel nous renseignons les paramètres de la configuration testée (angle, largeur, épaisseur de barreau, entrefer, ...). Le code utilise ces paramètres pour déterminer le nombre d'éléments, leur taille, et leur position (angulaire également). Tous les éléments ainsi construits sont regroupés dans un seul objet qui constitue la grille complète. L'utilitaire termine enfin la procédure en utilisant une méthode de crénelage puis de lissage des mailles autour de la nouvelle géométrie insérée dans le canal.

#### Maillage

L'utilitaire snappyHexMesh utilisé pour générer la grille permet en outre d'incrémenter le niveau de raffinement du maillage par dichotomie. Il est possible de raffiner le maillage autour de l'objet inséré ainsi que dans des sous-domaines hexaédriques. Ces niveaux de raffinement s'appuient sur le niveau 0 défini lors de la création de la géométrie de base, c'est-à-dire, lors de la génération du canal. Comme cette dichotomie s'applique dans toutes les directions, une autre fonction de OpenFOAM a été utilisée pour restreindre la dichotomie aux directions  $x$  et  $y$  et ainsi conserver une seule cellule en  $z$ .

Nous avons défini plusieurs niveaux de raffinement (Figure II-26) pour améliorer la définition du maillage dans les zones sensibles :

- Niveau 0 à l'intérieur du canal ( $dx = dy = 20$  mm)
- Niveau 2 près des parois du canal
- Niveau 2 autour et dans le sillage de la grille (de  $x = -0.1$  m à  $x = 1.2$  m)
- Niveau 4 voire 5 sur les barreaux et les supports latéraux (soit jusqu'à  $dx = dy = 0.625$  mm)

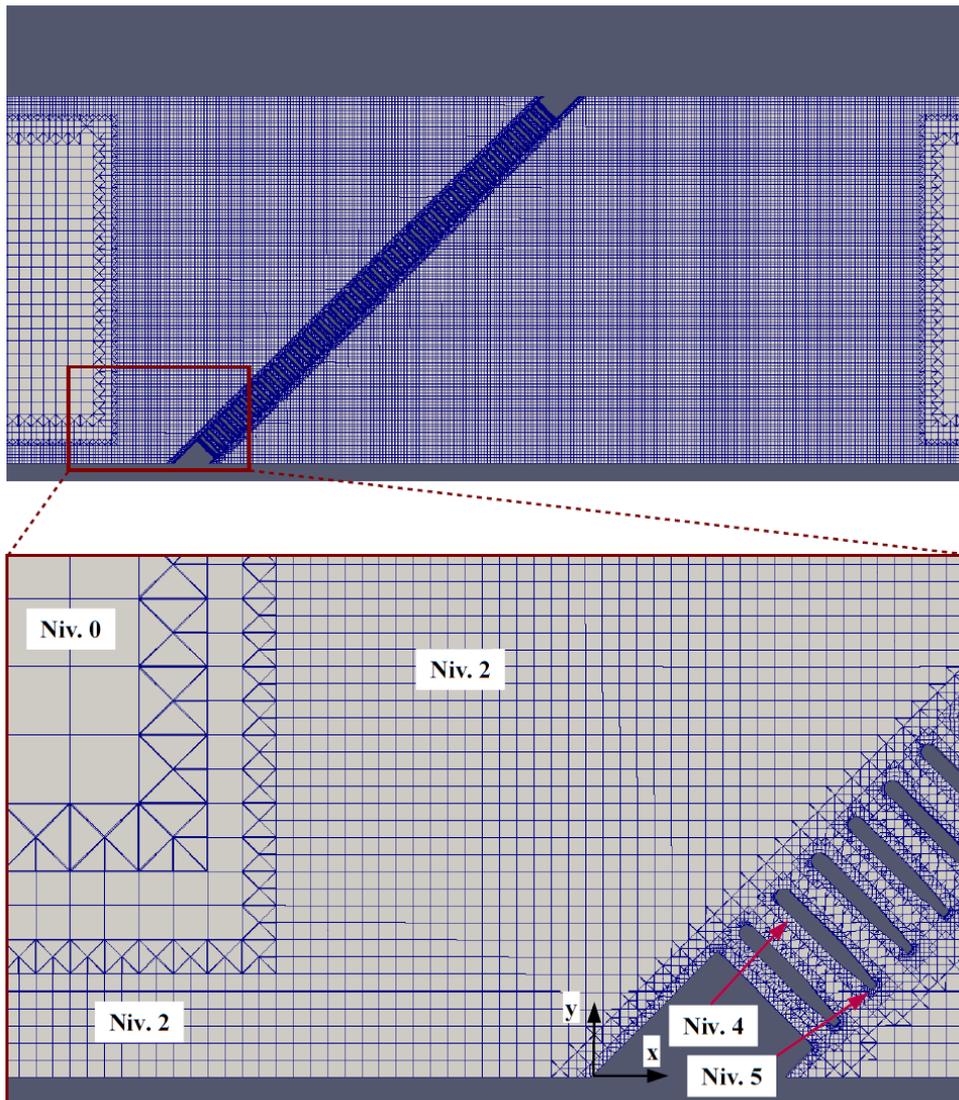


Figure II-26 : Illustration du maillage autour de la grille avec les différents niveaux de raffinement. L'origine des axes x et y est aussi représentée sur le graphe.

Ce maillage, pourtant en deux dimensions, comporte déjà 100.000 cellules. Nous avons cherché à vérifier si le degré de raffinement était suffisant et donc à voir si nous avons atteint la convergence de maillage. Les simulations ont été réalisées avec le modèle **k- $\epsilon$ -RNG**. Pour faire varier le degré de raffinement du maillage, seule la dimension des cellules correspondant au niveau 0 a été modifiée. Les

rapports des tailles de mailles entre les différentes zones du canal, illustrés sur la Figure II-26, ne changent pas. Comme la dimension initiale change, la taille de toutes les cellules est modifiée proportionnellement. La Figure II-27 compare ainsi les profils de vitesse à l'amont et à l'aval de la grille pour trois tailles de mailles initiales : 1 cm, 2 cm et 4 cm.

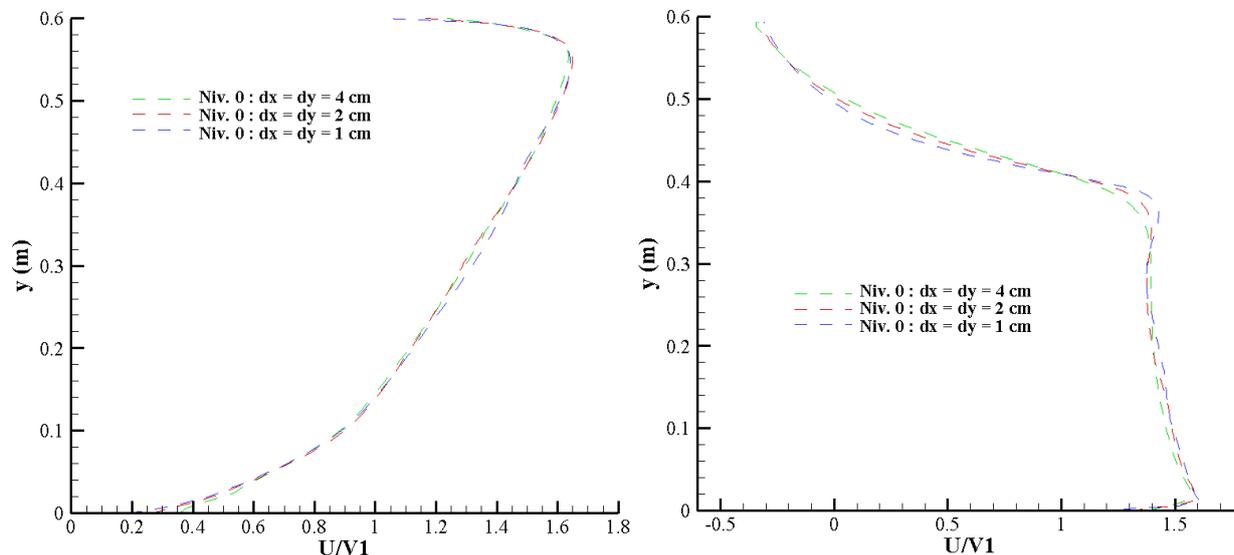


Figure II-27 : Comparaison des profils de vitesse le long (à gauche) et à l'aval (à droite) d'une grille orientée à 45° pour différents degrés de raffinement du maillage.

La Figure II-27 montre qu'il y a peu d'influence de la taille du maillage. Les profils de vitesse amont sont tout à fait semblables. Les profils aval sont aussi très proches. Ils prédisent une même étendue pour la zone de recirculation. Une légère différence subsiste autour de  $y = 0.37$  m où il semble y avoir un pic de vitesse pour les maillages plus fins. Malgré cette différence, nous pouvons considérer que nous avons atteint la convergence du maillage et donc que le maillage que nous avons choisi (de niveau 0 avec  $dx = dy = 20$  mm à niveau 5 avec  $dx = dy = 0.625$  mm) est adapté pour notre simulation.

### **Solveur et conditions aux limites**

Pour réaliser la simulation, nous avons utilisé un solveur adapté à notre problème. Nous avons choisi le solveur simpleFoam, dédié aux simulations d'écoulement turbulent, monophasique et stationnaire, qui modélise la turbulence par des méthodes RANS (Reynolds Averaged Navier Stokes).

Nous avons choisi des conditions aux limites adaptées à notre problème. :

- Une vitesse uniforme est fixée à l'entrée du domaine (condition de Dirichlet). Nous avons choisi une vitesse similaire aux vitesses d'écoulement mise en jeu dans l'expérience. Une valeur de pression est aussi fixée mais elle n'est pas un paramètre prédominant car seuls les gradients de pressions sont pris en compte avec ce solveur.
- La sortie du domaine est laissée libre pour toutes les variables avec une condition « zeroGradient » (condition de Neumann).

- Une condition de symétrie est imposée aux faces supérieures et inférieures. Cela permet de garantir que la simulation est bidimensionnelle avec une homogénéité dans la direction  $z$  et des vitesses  $\mathbf{W} = 0$ .
- Les parois latérales du canal ainsi que les éléments de la grille sont considérés comme des murs (« wall ») sans condition de glissement. Pour les variables turbulentes, des lois de parois, déjà implémentées dans OpenFOAM, sont appliquées sur ces surfaces.

### Choix du modèle de turbulence

Nous souhaitons comparer les résultats de plusieurs modèles de turbulence afin de choisir celui qui simule le mieux la courantologie le long de la grille, à l'aval de celle-ci, ainsi que les pertes de charge qu'elle génère. Nous avons sélectionné cinq équations de fermeture différentes pour modéliser la turbulence (les commentaires sur chacun des modèles s'appuient notamment sur Rémi Manceau (2007)) :

- Le modèle **k- $\epsilon$**  développé par Launder et Sharma (1974). C'est un des modèles de base pour la modélisation de la turbulence. Il relie l'énergie turbulente  $k$  à son taux de dissipation  $\epsilon$ . Généralement, il est considéré comme assez performant pour gérer la turbulence développée que l'on retrouve dans les écoulements loin des d'obstacles.
- Le modèle **k- $\epsilon$ -RNG** (« ReNormalization Group ») de Yakhot et al. (1992). Il est censé améliorer le modèle **k- $\epsilon$**  en permettant le calcul de l'énergie turbulente à plusieurs échelles.
- Le modèle **k- $\omega$**  de Wilcox (1988). C'est l'autre modèle de base de notre point de vue contemporain. Il relie l'énergie turbulente  $k$  à son taux de dissipation spécifique  $\omega$ . Contrairement au modèle **k- $\epsilon$** , le modèle **k- $\omega$**  est plus performant près des parois mais est davantage sensible aux conditions initiales.
- Le modèle **k- $\omega$ -SST** (« Shear Stress Transport ») de Menter (1994). Il concilie le modèle **k- $\omega$**  efficace près des parois avec le modèle **k- $\epsilon$**  qui donne de bons résultats dans les régions libres.
- Le modèle de Spalart et Allmaras (1992) du même nom. C'est le seul modèle où une équation de transport de la viscosité cinématique turbulente  $\nu_t$  est implémentée.

Ces modèles ont été décrits et analysés plus en détail par de nombreuses publications et beaucoup d'études numériques actuelles utilisent un de ces modèles. En 1988, l'American Society of Civil Engineers avait déjà commencé à faire un descriptif des méthodes existantes de l'époque. L'étude de Pope (2000) complète ce descriptif en décrivant les équations propres à chaque modèle. Nous aurions pu utiliser encore d'autres modèles de turbulence mais le nombre de simulations engendrées avec cinq modèles de turbulence est déjà conséquent (une trentaine de simulations juste pour le choix du modèle de turbulence ainsi que des valeurs initiales des grandeurs turbulentes discutées ci-après).

Pour chacun de ces modèles, nous avons testé l'influence des valeurs initiales des grandeurs turbulentes. Même si celles qui rentrent en jeu diffèrent en fonction des modèles, il est possible de les regrouper sous deux paramètres :

- L'intensité turbulente  $I_t$  qui permet de relier la valeur moyenne de  $U$  à l'énergie turbulente  $k$ . Si on suppose que la turbulence est homogène et isotrope, l'expression de l'intensité turbulente  $I_t$  peut alors s'écrire sous la forme

$$I_t = \sqrt{\frac{2}{3} \frac{k}{U^2}} \quad \text{Equation II-5}$$

- Le rapport de la viscosité cinématique sur la viscosité turbulente, souvent noté  $Re_t$  pour nombre de Reynolds turbulent.

$$Re_t = \frac{\nu_t}{\nu} \quad \text{Equation II-6}$$

Les grandeurs turbulentes qui rentrent en jeu selon les différents modèles sont :

- L'énergie cinétique turbulente  $k$  (pour les modèles basés sur  $k-\epsilon$  et  $k-\omega$ ) : calculée directement à partir de l'équation

$$k = \frac{3}{2} (U I_t)^2 \quad \text{Equation II-7}$$

- Le taux de dissipation  $\epsilon$  (pour les modèles basés sur  $k-\epsilon$ ) : calculé à partir de l'équation

$$\epsilon = C_\mu * \frac{k^2}{\nu} * \frac{1}{Re_t} \quad \text{Equation II-8}$$

- Le taux de dissipation spécifique  $\omega$  (pour les modèles basés sur  $k-\omega$ ) : calculé à partir de l'équation

$$\omega = \frac{k}{\nu} * \frac{1}{Re_t} \quad \text{Equation II-9}$$

- Les viscosités cinématiques turbulente  $\nu_t$  et modifiée  $\tilde{\nu}$  (pour Spallart-Allmaras) : calculés grâce aux équations

$$Re_t = \frac{\nu_t}{\nu} \quad \text{Equation II-10}$$

$$\tilde{\nu} = m * \nu_t$$

La variable  $\tilde{\nu}$  est liée à  $\nu_t$  (une valeur comprise entre  $m=3$  et  $m=5$  est généralement recommandée).

De plus, notons que les trois variables  $\epsilon$ ,  $\omega$  et  $k$  sont reliées par le coefficient  $C_\mu$  qui a une valeur de 0.09 d'après Launder et Spalding (1974).

$$\epsilon = C_\mu * \omega * k \quad \text{Equation II-11}$$

Pour l'analyse de l'effet des paramètres  $Re_t$  et  $I_t$ , nous avons choisi des valeurs relativement communes. Pour le nombre de Reynolds turbulent, nous avons choisi une valeur neutre de 1, une valeur de 0.1 correspondant plutôt à une configuration bas-Reynolds (communément utilisée pour la modélisation proche paroi), et une valeur de 10 correspondant cette fois-ci plutôt à une configuration haut-Reynolds (plutôt utilisée pour les écoulements externes ou libres). Pour l'intensité turbulente, nous avons sélectionnée trois valeurs. Une première intensité turbulente de 5%, correspond à un ordre de grandeur communément utilisé pour les écoulements en canaux, est encadrée ensuite par deux valeurs, 1% et 10%. Ces plages de paramètres doivent permettre d'évaluer leur influence sur des gammes significatives pour notre contexte.

### II.3.3.3. Analyse des résultats

#### Résultats – Influence des paramètres $Re_t$ et $I_t$

Les résultats numériques ont été comparés à des mesures réalisées dans le canal à surface libre. En effet, la configuration sélectionnée (grille orientée à 45° avec des barreaux **PR** ou **PH** espacés de 10 mm) a été testée expérimentalement, avec les procédés décrits dans le paragraphe II.1.5. Les mesures de pertes de charge ont permis de connaître le coefficient de pertes de charge de chacune des deux grilles (Tableau II-2). Des mesures de vitesses ADV et PIV ont permis d'obtenir des profils de vitesses autour de la grille qui sont illustrés directement sur les figures où les résultats numériques et expérimentaux sont comparés.

	$\alpha$ [°]	e [mm]	b [mm]	$N_{sp}$	$H_1$ [mm]	$\Delta H$ (incertitude) [mm]	$V_1$ [m.s <sup>-1</sup> ]	$\xi$ (incertitude)
PR	45	10	5	2	360	59 (± 4)	0.59	3.3 (± 0.22)
PH					354	44 (± 4)	0.6	2.4 (± 0.22)

**Tableau II-2: Résumé des mesures de pertes de charge réalisées sur une grille orientée à 45° avec des barreaux PR ou PH espacés de 10 mm.**

La Figure II-28 montre l'évolution de la composante axiale  $U$  le long de la grille. Elle compare ces profils mesurés avec ceux simulés numériquement en deux dimensions avec différents modèles de turbulence. Les profils de vitesses sont cohérents avec les mesures. Toutefois, les vitesses ont tendance à être sur estimées en fin de grille par tous les modèles de turbulence. Ceci est certainement lié au fait que les phénomènes tridimensionnels sont négligés dans nos simulations. Notamment, la déviation de l'écoulement vers la fin de la grille se traduit par une augmentation des vitesses simulée alors qu'en réalité, elle peut aussi se manifester par une légère surélévation de la surface libre.

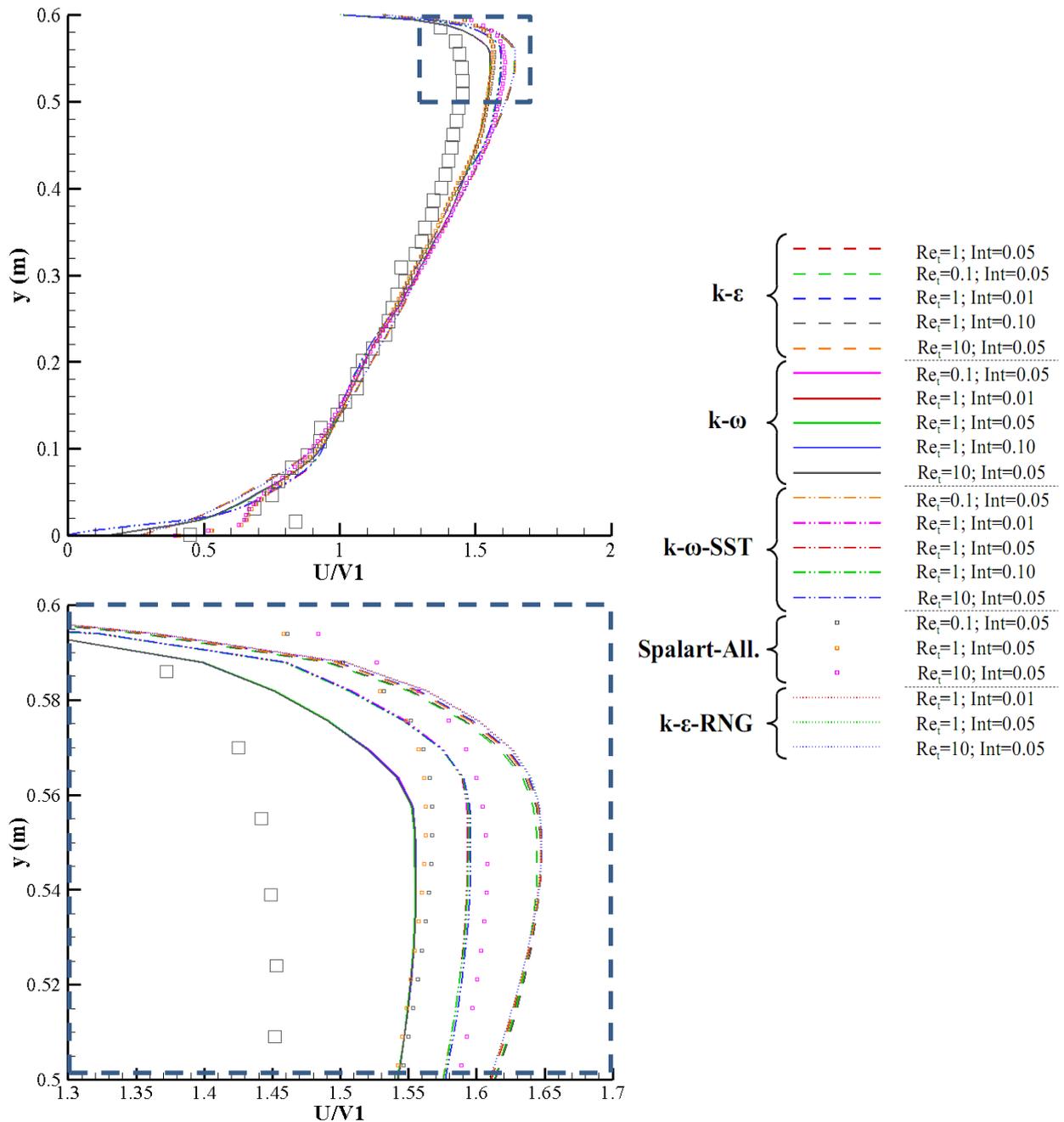


Figure II-28 : Comparaison des profils de vitesse le long de la grille mesurés avec un système PIV et simulés à l'aide du logiciel OpenFOAM. En haut, la vue complète. En bas, une vue agrandie de la fin de la grille. A droite, la légende présentant les styles de trait correspondant à chaque modèle de turbulence et les couleurs correspondant à chaque combinaison de  $Re_t$  et de  $Int$  (noté  $Int$  dans la légende).

La Figure II-28 montre aussi une vue agrandie de la zone en fin de grille où les vitesses sont les plus importantes. Il est possible d'observer que les valeurs initiales des grandeurs turbulentes ne modifient pas grandement les résultats des simulations. Seuls les résultats du modèle Spalart-Allmaras sont impactés par ces valeurs avec tout de même moins de 5% d'écart pour les différentes valeurs de  $Re_t$  testées. Nous avons effectué les comparaisons similaires pour les profils transversaux à l'aval de la grille, ainsi que pour les différences de pression amont-aval traduisant les pertes de charge, et nous avons obtenu les mêmes conclusions.

Comme l'intensité turbulente et le nombre de Reynolds turbulent initiaux ne modifient pas les résultats des simulations, les comparaisons qui concluent ce paragraphe ne comportent qu'un résultat unique pour chaque modèle de turbulence, avec en général  $Re_t = 1$  et  $I_t = 0.05$ .

**Résultats - Comparaison des modèles de turbulence**

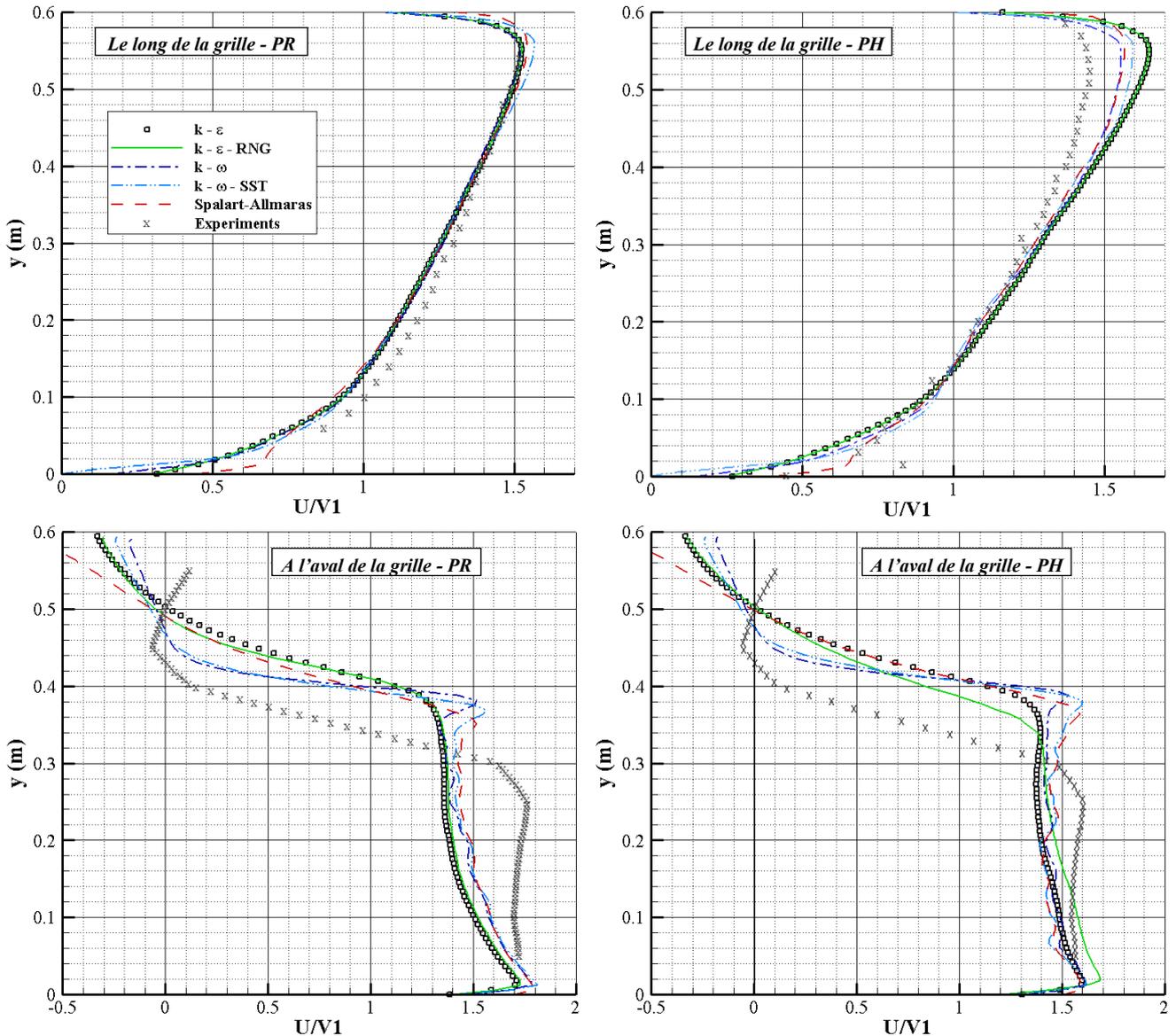


Figure II-29 : Comparaison des profils de vitesses mesurés (« Experiments ») et simulés le long (en haut) et à l'aval (en bas) d'une grille orientée à 45°. A gauche, les barreaux ont une section rectangulaire (PR). A droite, ils ont une section plus profilée (PH). Ces figures sont extraites de Raynal et al. (2013). Les profils amont sont extraits à 50 mm de la grille et les profils aval sont extraits à  $x = 1m$ .

Les résultats des simulations (Figure II-29) retranscrivent bien les profils de vitesse le long des grilles orientées et modélisent plus particulièrement bien l'accélération le long de la grille. Pour les grilles munies de barreaux rectangulaires (PH), tous les modèles de turbulence montrent de bonnes prédictions et il y a vraiment peu d'écart entre les différents modèles. Le long des grilles PH, les vitesses sont davantage surestimées en fin de grille.

A l'aval de la grille, la qualité des résultats numériques se dégrade. Le fait de négliger les phénomènes 3D augmente les écarts entre les mesures et les profils simulés. Les expériences ont révélé une zone de recirculation qui s'étend approximativement sur la moitié de la largeur du canal (de  $y = 0.3$  m à  $y = 0.6$  m). La taille de cette zone de recirculation est systématiquement sous-estimée dans toutes les configurations simulées, et ce pour les deux formes de barreaux. Le modèle **k- $\epsilon$ -RNG** semble toutefois se détacher en estimant le mieux l'étendue de cette recirculation (surtout à l'aval des barreaux **PH**). Il est également possible d'observer que certains modèles de turbulence génèrent des oscillations à l'approche de cette zone de gradient de vitesse. En effet, pour les modèles **k- $\omega$** , **k- $\omega$ -SST** et Spalart-Allmaras, il y a un pic de vitesse près de la zone de recirculation (environ  $y = 0.37$  m) qui semble être un artefact généré par la simulation car il n'a pas été observé expérimentalement.

Ces observations sur les profils de vitesses montrent que tous les modèles donnent finalement des résultats similaires et qu'il est assez difficile de déterminer quel est le plus adapté pour cette étude sur les grilles ichtyocompatibles. La comparaison des différents modèles de turbulence peut être étoffée en confrontant les pertes de charge simulées aux coefficients mesurés expérimentalement. Les coefficients de pertes de charge ainsi prédits sont regroupés dans le Tableau II-3. Les durées de simulations, qui sont aussi un paramètre important, sont également décrites dans ce tableau.

Modèles de turbulence	Coefficient de pertes de charge $\xi$ (avec écart par rapport aux mesures)		Temps de calcul
	PR	PH	
<b>k-<math>\epsilon</math></b>	2.8 (-15%)	2.19 (-9%)	x 1.0
<b>k-<math>\epsilon</math>-RNG</b>	2.83 (-14%)	<b>2.24 (-7%)</b>	x 1.0
<b>k-<math>\omega</math></b>	<b>3.02 (-8%)</b>	2.2 (-8%)	x 5.0
<b>k-<math>\omega</math>-SST</b>	2.93 (-11%)	2 (-17%)	x 5.0
<b>Spalart-Allmaras</b>	2.76 (-16%)	1.97 (-20%)	x 1.3
<b>Mesures [avec incertitudes]</b>	<b>3.3 [± 6%]</b>	<b>2.4 [± 8%]</b>	--

Tableau II-3 : Comparaison des temps de calculs ainsi que des coefficients de pertes de charge prédits par les différents modèles de turbulence. Les écarts par rapport aux valeurs mesurées sont notés entre parenthèses.

L'incertitude de mesure est notée entre crochets.

Les pertes de charge sont sous-estimées par tous les modèles de turbulence, et ce quel que soit la forme du barreau. Deux simplifications peuvent expliquer cette différence. D'une part, le fait que nous n'ayons pas modélisé les entretoises peut diminuer les pertes de charge au travers de la grille. D'autre part, en négligeant les aspects tridimensionnels, nous avons pu aussi négliger des phénomènes importants (comme la dissipation au niveau de la surface libre).

Néanmoins, malgré les simplifications imposées par des simulations 2D, plusieurs modèles de turbulence prédisent des pertes de charge avec moins de 10% d'erreur. Pour les barreaux **PR**, le meilleur modèle est le modèle **k- $\omega$**  alors que pour les barreaux **PH**, le modèle **k- $\epsilon$ -RNG** donne les meilleures

prédictions. A l'inverse, le modèle de Spalart-Allmaras est celui qui sous-estime le plus les pertes de charge.

Si les modèles **k- $\omega$**  et **k- $\epsilon$ -RNG** semblent donner une qualité de résultat similaire, leur temps de calcul n'est pas du tout comparable. Cela s'explique notamment par la capacité des modèles à se stabiliser et par la valeur des coefficients de relaxation que nous avons dû imposer. Ces coefficients permettent à l'utilisateur de choisir quel compromis il souhaite faire entre rapidité de calcul et précision des résultats. Une mauvaise précision des résultats peut rapidement engendrer une divergence du calcul. Il est donc possible d'éviter ces divergences en fixant des coefficients proches de 0 : chaque itération du calcul donnera alors un résultat très précis, mais le temps de calcul sera très long. Pour une simulation où l'écoulement est peu perturbé, il peut être plus intéressant de prendre des coefficients plus proches de 1 (typiquement 0.7) afin d'accélérer la simulation tout en conservant des résultats justes. Ainsi, pour certains modèles, comme **k- $\epsilon$** , **k- $\epsilon$ -RNG** ou encore le modèle de Spalart-Allmaras, les simulations convergent vers un résultat stationnaire assez facilement avec des coefficients de relaxation de l'ordre de 0.7 pour **U** et de 0.3 pour **p**. A l'inverse, pour les modèles **k- $\omega$**  et **k- $\omega$ -SST**, il a fallu abaisser les coefficients à 0.4 voire 0.3 pour que la simulation se stabilise, notamment à l'aval de la grille où la zone de recirculation crée de forts gradients de vitesse. Tout ceci explique donc pourquoi les calculs avec ces deux derniers modèles ont été environ 5 fois plus longs que ceux des autres modèles.

En conclusion, les résultats de tous les modèles de turbulence sont cohérents avec les mesures. Cependant, le modèle **k- $\epsilon$ -RNG** qui est à la fois rapide et précis, apparaît comme étant le plus adapté pour cette étude sur les grilles ichtyocompatibles.

### II.3.4. Bilan de cette étude préliminaire

Cette première section consacrée aux simulations numériques avec OpenFOAM présente les choix que nous avons fait pour ce code et montre sa performance pour simuler des écoulements autour de grilles ichtyocompatibles. Les simulations en deux dimensions que nous avons réalisées donnent des résultats très cohérents avec les résultats expérimentaux. Toutefois, il apparaît que le fait de négliger certains phénomènes 3D tend à surestimer les vitesses par endroit ainsi qu'à sous-estimer les pertes de charge engendrées par la grille. Ces simulations en deux dimensions sont donc utilisables pour voir des tendances ou pour voir par exemple l'influence d'un paramètre. En revanche, si on s'intéresse à la quantification précise d'un phénomène autour des grilles, il faudra adapter les choix de simulations que nous avons faits en optant par exemple pour des simulations en 3D avec surface libre. Ces simulations demandent cependant un très grand nombre de cellules et impliquent l'utilisation d'une équation pour représenter la coexistence des phases air-eau ce qui augmente nettement les capacités et des temps de calcul requis. A titre d'exemple, Ghamry et Katopodis (2009) ont simulé l'écoulement (3D avec surface libre) dans un canal autour d'une grille composée seulement de trois barreaux et ont opté pour un maillage comprenant 1 million de cellules. Nous avons aussi effectué des tests prospectifs avec le logiciel

OpenFOAM avec un écoulement 3D avec surface libre. Les simulations ont été réalisées avec le solveur LTSinterFoam (adapté pour un écoulement diphasique avec un pas de temps adaptatif) sur 20 processeurs en parallèle sur une configuration ayant :

- Un canal de 4 m de long sur 0.6 m de large
- Une grille orientée à 45° avec barreaux rectangulaires **PR** avec une épaisseur **b** = 10 mm et un entrefer **e** = 20 mm (18 barreaux). La grille comprend aussi deux rangées d'entretoises noyées.
- Des cellules de base de 1x1x1 cm<sup>3</sup> (maillage plus fin qu'en 2D) mais un degré de raffinement moindre près des barreaux en comparaison avec nos simulations 2D (environ 20 cellules le long de chaque barreau au lieu de 50 environ lors des essais en 2D).
- Un raffinement près de la surface libre dans des zones prédéterminées (en estimant au préalable les pertes de charge)
- Pas de temps adaptatif (basé sur un nombre de Courant inférieur à 0.5)

Nous atteignons environ 6.8 millions de cellules. Les simulations n'atteignent pas vraiment un état stationnaire mais l'écoulement à l'amont de la grille est à peu près stabilisé au bout de 2 jours de simulations et l'évolution de la surface libre à l'aval correspond à ce que nous avons observé expérimentalement (Figure II-30). Cependant, la durée d'une étude paramétrique, comme celle que nous avons réalisée en 2D où il y a de nombreux paramètres à étudier, semble donc prohibitive en 3D à ce jour.

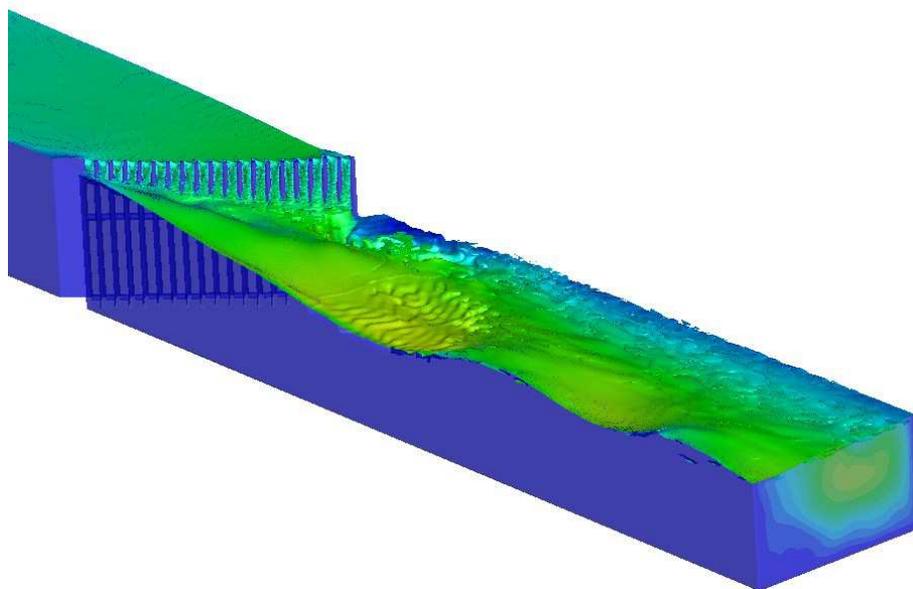


Figure II-30 : Ecoulement 3D à surface libre à travers une grille orientée à 45° (PR, b = 10 mm, e = 20 mm, N<sub>b</sub> = 18). Les calculs ont été réalisés en parallèle sur 20 processeurs avec un pas de temps adaptatif. La simulation comporte 6.8 millions de cellules. L'instant illustré ici correspond à t = 28000s (obtenu après 2 jours de simulations).

## **II.4. Bilan**

Les trois dispositifs décrits dans ce chapitre sont complémentaires et permettent une étude approfondie des grilles ichtyocompatibles sous divers aspects.

Le premier aspect majeur concerne l'évolution des pertes de charge pour ces configurations qui n'ont pas toujours été traitées dans la littérature. La veine hydrodynamique doit permettre de mieux comprendre les phénomènes générant cette perte de charge alors que le canal à surface libre permettra de tester de multiples configurations de plan de grille.

Le second aspect principal concerne la courantologie autour de la grille. Des profils de vitesses seront réalisés dans le canal à surface libre sur diverses configurations afin d'observer l'influence de paramètres comme l'espacement des barreaux ou encore l'angle de la grille. Une grande partie des configurations d'exutoires seront aussi testées dans ce canal. Ces différentes mesures seront appuyées par des simulations numériques afin d'étudier l'effet d'autres paramètres, comme la largeur du canal, ou pour analyser des détails plus fins quant à la géométrie des exutoires.



# Chapitre III Mesures de pertes de charge

Les pertes de charge générées par les grilles sont un des aspects les plus préoccupants pour les exploitants hydroélectriques. En effet, le resserrement des barreaux, nécessaire pour atteindre les objectifs fixés de sauvegarde des poissons, s'accompagne inévitablement d'une augmentation des pertes d'énergie générées par la grille. Une bonne prédiction de ces pertes de charge peut donc permettre d'améliorer le choix de la grille à installer.

Ce chapitre présente les résultats expérimentaux sur les pertes de charge. Les grilles droites seront tout d'abord étudiées afin d'améliorer les connaissances sur les mécanismes de génération de pertes de charge. Ensuite, l'étude se focalisera sur les différents types de grilles inclinées et orientées, potentiellement ichtyocompatibles. Pour l'ensemble de ces grilles, les résultats expérimentaux seront confrontés aux formules établies dans la littérature. De nouvelles équations de pertes de charge seront proposées lorsque l'adéquation de ces formules avec les grilles ichtyocompatibles sera contestée.

## III.1. Grille droite

### III.1.1. Etude autour d'un barreau

#### III.1.1.1. Principe

Cette partie de la thèse s'intéresse de près aux causes des pertes de charge générées par les barreaux, et plus spécifiquement au lien entre les pertes de charge et les forces de traînée exercées sur ces barreaux.

Afin de préciser la nature de ce lien, des mesures de pertes de charge, ainsi que des mesures d'efforts, ont été réalisées dans la veine hydrodynamique (installation décrite dans le chapitre II.2). Les grilles mises en place sont munies de barreaux d'une épaisseur  $b = 5$  mm et d'une profondeur  $p = 40$  mm. La longueur des barreaux couvre la largeur de la veine (soit 230 mm). Les mesures ont été réalisées pour les deux formes de barreaux **PR** et **PH** (section sur Figure II-6) et sept espacements libres entre barreaux ont été testés pour chacune d'entre elles (Tableau III-1).

Pour chaque configuration, l'effort appliqué au barreau central et la perte de charge amont-aval ont été mesurés pour une dizaine de vitesses d'écoulement, typiquement de  $V = 0.3 \text{ m.s}^{-1}$  à  $2.5 \text{ m.s}^{-1}$  environ. L'installation peut fournir des vitesses d'écoulement plus importantes (jusqu'à  $6 \text{ m.s}^{-1}$ ) mais nous avons dû nous limiter à cause des vibrations du barreau central (ainsi que celle des autres barreaux dans certains

cas) et de la flexion de la tige reliant le barreau central à la balance. En effet, cette flexion engendrait des points de contacts avec les parois du canal qui modifiaient les transmissions d'effort entre le barreau et la balance. La configuration ne correspondait plus à celle que nous avons calibrée.

$N_b$	$e$ (mm)	$b/e$
23	5	1.0000
17	7.5	0.6667
15	10	0.5000
11	15	0.3333
7	24.3	0.2058
3	53.7	0.0931
1	112.5	0.0444

Tableau III-1: Tableau des sept configurations (espacement  $e$  et nombre de barreaux  $N_b$ ) testées dans la veine hydrodynamique pour chaque forme de barreau.

### III.1.1.2. Evolution quadratique des efforts et des pertes de charge avec la vitesse

L'intérêt de répéter les mesures d'efforts et de pertes de charge pour plusieurs vitesses est de vérifier qu'elles évoluent bien de manière quadratique avec la vitesse. Cette évolution garantit une indépendance des coefficients  $C_x$  et  $\xi$  vis-à-vis du nombre de Reynolds  $Re_b$  (Equation II-1). Cela permet en outre d'obtenir des coefficients plus précis car ils sont issus de régressions sur plusieurs mesures. Ainsi, pour chaque configuration, deux graphes différents ont été tracés.

Le premier graphe illustre les efforts mesurés sur le barreau central  $F$  en fonction de la pression dynamique mesurée par le tube de Pitot  $\Delta P_{Pitot}$ . Etant donné que la direction de l'écoulement est parallèle à la direction du barreau, l'effort sur le barreau central  $F$  correspond majoritairement un effort de traînée, qui dépend quadratiquement de la vitesse et qui peut être écrit comme

$$F = \frac{1}{2} \rho C_x S_{yz} V_1^2 \quad \text{Equation III-1}$$

où  $C_x$  est le coefficient de traînée et où  $S_{yz}$  est la surface de maître couple, ici égale à 5mm\*230mm.

Ainsi en traçant  $F$  en fonction de  $\Delta P_{Pitot}$  (Equation III-2), on doit obtenir une droite ayant pour coefficient directeur  $C_x * S_{yz}$

$$\Delta P_{Pitot} = \frac{1}{2} \rho V_1^2 \quad \text{Equation III-2}$$

Le second graphe relie quant à lui la différence de pression amont aval  $\Delta P_{Pdc}$  à la pression dynamique  $\Delta P_{Pitot}$ .

$$\Delta P_{Pdc} = \frac{1}{2} \rho V_1^2 \xi \tag{Equation III-3}$$

Cette fois-ci, la courbe que l'on doit obtenir est une droite dont le coefficient directeur est directement le coefficient de pertes de charge  $\xi$ .

La Figure III-1 représente l'évolution des efforts mesurés en fonction de  $\Delta P_{Pitot}$ . Jusqu'à  $\Delta P_{Pitot} = 1500$  Pa (environ  $V = 1.75 \text{ m.s}^{-1}$ ), la courbe est linéaire. Cela montre bien que le coefficient de traînée est indépendant du nombre de Reynolds dans cette gamme. Au-delà de  $\Delta P_{Pitot} = 1500$  Pa, un ou plusieurs points de contact se créent dans le dispositif et la transmission des efforts est altérée. Les efforts ressentis par la balance sont alors modifiés et peuvent même être de sens opposé à ceux appliqués au barreau central. Nous ne nous sommes donc intéressés qu'à la première partie de la courbe qui est linéaire et qui a un coefficient directeur de  $C_x * S_{yz} = 2.29 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2$ .

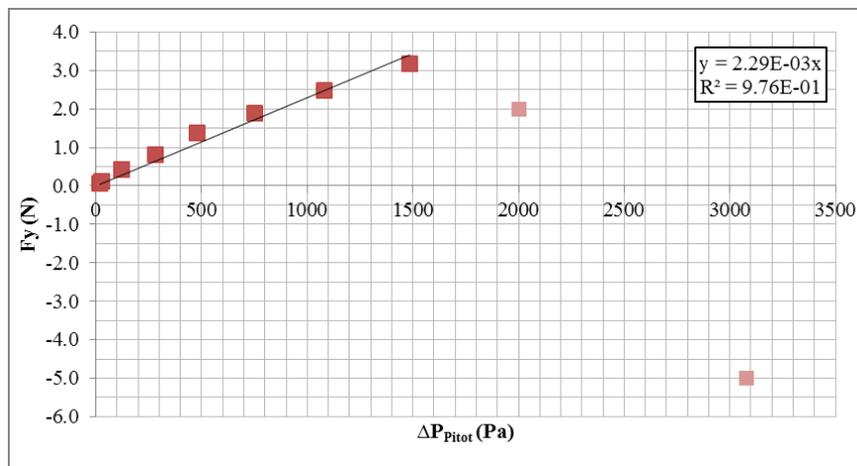


Figure III-1: Evolution de la force appliquée au barreau central F en fonction de la pression dynamique  $\Delta P_{Pitot}$  mesurée par le tube de Pitot. Ici les barreaux sont rectangulaires (PR) et sont espacés de 10 mm ( $e/b = 2$ ).

Cette restriction en gamme de vitesse ne se retrouve pas sur les mesures de différence de pression amont-aval. En effet, sur toute la gamme de vitesse testée (de  $V_1 = 0.3 \text{ ms}^{-1}$  à  $V_1 = 2.5 \text{ ms}^{-1}$ ) l'évolution de  $\Delta P_{Pdc}$  en fonction de  $\Delta P_{Pitot}$  est bien linéaire (

Figure III-2) ce qui confirme aussi que le coefficient de pertes de charge est indépendant du nombre de Reynolds.

Ainsi, en extrayant de ces deux graphes les coefficients directeurs des droites, on obtient deux équations, propres à la configuration testée (PR et  $e/b = 2$ ) :

$$S_{xy} C_x \left( PR, \frac{e}{b} = 2 \right) = 2.29 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2 \quad \text{soit} \quad C_x \left( PR, \frac{e}{b} = 2 \right) = 1.99 \tag{Equation III-4}$$

$$\text{et} \quad \xi(PR, e/b = 2) = 0.755$$

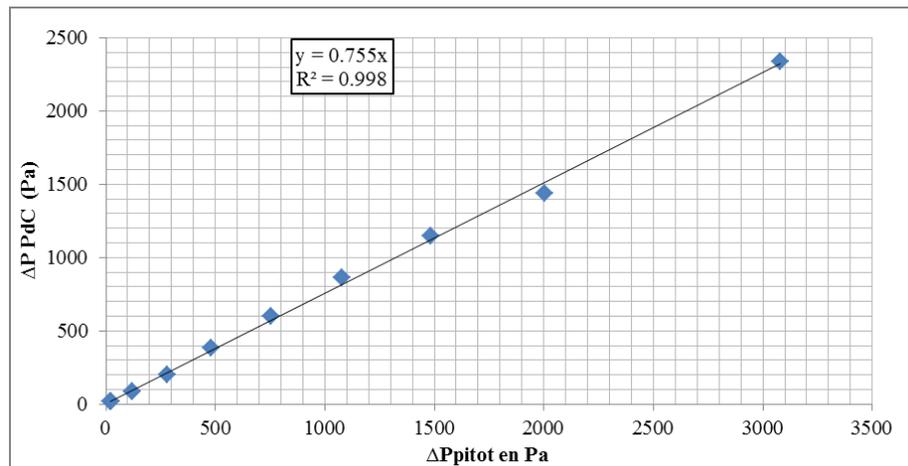


Figure III-2 : Evolution de la différence de pression amont-aval  $\Delta P_{\text{PdC}}$  en fonction de la pression dynamique  $\Delta P_{\text{Pitot}}$  mesurée par le tube de Pitot. Ici les barreaux sont rectangulaires (PR) et sont espacés de 10 mm ( $e/b = 2$ ).

### III.1.1.3. Evolution de $C_x$ et de $\xi$ en fonction de $e/b$

#### Résultats

En répétant la procédure décrite dans le paragraphe précédent, les coefficients de traînée  $C_x$  et coefficients de pertes de charge  $\xi$  ont été obtenus pour toutes les configurations. Les Figure III-3 et Figure III-4 montrent respectivement l'évolution des coefficients  $C_x$  et de  $\xi$  mesurés (symbolisés par des marqueurs) en fonction de  $e/b$ .

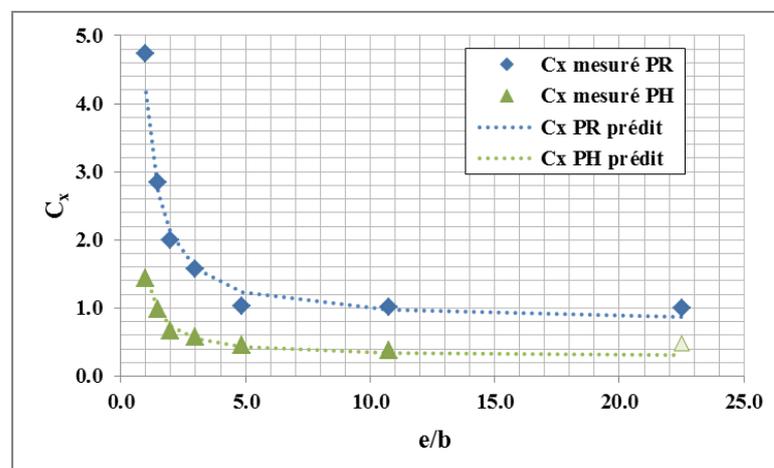


Figure III-3 : Evolution du coefficient de traînée  $C_x$  en fonction du rapport  $b/e$  pour deux formes de barreaux. Les marqueurs sont les valeurs expérimentales et les lignes pointillées sont les valeurs issues de la formule empirique (Equation III-5). Le premier point pour les barreaux PH a été différencié car les efforts mesurés sont trop faibles et ne sont pas fiables.

A entrefer égal, les deux coefficients ont toujours des valeurs plus fortes pour les barreaux rectangulaires que pour les barreaux profilés. Le coefficient  $C_x$  semble avoir un comportement asymptotique lorsque  $e/b$  tend vers l'infini (i.e. lorsque le barreau est isolé) et augmente ensuite avec le

resserrement des barreaux. Cette valeur finie vers laquelle tend  $C_x$ , qui correspond au coefficient de traînée d'un barreau seul, dépend évidemment de la forme du barreau.

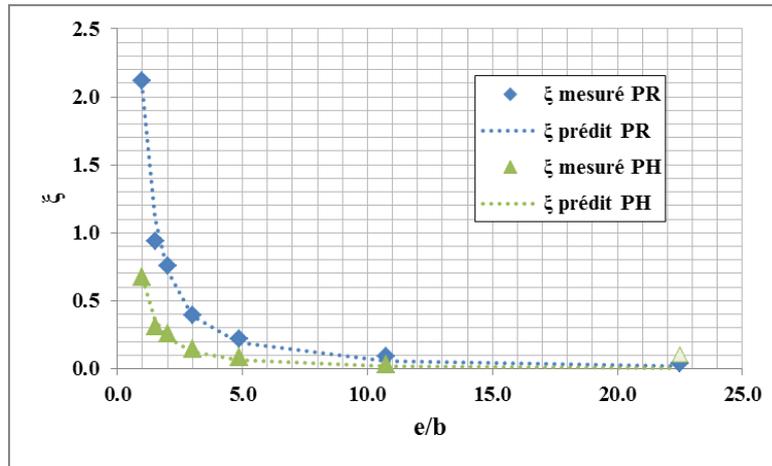


Figure III-4 : Evolution du coefficient de pertes de charge  $\xi$  en fonction du rapport  $b/e$  pour deux formes de barreaux. Les marqueurs sont les valeurs expérimentales et les lignes pointillées sont les valeurs issues de la formule empirique (Equation III-6). Le premier point pour les barreaux PH a été différencié car la différence de pression amont aval engendrée est trop faible pour être décelée par le capteur de pression de manière fiable.

Pour le coefficient de pertes de charge  $\xi$ , on retrouve une augmentation du coefficient lorsque les barreaux se resserrent. Mais cette fois-ci, la limite des deux courbes lorsque  $e/b$  tend vers l'infini est identique. Cela se comprend car dans les deux cas, les pertes dues au barreau deviennent quasi-nulles.

Nous avons déterminé deux équations (Equation III-5 et Equation III-6) qui satisfont les conditions aux limites que nous venons de décrire, et qui prédisent correctement l'évolution de  $C_x$  et  $\xi$  en fonction de l'entrefer des barreaux.

$$C_x = C_{x0} \left(1 + \frac{b}{e}\right)^{2.4} \tag{Equation III-5}$$

$$\xi = K \left(\frac{b}{e}\right)^{1.5} \tag{Equation III-6}$$

Deux coefficients, notés  $C_{x0}$  et  $K$  et dont les valeurs sont décrites dans le Tableau III-2, permettent de prendre en compte l'effet de la forme du barreau. Même si leur valeur dépend de la forme du barreau, leur rapport semble indépendant de ce paramètre. Toutefois, des incertitudes liées aux incertitudes de mesures décrites dans la section II.2.5, subsistent encore sur ce rapport  $C_{x0}/K$  et sont décrites dans la dernière ligne du Tableau III-2.

	PR	PH
$C_{x0}$	0.79	0.28
$K$	2.04	0.66
$C_{x0}/K$	$0.39 \pm 0.04$	$0.42 \pm 0.04$

Tableau III-2 : Valeurs des coefficients  $C_{x0}$  et  $K$  pour des barreaux de formes PR et PH. La valeur du rapport  $C_{x0}/K$  ainsi que l'incertitude sur cette valeur sont décrites dans la dernière ligne du tableau.

**Analyse des formules**

L'expression du coefficient de pertes de charge (Equation III-6) semble aboutie. En effet, elle est cohérente avec certaines formules de la littérature, comme Kirschmer (1926) ou Meusburger (2002), où le coefficient dépend du rapport  $b/e$  ou plus généralement du rapport  $O_g/(1-O_g)$  à un certain exposant (1.33 pour Kirschmer, 1.5 pour Meusburger).

En revanche, nous n'avons pas de sources équivalentes permettant de contrôler la qualité de notre expression du  $C_x$  en fonction de  $b/e$ . Toutefois l'expression que nous avons obtenue permet de faire apparaître l'importance d'une autre vitesse caractéristique. Généralement, les coefficients de traînée sont calculés à partir de la vitesse débitante amont. C'est ce que nous avons fait et la force résultante sur le barreau est donc proportionnelle à

$$F \sim C_{x0} \left(1 + \frac{b}{e}\right)^{2.4} V^2 \quad \text{Equation III-7}$$

Or il est possible de décomposer ces termes pour faire apparaître la vitesse moyenne dans l'entrefer  $V'$ , qui est égale par conservation du débit à

$$V' = \frac{e+b}{e} V_1 \quad \text{Equation III-8}$$

Ainsi, si on réécrit Equation III-7, en décomposant le terme central, on obtient

$$F \sim C_{x0} \left(1 + \frac{b}{e}\right)^2 V_1^2 \left(1 + \frac{b}{e}\right)^{0.4}$$

$$\text{soit } F \sim C_{x0} V'^2 \left(1 + \frac{b}{e}\right)^{0.4} \quad \text{Equation III-9}$$

Cela signifie que la force exercée sur un barreau dans une grille est proportionnelle à :

- un coefficient qui est fixe pour chaque forme de barreau et qui ne dépend pas de l'environnement du barreau
- la vitesse moyenne dans l'entrefer au carré
- une fonction du degré d'obstruction de la grille à un certain exposant

A un terme près, on retrouve donc une expression de la force qui, pour une forme de barreau donné, ne dépend que d'une vitesse caractéristique au carré. Cette propriété est donc plutôt bien vérifiée pour des espacements très larges où le terme en question tend vers 1. L'effet du blocage doit par contre être pris en compte pour les espacements plus réduits car considérer uniquement la vitesse moyenne dans l'entrefer ne suffit plus. Tout ceci est confirmé par la Figure III-5.

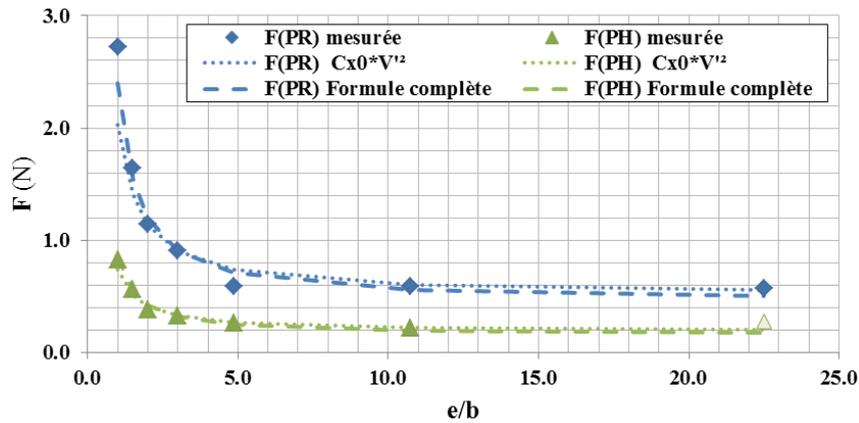


Figure III-5 : Comparaison des forces mesurées, prédites avec l'équation complète (Equation III-9) et calculées en négligeant le terme  $\left(1 + \frac{b}{e}\right)^{0.4}$ . Toutes les forces correspondent à une vitesse débitante amont de 1 m.s<sup>-1</sup>.

Les forces mesurées, prédites avec la formule complète (Equation III-9) et calculées en négligeant le terme  $\left(1 + \frac{b}{e}\right)^{0.4}$  sont comparées pour une vitesse amont  $V_1$  de 1 m.s<sup>-1</sup>. Il est donc possible pour cette configuration de calculer la force appliquée au barreau juste en utilisant la vitesse moyenne dans l'entrefer et le coefficient de traînée de base du barreau. Il n'y a qu'à partir de  $e = b$  que l'écart lié à la simplification devient significatif.

### III.1.1.4. Quel couplage entre la force de traînée et les pertes de charge ?

Nos mesures nous ont permis de modéliser l'évolution du coefficient de pertes de charge en fonction du rapport  $b/e$  pour une grille droite. De même, elles ont aussi amené à une formule pour l'évolution du coefficient de traînée en fonction de  $b/e$ . Nous pouvons alors nous interroger sur le lien qui existe entre ces deux quantités. Nous allons tenter de répondre à cette question à travers deux approches : une première approche théorique, basée sur un équilibre des forces, et une deuxième approche empirique, basée sur les formules que nous venons d'établir.

#### Raisonnement physique

Considérons un volume d'eau autour de la grille compris entre les sections  $S_1$  et  $S_2$ . Les sections sont de même dimension ( $S_1 = S_2 = BH$ ), les vitesses moyennes dans ces sections sont donc identiques.

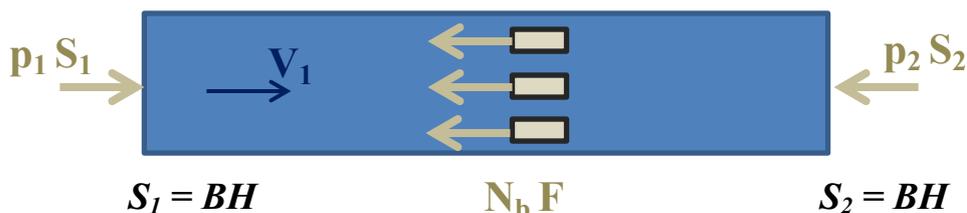


Figure III-6 : Schéma en coupe expliquant les forces appliquées à un volume de fluide dans la veine. Sont notées en beige l'intensité de ces forces ainsi que leurs directions.

Si on effectue un bilan de force stationnaire sur ce volume de fluide en négligeant le frottement sur les parois, on obtient alors

$$p_1 * S_1 - p_2 * S_2 - N_b F = 0 \quad \text{Equation III-10}$$

Ce qui équivaut à

$$\Delta P_{Pdc} * BH = N_b * F \quad \text{Equation III-11}$$

En explicitant les termes  $\Delta P_{Pdc}$  et  $F$  en fonction de  $V$ , on obtient alors

$$\xi \frac{1}{2} \rho V_1^2 * BH = N_b * \frac{1}{2} * \rho * V_1^2 * C_x * S_{yz} \quad \text{Equation III-12}$$

$$\text{soit } \xi = \frac{N_b S_{yz}}{BH} C_x$$

Cette expression peut encore se simplifier. D'une part, on peut remplacer le  $S_{yz}$  par  $b*B$ . D'autre part, si la grille est composée d'un grand nombre de barreaux, on peut assimiler la hauteur de la veine  $H$  à  $N_b$  fois la distance  $(b+e)$  sans commettre trop d'erreur. En insérant ces deux modifications dans l'Equation III-12, on obtient l'expression finale

$$\xi = \frac{b}{b+e} C_x \quad \text{ou} \quad \frac{C_x}{\xi} = 1 + \frac{e}{b} \quad \text{Equation III-13}$$

### Raisonnement empirique

N'utilisons à présent que les Equation III-5 et Equation III-6 reliant respectivement  $C_x$  et  $\xi$  au rapport  $b/e$ . Il découle de ces deux équations

$$\frac{C_x}{\xi} = \frac{C_{x0}}{K} * \frac{\left(1 + \frac{b}{e}\right)^{2.4}}{\left(\frac{b}{e}\right)^{1.5}} \quad \text{Equation III-14}$$

Qui peut se réduire en

$$\frac{C_x}{\xi} = \frac{C_{x0}}{K} * \left(1 + \frac{b}{e}\right)^{0.9} \left(\frac{e}{b} + 1\right)^{1.5} \quad \text{Equation III-15}$$

### Comparaison des deux approches

La formulation empirique qui découle directement des résultats expérimentaux semble différente de la formulation obtenue avec l'approche théorique. Pourtant, le tracé des deux équations permet de montrer qu'elles sont cohérentes sur une certaine gamme de rapport  $e/b$ . La Figure III-7 illustre l'évolution des rapports  $C_x/\xi$  en fonction de  $e/b$  pour chacune des deux formules. Les deux formules

donnent des résultats très proches pour  $e/b < 5$ . Mais lorsque les barreaux sont plus espacés, l'écart entre les deux formules s'agrandit. On pourrait penser que, dans cette plage, la formule empirique donne de meilleurs résultats que la formule théorique pour laquelle nous avons fait quelques hypothèses. Or la Figure III-7 montre que les rapports  $C_x/\xi$  mesurés pour les deux formes de barreaux suivent davantage la tendance de la courbe théorique que celle de la courbe empirique. Cela peut paraître surprenant étant donné que les formules empiriques prises séparément donnent de bons résultats. Le fait de faire le ratio des deux formules exacerbe certainement les erreurs de prédictions pour les mesures présentant le plus d'incertitudes (configuration avec  $e/b$  élevé où les pertes de charge et les efforts sont faibles).

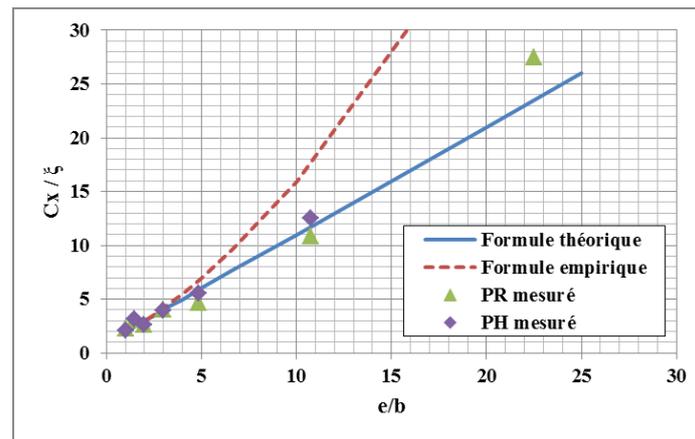


Figure III-7 : Comparaison des formules théoriques (Equation III-13) et empiriques (Equation III-15) modélisant l'évolution du rapport  $C_x/\xi$  en fonction de  $b/e$ . Une valeur de 0.4 a été prise pour le rapport  $C_{x0}/K$ .

En résumé, l'approche empirique a permis de déterminer une loi pour chaque coefficient en fonction de  $e/b$ . Ce genre de loi est plus difficile à obtenir théoriquement et confirme l'intérêt de cette approche. En revanche, les prédictions obtenues avec le rapport de ces deux formules ne semblent pas satisfaisantes pour les configurations avec les barreaux les plus écartés. Cela s'explique peut-être par des coefficients de pertes de charge prédits  $\xi$  trop faibles, cherchant à suivre une tendance de points pour lesquels les incertitudes de mesures sont élevées. La formule obtenue avec l'analyse théorique est donc à privilégier pour les prédictions de  $C_x/\xi$  lorsque les barreaux sont écartés.

### III.1.2. Etude de la grille complète

Nous nous sommes intéressés dans la section précédente aux relations entre les forces de traînée et les pertes de charge provoquées par les barreaux. Cette nouvelle partie se focalise maintenant uniquement sur l'évolution des pertes de charge en fonction des paramètres de la grille dans un écoulement à surface libre. Elle élargit ainsi l'étude au cas des grilles complètes, munies de barreaux, d'entretoises, d'éléments de supports et de cadres.

### III.1.2.1. Mesures avec les barreaux de base

Les grilles utilisées ici dans le canal à surface libre sont plus complètes que celles mises en place dans la veine hydrodynamique mais les barreaux restent identiques.

Les barreaux « de base » mesurent donc  $b = 5$  mm d'épaisseur,  $p = 40$  mm de profondeur et mesurent  $L_g = 0.5$  m de haut. Les mesures ont été réalisées avec des hauteurs d'eau  $H_1 = 350$  mm et des vitesses débitantes amont de  $V_1 = 0.6$  m.s<sup>-1</sup> environ. Deux rangées d'entretoises (dont la rangée sur le fond du canal) sont noyées dans l'écoulement et la grille est maintenue par des supports latéraux comme indiqué dans la section II.1.4.

Les mesures de pertes de charge ont été réalisées pour les deux formes de barreaux (**PR** et **PH**) et pour 4 entrefers différents avec  $e = 5$  mm, 7.5 mm, 10 mm et 15 mm. Cela correspond à des rapports  $e/b$  entre 1 et 3. Les résultats expérimentaux obtenus sont décrits dans la Figure III-8.

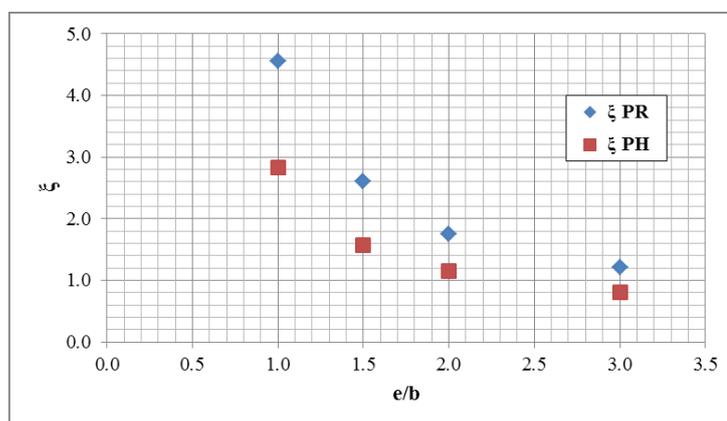


Figure III-8 : Coefficients de pertes de charge  $\xi$  mesurés pour des barreaux rectangulaires (PR) et profilés (PH) pour différents entrefers  $e$ .

Bien que les coefficients soient représentés en fonction de  $e/b$  au lieu de  $b/e$ , on retrouve les observations réalisées dans la première partie avec les mesures dans la veine hydrodynamique. Les coefficients de pertes de charge augmentent lorsque  $e/b$  diminue, donc lorsque les barreaux se resserrent. Les coefficients de pertes de charges des barreaux profilés sont aussi plus faibles que ceux des barreaux rectangulaires.

Ces mesures ont été réalisées avec des barreaux de profondeur  $p = 40$  mm. Le rapport  $p/b$  de 8 pour ces barreaux correspond à des formes de barreaux couramment utilisés sur les plans de grille réels. Des barreaux avec des profondeurs plus faibles peuvent se rencontrer ( $b = 10$  mm et  $p = 50$  mm par exemple) mais des rapports  $p/b$  supérieurs à 8 ou 10 sont rares en réalité. En dehors de l'étude de Zimmermann (1969), qui a d'ailleurs introduit l'effet de la profondeur dans sa formule, toutes les études citées dans le Tableau I-3 n'ont étudié que des barreaux avec un rapport  $p/b$  inférieur ou égal à 10.

### III.1.2.2. Mesures avec des profondeurs de barreau $p$ variables

Dans la mesure où les conclusions sur l'effet de la profondeur des barreaux varient selon les auteurs, nous avons souhaité compléter nos mesures précédentes par des mesures avec des barreaux de profondeurs différentes. Nous avons alors testé des profondeurs de 25 mm, 60 mm et 80 mm, correspondant respectivement à des rapports  $p/b$  de 5, 12 et 16. Ces trois nouvelles formes de barreaux ont été testées pour des entrefers de 5, 10 et 15 mm mais nous avons exclu la configuration à  $e = 7.5$  mm pour alléger le plan d'expériences.

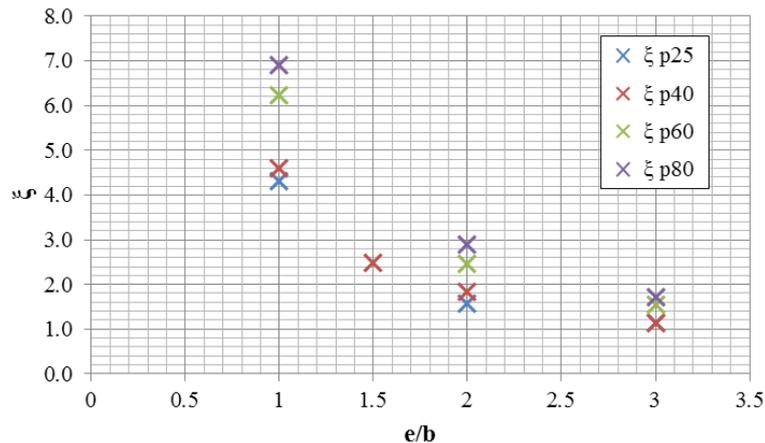


Figure III-9 : Coefficients de pertes de charge  $\xi$  mesurés pour des barreaux rectangulaires de différentes profondeurs (25 mm, 40 mm, 60 mm et 80 mm). Le cas  $e/b = 1.5$  ( $e = 7.5$  mm) n'a été réalisé que pour la profondeur de base ( $p = 40$  mm).

La Figure III-9 montre l'effet du paramètre  $p$ . La tendance qui apparaît est claire : plus les barreaux sont profonds, plus les pertes de charge sont importantes. En effet, si les différences entre  $p25$  et  $p40$  demeurent assez faibles, l'augmentation des coefficients de pertes de charge pour les barreaux profonds ( $p60$  et  $p80$ ) est plus marquée.

### III.1.2.3. Comparaisons générales avec les résultats de la littérature

Avant de nous intéresser à l'efficacité des formules de la littérature pour prédire les coefficients que nous avons mesurés, concentrons-nous d'abord sur quelques observations générales. Premièrement, les coefficients de pertes de charge que nous avons mesurés augmentent avec le degré d'obstruction de la grille. Ce phénomène a été unanimement observé dans la littérature.

Ensuite, certains auteurs, comme Kirschmer, ont étudié plusieurs formes de barreaux et ont noté des coefficients plus faibles pour les barreaux profilés. Nous retrouvons aussi cet effet, avec des coefficients en grille **PH** environ 40% inférieurs à ceux des grilles **PR**. Cet écart n'est pas le même que celui observé par Kirschmer (1926). En effet, si nous nous fions aux valeurs de coefficients de forme qu'il propose, les

barreaux **PH** devraient générer des pertes de charge 57 % plus faibles que celles des barreaux **PR** (rapport des coefficients  $K_F$  de 1.03/2.42).

Analysons enfin le dernier effet, celui de la profondeur des barreaux. Le chapitre I.4 retraçant les différentes études existantes a montré que les conclusions sur ce sujet étaient variées. Les expériences réalisées ici montrent clairement qu'il y a un effet de la profondeur du barreau. Toutefois, elles montrent aussi que les différences entre les barreaux les plus courts sont faibles. Cela peut expliquer pourquoi de nombreuses études, qui ont étudié des barreaux avec  $p/b < 10$  n'ont pas relevé de différences.

#### III.1.2.4. Applicabilité des formules de la littérature

Un des objectifs de ces mesures est d'obtenir des valeurs de pertes de charge pour des grilles avec un espacement ichtyocompatible. Elles doivent permettre en outre de vérifier quelles formules de la littérature sont adaptées aux grilles ichtyocompatibles. Cette vérification est nécessaire car il y a de nombreuses formules différentes et toutes n'ont pas été établies pour des entrefers si petits ou pour des formes de barreaux profilées.

Dans un premier temps, nous allons focaliser cette vérification sur notre configuration de base où les barreaux mesurent  $p = 40$  mm de profondeur. La Figure III-10 compare nos mesures sur les barreaux rectangulaires avec les coefficients prédits par 4 formules : Kirschmer (1926), Meusbürger et al. (2001), Meusbürger (2002) et Clark et al. (2010).

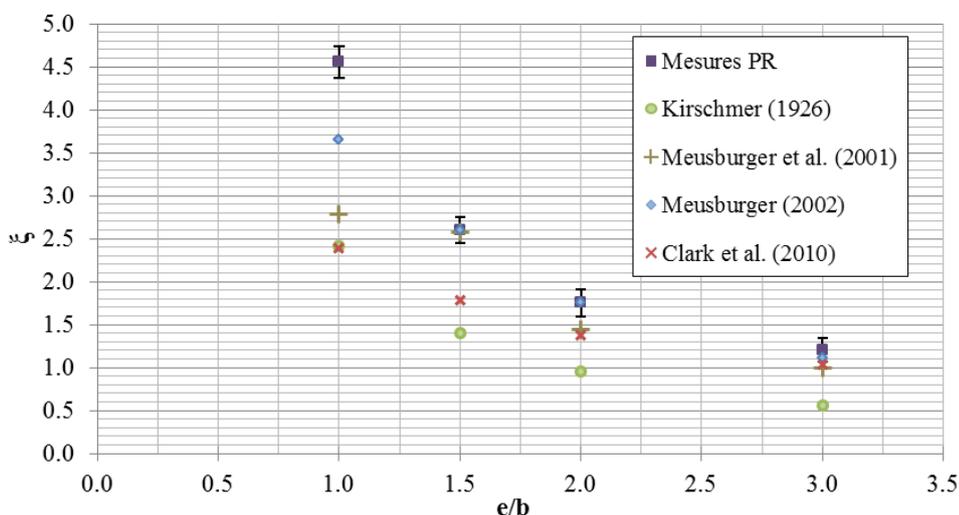
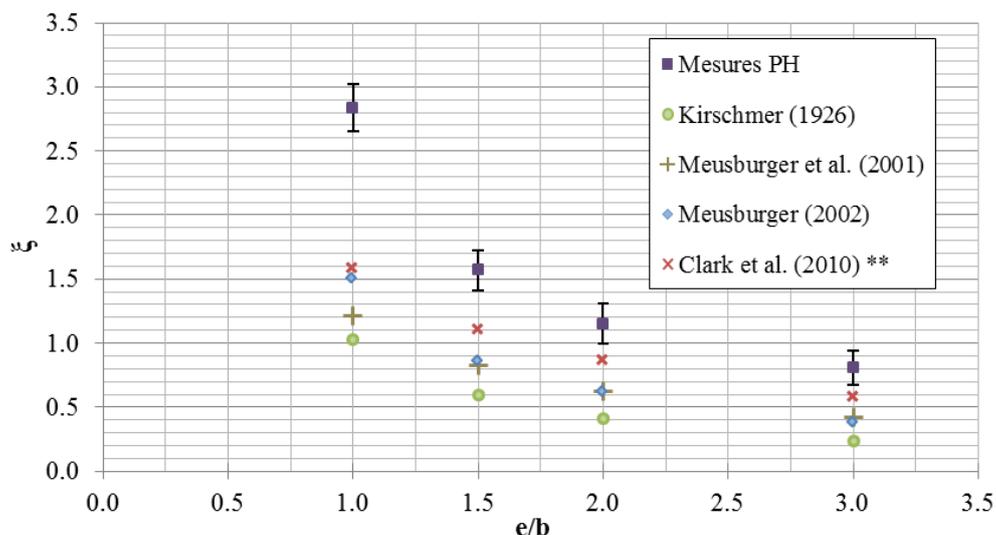


Figure III-10 : Comparaison des coefficients de pertes de charge prédits par différentes formules avec les coefficients mesurés pour des barreaux rectangulaires (PR).

Pour les espacements les plus larges, on observe que toutes les formules semblent donner des prédictions satisfaisantes. Seule la formule de Kirschmer, qui ne prend pas en compte tous les éléments constitutifs de la grille, fournit des coefficients sous-évalués. Lorsque les barreaux se resserrent, la qualité des prédictions des formules se dégrade. Dès  $e/b = 2$ , seule la formule de Meusbürger (2002)

semble donner de bons résultats et toutes les autres formules sous-estiment à leur tour les pertes de charge. Les bonnes prédictions de la formule de Meusburger (2002) s'arrêtent finalement à  $e/b = 1.5$ . Pour  $e/b = 1$ , les coefficients prédits par Meusburger (2002) sous-estiment d'environ 20% les pertes de charge mesurées.

Des constatations similaires peuvent être observées avec les barreaux hydrodynamiques (Figure III-11). La formule de Kirschmer est de nouveau celle qui fournit les coefficients les plus faibles. Par contre, pour les barreaux **PH**, toutes les formules sous-estiment les pertes de charge et ce dès  $e/b = 3$ . Les formules de Meusburger (2002) et Meusburger et al. (2001) qui s'appuient sur les coefficients de forme proposés par Kirschmer suivent sa tendance. Toutefois, la formule de Meusburger (2002) reste celle qui donne les résultats les plus pertinents. Les coefficients prédits par la formule de Clark et al. (2010) semblent aussi donner de bons résultats mais les valeurs affichées sont des valeurs approchées. Comme leur étude n'a pas inclus des barreaux ayant exactement la forme de nos barreaux **PH**, nous avons donc choisi de surestimer le coefficient en prenant celui d'un barreau rectangulaire ayant la face amont arrondie (même épaisseur sur toute la profondeur du barreau). Avec cette surestimation, les coefficients prédits par Clark et al. (2010) sont meilleurs que ceux de Meusburger (2002) mais ils restent de toute façon plus faibles que ceux que nous avons mesurés.



**Figure III-11 : Comparaison des coefficients de pertes de charge prédits par différentes formules avec les coefficients mesurés pour des barreaux hydrodynamiques. \*\*Pour l'étude de Clark et al. (2010) qui n'a étudié des barreaux PH, nous avons surestimés les valeurs en prenant un coefficient  $\eta = 0.676$  correspondant à un barreau rectangulaire avec la face amont arrondie.**

D'une manière générale, la formule de Meusburger (2002) semble être la plus adaptée pour prédire les pertes de charge pour les deux formes de barreaux. Cela confirme le choix de l'ADEME de préconiser cette formule pour le calcul des pertes de charge des grilles ichtyocompatibles. Toutefois, les prédictions pour les entrefers les plus resserrés ainsi que pour les barreaux profilés sont fortement sous-estimées. Il serait donc intéressant de proposer une nouvelle formule permettant de prédire efficacement

les pertes de charge pour les deux formes de barreaux et ce jusqu'à des entrefers faibles avec des rapports  $e/b$  de 1.

### III.1.2.5. Nouvelle formulation

En nous inspirant des observations réalisées sur les deux figures précédentes, nous savons qu'il est nécessaire de considérer le degré d'obstruction total et non uniquement le rapport  $b/e$ . De plus, la formulation choisie par Meusburger (2002) en  $O_g/(1-O_g)$  donne de meilleurs résultats que celles proposées par Meusburger et al. (2001) ou celle de Clark et al. (2010) où  $O_g$  est élevé à un certain exposant. Nous allons donc chercher une formule ayant comme forme

$$\xi = K_i * \left( \frac{O_g}{1 - O_g} \right)^J \quad \text{Equation III-16}$$

Notons d'ailleurs que pour une grille munie uniquement de barreaux, le terme en  $O_g/(1-O_g)$  est équivalent au  $b/e$  déterminé par Kirschmer (1926).

Pour la détermination de ces coefficients, nous avons utilisé la méthode des moindres carrés dans un tableur Excel (Microsoft) pour ajuster les coefficients prédits aux séries de données mesurées. Dans certains autres cas, nous nous sommes aussi servis du logiciel StatGraphics pour déterminer les coefficients par optimisation non linéaire. Notre procédure aboutit finalement à :

- $K_{PR} = 2.89$
- $K_{PH} = 1.7$
- $J = 1.6$

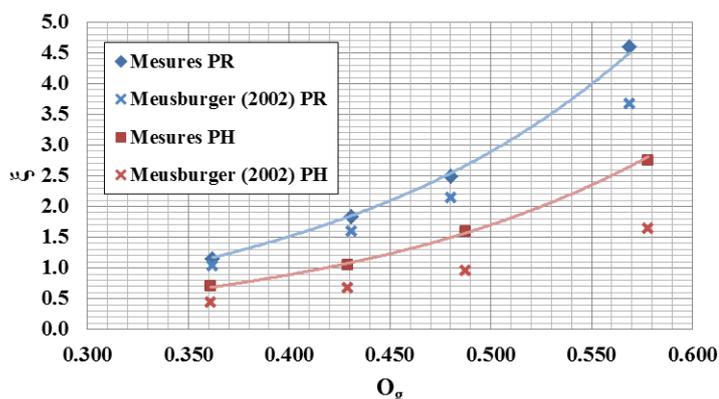


Figure III-12 : Evolution du coefficient de pertes de charge  $\xi$  en fonction du degré d'obstruction  $O_g$  pour les deux formes de barreaux. Chaque série de quatre points correspond aux mesures pour des entrefers de 5, 7.5, 10 et 15 mm. Les courbes représentent les coefficients prédits avec l'Equation III-16.

La Figure III-12 compare les coefficients mesurés, ceux prédits par Meusburger (2002) et ceux prédits avec notre formule (Equation III-16). On retrouve les coefficients de Meusburger (2002) qui sont

trop faibles dans la plupart des configurations alors que les coefficients issus de Equation III-16 sont beaucoup plus proches des coefficients mesurés et ce même pour des barreaux très resserrés. En définitive, la formule que nous avons établie permet bien de prédire les pertes de charge pour notre configuration de base avec  $p/b = 8$ . Toutefois, nos mesures ont montré qu'il était nécessaire d'adapter la formule pour qu'elle puisse être étendue à d'autres profondeurs de barreaux.

### III.1.2.6. Une formule incluant le paramètre $p$

Cette partie de l'étude n'a pu être réalisée qu'avec les barreaux rectangulaires. Des précautions devront donc être prises pour étendre les observations aux autres formes de barreaux. Nous avons répété la méthode des moindres carrés utilisée dans la section précédente afin de déterminer les coefficients  $K_{PR}$  et  $J$  pour chaque profondeur de barreaux. Les résultats montrent que l'Equation III-16 permet de prédire les pertes de charge en fonction de  $O_g$ . L'exposant  $J = 1.6$  convient pour toutes les profondeurs mais le coefficient doit être modifié pour chaque valeur de  $p/b$ . Nous avons donc obtenu 4 valeurs de  $K_{PR}$  correspondant aux 4 profondeurs de barreaux testées.

$p$ (mm)	$p/b$	$K_{PR}$
25	5	2.61
40	8	2.89
60	12	3.87
80	16	4.27

Tableau III-3 : Valeurs de  $K_{PR}$  déterminées pour chaque profondeur de barreau PR.

Le coefficient de forme peut donc beaucoup varier et il est nécessaire de prendre en compte la profondeur du barreau dans la formule de pertes de charge. Deux approches sont possibles.

Une première approche pour prendre en compte la profondeur des barreaux serait de fournir des valeurs discrètes de  $K_{PR}$ . Cette approche est la plus simple et permettrait d'ailleurs de prendre un coefficient unique pour rapports  $p/b = 5$  et  $p/b = 8$  car nos mesures ont montré peu d'écart entre ces deux configurations.

Une seconde approche, plus complexe, serait de chercher à modéliser l'évolution du coefficient de ce coefficient  $K_{PR}$  en fonction du rapport  $p/b$ . L'augmentation du  $K_{PR}$  avec la profondeur du barreau est certainement liée au frottement sur le barreau. Or Blasius a donné une formule de coefficient de frottement pour les plaques planes placées dans un écoulement laminaire. Ce coefficient est fonction du nombre de Reynolds local, calculé à partir de la vitesse de l'écoulement  $U$  et de la position  $x$  le long du barreau.

$$c_f(x) = 0.664 * \left(\frac{Ux}{\nu}\right)^{-\frac{1}{2}}$$

Equation III-17

Si on intègre ce coefficient, de  $x = 0$  à  $x = p$ , pour obtenir la force de frottement appliquée au barreau, on obtient alors une force qui varie en  $p^{1/2}$ .

$$\int_{x=0}^{x=p} c_f(x) dx = 1.328 * \left(\frac{U}{v}\right)^{-0.5} \sqrt{p} \quad \text{Equation III-18}$$

Si on suppose que l'effet de la profondeur du barreau est lié au frottement sur le barreau, il devient alors naturel de supposer que  $K_{PR}$  dépend de  $p/b$  en suivant une fonction racine carrée.

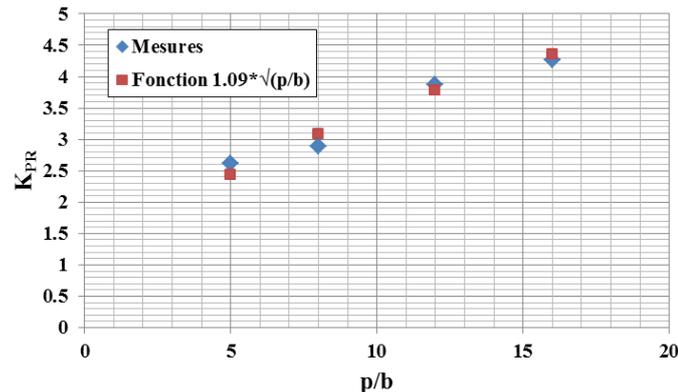


Figure III-13 : Evolution du coefficient de forme  $K_{PR}$  en fonction du rapport  $p/b$ . En bleu les coefficients mesurés et en rouge les coefficients calculés à partir d'une loi en racine carrée de  $p/b$ .

La Figure III-13 compare les coefficients de forme  $K_{PR}$  mesurés avec ceux obtenus à partir d'une loi en racine carrée de  $p/b$ . Ce type de loi semble être très bien adapté pour prédire l'évolution du coefficient de forme du barreau en fonction de sa profondeur. Toutefois, il faut aussi admettre qu'une fonction affine aurait pu tout aussi bien prédire ces coefficients. Davantage de points de mesures sont nécessaires pour obtenir une réponse définitive sur l'évolution réelle de ce coefficient en fonction du rapport  $p/b$ , et ainsi de vérifier si cette augmentation est réellement liée au frottement sur le barreau. Il est d'ailleurs possible que le coefficient de forme ait des évolutions différentes selon les gammes de rapport  $p/b$  concernées. En effet, pour des rapports très petits, le barreau ressemble plus à une plaque mise face à l'écoulement, alors que pour des rapports très grands, le barreau ressemble à une plaque fine parallèle à l'écoulement.

En résumé, les deux approches sont intéressantes. La première est pour l'instant la plus simple et est celle sur laquelle nous avons le moins d'incertitude. La seconde fait apparaître un éventuel lien avec les forces de frottement sur le barreau. Sur la plage de profondeur testée (de  $p/b = 5$  à  $16$ ), le coefficient de pertes de charge évolue bien en  $p^{0.5}$ , comme le souligne la formule de Blasius. Davantage de points de mesures pourraient permettre de consolider ce résultat et pourraient aussi permettre d'observer si cette propriété peut être extrapolée à d'autres valeurs de  $p/b$ .

### III.1.3. Bilan

Ces premiers résultats en grille droite constituent le socle de l'étude des grilles ichtyocompatibles, qui ne seront pas droites, mais inclinées ou orientées. L'étude sur un assemblage de barreau a mis en exergue le lien entre les forces de traînées des barreaux et les pertes de charge générées par la grille. Un simple bilan de force a permis d'obtenir une relation théorique entre le coefficient de traînée  $C_x$  ou le coefficient de pertes de charge  $\xi$  dont les prédictions sont très proches des résultats expérimentaux. Parallèlement, deux formules empiriques ont été établies pour déterminer l'évolution du  $C_x$  et du  $\xi$  en fonction du rapport  $b/e$ . La première fait intervenir la constante  $C_{x0}$  qui correspond au coefficient de traînée d'un barreau seul et la seconde fait intervenir un coefficient de forme  $K$ . Il se trouve que le rapport entre ces deux coefficients ne dépend pas de la forme du barreau, ce qui signifierait qu'il est possible d'obtenir le coefficient  $K$  pour d'autres formes de barreau étant donné les nombreux coefficients de traînée présents dans la littérature pour des éléments isolés. Par ailleurs, la formule relative au  $C_x$  est intéressante car finalement, elle montre que la force exercée au barreau  $F$  dépend uniquement du coefficient  $C_{x0}$  et de la vitesse moyenne entre deux barreaux. Il n'y a que pour la configuration  $e = b$  où un terme doit être ajouté pour mieux estimer cette force de traînée.

Les mesures dans le canal à surface libre ont permis de tester l'applicabilité de certaines formules de pertes de charge de la littérature sur une configuration de grille complète (barreaux et entretoises), avec différents entrefers et formes de barreaux. Les coefficients prédits par la formule de Meusbarger (2002) sont les plus proches de nos résultats expérimentaux. Pour les barreaux **PR**, les résultats sont très proches (sauf pour la configuration  $e = b$ ) mais pour les barreaux **PH**, les coefficients prédits sont trop faibles. Nous avons donc proposé une nouvelle formule, s'inspirant de celle de Meusbarger, mais plus adaptée à nos mesures. D'autres mesures ont aussi été réalisées pour déterminer si la profondeur des barreaux  $p$  devait intervenir dans le coefficient de pertes de charge. Il semble que pour  $p/b$  inférieur ou égal à 8 (cas testé dans la plupart des études de la littérature), l'effet est peu significatif et peut donc être négligé. Cette observation concorde ainsi avec les études de la littérature qui ne prennent pas en compte cet effet. En revanche, pour des rapports  $p/b$  plus élevés, l'effet de la profondeur s'accroît. Une comparaison de nos résultats avec la formule de Blasius montre d'ailleurs que cet effet est principalement dû au frottement le long du barreau, et varie ainsi en  $p^{0.5}$ . Des valeurs discrètes des coefficients  $K_{PR}$  peuvent donc être utilisées selon le rapport  $p/b$  des barreaux mais il est aussi possible d'utiliser un coefficient qui soit directement une fonction du rapport  $p/b$ .

Ces mesures sur différentes grilles droites ont donc facilité la compréhension d'une partie des phénomènes générant les pertes de charge. Elles ont aussi permis d'établir une formule de pertes de charge pour une grille complète avec  $\alpha = 90^\circ$  et  $\beta = 90^\circ$ . Cette formule ne modélise pas encore les configurations de grilles ichtyocompatibles (il n'y a pas encore de guidage le long de la grille), et doit donc être complétée pour s'adapter à ces configurations qui représentent le cœur de cette étude.

## III.2. Grille inclinée

### III.2.1. Mesures

Les mesures de pertes de charge sur les grilles inclinées ont été réalisées dans le canal à surface libre. Deux formes de barreaux (**PR** et **PH**) ont été testées pour sept inclinaisons de plan de grille : 15°, 25°, 35°, 45°, 60°, 75° et 90°. Ces inclinaisons variées permettent de tester une large gamme de grille depuis les grilles droites jusqu'à des grilles inclinées avec des angles  $\beta$  inférieurs à ceux identifiés comme ichtyocompatible par l'ADEME ( $\beta = 26^\circ$ ). Les barreaux utilisés sont les barreaux de base et mesurent toujours  $p = 40$  mm et  $b = 5$  mm. Les mesures sont réalisées pour quatre espacements différents avec  $e = 5, 7.5, 10$  et  $15$  mm. De plus, la grille est constituée de rangées d'entretoises régulièrement espacées. A hauteur d'eau constante, le nombre d'entretoises noyées varie donc avec l'inclinaison du plan de grille.

La Figure III-14 montre l'évolution de  $\xi$  en fonction de  $\beta$  pour des barreaux **PR** et **PH**.

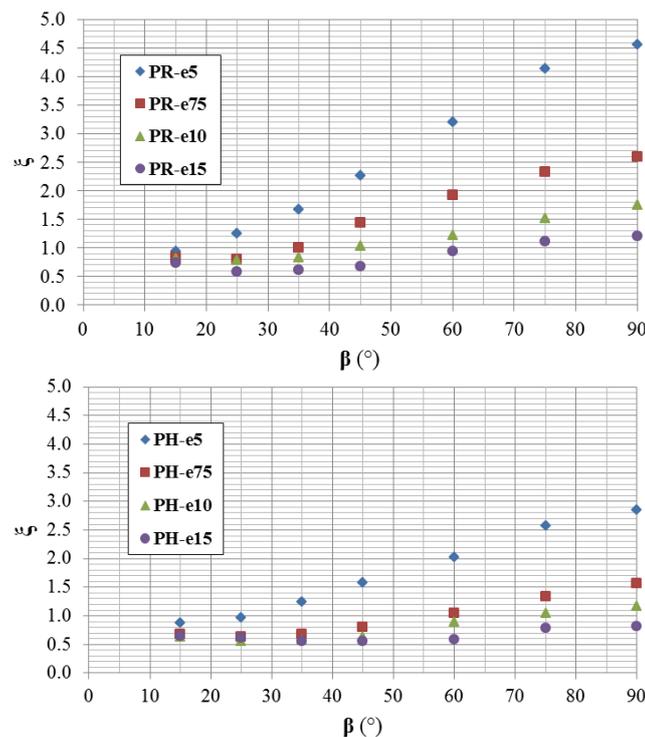


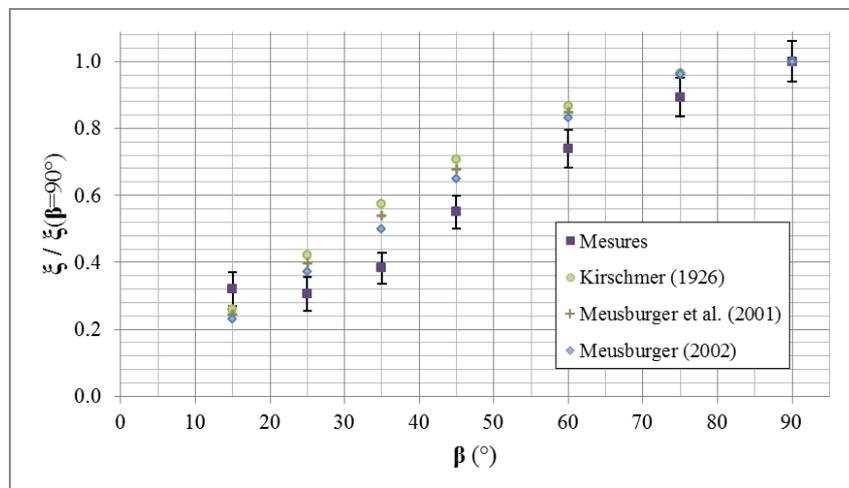
Figure III-14 : Evolution de  $\xi$  en fonction de l'inclinaison  $\beta$  ( $\beta=90$  pour une grille droite) pour différents entrefers ( $e75$  correspond à 7.5 mm). A gauche, l'évolution pour les barreaux PR et à droite, celle des barreaux PH.

L'effet du degré d'obstruction reste le même que celui observé pour les grilles droites. En effet, plus les barreaux sont resserrés, plus le coefficient de pertes de charge est important. Toutefois, pour les angles d'inclinaison  $\beta$  les plus faibles, ce phénomène est moins significatif. Concernant l'effet de l'inclinaison à entrefer constant,  $\xi$  tend globalement à diminuer lorsque  $\beta$  diminue. Mais pour les angles  $\beta$  les plus faibles (grille fortement inclinée), le coefficient  $\xi$  peut réaugmenter. Cela s'explique par une

opposition décroissante des barreaux qui peut être compensée par une augmentation de l'obstruction générée par les entretoises. Cette variation de pente risque de compromettre l'efficacité de la formule classique en  $\sin(\beta)$  de Kirschmer (1926).

### III.2.2. Comparaison avec la littérature

Bien que nos premières observations tendent à contredire la formulation de Kirschmer en  $\sin(\beta)$ , il est possible que cette formulation demeure efficace pour les grilles avec peu d'inclinaison. Nous avons vu dans le chapitre sur les grilles droites que la formule de Kirschmer sous-estime les coefficients de pertes de charge. Afin d'extraire uniquement l'effet de l'inclinaison, nous allons donc représenter l'évolution des coefficients en fonction de  $\beta$  normalisés par les valeurs à  $\beta = 90^\circ$  (grille droite).



**Figure III-15 : Evolution des coefficients de pertes de charge pour une grille inclinée avec des barreaux rectangulaires espacés de  $e = 10$  mm. Chaque coefficient  $\xi$  est normalisé par la valeur de ce même coefficient  $\xi(\beta = 90^\circ)$  pris pour une grille sans inclinaison. Le graphe compare les prédicts par différentes formules avec les coefficients mesurés expérimentalement.**

La Figure III-15 compare ainsi les coefficients de Kirschmer (1926), Meusburger et al. (2001) et Meusburger (2002), qui sont les études qui abordent les grilles inclinées, avec nos mesures expérimentales. Notons que parmi ces études, seule celle de Kirschmer a réellement réalisé des expériences avec des grilles inclinées. Les deux autres s'appuient uniquement sur ses travaux. Cela explique la proximité des points sur la Figure III-15.

Les courbes sur la Figure III-15 confirment les premières observations sur l'efficacité d'une formule en  $\sin(\beta)$ . En effet, elle ne permet pas de retracer l'évolution de  $\xi$  pour les plus faibles angles  $\beta$ . De plus, elle semble aussi surestimer les coefficients pour les angles  $\beta$  élevés (grille presque droite). Une nouvelle formulation est donc nécessaire pour estimer les pertes de charge dans des configurations fortement inclinées.

### III.2.3. Nouvelle formulation

Plus d'une dizaine de formulations ont été testées afin de correctement prédire les pertes de charge de nos configurations inclinées. Nous avons par exemple testé des adaptations de la formule de Kirschmer, en élevant le terme  $\sin(\beta)$  à un exposant différent de 1. Mais, au mieux, la formule correspondante n'est efficace que jusqu'à  $\beta = 45^\circ$ .

Finalement, les meilleurs résultats apparaissent lorsque nous distinguons le degré d'obstruction des barreaux  $O_b$  du degré d'obstruction des entretoises. Des précautions doivent d'ailleurs être prises par rapport à ce dernier. En effet, des essais ont été réalisés avec la variable  $O_{sp}$ , qui représente l'obstruction des entretoises sur la longueur immergée de la grille, mais n'ont pas donné de résultats satisfaisants. Il faut faire intervenir la variable  $O_{sp,H}$  pour que les résultats soient acceptables. Cela s'explique notamment par le fait que la variable  $O_{sp}$  est relativement indépendante de l'inclinaison (le nombre d'entretoise augmente mais la longueur immergée de la grille aussi) alors que la variable  $O_{sp,H}$  augmente avec l'inclinaison (le nombre d'entretoises augmente alors que la hauteur d'eau ne varie pas).

La formule que nous avons retenue (Equation III-19) se décompose donc en deux termes principaux. Le premier terme concerne les barreaux et autres éléments longitudinaux. C'est sur ce terme qu'agit l'inclinaison. Le second terme n'est quant à lui lié qu'aux éléments transversaux. Les deux parties de l'équation sont cohérentes avec les formes des équations que nous avons obtenues pour les grilles droites. En effet, on retrouve un terme équivalent au coefficient de forme, correspondant soit à la forme des barreaux ( $K_{b,i}$ ) soit à la forme des entretoises ( $K_{sp}$ ), et ce coefficient est juxtaposé à une fonction du degré d'obstruction propre aux éléments en questions, élevé à un certain exposant.

$$\xi = K_{b,i} \left( \frac{O_b}{1 - O_b} \right)^{1.65} \sin^2(\beta) + K_{sp} \left( \frac{O_{sp,H}}{1 - O_{sp,H}} \right)^{0.77} \quad \text{Equation III-19}$$

$$\text{Avec } K_{b,PR} = 3.85 \text{ et } K_{b,PH} = 2.1 \text{ et } K_{sp} = 1.79$$

Le fait que les coefficients de forme des deux parties de l'équation soit distincts semble naturel. De plus, cette formulation reste cohérente avec les conditions aux limites de chaque entité : lorsqu'il n'y a pas de barreau ou pas d'entretoises, le terme correspondant est nul. Par contre, dès que la hauteur cumulée des entretoises atteint la valeur de la hauteur d'eau  $H_1$ , le terme  $O_{sp,H}$  atteint 1 et le coefficient  $\xi$  tend vers l'infini. Pour  $\beta = 25^\circ$ , cela ne se produit que si les entretoises de 20 mm sont fixés tous les 47 mm (au lieu de 250 mm actuellement) mais il faut prendre en compte le fait que cette formule n'est pas applicable aux grilles inclinées avec de nombreux éléments transversaux dont les sillages peuvent interagir.

On peut aussi s'interroger sur certains points de la formule et notamment la différence entre les deux exposants. Le fait que les entretoises soient en retrait, et que l'écoulement fasse face en premier aux barreaux, peut éventuellement être une des explications. Toutefois, ce n'est qu'une hypothèse et nous

n'avons pas fait varier la position des entretoises sur le barreau pour éclaircir la question. Enfin, l'effet de l'inclinaison avec le terme  $\sin(\beta)^2$  est finalement assez proche de celui proposé par Kirschmer (1926).

Les coefficients prédits avec cette nouvelle formule sont comparés à nos mesures expérimentales sur la Figure III-16. Pour les deux formes de barreaux, la nouvelle formule donne de très bons résultats et elle modélise bien le changement de pente pour les plus faibles inclinaisons. Pour les coefficients prédits avec les barreaux **PR**, l'erreur absolue moyenne est de l'ordre 6% et elle atteint 9% pour les barreaux **PH**. Sur les 56 configurations, seules deux présentent un écart supérieur à 20% (barreaux **PH** et  $\beta$  faible).

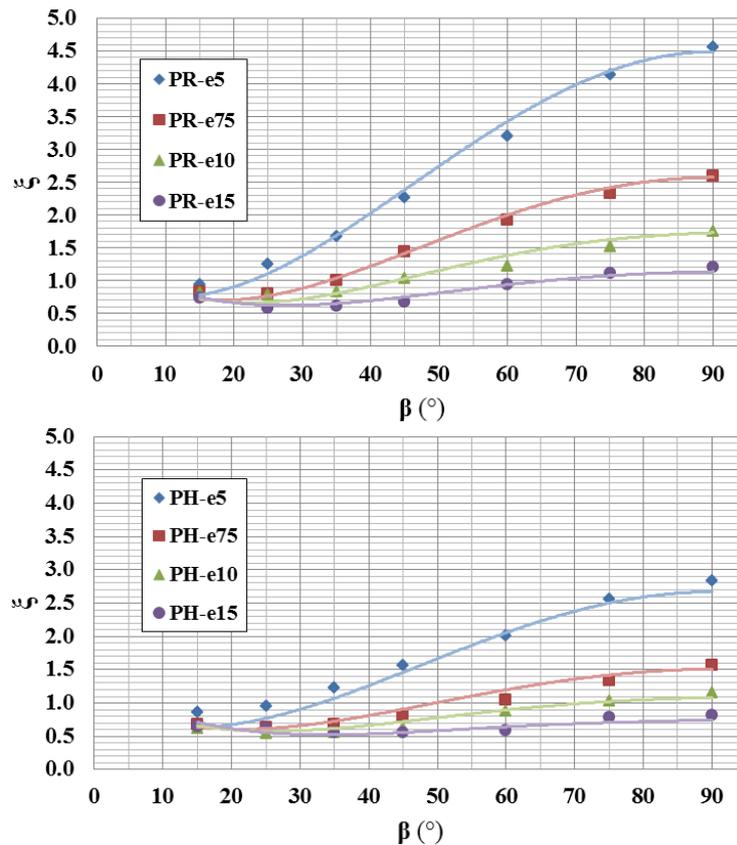


Figure III-16 : Evolution de  $\xi$  en fonction de  $\beta$  pour des barreaux PR (en haut) et PH (en bas) espacés de  $e = 5, 7.5, 10$  et  $15$  mm.

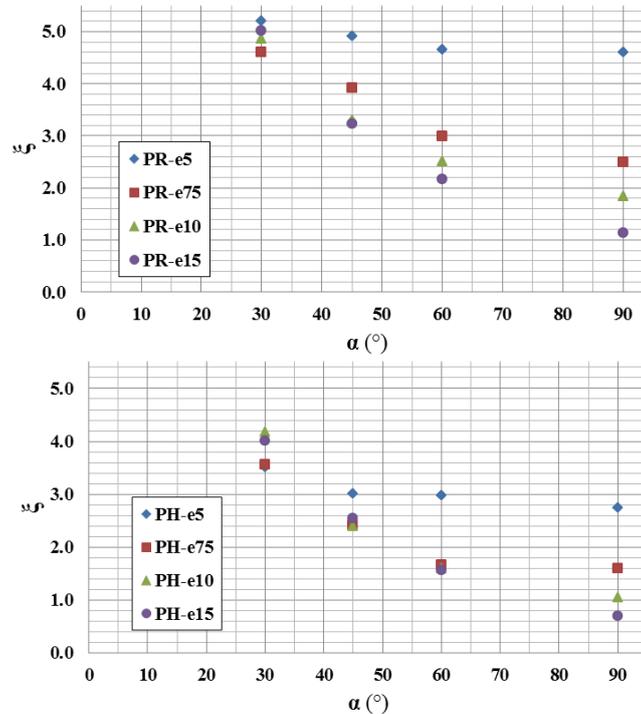
## III.3. Grille orientée

### III.3.1. Mesures avec les barreaux de base

Les mesures de pertes de charge sur les grilles orientées ont été réalisées dans le canal à surface libre. Deux formes de barreaux (**PR** et **PH**) ont été testées pour quatre orientations de plan de grille :  $30^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $60^\circ$  et  $90^\circ$ . Ces orientations variées permettent de tester une large gamme de grille depuis les grilles droites jusqu'à des grilles orientées avec des angles  $\alpha$  inférieurs à ceux identifiés comme ichtyocompatibles par l'ADEME ( $\alpha = 45^\circ$ ). Cette première partie concerne les barreaux de base ayant

toujours comme dimensions  $p = 40$  mm et  $b = 5$  mm. Les mesures sont réalisées pour quatre espacement différents avec  $e = 5, 7.5, 10$  et  $15$  mm, avec une hauteur d'eau  $H_1 = 350$  mm environ et deux rangées d'entretoises sont noyées dans l'écoulement.

La Figure III-17 montre l'évolution de  $\xi$  en fonction de  $\alpha$  pour les différents entrefers et formes de barreaux



**Figure III-17 : Evolution de  $\xi$  en fonction de l'orientation  $\alpha$  ( $\alpha = 90^\circ$  pour une grille droite) pour les différents entrefers testés (e75 correspond à 7.5 mm). A gauche, l'évolution pour les barreaux PR et à droite, celle des barreaux PH.**

Les coefficients de pertes de charge tendent à augmenter avec l'angle d'orientation de la grille. L'augmentation est très forte lorsque l'entrefers est large alors qu'elle est beaucoup plus ténue lorsque les barreaux sont resserrés. L'effet de l'entrefers, qui engendre beaucoup de différence à  $\alpha = 90^\circ$ , ne modifie quasiment plus rien lorsque la grille est orientée à  $30^\circ$ . La modélisation de l'effet de l'orientation ne peut donc pas se résumer en un seul paramètre et doit donc inclure un couplage entre le degré d'obstruction de la grille et l'angle d'orientation de celle-ci.

Ces mesures sur des barreaux **PR** et **PH** avec  $p = 40$  mm ont été complétées par des mesures avec différentes profondeurs de barreau (uniquement pour PR) avec  $p = 25$  mm, 40 mm, 60 mm et 80 mm. Contrairement aux grilles inclinées, ici, il nous paraît important de tester ce paramètre car un barreau long pourrait dévier davantage l'écoulement qu'un barreau court. Des mesures de pertes de charge ont donc été réalisées pour les quatre profondeurs avec  $e = 10$  mm pour  $\alpha = 30^\circ, 45^\circ$  et  $60^\circ$ . Ces profondeurs ont aussi été testées à  $\alpha = 45^\circ$  avec  $e = 5$  mm et  $e = 15$  mm.

Afin de n’observer que l’effet de l’orientation, nous avons comparé les résultats pour les quatre profondeurs en normalisant les coefficients par le coefficient de pertes de charge à 90°. Cela permet de s’affranchir de l’effet de p que nous avons déjà établi pour les grilles droites. La Figure III-18 compare ces coefficients normalisés pour les trois angles d’orientation. Quel que soit l’angle, il y a très peu de variations liées à la profondeur du barreau. Cela signifie qu’il n’y a pas besoin de prendre en compte la profondeur du barreau dans la modélisation de l’effet de l’orientation de la grille.

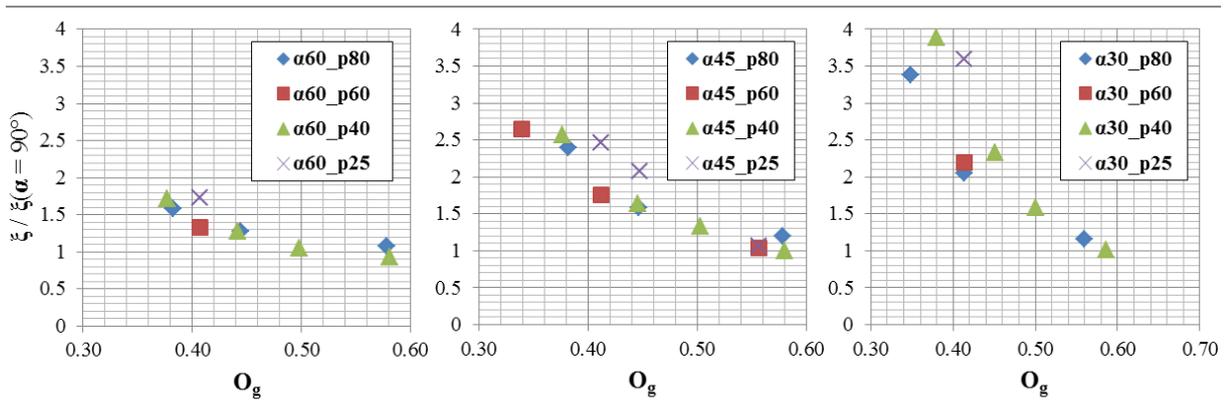


Figure III-18 : Evolution du coefficient de pertes de charge (normalisé par sa valeur à  $\alpha = 90^\circ$ ) en fonction du degré d’obstruction  $O_g$  pour quatre profondeurs de barreau (p25, p40, p60 et p80). Chaque graphe correspond à un angle de grille. De gauche à droite :  $\alpha = 60^\circ, 45^\circ$  et  $30^\circ$ .

### III.3.2. Comparaisons avec la littérature

Le couplage nécessaire entre  $\alpha$  et  $O_g$  que nous avons souligné dans le paragraphe précédent est un phénomène qui a été souvent observé. Les formules par exemple de Meusburger et al. (2001) ou Meusburger (2002) incluent une fonction où l’on retrouve ce couplage. D’autres études, comme Mosonyi (1966), ont tabulées des valeurs permettant de modéliser l’effet de l’orientation pour plusieurs entrefers et plusieurs angles de grille.

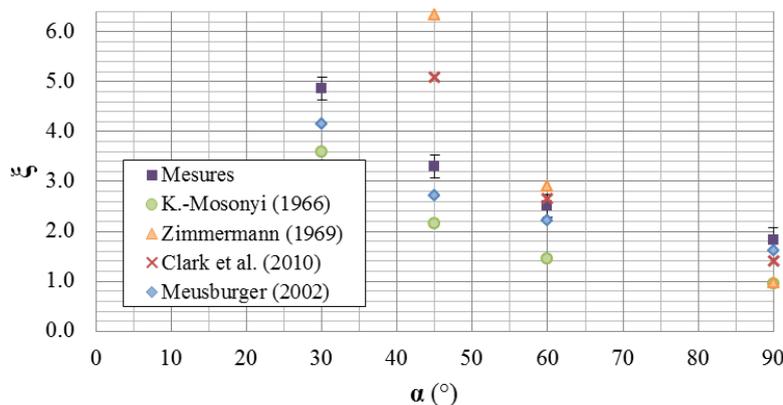
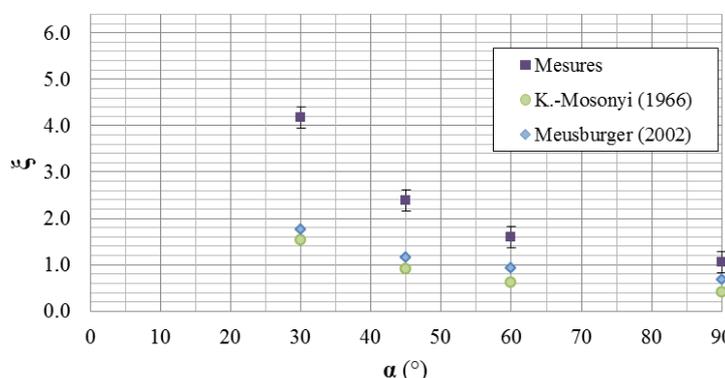


Figure III-19 : Evolution des coefficients de pertes de charge pour une grille orientée avec des barreaux rectangulaires espacés de  $e = 10$  mm. Le graphe compare les coefficients prédits par différentes formules avec ceux mesurés expérimentalement.

Les coefficients mesurés pour  $e = 10$  mm avec les barreaux rectangulaires sont comparés sur la Figure III-19 aux coefficients prédits par les formules de Zimmermann (1969), Meusburger et al. (2001), Meusburger (2002) et Clark et al. (2010).

Deux allures de courbes apparaissent. Les courbes de Meusburger (2002) et Kirschmer-Mosonyi (1966) ont des allures relativement proches des coefficients que nous avons mesurés. Même si les coefficients de pertes de charge sont sous-estimés, l'effet de l'angle correspond bien à ce que nous observons expérimentalement. Les courbes de Clark et al. (2010) ont tendance par contre à beaucoup surestimer les pertes de charge au-delà de  $\alpha = 60^\circ$ . C'est en partie dû aux choix des paramètres à tester dans leur étude sur les grilles orientées. N'ayant ni fait varier la forme du barreau, ni fait varier le degré d'obstruction, ils n'ont pas pu obtenir de données sur les interdépendances et les couplages éventuels à modéliser dans la formule de pertes de charge. De plus, leur mesures s'arrêtent à  $\alpha = 60^\circ$  ce qui explique pourquoi la précision des prédictions se dégrade au-delà. Les coefficients prédits par la formule de Zimmermann (1969) augmentent aussi très vite lorsque  $\alpha$  diminue. Cela vient certainement du fait que la configuration qu'il a testée n'est pas la même que la nôtre. Sa formule est adaptée à une grille perpendiculaire au canal mais où les barreaux pivotent. Le blocage généré par l'angle  $\alpha$  de ses barreaux est donc plus important que celui généré dans notre configuration ce qui explique cette brusque augmentation.



**Figure III-20 : Evolution des coefficients de pertes de charge pour une grille orientée avec des barreaux hydrodynamiques (PH) espacés de  $e = 10$  mm. Le graphe compare les prédits par différentes formules avec les coefficients mesurés expérimentalement.**

Comme nous avons vu que les formules de Clark et al. (2010) et de Zimmermann (1969) ne sont pas adaptées à notre configuration et ne peuvent pas prédire les coefficients sur une large gamme d'angle, nous ne poursuivons les comparaisons qu'avec les deux autres formules. La Figure III-20 compare les coefficients mesurés sur des barreaux **PH** avec les coefficients prédits par les formules de Kirschmer-Mosonyi (1966) et Meusburger (2002) pour ces mêmes barreaux. Il faut noter que ces deux études ne comportent pas d'expériences avec des grilles orientées munies de barreaux profilés mais extrapolent juste les résultats obtenus avec des barreaux rectangulaires.

Comme dans les deux formules, l'effet de la forme du barreau est contenu uniquement dans le coefficient de forme défini par Kirschmer (1926), l'allure des courbes est la même que celle de la Figure III-19. Ceci s'oppose à l'allure de la courbe expérimentale où l'augmentation est plus marquée pour des barreaux hydrodynamiques que pour des barreaux rectangulaires. Cela montre que la partie de la formule qui modélise l'effet de l'orientation doit inclure la forme du barreau. Ce phénomène est d'ailleurs abordé dans les abaques de Idel'cik (1979) où un des coefficients de la formule de pertes de charge varie en fonction de la forme et de l'angle de la grille.

### III.3.3. Nouvelle formulation

Comme pour les grilles inclinées, des dizaines de formulations ont été testées pour pouvoir prédire les coefficients de pertes de charge de tous types de grilles orientées, avec des orientations faibles ou des orientations ichtyocompatibles, ou encore avec des barreaux rectangulaires ou des barreaux hydrodynamiques. Une formule a finalement été retenue (Equation III-20).

$$\xi = K_i \left( \frac{O_g}{1 - O_g} \right)^{1.6} K_\alpha \text{ avec } K_\alpha = 1 + k_i \left( \frac{90 - \alpha}{90} \right)^{2.35} \left( \frac{1 - O_g}{O_g} \right)^3 \quad \text{Equation III-20}$$

Cette formule reprend l'Equation III-16 pour les grilles droites et la complète en insérant le terme  $K_\alpha$  qui vaut 1 pour  $\alpha = 90^\circ$  et qui augmente pour des angles plus réduits (orientation plus marquée). La distinction en fonction de la forme du barreau se fait à l'aide du coefficient  $k_i$  qui vaut  $k_{PR} = 1.67$  et  $k_{PH} = 2.69$  pour les barreaux rectangulaires et hydrodynamiques respectivement. Comme le  $k_{PH}$  est plus grand que le  $k_{PR}$ , la formule retranscrit bien le fait que l'effet de l'orientation est plus fort pour les barreaux profilés.

La Figure III-21 illustre la comparaison entre les coefficients  $\xi$  issus des expériences et prédits par l'Equation III-20 et montre que cette équation permet bien de prédire les coefficients de pertes de charge mesurés pour les 32 configurations testées (16 pour chaque forme de barreau). L'erreur absolue moyenne avec les barreaux **PR** est de 6%. Ce chiffre est à peine plus grand pour les barreaux **PH** avec une moyenne de l'ordre de 7%. Pour les deux formes de barreaux, les prédictions les plus erronées (entre 10 et 20 % d'erreur) se retrouvent pour  $e = 5$  mm et  $\alpha = 30^\circ$  ou  $45^\circ$ .

Ces valeurs sont à comparer avec les prédictions obtenues avec la formule de Meusburger (2002). Même en ne se focalisant que sur les valeurs du  $K_\alpha$  (pour ne pas inclure les sous-estimations en configuration droite), ses coefficients sont sujets à plus d'écart par rapport à nos mesures. Pour les barreaux **PR**, les prédictions de Meusburger sont légèrement moins bonnes que celle obtenues avec l'Equation III-20. L'erreur absolue moyenne est de 9%, avec 2 configurations sur 16 où l'erreur est de l'ordre de 20%. Pour les barreaux **PH**, l'erreur des prédictions est par contre bien supérieure avec une moyenne de 17%. De plus, plus d'un quart des prédictions sont erronées de plus de 30%. Cela peut s'expliquer par une différence dans le dispositif expérimental (portion de canal aval alignée avec la

direction des barreaux) mais cela justifie bien l'intérêt de proposer une nouvelle formule, surtout pour modéliser le comportement des pertes de charge pour une grille avec des barreaux profilés.

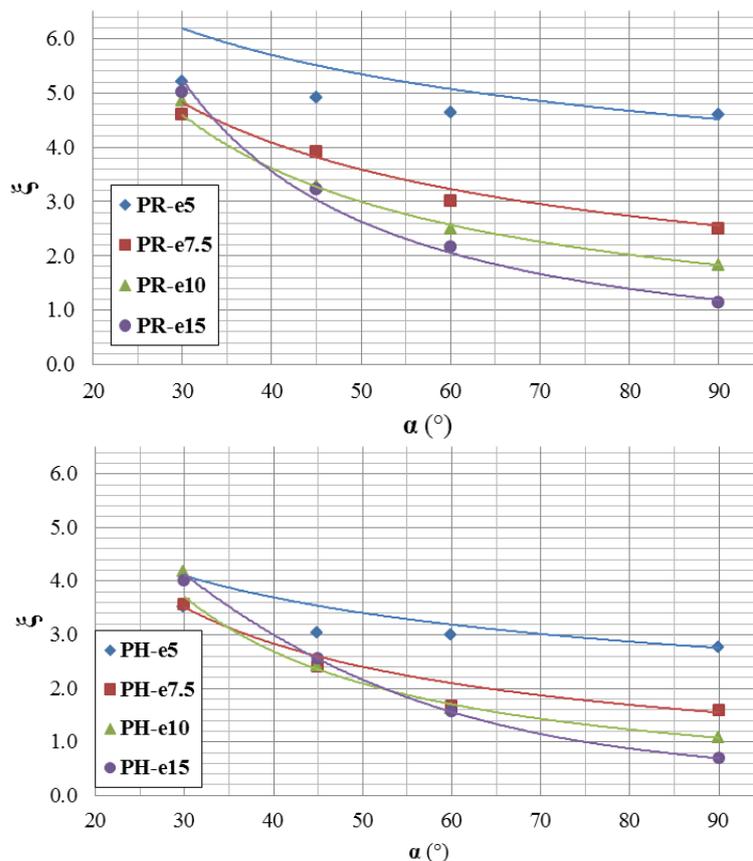


Figure III-21 : Evolution du coefficient de pertes de charge  $\xi$  en fonction de l'angle d'orientation  $\alpha$  pour différents entrefers  $e$  avec en haut, les barreaux PR, et en bas, les barreaux PH. Les marqueurs représentent les coefficients mesurés et les courbes les coefficients prédits avec l'Equation III-20.

Toutefois, un inconvénient réduit l'efficacité de l'Equation III-20. Il se trouve que, pour les grilles les plus orientées, en dessous de  $O_g = 30\%$ , les coefficients de pertes de charge ont une évolution contre-intuitive. En effet, lorsque le degré d'obstruction baisse (à angle constant), le coefficient  $\xi$  augmente au lieu de diminuer. Cela signifie que, pour une grille orientée à  $45^\circ$  avec des barreaux espacés de 15 mm par exemple, une grille sans entretoises générerait plus de pertes de charge qu'une grille avec entretoises. Ce problème est directement lié à l'expression mathématique choisie et aux valeurs des exposants dans la formule. Il s'observe aussi avec la formulation de Meusburger (2002) mais il est moins prononcé et s'observe pour des orientations un peu plus marquées (à partir de  $\alpha = 35^\circ$ ).

La formule que nous proposons est donc efficace mais sur une plage de degré d'obstruction un peu limitée. Néanmoins, étant donné que les entrefers doivent être de l'ordre de 20 mm (pour stopper physiquement les poissons) et comme les barreaux mesurent généralement 8 à 10 mm d'épaisseur (par souci de rigidité), le degré d'obstruction de ces grilles ichtyocompatibles est forcément supérieur à 28 %

(ce chiffre augmente d'ailleurs en considérant les entretoises et les éléments de supports de la grille). L'Equation III-20 paraît donc bien adaptée à la problématique des prises d'eau ichtyocompatibles.

## III.4. Grille orientée avec les barreaux dans le sens de l'écoulement

### III.4.1. Mesures

Les mesures de pertes de charge sur les grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement ont été réalisées sur la même plage angulaire que celle choisie pour les grilles orientées normales. Des grilles avec des angles d'orientation de  $\alpha = 30^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $60^\circ$  ont donc été insérées dans le canal à surface libre. Les barreaux utilisés pour cette partie ont une section **PR** ou **PH** et sont espacés de  $e = 5, 10$  ou  $15$  mm. La configuration à  $90^\circ$  n'a pas été répétée avec les supports à fentes car elle est très proche des autres configurations à  $90^\circ$  déjà testées avec les entretoises. Nous afficherons tout de même des coefficients à  $\alpha = 90^\circ$  mais ils seront calculés à l'aide de l'Equation III-16.

La Figure III-22 illustre l'évolution des coefficients de pertes de charge en fonction de  $\alpha$ . Contrairement aux grilles orientées normales étudiées dans le chapitre III.3, les coefficients de pertes de charge ici ne sont pas du tout influencés par l'angle de la grille. Quel que soit l'angle  $\alpha$ , les coefficients ont une valeur proche de celle calculée à  $\alpha = 90^\circ$ . On retrouve donc les observations que nous avons réalisées sur les grilles droites. Les barreaux profilés génèrent moins de pertes de charge. A l'inverse, des barreaux resserrés en créent plus.

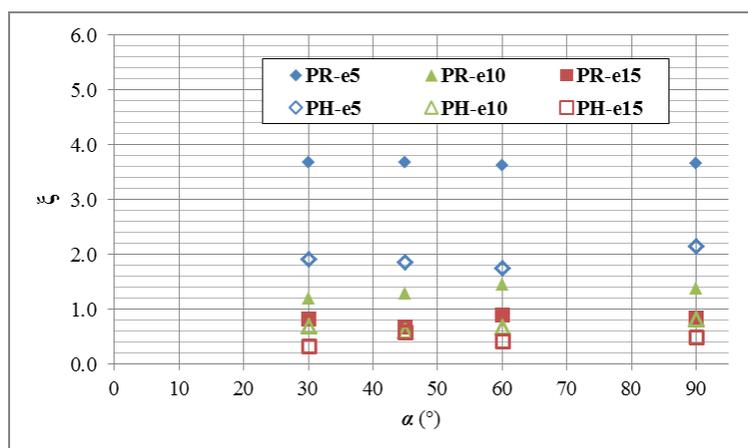
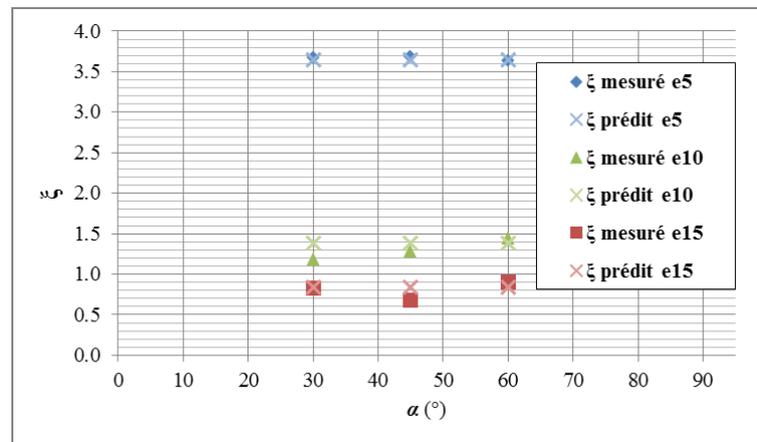


Figure III-22 : Evolution du coefficient de pertes de charge  $\xi$  en fonction de l'angle d'orientation  $\alpha$  pour une grille orientée avec les barreaux dans le sens de l'écoulement. Les marqueurs pleins correspondent aux barreaux rectangulaires et les autres représentent les barreaux profilés.

### III.4.2. Modélisation des pertes de charge

Nous n'avons pas retrouvé d'études s'intéressant à ce type de grille et nous n'avons donc pas de formule à comparer à ces résultats expérimentaux. Toutefois, comme l'angle de la grille ne modifie pas le coefficient de pertes de charge, il semble naturel de conserver la formule (Equation III-16) que nous avons établie pour les grilles droites sur ces nouvelles mesures.

La Figure III-23 illustre la qualité des prédictions pour des barreaux **PR** et pour les différents entrefers. Les coefficients prédits sont très proches des coefficients mesurés et confirment que l'Equation III-16 est applicable à ce type de grille.



**Figure III-23 : Comparaison des coefficients de pertes de charge  $\xi$  mesurés et prédits (Equation III-16) pour des grilles orientées avec des barreaux rectangulaires dans le sens de l'écoulement.**

Il faut toutefois concéder que les grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement ont un comportement qui dépend de la profondeur du barreau et que l'Equation III-16 peut donc avoir des limites. Nous n'avons étudié que des configurations où les barreaux se chevauchent (un barreau ne se termine pas avant que le suivant commence), où  $e$  représente bien l'espacement minimum entre deux barreaux. L'Equation III-16 n'est donc valable que pour ces types de grilles. Le cas des barreaux indépendants l'un de l'autre sort du registre des grilles ichtyocompatibles (dont un des buts est de garantir un arrêt des poissons) et n'est donc pas davantage exploré ici.

## III.5. Effet du colmatage sur le coefficient de pertes de charge

### III.5.1. Configurations testées

Les plans de grilles réels sont sujets au colmatage. L'étude de Meusburger (2002) a montré que, pour les grilles droites, il est possible d'inclure de degré de colmatage dans le degré d'obstruction total de la grille et ainsi de conserver la formule de pertes de charge pour une grille droite. Ces résultats s'appuient sur des mesures où le colmatage est simulé à l'aide de plaques pleines positionnées en diverses configurations sur le plan de grille. Son étude n'a donc ni montré l'effet d'un colmatage partiel (colmatage inférieur à 100 % et localisé) sur le coefficient de pertes de charge ni celui d'un colmatage sur des grilles inclinées ou orientées.

Nous avons réalisé des mesures de pertes de charge où des plaques, perforées ou pleines, sont apposées sur les grilles utilisées jusqu'à présent.

Des mesures ont été réalisées sur des grilles orientées ( $\alpha = 45^\circ$ ), inclinées ( $\beta = 25^\circ$ ) et droites. Les grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement n'ont pas été étudiées dans cette partie. Toutes les grilles testées sont munies de barreaux hydrodynamiques (sauf en grille orientée) ou rectangulaires espacés de 10 mm.

Plusieurs configurations de colmatage ont été testées, et sont censées modéliser les principales configurations que l'on peut rencontrer sur un plan de grille réel :

- Uniforme sur toute la grille
- Sommet de grille (débris flottants)
- Pied de grille (engravement)
- Sommet et pied de grille

Les quatre types de plaques perforées décrits dans la section II.1.4.4 ont été utilisés pour voir l'influence du degré de colmatage  $C_0$  de ces plaques ( $C_0 = 43\%$ ,  $65\%$  et  $100\%$ ).

Ces différentes plaques sont disposées sur toute la largeur du plan de grille. Le degré de colmatage de la grille  $C$  ne dépend donc que du degré d'obstruction de la plaque et de la portion de longueur de grille immergée ( $L_{g,im}$ ) qui est recouverte par cette plaque. Cette longueur est notée  $L_C$ .

$$C = C_0 \frac{L_C}{L_{g,im}}$$

Dans le cas d'un colmatage uniforme, on retrouve bien  $C = C_0$ .

### III.5.2. Résultats expérimentaux

En croisant les degrés d'obstruction des plaques modélisant le colmatage et les positions de ces plaques, nous avons pu tester de nombreuses configurations. Douze d'entre elles sont affichées dans le Tableau III-4 et représentent fidèlement l'ensemble des résultats expérimentaux acquis avec les barreaux rectangulaires. Les résultats décrits dans ce tableau sont les valeurs des coefficients  $K_C$  qui représentent l'effet du colmatage. Ils sont calculés en utilisant la formule

$$K_C = \frac{\xi(C = X\%)}{\xi(C = 0\%)}$$

Où  $\xi(C=X\%)$  est le coefficient de pertes de charge pour une grille avec un taux de colmatage  $C$  de  $X\%$  et  $\xi(C=0\%)$  est le coefficient de pertes de charge pour une grille propre calculé à partir des formules établies jusqu'à présent.

Position sur la grille	Type	$C_0$	$L_C/L_{g,im}$	$C$	Config. N°	$K_C (\pm 0.3)$		
						GD	GI	GO
Uniforme	1	43%	100%	43%	1	4.7	3.1	2.1
	2	43%	100%	43%	2	4.0	3.6	1.9
	3	64%	100%	64%	3	11.2	5.9	4.5
Sommet	3	64%	18%	12%	4		1.3	
			34%	22%	5			1.1
	4	100%	10%	10%	6	1.4	1.5	
			24%	24%	7	2.9	2.4	
			33%	33%	8		4	
Pied	3	64%	18%	12%	9		1.7	
			30%	19%	10	2.7		1.3
Sommet + Pied	3	64%	32%	20%	11		2	
			66%	42%	12			1.6

Tableau III-4 : Comparaison des coefficients  $K_C$  modélisant l'effet du colmatage pour différentes configurations. Les configurations GD, GI et GO représentent respectivement les grilles droites, inclinées à 25° et orientées à 45°. Toutes les grilles sont munies de barreaux rectangulaires espacés de  $e = 10$  mm.

Le Tableau III-4 permet de faire plusieurs observations. Tout d'abord, il permet d'observer, comme attendu, une augmentation du  $K_C$  avec le degré de colmatage  $C$ . La comparaison des configurations 1 et 2 montre d'ailleurs que pour un même degré d'obstruction, modélisé avec des plaques percées différemment, l'effet du colmatage est à peu près identique.

Ensuite, ces mesures montrent que l'effet d'un même colmatage diffère selon le type de grille sur lequel il est appliqué. Ainsi, un même colmatage aura plus d'effet sur grille droite que sur une grille

inclinée à 25° même si, pour les faibles degrés de colmatage (configuration 6 par exemple), les différences sont moindres. L'effet du colmatage est encore plus faible sur une grille orientée à 45° avec généralement un  $K_C$  réduit de moitié par rapport aux configurations en grille droite.

Enfin, ce tableau permet aussi de voir que selon la position du colmatage, son effet n'est pas le même. Si le fait d'avoir un colmatage de surface ou de fond ne semble pas être déterminant, le fait d'avoir un colmatage uniforme semble être beaucoup plus pénalisant. Les configurations 2 et 7 par exemple ont des degrés de colmatage  $C$  proches mais le  $K_C$  obtenu avec un colmatage uniforme (configuration 2) est environ 30 % supérieur à celui d'un colmatage en sommet de grille (configuration 7).

Les seules mesures qui ne sont pas représentées dans le Tableau III-4 sont les mesures avec les barreaux **PH**. Le Tableau III-5 compare donc les mesures réalisées avec des colmatages uniformes pour une grille **PR** et une grille **PH**.

Position sur la grille	Type	$C_0$	$L_C/L_{g,im}$	$C$	Config. N°	$K_C (\pm 0.3)$			
						GD		GI	
						PR	PH	PR	PH
Uniforme	1	26%	100%	43%	1	4.7	6.0	3.1	3.3
	2					4.0	5.0	3.6	3.4
	3	64%	100%	64%	3	11.2	12.2	5.9	6.7

**Tableau III-5 : Comparaison des coefficients  $K_C$  modélisant l'effet du colmatage pour des grilles avec un colmatage uniforme. Les configurations GD et GI représentent respectivement les grilles droites et inclinées à 25°. Toutes les grilles sont munies de barreaux espacés de  $e = 10$  mm.**

Pour une grille droite, l'effet du colmatage est légèrement plus marqué pour les barreaux **PH** que pour les barreaux **PR**. Pour les grilles inclinées, les différences sont moindres et restent dans l'incertitude de mesure. Les différences en configuration **GD** sont liées au fait que la plaque percée réduit le bénéfice de la forme profilée des barreaux **PH**. Comme ce bénéfice est déjà réduit dans les configurations inclinées, l'effet du colmatage est moins sensible à la forme du barreau pour ces cas-là.

### III.5.3. Modélisation de l'effet du colmatage

Nos mesures ont montré l'influence de plusieurs paramètres sur le coefficient modélisant le colmatage  $K_C$ . Une formulation similaire à celle de Meusburger, où le degré de colmatage est directement inclus dans le degré d'obstruction de la grille, ne permet donc pas de prendre en compte toutes ces observations. En effet, elle ne peut pas différencier un colmatage uniforme d'un colmatage de surface et ne peut pas non plus moduler le  $K_C$  en fonction de la configuration de grille (**GD**, **GI** ou **GO**).

Nous avons testé de nombreuses formulations pour essayer de couvrir les différents colmatages possibles mais nous n'avons pas réussi à obtenir une formule satisfaisante. Inclure le degré de colmatage

dans le degré d'obstruction conduit par exemple à des pertes de charges souvent 25 à 50% supérieures aux pertes réelles mesurées. Le grand nombre de paramètres à prendre en compte limite les capacités d'une formule simple à être efficace pour toutes ces configurations. Les résultats les plus précis et les plus justes que nous pouvons donner sont donc les coefficients décrits dans les tableaux 3 et 4.

## III.6. Bilan

Toutes ces mesures ont permis d'obtenir de nombreuses réponses sur la problématique des pertes de charge.

Il y a un lien direct entre les forces de traînée appliquées aux barreaux et les pertes de charge générées par la grille. Ces deux quantités dépendent notamment du rapport  $e/b$  (entrefer sur épaisseur du barreau) de la grille et augmentent lorsque les barreaux se resserrent. Nous avons établi deux formules pour prendre en compte les variations des coefficients de traînée et de pertes de charge. Ces deux formules font chacune intervenir une constante liée à la forme du barreau qui, pour le  $C_x$ , correspond au coefficient de traînée d'un barreau seul. Le rapport de ces deux constantes semble d'ailleurs être indépendant de la forme du barreau et vaut environ  $C_{x0}/K = 0.4$ . Cette propriété est intéressante car, comme les coefficients de traînée sont assez largement documentés, il est donc en principe possible d'obtenir les coefficients de forme pour des formes de barreaux très variées.

Une autre formule de pertes de charge pour les grilles droites a été établie à partir des mesures sur les écoulements à surface libre. Elle est cohérente avec la formule obtenue à partir des mesures dans la veine hydrodynamique. Les légères différences entre les deux sont certainement liées à la présence d'entretoises ainsi qu'au fait que l'écoulement ne soit pas en charge. Cette nouvelle formule a dû être mise en place car la formule de Meusburger (2002) ne donne pas de bons résultats pour toutes nos configurations. En effet, même s'il s'agit de la formule la plus adaptée parmi les formules de la littérature que nous avons testées, elle a tendance à sous-estimer les pertes de charge dans des configurations où les barreaux sont très resserrés ou lorsqu'ils sont profilés.

S'ajoutent à ces premières mesures celles réalisées avec des barreaux rectangulaires de différentes profondeurs, qui ont permis de comprendre l'effet de ce paramètre. Pour des barreaux avec un rapport  $p/b$  compris entre 5 et 8, l'effet de la profondeur du barreau peut être négligé mais lorsque les barreaux sont plus longs, il doit être pris en compte car les pertes de charge peuvent augmenter de plus de 50%. Une simple approche théorique a permis de montrer un lien possible entre cette augmentation et l'augmentation du frottement le long du barreau. Sur la plage de  $p/b$  que nous avons testée (de 5 à 16), l'effet de la profondeur du barreau que nous avons observé concorde tout à fait avec la formule de Blasius qui prédit une évolution en  $p^{0.5}$ . Davantage de points de mesures pourraient permettre de

conforter ce lien ainsi que de vérifier si ces résultats sont extrapolables sur une plus grande plage de rapport  $p/b$ .

Suite à ces mesures en grille droite, l'effet de l'angle de la grille a été étudié. L'évolution des pertes de charge de notre grille en fonction de l'inclinaison ne correspond pas à l'évolution en  $\sin(\beta)$  proposée par Kirschmer (1926). Une nouvelle loi a donc été proposée et s'inspire de Reuter et al. (2001) en séparant le blocage des barreaux du blocage des entretoises. L'effet de l'inclinaison n'est appliqué qu'aux barreaux ce qui permet de bien retranscrire l'évolution pour les angles les plus faibles où le coefficient de pertes de charge peut même augmenter.

Parallèlement, l'effet de l'orientation de la grille a aussi été analysé. Cela augmente le coefficient de pertes de charge et cette augmentation est d'autant plus accentuée que les barreaux sont espacés. De plus, l'augmentation est plus marquée pour les barreaux hydrodynamiques que pour les barreaux rectangulaires. Comme la formule de pertes de charge de Meusburger (2002) ne prend pas en compte cette distinction, elle sous-estime largement les coefficients de pertes de charge des grilles orientées **PH**. Une nouvelle formule a donc été proposée et permet de moduler l'effet de l'orientation en fonction de la forme du barreau. Un questionnement persistait aussi sur l'effet de la profondeur des barreaux pour les grilles orientées. Nos mesures ont montré que ce paramètre ne modifie pas le surplus de pertes de charge lié à l'orientation et qu'il suffit de le prendre en compte dans le coefficient de forme  $K_F$  déjà utilisé pour les grilles droites.

Ces grilles orientées ont aussi été déclinées dans une configuration où les barreaux sont alignés avec la direction du canal. Cette nouvelle géométrie permet d'éliminer l'augmentation du coefficient de pertes de charge due à l'orientation de la grille. Quel que soit l'angle de la grille, le coefficient de pertes de charge peut être ainsi calculé à partir des formules déjà établies pour les grilles droites.

Ces premières mesures de pertes de charge permettent donc d'établir un classement des grilles les moins pénalisantes pour les installations hydroélectriques. Si on compare les grilles en utilisant les angles proposés par l'ADEME ( $26^\circ$  pour les grilles inclinées et  $45^\circ$  pour les grilles orientées), les grilles inclinées vont généralement générer deux fois moins de pertes de charge que des grilles droites ou des grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement. Elles génèrent aussi 4 fois moins de pertes de charge que les grilles orientées normales. Ces chiffres peuvent être modulés lorsque les barreaux sont profilés. En effet, le fait de mettre en place des barreaux hydrodynamiques est très bénéfique pour les configurations droites ou orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement mais cet avantage est moindre pour les configurations inclinées et orientées normales. Ces premiers résultats tendraient donc à souligner que les grilles inclinées et les grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement sont les moins pénalisantes en termes de pertes de charge. Toutefois, ces conclusions, relatives aux grilles propres, peuvent être sensiblement modifiées lorsque l'on prend en compte un éventuel colmatage de la grille.

L'influence de ce colmatage est très complexe et la modélisation proposée par Meusburger (2002), où le degré de colmatage est simplement inclus dans le degré d'obstruction de la grille, ne permet pas de modéliser toutes les sortes de colmatages possibles. N'importe quelle formule aurait d'ailleurs du mal à prendre en compte toutes les positions possibles de colmatage, ou encore le type de grille que sur lequel il s'applique. Il est donc plus raisonnable de se suffire de valeurs tabulées. Par exemple, par rapport à une grille propre, un colmatage uniforme de 25% de la grille, va multiplier le coefficient de pertes de charge par 2 pour une grille orientée à 45° et par 3 ou 4 pour une grille inclinée à 25°. Comme le colmatage est plus pénalisant pour les grilles inclinées, à partir d'un certain degré de colmatage, il est possible que les pertes de charge en configuration inclinée soient aussi importantes que celles obtenues en configuration orientée.

Le classement établi pour des grilles propres peut donc être sensiblement révisé lorsqu'on prend en compte le colmatage sur la grille. Les conclusions de ce chapitre ne suffisent de toute façon pas pour juger de l'ichthyocompatibilité des différents plans de grilles. Les mesures de vitesses autour de la grille sont nécessaires et sont décrites dans le chapitre suivant. Elles permettront notamment de vérifier si les grilles qui sont les moins pénalisantes en termes de pertes de charge ont aussi les caractéristiques de courantologie les plus ichthyocompatibles.



# Chapitre IV Mesures de vitesses

Ce chapitre décrit la répartition des vitesses autour des différents types de grilles. Pour chaque grille, nous analyserons l'influence des paramètres comme l'angle, l'entrefer ou encore la forme des barreaux sur l'évolution des vitesses le long d'une grille propre. L'effet du colmatage sera ensuite introduit à partir de mesures expérimentales. Ensuite, les problématiques d'alimentation et de positionnement des exutoires seront discutées.

Dans tous les cas, les données qui nous intéressent à l'amont de la grille sont les vitesses normales et tangentielles à la grille qui conditionnent l'éventuelle ichtyocompatibilité du plan de grille. Les valeurs de ces composantes seront comparées aux critères définis par l'ADEME (2008). A l'aval de la grille, l'uniformité du profil de vitesse de l'écoulement est la donnée la plus importante car une mauvaise symétrie d'écoulement peut nuire au rendement hydraulique de l'installation.

## IV.1. Grille inclinée

### IV.1.1. Grille propre

#### IV.1.1.1. Configurations testées

##### PIV

Des mesures ont été réalisées sur les grilles inclinées avec un système PIV (Figure II-18). Les caméras sont positionnées sur le côté du canal pour pouvoir prendre des images d'un plan vertical au milieu du canal. Afin d'obtenir des plans amont et aval, la nappe laser est émise alternativement depuis deux endroits. Pour les plans amont, un dispositif étanche permet d'émettre la nappe depuis l'intérieur de l'écoulement. Pour les plans aval, la nappe est émise depuis le dessous du canal.

Ces plans ont été réalisés pour des grilles inclinées à  $\beta = 15^\circ, 25^\circ, 35^\circ$  et  $45^\circ$  pour des grilles avec des barreaux **PR** espacés de  $e = 10$  mm. Le débit dans le canal est le débit maximum ( $Q = 128$  l/s) et les hauteurs d'eau sont fixées à  $H_1 = 320$  mm environ ( $Re_b \approx 3300$  et  $Fr \approx 0.38$ ).

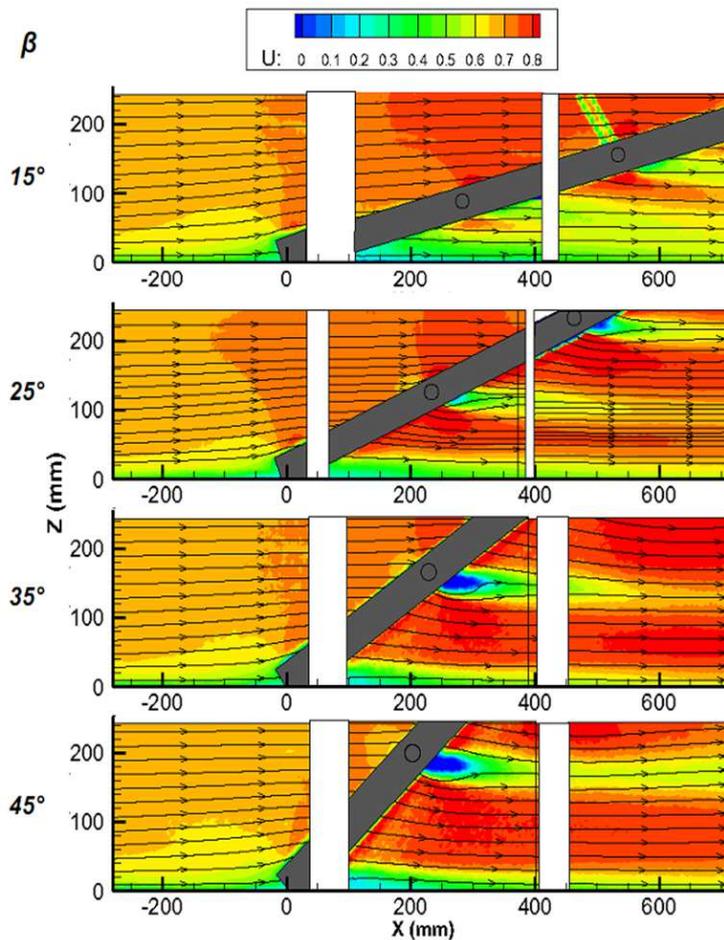
Les caméras sont positionnées de manière à ce que la surface libre ne soit pas dans le champ pour protéger les capteurs CCD des réflexions du laser. Les images résultantes correspondent à un champ réel de 260 mm de haut par 320 mm de large environ. Il manque donc les 60 premiers millimètres jusqu'à la surface libre.

**ADV**

Les mesures PIV ont été complétées par des profils ADV le long de la grille, à 20 mm des barreaux. Les configurations de grille testées sont plus complètes : pour les deux formes de barreaux, les quatre angles (de  $\beta = 15^\circ$  à  $45^\circ$ ) ont été testés pour les quatre entrefers ( $e = 5, 7.5, 10$  et  $15$  mm).

**IV.1.1.2. Mesures****Plan de vitesse 2D**

Les plans de vitesses sont obtenus à partir des mesures PIV et ils illustrent l'évolution des vitesses à l'amont et à l'aval de la grille. La Figure IV-1 résume ces mesures et compare l'effet des différentes inclinaisons sur la composante axiale  $U$  (vitesse débitante amont  $V_1 = 0.67 \text{ m.s}^{-1}$ ).



**Figure IV-1 :** Coupe verticale au centre du canal représentant l'évolution des vitesses à l'amont et à l'aval de grilles ayant différentes inclinaisons (de  $\beta = 15^\circ$  à  $45^\circ$ ). Les vitesses sont en  $\text{m.s}^{-1}$  et la vitesse moyenne débitante amont est de  $V_1 = 0.67 \text{ m.s}^{-1}$  environ. Les barreaux ont une section rectangulaire avec  $b = 5$  mm,  $p = 40$  mm et  $e = 10$  mm.

L'accélération le long de la grille reste modérée. Les vitesses en fin de grille (sur l'image) restent inférieures à  $0.8 \text{ m.s}^{-1}$  alors que la vitesse débitante amont est de  $0.67 \text{ m.s}^{-1}$ , soit une augmentation de moins de 20 %. De plus, les lignes de courant sont quasi horizontales sur tout le long de la grille. Ceci

montre qu'il n'y a pas de redirection de l'écoulement vers le haut de la grille et que l'inclinaison de la grille a finalement peu d'influence sur l'orientation des vecteurs vitesses et sur la composante axiale  $U$ .

Ces plans PIV permettent aussi d'observer l'effet des entretoises sur l'écoulement. Leur effet sur l'écoulement est similaire à celui d'un obstacle cylindrique isolé, avec un point d'arrêt suivi d'une accélération progressive dans leur partie amont, et d'un sillage turbulent qui se dissipe rapidement à l'aval. A l'amont ils génèrent un ralentissement au niveau de leur point d'arrêt et une survitesse lors du contournement. A l'aval, on observe très clairement leur sillage qui se diffuse assez rapidement. Le comportement aval lointain de l'écoulement ne peut pas être visualisé avec ce système PIV, mais nous pouvons raisonnablement supposer que les problématiques de symétrie d'écoulement sont respectées. Le fait que les lignes de courant soient rapidement parallèles à l'aval de la grille conforte d'ailleurs cette hypothèse.

### Profils de vitesse le long de la grille

Les profils de vitesses ADV réalisés le long de la grille vont permettre d'analyser l'effet de plusieurs paramètres. Toutefois, la sonde ne peut pas fournir d'information dans les 50 à 60 millimètres près de la surface et ne donne donc pas d'informations dans cette partie de l'écoulement.

Pour cette partie, au lieu de s'intéresser à une description plutôt qualitative de l'écoulement, nous allons nous intéresser davantage aux valeurs des vitesses et plus particulièrement aux composantes  $V_t$  et  $V_n$ . Un des critères d'ichtyocompatibilité pour les plans de grilles inclinés est d'avoir une composante  $V_t$  au moins deux fois supérieure à la composante  $V_n$ . Cela doit permettre d'inciter les poissons à longer le plan de grille et donc à changer de position dans la colonne d'eau.

La Figure IV-2 représente les profils de  $V_t/V_n$  le long de la grille pour les quatre angles testés. Les grilles ont des barreaux rectangulaires espacés de 10 mm.

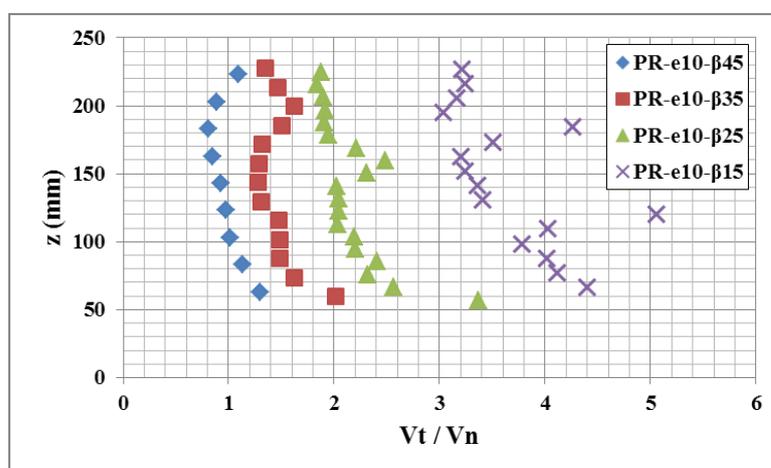


Figure IV-2 : Evolution du rapport  $V_t/V_n$  le long de grille inclinées pour différents angles  $\beta$  (de 15° à 45°). Les grilles ont des barreaux rectangulaires (PR) espacés de 10 mm.

Nous avons vu avec les plans PIV que l'orientation du vecteur vitesse est peu perturbée par l'inclinaison de la grille. L'évolution de  $V_t$  et  $V_n$  en fonction de l'angle  $\beta$  respecte donc globalement la décomposition géométrique des vecteurs vitesses amont.

En fond de canal, le rapport  $V_t/V_n$  est assez élevé pour tous les angles d'inclinaison. C'est dû au fait qu'il y a une entretoise qui, associée au fond du canal, empêche l'écoulement de prendre une direction normale à la grille. Comme les vitesses normales sont faibles, le rapport  $V_t/V_n$  devient grand. Au-delà de cette zone, le rapport  $V_t/V_n$  a tendance à diminuer mais il se stabilise assez rapidement. Il y a des sauts de vitesses à différentes hauteurs qui sont dus à la présence des entretoises (dont les positions dépendent de l'angle de la grille). D'après ces quatre courbes, le critère d'ichtyocompatibilité n'est respecté que pour des grilles avec des angles  $\beta \leq 25^\circ$ . Ces mesures confortent le critère angulaire fixé par l'ADEME qui est de  $26^\circ$ .

Ces premières mesures n'illustrent que le comportement le long d'une grille avec des barreaux rectangulaires espacés de 10 mm. La Figure IV-3 compare maintenant les profils de vitesses pour une grille inclinée à  $25^\circ$  pour plusieurs entrefers. Au lieu de regarder le rapport  $V_t/V_n$ , nous représentons plutôt ici les deux composantes séparément.

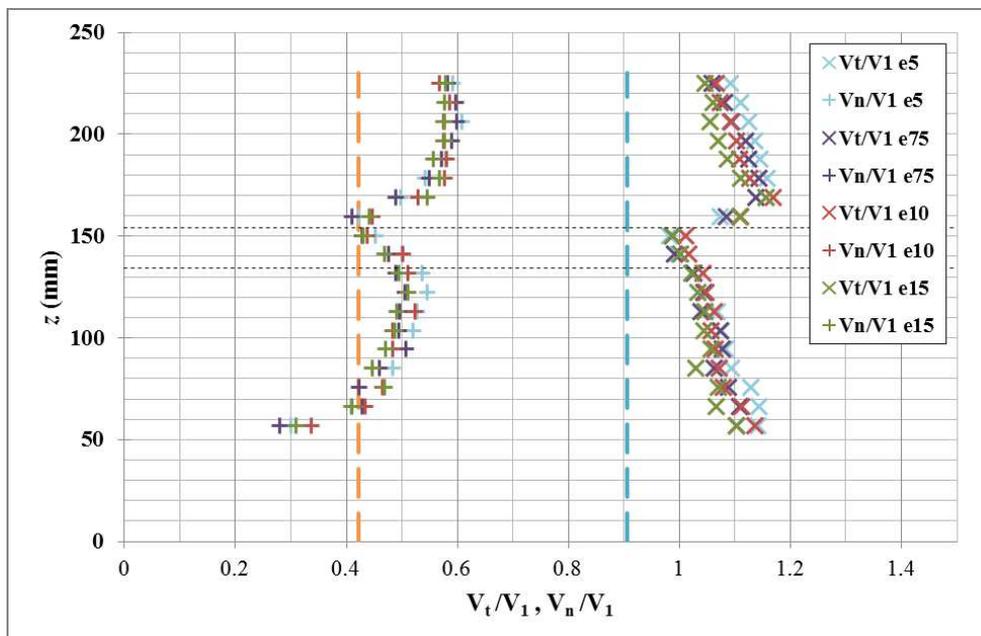


Figure IV-3 : Evolution des vitesses tangentielles  $V_t$  (à droite) et normales  $V_n$  (à gauche) le long d'une grille inclinée à  $25^\circ$  pour différents entrefers  $e$  (barreaux rectangulaires avec  $H_1 = 300$  mm). Les lignes pointillées horizontales délimitent la position de la rangée d'entretoise. Les lignes verticales illustrent les valeurs théoriques de chaque composante obtenues par décomposition géométrique de la vitesse débitante amont  $V_1$ .

Comme nous l'avons vu dans la Figure IV-1, la composante normale (à gauche sur la Figure IV-3) est faible en fond de canal et augmente ensuite. La composante tangentielle a quant à elle des valeurs assez peu variables le long de la grille (en dehors des sauts liés aux entretoises). Concernant l'effet de l'entrefer sur les profils de vitesses, il demeure très faible. Pour les profils de  $V_n$ , il n'y a pas de hiérarchie et l'entrefer ne modifie absolument pas les vitesses mesurées. Pour  $V_t$ , il semble que les barreaux resserrés ( $e = 5$  mm) engendrent des vitesses légèrement plus fortes que les barreaux espacés de  $e = 15$  mm. Toutefois, ces différences restent majoritairement inférieures à 5% et sont donc assez négligeables.

Pour vérifier si les entretoises n'ont qu'un effet local, nous avons réalisé de nouvelles mesures avec, dans un cas, la configuration normale avec les entretoises, et dans l'autre cas, la même grille sans les entretoises (sauf celles aux extrémités qui maintiennent les barreaux en place). Les deux profils de vitesse ont été réalisés le long d'une grille inclinée à  $25^\circ$  avec des barreaux rectangulaires espacés de 10 mm. La Figure IV-4 montre que ces deux profils sont bien superposés. Cela signifie que la répartition des vitesses le long de la grille n'est altérée qu'au niveau des entretoises. Cette figure permet d'ailleurs de mieux observer l'évolution des vitesses le long de la grille et confirme le comportement observé jusqu'à présent avec des vitesses tangentielles qui varient assez peu alors que les vitesses normales augmentent légèrement.

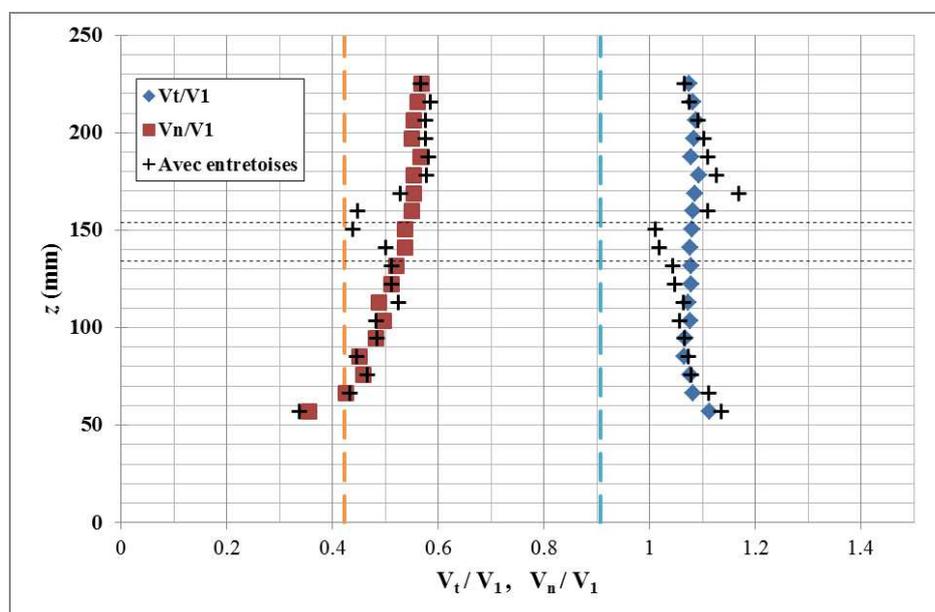


Figure IV-4 : Comparaison des profils de  $V_t$  et  $V_n$  pour une grille inclinée à  $25^\circ$  avec (croix) et sans entretoises (marqueurs).

Le dernier paramètre à faire varier est la forme du barreau. La Figure IV-5 compare les profils de vitesses obtenu avec des barreaux **PR** et **PH** le long d'une grille inclinée à  $\beta = 25^\circ$  avec des barreaux espacés de  $e = 10$  mm. Les vitesses affichées avec les barreaux profilés sont légèrement plus faibles que celles obtenues avec les barreaux rectangulaires. L'écart est faible et est certainement dû à une légère erreur dans la valeur de la vitesse amont (due à une incertitude sur le débit ou sur la hauteur d'eau) qui diminue les valeurs affichées après normalisation. Nous pouvons donc raisonnablement considérer que la forme du barreau, **PR** ou **PH**, ne modifie donc pas l'évolution des vitesses le long de la grille.

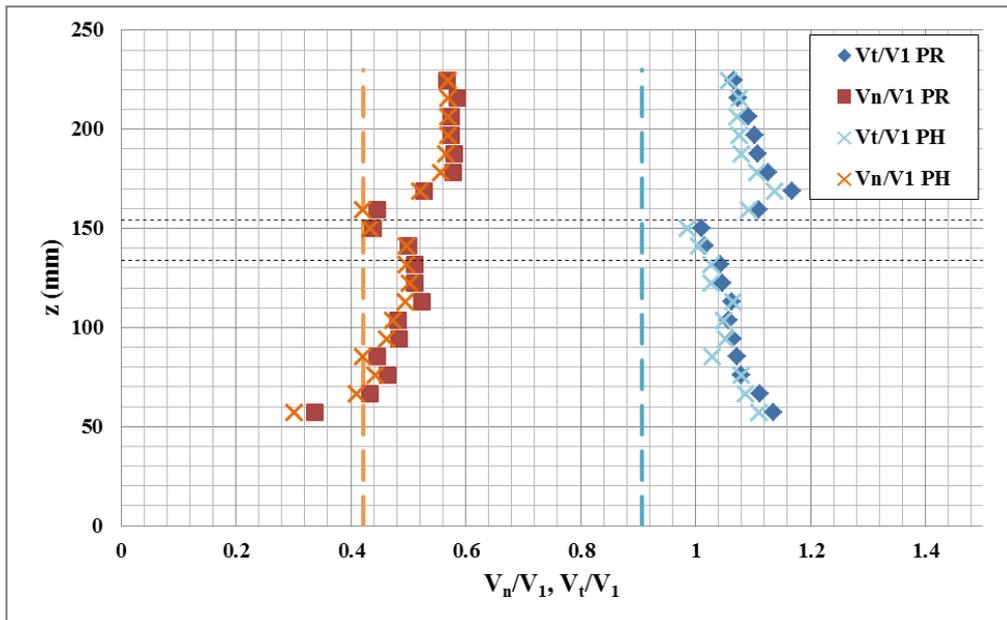


Figure IV-5 : Comparaison des profils de  $V_t$  et  $V_n$  le long d'une grille inclinée à  $25^\circ$  munie de barreaux **PR** (marqueurs) ou **PH** (croix).

### Extrapolation des résultats à d'autres hauteurs d'eau

Toutes ces mesures décrites jusqu'à présent n'ont été réalisées que pour une seule hauteur d'eau. Nous avons souhaité vérifier si ces profils sont bien indépendants de la hauteur d'eau. Des mesures ont donc été réalisées pour 3 hauteurs d'eau différentes sur une grille inclinée à  $25^\circ$  où les rangées d'entretoises (hormis celles aux extrémités de la grille) ont été enlevées.

La Figure IV-6 représente ces différents profils en fonction de la coordonnée  $z/H_1$  qui est bien comprise entre 0 et 1 pour toutes les hauteurs d'eau testées. Les mesures ne couvrent pas la même gamme de  $z/H_1$  pour les trois hauteurs car il peut y avoir des limites près de la surface libre (surtout pour  $H_1 = 300$  mm) ou des limites de déplacement des tables (pour  $H_1 = 500$  mm).

Il n'y a pas d'effet significatif de la hauteur d'eau sur les vitesses tangentielles. Pour les trois hauteurs d'eau testées ( $H_1 = 300$  mm, 400 mm et 500 mm), les profils sont très similaires. Il y a plus de différences sur les profils de vitesses normales avec parfois, en configuration  $H_1 = 300$  mm, des rapports  $V_n/V_1$  10 à 20% supérieures aux vitesses rencontrées dans les autres configurations. La zone près du fond

du canal, où il y a l'effet de l'entretoise du bas, ne correspond pas à la même fraction de hauteur pour les trois hauteurs d'eau. De même, l'effet de la surface libre sur les vitesses, que l'on ne peut pas observer mais qui peut éventuellement affecter la partie haute de l'écoulement, peut prendre plus ou moins d'importance sur les profils mesurés selon la hauteur d'eau amont. Ceci peut donc expliquer la légère augmentation des vitesses dans les configurations à faible hauteur d'eau.

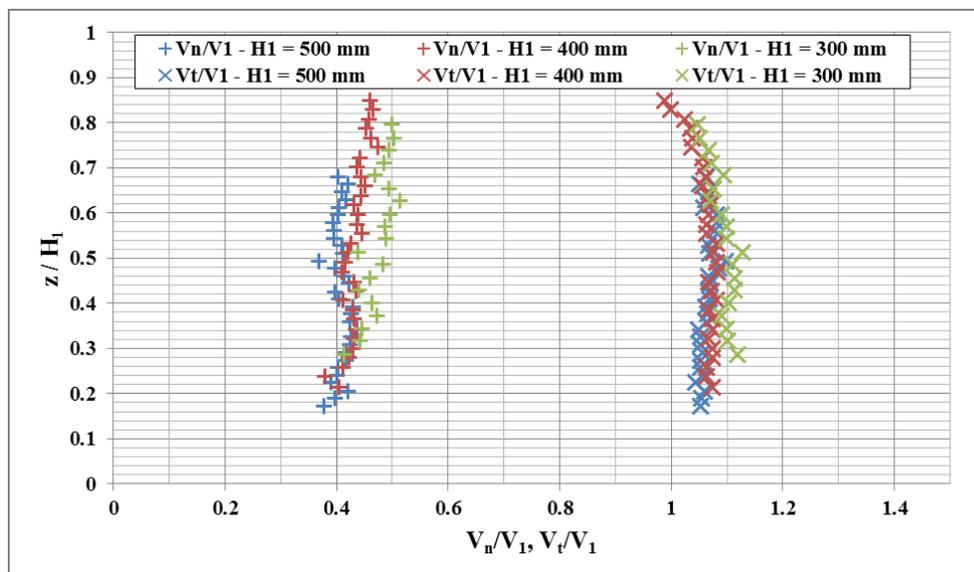


Figure IV-6 : Comparaison des profils de vitesses  $V_t$  et  $V_n$  le long d'une grille inclinée à  $25^\circ$  pour différentes hauteurs d'eau amont  $H_1$  (300 mm, 400 mm et 500 mm). La coordonnée verticale  $z$  est normalisée par  $H_1$ .

Nous estimons donc que nos profils de vitesses sont globalement indépendants de la hauteur d'eau. Les éventuels effets qui pourraient subsister restent dans la gamme des incertitudes de mesures et tendent de toute façon à montrer que les vitesses normales diminuent légèrement lorsque la hauteur d'eau augmente. Cela validerait donc d'autant plus les conclusions que nous avons faites jusqu' alors et confirme que l'angle  $\beta$  maximal permettant d'obtenir un rapport  $V_t/V_n$  supérieur à 2 se situe autour de  $25^\circ$ .

## IV.1.2. Grille colmatée

### IV.1.2.1. Configurations

Des mesures de vitesses ont été réalisées avec la sonde ADV pour différentes grilles et différents types de colmatage. Pour toutes les mesures, la grille est inclinée à  $\beta = 25^\circ$  et a un entrefer de  $e = 10$  mm. Deux formes de barreaux ont été testées (**PR** et **PH**) mais les résultats sont très proches et seuls les résultats sur les barreaux rectangulaires vont être présentés.

Les différents colmatages que nous avons mis en place correspondent à ceux déjà utilisés dans la partie sur les pertes de charge. Ainsi nous allons comparer les profils de vitesse obtenus avec un

colmatage uniforme ( $C = C_0 = 43\%$  et  $65\%$ ), un colmatage de surface ( $C_0 = 65$  et  $100\%$ ), un colmatage de fond ( $C_0 = 65\%$ ) et une configuration combinant les colmatages de fond et de surface ( $C_0 = 65\%$ ).

#### IV.1.2.2. Mesures

Analysons tout d'abord l'effet du colmatage en surface. Nous avons appliqué un colmatage sur les 20 premiers pourcents de la grille en surface. Deux taux de colmatage de  $C_0 = 65\%$  et  $100\%$  ont été adoptés et comparés à une configuration sans colmatage (Figure IV-7). Le fait d'appliquer un colmatage partiel en surface, même de  $65\%$ , n'altère pas les profils de vitesses le long de la grille. C'est du moins ce que révèlent les courbes de la Figure IV-7 mais les profils sont certainement perturbés à hauteur du colmatage, ce qui ne peut pas être observé avec notre dispositif expérimental. A l'inverse, dès que l'écoulement est totalement bloqué (colmatage en surface de  $100\%$ ), les profils de vitesses changent radicalement. Les vitesses axiales  $U$  qui, à  $\beta = 25^\circ$ , affectent principalement la composante  $V_t$ , tendent vers 0 en surface et réduisent par conséquent les vitesses tangentielles. Cette diminution de  $V_t$  a lieu jusqu'à mi-hauteur de la grille dans notre configuration. Par contre, les vitesses normales à la grille sont peu perturbées par ce colmatage total en surface (dans la partie visible par notre dispositif).

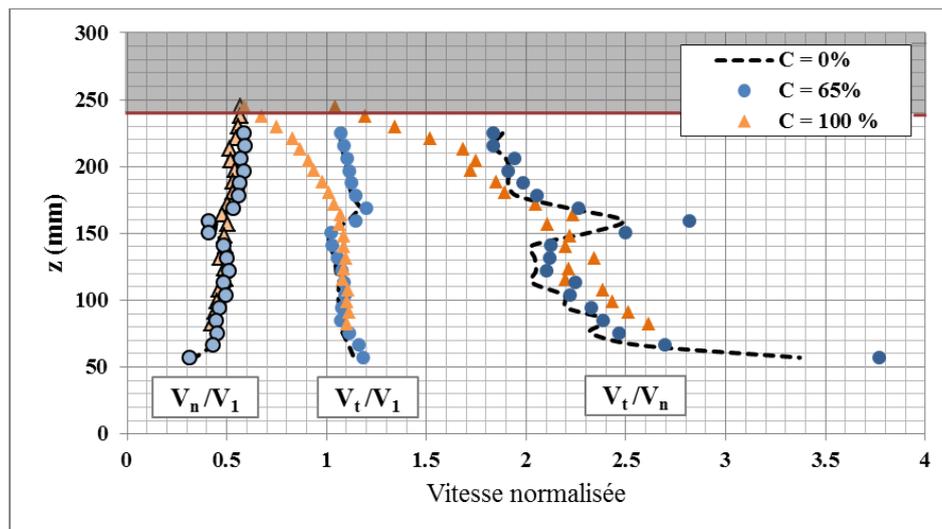


Figure IV-7 : Comparaison des profils de  $V_n/V_1$ ,  $V_t/V_1$  et  $V_t/V_n$  pour une grille inclinée ( $\beta = 25^\circ$ ) sans colmatage (lignes pointillées), une grille avec un colmatage en surface avec un degré de colmatage de  $65\%$  (marqueurs ronds bleus) et une grille avec un colmatage en surface de  $100\%$  (marqueurs triangles orange). Le colmatage couvre environ  $20\%$  de la grille et correspond à la zone grisée.

Focalisons-nous maintenant sur l'influence de la position du colmatage sur la répartition des vitesses le long de la grille. Trois configurations vont être comparées (Figure IV-8) avec un colmatage en surface, un colmatage sur le pied de grille, et une configuration combinant les deux positions. Les plaques perforées ont des degrés de colmatage  $C_0 = 65\%$  et sont chacune disposées sur environ  $20\%$  de la grille. Dans la configuration où il y a des plaques sur le sommet et le pied de grille, environ  $40\%$  de la grille est donc colmaté.

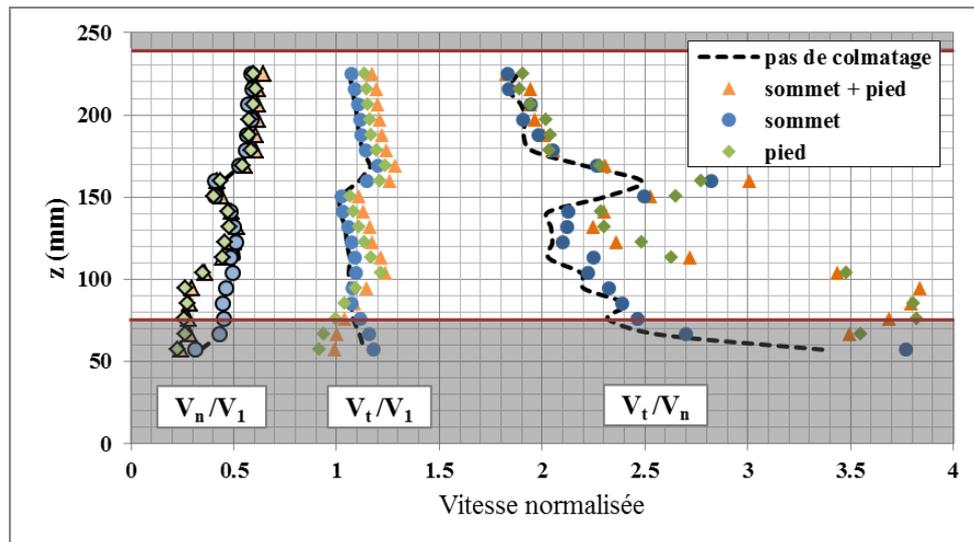


Figure IV-8 Comparaison des profils de  $V_n/V_1$ ,  $V_t/V_1$  et  $V_t/V_n$  pour une grille inclinée ( $\beta = 25^\circ$ ) sans colmatage (lignes pointillées), avec un colmatage en surface, avec un colmatage en pied de grille et avec un colmatage positionné à la fois sur le sommet et sur le pied de grille. Les colmatages couvrent environ 20% du plan de grille sur sa hauteur (40% dans a configuration avec sommet+pied) et ont un degré de colmatage  $C_0 = 65\%$ .

Le dispositif de mesure ne permet pas d'observer l'effet du colmatage de surface à hauteur de ce colmatage. Il permet en revanche d'observer l'effet du colmatage de fond sur 20 mm à hauteur du colmatage. Les vitesses tangentielles sont réduites sur la hauteur de ce colmatage uniquement. Les vitesses normales sont plus impactées et sont réduites jusqu'à  $z = 110$  mm. Les colmatages de surface et de fond semblent être découplés car les mesures où le colmatage a lieu en sommet et en pied de grille se superposent assez bien aux configurations où il n'y a qu'un seul endroit colmaté. Il semblerait toutefois que les vitesses tangentielles soient légèrement plus importantes dans la configuration où les deux endroits sont colmatés mais les écarts sont inférieurs à 10 % et peuvent tout à fait être liés aux incertitudes de mesures.

Enfin, observons l'effet d'un colmatage uniforme sur tout le plan de grille. Nous avons comparé l'effet d'un colmatage uniforme de  $C = 43\%$  et  $C = 65\%$  avec le cas d'une grille propre (Figure IV-9). Les courbes de  $V_t$  semblent indiquer que le fait d'appliquer un colmatage important sur toute la surface de la grille diminue les vitesses tangentielles. Toutefois, les différences sont assez faibles et les profils de  $V_t/V_n$  ne semblent pas affectés par la présence d'un colmatage uniforme sur le plan de grille. La seule distinction qui apparaît est que l'effet des entretoises sur les profils de vitesses est réduit lorsque le colmatage est important. Le déficit de vitesse est diffusé sur une plus grande portion de hauteur et affecte moins la répartition des vitesses.

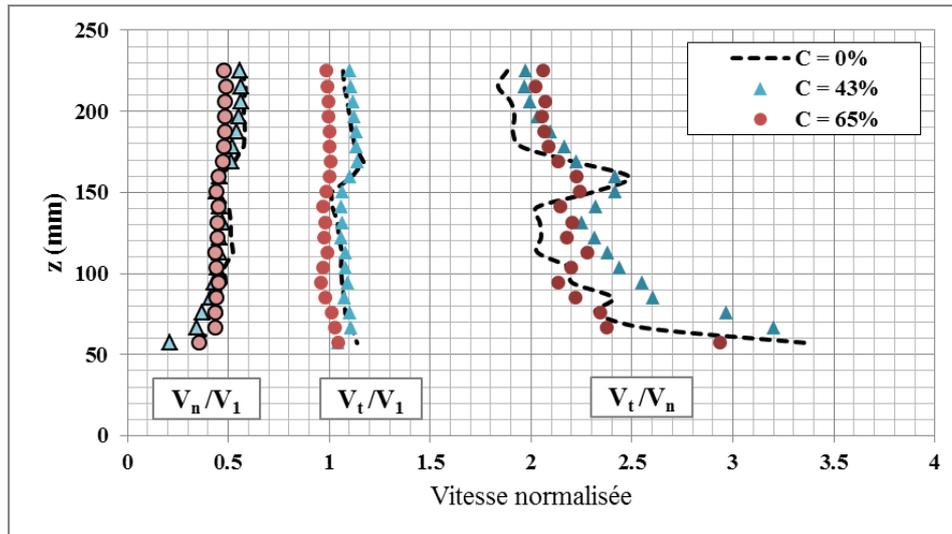


Figure IV-9 Comparaison des profils de  $V_n/V_1$ ,  $V_t/V_1$  et  $V_t/V_n$  pour une grille inclinée ( $\beta = 25^\circ$ ) sans colmatage (lignes pointillées), avec un colmatage uniforme plutôt faible ( $C = C_0 = 43\%$ ) et un colmatage uniforme plus important ( $C = C_0 = 65\%$ ).

En résumé, le fait qu'il y ait un colmatage sur la grille ne modifie pas la répartition des vitesses lorsque celui-ci est uniforme. Seul un colmatage irrégulier du plan de grille modifie les vitesses. Les zones les plus colmatées, lorsqu'elles sont situées à une extrémité de grille, vont correspondre à une diminution des vitesses normales et surtout tangentielles. Si ce colmatage est localisé au milieu de la grille, on peut s'attendre à retrouver un effet de sillage similaire à celui des entretoises, avec une diminution des vitesses normales au niveau de la zone colmatée, et une augmentation de la composante tangentielle  $V_t$  au-dessus de cette zone. Ces conclusions sont toutefois valables pour une grille inclinée à  $\beta = 25^\circ$ , où la composante  $U$  affecte principalement  $V_t$ . Pour des angles  $\beta$  plus grand (inclinaison de grille moins marquée), où la composante  $U$  aurait une part plus grande dans la composante  $V_n$ , ces conclusions seraient certainement modifiées.

### IV.1.3. Jonction avec un exutoire

Toutes les mesures effectuées jusqu'à présent concernaient un dispositif composé seulement d'une grille à travers laquelle passe tout l'écoulement. Ces mesures sont représentatives des dispositifs réels, mais les répartitions de vitesses le long de la grille peuvent être légèrement modifiées par la présence d'exutoires de surface.

#### IV.1.3.1. Configurations testées

Une goulotte située au haut de la grille permet le déversement d'une partie de l'écoulement à travers une ou plusieurs entrées d'exutoire. Différents ajustements de blocs triangulaires disposés sur la goulotte (Figure II-7) permettent de former différentes configurations d'entrées d'exutoire avec :

- Un exutoire en berge
- Un exutoire au centre du canal
- Un exutoire sur chaque berge
- Un exutoire sur chaque berge plus un exutoire au centre

Le Tableau IV-1 montre les configurations testées à  $\beta = 25^\circ$  avec les différentes largeurs, vitesses et débit dans l'exutoire testées. La hauteur d'eau dans l'exutoire est fixée à 50 mm. Deux gammes de vitesses d'entrée dans l'exutoire  $V_b$  ont été testées pour la plupart des configurations. Les largeurs  $B_b$  et les débits  $Q_b$  dans les exutoires sont liés par l'Equation IV-1

$$Q_b = N_{exu} * B_b * H_b * V_b \quad \text{Equation IV-1}$$

Où  $Q_b$ ,  $N_{exu}$ <sup>2</sup>,  $B_b$ ,  $H_b$ , et  $V_b$  sont respectivement, le débit total dans l'exutoire, le nombre d'entrée, la largeur de chaque entrée, la hauteur d'eau dans les exutoires et la vitesse d'entrée dans les exutoires.

Les vitesses  $V_b$  et la hauteur  $H_b$  étant fixées, les largeurs d'exutoires et le débit total dans les exutoires sont liés. Ainsi, pour des ouvertures cumulées des exutoires couvrant entre 5% et 50 % de la largeur du canal ( $B = 1$  m), les débits dans les exutoires vont de 0.4% à 6% du débit traversant la grille.

Des mesures PIV ont été réalisées pour toutes ces configurations. Pour quelques configurations caractéristiques, des plans verticaux au centre du canal ont permis de quantifier l'effet d'un exutoire sur la courantologie le long de la grille. La nappe laser est alors émise depuis le dessous du canal et deux caméras sont placées sur le côté du canal. Ensuite, des plans horizontaux sont réalisés à mi-hauteur dans l'exutoire, soit 3 ou 4 centimètres sous la surface libre. La nappe laser est cette fois émise depuis le côté du canal et deux caméras sont placées à la verticale, au-dessus de l'écoulement.

---

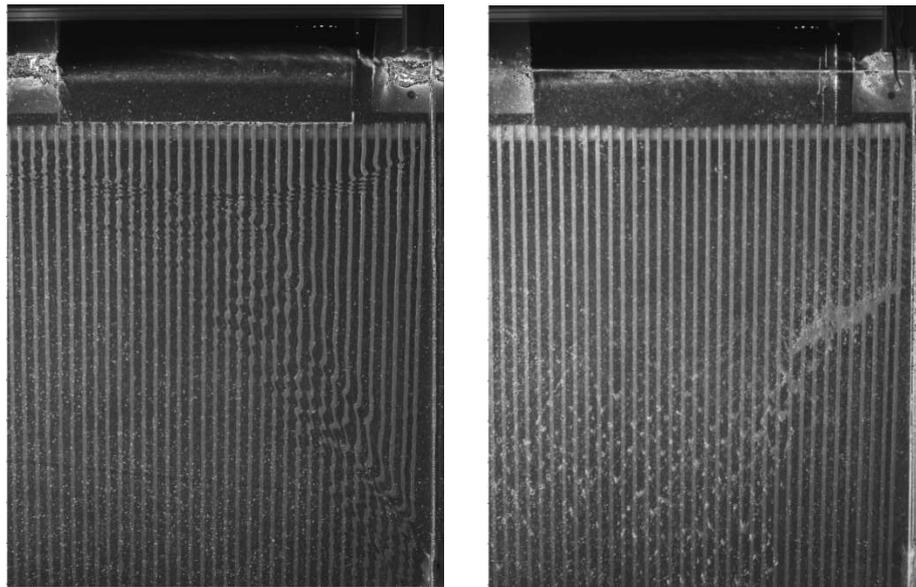
<sup>2</sup> L'indice « b » est utilisé ici pour « bypass » (exutoire en anglais). Toutefois, comme la variable  $N_b$  existe déjà pour désigner le nombre de barreau de la grille, le nombre d'entrées d'exutoire est noté  $N_{exu}$ .

Plans de grille inclinés à $\beta = 25^\circ$					
Nombre et position des exutoires	Débit alloué $Q_b$ en % de $Q_t$	Vitesse en entrée $V_b$		Largeur de chaque exutoire $B_b$ (mm)	Largeur totale des exutoires $N_b * B_b$ (mm)
		( $xV_g$ )	( $xV_1$ )		
1 exutoire central	0.50%	0.90	1.05	42	42
	0.90%	0.90	1.05	86	86
	0.85%	1.60	2	42	42
	1.90%	0.90	1.05	173	173
	1.40%	1.30	1.6	86	86
	2.80%	1.30	1.6	173	173
	4.10%	1.30	1.5	260	260
1 exutoire en berge	0.40%	0.85	1.05	43	43
	0.90%	0.85	1.05	87	87
	0.90%	1.80	2.15	43	43
	1.70%	0.85	1.05	173	173
	1.70%	1.60	1.9	87	87
	2.90%	1.35	1.6	173	173
	4.50%	1.35	1.6	260	260
2 exutoires en berge	1.70%	0.85	1.05	87	174
	3.80%	0.85	1.05	173	346
	2.70%	1.25	1.5	87	174
	5.60%	0.85	1.05	260	520
	3.90%	1.25	1.5	130	260
	5.50%	1.25	1.5	173	346
3 exutoires	1.90%	0.85	1.05	55	165
	3.80%	0.85	1.05	115	345
	2.50%	1.20	1.5	55	165
	5.40%	0.85	1.05	173	519
	3.90%	1.20	1.5	85	255
	5.30%	1.20	1.5	115	345

Tableau IV-1 Ensemble des configurations avec exutoires testées pour la grille inclinée à  $25^\circ$ .

Les mesures ont été réalisées pour deux inclinaisons avec des plans de grilles inclinés à  $15^\circ$  et  $25^\circ$ . Les résultats des deux inclinaisons sont comparables mais à  $15^\circ$  les plans horizontaux sont de moins bonne qualité. Etant donné que les vitesses sur la grille sont plus importantes à  $15^\circ$  (débit identique à la configuration à  $25^\circ$  avec une hauteur de grille plus faible), les ondes de surface (Figure IV-10) générées

par le blocage des exutoires en surface, ou par les défauts des parois, sont plus marquées. Cela rend plus difficile la visualisation depuis le dessus du canal. Pour éliminer les rides en surface, nous avons essayé de mettre une plaque en plexiglas affleurant la surface libre. Cette plaque permet bien d'éliminer les ondes de surface mais elle modifie aussi l'écoulement près des exutoires, en empêchant toute surélévation du niveau d'eau. De plus, des petites bulles d'air, qui restent collées à cette plaque, diffusent la lumière du laser (Figure IV-10) et créent de nouvelles zones où les corrélations PIV sont de mauvaise qualité. Par conséquent, pour les plans horizontaux, seuls ceux à  $\beta = 25^\circ$  seront discutés dans cette partie consacrée à la jonction des plans de grille avec les exutoires.



**Figure IV-10 : Comparaison des images de l'écoulement devant les entrées d'exutoires par la caméra située au-dessus du canal (moitié droite du canal). A gauche, l'image sans plaque, avec les ondes en surface. A droite, l'image avec la plaque de visualisation et les bulles d'air éclairées.**

### IV.1.3.2. Mesures dans le plan vertical

Ces mesures doivent permettre d'observer l'effet d'un exutoire en fin de grille sur l'écoulement le long de la grille. La Figure IV-11 compare des profils de vitesses longitudinaux (composante axiale  $U$  normalisée par la vitesse débitante au travers de la grille  $V_g$ ) dans différentes configurations :

- Un exutoire est placé au centre du canal
- Un exutoire est placé au centre du canal mais il n'y a pas de débit associé ( $Q_b = 0$ )
- Une configuration sans exutoire. Le niveau d'eau est abaissé de 50 mm environ pour qu'il n'y ait pas d'eau au-dessus de la grille

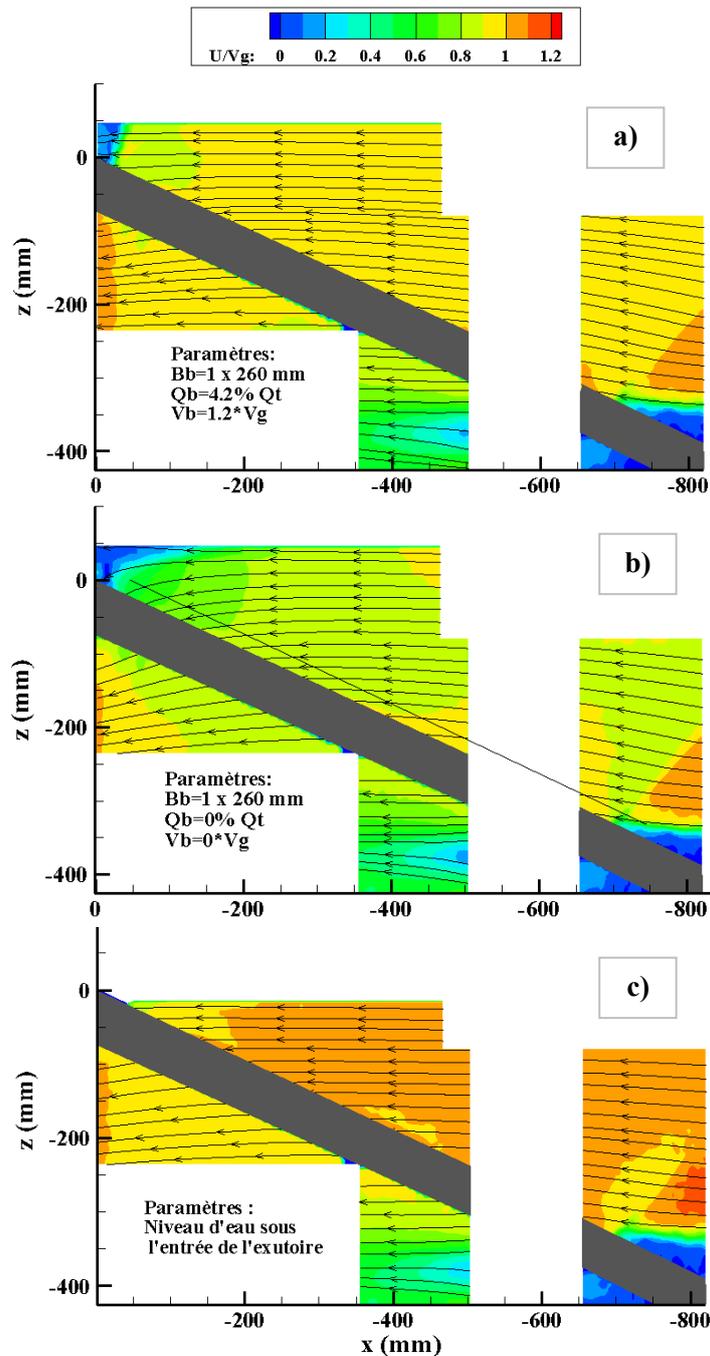


Figure IV-11 : Plans PIV verticaux de  $U/V_g$  le long d'une grille inclinée à  $25^\circ$ . En haut, l'exutoire au centre du canal est alimenté avec 4.2% du débit traversant la grille. Au centre, l'exutoire est rempli mais il n'y a pas de débit. En bas, le niveau d'eau est réduit et ajusté à la hauteur de la grille pour visualiser les lignes de courants sans exutoires.

Certaines zones des images PIV ne sont pas fiables à cause des réflexions du laser notamment. Par exemple, en pied de grille, le bloc sur lequel repose la grille apparaît par perspective et réduit nettement la qualité des corrélations dans cette zone. L'intérêt de ces images porte donc davantage sur la courantologie en fin de grille, où les exutoires peuvent avoir une influence significative.

Lorsque l'exutoire est alimenté (Figure IV-11-a), les lignes de courants sont relativement horizontales, il n'y a pas vraiment de redirection de l'écoulement vers le haut de la grille. On retrouve cette courantologie lorsqu'il n'y a pas d'eau au niveau de l'exutoire (Figure IV-11-c) avec des lignes

majoritairement horizontales. C'était d'ailleurs aussi le cas avec les mesures précédentes réalisées uniquement sur les plans de grille. Par contre, lorsqu'il y a de l'eau dans l'exutoire mais que le débit y est nul (Figure IV-11-b), alors cela crée un volume d'eau au-dessus de la grille qui est partiellement redirigé vers la grille. Les lignes de courants sont alors beaucoup plus recourbées, augmentant ainsi les vitesses normales en fin de grille.

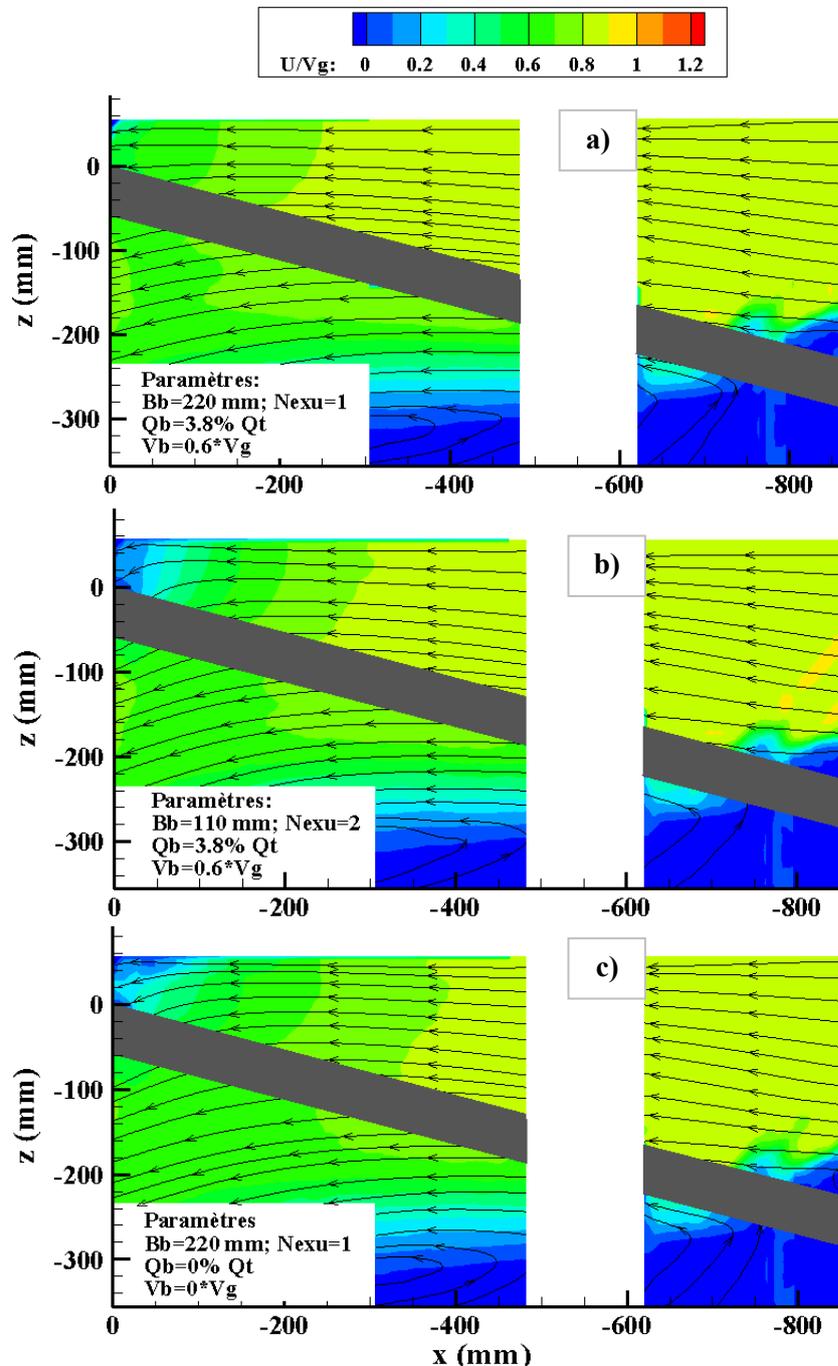


Figure IV-12: Plans PIV verticaux de  $U/V_g$  le long d'une grille inclinée à  $15^\circ$ . En haut, l'exutoire est au centre et est alimenté avec 3.8% du débit turbiné. Au centre, la même configuration avec les exutoires situés sur les berges. En bas, la configuration avec l'exutoire rempli mais sans débit. La bande verticale blanche correspond à une zone masquée par un montant du canal.

Ces premières observations se vérifient avec les mesures sur une grille inclinée à 15°. La Figure IV-12 compare des configurations similaires à la Figure IV-11. La configuration où le niveau d'eau est abaissé a été remplacé par une configuration où deux exutoires en berge sont alimentés (le plan PIV est toujours au centre du canal). Lorsque l'exutoire est placé au centre du canal (et alimenté - Figure IV-12-a), les lignes de courant restent horizontales alors que ces lignes de courant « plongent » lorsque qu'il n'est plus alimenté (Figure IV-12-c). La Figure IV-12 complète l'analyse avec la configuration où les exutoires sont situés sur les berges (le plan PIV n'est donc pas en face d'une entrée d'exutoire). Bien qu'il y ait un débit de contournement en surface, les lignes de courant se recourbent (Figure IV-12-b) et prennent une allure similaire au cas où il n'y a pas de débit dans les exutoires.

En résumé, les exutoires ne modifient pas l'évolution des vitesses le long de la grille. Ils n'ont qu'une influence locale et modérée en fin de grille. Pour des débits (non nuls) dans l'exutoire jusqu'à 4 % du débit dans la grille, l'écoulement reste horizontal. Pour des débits beaucoup plus importants, un écoulement ascendant pourrait éventuellement être généré mais des débits supérieurs à 10% du débit turbiné ne sont de toute façon pas envisageables. Le fait d'avoir un exutoire qui ne couvre qu'une partie de la largeur du canal génère aussi des zones où l'écoulement va davantage plonger au travers de la grille. Ces zones engendrent des vitesses normales plus élevées qui peuvent être néfastes pour les poissons. Une des manières d'éviter un placage des poissons dans ces configurations serait de générer des courants transversaux suffisamment forts pour guider les poissons latéralement vers les exutoires. Ces courants vont donc être étudiés à partir des plans PIV horizontaux.

### IV.1.3.3. Mesures de vitesses dans un plan horizontal

Les mesures présentées dans cette partie sont destinées à l'étude de l'attractivité hydraulique de différentes configurations d'exutoires, c'est-à-dire l'étude de leur capacité à attirer l'écoulement latéralement. Ces mesures doivent donc fournir les informations nécessaires pour le dimensionnement des exutoires (nombre d'entrées, débit, ouverture, ...) associés à n'importe quelle grille inclinée. Toutefois, un dimensionnement optimal nécessiterait aussi l'obtention de données sur le comportement réel du poisson, susceptible de varier d'une espèce à une autre.

La Figure IV-13 compare les champs horizontaux de vitesse obtenus pour différentes combinaisons d'exutoires. Pour les configurations à deux et trois entrées d'exutoire, deux conditions d'alimentation différentes sont présentées.

Pour la configuration avec un seul exutoire en berge, d'après les lignes de courant, quasiment la moitié de l'écoulement de surface se dirige vers l'exutoire. Le reste de l'écoulement se dirige vers l'autre berge où une zone de recirculation se crée. Un phénomène identique a lieu lorsque l'exutoire est placé au centre. La partie centrale de l'écoulement se dirige vers l'exutoire et le reste se dirige vers les berges où une zone de recirculation se crée de chaque côté. Ces premières observations montrent qu'une configuration avec un seul exutoire n'est pas vraiment optimale d'un point de vue hydraulique. Si un

poisson se présente dans la mauvaise portion d'écoulement, il va avoir tendance à être attiré vers un tourbillon au lieu d'être attiré vers l'entrée de l'exutoire.

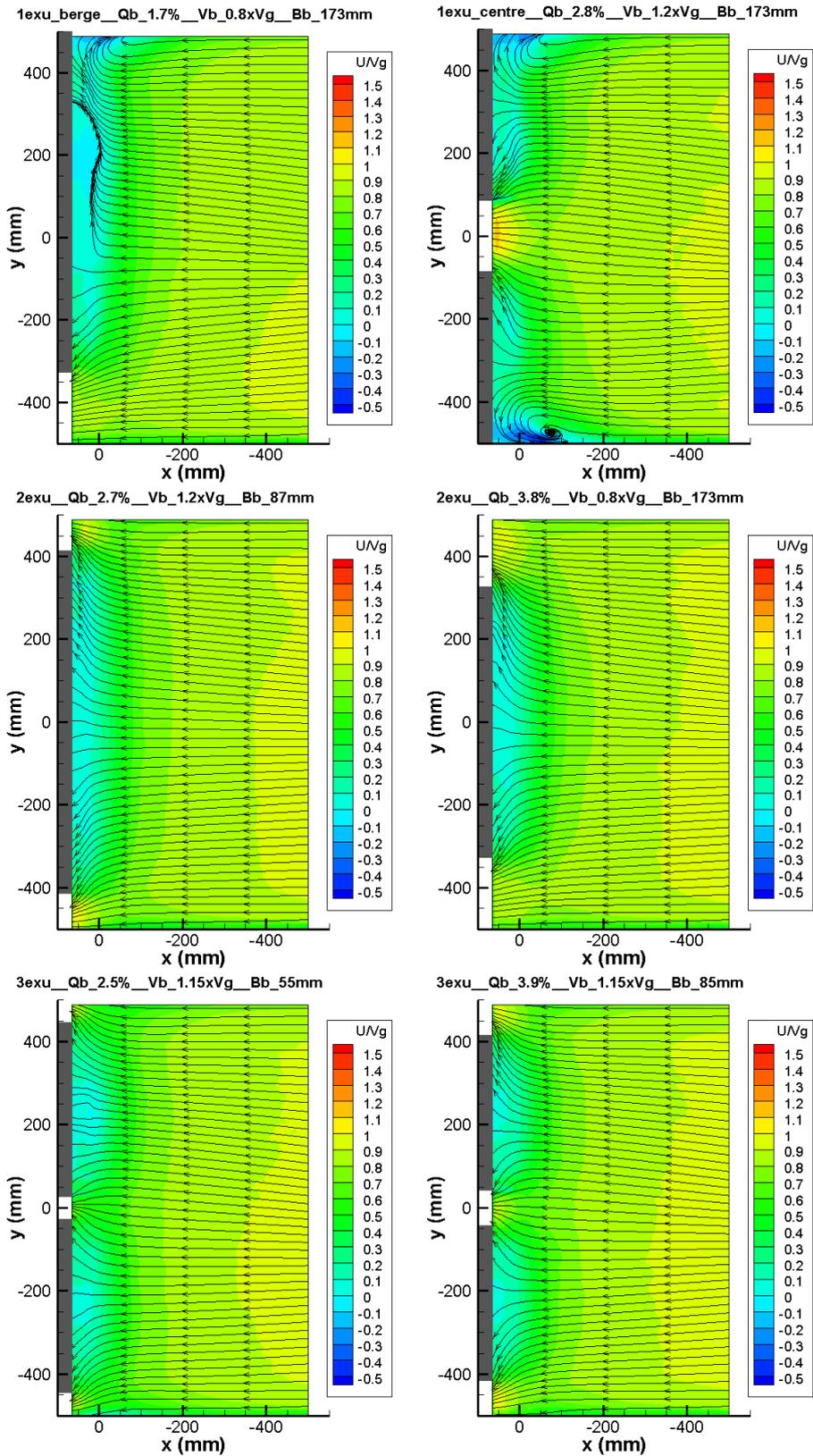
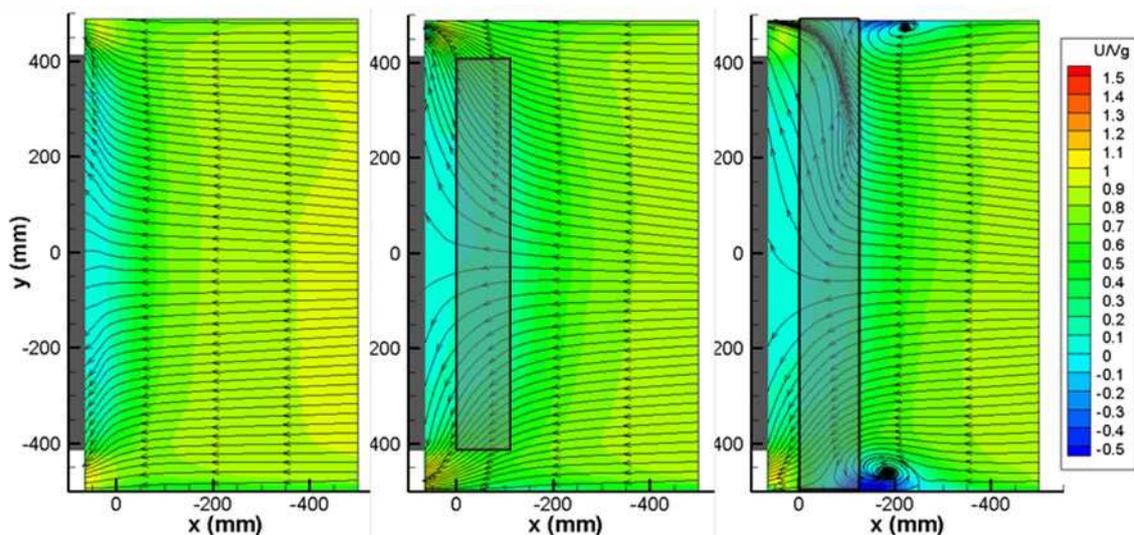


Figure IV-13 : Plans PIV horizontaux de  $U/V_g$  pour différentes configurations d'exutoires en haut d'une grille inclinée à 25°.

Les configurations avec plusieurs exutoires permettent de résoudre ce problème. En effet, les lignes de courant montrent que tout l'écoulement se dirige vers une des entrées. Les modifications de débits  $Q_b$  ou de vitesse  $V_b$  ne semblent pas modifier significativement la répartition des vitesses au niveau des exutoires. Au moins deux entrées d'exutoires semblent donc indispensables pour que le dispositif de contournement soit attractif sur toute la largeur de la prise d'eau.

En plus de ces tests en grille propre, nous avons réalisé des plans PIV pour la même configuration, avec le haut de la grille colmaté à 100%. La Figure IV-14 compare une configuration où il n'y a pas de colmatage avec une configuration où ce colmatage est présent sauf devant les entrées des exutoires et une configuration où il est présent sur toute la largeur du canal. Ce colmatage peut représenter des débris naturels mais il peut aussi représenter une plaque mise intentionnellement pour augmenter les vitesses transversales en fin de grille.



**Figure IV-14 : Comparaison des courantométries pour un cas sans colmatage (à gauche), un cas où le colmatage n'est pas présent devant les entrées des exutoires, et un cas où le colmatage couvre toute la largeur du plan de grille. La zone colmatée ( $C_0 = 100\%$ ) est représentée par un rectangle noir et couvre 120 à 140 mm le long de la grille (environ 15% de la longueur du plan de grille).**

Lorsque le colmatage n'est pas présent en face des entrées des exutoires, la géométrie de l'écoulement est conservée. L'écoulement est davantage ralenti au milieu du canal mais cela génère des vitesses transversales plus importantes. En revanche, lorsque le colmatage est présent sur toute la largeur du canal, des tourbillons se forment à la limite de ce colmatage. Ces tourbillons sont générés par la fraction de l'écoulement en surface qui n'alimente pas les exutoires et qui est donc redirigée vers la grille située en contrebas. Ces tourbillons sont néfastes pour le poisson car dans une telle configuration, un poisson qui longerait la grille en face d'un exutoire pourrait être plaqué contre la grille sans atteindre la sortie.

L'effet d'une plaque en fin de grille peut donc être bénéfique pour améliorer les courants transversaux. Toutefois, cela correspond aussi à une augmentation des pertes de charge et limite donc les possibilités d'installation de ce genre de dispositif.

Les champs 2D que nous avons représentés jusqu'ici ont permis de répondre à plusieurs questions mais il s'agit surtout de résultats qualitatifs. Afin de préciser l'influence des différents paramètres des exutoires (largeur, débit et vitesse) sur l'attractivité du dispositif, l'analyse de ces données va être affinée.

#### IV.1.3.4. Attractivité latérale

Cette partie doit permettre de déterminer quels paramètres sont importants pour optimiser l'attractivité du dispositif de contournement. Les différentes configurations testées (Tableau IV-1) vont donc être comparées en nous focalisant sur les profils de vitesse transversaux extraits en fin de grille ( $x = 0$ ). Cette fois-ci nous ne nous intéresserons pas à la composante axiale  $U$ , mais plutôt à la composante transversale  $V$  qui régit les mouvements en direction des exutoires.

Pour réaliser cette étude, nous nous sommes donc basés sur le principe suivant : un poisson qui arrive en fin de grille doit pouvoir atteindre l'entrée d'un exutoire de manière passive en moins de 30 s. Cela signifie que l'on ne prend en compte que les vitesses d'écoulement transversales  $V$  sans tenir compte de la capacité du poisson à se déplacer activement latéralement. Le laps de temps de 30 secondes est quelque peu arbitraire et se base sur les critères adoptés par certaines agences nationales (NMFS 2011, ADEME 2008) qui varient entre 30 et 60 secondes. Pour être plus rigoureux, ce temps devrait être fonction de la vitesse de l'écoulement en bout de grille et des capacités de nage de l'espèce migratrice considérée.

Comme notre dispositif est un modèle réduit, dimensionné à l'échelle 1/10 en suivant une similitude de Froude, les échelles de temps sont aussi réduites. L'Equation IV-2 montre le calcul de l'échelle de temps en modèle réduit.

$$T_{\text{modèle}} = \frac{d_{\text{modèle}}}{V_{\text{modèle}}} = \frac{d_{\text{réel}}/10}{V_{\text{réel}}/\sqrt{10}} = \frac{T_{\text{réel}}}{\sqrt{10}} \quad \text{Equation IV-2}$$

où les variables avec un indice « modèle » et « réel » sont respectivement les variables correspondant au modèle réduit et au plan de grille réel.  $T$ ,  $d$  et  $V$  sont des variables génériques symbolisant ici les durées, les distances et les vitesses à l'échelle considérée.

Par conséquent, nous allons calculer des distances correspondant à une durée de  $30/10^{0.5} = 9.5$  s. Pour calculer ces distances, nous avons appliqué une méthode de proche en proche. Tout d'abord, le profil transversal a été discrétisé en une centaine de points. Nous partons du point correspondant à un bord d'exutoire (Figure IV-15) et connaissant l'ordonnée et la vitesse du point suivant, nous pouvons

calculer un intervalle spatial  $\Delta y(i)$  et une vitesse moyenne  $V_{moy}(i)$  sur cet intervalle ( $i = 0$  pour le premier intervalle). Nous obtenons donc à chaque fois un  $dt(i)$  qui est égal à  $dt(i) = \frac{\Delta y(i)}{V_{moy}(i)}$

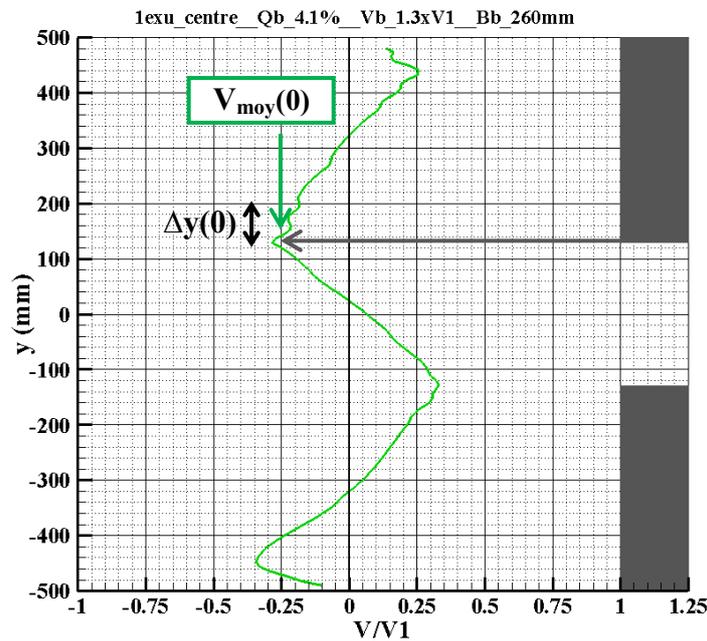


Figure IV-15 : Exemple de profil transversal de  $V/V_1$  extrait en fin de grille pour une configuration avec un exutoire central. Le débit dans l'exutoire  $Q_b$  est de 4.1% du débit turbiné  $Q_t$  et la vitesse débitante dans l'exutoire est d'environ  $V_b = 1.3*V_1$ . Les flèches symbolisent le parcours sur le premier intervalle spatial  $\Delta y(0)$  à la vitesse moyenne  $V_{moy}(0)$ .

Cette procédure est répétée jusqu'à ce qu'une de ces trois conditions soit satisfaite :

- La somme des  $dt(i)$  devient supérieure au laps de temps choisi (ici 9.5 secondes)
- $V_{moy}$  change de signe.
- Un obstacle (bord d'exutoire ou berge) est atteint

Dès qu'une de ces conditions est satisfaite, il suffit de faire la somme des  $\Delta y(i)$  pour obtenir la distance jusqu'à laquelle le bord d'exutoire en question est attractif. En répétant la procédure pour chaque bord d'entrée d'exutoire, on obtient la largeur d'attractivité nette du dispositif. Pour obtenir la largeur d'attractivité globale, il suffit d'ajouter la largeur des différentes entrées d'exutoire à la largeur d'attractivité nette. Par exemple, dans l'exemple précédent, pour chaque bord d'exutoire, la condition qui est le plus rapidement atteinte est le changement de signe de la vitesse transversale. La Figure IV-16 montre les différentes zones. Les zones rayées en rouges sont celles pour lesquelles l'exutoire central n'est pas attractif (largeur totale environ 360 mm). Les zones bleues correspondent aux zones pour lesquelles l'exutoire est attractif. La somme des deux largeurs (environ deux fois 180 mm) correspond à la largeur d'attractivité nette (qui ne prend pas en compte la largeur de l'exutoire). La dernière zone, la zone verte, qui correspond à l'exutoire, doit s'ajouter aux deux largeurs bleues pour obtenir la largeur d'attractivité totale.

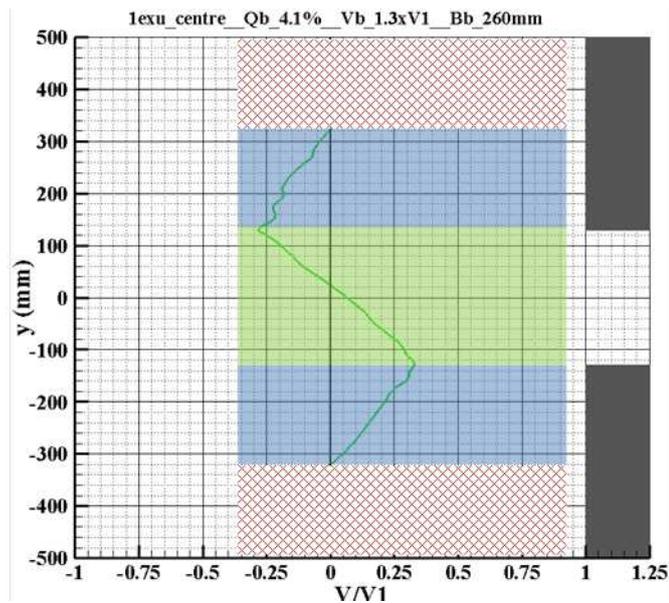


Figure IV-16 : Explication des zones d'attractivité pour un cas particulier (voir Figure IV-15). En hachuré rouge, la zone où l'exutoire central n'est pas attractif. En bleu, la zone où l'exutoire est attractif (largeur d'attractivité nette). En vert, la zone en face de l'exutoire.

En répétant cette procédure pour chaque configuration décrite dans le Tableau IV-1, nous pouvons déterminer les largeurs d'attractivité nette et globale pour des configurations très variées. La Figure IV-17 compare ces différentes données (attractivité nette en couleur et largeur des exutoires en hachuré) et regroupe les résultats sous 10 catégories (notées au-dessus des histogrammes).

Pour des configurations avec même largeur et même débit, il est possible d'observer l'effet de la position et du nombre des exutoires. La comparaison des configurations avec un exutoire en berge et un exutoire au centre (barres vertes et violettes respectivement) montre que placer un exutoire au centre donne de meilleurs résultats. Par exemple, pour les groupes 1 et 2, l'attractivité globale d'un exutoire centré est d'environ 0.4 m alors que celle d'un exutoire en berge n'est que de 0.3 m. Ces deux configurations à une seule entrée sont toutefois moins attractives que les configurations à plusieurs entrées confirmant ainsi ce que nous avons observé à partir des images PIV. La configuration avec 3 entrées demeure celle qui donne les meilleurs résultats mais les différences entre les configurations à deux et trois entrées se sont marquées que pour des largeurs  $B_b$  assez faible. Au-delà, les deux configurations donnent des résultats semblables. Dans le groupe 6, il apparaît clairement que la configuration avec trois entrées est plus attractive que celle avec deux entrées, elle-même plus attractive que celles avec une seule entrée. Par contre dans les groupes 8, 9 et 10, les différences entre les configurations à 2 et 3 entrées d'exutoires sont minimales.

A travers une autre lecture, ce graphe permet aussi, pour une configuration donnée, de voir l'effet du débit et de la largeur des exutoires. Pour les configurations avec une entrée d'exutoire, augmenter la largeur (ou le débit) dans l'exutoire permet d'augmenter l'attractivité globale des exutoires. Par exemple, l'attractivité des configurations du groupe 1 est plus faible que celle du groupe 3 (vitesse d'entrée

identique). Par contre, l'attractivité nette n'augmente pas forcément. L'attractivité nette des configurations avec un exutoire en berge dans les groupes 1, 3 et 5 n'est par exemple pas modifiée bien que le débit  $Q_b$  et la largeur  $B_b$  augmentent. Aussi, concernant l'effet de la vitesse d'entrée, elle a assez peu d'effet comme le montrent les configurations des groupes 3 et 4.

Le fait que la largeur et le débit jouent un rôle sur l'attractivité globale se vérifie aussi avec les configurations à plusieurs exutoires. Toutefois, à partir d'une certaine largeur d'exutoire, l'attractivité globale se stabilise (autour de 90 à 95% de la largeur du canal). Par conséquent, lorsque la largeur des exutoires continue d'augmenter l'attractivité nette décroît (configurations des groupes 7 à 10).

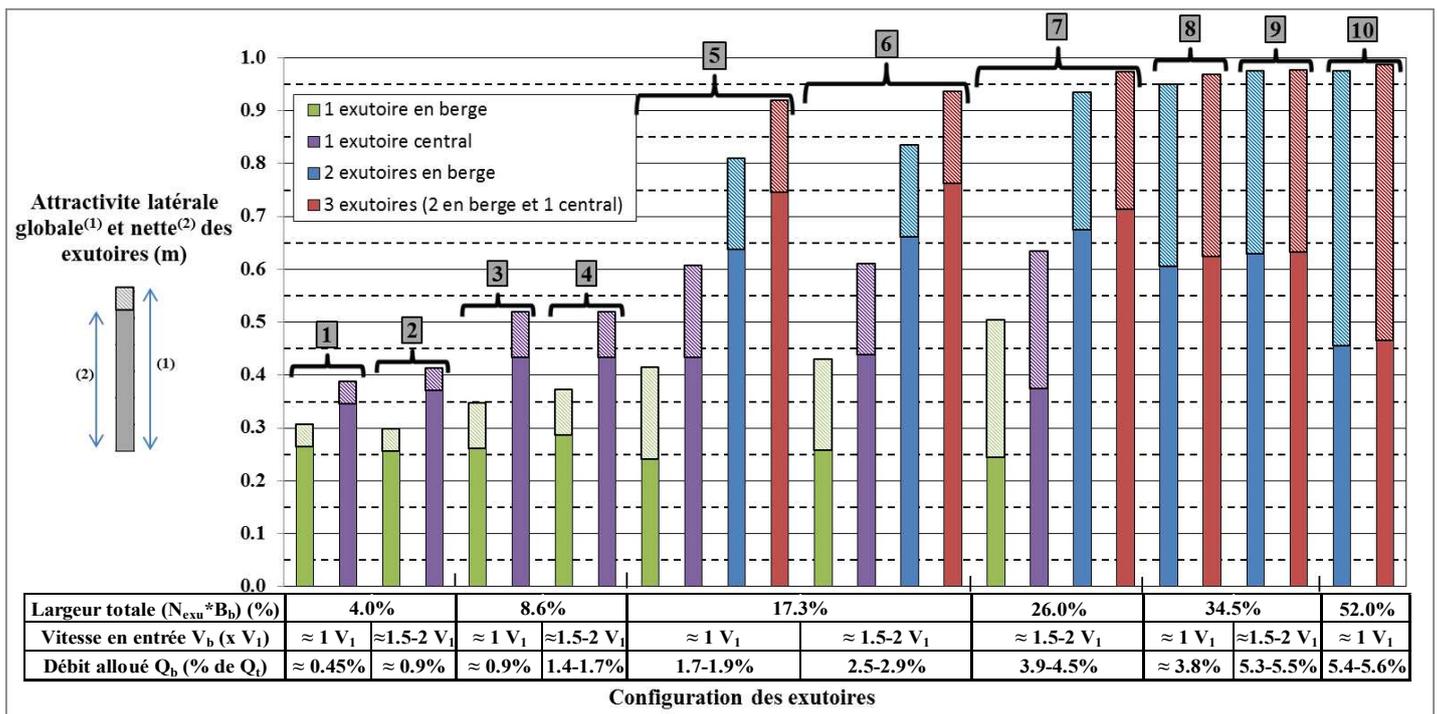


Figure IV-17 : Résultats sur l'attractivité des différentes configurations d'exutoire en fin de grille inclinée à 25°.

Chaque barre correspond à une configuration donnée : la couleur détermine le nombre d'entrées et le tableau sous le graphe renseigne sur la largeur, la vitesse et le débit dans l'exutoire. Chaque barre, représentant l'attractivité globale, est décomposée en une partie en couleur et une partie en hachuré correspondant respectivement à l'attractivité nette et à la largeur des exutoires. Les différentes configurations sont regroupées en 10 groupes (même débit et même largeur d'ouverture).

En résumé, les configurations à un exutoire semblent défavorables. Les configurations à deux ou trois entrées d'exutoire ont des efficacités semblables dès lors que la largeur cumulée des exutoires correspond à environ 30% de la largeur du canal. Ces chiffres ont été mesurés dans des configurations avec des vitesses  $V_b$  comprises entre 1 et deux fois  $V_1$  et des débits  $Q_b$  de l'ordre de 4 à 5%. Une des conclusions intéressantes de cette partie de l'étude est que l'attractivité nette des exutoires ne semble pas être influencée ni par le débit dans l'exutoire, ni par la vitesse d'entrée dans l'exutoire, ni par la largeur de l'exutoire. Le nombre d'entrée permet d'augmenter l'attractivité nette. Le calcul peut presque être réalisé en décomposant les configurations à plusieurs exutoires en plusieurs configurations à un exutoire. Par exemple, l'attractivité nette d'une configuration avec deux exutoires en berge correspond à peu près à

deux fois l'attractivité nette d'un exutoire en berge seul. Pour la configuration à trois entrées, le résultat n'est pas le même mais c'est dû au fait que la configuration a une attractivité supérieure à 90% et que la largeur des entrées rentre en compétition avec l'attractivité nette du dispositif. Pour des valeurs de largeur/débit plus faibles, l'égalité serait certainement vraie.

## IV.2. Grille orientée

Une étude similaire a été réalisée pour les grilles orientées avec les barreaux perpendiculaires à la grille. Les vitesses autour de grilles propres et colmatées seront donc d'abord étudiées dans un canal sans exutoire afin de déterminer l'effet des paramètres de la grille sur la courantologie. Ensuite, l'étude se portera sur l'exutoire en fin de grille et plus précisément sur son efficacité à attirer l'écoulement tant horizontalement que verticalement.

### IV.2.1. Grille propre

#### IV.2.1.1. Configurations testées

Pour ces grilles orientées, nous avons réalisé des profils de vitesses ADV. Des mesures PIV, réalisées au préalable au sein de l'équipe de recherche (Chatellier et al. 2011), ont fourni quelques résultats qualitatifs sur lesquels nous nous sommes appuyés pour valider nos résultats. Toutefois, comme les mesures PIV ont été réalisées avec un dispositif de grilles tractées dans un bassin des carènes, les résultats ne sont pas parfaitement comparables.

Les mesures ADV ont deux objectifs principaux : apprécier l'effet des paramètres de la grille sur la courantologie le long de celle-ci et évaluer la qualité de l'écoulement à l'aval d'une grille orientée. Ces profils couvrent une grande partie de la largeur du canal mais la sonde ne permet pas d'obtenir des informations près des parois latérales. Typiquement, il manque des données sur 50 mm de chaque côté du canal. Les profils le long de la grille sont de plus réalisés à 50 mm des barreaux et les profils transversaux aval sont réalisés à  $x = 1$  m soit 370 mm à l'aval du plan de grille orienté à  $\alpha = 45^\circ$ .

Nous avons testé trois orientations de grille ( $\alpha = 30^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $60^\circ$ ) avec pour chaque angle, deux formes de barreaux (**PR** et **PH**) et quatre entrefers ( $e = 5$ ,  $7.5$ ,  $10$  et  $15$  mm). Les profils le long de la grille ont été réalisés pour ces 24 configurations. Les profils à l'aval de la grille ont été réalisés uniquement sur une grille orientée à  $45^\circ$  avec un entrefer de 10 mm (barreaux **PR** ou **PH**).

D'autres configurations ont aussi été testées avec des barreaux rectangulaires de profondeur  $p = 25$ ,  $60$  et  $80$  mm et espacés de 10 mm. Des profils le long et à l'aval de la grille ont été mesurés pour ces trois configurations et comparés aux profils établis à  $p = 40$  mm.

### IV.2.1.2. Mesures le long de la grille

Comme pour les grilles inclinées, nous allons nous intéresser aux composantes  $V_t$  et  $V_n$ , caractéristiques du guidage et du placage sur la grille. La Figure IV-18 compare les profils de  $V_t/V_n$  pour les trois angles d'orientation testés. Pour les grilles orientées, le critère ichtyocompatible reliant  $V_t$  et  $V_n$  est  $V_t/V_n > 1$ . Ici, à  $\alpha = 60^\circ$ , les vitesses normales sont trop élevées. Pour  $\alpha = 45^\circ$ , il est respecté sur les trois premiers quarts de la grille. Dans le dernier quart, les vitesses normales sont un peu plus fortes que les vitesses tangentielles. Le critère  $V_t/V_n > 1$  n'est donc pas tout à fait respecté mais il est possible que l'adjonction d'un exutoire en fin de grille limite les vitesses normales dans cette zone et permette de satisfaire les conditions d'ichtyocompatibilité. A  $\alpha = 30^\circ$  par contre, elles sont largement respectées.

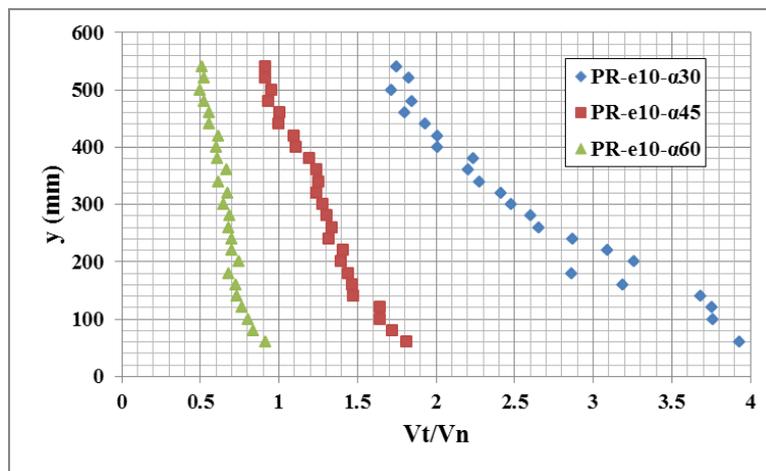


Figure IV-18 : Profils de  $V_t/V_n$  le long de grilles orientées pour trois orientations différentes.

Vérifions si l'entrefer de la grille modifie les profils de vitesses et si nos premières observations tendent à changer. La Figure IV-19 représente les profils de  $V_t$  et  $V_n$  obtenus pour les trois angles d'orientation, pour les entrefers les plus fins et les plus larges que nous avons testés ( $e = 5$  et  $15$  mm). Elle permet tout d'abord d'analyser l'effet de l'angle de la grille sur les composantes  $V_t$  et  $V_n$  séparément. Les vitesses normales augmentent le long de la grille et plus la grille est orientée ( $\alpha$  faible), plus l'augmentation des vitesses normales est forte. L'évolution des vitesses tangentielles est différente et dépend de l'angle de la grille. Lorsque la grille est peu orientée ( $\alpha = 60^\circ$ ) le profil de vitesse est relativement plat avec des valeurs relativement constantes autour de  $V_t = 0.6 * V_1$ . Ensuite, plus la grille est orientée, plus les vitesses tangentielles augmentent. Concernant plus précisément l'effet de l'entrefer, celui-ci est le même quel que soit l'angle de la grille. Le rapprochement des barreaux a tendance à limiter l'augmentation des vitesses tangentielles le long de la grille. En revanche, il augmente les vitesses normales sur les deux premiers tiers du canal et il les réduit sur le dernier tiers. Des barreaux trop proches risquent donc de diminuer légèrement les rapports  $V_t/V_n$ .

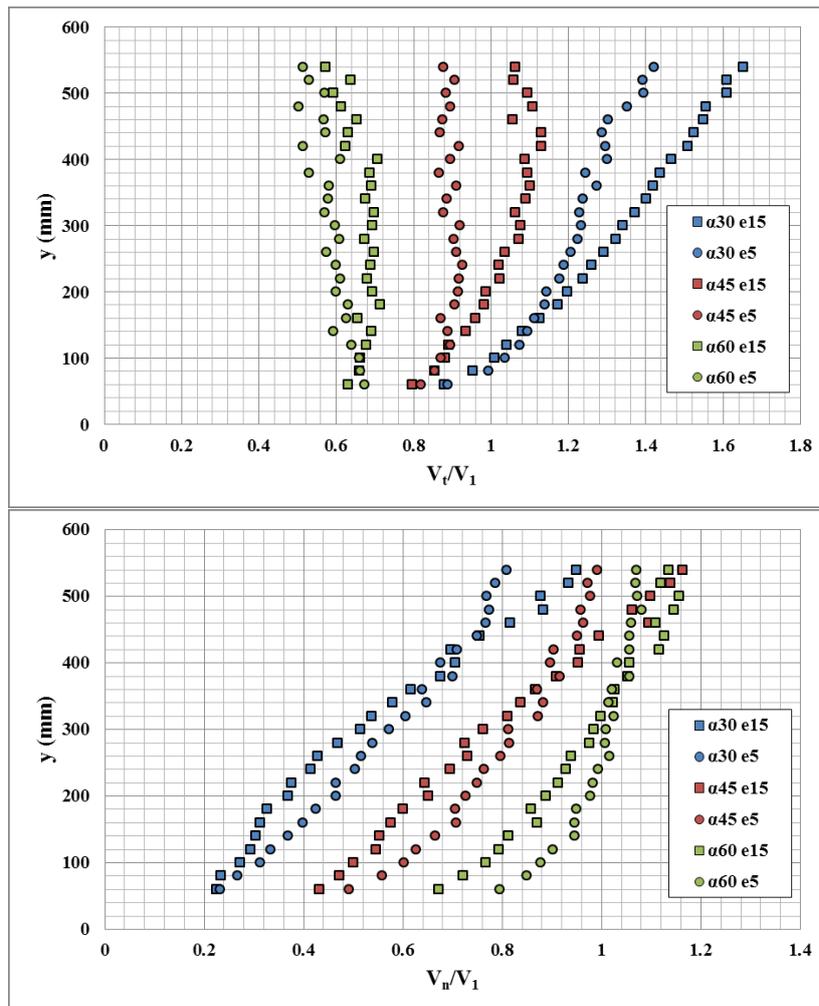


Figure IV-19 : Comparaison des profils de  $V_t/V_1$  (haut) et  $V_n/V_1$  (bas) le long de plusieurs grilles orientées pour différents angles  $\alpha$  et pour les entrefers minimum (e5) et maximum (e15) testés.

L'entrefers de la grille a donc une influence notable sur l'évolution des vitesses le long de celle-ci. Les mesures montrent aussi que cette influence est moindre lorsque les barreaux ont un profil hydrodynamique mais il y a toutefois assez peu de différences entre les profils obtenus avec les deux formes de barreau. La Figure IV-20 compare les profils de  $V_t$  et  $V_n$  le long d'une grille orientée à  $45^\circ$  avec des barreaux **PR** ou **PH** espacés de 10 mm. La répartition des vitesses normales est très similaire pour les deux formes de barreau. Seules les vitesses tangentielles semblent légèrement supérieures avec les barreaux **PH**.

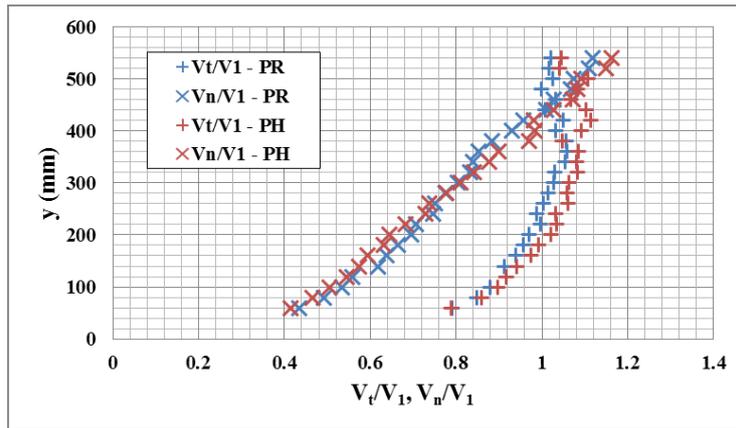


Figure IV-20 : Comparaison des profils de  $V_t$  et  $V_n$  le long d'une grille orientée à  $45^\circ$  pour des barreaux PR et PH.

Le dernier paramètre à faire varier est la profondeur du barreau. La Figure IV-21 compare les profils de  $V_t/V_n$  obtenus le long de la grille pour chaque profondeur de barreau. Les courbes semblent différentes par endroit, avec parfois 30 % d'écart entre deux courbes à une position donnée. Toutefois, il n'y a pas de cohérence dans l'ordre des courbes et nous considérons que les différences sont principalement liées aux incertitudes de mesures. En moyenne, nous pouvons considérer que le rapport  $V_t/V_n$  évolue de 1.8 à  $y = 50$  mm jusqu'à environ 1 à  $y = 550$  mm.

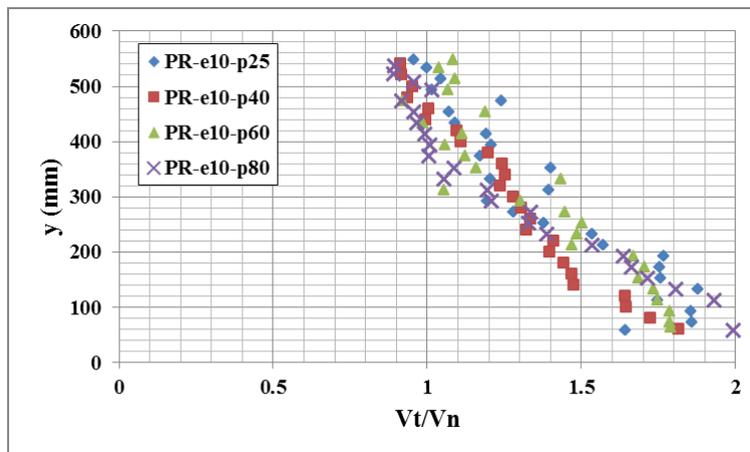


Figure IV-21 : Comparaison des profils de  $V_t/V_n$  le long d'une grille orientée à  $45^\circ$  munie de barreaux de différentes profondeurs.

En résumé, le critère défini par l'ADEME stipulant que le rapport  $V_t/V_n$  doit être supérieur à 1 le long de la grille orientée est bien respecté pour des angles d'orientations  $\alpha \leq 45^\circ$  ce qui confirme la valeur indiquée dans le rapport ADEME (2008). Le second critère définit une limite maximum de  $0.5 \text{ m.s}^{-1}$  afin d'éviter le placage des poissons. D'après nos mesures, celui-ci est respecté mais il restreint la plage d'application de ces grilles. En effet, les valeurs de  $V_n$  en fin de grille sont de l'ordre de  $V_1$ . Pour satisfaire ce second critère d'ichtyocompatibilité, les vitesses débitantes à l'amont de grilles orientées à  $45^\circ$  ne doivent donc pas dépasser  $0.5 \text{ m.s}^{-1}$  environ. Ce critère devient alors très restrictif car la plupart des canaux d'amenée des centrales hydroélectriques ont des vitesses d'approche de l'ordre de 0.6-

$0.9 \text{ m.s}^{-1}$ . Même en orientant davantage le plan de grille, et en augmentant par conséquent les pertes de charge, les valeurs des vitesses normales en fin de grille changent assez peu (0.8 au lieu de 1 fois  $V_1$ ). Les premières mesures à l'amont d'une grille propre ont donc tendance à écarter cette solution de grille orientée.

### IV.2.1.3. Courantologie aval

Des profils de vitesses transversaux ont été réalisés afin d'étudier la courantologie à l'aval des grilles orientées. La Figure IV-22 compare tout d'abord l'ensemble des résultats obtenus avec la sonde ADV pour différentes formes et profondeurs de barreau. Etant à l'aval de la grille, il n'y a pas d'intérêt à représenter les composantes  $V_t$  et  $V_n$ . Nous revenons donc à la composante axiale  $U$  que nous normalisons cette fois-ci par la vitesse débitante aval  $V_2$ . Ce choix est lié au fait que les pertes de charge et donc les vitesses débitantes à l'aval de la grille ne sont pas les mêmes pour ces configurations.

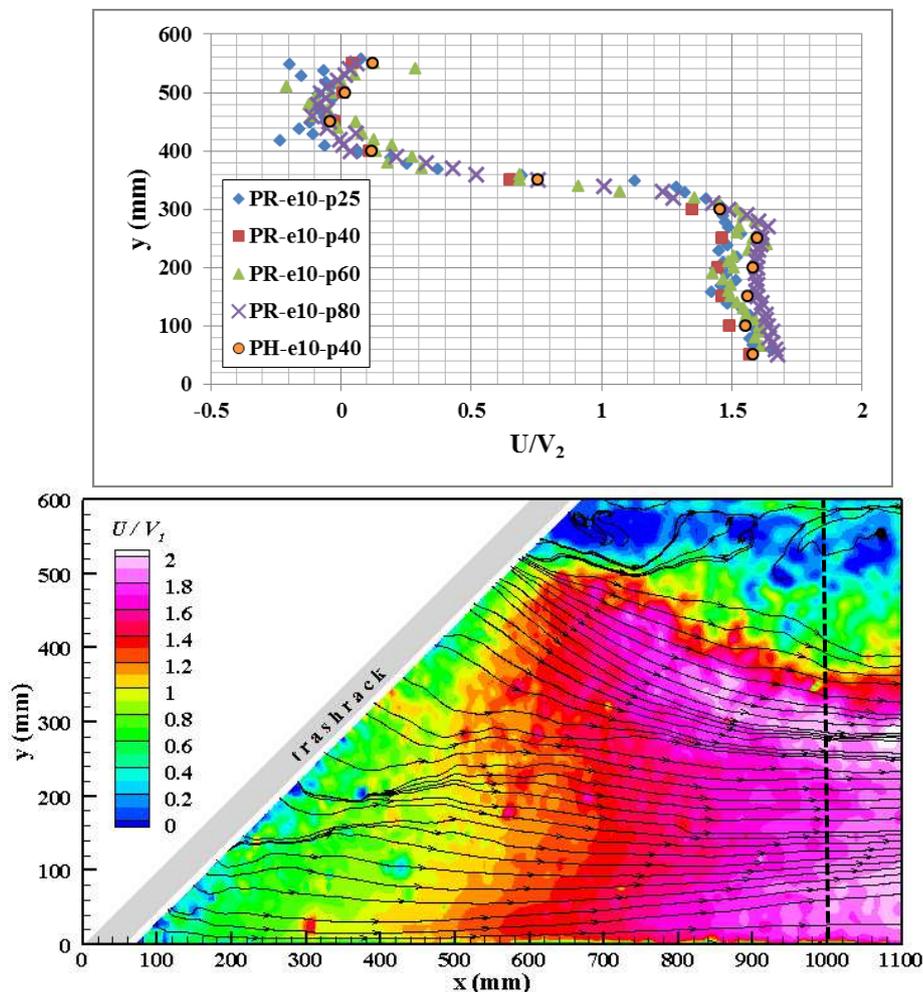


Figure IV-22 : En haut, comparaison des profils de vitesses  $U/V_2$  à l'aval d'une grille orientée à  $45^\circ$  pour des barreaux PR et PH de différentes profondeurs. En bas, un champ instantané PIV obtenu par Wang et al. (2010) avec la ligne symbolisant la position du profil ADV (pointillés noirs).

Les profils de vitesses montrent que la répartition de  $U$  est la même pour les cinq configurations testées. Ni la profondeur du barreau, ni sa forme n'ont d'influence sur la courantologie aval. Il y a une zone de recirculation sur la berge gauche correspondant à la fin de la grille. Cette zone de recirculation apparaît sur ce graphique à travers les vitesses qui sont alternativement positives et négatives entre  $y = 400$  mm et  $y = 600$  mm. Cette zone de recirculation s'étend sur la moitié du canal environ. Sur l'autre moitié, les vitesses sont relativement constantes et valent environ  $1.6 \cdot V_2$ . Des résultats similaires se retrouvent sur un exemple d'acquisition PIV (Figure IV-22) obtenu par Wang et al. (2010) à l'aval d'une grille orientée tractée dans un bassin ( $PR$ ,  $b = 5$  mm,  $e = 20$  mm et  $p = 40$  mm). Bien que la configuration ne soit pas identique (grille tractée dans un bassin sans écoulement au lieu de grille fixe dans un canal) les résultats sont proches et ce champ de PIV instantané permet de bien visualiser la présence de cette zone de recirculation.

Les turbiniers utilisent régulièrement des critères d'alimentation des turbines basées sur une symétrie de l'écoulement. Ils découpent la section d'écoulement en moitiés ou en quarts et notifient que l'écart des débits entre les différentes zones ne doit pas dépasser un certain pourcentage. Par exemple, Kriewitz et al. (2012) fixent une limite maximale de 5% d'écart entre les deux moitiés d'écoulement (Figure I-12). Ici, on peut s'intéresser à ce paramètre en interpolant les profils de vitesse mesurés. Bien que nous n'ayons que des informations surfaciques, ne prenant pas en compte les phénomènes 3D et les éventuelles différences de hauteur d'eau, les résultats sont déjà significatifs. Les mesures montrent que l'écoulement dans le plan est très dissymétrique avec 86% du débit qui s'écoule sur une moitié du canal et seulement 14 % sur l'autre moitié. Cette inhomogénéité d'écoulement constitue donc un autre inconvénient pour les grilles orientées normales.

#### IV.2.1.4. Extrapolation à d'autres largeurs de canal

Les profils de vitesses autour de grille orientées présentés jusqu'ici ont été mesurés sur des grilles placées dans un canal de 0.6 m de large. Nous avons analysé différents comportements et nous avons notamment relevé que la zone de recirculation à l'aval de la grille atteint la moitié de la largeur du canal dans les configurations testées.

Etant donné que nous ne pouvons pas beaucoup modifier la largeur du canal expérimentalement, nous avons testé différentes largeurs avec l'outil numérique. Nous avons simulé une tranche d'écoulement 2D (condition de symétrie en haut et en bas du domaine) dans des canaux de 5 m, 10 m et 30 m de large. Les barreaux ont une section rectangulaire de 10 mm par 80 mm et sont espacés de  $e = 20$  mm. En fonction de la largeur du canal, le nombre de barreaux varie. Comme il s'agit de la zone la plus raffinée dans notre maillage (Figure IV-23), le nombre de mailles augmente rapidement et peut vite excéder plusieurs millions. Nous avons donc effectué les calculs en parallèle sur 20 processeurs simultanément.

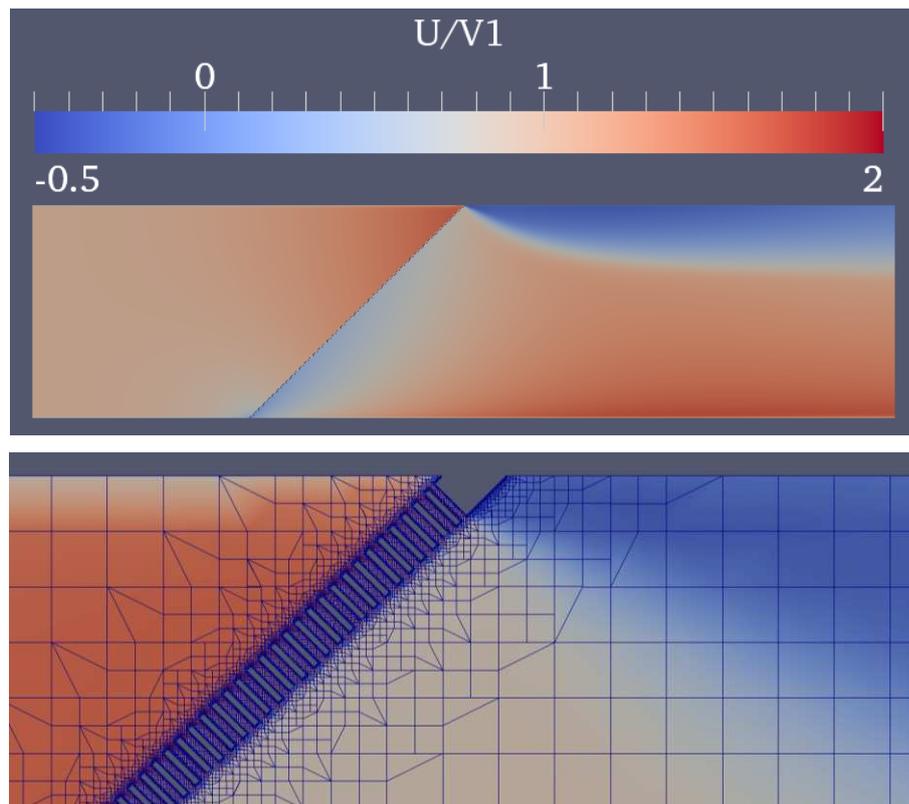


Figure IV-23 : Champs de vitesses horizontaux obtenus numériquement. Le canal mesure  $B = 10$  m de large et la grille est composée d'environ 470 barreaux de 10 mm d'épaisseur et 80 mm de profondeur. En haut, le canal complet et en bas, une vue agrandie de la fin de la grille avec le maillage raffiné près des barreaux.

La Figure IV-24 compare les vitesses extraites des simulations pour les profils le long de la grille. Etant donné que l'échelle du canal correspond davantage à un plan de grille réel, les profils sont extraits à 500 mm du plan de grille (au lieu de 50 mm sur nos mesures à l'échelle 1/10). L'ordonnée du profil est normalisée par la largeur du canal  $B$  pour avoir une variable comprise entre 0 et 1 quelle que soit la largeur du canal. Conformément à ce que nous avons observé dans la section II.3.3, les résultats des simulations sont proches des vitesses mesurées expérimentalement. De plus, les résultats numériques montrent que les profils sont bien indépendants de la largeur du canal. Des simulations ont aussi été réalisées avec deux autres entrefers et on retrouve les observations faites expérimentalement.

A l'aval de la grille, les simulations des différentes configurations donnent aussi des résultats similaires (Figure IV-25). Les profils ont cette fois-ci été extraits à une position variant selon la largeur du canal. Pour correspondre avec les mesures réalisées expérimentalement, nous les avons extraits à une position  $x = 1.5 \cdot B$ . Nous retrouvons les observations de la section II.3.3 avec des résultats numériques assez éloignés des résultats expérimentaux. Hormis ce contraste, pour les trois largeurs de canal, les profils de vitesse simulés sont très proches. La zone de recirculation a une taille identique pour les trois configurations, couvrant environ 30% du canal. Ce chiffre est inférieur au 50% obtenu expérimentalement mais les simplifications décidées pour les simulations (écoulement monophasique et 2D) expliquent certainement une partie de ces différences. La Figure IV-25 offre de plus un dernier résultat avec la comparaison des profils aval pour différents entrefers, qui n'a pas été étudié

expérimentalement. Ces trois profils de vitesses sont proches ce qui montre qu'il n'y a pas d'effet significatif de ce paramètre sur la courantologie aval.

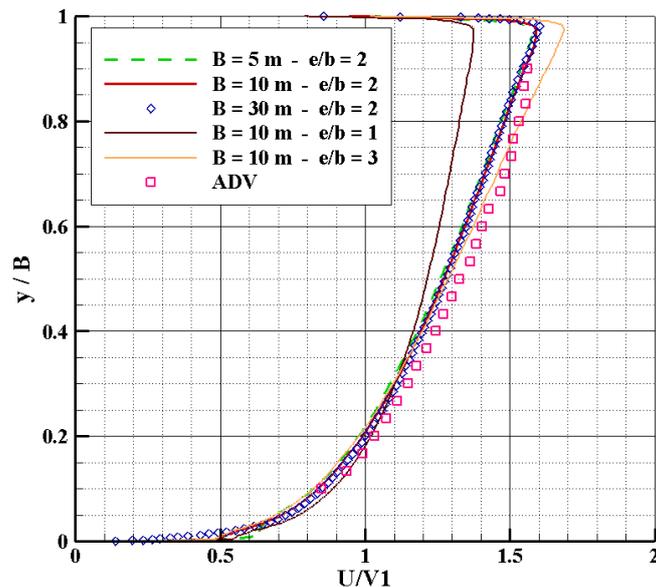


Figure IV-24 Profils de vitesses extraits le long de la grille pour différentes largeurs de canal et différents rapports  $e/b$ . Les vitesses obtenues avec l'ADV sur le canal de  $B = 0.6$  m de large sont aussi illustrées.

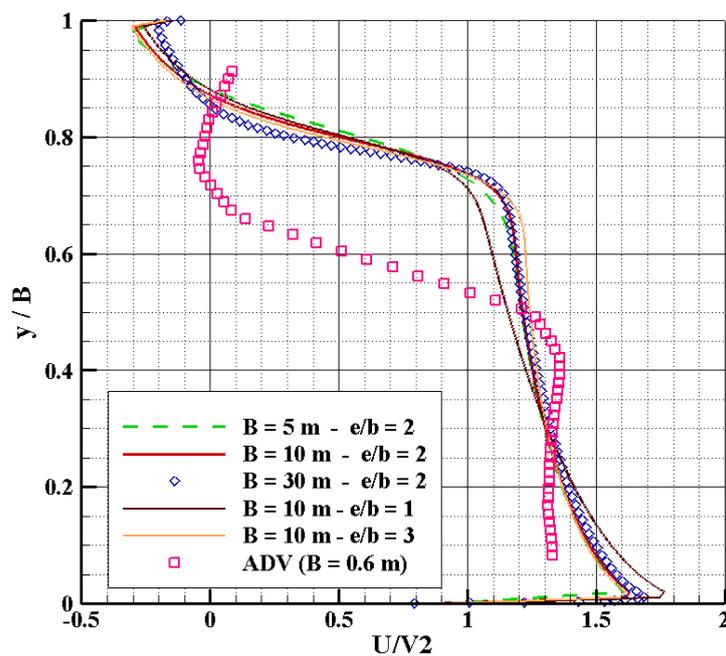


Figure IV-25 Profils de vitesses extraits à l'aval de la grille ( $x = 1.5*B$ ) pour différentes largeurs de canal et différents rapports  $e/b$ . Afin de correspondre avec les vitesses obtenues expérimentalement, la composante axiale  $U$  est normalisée par la vitesse débitante aval  $V_2$ .

## IV.2.2. Grille colmatée

Jusqu'ici, les résultats expérimentaux et numériques montrent que la courantologie autour des plans de grille orientés n'est pas optimale, ni pour les poissons, ni pour l'exploitant hydroélectrique. L'étude va être maintenant complétée avec l'analyse de l'effet du colmatage sur la courantologie.

Deux types de profils de vitesses ont été réalisés avec la sonde ADV pour analyser l'effet du colmatage en configuration orientée. Etant donné que les plaques perforées sont disposées sur toute la largeur du plan de grille, nous avons d'une part mesuré les vitesses à mi-hauteur le long de la grille, et d'autre part réalisé des profils de vitesses verticaux au centre du canal, afin de voir les éventuelles survitesses liées à un colmatage de surface ou de fond.

Les grilles que nous avons utilisées sont orientées à  $45^\circ$  et munies de barreaux rectangulaires espacés de 10 mm. Différentes configurations de colmatage sont testées et correspondent à celles déjà utilisées auparavant. Ainsi, nous allons évaluer l'effet d'un colmatage uniforme ( $C = 43\%$  et  $65\%$ ) et le comparer à celui d'un colmatage de fond ou de surface ( $C_0 = 65\%$ ) recouvrant environ 30% de la hauteur de la grille.

La Figure IV-26 présente l'effet d'un colmatage uniforme sur les profils de vitesse le long de la grille. Plus le degré de colmatage est important, plus le profil de vitesse tangentielle devient plat, avec des vitesses  $V_t/V_1$  quasi constantes sur tout le long de la grille. Parallèlement, pour les vitesses normales, lorsque le degré de colmatage augmente, les vitesses sont plus fortes sur la première moitié de grille et ont tendance à se stabiliser ensuite. Le rapport  $V_t/V_n$  diminue donc lorsque le degré de colmatage augmente mais les valeurs en fin de grille sont toujours proches de 1. Ces remarques sont cohérentes avec les profils mesurés pour les différents entrefers. En effet, nous avons déjà observé que les profils de  $V_t$  et  $V_n$  étaient davantage plats lorsque les barreaux étaient plus resserrés, et donc lorsque le degré d'obstruction augmentait.

Ces premiers profils montrent donc qu'un colmatage uniforme n'altère pas l'ichtyocompatibilité de la grille et peut même avoir tendance à uniformiser les valeurs de  $V_n$  et ainsi réduire les risques de placage sur la grille. Cependant, les résultats suivants montrent que ces avantages disparaissent lorsque le colmatage n'est plus uniforme, ce qui est beaucoup plus fréquent en réalité. La Figure IV-27 illustre ce phénomène et présente les profils de vitesse obtenus le long d'une grille avec deux configurations de colmatage : un colmatage uniforme ( $C=65\%$ ) et le même colmatage appliqué uniquement sur le sommet et le pied de la grille ( $C_0=65\%$  sur environ deux fois 30% de la hauteur de la grille). Dans la deuxième configuration, les profils de vitesses, réalisés à mi-hauteur, sont placés au niveau de la zone non colmatée.

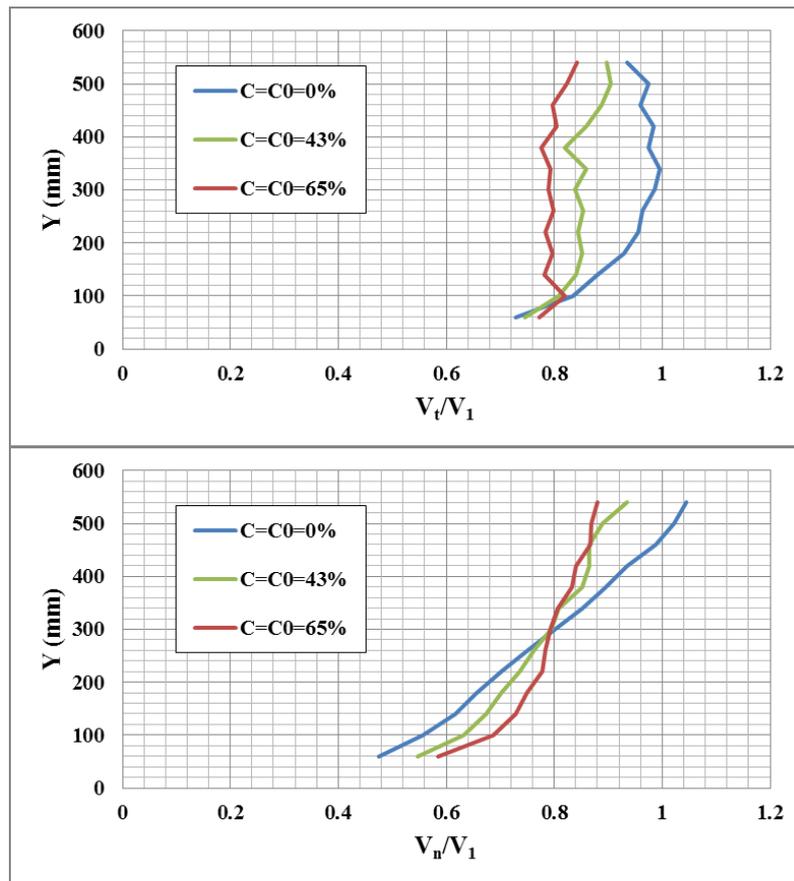


Figure IV-26 : Profils de  $V_t/V_1$  (haut) et  $V_n/V_1$  (bas) mesurés le long d'une grille orientée à  $45^\circ$  avec des barreaux PR pour différentes configurations de colmatage uniforme.

Lorsque le colmatage n'a lieu qu'en haut et en bas de la grille, l'écoulement est davantage amené à traverser la grille à mi-hauteur et les vitesses dans cette zone sont donc plus fortes. Un tel colmatage augmente donc les vitesses normales et les valeurs en fin de grille sont de nouveau proches de celles obtenues sur une grille sans colmatage. Cette augmentation de  $V_n$  pénalise le rapport  $V_t/V_n$  qui devient nettement inférieur à 1 (plus exactement compris entre 0.8 et 1) sur deux tiers de la grille.

Ainsi, lorsqu'on considère un colmatage de sommet et de pied de grille, la courantologie le long des grilles orientées à  $45^\circ$  ne satisfait plus les critères de guidage le long de la grille. Ces conclusions tendent d'ailleurs à être observées aussi lorsque le colmatage n'est situé qu'en haut ou qu'en bas de la grille. Quatre profils verticaux au centre du canal ont été mesurés afin d'analyser l'effet de la position du colmatage sur les vitesses normales. La Figure IV-28 compare ainsi les profils obtenus pour des configurations sans colmatage, avec un colmatage de sommet, avec un colmatage de fond et pour une configuration associant les deux.

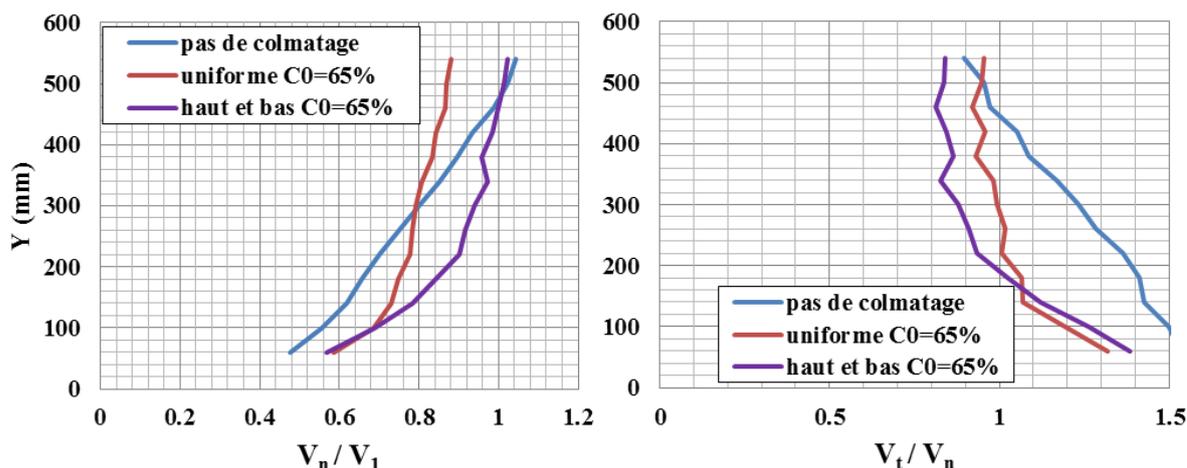


Figure IV-27 Comparaison des profils de vitesses le long d'une grille orientée pour des configurations sans colmatage, avec un colmatage de pied et de sommet de grille, et un colmatage uniforme. Les plaques perforées pour les configurations avec colmatage ont les mêmes taux d'obstruction  $C_0$  mais ne couvrent pas la même surface de grille. Les profils sont réalisés à mi-hauteur.

Le profil de vitesse vertical réagit clairement à la présence et à la position du colmatage. Les vitesses normales sont faibles au niveau de la zone colmatée mais elles sont ensuite plus fortes au niveau de la zone libre. Ainsi, lorsque le colmatage est au sommet ou au pied de la grille, la position du maximum de vitesse normale est différente mais la valeur de ce maximum est sensiblement identique. Lorsque les deux colmatages sont associés (surface totale colmatée doublée), le maximum de vitesse a lieu à une position intermédiaire et la valeur du maximum est plus forte que dans les autres configurations.

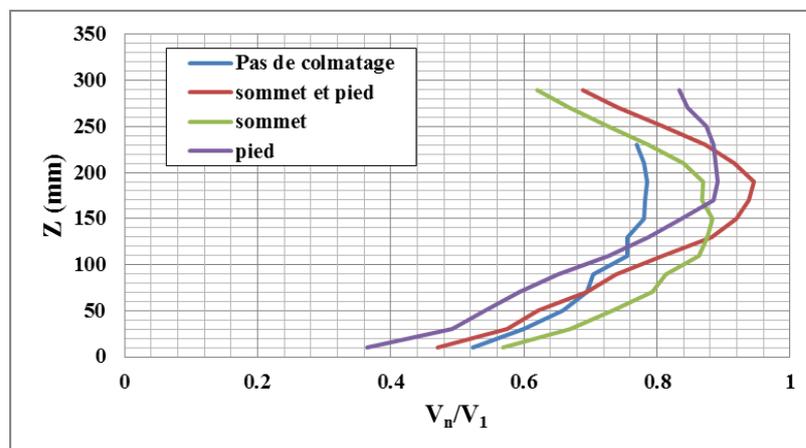


Figure IV-28 Comparaison des profils de vitesses verticaux de  $V_n/V_1$  au centre du canal pour différentes positions de colmatage. Toutes les zones colmatées ont un taux de colmatage de  $C_0 = 65\%$ .

En résumé, une grille orientée à  $45^\circ$ , sans débit réservé à un exutoire de contournement, qui n'est pas colmatée ou qui a un colmatage relativement uniforme peut satisfaire les conditions d'ichtyocompatibilité, même si celles-ci seront satisfaites pour une plage assez restreinte de vitesses débitantes amont. Par contre, si le colmatage se concentre sur le fond et/ou en surface de la grille, l'écoulement va être accéléré dans les zones non colmatées. Les vitesses normales à la grille, et les

risques de placage de poisson associés, vont devenir alors trop importants. L'étude se poursuit donc naturellement avec l'analyse de l'influence d'un exutoire sur la courantologie le long de la grille.

### IV.2.3. Jonction avec un exutoire

Les mesures réalisées jusqu'à présent sur les grilles orientées « normales » correspondaient à un dispositif sans exutoire, où tout le débit amont passe à travers la grille. Nous allons donc voir dans cette partie si le fait de soustraire une partie du débit amont pour alimenter un exutoire en fin de grille permet d'améliorer la courantologie le long de celle-ci.

#### IV.2.3.1. Dispositif

L'exutoire en fin de grille orientée « normale » a une forme assez spécifique, qui est imposée par plusieurs critères. Tels que sont pensés les plans de grilles orientées aujourd'hui, la grille ne peut pas couvrir la totalité de la largeur du canal, une partie doit être réservée à l'exutoire. En effet, les dispositifs de dégrilleurs ont un mouvement perpendiculaire à la grille (Figure IV-29) pour atteindre le fond du canal et remontent ensuite verticalement. Pour atteindre et dégriller la fin de la grille, il doit y avoir suffisamment d'espace pour que le mouvement se fasse correctement. Un débatement, qui peut être utilisé comme exutoire, est donc nécessaire.

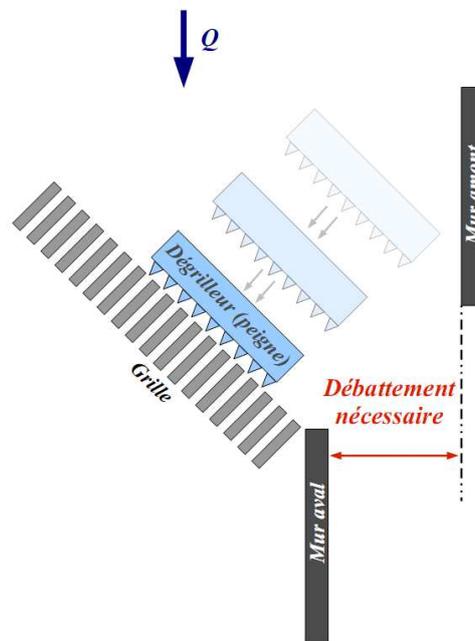


Figure IV-29 : Schéma expliquant le débatement nécessaire en fin de grille lorsque le dégrilleur a un mouvement perpendiculaire à la grille.

De plus, il est important pour les exploitants hydroélectriques que les débits réservés dans les exutoires ne soient pas trop pénalisants. Afin de limiter ces débits, les exutoires ne couvrent couramment qu'une partie de la hauteur du canal. Ces exutoires sont donc généralement des exutoires de surface et il

est supposé que leur attractivité suffit à générer des courants verticaux pour amener les poissons présents en fond de canal à remonter vers l'exutoire. Il est important de noter que cette réduction de la hauteur de l'exutoire ne pénalise pas l'accès direct à l'ouverture (pour enlever des branchages par exemple), ce qui ne serait pas le cas avec un exutoire de fond.

Nous avons donc étudié expérimentalement ce dispositif en fabriquant un montage (Figure IV-30) dans le canal large de  $B = 1\text{ m}$ . Le plan de grille est orienté à  $45^\circ$  et couvre une largeur suivant  $y$  de  $B_{g,y} = 845\text{ mm}$ . Les  $155\text{ mm}$  restants sur le côté droit du canal sont occupés par une plaque verticale (30 mm d'épaisseur) et par l'entrée de l'exutoire (largeur  $B_b = 125\text{ mm}$ ). Cette plaque verticale, sur laquelle vient se fixer la grille, permet de séparer l'écoulement qui se dirige dans l'exutoire de celui qui traverse la grille.

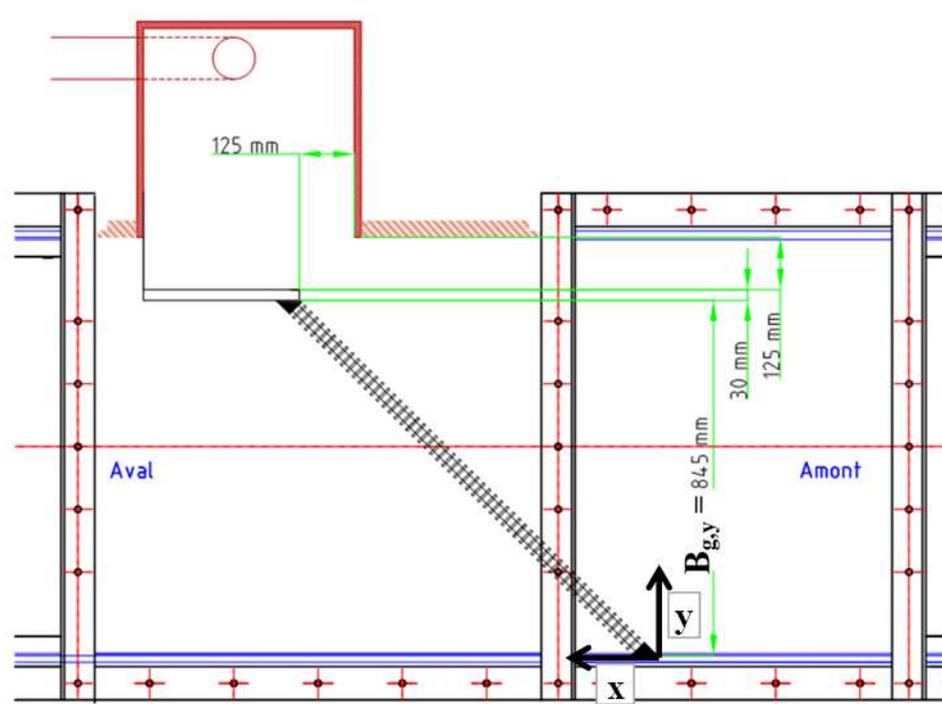


Figure IV-30 : Schéma en vue de dessus du plan de grille orienté à  $45^\circ$  associé à un exutoire de fin de grille.

L'exutoire débouche dans un caisson, lui-même relié à une conduite de sortie dans laquelle la mesure et le contrôle du débit sont réalisés.

De plus, comme prévu, l'exutoire est un exutoire de surface. Un plancher fixe est situé à  $z = 170\text{ mm}$  (côte minimale pour l'entrée de l'exutoire) et conditionne l'ouverture maximale de l'exutoire. La hauteur  $H_b$  de cette ouverture peut toutefois être réduite en rehaussant la côte du plancher à l'aide de blocs en polystyrène extrudé.

Enfin, des éléments de polystyrène extrudé sont disposés de manière à modéliser précisément l'entrée de l'exutoire. Ainsi, l'entrée mesure toujours  $B_b = 125\text{ mm}$  de large, sa hauteur  $H_b$  dépend de la

côte du plancher  $h_{b,b}$ <sup>3</sup>, et son orientation varie en fonction du montage choisi. La Figure IV-31 montre par exemple les configurations avec un exutoire dans l'alignement du canal (photo) et un exutoire dans le prolongement de la grille (schéma 3D). Les paramètres  $H_b$  et  $h_{b,b}$  sont reliés par la relation

$$H_b = H_1 - h_{b,b} \quad \text{Equation IV-3}$$

où  $H_1$  est la hauteur d'eau amont et vaut environ 550 mm.

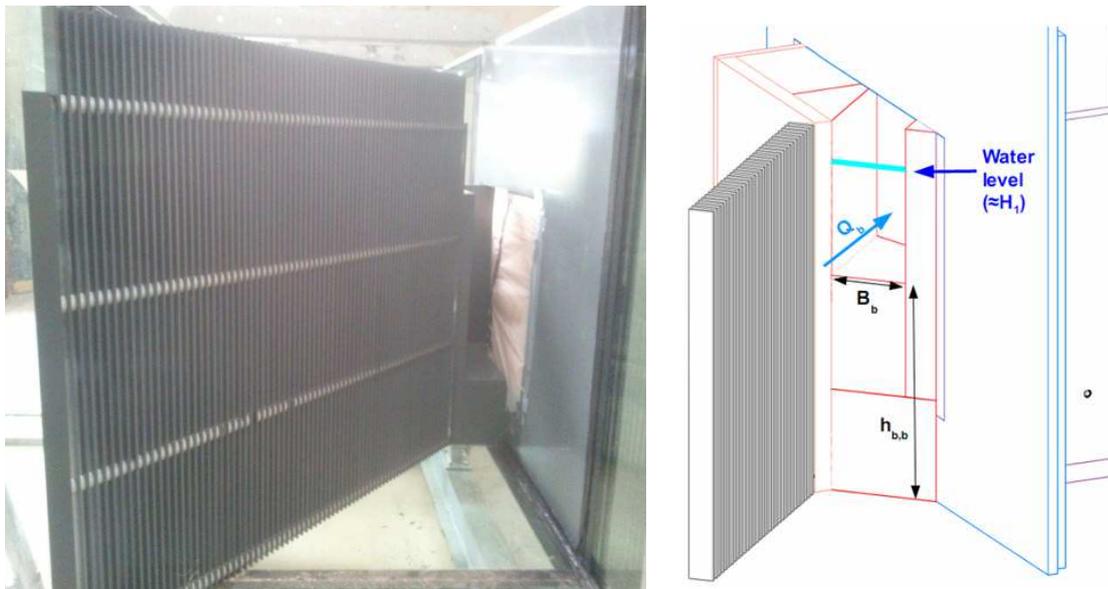


Figure IV-31 : Deux configurations différentes d'exutoires. A gauche, une photo prise depuis l'amont du plan de grille associé à un exutoire dans l'alignement du canal. A droite, un schéma 3D d'un exutoire dans le prolongement du plan de grille.

### IV.2.3.2. Configurations testées

Pour cette étude sur les exutoires en fin de grille orientée normale, deux paramètres géométriques principaux ont été modifiés : la hauteur d'eau dans l'exutoire  $H_b$  et l'angle que l'entrée de l'exutoire fait par rapport au canal et à la grille. Trois orientations d'exutoires ont été testées avec :

- Configuration A : un exutoire aligné avec le canal
- Configuration B : un exutoire dans le prolongement de la grille
- Configuration C : un exutoire perpendiculaire au canal

Quant aux hauteurs d'eau, celles-ci dépendent des vitesses et débits d'écoulement choisis dans l'exutoire. Trois vitesses d'entrée ont été testées avec  $V_b = 1 \cdot V_1$ ,  $1.5 \cdot V_1$  et  $2 \cdot V_1$ . Ces vitesses d'entrées sont ajustées en contrôlant le débit  $Q_b$  en sortie de cuve. Cinq valeurs de débits ont été choisies et sont comprises entre 2 et 10 % du débit traversant la grille. La hauteur d'eau  $H_b$  est obtenue avec la relation

<sup>3</sup> L'indice b,b signifie « bottom bypass », et est utilisé pour désigner la côte du plancher de l'exutoire.

$$H_b = \frac{Q_b}{V_b * B_b} \quad \text{Equation IV-4}$$

Neuf configurations ont été retenues et ont été réalisées pour les trois orientations d'exutoires. Ces configurations sont décrites dans le Tableau IV-2.

Config.	Q <sub>b</sub> (% Q <sub>t</sub> )	V <sub>b</sub> (x V <sub>t</sub> )	h <sub>b,b</sub> (mm)	H <sub>b</sub> (mm)	B <sub>b</sub> (mm)
x-1	2%	1	480	70	125
x-2	4%	1,5	450	100	125
x-3	6%	2	450	100	125
x-4	4%	1	410	140	125
x-5	6%	1,5	410	140	125
x-6	8%	2	410	140	125
x-7	6%	1	370	180	125
x-8	8%	1,5	370	180	125
x-9	10%	2	370	180	125

Tableau IV-2: Descriptif des 9 cas testés pour chacune des configurations d'exutoires A, B et C. Les différents cas couvrent plusieurs valeurs de débits Q<sub>b</sub> et de vitesses V<sub>b</sub> et sont regroupés par valeur de hauteur d'eau dans l'exutoire H<sub>b</sub>.

Pour toutes ces configurations, deux types de mesures ont été réalisés. Tout d'abord nous nous sommes intéressés à l'influence de l'exutoire sur la courantologie le long de la grille en utilisant un système PIV. La nappe laser est horizontale et est émise depuis le bord du canal. Elle est située environ 5 cm sous la surface libre et est ainsi à hauteur de l'exutoire dans toutes les configurations testées. L'écoulement est visualisé à l'aide d'une caméra placée sous le canal qui est associée à un miroir orienté à 45°. Afin de conserver une résolution suffisante, le champ observé par la caméra (Figure IV-32) ne couvre qu'une partie de la grille (correspondant typiquement au dernier tiers de la grille) avec l'entrée de l'exutoire. Cette taille d'image suffit toutefois pour obtenir les résultats qui nous intéressent.

Ensuite, nous avons tenté d'évaluer l'attractivité verticale que peut générer un exutoire de surface. Cette fois-ci, nous nous sommes servis d'une sonde ADV à tête coudée. Celle-ci a une meilleure précision pour les vitesses verticales. Nous avons placé la sonde à l'entrée de l'exutoire (Figure IV-33) et nous avons déplacé la sonde verticalement.

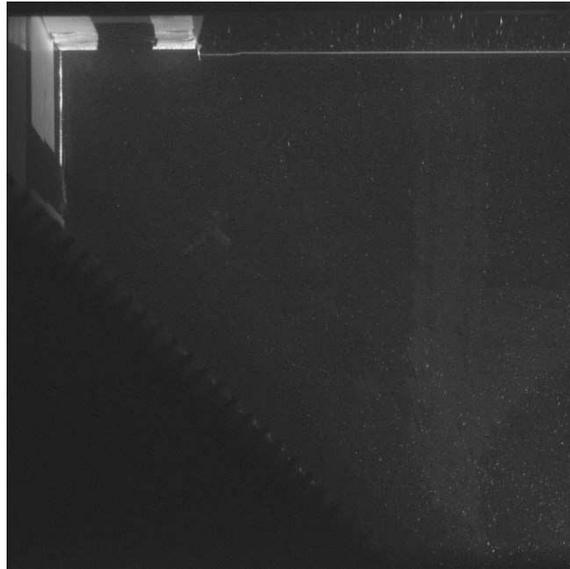


Figure IV-32 : Image PIV observée depuis le dessous du canal. L'image couvre le dernier tiers de la grille ainsi que l'entrée de l'exutoire. Les éléments en polystyrène extrudé utilisés pour former l'entrée de l'exutoire apparaissent en clair en fin de grille.

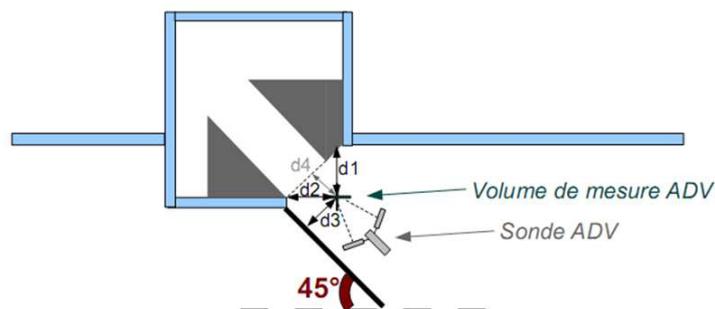


Figure IV-33 : Positionnement de la sonde ADV pour les profils de vitesses verticaux (schéma en vue de dessus). Les distances  $d1$ ,  $d2$  et  $d3$  mesurent toutes environ 105 mm et la distance  $d4$  mesure environ 70 mm.

Ces deux types de mesures ont été réalisés conjointement sur l'ensemble des cas décrits dans le Tableau IV-2.

### IV.2.3.3. Résultats - Attractivité verticale

Tout d'abord, analysons la capacité de l'exutoire à attirer l'écoulement vers le haut. La Figure IV-34 compare, pour les 9 configurations testées, l'évolution des vitesses verticales en fonction de la position  $z$  normalisée par la hauteur d'eau  $H_1$ .

Tous les profils de vitesses ont une allure similaire. Les valeurs des vitesses verticales sont faibles en surface et au fond du canal mais elles augmentent jusqu'à un maximum qui va de 0.2 à 0.5 fois  $V_1$  en fonction des débits imposés dans l'exutoire. La position de ce maximum semble régie par la côte du fond de l'exutoire. En effet, si on représente la Figure IV-34 différemment, en ne représentant pas  $z/H_1$  mais en représentant la coordonnée  $(z-h_{b,b})/H_1$ , les courbes ont toute leur maximum en 0 (Figure IV-35). Or

l'origine de cette nouvelle coordonnée représente bien la côte du fond de l'exutoire ( $z = h_{b,b}$ ). Cela signifie bien que le maximum de vitesse verticale est atteint au niveau du plancher de l'exutoire et que les vitesses au-dessus et en dessous de cette côte diminuent.

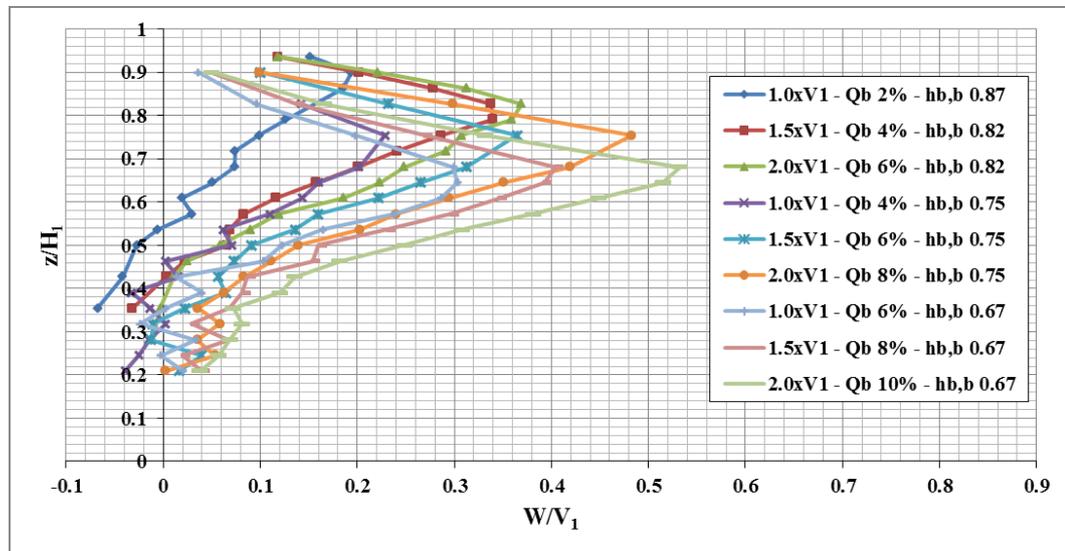


Figure IV-34 : Profils verticaux de  $W/V_1$  pour les neuf cas de la configuration B. La légende explicite, pour chaque cas, la vitesse  $V_b$ , le débit  $Q_b$  (pourcentage de  $Q_1$ ) et la côte du fond de l'exutoire  $h_{b,b}$  (en pourcentage de  $H_1$ ).

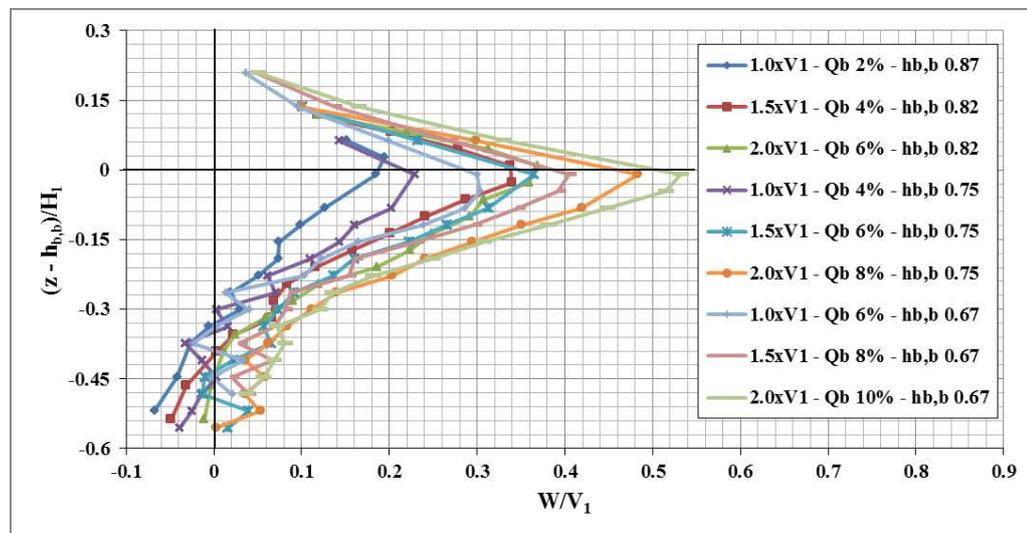


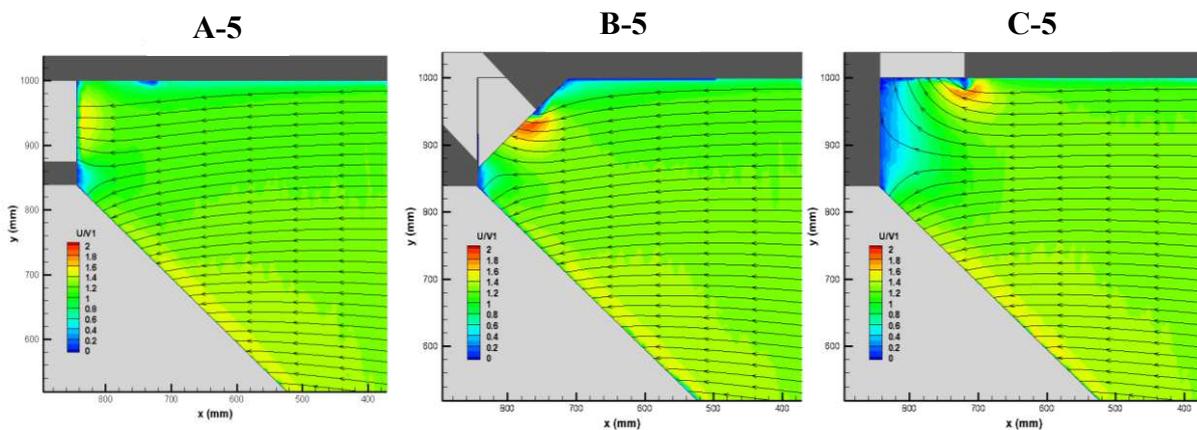
Figure IV-35 : Profils verticaux de  $W/V_1$  identiques à ceux présentés sur la Figure IV-34. La coordonnée verticale est nulle sur le fond de l'exutoire.

Même avec 10% du débit turbiné associé à l'exutoire, l'attractivité verticale est assez faible avec des vitesses verticales inférieures à 0.2 fois  $V_1$  sur la moitié inférieure de l'écoulement. Ces vitesses diminuent encore en-dessous de  $0.1 \cdot V_1$  dans le tiers inférieur de l'écoulement. Un poisson qui se trouverait en fond de canal ne serait donc pas vraiment attiré vers l'exutoire.

#### IV.2.3.4. Résultats - Attractivité latérale

Analysons maintenant l'évolution des vitesses dans le plan horizontal, et plus précisément, en fin de grille. La Figure IV-36 compare la courantologie au niveau de l'exutoire pour les trois orientations d'exutoires testées pour un même débit  $Q_b$ . Les parties en gris foncé correspondent aux éléments solides du canal. Ainsi, de gauche à droite, l'exutoire est positionné dans l'axe du canal, dans le prolongement de la grille et perpendiculaire au canal.

Pour les trois configurations d'exutoire, l'écoulement est relativement similaire. La partie de l'écoulement qui est en dessous de  $y = 875$  mm (limite de l'exutoire) se dirige vers la grille et la partie qui est au-dessus se dirige dans l'exutoire. Ce dernier ne semble pas améliorer la courantologie le long de la grille et l'écoulement en face de la grille ne se trouve pas attiré vers cet exutoire. On retrouve ainsi une topologie d'écoulement similaire à certaines configurations en grille inclinée avec, près de l'exutoire, des lignes de courants fortement recourbées sur la grille. Ceci s'explique notamment par l'écart entre la fraction de débit allouée à l'exutoire et la fraction de largeur occupée par l'exutoire. En effet, l'exutoire occupe 12.5% de la largeur du canal alors que seulement 5.6% du débit amont  $Q$  (6% du débit turbiné  $Q_t$ ) emprunte l'exutoire. Si l'écoulement amont était uniformément réparti, il y aurait déjà 6.9% de  $Q$  qui serait redirigé vers la grille mais l'écoulement face à une grille orientée est principalement dirigé vers la fin de la grille et ce pourcentage est donc encore plus important.

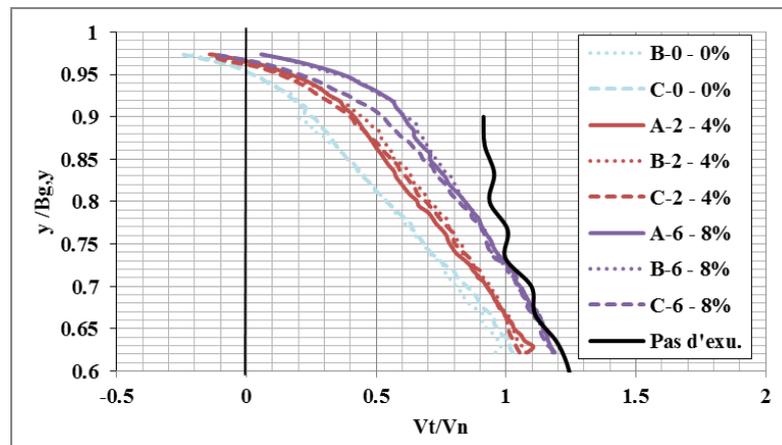


**Figure IV-36 : Plans PIV horizontaux de  $U/V_1$ . De gauche à droite, l'entrée de l'exutoire est dans l'axe du canal, dans le prolongement de la grille et perpendiculaire au canal (configurations A-5, B-5 et C-5 respectivement). Pour les trois plans, la vitesse  $V_b$  vaut  $1.5 \cdot V_1$  et le débit dans l'exutoire est de 6% du débit turbiné.**

L'exutoire n'est donc pas très attractif latéralement, mais il subsiste toutefois une différence entre les différents cas au niveau de la jonction entre la grille et l'exutoire. La paroi solide qui permet de créer l'entrée de l'exutoire génère un point d'arrêt au niveau de l'écoulement. Pour les configurations avec l'exutoire dans l'axe ou dans le prolongement de la grille (configurations A et B), ce ralentissement de l'écoulement ne correspond qu'à l'épaisseur de la paroi, mais cela doit déjà suffire à nuire au passage d'un poisson entre la grille et l'exutoire. Pour la configuration où l'exutoire est perpendiculaire au canal (configuration C), cette zone de ralentissement est beaucoup plus importante et mesure 155 mm. Cela

pourrait donc disqualifier cette solution mais si on observe la provenance des lignes de courants qui rentrent finalement dans l'exutoire, la configuration C semble autant voire plus attractive que les configurations A et B.

Afin de vérifier quel est précisément l'effet de l'exutoire sur la courantologie le long de la grille, nous avons extrait un profil de vitesse des plans PIV à 50 mm de la grille. La Figure IV-37 compare les profils de vitesses le long de la grille pour des configurations avec et sans exutoire. Les profils sont représentés en fonction de la variable  $y/B_{g,y}$ , qui a une valeur de 1 en fin de grille. Pour les configurations avec exutoire, les différentes orientations d'exutoire sont confrontées pour différents débits d'entrée dans l'exutoire (et donc différentes hauteurs d'eau  $H_b$ ).



**Figure IV-37 : Comparaison des profils de vitesses le long de la grille pour différentes orientations d'exutoires et différentes conditions d'alimentation. Le pourcentage de débit est indiqué à côté de chaque cas testé. La configuration mesurée dans le canal réduit (ligne noire) est superposée aux configurations avec exutoire. La coordonnée  $y/B_{g,y}$  vaut 1 à l'extrémité aval de la grille.**

L'orientation de l'exutoire semble peu modifier la courantologie le long de la grille. Il n'y a que pour les forts débits ( $Q_b = 8\%$ ) que le rapport  $V_t/V_n$  est légèrement inférieur en fin de grille pour la configuration avec l'exutoire perpendiculaire au canal (configuration C-6). Malgré cette légère différence, dans toutes les configurations, le rapport  $V_t/V_n$  en fin de grille est inférieur à 1. Le fait d'augmenter le débit diminue l'ampleur de la zone concernée mais même avec 8% du débit turbiné réservé à l'exutoire, plus de 25% de la grille ne satisfont pas les critères d'ichtyocompatibilité.

En résumé, les exutoires de surface en fin de grille orientée, dans les gammes que nous avons testées, ne modifient pas sensiblement les profils de vitesse le long de la grille. L'orientation de l'entrée de l'exutoire ne joue pas non plus de rôle majeur, même si les configurations A et B sont légèrement meilleures. Par contre, augmenter le débit dans l'exutoire permet d'améliorer le rapport  $V_t/V_n$ , mais ne suffit pas pour obtenir un rapport  $V_t/V_n$  supérieur à 1 sur toute la grille. Nous n'avons toutefois vérifié ces observations que 5 cm sous la surface libre. A d'autres positions verticales, et notamment plus près du fond de l'exutoire, là où les vitesses verticales sont les plus fortes, l'attractivité de l'exutoire pourrait

être meilleure. Mais parallèlement, des mesures à une côte plus basse que celle du fond de l'exutoire, montreraient certainement que l'attractivité locale est plus faible. Nos mesures ne reflètent donc pas tous les comportements possibles mais elles permettent d'illustrer un comportement moyen.

#### IV.2.3.5. Améliorations possibles

Nos mesures de vitesses dans un plan horizontal ont montré que l'exutoire n'attire pas l'écoulement qui est en face de la grille et qu'il aurait même tendance à augmenter les vitesses normales en fin de grille. Ceci est dû au fait que le débit dans l'exutoire est limité et qu'une partie du débit en face de l'exutoire est par conséquent redirigé vers la grille. Une solution qui permettrait d'améliorer l'influence de l'exutoire serait d'éliminer cette sur-largeur en ramenant le mur amont au niveau de la fin de la grille. La grille occuperait alors toute la largeur du canal et le débit attribué à l'exutoire proviendrait forcément d'une partie de l'écoulement sur la grille. Cette nouvelle géométrie exclut par conséquent la configuration où l'exutoire est dans l'alignement du canal, mais il est toujours possible d'avoir un exutoire dans le prolongement de la grille ou perpendiculaire au canal. En situation réelle, cette géométrie impliquerait aussi quelques adaptations pour le dégrillage mais des solutions comme un ajustement vis-à-vis de l'exutoire (organe dégrilleur plus fin par exemple) ou un mouvement du bras du dégrilleur dans l'axe du canal (au lieu d'être perpendiculaire à la grille) devrait garantir l'efficacité du dégrillage.

Ne pouvant pas réaliser ces modifications expérimentalement, nous allons les simuler numériquement. Nous savons que les résultats numériques ne reflètent pas parfaitement l'écoulement réel. Ainsi, afin de permettre la comparaison, nous avons simulé les deux configurations d'exutoire. La première configuration correspond directement à l'expérience que nous avons réalisée, avec une grille couvrant une partie du canal et suivie de l'exutoire. La seconde modifie cette première configuration par déplacement du mur amont à  $y = 0.845$ . Ainsi, la grille occupe bien toute la largeur du canal (qui mesure  $B = 0.845$  sur toute la longueur du canal) et l'exutoire reste aménagé dans la berge.

Pour alléger les simulations, nous avons opté pour un écoulement bidimensionnel. La grille correspond à celle utilisée expérimentalement avec des barreaux rectangulaires de section 5x40 mm espacés de 10 mm. L'exutoire est aménagé dans la berge, a une entrée de  $B_b = 0.125$  mm et est dans le prolongement de la grille. Pour être sûr que la condition de sortie dans l'exutoire (direction des vitesses de sortie notamment) n'influence pas l'écoulement amont, nous avons généré un bloc rectangulaire assez long (1.5 m de long). Le débit de sortie dans l'exutoire est imposé avec une vitesse de sortie. Nous avons aussi essayé d'imposer un débit, sans contrainte sur la direction de sortie mais les simulations étaient moins stables. Pour déterminer la vitesse de sortie à imposer, il suffit d'écrire le système suivant correspondant à deux égalités de débits (exemple avec un  $Q_b = 10\% Q_t$ ).

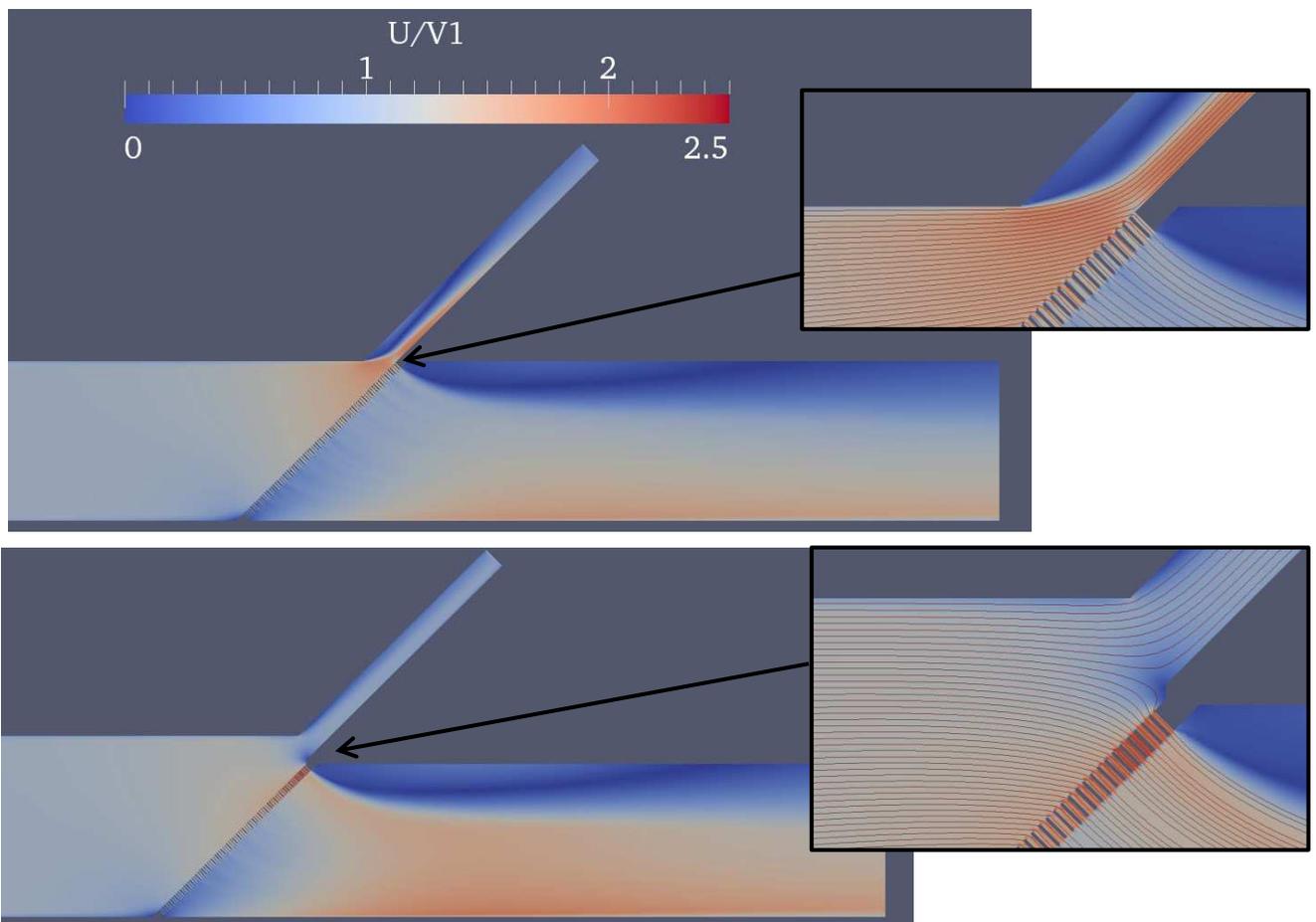
$$\begin{cases} V_b * S_b = 10\% * V_2 * S_2 \\ V_1 * S_1 = V_2 * S_2 + V_b * S_b \end{cases}$$

$$V_1 * S_1 = \left( \frac{1}{0.1} + 1 \right) * V_b * S_b$$

Equation IV-5

$$V_b = V_1 * \frac{S_1}{S_b} * \frac{0.1}{0.1 + 1}$$

Connaissant la fraction de débit devant passer dans l'exutoire, et connaissant les sections d'entrée du canal et de sortie de l'exutoire, nous pouvons déduire la vitesse à imposer en sortie de canal. Comme l'écoulement dans la simulation est incompressible, nous laissons la sortie du canal avec une condition de Neumann (gradient nul) et le débit sortant est donc nécessairement la différence des débits d'entrée et de sortie dans l'exutoire.



**Figure IV-38** Comparaison des distributions de vitesse issues des simulations numériques 2D (environ 125.000 mailles) pour une configuration classique (en bas, canal amont plus large que le canal à l'aval de la grille) et une configuration modifiée (en haut, canal de même largeur tout le long). Les agrandissements en fin de grille sont encadrés en noir.

La Figure IV-38 représente la géométrie des deux configurations testées. Elle présente la géométrie dans sa totalité ainsi qu'une vue agrandie de la fin de la grille où les lignes de courants sont dessinées. Les champs de couleurs représentent la vitesse normalisée  $U/V_1$ . Dans la configuration où la largeur du canal est occupée par la grille et l'entrée de l'exutoire (configuration testée expérimentalement),

l'exutoire n'a pas beaucoup d'effet sur les vitesses en fin de grille. Les lignes de courants sont recourbées vers la grille et augmentent les vitesses normales dans cette zone. Dans la configuration où la largeur du canal n'est occupée que par la grille, les lignes de courants le long de la grille sont nettement plus dirigées vers l'exutoire. L'angle abrupt à l'entrée de l'exutoire génère par contre une recirculation à l'intérieur de l'exutoire mais cela permet en contrepartie de créer une accélération en fin de grille. La nouvelle configuration semble donc être beaucoup plus avantageuse.

Afin d'obtenir une estimation de cette amélioration, nous allons comparer les profils de  $V_t/V_n$  le long de la grille. La Figure IV-39 compare les profils extraits le long de la grille pour les deux configurations décrites ci-dessus avec la configuration où il n'y a pas d'exutoire que nous avons déjà testée numériquement auparavant dans le chapitre II.3.

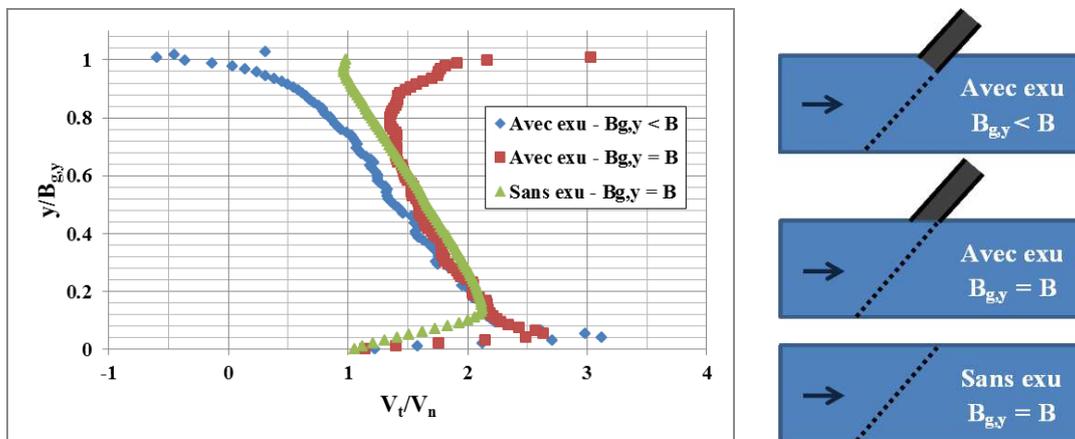


Figure IV-39 : Comparaison des profils de  $V_t/V_n$  le long de la grille orientée à 45° extraits des simulations numériques 2D pour différentes configurations (illustrées sur les schémas de droite) de grilles et d'exutoire.

Le long des deux premiers tiers du plan de grille, les vitesses ne sont pas modifiées par l'uniformisation de la largeur du canal entre l'amont et l'aval de la grille. En revanche, sur la dernière partie, cet ajustement permet de conserver des rapports  $V_t/V_n$  supérieurs à 1. L'amélioration proposée permet donc de mieux satisfaire les critères d'ichtyocompatibilité et améliore l'acceptabilité des plans de grille orientés.

### IV.3. Grille orientée avec les barreaux dans le sens de l'écoulement

Les deux premiers types de grilles étudiés ont montré des évolutions de vitesses différentes. Cette partie s'intéresse au troisième type de grilles, à savoir les grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement. Pour ces grilles, nous n'avons pas étudié l'effet du colmatage, nos mesures de vitesses concernent donc uniquement un plan de grille « propre ». De plus, notre montage ne nous a pas permis

d'étudier la jonction de ces grilles avec un exutoire expérimentalement. L'effet d'un exutoire, similaire à ceux utilisés avec les grilles orientées « normales », sera donc étudié numériquement.

## IV.3.1. Plan de grille seul

### IV.3.1.1. Configurations testées

Pour étudier la courantologie autour de ces grilles orientées avec un alignement de barreau spécifique, deux systèmes ont été utilisés. Dans les deux cas, le but est de mesurer des vitesses dans un plan horizontal. Tout d'abord, des plans PIV ont donc été réalisés autour de différentes grilles. La nappe laser est émise depuis le côté du canal à mi-hauteur de l'écoulement et une caméra (2048x2048 pixels), sous le canal, visualise les particules éclairées avec un champ de vision qui comprend toute la largeur du canal. Afin d'obtenir des informations sur une large étendue selon  $x$ , la grille a été déplacée et fixée à différentes positions du canal. Les images PIV sont donc toujours enregistrées à la même position dans le repère du canal, mais dans le repère de la grille, ces positions changent. Nous avons défini trois positions (quatre pour le cas de base), dont deux à l'aval de la grille, afin de caractériser les vitesses autour de la grille. Ces mesures PIV ont été réalisées sur quatre configurations de grille orientée à  $45^\circ$  : une grille avec des barreaux **PR** espacés de 5, 10 et 15 mm et une grille avec des barreaux **PH** espacés de 10 mm. Ce choix de configuration permet de visualiser l'effet de la forme du barreau ainsi que celui de l'espacement à la fois sur l'écoulement amont et aval.

D'autres mesures PIV ont été réalisées pour des angles d'orientation de  $30^\circ$  et  $60^\circ$ , avec seulement une image à l'amont et une image à l'aval pour la position de base de la grille. Les résultats de ces mesures sont cohérents avec ceux obtenus à  $\alpha = 45^\circ$ . Toutefois, ces résultats étant incomplets, avec des informations partielles soit à l'amont de la grille (à  $\alpha = 60^\circ$ ) soit à l'aval (à  $\alpha = 30^\circ$ ), ces plans ne seront pas présentés ici.

Ces images PIV ont été complétées par des profils ADV. Comme pour les grilles orientées normales, les profils sont réalisés le long de la grille et à l'aval de celle-ci. Les profils le long de la grille sont mesurés à 50 mm de la grille et ceux à l'aval sont positionnés 370 mm à l'aval de l'extrémité de la grille). Les profils ADV ont été réalisés pour toutes les configurations, c'est-à-dire, les 18 configurations associant les trois angles d'orientation ( $\alpha = 30, 45$  et  $60^\circ$ ), les trois entrefers ( $e = 5, 10$  et  $15$  mm) et pour les deux formes de barreaux (**PR** et **PH**).

### IV.3.1.2. Mesures – Champs de vitesse 2D

La Figure IV-40 compare les écoulements autour des quatre grilles orientée avec les barreaux dans le sens de l'écoulement testées avec le système PIV.

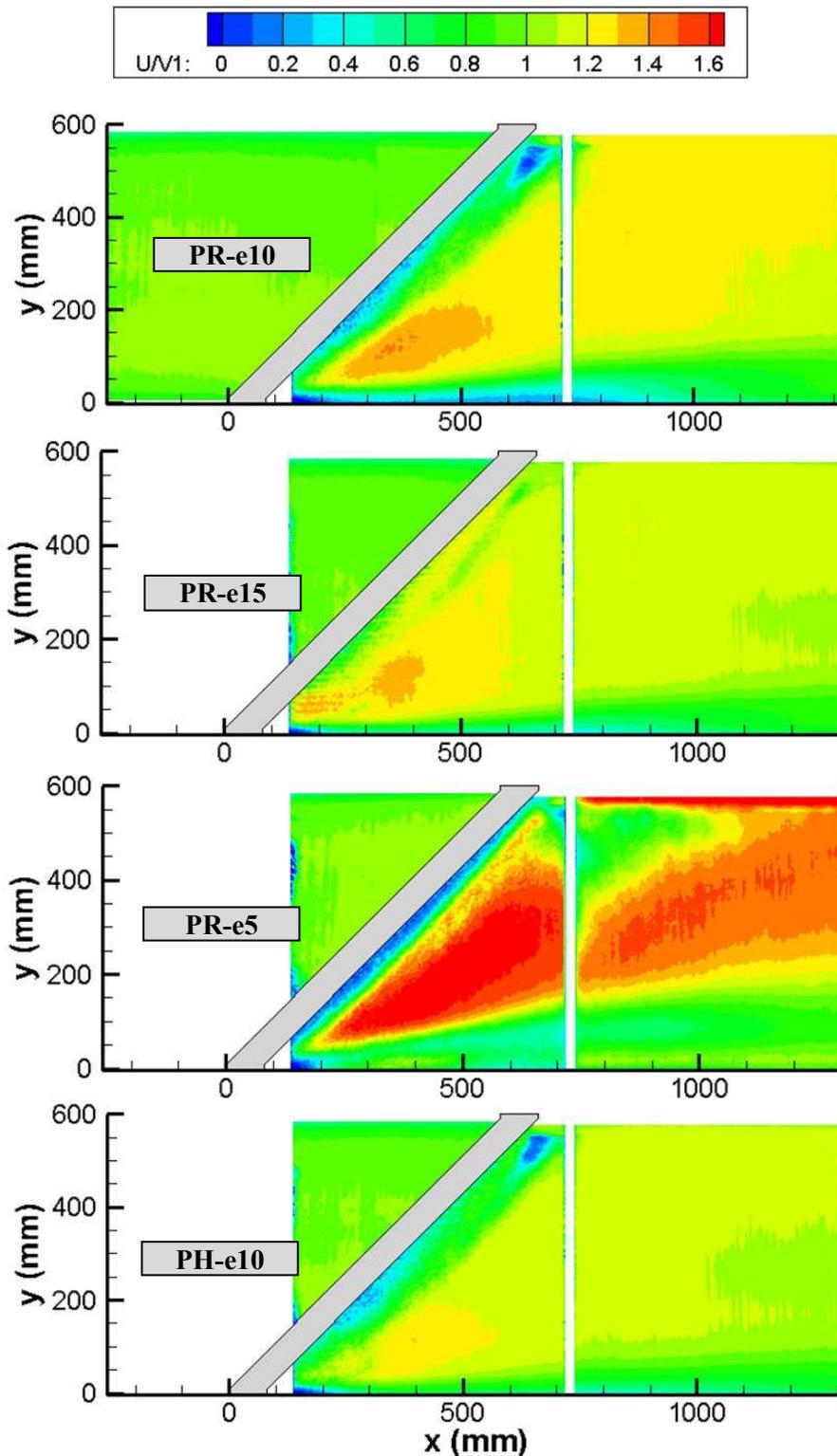


Figure IV-40 Champs PIV de  $U/V_1$  autour de grille orientée à  $45^\circ$  avec les barreaux dans le sens de l'écoulement. La forme du barreau et l'entrefer sont décrits dans l'encadré sur chaque image. Le cas PR-e10 est constitué de 4 images PIV alors que les autres cas n'en comportent que 3.

Quelques précautions doivent être prises pour analyser ces images. A l'aval de la grille, des bulles d'air ont été générées par la chute d'eau liée aux pertes de charge. Ces bulles d'air réfléchissent ou diffusent la lumière de la nappe laser et saturent la caméra. Les corrélations dans ces zones deviennent

alors très mauvaises et le logiciel considère ces zones comme des zones de faibles vitesses. Il faut donc faire abstraction de ces zones, qui sont plutôt situées sur le coin aval de la grille. De plus, les hauteurs d'eau à l'aval sont différentes selon les cas (à cause des pertes de charge propres à chaque grille) et les vitesses débitantes aval peuvent donc changer. C'est ce qui explique les différences de vitesses à l'aval de la grille entre les différents cas.

Hormis ces problèmes de post-traitement, les résultats sont intéressants. Pour toutes les configurations, il n'y a pas beaucoup de variations de vitesse à l'amont de la grille. Par contre à l'aval, la répartition des vitesses est beaucoup moins uniforme. Pour toutes les grilles, il y a une survitesse dans le coin amont de la grille. Cette survitesse se diffuse ensuite à l'aval de la grille mais une zone de faible vitesse se crée sur la berge gauche. L'ampleur latérale de cette zone de faible vitesse semble augmenter lorsque les barreaux sont resserrés.

### IV.3.1.3. Mesures - Profils le long de la grille

Les mesures ADV que nous avons réalisées permettent d'analyser l'influence des différents paramètres de ces grilles sur les vitesses le long de la grille. Afin d'étudier l'ichthyocompatibilité des grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement, nous allons uniquement nous intéresser aux composantes  $V_t$  et  $V_n$  le long de la grille.

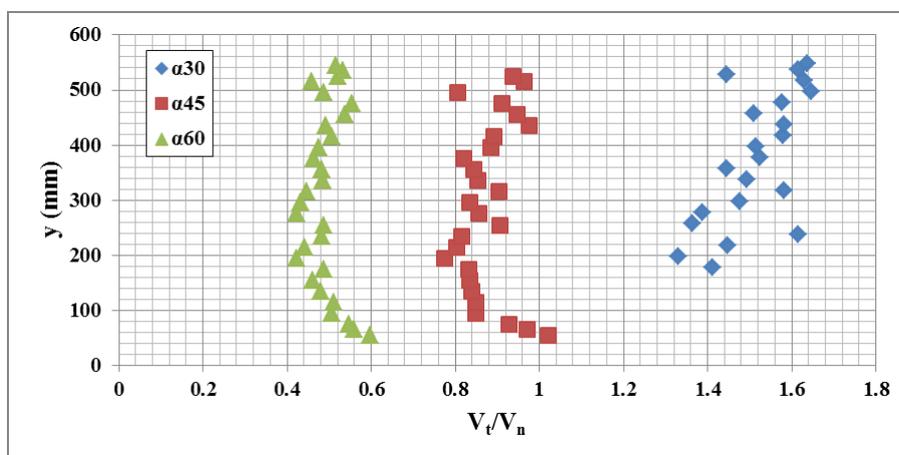


Figure IV-41 : Comparaison des profils de  $V_t/V_n$  pour des grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement avec différents angles  $\alpha$ .

La Figure IV-41 compare l'évolution du rapport  $V_t/V_n$  pour les grilles orientées à 30, 45 et 60°. Pour que le rapport  $V_t/V_n$  soit supérieur à 1, il faut que l'angle de la grille soit strictement inférieur à 45°. En effet, à 45°, le rapport  $V_t/V_n$  est compris entre 0.8 et 1 sur tout le long de la grille alors qu'à 30° il est largement supérieur à 1. L'angle maximum admissible pour un plan de grille ichthyocompatible est donc compris entre ces deux valeurs. Avant de le déterminer, analysons l'effet de la forme du barreau et de l'entrefer sur les profils de vitesse.

La Figure IV-42 compare les profils de vitesse normale  $V_n$  obtenus pour différentes formes de barreaux et différents entrefers le long d'une grille orientée à  $45^\circ$ . En dehors de la courbe **PR-e10** dont certains points s'écartent significativement de la tendance générale (sûrement lié à un problème lors de l'acquisition), tous les profils de vitesses sont semblables. Les vitesses normales sont toujours de l'ordre de  $0.9 \cdot V_1$  à  $y = 80$  mm environ et diminuent jusqu'à  $0.75 \cdot V_1$  à  $y = 550$  mm. Les vitesses normales le long de la grille ne sont donc ni influencées par la forme du barreau ni par l'espacement libre entre barreaux. Les vitesses tangentielles ne sont pas n'ont plus modifiées et cette indépendance est aussi vérifiée à  $\alpha = 30^\circ$  et  $\alpha = 60^\circ$ .

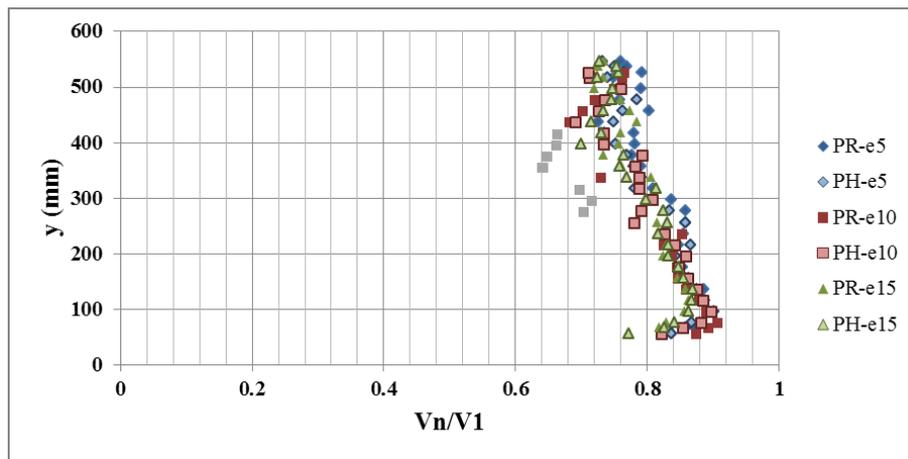


Figure IV-42 : Comparaison des profils de vitesse normale  $V_n/V_1$  à  $\alpha = 45^\circ$  pour différentes formes de barreaux et différents entrefers. Les points en gris correspondent à des points de la série PR-e10 qui semblent erronés (problème lors de l'acquisition certainement).

En résumé, quels que soient la forme du barreau et l'entrefers de la grille, le profil de  $V_t/V_n$  ne change pas et il ne satisfait pas la condition  $V_t/V_n > 1$  pour un angle  $\alpha = 45^\circ$ . Comme les profils de  $V_t/V_n$  le long de la grille évoluent assez peu, nous allons nous intéresser aux valeurs moyennes de ces profils pour déterminer quel angle alpha est nécessaire pour satisfaire la condition  $V_t/V_n > 1$ . Le Tableau IV-3 compare les valeurs moyennes des profils avec les valeurs théoriques du rapport  $V_t/V_n$  calculées par décomposition géométrique.

		$\alpha$ (°)		
		30	45	60
$V_t/V_n$	mesuré (moyenne)	1.51	0.88	0.49
	théorique	1.73	1.00	0.58
Ratio		1.15	1.14	1.18

Tableau IV-3 : Récapitulatif des valeurs moyennes mesurées et des valeurs théoriques du rapport  $V_t/V_n$  pour chacun des angles de grille orientée avec les barreaux dans le sens de l'écoulement. Le ratio vitesse théorique sur vitesse moyenne mesurée est aussi ajouté pour chacun des angles.

Les valeurs moyennes du rapport  $V_t/V_n$  mesurées sont constamment inférieures aux valeurs théoriques mais le ratio entre le rapport  $V_t/V_n$  obtenu par décomposition géométrique et celui mesuré est sensiblement constant avec une valeur théorique égale à environ 1.15 fois la valeur mesurée.

Par conséquent, si on interpole ce résultat, sachant qu'on souhaite obtenir un rapport mesuré  $V_t/V_n$  supérieur ou égal à 1, il faut que le rapport théorique soit égal à 1.15. On peut donc écrire l'égalité suivante :

$$\frac{V_t}{V_n} = \frac{\frac{V_t}{V_1}}{\frac{V_n}{V_1}} = \frac{\cos(\alpha)}{\sin(\alpha)} = \frac{1}{\tan(\alpha)} = 1.15 \quad \text{Equation IV-6}$$

On trouve ainsi un angle  $\alpha$  maximum de  $41^\circ$ .

Connaissant maintenant l'angle maximum permettant de satisfaire le critère  $V_t/V_n > 1$ , il est possible de déterminer la plage de vitesse sur laquelle le critère  $V_n < 0.5 \text{ m.s}^{-1}$  est satisfait. Comparons de nouveau les valeurs mesurées et les valeurs théoriques mais en s'intéressant cette fois-ci à l'évolution des vitesses normales  $V_n$ .

Cette fois-ci, les profils de  $V_n$  sont moins uniformes, et considérer la moyenne des profils ne serait pas optimal. Nous allons donc considérer les vitesses maximales mesurées sur chaque profil. Le Tableau IV-4 compare pour chaque angle de grille, les vitesses minimum et maximum mesurées avec les valeurs de  $V_n/V_1$  théoriques, obtenues par décomposition géométrique. Il présente ensuite les rapports des valeurs théoriques avec les maximums de vitesse mesurés. Les résultats montrent que les minimums de  $V_n/V_1$  mesurés correspondent bien aux valeurs théoriques. En revanche, les maximums mesurés sont bien supérieurs aux valeurs théoriques. Ces dernières sont environ 0.8 fois égales aux maximums de vitesses mesurés.

		$\alpha$ (°)	30	45	60
$V_n/V_1$	mesuré (minimum)		0.5	0.69	0.9
	mesuré (maximum)		0.63	0.9	1.06
	théorique		0.50	0.71	0.87
Ratio (théorique/maximum)			0.79	0.79	0.82

**Tableau IV-4 : Récapitulatif des valeurs minimum et maximum mesurées et des valeurs théoriques de  $V_n/V_1$  pour chacun des angles de grille orientée avec les barreaux dans le sens de l'écoulement. Le ratio vitesse théorique sur vitesse maximum mesurée est aussi ajouté pour chacun des angles.**

Ainsi, à la valeur de  $\alpha = 41^\circ$  que nous avons déterminée précédemment, nous pouvons prédire le maximum de  $V_n$  qui sera rencontré sur la grille.

$$\frac{V_n}{V_1} = \frac{1}{0.8} * \sin(41^\circ) = 0.82 \quad \text{Equation IV-7}$$

Par conséquent, pour une grille orientée à  $41^\circ$  avec les barreaux dans le sens de l'écoulement, le seuil de vitesse amont  $V_1$  à partir duquel il y a un risque de placage est

$$V_1 = \frac{0.5 \text{ m/s}}{0.82} = 0.61 \text{ m/s} \quad \text{Equation IV-8}$$

Cet angle de grille de  $41^\circ$  permet donc de satisfaire le critère  $V_t/V_n > 1$  mais les risques de placage ( $V_n < 0.5 \text{ m.s}^{-1}$ ) ne sont évités que jusqu'à  $V_1 = 0.61 \text{ m.s}^{-1}$ , ce qui est assez restrictif étant donné les vitesses rencontrées habituellement en France (de  $0.6$  à  $0.9 \text{ m.s}^{-1}$  généralement). Pour des vitesses débitantes amont plus fortes, la solution consistera donc certainement à orienter davantage la grille.

#### IV.3.1.4. Mesures - Profil de vitesse à l'aval de la grille

Les profils de vitesses transversaux ADV ont été réalisés 370 mm derrière chaque extrémité aval de grille et permettent d'évaluer l'influence des différents paramètres sur la courantologie aval. La Figure IV-43 compare l'évolution de ces profils pour les trois angles que nous avons testés. La vitesse représentée est la composante axiale  $U$  normalisée par la vitesse débitante aval  $V_2$ . Bien que pour ces trois configurations, les pertes de charge et donc la vitesse débitante aval  $V_2$  sont très proches, ce choix de normalisation sera utile pour les graphiques suivants.

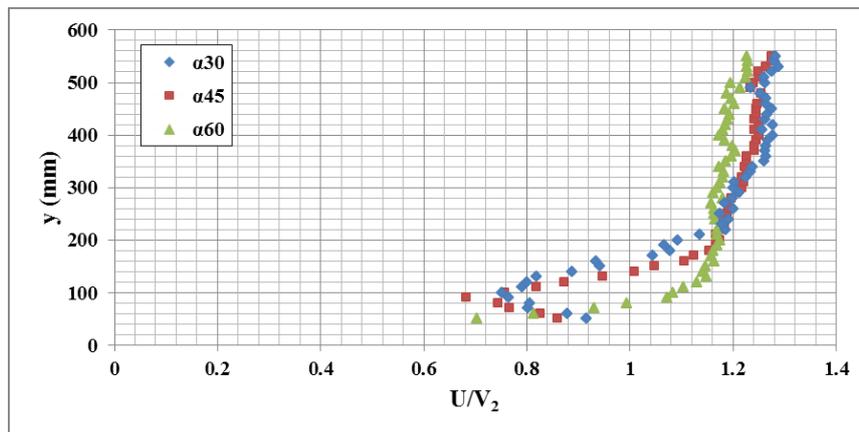


Figure IV-43 : Comparaison des profils ADV (réalisés 370 m à l'aval du plan de grille) pour différents angles de grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement. Les vitesses axiales  $U$  sont normalisées par les vitesses débitantes aval  $V_2$ .

L'évolution des vitesses à l'aval de la grille est similaire pour les trois angles de grille. Il y a une zone de faible vitesse sur la berge droite ( $y \approx 0$ ) et ensuite les vitesses se stabilisent sur l'autre moitié du canal. Pour les trois angles, les valeurs des vitesses dans la moitié gauche du canal ( $y > 300 \text{ mm}$ ) sont relativement identiques avec des valeurs autour de  $1.2 * V_2$ . L'ampleur de la zone de ralentissement varie par contre avec l'angle mais les différences ne sont pas très élevées. Elle couvre environ 160 mm (27% de la largeur du canal) pour  $\alpha = 60^\circ$  alors qu'elle couvre environ 200 (33%) et 230 mm (38%) pour  $\alpha = 45^\circ$  et  $30^\circ$  respectivement.

La Figure IV-44 compare maintenant l'effet de l'entrefer et de la forme du barreau pour une grille orientée à 45°. En dehors du profil **PR-e5** qui semble erroné, les autres profils sont très similaires. Les zones de faibles vitesses occupent la même portion de largeur pour toutes les configurations. Dans la moitié gauche du canal ( $y > 300\text{mm}$ ), les vitesses sont légèrement plus faibles lorsque les barreaux sont espacés mais elles sont toujours de l'ordre de  $1.2 \cdot V_1$ .

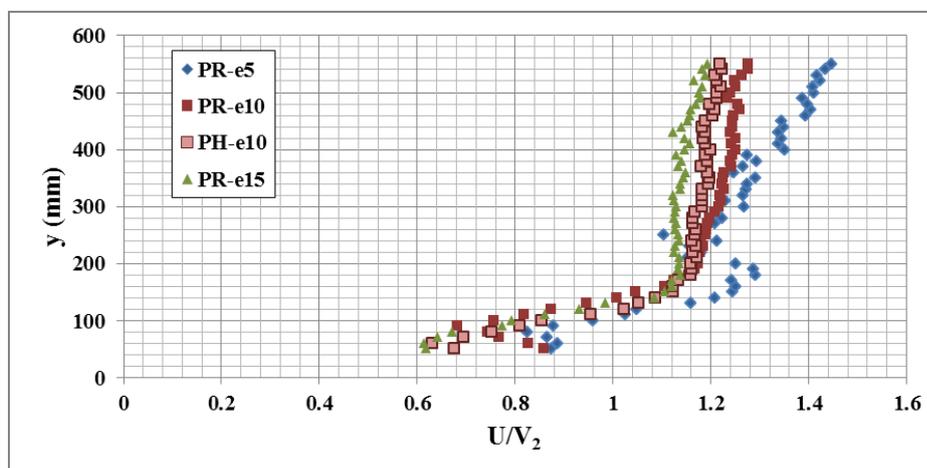


Figure IV-44 : Comparaison des profils ADV (réalisés 370 m à l'aval du plan de grille) pour des grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement avec différents entrefers et formes de barreaux. Les vitesses axiales  $U$  sont normalisées par les vitesses débitantes aval  $V_2$ .

A partir de ces profils de vitesses, nous pouvons de nouveau estimer quelle fraction de débit passe dans chacune des deux moitiés du canal. En interpolant les profils mesurés, on obtient des valeurs de l'ordre de 46% dans la moitié où a lieu de ralentissement ( $y < 300\text{mm}$ ) et 54% dans l'autre moitié.

#### IV.3.1.5. Extrapolation à d'autres largeurs de canal

Nous avons répété la procédure utilisée pour les grilles orientées « normales », en réduisant le nombre de cas, pour déterminer si les profils le long et à l'aval des grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement sont bien indépendants de la largeur du canal. Des simulations 2D ont été réalisées pour deux largeurs  $B$  différentes avec  $B = 0.6\text{ m}$  et  $B = 3\text{ m}$ .

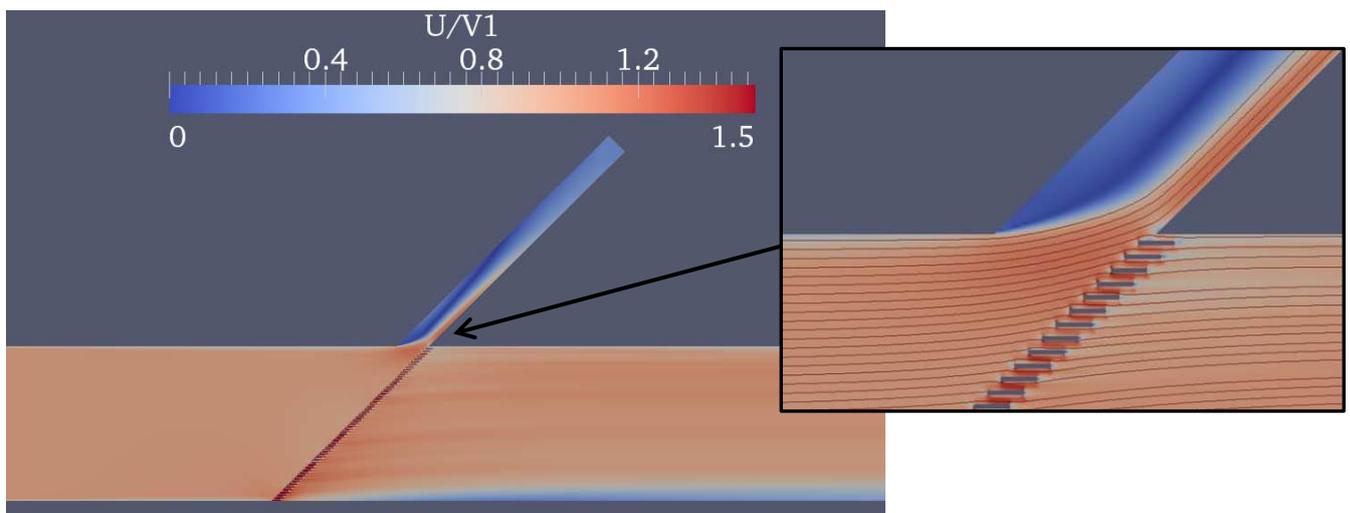
Comme attendu, les profils à l'amont de la grille ne sont pas du tout influencés par ce paramètre. A l'aval l'amplitude de la zone de faible vitesse varie entre 20 % (pour  $B = 3\text{ m}$ ) et 25% (pour  $B = 0.6\text{ m}$ ) de la largeur du canal. L'amplitude de cette zone semble donc tout de même relativement proportionnelle à la largeur du canal et cela confirme qu'elle n'est pas affectée par l'épaisseur de la plaque latérale située à l'extrémité amont de la grille.

### IV.3.2. Jonction avec un exutoire

Les grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement que nous avons, qui n'étaient adaptées qu'au canal réduit, ne nous ont pas permis d'étudier expérimentalement la jonction de ces grilles avec un exutoire. Afin d'étudier toutefois l'influence d'un exutoire sur de telles grilles, nous avons réalisé des simulations numériques. Celles-ci sont similaires à celles réalisées pour les grilles orientées normales. L'écoulement est toujours bidimensionnel et les conditions aux limites sont identiques.

Nous avons comparé les résultats de deux simulations différentes avec une configuration sans exutoire et une configuration avec un exutoire orienté à  $45^\circ$  ( $Q_b = 5\% \cdot Q_t$ ).

La Figure IV-45 représente une vue complète du canal simulé avec un agrandissement près de la jonction avec l'exutoire. Comme nous l'avons vu expérimentalement, l'écoulement le long de la grille est assez uniforme, il n'y a pas beaucoup de variations. A l'aval, la zone de faibles vitesses sur la berge droite est bien simulée. Comme pour les grilles orientées « normales », on retrouve avec ce type d'exutoire, une recirculation à l'entrée. Celle-ci concentre l'écoulement près de la grille et augmente donc les vitesses en fin de grille.



**Figure IV-45 : Résultat des simulations 2D avec un exutoire en fin de grille orientée avec les barreaux dans le sens de l'écoulement. A gauche, une vue complète des résultats. A droite, une vue agrandie du coin aval de la grille avec les lignes de courants.**

Analysons maintenant plus précisément l'effet de l'exutoire sur la courantologie le long de la grille. La Figure IV-46 compare les profils de  $V_n/V_1$  et  $V_t/V_n$  obtenus le long de la grille à partir des simulations avec et sans exutoire. Même avec seulement 5% du débit, la courantologie le long de la grille est nettement plus acceptable. Les vitesses normales ne sont pas beaucoup affectées. Elles sont légèrement plus faibles lorsqu'il y a un débit dans l'exutoire mais les maximums restent similaires. Par contre les vitesses tangentielles  $V_t$ , et donc les rapports  $V_t/V_n$ , augmentent fortement en fin de grille. Le critère  $V_t/V_n > 1$  est ainsi respecté sur plus de la moitié de la grille.

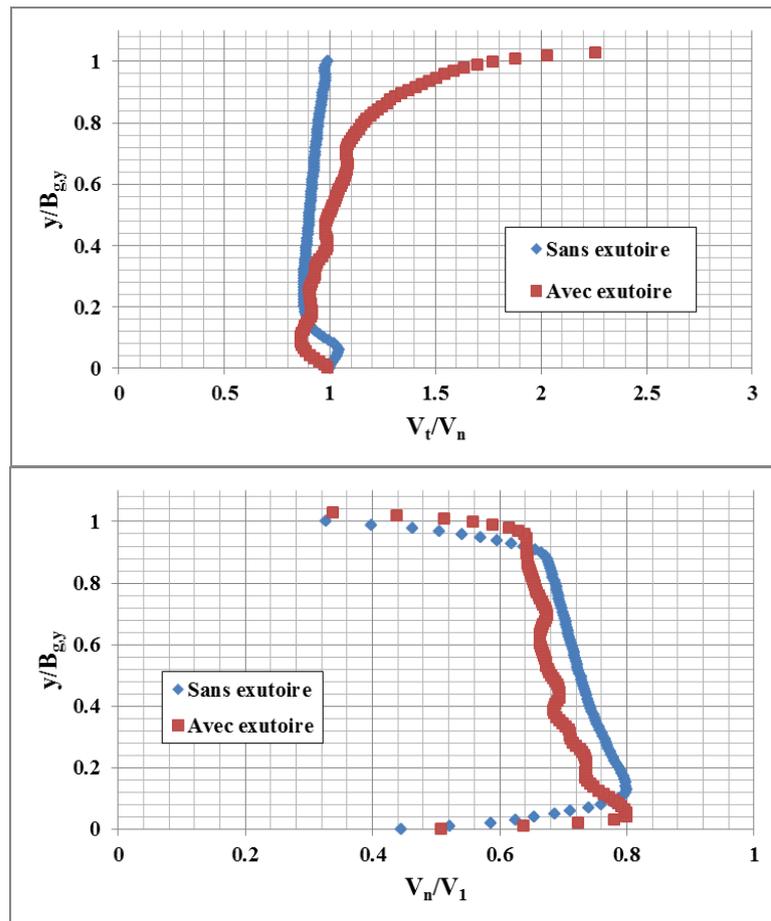


Figure IV-46 : Comparaison des résultats numériques le long de la grille pour des cas avec et sans exutoires. En haut, le rapport  $V_t/V_n$  et en bas, le rapport  $V_n/V_1$ . Les ordonnées  $y$  sont normalisées par la largeur du plan de grille selon  $y$  pour avoir une variable comprise entre 0 et 1 pour les deux configurations.

## IV.4. BILAN

Des mesures de vitesse ont été réalisées à l'amont et à l'aval de trois types de grilles dont deux types de grilles orientées. Elles ont été complétées par des simulations numériques, notamment pour l'étude de certains aspects liés aux exutoires.

### A l'amont de la grille...

Les mesures de vitesses tangentielle et normale à l'amont de la grille ont permis de vérifier les critères angulaires définis de manière théorique par l'ADEME. Les grilles inclinées satisfont bien les critères d'ichtyocompatibilité pour  $\beta \leq 26^\circ$ , et ce, sans restriction concernant la vitesse débitante amont  $V_1$ . Les grilles orientées normales satisfont globalement assez bien le critère  $V_t/V_n > 1$  pour  $\alpha = 45^\circ$ . Toutefois, en fin de grille, les vitesses normales sont plus élevées et le rapport  $V_t/V_n$  devient légèrement inférieur à 1. Ces plus fortes vitesses peuvent générer des risques de placage et les vitesses débitantes amont admissibles deviennent alors assez fortement restreintes.

Les grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement ont un problème similaire avec, en fin de grille à  $\alpha = 45^\circ$ , un rapport  $V_t/V_n$  légèrement inférieur à l'unité et des vitesses  $V_n$  élevées. Cependant, contrairement aux grilles orientées normales, il est possible d'accentuer l'orientation (diminuer  $\alpha$ ) pour obtenir un meilleur guidage sur la grille car cela ne pénalise pas les pertes de charge.

#### **A l'aval de la grille...**

La topologie de l'écoulement à l'aval des grilles dépend fortement du type de grille considéré. Derrière les grilles inclinées, les vitesses sont assez homogènes avec des différences principalement dues aux éléments transversaux (entretoises par exemple) mais leur sillage se diffuse rapidement. Les grilles orientées, avec des barreaux normaux au plan de grille ou alignés avec la direction du canal, génèrent une dissymétrie avec une zone de faible vitesse le long d'une berge, voire une zone de recirculation dans le cas des barreaux perpendiculaires à la grille. Cette dissymétrie n'est toutefois pas de la même ampleur pour les deux types de grilles. Elle reste acceptable lorsque les barreaux sont alignés avec le canal car les écarts de débit entre chaque moitié latérale d'écoulement ne dépassent pas 10%. A l'inverse, plus de 80% de l'écoulement est concentré sur une moitié de canal à l'aval des grilles orientées normales. D'après nos simulations, sans dispositif supplémentaire (déflecteurs par exemple), cette dissymétrie perdure sur une longue distance à l'aval de la grille et peut donc être pénalisante pour l'exploitant.

#### **Avec un exutoire de contournement...**

L'ajout d'un exutoire ne modifie pas sensiblement la courantologie le long de la grille. Dans le cas de grilles inclinées, ou des grilles orientées lorsqu'il y a une sur-largeur pour l'exutoire, le débit qui est redirigé vers la grille augmente nettement les vitesses normales en fin de grille. Alimenter suffisamment l'exutoire (environ 4% du débit turbiné pour les grilles inclinées, un peu plus pour les grilles orientées) permet de retrouver les profils de vitesses mesurés le long des grilles dans le canal réduit mais les risques de placage en fin de grille, orientée principalement, demeurent. Il est nécessaire que la grille couvre l'intégralité de la largeur du bief amont pour que ces risques soient diminués. Dans de telles configurations, l'exutoire fait alors uniquement partie de la berge et il devient réellement attractif car il est nécessairement alimenté depuis l'amont de la grille. Les vitesses tangentielles en fin de grille sont alors nettement renforcées, et cela permet, pour les différents cas des grilles orientées, d'améliorer les rapports  $V_t/V_n$  en fin de grille.

Pour les grilles orientées « normales » ou avec les barreaux dans le sens de l'écoulement, l'angle que fait l'exutoire avec la grille ou le canal semble importer assez peu tant que celui-ci est accolé à l'extrémité aval de la grille. L'exutoire de surface en fin de grille orientée peut par contre ne pas être adapté à certains cours d'eau. En effet, l'exutoire ne crée pas vraiment de courant ascendant et si les espèces piscicoles concernées ne prospectent pas sur toute la hauteur du canal, elles risquent de ne pas trouver le moyen de contourner la prise d'eau. Les mesures et les simulations tendent à confirmer les recommandations en termes de débit alloué à l'exutoire. Pour les configurations sans sur-largeur pour

l'exutoire, les tests réalisés avec 5% et 10% du débit turbiné dans l'exutoire permettent de créer un bon guidage en fin de grille. Les vitesses d'entrée dans l'exutoire ne semblent par contre pas être déterminantes. Il peut donc être judicieux d'augmenter la profondeur de l'ouverture tout en diminuant les vitesses d'entrée. Ceci est d'autant plus vrai qu'il y a un décollement à l'entrée du tronçon de l'exutoire, et que celui-ci génère des vitesses plus importantes du côté de la grille, facilitant ainsi la continuité des vitesses en fin de grille.

Pour les grilles inclinées, il est nécessaire d'avoir plusieurs entrées d'exutoires afin d'éviter des zones de recirculation. L'attractivité du dispositif au-delà de 2 entrées d'exutoires varie ensuite assez peu. Ni le débit ni la vitesse d'entrée dans l'exutoire ne semble réellement influencer l'attractivité du dispositif. La largeur cumulée des différentes entrées semble être le paramètre déterminant l'attractivité globale de l'installation. De nouvelles données, obtenues sur des plans de grille à taille réelle, pourraient permettre d'approfondir cette partie de l'étude en précisant davantage le débit et le nombre d'entrées d'exutoire nécessaires selon la configuration de la prise d'eau. L'outil numérique semble alors tout à fait adapté. Il permettrait de plus, de changer facilement certains paramètres, et de différencier par exemple, la section des différentes entrées d'exutoires. Toutefois, pour ces configurations, les simulations doivent forcément être effectuées en 3D et doivent inclure la surface libre. Le nombre de cellules est bien supérieur aux simulations bidimensionnelles que nous avons réalisées (maillage fin des nombreux barreaux plus maillage fin près de la surface libre) ce qui rend cette solution difficilement envisageable pour une étude paramétrique à ce jour. Un moyen de réduire le problème serait de simplifier la modélisation du plan de grille, comme cela a déjà été réalisé avec d'autres logiciels par Ho et al. (2011) ou encore Khan et al. (2004). Mais l'approche avec un milieu poreux ou un saut de pression n'est pour l'instant pas compatible avec les simulations 3D à surface libre sous OpenFOAM et requerrait donc des développements spécifiques de cet outil.



# Chapitre V Applications des résultats sur un cas réel

Ce chapitre a pour but d'appliquer les résultats que nous avons obtenus jusqu'à présent sur un cas réel de prise d'eau existante. Nos études, aussi bien expérimentales que numériques, n'ont pas couvert toutes les configurations possibles de grille et d'exutoire, et certaines hypothèses ou choix arbitraires devront être formulés afin de mener à bien cette partie. Ce chapitre n'a donc pas pour vocation de donner une réponse unique à la problématique de dévalaison sur un site donné, mais plutôt de décrire une procédure possible permettant de choisir au mieux le plan de grille ichtyocompatible à installer. De nombreux aspects des grilles seront donc abordés et les différentes solutions seront comparées en termes de :

- Longueur de barreau cumulée nécessaire
- Pertes de charge induites pour plusieurs configurations de grille propre et colmatée
- Débit alloué à l'exutoire nécessaire
- Contraintes et coûts relatifs au dégrillage

## V.1. Caractéristiques de la prise d'eau

Pour cette étude, nous avons choisi la prise d'eau de Saverdun qui est basée sur la rive droite de l'Ariège et qui a été récemment rénovée afin de satisfaire les exigences des directives européennes concernant la dévalaison. Dorénavant un dispositif de grille inclinée (angle  $\beta = 26^\circ$ , barreaux profilés de 10 mm d'épaisseur espacés de 20 mm) associée à deux entrées d'exutoire (0.9 m de large et 0.5 m de haut) permet aux poissons de migrer vers l'aval au niveau de la centrale. Bien qu'une solution ait déjà été adoptée pour cette centrale, nous nous servons de cet exemple pour appliquer les différents résultats que nous avons obtenus sur un cas réel de prise d'eau existante.



Figure V-1 : A gauche, une image satellite au niveau de la centrale rive droite de Saverdun (Google Maps). Le débit total réservé pour la centrale  $Q$  et la largeur du canal au niveau de la centrale  $B$  sont reportés sur l'image. A droite, une photo du nouveau plan de grille lors de la rénovation de la centrale (source : Green Power Desing) avec les deux entrées d'exutoire en fin de grille. L'organe de dégrillage visible sur la photo a été remplacé mais ses dimensions correspondent au dégrilleur actuellement utilisé.

Au niveau de la centrale, le canal mesure  $B = 7.8$  m de large et la hauteur d'eau dans les conditions normales est de  $H_1 = 3.7$  m.

D'après l'autorisation de la prise d'eau de Saverdun, le débit total disponible pour la centrale est de  $Q = 20.7 \text{ m}^3\text{s}^{-1}$  dont  $Q_b = 0.7 \text{ m}^3\text{s}^{-1}$  sont réservés au débit de contournement dans l'exutoire. Ce débit  $Q_b$  est réparti entre deux entrées d'exutoires positionnées sur chacune des berges. Ces entrées mesurent 0.5 m de haut et 0.9 m de large. Ces chiffres sont assez proches de ceux préconisés par l'ADEME (0.5 m de haut et 1 m de large). La vitesse débitante dans l'exutoire est de  $V_b = 0.78$  m/s, et est à comparer avec la vitesse débitante amont  $V_1$ , calculée à partir de la valeur totale du débit  $Q$  qui vaut

$$V_1 = \frac{Q}{BH_1} = \frac{20.7}{7.8 * 3.7} \approx 0.72 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$$

Pour l'exercice réalisé dans ce chapitre, le débit alloué à l'exutoire  $Q_b$  sera considéré comme une inconnue et représentera un autre critère de comparaison. Il sera déterminé en fonction des vitesses dans l'exutoire ainsi que de la taille des entrées.

## V.2. Analyse de plusieurs solutions possibles

Tout au long de ce manuscrit, nous nous sommes intéressés à trois types de grilles : les grilles inclinées et les grilles orientées avec les barreaux perpendiculaires à la grille ou dans le sens de l'écoulement. Cette section va permettre de décrire les dimensions de chacune de ces grilles pour le cas de la prise d'eau de Saverdun. Elle va aussi permettre de caractériser les exutoires en fin de grille, et les formules de pertes de charge à utiliser seront explicitées.

### V.2.1. Grille inclinée

#### V.2.1.1. Angle de la grille et vitesses induites

Les caractéristiques de la prise d'eau de Saverdun (profondeur et vitesse d'approche) sont relativement communes et il n'y a pas de raison de prendre une inclinaison différente du critère angulaire proposé par l'ADEME ( $\beta = 26^\circ$ ). Pour cette inclinaison, nos mesures de vitesses le long de grilles ont montré que les vitesses normales augmentent le long de la grille et atteignent environ 0.5-0.6  $V_1$  (soit  $V_n \approx 0.4 \text{ m.s}^{-1}$ ) et que les vitesses tangentielles restent relativement constantes autour de 1.1  $V_1$  (soit  $V_t \approx 0.8 \text{ m.s}^{-1}$ ). Ces valeurs peuvent être localement différentes, selon que l'on soit en face d'un exutoire ou entre deux entrées, mais nous ferons les calculs à partir de ces valeurs intermédiaires.

#### V.2.1.2. Caractéristiques des barreaux et autres éléments de la grille

Pour stopper les poissons, nous allons adopter un espacement de  $e = 20 \text{ mm}$  entre des barreaux de  $b = 10 \text{ mm}$  d'épaisseur ( $e/b = 2$ ). Nous conserverons le rapport  $p/b$  de 8 que nous avons souvent utilisé tout au long de cette étude, soit  $p = 80 \text{ mm}$ . Les deux formes de barreaux (PR et PH) seront envisagées et comparées lors des calculs de pertes de charge.

Le nombre de barreaux et leur longueur peuvent être estimés à partir des formules ci-dessous

$$N_b = \frac{B}{e + b} \quad \text{et} \quad L_g = \frac{H_1}{\sin(\beta)} \quad \text{Equation V-1}$$

Le calcul donne  $N_b = 260$  barreaux d'une longueur de  $L_g = 8.44 \text{ m}$ . Cela représente environ 2195 m de barreau. Notons que ce chiffre ne prend pas en compte les barreaux plus courts au niveau des exutoires (ce qui peut correspondre à une longueur cumulée plus faible d'une centaine de mètres).

En plus des barreaux, il faut prendre en compte les entretoises ou peignes qui doivent maintenir les barreaux en position dans le plan de grille. Nous considérerons qu'il y a environ 1 entretoise tous les mètres de plan de grille, ce qui revient à prendre 8 entretoises pour cette configuration de grille inclinée. Nous supposerons que celle-ci est circulaire et qu'elle mesure 20 mm de diamètre.

Il faut aussi prendre en compte les éléments qui supportent et rigidifient le plan de grille. Certaines constructions de plans de grille incluent des barres transversales IPN pour rigidifier le plan de grille. Toutefois, étant donné que le projet à Saverdun n'en utilise pas, nous opterons aussi pour des barres longitudinales. Nous prendrons des dimensions courantes avec des barres de 5 cm d'épaisseur disposées tous les mètres (soit 7 sur ce plan de grille).

### V.2.1.3. Calcul des degrés d'obstruction

Pour le calcul des pertes de charge en configuration inclinée, nous allons reprendre l'Equation III-19. Deux degrés d'obstructions sont nécessaires.

Il faut d'une part calculer le degré d'obstruction des barreaux et autres éléments longitudinaux  $O_b$ .

$$O_b = \frac{260 * 0.01 + 7 * 0.05}{7.8} = 0.378 \quad \text{Equation V-2}$$

Ensuite, il faut aussi calculer le degré d'obstruction des entretoises rapporté sur la hauteur d'eau  $O_{sp,H}$ .

$$O_{sp,H} = \frac{8 * 0.02}{3.7} = 0.043 \quad \text{Equation V-3}$$

### V.2.1.4. Influence de l'exutoire

Le dimensionnement des exutoires nécessite de rappeler certaines recommandations de l'ADEME. Pour éviter les réticences des poissons à rentrer dans l'exutoire, les dimensions des entrées doivent être suffisamment grandes. Dans le cas où la profondeur des exutoires est de 50 cm (valeur minimale recommandée), il est préférable que chaque entrée mesure au moins 1 mètre de large. De plus, une continuité des vitesses, correspondant à une vitesse débitante dans l'exutoire supérieure ou égale à la vitesse tangentielle en haut de la grille est conseillée.

Dans notre cas, la continuité des vitesses sera obtenue pour une vitesse débitante dans l'exutoire  $V_b$  de 0.8 m/s. De plus, comme la prise d'eau n'est pas très profonde, nous conserverons une profondeur de 50 cm, et par conséquent, une ouverture de  $B_b = 1$  m pour chaque entrée. Le Tableau V-1 compare différents scénarios correspondant à plusieurs nombres d'entrées d'exutoire possibles. Pour chacun des scénarios, le pourcentage de largeur couvert par les exutoires est décrit. Connaissant la vitesse débitante dans l'exutoire, la valeur du débit total alloué à l'exutoire ainsi que le pourcentage que cela représente vis-à-vis du débit turbiné  $y$  sont calculées. De plus, la dernière ligne fournit des estimations de la largeur d'attractivité globale dans chaque scénario. Les valeurs indiquées sont des pourcentages de la largeur du canal et sont déduits des configurations similaires étudiées dans la IV.1.3.4 (valeurs sur la Figure IV-17).

Nombre d'entrées d'exutoire $N_{\text{exu}}$	1	2	3
$N_{\text{exu}} * B_b$ (m)	1	2	3
$N_{\text{exu}} * B_b / B$	12.8%	25.6%	38.5%
$V_b$ (m.s <sup>-1</sup> )	0.8	0.8	0.8
$Q_b$ (m.s <sup>-3</sup> )	0.4	0.8	1.2
$Q_b / Q_t$	2.0%	4.0%	6.2%
Largeur d'attractivité globale des exutoires	35-60%	90-95%	95-100%

**Tableau V-1 : Description des débits  $Q_b$  nécessaires dans l'exutoire en fonction du nombre d'entrées. Pour chaque scénario, la largeur d'attractivité globale est extraite par similarité avec les configurations et résultats de la Figure IV-17 et est décrite sur la dernière ligne du tableau.**

Nous avons déjà vu auparavant que la configuration avec un exutoire n'est pas envisageable car elle génère de fortes recirculations en haut du plan de grille. Ce scénario est tout de même présenté dans le Tableau V-1 afin de comparer certains paramètres avec les configurations avec deux et trois entrées exutoires. Ainsi, si on souhaite avoir un dispositif suffisamment attractif, avec des largeurs d'attractivité globale supérieures à 90 ou 95%, il faut au minimum 2 exutoires. Ici, il n'y a pas vraiment d'intérêt à placer trois entrées d'exutoires étant donné que deux entrées suffisent pour attirer l'écoulement sur la quasi-totalité du plan de grille. Nous considérerons donc que le dispositif nécessite deux entrées d'exutoires et que le débit à allouer à l'exutoire est par conséquent de 4% du débit turbiné.

La présence d'un exutoire de 50 cm de profondeur, alimenté avec 4% du débit turbiné, ne devrait pas augmenter trop fortement les vitesses normales en fin de grille. En revanche, cela peut constituer une forme de colmatage du sommet du plan de grille (environ 13% de la hauteur) avec un écoulement qui ne dispose que d'une section de 3.2 m de haut pour atteindre la turbine. Il y a tout de même une portion du débit qui franchit le sommet du plan de grille, on ne peut donc pas vraiment considérer que le sommet du plan de grille est colmaté à 100% mais cela devra être pris en compte dans le calcul des pertes de charge.

### V.2.1.5. Détail de la formule de pertes de charge

Pour le calcul des pertes de charge sur une grille propre, nous allons donc, dans un premier temps, utiliser l'Equation III-19 avec les coefficients déjà déterminés pour les barreaux **PR** et **PH**. Afin de prendre en compte l'effet de l'exutoire, nous allons rajouter un coefficient de colmatage  $K_{\text{exu}}$ . Au cours de nos mesures avec colmatage en surface (Tableau III-4), nous avons obtenus deux valeurs (configurations 4 et 6) qui se rapprochent de cette configuration :

- Un sommet de grille colmaté à 65% sur 18% de la hauteur d'eau ( $K_C = 1.3$ )
- Un sommet de grille colmaté à 100% sur 10% de la hauteur d'eau ( $K_C = 1.5$ )

Notre configuration est une configuration intermédiaire avec un sommet de grille avec un degré de colmatage assez élevé (mais difficile à estimer) sur 13% de la hauteur d'eau. Nous prendrons donc arbitrairement une valeur de  $K_{exu} = 1.4$ .

S'ajoute à ce coefficient  $K_{exu}$ , un autre coefficient de colmatage permettant de quantifier les pertes de charge lorsque le plan de grille est colmaté à 25%. Conformément aux résultats des configurations 1 et 2 du Tableau III-5, nous prendrons pour ces cas-là un coefficient unique pour les deux formes de barreaux de  $K_C = 3.4$ . De plus, nous supposerons que la superposition des deux phénomènes de colmatage (présence de l'exutoire et colmatage naturel) peut être modélisée par une multiplication des deux coefficients.

La formule de pertes de charge devient donc

$$\xi = K_{exu} * K_c * \left( K_{b,i} * \left( \frac{O_b}{1-O_b} \right)^{1.65} * \sin^2(\beta) + K_{sp} * \left( \frac{O_{sp,H}}{1-O_{sp,H}} \right)^{0.77} \right) \quad \text{Equation V-4}$$

1.4
3.4 si colmatage  
1 sinon
3.85 si PR  
2.1 si PH
1.79 (entretoises cylindriques)

## V.2.2. Grille orientée

### V.2.2.1. Angle de la grille et vitesses induites

Les mesures sur les grilles orientées ont révélé plusieurs défauts de cette solution. La présence d'un exutoire qui couvre une partie de la largeur du canal est très défavorable pour le poisson et va avoir tendance à le plaquer en fin de grille. Nous ne considérerons donc pas cette solution ici et nous nous concentrerons uniquement sur le cas où l'exutoire est inclus dans la berge, bien que le manque de dégagement devant le plan de grille dans le coin aval puisse demander de nouvelles techniques de dégrillage. Aussi, nous n'évoquerons pas les fortes dissymétries à l'aval de la grille mais utiliser cette solution impliquerait certainement d'ajouter des déflecteurs (qui peuvent aussi être une source de pertes de charge supplémentaire).

La prise d'eau de Saverdun a une vitesse d'écoulement assez importante pour envisager une grille orientée à 45°. En effet, les mesures sans exutoire ont montré qu'à 45° (angle maximum proposé par l'ADEME), les vitesses normales peuvent atteindre 1 fois  $V_1$ , soit 0.72 m.s<sup>-1</sup> ici. Les simulations numériques que nous avons réalisées ont par ailleurs montré que l'ajout d'un exutoire dans la berge (test avec 5% du débit) améliore la courantologie sur le dernier tiers de la grille, et permet de limiter l'accroissement des vitesses normales. Les vitesses normales maximum sont alors atteintes vers  $y/B_{g,y} = 0.75$ . Ainsi, à 45°, les vitesses normales maximums seraient de l'ordre de 0.95\* $V_1$  (0.68 m.s<sup>-1</sup>

ici), ce qui ne suffit toujours pas pour éviter le placage. A  $30^\circ$ , les vitesses normales seraient moindres et les valeurs maximales seraient d'environ  $0.75 * V_1$ , soit  $0.54 \text{ m.s}^{-1}$  pour la prise d'eau de Saverdun. Le critère  $V_n < 0.5 \text{ m/s}$  est quasiment respecté et nous conserverons donc cette valeur angulaire de  $30^\circ$ . Par ailleurs, pour cet angle d'orientation, nos mesures ont montré que les vitesses tangentielles  $V_t$  en fin de grille sont de l'ordre de  $1.5 * V_1$  (Figure IV-19) soit  $1.08 \text{ m.s}^{-1}$ .

### V.2.2.2. Caractéristiques des barreaux et autres éléments de la grille

Nous prendrons une grille similaire à celle utilisée en configuration inclinée ( $b = 10 \text{ mm}$ ,  $e = 20 \text{ mm}$ , **PR** ou **PH**, colmatage ou non).

Le nombre de barreau et leur longueur peut être déduit des formules

$$B_g = \frac{B}{\sin(\alpha)}; N_b = \frac{B_g}{e + b} \quad \text{et} \quad L_g = H_1 \quad \text{Equation V-5}$$

Le calcul donne  $N_b = 519$  barreaux d'une longueur de  $L_g = 3.7 \text{ m}$ . Cela représente environ 1920 m de barreau. La largeur du plan de grille est de  $B_g = 15.6 \text{ m}$ .

Nous appliquerons les même choix qu'en configuration inclinée avec une rangée d'entretoise tous les mètres (soit 3 rangées) et 1 montant vertical tous les mètres également (soit 15 montants).

### V.2.2.3. Calcul des degrés d'obstruction

Pour le calcul des pertes de charge en configuration orientée, nous allons reprendre l'Equation III-20. Nous n'avons besoin que du degré d'obstruction global  $O_g$  mais nous allons calculer au préalable  $O_b$  et  $O_{sp}$ .

Ainsi, le degré d'obstruction des barreaux et autres éléments longitudinaux  $O_b$  est égal à

$$O_b = \frac{519 * 0.01 + 15 * 0.05}{15.6} = 0.381 \quad \text{Equation V-6}$$

Parallèlement, le degré d'obstruction des entretoises  $O_{sp}$  est égal à

$$O_{sp} = \frac{3 * 0.02}{3.7} = 0.016 \quad \text{Equation V-7}$$

Le degré d'obstruction total vaut donc

$$O_g = O_b + (1 - O_b) * O_{sp} = 0.391 \quad \text{Equation V-8}$$

#### V.2.2.4. Influence de l'exutoire

Contrairement au plan de grille incliné, la grille couvre cette fois-ci la totalité de la section du canal. Il n'y a pas de réduction liée à la présence d'un exutoire. Ce dernier doit toutefois aussi être caractérisé.

Les recommandations que nous avons suivies, issues du rapport de l'ADEME (2008), sont assez restrictives pour les plans de grilles inclinés, avec une limite inférieure pour la profondeur de l'exutoire afin d'assurer une non réticence des poissons à s'engager dans l'exutoire. Ici, pour les plans de grille orientés, il n'y a pas la problématique du changement de la position dans la colonne d'eau lorsque le poisson longe la grille. Les dimensions de l'ouverture sont donc moins contraintes mais il demeure préférable de conserver une largeur minimale de  $B_b = 50$  cm. Toutefois, ce critère n'a de sens que si la totalité du canal de l'exutoire est utile pour la dévalaison. Or nous avons vu dans la section IV.2.3 que le fait de placer l'exutoire dans la berge engendre une zone de recirculation dans ce dernier. Nos mesures ne nous permettent pas d'avoir accès à cette information, mais nous pouvons utiliser les simulations numériques afin de caractériser un peu mieux cette zone de recirculation. La Figure V-2 ci-dessous présente un profil de vitesse transversal au canal de l'exutoire. La composante illustrée est la composante  $V_t$ , qui correspond à la vitesse tangentielle le long de la grille mais aussi à la composante de la vitesse dirigée dans le sens de l'exutoire (pour cette configuration où l'exutoire est dans le prolongement de la grille).

La figure montre que la zone de recirculation génère des vitesses tangentielles négatives, qui sont dirigées vers le canal. Ces vitesses négatives couvrent, d'après la simulation, 40 % de la largeur du canal. Gardons à l'esprit que les recirculations obtenues dans nos simulations numériques jusqu'ici n'ont pas toujours été parfaitement en accord avec les mesures expérimentales. Ces résultats sont donc surtout qualitatifs, même si les valeurs mesurées permettent d'accéder à des ordres de grandeur. Si on se focalise sur la moitié du canal de l'exutoire où les vitesses sont les plus fortes ( $y'/B_b < 0.5$ ), on remarque que la moyenne des vitesses tangentielles est de 2.1 fois la vitesse débitante de l'exutoire. Au lieu de considérer un profil de vitesse précis, qui ne correspond peut-être pas à la réalité, nous préférons schématiser l'écoulement. Nous allons donc modéliser l'écoulement dans ce type d'exutoire par une moitié de canal utile pour la dévalaison, où les vitesses sont deux fois supérieures à la vitesse débitante dans l'exutoire, et une zone d'eau « morte » où les vitesses ne servent pas la cause de la dévalaison.

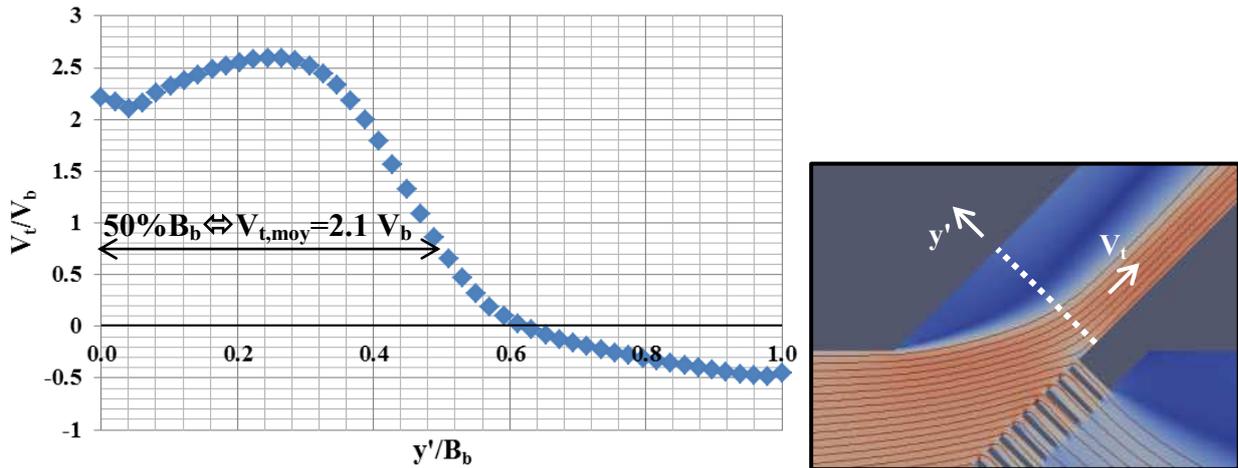


Figure V-2 : Profil de  $V_t/V_b$  ( $V_t$  correspond ici à la vitesse longitudinale dans le canal de l'exutoire) en fonction de la coordonnée  $y'/B_b$ , où  $y'$  est la coordonnée correspondant à la direction transversale au canal de l'exutoire (schéma à droite).

Ainsi, étant donné que nous souhaitons avoir une continuité des vitesses en fin de grille, il faut que les vitesses tangentielles dans la partie utile de l'exutoire, égales à  $2 \cdot V_b$ , soient aussi égales aux vitesses tangentielles rencontrées en fin de grille. Or comme nous l'avons dit en début de section, ces vitesses en fin de grille sont de l'ordre de  $1.08 \text{ m.s}^{-1}$ . Si on suit cette démarche, la vitesse débitante dans l'exutoire doit donc être de  $V_b = 1.08/2 = 0.54 \text{ m.s}^{-1}$ . Cette schématisation permet aussi de dimensionner la largeur de l'exutoire. Etant donné qu'il faut une largeur utile de l'exutoire de 0.5 m de large, la largeur totale de l'exutoire doit être de  $B_b = 1 \text{ m}$ .

Le dernier paramètre à déterminer pour obtenir le débit alloué à l'exutoire est la profondeur de l'ouverture. Le Tableau V-2 compare les débits à allouer à l'exutoire, pour les dimensions et vitesses calculées jusqu'à présent et pour une ouverture représentant 50%, 75% et 100% de la hauteur d'eau dans le canal.

Profondeur de l'exutoire $H_b/H_1$	50%	75%	100%
$B_b$ (m)	1	1	1
$V_b$ ( $\text{m.s}^{-1}$ )	0.54	0.54	0.54
$Q_b$ ( $\text{m.s}^{-3}$ )	0.999	1.4985	1.998
$Q_b/Q_t$	5.1%	7.8%	10.7%

Tableau V-2 : Description des débits  $Q_b$  nécessaires dans l'exutoire en fonction de la profondeur de l'exutoire.

Nos mesures ont montré qu'il n'y a pas vraiment de courant vertical engendré par la présence d'un exutoire. Ainsi, la configuration où l'exutoire ne descend qu'à mi-profondeur, et pour laquelle déjà 5% du débit turbiné sont nécessaires, n'est pas vraiment envisageable. La configuration  $H_b/H_1 = 75\%$  nécessite 7.8% du débit turbiné et peut toujours ne pas être attractive pour les espèces présentes en fond de canal. Toutefois, le fond de l'exutoire est situé dans ce cas-là à moins d'un mètre du fond du canal.

Nous considérerons donc que les faibles courants verticaux associés à la capacité de nage et de prospection des poissons suffisent pour rendre cette solution réellement attractive. La dernière solution avec un exutoire couvrant toute la hauteur du canal est intéressante car elle permet d'éviter les problèmes d'attractivité verticale, et elle facilite aussi les manœuvres pour enlever les gravats en fond de canal. Toutefois, le débit nécessaire pour cette configuration, correspondant à plus de 10% du débit turbiné, est rédhibitoire.

### V.2.2.5. Détail de la formule de pertes de charge

Pour le calcul des pertes de charge sur une grille propre, nous allons, dans un premier temps, utiliser l'Equation III-20 avec les coefficients déjà déterminés pour les barreaux **PR** et **PH**. Nous ajouterons ensuite le coefficient **K<sub>C</sub>** pour modéliser un colmatage uniforme de 25%. Conformément aux résultats des configurations 1 et 2 du Tableau III-5, nous prendrons pour les barreaux **PR** un coefficient de **K<sub>C</sub> = 2**. Nous considérerons que le même coefficient peut être utilisé pour les barreaux **PH**.

La formule de pertes de charge devient donc :

$$\xi = K_c * K_l * \left( \frac{O_g}{1-O_g} \right)^{1.6} \left( 1 + k_l \left( \frac{90^\circ - \alpha}{90^\circ} \right)^{2.35} \left( \frac{1-O_g}{O_g} \right)^3 \right) \quad \text{Equation V-9}$$

↑

**2 si colmatage**  
**1 sinon**

↑

**2.89 si PR**  
**1.7 si PH**

↑

**1.67 si PR**  
**2.69 si PH**

## V.2.3. Grille orientée avec les barreaux dans le sens de l'écoulement

### V.2.3.1. Angle de la grille et vitesses induites

Les grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement peuvent à priori s'adapter à toutes les vitesses débitantes amont. Lorsque les vitesses normales sont trop fortes, l'orientation de la grille peut être augmentée sans accentuer les pertes de charges générées.

Nous avons déterminé une fonction de la vitesse normale en fonction de  $\alpha$  (Equation IV-7) pour les configurations sans exutoire. Ainsi pour que  $V_n$  soit inférieur à 0.5 m/s pour une vitesse amont de 0.72 m/s, il faut que la grille soit orientée à

$$\frac{V_n}{V_1} > \frac{\sin(\alpha)}{0.8} \iff \sin(\alpha) < \frac{0.8 * 0.5}{0.72} \iff \sin(\alpha) < 0.556 \iff \alpha < 33.8^\circ \quad \text{Equation V-10}$$

Etant donné que la présence d'un exutoire diminue légèrement le placage sur la grille, nous prendrons un angle  $\alpha$  de  $35^\circ$ . De plus, nous avons montré dans la section IV.3.1.3 que le rapport  $V_t/V_n$  réellement mesuré peut aussi être facilement calculé en fonction de l'angle  $\alpha$  avec

$$\frac{V_t}{V_n} = \frac{V_{t,th}}{V_{n,th}} * \frac{1}{1.15} = \frac{1}{1.15 * \tan(35^\circ)} \Rightarrow V_t = 1.24 * V_n \quad \text{Equation V-11}$$

Comme par ailleurs, on a l'égalité

$$\frac{V_n}{V_1} = \frac{\sin(35^\circ)}{0.8} \Rightarrow V_n = 0.516 \text{ m.s}^{-1} \quad \text{Equation V-12}$$

On obtient alors  $V_t = 0.64 \text{ m/s}$ .

### V.2.3.2. Caractéristiques des barreaux et autres éléments de la grille

Concernant la constitution de la grille, celle-ci sera similaire aux grilles précédentes ( $b = 10 \text{ mm}$ ,  $e = 20 \text{ mm}$ , **PR** ou **PH**, colmatage ou non). Pour cet angle et ces paramètres de grille, nous sommes bien dans la configuration où il y a chevauchement des barreaux : le calcul géométrique montre que celui-ci disparaît lorsque  $p < 43 \text{ mm}$  (bien inférieur au  $80 \text{ mm}$  que nous avons choisis).

Le nombre de barreau et leur longueur peut être déduit des formules

$$B_g = \frac{B}{\sin(\alpha)}; \quad N_b = \frac{B}{e + b} \quad \text{et} \quad L_g = H_1 \quad \text{Equation V-13}$$

Le calcul donne  $N_b = 260$  barreaux d'une longueur de  $L_g = 3.7 \text{ m}$ . Cela représente environ  $962 \text{ m}$  de barreau. La largeur du plan de grille est de  $13.6 \text{ m}$ .

Nous appliquerons les mêmes choix qu'en configurations inclinée et orientée avec une rangée d'entretoise tous les mètres (soit 3 rangées) et 1 montant vertical tous les mètres également (soit 13 montants).

### V.2.3.3. Calcul des degrés d'obstruction

Pour le calcul des pertes de charge en configuration orientée avec les barreaux dans le sens de l'écoulement, nous allons reprendre l'Equation III-16. Nous allons calculer les degrés d'obstruction  $O_b$  et  $O_{sp}$  afin d'obtenir le degré d'obstruction global  $O_g$ .

Ainsi, le degré d'obstruction des barreaux et autres éléments longitudinaux  $O_b$  est égal à

$$O_b = \frac{260 * 0.01 + 13 * 0.05}{7.8} = 0.417 \quad \text{Equation V-14}$$

Parallèlement, le degré d'obstruction des entretoises  $O_{sp}$  est égal à

$$O_{sp} = \frac{3 * 0.02}{3.7} = 0.016 \quad \text{Equation V-15}$$

Le degré d'obstruction total vaut donc

$$O_g = O_b + (1 - O_b) * O_{sp} = 0.426 \quad \text{Equation V-16}$$

### V.2.3.4. Influence de l'exutoire

Pour cette configuration de grille aussi, la totalité de la section du canal est couverte par la grille. Il n'y a pas de réduction liée à la présence d'un exutoire. Toutefois, nous retrouvons ici aussi la problématique de la recirculation dans le canal de l'exutoire. Le profil de vitesse dans l'exutoire pour cette configuration (Figure V-3) est assez similaire à celui décrit précédemment pour les grilles orientées avec les barreaux perpendiculaires à la grille.

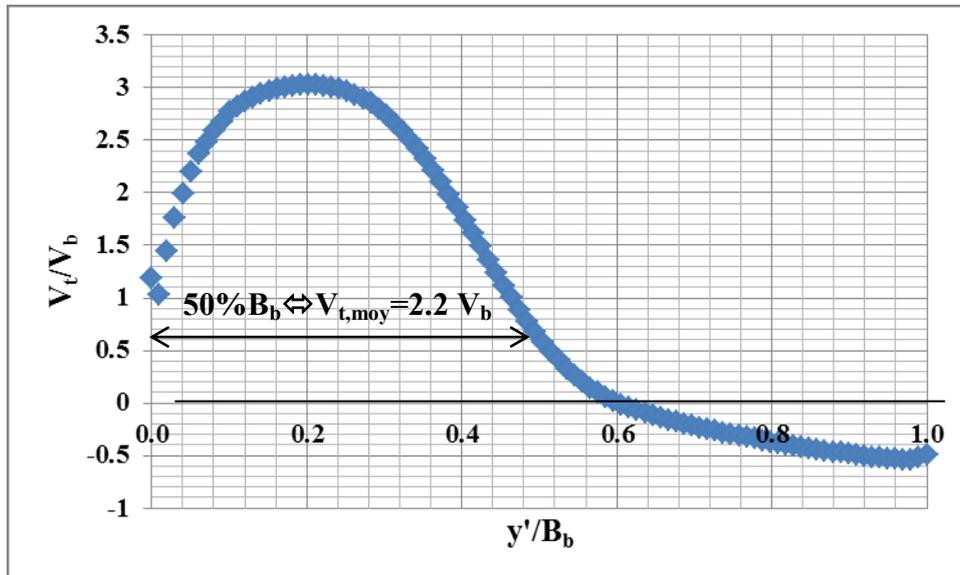


Figure V-3 : Profil de  $V_t/V_b$  ( $V_t$  correspond ici à la vitesse longitudinale dans le canal de l'exutoire) en fonction de la coordonnée  $y'/B_b$  où  $y'$  est la coordonnée correspondant à la direction transversale au canal de l'exutoire.

La valeur moyenne des vitesses tangentielles sur la zone utile de l'exutoire vaut 2.2 fois la vitesse débitante dans l'exutoire  $V_b$ . Le comportement semble donc très proche de celui observé et analysé pour les grilles orientées classiques. Nous adopterons donc les mêmes hypothèses en considérant que seulement la moitié de l'exutoire est utile à la dévalaison, et que la largeur totale de l'exutoire sera par conséquent  $B_b = 1$  m pour conserver 50 cm de largeur utile. Les vitesses tangentielles dans la partie utile, égales à  $2 * V_b$ , doivent aussi être égales aux vitesses tangentielles en fin de grille. Or la valeur de ces dernières est de  $0.64 \text{ m.s}^{-1}$  d'après les calculs réalisés en début de section. La vitesse débitante dans l'exutoire est donc de  $V_b = 0.32 \text{ m.s}^{-1}$ .

Le Tableau V-3 est l'analogie du Tableau V-2 réalisé précédemment pour les grilles orientées classiques, et présente les débits à allouer aux exutoires pour trois configurations d'exutoire en fin de grille orientée avec les barreaux dans le sens de l'écoulement.

Profondeur de l'exutoire $H_b/H_1$	50%	75%	100%
$B_b$ (m)	1	1	1
$V_b$ (m.s <sup>-1</sup> )	0.32	0.32	0.32
$Q_b$ (m.s <sup>-3</sup> )	0.592	0.888	1.184
$Q_b/Q_t$	2.9%	4.5%	6.1%

Tableau V-3 : Description des débits  $Q_b$  nécessaires dans l'exutoire en fonction de la profondeur de l'exutoire.

La configuration avec un fond d'exutoire à mi-profondeur n'est décrite que par souci de comparaison de débits. Elle nécessite déjà 3% du débit turbiné mais n'est à priori pas attractive pour les espèces situées en fond de canal. La configuration à 75% peut de nouveau être envisagée dès lors que l'on suppose qu'une marche d'un mètre peut être franchie de manière instinctive par les poissons dans ces conditions. Cependant, cette fois-ci, la configuration avec un exutoire ouvert sur toute la hauteur du canal est aussi envisageable. En effet, elle ne nécessite que 6% du débit turbiné, ce qui reste dans les limites acceptables.

### V.2.3.5. Calcul des pertes de charge

Pour le calcul des pertes de charge sur une grille propre, nous allons, dans un premier temps, utiliser l'Equation III-16 avec les coefficients déjà déterminés pour les barreaux **PR** et **PH**. Nous ajouterons ensuite le coefficient  $K_C$  pour modéliser un colmatage uniforme de 25%. Toutefois, nous n'avons pas réalisé de mesures de pertes de charge avec colmatage pour ces types de grille orientée. Etant donné que, jusqu'à présent, le comportement des pertes de charge se rapproche beaucoup de celui des grilles droites, nous prendrons donc les coefficients  $K_C$  mesurés en grille droite. Il est aussi possible que, de par leur géométrie semblable, l'effet du colmatage soit similaire à celui sur une grille orientée avec les barreaux perpendiculaires à la grille, auquel cas le coefficient  $K_C$  serait plus faible. Les coefficients que nous prendrons sont donc certainement surestimés. Conformément aux résultats des configurations 1 et 2 du Tableau III-5, nous prendrons un coefficient de  $K_C = 4$  pour les barreaux **PR** et  $K_C = 5$  pour les barreaux **PH**.

La formule de pertes de charge devient donc :

$$\xi = K_c * K_i * \left(\frac{O_g}{1-O_g}\right)^{1.6}$$

Equation V-17

4 si colmatage PR  
5 si colmatage PH  
1 sinon

2.89 si PR  
1.7 si PH

### V.3. Comparaison des pertes de charge

Le Tableau V-4 compare les pertes de charge des trois solutions de grilles étudiées. Pour chaque grille, quatre configurations sont envisagées : des barreaux **PR** ou des barreaux **PH**, et pour les deux formes de barreaux, un cas avec et un cas sans colmatage ( $C = 25\%$ , uniforme).

	$\alpha$ (°)	$\beta$ (°)	$B_g$ (m)	$L_g$ (m)	PR/PH	C (%)	$\xi$	$\Delta H$ (mm)	$\Delta H/H_1$ (%)	Longueur totale de barreau (m)	$Q_b/Q_t$ (%)
<b>GI</b>	90	26	7.8	8.4	PR	0	0.87	23	0.5%	2194	4%
					PH	0	0.66	17	0.3%		
					PR	25	2.86	75	1.5%		
					PH	25	2.17	57	1.1%		
<b>GO</b>	30	90	15.6	3.7	PR	0	4.79	126	2.5%	1920	8%
					PH	0	3.10	81	1.6%		
					PR	25	9.57	251	5.0%		
					PH	25	6.19	162	3.2%		
<b>GOBSE</b>	35	90	13.6	3.7	PR	0	0.56	15	0.3%	962	6%
					PH	0	0.33	9	0.2%		
					PR	25	2.24	59	1.2%		
					PH	25	1.64	43	0.9%		

**Tableau V-4 : Tableau de pertes de charge pour les différentes grilles étudiées (GI, GO, GOBSE correspondent respectivement à grille inclinée, grille orientée et grille orientée avec les barreaux dans le sens de l'écoulement). Pour chaque grille, deux formes de barreaux (PR et PH) et deux degrés de colmatage uniforme (C = 0% et 25%) sont envisagés. Pour chaque grille, la longueur totale des barreaux est aussi indiquée.**

Même avec un degré de colmatage de 25%, les pertes de charge  $\Delta H$  générées par la grille inclinée ne représentent qu'au maximum 1.5% de la hauteur d'eau amont  $H_1$ . L'énergie hydraulique disponible pour la turbine dépend de la hauteur de chute de la centrale, mais pour celle de Saverdun, la hauteur de chute correspond à la hauteur d'eau  $H_1$ . Le rapport  $\Delta H/H_1$  exprimé en pourcentage correspond donc directement à une éventuelle perte financière. Les grilles orientées avec des barreaux dans le sens de

l'écoulement génèrent des pertes similaires, avec des pourcentages légèrement plus favorables. En revanche, les grilles orientées classiques, avec les barreaux perpendiculaires au plan de grille, génèrent beaucoup plus de pertes de charge, avec une hauteur amont qui peut chuter de 5% dans le cas le plus défavorable (parmi les cas envisagés).

Ce tableau permet aussi d'apprécier l'utilité des barreaux profilés. Pour une grille propre, le gain obtenu avec les barreaux **PH**, par rapport aux barreaux **PR**, varie entre 26% (grille inclinée) et 40% (grille orientée avec les barreaux alignés avec le canal). Ce gain reste à peu près similaire lorsque la grille est colmatée, sauf dans le cas des grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement où le gain passe de 40 à 27%. Toutefois, rappelons que les valeurs du coefficient  $K_C$  ont été obtenues en supposant que les coefficients  $K_C$  pour une grille droite s'appliquent pour ces grilles.

En résumé, parmi les trois solutions étudiées, deux solutions se détachent en termes de pertes de charge et les différences entre elles ne sont pas significatives étant données les nombreuses hypothèses formulées jusqu'ici. Les barreaux avec un profil hydrodynamique semblent avoir un intérêt concret, avec une diminution des pertes de charge comprise entre 25% et 40% par rapport à un profil de barreau rectangulaire classique.

## V.4. Autres points de comparaison

Les pertes de charge que nous avons estimées dans la section précédente ne sont qu'un des arguments à prendre en compte dans le choix du plan de grille à adopter. De nombreux autres critères sont à prendre en compte. Nous en avons déjà développé certains :

- **Coût en matière première du plan de grille :** les différents plans de grille représentent une quantité de matière première conséquente. Dans l'exemple étudié ici, les grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement nécessitent deux fois moins de mètres de longueur de barreau que les autres configurations. Pour information, les 962 barreaux compris dans cette configuration correspondent à  $2.85 \text{ m}^3$  d'acier ( $2.55 \text{ m}^3$  pour les barreaux **PH**), soit, pour une masse volumique de  $8000 \text{ kg.m}^{-3}$ , environ 23 tonnes de matière (environ 20 tonnes pour les barreaux **PH**).
- **Qualité de l'écoulement aval :** les grilles inclinées n'ont à priori pas de problème d'écoulement à l'aval de la grille. Pour les deux types de grilles orientées, il existe une dissymétrie d'écoulement. Lorsque les barreaux sont alignés dans le sens de l'écoulement, cette dernière ne doit certainement pas générer de perte sensible de rendement pour la turbine. En revanche, lorsque les barreaux sont perpendiculaires à la grille, cette dissymétrie nécessite probablement d'être corrigée avec par exemple la mise

en place de déflecteurs, ou en éloignant le plan de grille par rapport à la chambre d'eau des turbines

- **Débit alloué à l'exutoire :** Pour les grilles inclinées, deux entrées suffisent pour que le dispositif soit attractif sur toute la largeur du plan de grille. Cela correspond à un débit de 4% du débit turbiné, ce qui est la valeur la plus faible parmi les trois configurations étudiées. Les grilles orientées classiques ont besoin d'au moins 8% du débit turbiné. Même avec ce débit, une incertitude demeure sur la capacité d'attractivité des espèces situées au fond du canal. Pour les grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement, un dispositif similaire ayant les mêmes incertitudes est obtenu avec 4.5% du débit. Mais dans ce cas-là, un exutoire sur toute la hauteur d'eau, permettant de contourner les problèmes d'attractivité latérale, est envisageable et requiert 6% du débit.
- **Longueur du bras du dégrilleur :** le coût du dégrilleur dépend fortement de la longueur du bras, et donc de la longueur de chaque barreau. Un dégrilleur en configuration orientée doit donc coûter moins cher qu'un dégrilleur en configuration inclinée.
- **Largeur du plan de grille et temps de cycle :** Le pendant du point évoqué ci-dessus est la largeur du plan de grille. En configuration inclinée, le dégrilleur aura besoin de peu de déplacement pour couvrir toute la largeur de la grille. En configuration orientée, plus de déplacements seront nécessaires. Cependant, les mouvements du bras seront aussi plus courts en configuration orientée (barreaux plus courts) qu'en configuration inclinée. Le cumul de ces deux données permet d'obtenir le temps de cycle de dégrillage. Il faut choisir les bons paramètres ainsi qu'une largeur de l'organe de dégrillage adaptée afin d'assurer un dégrillage suffisamment court (où le début de la grille n'est pas colmatée avant que le dégrilleur ait terminé son cycle). Les bénéfices liés à un type de grille dépendent donc fortement des choix techniques formulés.
- **Technologie du dégrilleur :** actuellement, les grilles inclinées ont des dégrilleurs tout à fait adaptés lorsque la hauteur d'eau n'est pas trop importante et que la longueur du bras ne dépasse pas 10 à 12 mètres (cas de la plupart des micro-centrales hydroélectriques). Pour les grilles orientées avec les barreaux perpendiculaires, les dégrilleurs classiques nécessitent un débattement en fin de grille. Or nous avons vu que ce débattement génère des vitesses normales à la grille néfastes pour les poissons. Le mouvement du dégrilleur nécessiterait d'être repensé afin d'être aligné avec le canal. La même problématique a lieu lorsque les barreaux sont dans le sens de l'écoulement. Toutefois, le mouvement doit être plus simple car les dents (ou le peigne) du dégrilleur, qui sont nécessairement parallèles aux barreaux, seront alignés avec le mouvement du bras.
- **Génie civil :** pour les grilles inclinées, au cours de son déplacement, le dégrilleur peut rester à proximité de la centrale car c'est le bras du dégrilleur qui atteint le point de la grille le plus éloigné. Pour les grilles orientées, le dégrilleur doit longer le plan de grille

et assurer son déplacement peut demander d'importants travaux. Ainsi, pour une centrale existante, il sera beaucoup plus facile d'implanter le dégrilleur d'une grille inclinée sur une plateforme existante à proximité de la centrale plutôt que de mettre en place un lourd génie civil pour construire une plateforme solide qui garantisse le déplacement du dégrilleur des autres configurations. Par contre, pour une nouvelle centrale, toutes les solutions sont envisageables

## V.5. Bilan

Ce chapitre a permis d'exploiter les résultats acquis tout au long de ce manuscrit en les appliquant à un cas réel de prise d'eau. Trois solutions ont été comparées en analysant différents critères portant principalement sur l'ichtyocompatibilité de la grille, les pertes de charge, l'entrée de l'exutoire, les problématiques de dégrilleurs et les quantités de matière nécessaires pour chaque plan de grille.

La configuration de grille orientée classique, avec les barreaux perpendiculaires à la grille, a assez peu d'intérêt : elle demande beaucoup de matière première, elle est la plus pénalisante en termes de pertes de charge et de débit nécessaire dans l'exutoire, et c'est celle qui demande le plus de réflexions préalables concernant le dégrillage et l'amélioration de la courantologie aval.

Les deux autres configurations ont chacune leur avantage. Les deux génèrent autant de pertes de charge et la qualité de l'écoulement aval est assez bonne. Les grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement nécessitent deux fois moins de matière et le coût du dégrilleur est moindre. Toutefois, le débit à allouer à l'exutoire est un peu plus important, une plateforme doit être construite tout le long de la grille pour supporter le dégrilleur et le mouvement du dégrilleur doit être réétudié. De plus, des essais biologiques sont encore nécessaires pour valider l'ichtyocompatibilité du dispositif. Les grilles inclinées quant à elles ont déjà fait leur preuve sur de nombreux sites en France mais elles peuvent avoir un coût initial un peu plus élevé (plus de matière, coût du bras du dégrilleur plus élevé). Toutefois, le débit dans l'exutoire plus faible et le fait que le dégrilleur puisse être positionné sur une structure existante rajoutent de l'intérêt à cette solution.

En l'état des connaissances actuelles, le choix d'implanter une grille inclinée avec deux entrées d'exutoire sur la centrale de Saverdun semble donc judicieux. Le débit réellement alloué à l'exutoire est légèrement plus faible que celui que nous avons calculé, mais c'est principalement dû à la largeur de leurs entrées qui est de 0.9 m au lieu de 1 m. D'autres types de grilles, que nous n'avons pas étudiés au cours de cette thèse mais qui sont implantés sur certains sites à l'étranger mais aussi en France, auraient pu être envisagés. Nous pouvons citer les exemples des grilles orientées avec les barreaux horizontaux qui commencent à être implantés en Allemagne, ou des grilles orientées en début de bief de la prise d'eau, que l'on retrouve particulièrement aux Etats-Unis.



# Chapitre VI Conclusion

A la fin du XXème siècle, les études sur la dévalaison restent assez anecdotiques et ne sont réalisées que par quelques institutions. A partir de l'an 2000 et de la Directive Cadre sur l'Eau, qui a fixé les premières bases réglementaires pour l'Union Européenne, de nombreuses agences environnementales s'intéressent à ces problématiques ce qui amène à une intensification des recherches dans ce domaine. Plusieurs solutions sont alors étudiées et les préconisations peuvent différer sensiblement d'un pays à l'autre, selon les espèces, les cours d'eau et les types d'ouvrages concernés. En France, Courret et Larinier ont établi un guide pour l'Office National de l'Eau et des Milieux Aquatiques en 2008, avec le soutien financier de l'Agence De l'Eau et de la Maîtrise de l'Energie, dans lequel les bases de conception des grilles ichtyocompatibles sont établies. Ces grilles semblent alors faire partie des solutions ayant la plus large gamme d'application et contrastent avec d'autres solutions qui ne sont pas encore opérationnelles (modèle prédictif de dévalaison, barrières comportementales, ...) ou qui ont un spectre d'utilisation plus réduit (turbines ichtyocompatibles par exemple limitées en débit et en hauteur de chute).

Deux types de grilles sont alors mis en avant : les grilles inclinées par rapport à l'horizontale, qui sont associées à des exutoires de surface, et les grilles orientées par rapport à la direction de l'écoulement, qui sont reliées à un exutoire en berge en fin de grille. Ces deux dispositifs doivent respecter trois critères principaux d'ichtyocompatibilité :

- Un critère pour l'arrêt des poissons : l'espacement entre les barreaux des grilles doit être suffisamment étroit pour empêcher physiquement le passage des poissons au travers de la grille. Pour les espèces ciblées (anguilles et smolts de truite et saumon principalement), cet espacement doit être inférieur à 20 mm. Ce critère est généralement respecté en resserrant les barreaux en comparaison avec une configuration classique.
- Un critère pour le guidage des poissons : les vitesses tangentielles doivent être au moins une fois supérieure aux vitesses normales sur tout le long de la grille. Pour le cas des grilles inclinées, où les poissons doivent changer de position dans la colonne d'eau, le rapport doit être au moins de deux. Ce critère est respecté en accentuant l'inclinaison ou l'orientation de la grille.
- Un critère pour éviter le placage des poissons : conformément aux capacités de nage des espèces ciblées, les vitesses normales au plan de grille ne doivent pas dépasser  $0.5 \text{ m.s}^{-1}$ . Ce critère est aussi respecté en modifiant l'angle de la grille. La valeur angulaire à adopter dépend de la vitesse débitante amont de l'écoulement.

A ces critères définissant les grilles s'associent d'autres critères concernant les exutoires de contournement, avec notamment des critères liés à leur implantation et leur dimensionnement (pour éviter les réticences des poissons à y pénétrer notamment). Par ailleurs, ces plans de grille qui sont plus resserrés et plus complexes que les plans de grille conventionnels utilisés pour bloquer les gros débris flottant, génèrent aussi des contraintes pour l'exploitant hydroélectrique, liées aux pertes de charge et au dégrillage principalement.

Les travaux menés tout au long de cette thèse se sont donc intéressés à l'étude de ces grilles, afin de caractériser les configurations permettant de respecter les critères d'ichtyocompatibilité, et d'appréhender les contraintes engendrées pour l'exploitation. Une étude bibliographique sur le thème des grilles a permis de faire un bilan des connaissances actuelles, éventuellement applicables aux cas particulier des grilles ichtyocompatibles. Ce travail a révélé plusieurs manques et a soulevé plusieurs questionnements. Nous avons donc effectué une étude expérimentale et numérique qui a permis d'aborder ces différents points et de répondre à la majorité des interrogations. L'utilisation en parallèle de deux dispositifs expérimentaux a permis d'obtenir des données complémentaires concernant ces grilles. Le tunnel hydrodynamique a ainsi permis d'acquérir des données sur les efforts et les pertes de charge respectivement subis et générées par un assemblage de barreau alors que le canal hydrodynamique a permis d'aborder des grilles plus complexes, comprenant barreaux mais aussi entretoises et supports latéraux. Les mesures dans ce canal ont permis de compléter l'étude sur les pertes de charge ainsi que d'améliorer nos connaissances concernant la courantologie autour de différentes configurations de grille. Ces dispositifs expérimentaux ont toutefois leur limite, et certains paramètres, géométriques notamment, ne peuvent pas être facilement modifiés. Les simulations numériques ont alors permis de répondre à plusieurs questions survenues au cours de l'étude, concernant par exemple le positionnement des exutoires.

Les mesures sur des assemblages de barreau avec divers entrefers ont été réalisées dans le but d'obtenir des données représentant l'effet de l'écart entre les barreaux sur le coefficient de traînée du barreau central ainsi que sur le coefficient de pertes de charge. Deux lois empiriques ont ainsi été établies et s'appuient sur des rapprochements avec les formules dans la littérature. A partir de ces deux équations, une relation a été obtenue entre le coefficient de perte de charge et le coefficient de traînée d'un barreau. Cette relation est très proche de la relation théorique obtenue à partir d'un bilan de force, signifiant ainsi que les pertes de charge que nous avons mesurées sont principalement dues aux forces de traînée des barreaux insérés dans l'écoulement.

Ces premières mesures ont ensuite été complétées par les mesures dans le canal hydrodynamique dans lequel une bien plus large gamme de grille a été expérimentée avec trois différents types de grilles comprenant des grilles inclinées par rapport à l'horizontale, des grilles orientées par rapport à la direction du canal (barreaux perpendiculaires à la grille) et des grilles similaires avec les barreaux dans le sens de

l'écoulement ont ainsi été testées. Au total, ce sont plus de cent configurations de grille différentes qui ont été insérées dans le canal.

Les pertes de charge générées par ces grilles sont un des points majeurs sur lesquels nous nous sommes focalisés. Les mesures sur les grilles inclinées ont permis de caractériser les coefficients de pertes de charge pour plusieurs inclinaisons, entrefers et formes de barreaux. Ces coefficients ont été comparés aux résultats de formules existant dans la littérature et ont révélé la nécessité d'établir une nouvelle formule, notamment pour modéliser les pertes générées par les plus fortes inclinaisons correspondant aux configurations ichtyocompatibles. La nouvelle formule que nous avons élaborée correspond finalement à une somme de deux termes modélisant de manière séparée l'effet décroissant des éléments longitudinaux (barreaux) et l'effet des éléments transversaux (entretoises) qui n'est pas explicitement affecté par l'angle  $\beta$  (à cause de la forme cylindrique de ces éléments).

Les grilles orientées classiques avec les barreaux perpendiculaires à la grille ont été étudiés pour des gammes de paramètres équivalentes. Certaines formules existantes retranscrivent bien l'évolution des pertes de charge que nous avons mesurée pour les barreaux rectangulaires. Mais ces bonnes prédictions se dégradent lorsqu'on considère les barreaux hydrodynamiques car la plupart des études n'ont étudié l'effet de l'orientation de la grille que pour des barreaux de section rectangulaire. Elles appliquent alors la même expression à toutes les formes de barreaux alors que nos mesures montrent que l'augmentation du coefficient de perte de charge due à l'orientation est plus marquée pour les barreaux hydrodynamiques que pour les barreaux rectangulaires si bien que, à  $\alpha = 30^\circ$ , les coefficients de pertes de charge des deux sections de barreaux sont quasi similaires. Nous avons donc proposé une nouvelle formule dans laquelle intervient une expression pour les grilles droites, suivie d'un terme modélisant l'effet de l'orientation. A l'intérieur de ce dernier, un paramètre permet de nuancer l'effet de l'orientation en fonction de la forme du barreau.

Les mesures sur ces grilles avec les barreaux dans le sens de l'écoulement complètent cette étude. Placer les barreaux de cette manière permet de réduire notablement les pertes de charge des grilles orientées. En effet, les mesures montrent que l'orientation de la grille n'a plus d'effet sur les pertes de charge dans cette configuration. Il est alors possible d'utiliser la loi empirique développée pour les grilles droites.

Ces trois types de grilles ont aussi été étudiés dans des configurations avec colmatage, uniformément réparti ou localisé sur une tranche de grille. Les mesures montrent que l'influence du colmatage diffère d'un type de grille à un autre si bien qu'il n'est pas vraiment possible de déterminer une expression empirique adaptée à toutes les configurations de grille que nous avons testées. Un tableau de valeur a donc été proposé et permet d'avoir un ordre de grandeur de l'augmentation du coefficient de perte de charge liée au colmatage pour certaines configurations caractéristiques.

Ces mesures ont donc permis de caractériser les pertes de charge pour différentes configurations de grille ichtyocompatible en modèle réduit. Elles ont donc été vérifiées à cette échelle et des mesures annexes, démontrant l'indépendance des coefficients vis-à-vis des nombres de Reynolds et de Froude, nous ont permis de confirmer leur applicabilité sur des grilles à l'échelle 1. Toutefois, notre étude a aussi révélé certains manques et des questions restent en suspens. Pour des grilles très inclinées, les éléments transversaux génèrent une part importante des pertes de charge générées par la grille. Or nous n'avons établi le coefficient que pour des entretoises cylindriques. Il serait intéressant d'obtenir les coefficients d'autres structures classiques, avec en particulier les coefficients relatifs aux barres IPN ainsi qu'aux peignes qui peuvent eux aussi être inclinées par rapport à l'écoulement. D'autre part, pour les grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement, nous avons émis certaines hypothèses, concernant les similitudes avec les autres types de grille, qu'il serait intéressant de vérifier. Enfin, un point qui s'est révélé nécessaire de prendre en compte au cours du chapitre V est l'effet de l'exutoire en fin de grille inclinée sur les pertes de charge. Etant donné qu'une partie de l'écoulement se retrouve bloquée en surface, nous supposons que le fait de considérer que le haut de la grille est fortement colmaté suffit à estimer les pertes de charge. Cependant, des mesures sur des plans de grilles in situ amélioreraient certainement les connaissances sur ce phénomène.

L'autre partie importante de cette thèse que nous avons aussi étudiée dans le canal hydrodynamique est l'étude des vitesses autour des différents types de grilles. Cette étude a été réalisée à partir de profils de vitesses ADV et de champs 2D de vitesses PIV. Selon les critères proposés par l'ADEME (2008), les mesures que nous avons réalisées confirment les angles d'inclinaison et d'orientation maximum au-delà desquels les critères de départ ne sont plus respectés. Nous avons toutefois démontré qu'il peut y avoir des risques de placage en fin de grille orientée mais que ces derniers peuvent être surmontés si l'exutoire est correctement positionné. Pour différents angles de grilles, ces mesures ont permis de déterminer l'évolution des composantes tangentielle et normale de la vitesse. L'évolution le long des grilles inclinées ou orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement n'est pas très marquée. Sans exutoire, il y a un guidage, mais il n'y a pas vraiment d'accélération le long de la grille. A l'inverse, pour les grilles orientées avec les barreaux perpendiculaires à la grille, l'écoulement est concentré dans la partie aval de la grille et les vitesses peuvent donc y être assez élevées. Cela explique d'ailleurs les éventuels problèmes de placage que nous venons de citer. En plus de valider les critères proposés par l'ADEME, ces profils de vitesse le long de la grille permettent de connaître l'angle de grille à instaurer selon les vitesses d'approche pour satisfaire les conditions d'ichtyocompatibilité.

Le comportement à l'aval de la grille a aussi été caractérisé et des différences sont apparues entre les différentes configurations de grille. A l'aval des grilles inclinées, l'écoulement est principalement perturbé par la présence d'éléments transversaux (entretoises) dont le sillage rend l'écoulement non uniforme mais les lignes de courant reprennent rapidement une trajectoire rectiligne et les sauts de vitesses sont rapidement diffusés. A l'aval des grilles orientées, les deux orientations de barreaux

gènèrent un écoulement dissymétrique. Lorsque les barreaux sont alignés avec la direction du canal, cela correspond à une zone de faibles vitesses qui modifie la répartition du débit entre les deux moitiés latérales du canal (45%-55% au lieu de 50%-50%) mais qui a peu de risque de perturber le rendement hydraulique de l'installation. En revanche, lorsque les barreaux sont perpendiculaires à la grille, la dissymétrie est bien plus marquée avec une zone de recirculation en fin de grille qui contraste avec des survitesses sur la berge opposée. Ce comportement est principalement dû à la redirection qui est imposée par les barreaux et modifie la répartition des débits avec environ 80% du débit qui est concentré sur une moitié de canal (dans la section que nous avons étudiée). Cet écart transversal est bien supérieur aux différences acceptables généralement par les turbiniers.

L'effet du colmatage sur les profils de vitesse a aussi été étudié. Nous pouvons distinguer deux configurations. Un colmatage uniformément réparti n'altère pas significativement les profils de vitesses. Ces derniers peuvent être différents mais ils correspondent généralement à ce que l'on obtiendrait, d'après les tendances de nos mesures, avec une grille propre ayant un entrefer plus réduit. Lorsque le colmatage est localisé, les profils de vitesses sont davantage perturbés avec un écoulement accéléré dans les parties non colmatées. Ce phénomène est encore plus marqué si la partie colmatée est totalement étanche.

Toutes ces observations ont été réalisées sur des modèles réduits. Afin de nous assurer que nos résultats peuvent être extrapolés sur des plans de grilles réels (échelle 1), nous avons réalisé quelques expériences et simulations supplémentaires. Pour les grilles inclinées, des mesures le long de grilles avec différentes hauteurs d'eau amont ont montré une indépendance des profils de vitesse avec la coordonnée  $z/H_1$  (coordonnée verticale normalisée par la hauteur d'eau amont). Pour les grilles orientées, étant donné qu'il n'est pas possible de modifier (significativement) la largeur du canal expérimental, l'indépendance des profils de vitesses en fonction de la largeur du canal a été prouvée à partir de simulations numériques en deux dimensions.

Tous les points qui viennent d'être décrits, focalisés sur des grilles insérées dans un canal, constituent un socle pour l'étude complète qui s'intéresse aux grilles associées aux exutoires. Un dispositif expérimental a permis d'étudier ce point pour les grilles inclinées et les grilles orientées classiques (barreaux perpendiculaires à la grille). En fin de grille inclinée, différentes valeurs de largeur, débit et vitesse dans l'exutoire ont été testées. Les mesures de vitesses montrent tout d'abord que le fait d'avoir une épaisseur d'écoulement supplémentaire au-dessus de la grille augmente les vitesses normales en fin de grille, accentuant ainsi le risque de placage pour le poisson. Il semble que ce risque diminue lorsque les exutoires sont alimentés mais cette diminution est principalement localisée au niveau des entrées des exutoires. Il est donc important de limiter les largeurs des zones sans ouvertures. En plus de modifier l'évolution des vitesses le long de la grille, les exutoires permettent aussi de générer des courants transversaux favorables au guidage des poissons jusqu'à l'entrée de l'exutoire. La zone affectée par ces

courants ne semble pas évoluer significativement en fonction du débit ou de la vitesse dans l'exutoire. Il n'y a qu'en agrandissant les ouvertures que l'on peut augmenter l'attractivité globale du dispositif.

L'exutoire en fin de grille orientée classique a été caractérisé de manière plus précise. Différentes profondeurs d'échancrure ont été testées. Des mesures de vitesses devant l'entrée ont montré que l'attractivité verticale du dispositif, c'est-à-dire l'amplitude des vitesses verticales générées par l'exutoire, est plutôt faible et ne permet certainement pas d'attirer les poissons situés en fond de canal. Il serait donc préférable d'augmenter la profondeur de cette échancrure. Cela peut être réalisé au détriment de la vitesse d'entrée dans l'exutoire qui n'est pas apparue comme un paramètre très influent sur les profils de vitesses. Les profils le long de la grille révèlent d'ailleurs un phénomène similaire à celui observé avec les grilles inclinées. En effet, dans la configuration étudiée expérimentalement, la grille orientée couvre 84.5% du canal, le reste étant dédié à l'entrée de l'exutoire. Une partie de l'écoulement qui se situe en face de cette entrée ne peut pas emprunter l'exutoire et est donc redirigé vers la grille, augmentant ainsi notablement les vitesses normales en fin de grille. Augmenter le débit alloué à l'exutoire permet d'améliorer le guidage mais il y a toujours une partie de l'écoulement où le rapport  $V_t/V_n$  est proche de 0. Cette zone est d'ailleurs plus grande lorsque l'entrée de l'exutoire est perpendiculaire au canal.

Par conséquent, une nouvelle configuration a été proposée, où l'exutoire est inclus dans la berge afin d'avoir un plan de grille qui couvre toute la largeur du canal. La partie de l'écoulement qui est allouée à l'exutoire provient donc nécessairement de l'amont de la grille. Cette nouvelle configuration n'a été étudiée qu'à partir de simulations numériques 2D avec le logiciel OpenFOAM. La comparaison des résultats des simulations confirme bien l'intérêt de la deuxième solution.

Les grilles orientées avec les barreaux dans le sens de l'écoulement n'ont pas pu être couplées avec le dispositif d'exutoire (contrainte matérielle). L'effet de la sortie en fin de grille a donc été étudié numériquement, en s'inspirant des résultats obtenus avec les grilles orientées classiques. La comparaison des résultats numériques dans des configurations avec et sans exutoire montre bien que le fait de rajouter un exutoire améliore les conditions de guidage en fin de grille.

Ces mesures et simulations focalisées sur l'effet de l'exutoire ont permis de mieux appréhender le dimensionnement des exutoires. En configuration inclinée, le nombre d'entrée et leur largeur sont finalement les deux paramètres importants à fixer pour rendre le dispositif attractif. Une difficulté qui peut apparaître sur des ouvrages ayant une largeur de canal importante est la capacité à équilibrer les débits dans les différentes entrées d'exutoires. A cause des pertes de charge à l'intérieur de la goulotte d'évacuation de l'exutoire, l'entrée près de la berge où la goulotte débouche aura un débit certainement plus important que l'entrée positionnée sur la berge opposée. On peut alors imaginer des entrées de dimensions différentes ou une goulotte de section variable afin d'équilibrer au mieux ces débits. En configuration orientée, les paramètres sur lesquels il demeure des incertitudes sont la largeur de

l'exutoire et sa profondeur. Le dimensionnement que nous avons fait dans le chapitre V a montré la nécessité de connaître la largeur utile dans de tels exutoires où il y a une zone de recirculation. Les simulations numériques semblent indiquer que la moitié de la largeur de l'exutoire peut être considérée comme utile pour le poisson mais ce chiffre mériterait d'être vérifié sur des installations in-situ. Le choix de la profondeur de l'échancrure aussi dépend fortement des espèces présentes sur le cours d'eau. Dans le cas où il s'agit d'espèces nageant au fond du canal, et n'ayant pas vraiment de propension à prospecter la colonne d'eau, il serait intéressant de déterminer la profondeur jusqu'à laquelle l'exutoire peut attirer des poissons. Des tests biologiques seraient certainement la meilleure solution pour répondre à ces différentes questions.

En résumé, ce travail de thèse a permis d'améliorer les connaissances sur les grilles ichtyocompatibles. En fonction des caractéristiques d'un lieu, il est maintenant possible de déterminer, pour différentes grilles, l'angle nécessaire pour guider correctement les poissons vers un exutoire d'un point de vue hydraulique ainsi que de dimensionner l'entrée de cet exutoire. Il est aussi possible de prédire les pertes de charge associées à ces grilles ainsi que d'estimer leur impact sur la qualité de l'écoulement à l'entrée de la turbine. D'après nos résultats, les plans de grille ichtyocompatibles semblent donc être une solution viable pour répondre aux exigences de la Directive Cadre sur l'Eau (2000) tant du point de vue du poisson que de celui de l'exploitant hydroélectrique. L'étude s'est toutefois basée sur des critères biologiques parfois arbitraires qui mériteraient d'être affinés à partir de tests in situ avec plusieurs espèces de poissons. En particulier, ces tests pourraient par ailleurs permettre de valider certains choix de géométrie réalisés au cours de l'étude. D'autres interrogations restent par ailleurs en suspens mais des perspectives d'étude, évoquées dans ce chapitre de conclusion, sont envisageables pour y répondre. Les mesures et tests biologiques in situ sont donc, avec les simulations d'écoulement 3D à surface libre, simplifiées au niveau de la grille ou bien complètes avec de grandes capacités de calcul, les deux pistes à poursuivre pour approfondir la caractérisation des grilles et prises d'eau ichtyocompatibles.



# Références bibliographiques

Acou A., Boisneau C. & Feunteun E. (2009). Prédiction des pics de dévalaison des anguilles argentées à partir des données environnementales : état des connaissances et développement d'un modèle opérationnel sur la Loire pour la gestion du turbinage. Rapport du Muséum National d'Histoire Naturelle, CRESCO, Dinard. 96 p. + annexes

Adams N.S. & Schwevers D.U. (1997). Behavioral surveys of eels (*Anguilla anguilla*) migrating downstream under laboratory conditions. Institute of Applied Ecology, Kirtorf-Wahlen, Germany.

ADEME (Agence De l'Eau et des Milieux Aquatiques) (2008). Guide pour la conception de prises d'eau « ichtyocompatibles » pour les petites centrales hydroélectriques (voir Courret et Larinier 2008).

Anonyme (2010). Plan de gestion Anguille de la France. Application du règlement R(CE) n°1100/2007 du 18 septembre 2007. Volet National. 3 février 2010 (<http://www.onema.fr/Plan-anguille-approuve>).

ASCE (American Society of Civil Engineers) Task Committee (1988). Turbulence modeling of surface water flow and transport: Part I, II, III, IV and V. *Journal of Hydraulic Engineering*, 114(9), 970-1073.

Baran P. & Basilico L. (2012). Plan de sauvegarde de l'anguille – Quelles solutions pour optimiser la conception et la gestion des ouvrages ? Synthèse du séminaire du programme R&D Anguilles/Ouvrages du 28 et 29 Novembre 2011, Paris.

Bau F., Lafitte J., Baran P., Larinier M., Travade F. & De Oliveira E. (2011). Test d'un dispositif de répulsion à infrasons au droit de deux ouvrages hydroélectriques sur la Gave de Pau. Rapport ONEMA/EDF - Programme R&D Anguilles/Ouvrages, 76p et annexes.

Bau F., Gomes P., Baran P., Drouineau H., Larinier M., Travade F. & De Oliveira E. (2012). Migration de dévalaison et franchissement d'aménagements hydroélectriques en série: synthèse des 3 années d'étude sur le Gave de Pau. Rapport ONEMA/EDF - Programme R&D Anguilles/Ouvrages.

Berezinski I. (1958). *Hydraulisches Handbuch*. Hrsg. Mostkov, M.A., Moscou.

Blevins R.D. (2003). *Applied Fluid Dynamics Handbook*. Reprinted edition with corrections.

Breinig T., Chorda J. & Larinier M. (2003). Etude hydraulique de grilles Johnson de faible porosité – Application à la dévalaison des larves de bichiques. Rapport GHAAPE RA.03.02.

Cea L., Puertas J. & Pena L. (2007). Velocity measurements on highly turbulent free surface flow using ADV. *Experiments in Fluids*, 42, 333–348.

Chatellier L., Wang R.W., David L., Courret D. & Larinier M. (2011). Experimental characterization of the flow across fish-friendly angled trashrack models. *Proceedings of 34th IAHR Congress*, Brisbane.

Clark S. & Tsikata J.M. (2009). Effects of blockage ratio on energy loss through rectangular bar trashracks for hydro-turbines. *Proceedings of 33rd IAHR Congress*, 325-332.

Clark S.P., Tsikata J.M. & Haresign M. (2010). Experimental study of energy loss through submerged trashracks. *Journal of Hydraulic Research*, 48(1), 113-118.

Courret D. (2013). Migration de dévalaison – Problèmes et diagnostics. Présentation lors du stage ONEMA « Conception des dispositifs de franchissement piscicole », Pau.

Courret D. & Larinier M. (2008). Guide pour la conception de prises d'eau « ichtyocompatibles » pour les petites centrales hydroélectriques. Rapport GHAAPE RA.08.04. 60p + annexes. ([http://www.onema.fr/IMG/pdf/2008\\_027.pdf](http://www.onema.fr/IMG/pdf/2008_027.pdf)).

Christensen K.T. (2004). The Influence of Peak-Locking Errors on Turbulence Statistics Computed from PIV Ensembles. *Experiments in Fluids*, 36 (3), 484-497.

- Cuchet M., Geiger F., Sepp A. & Rutschmann P. (2012). Fish protection and fish downstream migration at horizontal screens. Proceedings of 9th ISE Congress, Vienna.
- David L. (2005). Habilitation à Diriger des Recherches de l'Université de Poitiers, 8/12/2005.
- Dekker W. (2004). Slipping through our hands – Population dynamics of the European eel. PhD Thesis, University of Amsterdam. 186 pp.
- DWA (German Association for Water, Wastewater and Waste) (2005). Fish protection technologies and downstream fishways – Dimensioning, design and effectiveness inspection. 226p. (<http://www.dwa.de>).
- Environment Agency (2012). Hydropower Good Practice Guidelines. Screening requirements. 16 p. (<http://www.environment-agency.gov.uk/business/topics/water/126575.aspx>).
- EPRI (Electric Power Research Institute) (1987). Hydraulic model evaluation of the Eicher passive pressure screen fish bypass system.
- EPRI (Electric Power Research Institute) (2001). Review and documentation of research and technologies on passage and protection of downstream migrating catadromous eels at hydroelectric facilities. EPRI Report, Palo Alto, CA. 1000730.
- Escande L. (1947). Pertes de charge à la traversée des grilles. Compléments d'hydraulique, Edition Privat.
- Ferguson J.W., Poe T.P. & Carlson T.J. (1998). The design, development, and evaluation of surface oriented juvenile salmonids bypass system on the Columbia river. Fish migration and fish bypasses, Fishing news books, 281-299.
- Ghamry H. & Katopodis C. (2009). A numerical investigation to select a turbulence-closure model for simulating turbulent flows near trashracks (bar racks). Proceedings of 33th IAHR Congress, Vancouver, 4045-4054.
- Gomes P. & Larinier M. (2008). Dommages subis par les anguilles lors de leur passage au travers des turbines Kaplan. Etablissement de formules prédictives. Rapport GHAAPPE RA.08.05.
- Hanson C.H, White J.R. & Hiram W.L. (1977). Entrapment and impingement of fishes by power plant cooling water intakes: An overview. Marine Fisheries Review, 39, 7-17.
- Ho J., Coonrod J., Hanna L.J. & Mefford B.W. (2011). Hydrodynamic Modelling Study of a Fish Exclusion System for a River Diversion. River Research and Applications, 27(2), 9.
- Idel'cik I.E. (1979). Mémento des pertes de charge - Coefficients de pertes de charge singulières et pertes de charge par frottement. Collection de la direction des études et recherches d'Electricité De France, Paris.
- Katopodis C., Ead S.A., Standen G. & Rajaratnam N. (2005). Structure of flow upstream of vertical angled screens in open channels. Journal of Hydraulic Engineering, 131, 294 – 304.
- Khan L.A., Wicklein E.A., Rashid M., Ebner L.L. & Richards N.A., 2004. Computational fluid dynamics modeling of turbine intake hydraulics at a hydropower plant. Journal of Hydraulic Research, 42(1), 61-69.
- Kirschmer O. (1926). Untersuchungen über den Gefallverlust an Rechen, Mitt. Hydro. Inst., Munich, Ed. D. Thoma., No. 1, 21.
- Kriewitz C.R., Lucas J. & Lais A. (2012). Downstream fish migration and intake structure optimization – A synergy ? Proceedings of 2nd IAHR Europe Congress, Munich.
- Larinier M. & Travade F. (2002). Downstream migration : problems and facilities. BFPP 364, 181-207.
- Larinier M. & Dartiguelongue J. (1989). La circulation des poissons migrateurs : le transit à travers les turbines des installations hydroélectriques. Bulletin Français de la pêche et de la Pisciculture, 312, 94 p.

- Launder B.E. & Sharma B.I. (1974). Application of the energy-dissipation model of turbulence to the calculation of flow near a spinning disc. *Letters in Heat and Mass Transfer*, 1, 131-138.
- Launder B.E. & Spalding D.B. (1974). The numerical computation of turbulent flows. *Computational Methods and Applied Mechanics Engineering*, 3, 269-289.
- MacNamara R. & McCarthy T.K. (2011). Test du Migromat®, biomoniteur de prédiction des périodes de dévalaison de l'anguille argentée – Expérimentation à Killaloe sur la rivière Shannon (Irlande) 2008-2010.
- Manceau R. (2007). Modélisation statistique de la turbulence. 10ème Ecole de Mécanique des Fluides Numériques, Roscoff.
- Menter F.R. (1994). Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal*, 32 (8), 1598-1605.
- Meusburger H., Volkart P. & Minor H.E. (2001). A New Improved Formula for Calculating Trashrack Losses. *Proceedings of 29th IAHR Congress, Beijing*, 1, 804-809.
- Meusburger H. (2002). Perte de charge au niveau des grilles de prise d'eau des centrales hydroélectriques. Thèse DISS. ETH n°14891. (<http://e-collection.library.ethz.ch/view/eth:26261>).
- Monten E. (1985). Fish and turbines. Fish injuries during passage through power station turbines. Vattenfall, Stockholm.
- Mosonyi E. (1966). *Wasserkraftwerke, Band I, Niederdruckanlagen*, VDI Verlag, Düsseldorf
- NMFS (National Marine Fisheries Service) (1995). *Screen Criteria for Juvenile Fish*. Environmental and Technical Services Division, Portland.
- NMFS (National Marine Fisheries Service) (2011). *Anadromous salmonid passage facility design*. NMFS, Northwest Region, Portland. (<http://www.nwr.noaa.gov/Salmon-Hydropower/FERC/upload/Fish-Passage-Design.pdf>).
- Nordlund B. & Bates. K. (2000). *Fish Protection Screen Guidelines (WDFW) – DRAFT*. 4/25/00. Co-published by the NOAA Fisheries and Washington Department of Fish and Wildlife. Olympia. (<http://wdfw.wa.gov/hab/ahg/screen51.pdf>)
- Odeh M. & Orvis C. (1998). *Downstream fish passage design considerations and developments at hydroelectric projects in the North-east USA*. Fish migration and fish bypasses, Fishing news books, 267-280.
- OTA (Office of Technology Assessment) (1995). *Fish passage technologies : protection at hydroelectric facilities*, OTA-ENV-641, Washington, DC. U.S. Government Printing Office, 167 p.
- Peltier Y., Rivière N., Proust S., Mignot E., Paquier A. & Shiono K. (2013). Estimation of the error on the mean velocity and on the Reynolds stress due to a misoriented ADV probe in the horizontal plane: case of experiments in a compound open-channel. *Flow Measurement and Instrumentation*, 34, 34–41.
- Pope S.B. (2000). *Turbulent flows*. Cambridge University Press, UK.
- Rainey W.S. (1985). Considerations in the design of juvenile bypass systems. *Proceedings of the symposium on small hydropower and fisheries*, Aurora. American Fisheries Society, 261-268.
- Raju K.G. & Singh V. (1975). Blockage effect on drag of sharp-edged bodies. *Journal of Industrial Aerodynamics*, 1, 301-309.
- Raynal S., Chatellier L., David L., Courret D. & Larinier M. (2013). Numerical simulations of fish-friendly angled trashracks at model and prototype scale. *Proceedings of 35th IAHR Congress, Chengdu*.
- Reuter C., Rettemeier K. & Köngeter J. (2001). Experimental head loss determination at inclined wedge wire fish protection screen. *Proceedings of 29th IAHR Congress, Beijing*.
- Schmitt V., Dufresne M., Vazquez J., Fischer M. & Morin A. (2012). Optimization of a hydrodynamic separator using a multi-scale computational fluid dynamics approach. *Proceedings of 9th International Conference on Urban Drainage Modelling, Belgrade*.

- Spalart P.R. and Allmaras S.R., 1992. A one-equation turbulence model for aerodynamic flows. American Institute of Aeronautics and Astronautics Paper, 92-0439.
- Spangler J. (1929). Investigation of the loss through trash racks inclined obliquely to the stream flow. Hydr. Pract., 461-470.
- Travade F., Gouyou C. & De Faverni N. (1999). Efficacité d'un exutoire de dévalaison et d'une barrière acoustique pour smolts de saumon atlantique (*Salmo salar* L.) à l'aménagement hydroélectrique de Saint Cricq sur le gave d'Aspe. Bulletin Français de la pêche et de la Pisciculture, 353/354,157-180.
- Travade F. & Larinier M. (2006). French experience with downstream migration devices. Proceedings of the International DWA symposium on water resources management, Berlin.
- Travade F., Larinier M., Subra S., Gomes P. & De-Oliveira E. (2009). Franchissement par l'anguille argentée en dévalaison de l'aménagement hydroélectrique de Baigts-de-Béarn (64). Influence des débits et de la taille des anguilles sur le comportement de dévalaison et fonctionnalité des exutoires. Rapport ONEMA/EDF – Programme R&D Anguilles/Ouvrages, 57 p et annexes.
- Travade F., Larinier M., Subra S., Gomes P. & De-Oliveira E. (2010). Behaviour and passage of European silver eels (*Anguilla anguilla*) at a small hydropower plant during their downstream migration. Knowledge and Management of Aquatic Ecosystems, 398, 01-19.
- Tsikata J.M., Tachie M.F. & Katopodis C. (2009). Particle image velocimetry study of flow near trashrack models. Journal of Hydraulic Engineering, 135(8), 671-684.
- USDI (United States Department of the Interior) (2006). Fish Protection at Water Diversions. A Guide For Planning and Designing Fish Exclusion Facilities. Water Resource Technical Publication, 480p. ([http://www.usbr.gov/pmts/hydraulics\\_lab/pubs/manuals/fishprotection/index.html](http://www.usbr.gov/pmts/hydraulics_lab/pubs/manuals/fishprotection/index.html)).
- Wang R.W., Chatellier L., David L., Courret D. & Larinier M. (2010). Study of the head loss of « fish-friendly » trashracks with inclined or tilted angles. Rapport de contrat Pprime/ONEMA, 55p + appendix.
- Wilcox D.C. (1988). Multiscale model for turbulent flows. AIAA Journal, 26, 1311-1320.
- Yakhot V., Orszag S.A., Thangam S., Gatski T.B. & Speziale C.G. (1992). Development of turbulence models for shear flows by a double expansion technique. Physics of Fluids A: Fluid Dynamics, 4(7), 1510-1520.
- Zimmermann J. (1969). Widerstand schräg angeströmter Rechengitter. Universität Fridericana Karlsruhe, Theodor-Rhebock-Flußbaulaboratorium, Mitteilungen Heft 157.
- Zdravkovich M.M. & Pridden D.L. (1977). Interference between two circular cylinders; series of unexpected discontinuities. Journal of Industrial Aerodynamics, 2, 255-270.