UNIVERSITÉ DE LORRAINE

AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4
Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10
http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php
http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm

UNIVERSITÉ DE LORRAINE

LABORATOIRE RÉACTIONS ET GÉNIE DES PROCÉDÉS

Ecole doctorale RP2E

RP2E

THESE

Soutenance le 03 Décembre 2014

Pour l'obtention du

Doctorat de l'université de Lorraine

Discipline : Génie des procédés et des produits

Par

Hatem KHDHIRI

Epuration en eaux courantes : évaluation et modélisation de la capacité d'oxygénation dans les cascades et les chutes d'eau

Composition du jury :

Rapporteurs : Caroline Gentric, Professeur, GEPEA-CRTT, Saint-Nazaire
Etienne Paul, Professeur, INSA, Toulouse

Examinateurs : Joachim Hansen, Professeur, université du Luxembourg
Olivier Potier, Maître de conférences HDR, ENSGSI, Nancy
Jean-Pierre Leclerc, Directeur de recherche CNRS, LRGP, Nancy
Pascal Breil, Chercheur IRSTEA, Lyon
Inoussa Zongo, Maître de recherches, CNRST/IRSAT, Ouagadougou

Remerciements

Je tiens tout d'abord à remercier vivement les membres du jury qui m'ont fait l'honneur en acceptant d'évaluer ces travaux de recherche.

J'adresse mes remerciements à mes directeurs de thèse Olivier et Jean-Pierre pour leur appui scientifique, leurs conseils précieux, leurs idées lumineuses et nombreuses ainsi que pour leur soutien et bonne humeur tout au long de la thèse.

Je remercie l'ensemble des partenaires du projet ANR-EPEC.

Je tiens également à remercier l'ensemble des personnels de l'atelier mécanique pour avoir contribué à ce travail. Je remercie également Richard Lainé pour son aide technique précieuse.

Merci à Cécile Lemaitre pour sa disponibilité et ses conseils notamment en termes de mécanique des fluides numérique.

Merci aussi à mes stagiaires Simon et Marion pour leur implication dans les tâches auxquelles elles ont été confiées.

Merci à tout le personnel technique et administratif du LRGP.

Finalement, merci à toute personne ayant contribué de près ou de loin à l'aboutissement de ce travail.

A ma famille, à mes amis.

Table des matières

Liste des tableaux 10

Liste des figures 11

Nomenclature 16

Introduction Générale 22

Chapitre I : Etude bibliographique 30

I) Introduction 30

II) Théorie du transfert d'oxygène air-eau 32

II-1) Mécanismes de transfert d'oxygène 32
II-2) Modèles de transfert théoriques 32
II-3) Impact de la température sur l'efficacité de transfert 34

III) Aération dans les cascades en marches d'escalier 35

III-1) Transfert d'oxygène sur les cascades 35
III-2) Hydrodynamique en cascade 36
III-3) Prédiction des régimes d'écoulement sur les cascades 37
III-4) Mécanismes d'entrainement d'air 39

a) Entrainement d'air en régime nappe 39

b) Entrainement d'air en régime fortement turbulent 40

III-5) Modèles d'aération en cascades 41
III-6) Simulation de l'écoulement par MFN 45

IV) Aération dans les chutes d'eau 46

IV-1) Mécanismes d'aération des chutes d'eau 47
IV-2) Régimes d'écoulement dans une chute d'eau 48
IV-3) Modèles d'aération dans les chutes d'eau 49

V) Aération en écoulement linéaire 58

VI) Conclusion 62

Chapitre II : Matériels et méthodes 66

I) Pilote de laboratoire 66

I-1) Démarche de dimensionnement du pilote 66
I-2) Caractéristiques du pilote 68
I-3) Mesure de tension superficielle 73
I-4) Système de Traçage 74

II) Méthodes numériques 75

II-1) Le maillage 78
II-2) Configuration du solveur FLUENT et schémas de discrétisation 79
II-3) Modélisation Multiphase 81
II-4) Modélisation de la turbulence 83
a) Traitement direct DNS (Direct Numerical Simulation) 83
b) Large Eddy Simulation (LES) 84
c) RANS (Reynolds Averaged Navier Stokes) 84
II-5) Conditions aux limites 87
Chapitre III : Modélisation globale de l'efficacité d'aération dans les cascades 92
I) Etude de l'aération dans la cascade 92
I-1) Effet du débit d'eau sur l'aération 92
I-2) Effet du nombre de marches 94
a) Variation du nombre de marches à H et L fixes 95
b) Variation du nombre de marches à h et l fixes 96
I-3) Effet de la longueur des marches 99
I-4) Effet de la hauteur des marches 100
I-5) Effet de la pente de la cascade 101
I-6) Effet des graviers sur le transfert d'oxygène 103
II) Modélisation de l'aération sur une cascade simple 107
II-1) Analyse dimensionnelle 107
II-2) Détermination des coefficients de la corrélation 108
II-3) Prédiction du Régime d'écoulement 110
a) Prédictions empiriques des régimes d'écoulement 111
b) Approche séparation par les nombres adimensionnels propres à l'écoulement 115
II-4) Corrélation de calcul d'aération à différents régimes 117
II-5) Comparaison des corrélations 122
II-6) Aération dans une cascade à marches non uniformes 124
III) Optimisation de l'oxygénation dans les cascades 126
III-1) Optimisation de l'oxygénation dans une cascade uniforme en fonction des paramètres géométriques 126
III-2) Optimisation de l'aération sur les cascades : Cascade en « Labyrinthe » 126
IV) Conclusion 129
Chapitre IV : Modélisation du transfert d'oxygène dans les chutes d'eau 132
I) Effet des paramètres opératoires sur l'aération dans les chutes 132
I-1) Effet du débit d'écoulement sur le transfert d'oxygène 132
I-2) Effet des paramètres géométriques sur l'aération dans les chutes 135

I-3) Etude de l'effet de la tension superficielle sur le transfert d'oxygène en cascade 137
II) Modélisation du transfert d'oxygène dans une chute d'eau 140
II-1) Analyse dimensionnelle 140
II-2) Calcul de corrélation 142
II-3) Optimisation de l'aération dans les chutes d'eau 144
II-4) Comparaison des performances d'aération sur les chutes et les cascades 145
III) Conclusion 146
Chapitre V: Modélisation fine du transfert d'oxygène sur les cascades 150
I) Détermination des volumes d'eau sur les cascades..... 150
I-1) Stratégie de traçage 150
I-2) Mesure des temps de séjour sur les cascades 159
I-3) Mesure des volumes d'eau sur les cascades.....161
I-4) Modélisation de la variation du volume d'eau sur les cascades 164
II) Simulation de l'écoulement sur les cascades par la mécanique des fluides numérique et calcul des données locales..... 165
II-1) Stratégie de simulation; recherche de la configuration optimale du solveur FLUENT 166
a) Simulations en 3D..... 166
b) Simulations préliminaires en 2D des écoulements dans les cascades 167
II-2) Analyse de l'écoulement simulé sur les cascades.....179
a) Régime nappe..... 179
b) Régime de transition 182
c) Régime fortement turbulent 184
II-3) Volume d'eau et aire interfaciale dans les cascades 185
a) Comparaison des méthodes expérimentale et numérique d'estimation du volume d'eau sur les cascades 185
b) Evolution de l'aire d'interface air-eau..... 187
II-4) Calcul du coefficient de transfert d'oxygène volumique k_La et du coefficient k_L 190
III) Conclusion 193
Conclusion et perspectives 198
Références bibliographiques 204
Annexes.....214

Liste des tableaux

Tableau -I-1- Valeurs des coefficients X_i i=1, 2, 3, 4 en fonction du régime d'écoulement 42
Tableau -I-2- Valeurs des coefficients X'_i i=1, 2, 3, 4, 5 en fonction du régime d'écoulement 42
Tableau -I-3- Tableau récapitulatif des corrélations de calcul d'aération dans les cascades 44
Tableau -I-4- valeurs des coefficients k_{Ni} de la corrélation de Nakasone..... 51
Tableau -I-5- Dimensions testées pour l'aération d'une chute..... 54
Tableau –I-6- Tableau récapitulatif des différentes corrélations de calcul d'aération dans les chutes d'eau..... 57
Tableau-III-1- Différents critères de séparation des régimes d'écoulement sur la cascade..... 114
Tableau-III-2- Classement des régimes d'écoulement selon le nombre de Froude Fr_x 116
Tableau -III-3- Valeurs des coefficients de corrélation, η et st selon le régime d'écoulement 117
Tableau -III-4- Comparaison de la précision des corrélations de calcul d'aération 123
Tableau -IV-1- Variation de la tension superficielle avec la concentration en SDS..... 138
Tableau -IV-2- Gammes des paramètres d'aération dans la chute d'eau..... 142
Tableau-V-1- Différents points d'injections et de détection testés 152
Tableau -V-2- Comparaison des moments d'ordre 1 entre trois configurations 156
Tableau -V-3- Comparaison des simulations avec différentes taille de maillage..... 169
Tableau -V-4- Comparaison des différentes modèles de turbulence 172
Tableau -V-5- Comparaison entre les schémas de discrétisation de fraction volumique..... 176
Tableau -V-6- Configuration utilisée dans les simulations 179
Tableau V-7- Ensemble des paramètres impliqués dans l'aération..... 190

Liste des figures

Figure-I-1- Schéma simplifié de l'autoépuration : dégradation de la matière organique 31
Figure-I-2 - Photo d'un seuil d'aération dans un cours d'eau 35
Figure-I-3- Les trois types de cascades (a) cascades à marches horizontales (b),(c) cascades à marches inclinées 36
Figure -I-4- Régimes d'écoulement sur une cascade : (a) régime nappe I, (b) régime nappe II, (c) régime de transition, (d) régime fortement turbulent 37
Figure-I-5- Aération en régime nappe 39
Figure-I-6- Écoulement fortement turbulent 40
Figure -I-7- Dispositif expérimental de Toombes et Chanson (Toombes et Chanson, 2005) 43
Figure -I-8- Comparaison entre l'écoulement simulé (a) et expérimental (b) (Cheng et al., 2006) 45
Figure -I-9- Comparaison entre l'écoulement expérimental (a) et l'écoulement simulé par les méthodes Mixture (b) et VOF (c) (Eghbalzadeh and Javan, 2013) 46
Figure -I-10- Mécanismes d'aération dans une chute d'eau (Rahmé et al., 1997) 48
Figure -I-11- Les différents types de jets d'eau et modes d'entrainement d'air dans une chute d'eau (Baylar et Bagatur, 2006) 49
Figure-I-12- Les différents types de chutes d'eau (Baylar et Emiroglu, 2007) 53
Figure-I-13- Schéma d'une plaque avec ouverture triangulaire (Baylar et al., 2001) 54
Figure-I-14- Les formes de chutes utilisées par Labocha (1996) 54
Figure -I-15- Les différentes formes et arrangements de cailloux utilisés dans les expériences d'aération de Kockgor et Kuckukali (2004) 59
Figure-I-16-Cartographie du taux d'oxygène dissous dans les arrangements (a) et (b) (Kockgor et Kuckukali, 2004) 60
Figure-I-17-Cartographie du taux d'oxygène dissous dans l'arrangement (c) (Kockgor et Kuckukali, 2004) 60
Figure -I-18- Les différents arrangements des pierres dans le canal (Kucukali et Cokgor, 2008) 62
Figure-II-1- Schéma global du dispositif expérimental 68
Figure -II-2- Photo du pilote de laboratoire 69
Figure -II-3- Schéma du pilote cascade 70
Figure –II-4- Photo de la cascade 70
Figure -II-5- Schéma du pilote chute d'eau 71
Figure -II-6- Photo du système chute d'eau 71
Figure -II-7- Photo d'un oxymètre Mettler Toledo SG-9 72
Figure –II-8– Photo du tensiomètre 74
Figure -II-9- Schéma explicatif du dispositif de traçage 75
Figure -II-10- Schéma de résolution par FLUENT 77
Figure-II-11- Les différentes types de maillages : (a) maillage structuré, (b) maillage non structuré, (c) maillage hybride 79
Fig. -III-1- Effet du débit sur l'aération dans une cascade de laboratoire de 5 marches h = 10 cm et l = 10 cm 93
Figure -III-2- Régimes d'écoulement sur une cascade : (a) régime nappe 1, (b) régime nappe 2, (c) régime de transition, (d) régime fortement turbulent 94
Figure –III-3- Variation du nombre de marches à H et L fixes 95

Figure -III-4- Variation nombre de marches à hauteur h et longueur l fixes 95
Figure -III-5- Effet de la variation du nombre de marche à hauteur de cascade fixe H = 50 cm 96
Figure -III-6- Effet du nombre de marches sur l'aération dans une cascade de 3 à 5 marches (h = l = 10 cm) 97
Figure -III-7- Évolution de l'efficacité d'aération en fonction du débit pour différents nombres de marches h = 5 cm ; l = 10 cm 97
Figure -III-8- Évolution de l'efficacité d'aération en fonction du débit pour différents nombres de marches h = 10 cm ; l = 14,5 cm 97
Figure -III-9- Efficacité d'aération en fonction du nombre de marches (h = 5cm ; l = 10 cm) 98
Figure -III-10- Efficacité d'aération en fonction du nombre de marches (h = 10 cm, l = 14,5 cm) 98
Figure -III-11- Évolution du ratio Efficacités d'aération/nombre de marches (E_{20}/n) en fonction du débit q_w 99
Figure -III-12- Effet de la longueur des marches sur l'efficacité d'aération 99
Figure -III-13- Écoulement sur une cascade avec h = 16,5 cm et l = 10 cm 100
Figure -III-14- Efficacité d'aération moyenne par marche en fonction de la hauteur de marche pour différents débits 101
Figure -III-15- Schéma explicatif de la pente de la cascade 102
Figure-III-16- Comparaison des courbes $E_{20} = f(q_w)$ entre 3 cascades avec 3 pentes 103
Figure-III-17- Effet de la pente de la cascade sur l'efficacité d'aération par nombre de marche 103
Figure -III-18- Schéma de la cascade avec des graviers collés (à droite) et graviers retenus par des rebords (à gauche) 104
Figure -III-19- Effet des graviers collés sur l'aération dans une cascade de 5 marches avec h = l = 10 cm 105
Figure -III-20- Comparaison des efficacités d'aération sur une cascade à 3 marches (h = 16,5 cm et l = 10 cm) avec et sans graviers 105
Figure -III-21- Comparaison des efficacités d'aération sur une cascade à 5 marches (h = 10 cm et l = 14,5 cm) avec et sans graviers 106
Figure -III-22- Écoulement sur une cascade avec des graviers 106
Figure -III-23- Comparaison des efficacités d'aération mesurées aux efficacités d'aération calculées par 110
$E20 = 0{,}211.Re - 0{,}033.n0{,}445.\tan\alpha 0{,}083$ 110
Figure -III-24- Séparation des régimes d'écoulement en cascade selon le critère D_s de Stephenson (1991) 112
Figure -III-25- Séparation des régimes sur la base du critère de Peyras et al. (1991) 112
Figure -III-26- Critère de séparation entre les régimes nappe et de transition de Chanson (2001) 113
Figure -III-27- Critère de séparation entre les régimes de transition et turbulent de Chanson (2001) 113
Figure -III-28- Critère de séparation entre les régimes nappe et de transition de Ohtsu et al. (2001) 114
Figure -III-29- Critère de séparation entre les régimes de transition et turbulent de Ohtsu et al. (2001) 115
Figure -III-30- Schéma explicatif des longueurs x et y 115
Figure -III-31- Séparation des régimes d'écoulement sur la base du nombre Fr_x 116
Figure -III-32- Comparaison entre E_{20} mesurée et E_{20} calculée avec la corrélation spécifique à l'écoulement nappe 118
Figure -III-33- Comparaison entre E_{20} mesurée et E_{20} calculée avec la corrélation spécifique à l'écoulement de transition 119

Figure -III-34- Comparaison entre E_{20} mesurée et E_{20} calculée avec la corrélation spécifique à l'écoulement turbulent 119
Figure -III-35 - Effet du nombre de marches sur l'aération 121
Figure -III-36- Effet de la pente de la cascade sur l'aération 121
Figure -III-37- Effet du ratio h_c/H sur l'aération 121
Figure -III-38- Effet du nombre de Reynolds sur l'efficacité d'aération 122
Figure -III-39- Accord entre valeurs expérimentales et valeurs calculées de E_{20} avec nos 3 corrélations relatives aux régimes d'écoulement 122
Figure -III-40- Accord entre les efficacités E_{20} calculées par la corrélation d'Essery et al. (1978) et les valeurs E_{20} mesurées 123
Figure -III-41- Accord entre les E_{20} calculées par la corrélation de Baylar et al. (2006) et les valeurs mesurées expérimentalement 123
Figure -III-42- Schéma de la cascade à marches non uniformes 125
Figure -III-43- Accord entre les valeurs calculées et les mesures de E_{20} sur la cascade non uniforme 125
Figure -III-44- Vue de dessus de la cascade simple (a) et de la cascade en labyrinthe (b) avec le parcours de l'écoulement 127
Figure -III-45- Photo de la cascade en labyrinthe 128
Figure -III-46- Comparaison de l'efficacité d'aération entre la cascade labyrinthe et la cascade simple équivalente 128
Figure -IV-1- Vue de face d'une chute d'eau 133
Figure -IV-2- Vue de côté d'une chute d'eau 133
Figure -IV-3- Évolution de l'efficacité d'aération dans une chute d'eau; z = 76 cm, Z_t = 20 cm 134
Figure -IV-4- Évolution de l'efficacité d'aération dans une chute d'eau; z = 110 cm, Z_t = 10 cm 134
Figure -IV-5- Efficacité d'aération E20 en fonction du débit pour 3 hauteurs de chute et pour un niveau d'eau en aval de Z_t = 10 cm 135
Figure -IV-6- Efficacité d'aération E20 en fonction du débit pour 3 hauteurs de chute et pour un niveau d'eau en aval de Z_t = 20 cm 136
Figure -IV-7- Évolution de l'efficacité d'aération en fonction du niveau d'eau en aval Z_t pour z = 1 m 137
Figure -IV-8- Effet de la concentration du SDS sur l'aération dans une chute avec z = 0,76 m et Z_t = 0,2 m 138
Figure -IV-9- Effet de la concentration du SDS sur l'aération dans une chute avec z = 0,76 m et Z_t = 0,1 m 139
Figure -IV-10- Effet de la concentration du SDS sur l'aération dans une chute avec z = 1,1 m et Z_t = 0,1 m 139
Figure -IV-11- Effet de la concentration du SDS sur l'aération dans une chute avec z = 1 m et Z_t = 0,2 m 139
Figure -IV-12- Schéma d'une vue de côté d'une chute d'eau 141
Figure -IV-13- Accord entre les efficacités E_{20} mesurées et les E_{20} calculées par notre corrélation 143
Figure -IV-14- Accord entre E_{20} mesurée par rapport à E_{20} calculée pour des données de terrain de Nakasone (1987) et Avery et Novak (1978) 144
Figure -IV-15- Évolution de l'efficacité d'aération E_{20} en fonction du ratio (Z_t/z) pour différents débits avec 145
$z+Z_t$ = 0,8 m 145
Figure -IV-16- Schéma de comparaison entre une chute d'eau et une cascade 145

Figure -IV-17- Comparaison entre 3 cascades à 3, 6 et 10 marches (H = 0,6 m) et une chute d'eau (Z_t/z = 0,165) en termes d'aération 146
Figure -V-1- Schéma explicatif des mesures de conductivité sur les cascades 151
Figure -V-2- Vue de dessus de la cascade avec les points d'injection et les points de détection 152
Figure -V-3- Signaux d'entrée et de sortie pour une injection dans le tuyau d'alimentation 153
(injection au point (1), mesures des conductivités aux points (b) et (e)) 153
Figure -V-4- Signaux d'entrée et de sortie pour une injection avant les grilles de stabilisation de l'écoulement (injection au point (3), mesures de conductivité aux points (b) et (e)) 153
Figure -V-5- Signaux d'entrée et de sortie pour une injection entre la grille et le point de détection (injection (6), mesure des conductivités aux points (b), (e)) 154
Figure -V-6- Vue de dessus de la cascade montrant la zone de recirculation responsable de la dilution du traceur injecté dans le tuyau d'alimentation en eau 155
Figure -V-7- Dispersion transversale d'une solution colorée de rhodamine sur une cascades (h = l = 10 cm) aux débits 0,678 L/s et 1,731 L/s 158
Figure -V-8- E1(t) et E2(t) pour une cascade de 10 marches (h = 5 cm et l = 10 cm) à q = 0,565 L/s 159
Figure -V-9- E1(t) et E2(t) pour une cascade de 10 marches (h = 5 cm et l = 10 cm) à q = 2,088 L/s 159
Figure -V-10- Temps de séjour moyens en fonction du débit d'écoulement dans 3 cascades avec 5, 8 et 10 marches (h = 5 cm et l = 10 cm) 160
Figure -V-11- Temps de séjour moyens en fonction du débit d'écoulement dans 3 cascades avec 3, 4 et 5 marches (h = l = 10 cm) 161
Figure -V-12- Temps de séjour moyens en fonction du débit d'écoulement dans 3 cascades avec 3, 4 et 5 marches (h = 10 cm et l = 14,5 cm) 161
Figure -V-13- Volumes d'eau en fonction du débit d'écoulement dans 3 cascades avec 5, 8 et 10 marches (h = 5 cm et l = 10 cm) 162
Figure -V-14- Volumes d'eau en fonction du débit d'écoulement dans 3 cascades avec 3, 4 et 5 marches (h = l = 10 cm) 162
Figure -V-15- Volumes d'eau en fonction du débit d'écoulement dans 3 cascades avec 3, 4 et 5 marches (h = 10 cm et l = 14,5 cm) 163
Figure -V-16- Comparaison entre les courbes de E_{20} et de V en fonction du débit q pour une cascade de 5 marches (h = l = 10 cm) 163
Figure -V-17- Comparaison entre les courbes de t_s et V en fonction du débit q pour une cascade de 5 marches (h = l = 10 cm) 163
Figure -V-18- Schéma explicatif des longueurs Y et x sur une cascade 165
Figure -V-19- Variation du volume d'eau sur les cascades en fonction du ratio (x/Y) pour q = 1,731 L/s 165
Figure -V-20- Contours des phases dans une cascade 3D (le rouge correspond à l'eau et le bleu à l'air) 166
Figure -V-21– Écoulement à t = 1 s 179
Figure -V-22– Écoulement à t = 2 s 180
Figure -V-23– Écoulement à t = 3 s 180
Figure -V-24– Écoulement à t = 4 s 180
Figure -V-25– Écoulement à t = 5 s 181
Figure -V-26- Différentes zones caractéristiques dans un écoulement sur une marche de cascade en régime nappe, (h = 10 cm et q = 1,731 L/s) 181
Figure -V-27- Contour des vitesses en régime nappe pour q = 0,9 L/s sur une cascade de 5 marches, (h = 5 cm, l = 10 cm) 182

Figure -V-28– Contour des phases dans une cascade de 5 marches (h = 5 cm et l = 10 cm) en régime transitoire (q = 2,088 L/s) pour différents temps de calcul (t = 3, 5 et 6 s respectivement) 183
Figure -V-29- Simulation de la fraction volumique dans une cascade de 5 marches (h = 5 cm et l = 10 cm) à q = 5 L/s..... 184
Figure -V-30- Photo d'un écoulement turbulent (Gonzalez, 2005)..... 185
Figure -V-31– Comparaison entre les volumes d'eau mesurés par traçage et ceux calculés numériquement par MFN en fonction du débit sur une cascade de 5 marches (h = 5 cm et l = 10 cm) 186
Figure -V-32– Comparaison entre les volumes d'eau mesurés par traçage et ceux calculés numériquement par MFN en fonction du débit sur une cascade de 4 marches (h = 10 cm et l = 10 cm) 186
Figure -V-33– Comparaison entre les volumes d'eau mesurés par traçage et ceux calculés numériquement par MFN en fonction du débit sur une cascade de 3 marches (h = 10 cm et l = 14,5 cm)..... 187
Figure -V-34- Évolution de la surface d'échange (en m^2) dans une cascade de 5 marches (h = 5 cm et l = 10 cm) 188
Figure -V-35- Évolution de l'aire interfaciale (en m^2) dans une cascade de 4 marches (h = l = 10 cm) 188
Figure -V-36- Évolution de l'aire interfaciale (en m^2) dans une cascade de 3 marches (h = 10 cm et l = 14,5 cm)..... 188
Figure -V-37- Évolution de l'aire interfaciale (en m^2/m^3) dans une cascade de 5 marches (h = 5 cm et l = 10 cm) 189
Figure -V-38- Évolution de l'aire interfaciale (en m^2/m^3) dans une cascade de 4 marches (h = l = 10 cm)..... 189
Figure -V-39- Évolution de l'aire interfaciale (en m^2/m^3) dans une cascade de 3 marches (h = 10 cm et l = 14,5 cm) 190
Figure -V-40– Accord entre k_La calculé par notre corrélation et k_La mesuré expérimentalement..... 192
Figure -V-41- Évolution du coefficient k_L avec le débit pour 3 cascades à 3 marches (h = 10 cm, l = 14,5 cm), 4 marches (h = l = 10 cm) et 5 marches (h = 5 cm, l = 10 cm) 192
Figure -V-42- Accord entre k_L calculé et k_L mesuré 193

Nomenclature

a	aire de interfaciale d'échange (m^2/m^3)
A, a_1, a_2, a_3, a_4	coefficients de corrélation de calcul de l'efficacité d'aération en cascade
B_1, b_2, b_3, b_4, b_5, b_6	coefficients de corrélation de calcul de k_La en cascade
C	concentration de l'oxygène dissous dans l'eau (mg/L)
C_D	concentration de l'oxygène dissous en aval (mg/L)
C_D	concentration de saturation l'oxygène dissous (mg/L)
C_i	concentration de l'oxygène dissous à l'interface air-eau (mg/L)
C_{mix}	concentration en oxygène dans la zone de mélange dans une chute d'eau (mg/L)
Co	nombre de courant
C_u	concentration de l'oxygène dissous en amont (mg/L)
D, D_i	diffusivités aux températures T et T_i respectivement ($m^2.s^{-1}$)
D_{Hj}	diamètre hydraulique du jet dans une chute d'eau (m)
D_{O2}	diffusivité de l'oxygène dans l'eau ($m^2.s^{-1}$)
D_r	ratio entre les forces caractéristiques du modèle et du prototype
D_s	nombre adimensionnel de Stephenson
E	Efficacité d'aération
$E_1(t)$, $E_2(t)$	fractions de flux du traceur saline ayant un certain âge par unité de temps pour, respectivement, l'amont et l'aval de la cascade
E_{15}, E_{20}	efficacités d'aération à 15° et 20° C respectivement
E_i	efficacité d'aération à la température T_i
E_m	efficacité de Murphee
f	coefficient de correction de E
F_*	nombre de Froude défini par Baylar et al. (2006)
F_m, F_p	forces caractéristiques dans le modèle et le prototype (N)
F_r :	nombre de Froude en amont de la cascade
Frj	nombre de Froude du jet

Fr_m, Fr_p	nombres de Froude dans le modèle et le prototype respectivement
Fr_x	nombre de Froude défini en termes de pseudo hauteur des marches x.
g	constante de la gravité ($m.s^{-2}$)
h	hauteur de marches (m)
H	hauteur totale de la cascade (m)
h_b	niveau d'eau au bord de la chute (m)
h_c	niveau d'eau critique en amont de la cascade (m)
He	constante de Henry (L.atm/mol)
J_{O2}	flux de O_2 transféré ($g.\ s^{-1}$)
K	coefficient global de transfert d'oxygène dissous de l'air à l'eau ($m.s^{-1}$)
k	énergie cinétique turbulente (J/kg)
k_a	coefficient de transfert côté gaz ($m.s^{-1}$)
K_{AN}	coefficient exprimant la variation de la salinité de l'eau dans la corrélation d'Avery et Novak (1978)
k_L	coefficient de transfert côté liquide ($m.s^{-1}$)
$k_La\gamma$	coefficient de transfert global de la zone RPA et RP de la chute d'eau Kim et Walters (2001) (s^{-1})
k_{N1}, k_{N2}, k_{N3}	coefficients de corrélations de Nakasone (1987)
l	longueur de marche (m)
L	longueur totale de cascade (m)
L_a	longueur de l'écoulement aéré dans une cascade en régime turbulent (m)
L_f	épaisseur du film dans le modèle de Dobbins (m)
L_I	longueur de l'écoulement non aéré dans une cascade en régime turbulent (m)
L_p, L_m	longueurs caractéristiques dans le prototype et le modèle respectivement (m)
L_r	ratio entre les dimensions caractéristiques du prototype et du modèle
Pa	pression partielle d'oxygène dans l'air (atm)
q	débit volumique d'eau (m^3/s)

q_j	débit d'eau rapporté au rayon hydraulique du jet dans une chute d'eau (m^2/s)
q_w	débit d'eau par unité de largeur ($m^3/m.s$)
R	constante des gaz parfaits (atm.L/mol.k)
r	ratio de déficit en oxygène dissous
r_{15}, r_{20}	ratios de déficit en oxygène dissous à 15 et 20° C respectivement
R_b	ratio de blocage dans un écoulement à surface libre par les blocs rocheux
Rej	nombre de Reynolds du jet
Re_m, Re_p	nombres de Reynolds dans le modèle et le prototype respectivement
R_j	rayon hydraulique du jet dans une chute (m)
r_{RP}	ratio de déficit en oxygène dissous de la zone RP dans une chute
r_{RPA}	ratio de déficit en oxygène dissous de la zone RPA dans une chute
S	aire d'échange air-eau (m^2)
Sφ	terme source dans les équations de transport de φ
Sc	nombre de Schmidt
st	paramètre du test Student
T	température de l'eau (°C)
t	temps (s)
u	vitesse d'écoulement du fluide (m/s)
ū	vitesse moyenne du fluide (m/s)
u'	fluctuation de la vitesse du fluide (m/s)
V	volume d'eau (m^3)
V_f	vitesse finale du jet dans une chute d'eau (m/s)
V_p, V_m	vitesses caractéristiques dans le prototype et le modèle respectivement (m/s)
V_r	ratio entre les vitesses caractéristiques du prototype et du modèle
V_U	vitesse initiale de l'écoulement en amont de la cascade (m/s)
W	largeur de la cascade (m)
x	pseudo hauteur des marches (m)

X'_i (i = 1 à 5)	coefficients de la corrélation de calcul de E_{20} de Baylar et al. (2007b)
X_i (i = 1 à 4)	coefficients de la corrélation de calcul de L_i de Baylar et al. (2007b)
x_i, y_i	système de coordonnées en chute d'eau
Y	longueur de l'écoulement sur cascade (m)
z	hauteur de chute d'eau = différence des niveaux des surfaces libres des écoulements amont et aval (m)
z_i	la distance de l'interface air-eau (m)
Z_t	niveau d'eau en aval de la chute d'eau (m)
Γ	coefficient de transport diffusif dans les équations de transport de φ
ΔC	différence de concentration entre l'amont et l'aval (mol. L^{-1})
Δt	pas de temps dans une résolution transitoire par MFN (s)
$\Delta \xi$	taille des maillages (m)
α	pente de la cascade (°)
α_v	angle d'ouverture du déversoir triangulaire dans une chute d'eau
β	angle d'inclinaison des marches d'une cascade (°)
δ	épaisseur du film liquide de Whitman (m)
ε	vitesse de dissipation de l'énergie cinétique turbulente (J/kg.s)
φ	enthalpie ou vitesse du fluide si l'équation est de conservation de chaleur ou de quantité de mouvement (J ou m/s)
η	probabilité de nullité des coefficients de la corrélation
$\lambda, \lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$	coefficients de corrélation de calcul de E_{20} pour en chute d'eau
θ	fréquence moyenne de renouvellement du film liquide (s^{-1})
μ, μ_i	viscosités dynamiques aux températures T et T_i respectivement (Pa.s)
μ_t	viscosité turbulente (Pa.s)
ρ, ρ_i	masses volumiques de l'eau aux températures T et T_i respectivement (Kg/m^3)
σ, σ_i	tensions superficielles aux températures T et T_i respectivement ($N.m^{-1}$)
υ	viscosité dynamique ($m^2.s^{-1}$)
ω	dissipation spécifique de l'énergie turbulente (s^{-1})

Introduction Générale

Les ressources en eaux douces sont essentielles à l'existence humaine, à la biodiversité, mais aussi au maintien de l'activité économique. L'exploitation accrue de ces ressources suite au développement économique et social, mais aussi simplement à l'augmentation de la population, ont conduit à une dégradation des milieux aquatiques. En Particulier, la pollution par les eaux usées urbaines non traitées représente une grande partie de la pollution totale affectant les eaux douces. Les polluants aquatiques induisent plusieurs conséquences néfastes aux eaux de surface tels que l'eutrophisation, l'hypoxie ou l'asphyxie des espèces aquatiques, voire même de graves changements des fonctions chez les espèces vivantes (Pander et Geist, 2013) (par exemple : perturbateurs endocriniens).

Par conséquent, l'intérêt porté par le législateur et l'opinion publique aux problématiques relatives à l'eau a cru ces dernières décennies. Dans ce cadre, La directive européenne DCE vient réglementer la gestion des eaux douces par deux actions : la prévention de la pollution et la restauration des eaux de surface polluées. Cette directive vise à atteindre un bon état écologique et chimique des eaux avant 2015 : D'une part, l'état écologique d'une eau tient compte de l'abondance et la diversité de la faune et de la flore aquatique et des nutriments ainsi que des paramètres comme la salinité, la température, les caractéristiques hydro-morphologiques et la pollution chimique. D'une autre part, un bon état chimique est défini selon des normes de qualité environnementale établies pour les polluants chimiques. A cet égard la DCE est soutenue par d'autres réglementations européennes telles que « REACH » sur les substances chimiques, les règlements de l'union sur les pesticides et la directive relative aux émissions industrielles (ec.europa.eu).

En France, malgré les 19750 stations d'épurations traitant une pollution de 76 millions d'E.H en 2013, la pollution des cours d'eau reste aujourd'hui d'actualité (www.eaufrance.fr). Ainsi, Lors de la publication du rapport de la commission européenne sur l'état des eaux dans l'union en 2012, environ 34 % des eaux de surfaces en France sont encore en mauvais état. (ec.europa.eu)

Par conséquent, la nécessité de restauration des écosystèmes aquatiques est maintenant bien établie (Kondolf et al., 2007). La restauration des rivières est devenue largement appliquée et joue un rôle majeur dans la gestion de l'environnement (Bernhardt *et al*, 2007).

Pour restaurer les cours d'eau, le système naturel a la capacité de digérer la pollution grâce à une épuration autonome, appelée autoépuration, lui permettant de retrouver toute ou une partie de ses propriétés écologiques naturelles. Cependant, l'autoépuration reste un phénomène limité qui ne peut fonctionner que dans des milieux peu pollués. Il ne peut donc se substituer aux stations d'épuration. En revanche, il peut avoir une action complémentaire pour améliorer la qualité des eaux. L'autoépuration ne peut fonctionner correctement si certaines conditions ne sont pas réunies. Elle est constituée de nombreux processus physico-chimiques et biologiques couplés permettant la réduction

de la charge polluante dans les eaux. Les mécanismes prépondérants sont classés selon 3 grandes catégories :

Les processus physiques :

Il s'agit généralement de la transformation de la pollution physique, par dispersion ou par transfert de la pollution d'un milieu à un autre par des mécanismes physiques :

- La dilution : la pollution se dilue naturellement dans les cours d'eau dans le cas des précipitations pluvieuses ou dans le cas où le cours d'eau pollué rejoint un autre cours d'eau moins pollué. Cet effet permet d'éviter l'asphyxie du système exposé à une pollution aigue. De plus, il est favorable à l'assimilation de la pollution par les mécanismes essentiellement biologiques.
- L'adsorption : les molécules polluantes s'adsorbent sur les particules solides (particules sableuses, argiles, particules colloïdales…). Ce mécanisme retient entre autres les métaux lourds qui peuvent se dissoudre dans la colonne d'eau ou se complexer avec d'autres ions. Ce processus est réversible et l'équilibre désorption/adsorption est dépendant de plusieurs paramètres tels que la concentration de la pollution et la saturation des sites d'adsorption (Vagnetti, 2003).
- La sédimentation est un mécanisme d'autoépuration important. Il est plus efficace dans les eaux calmes, voire stagnantes comme les lagunes, les lacs… Les particules solides en suspension, qui peuvent être de l'argile avec des métaux lourds adsorbés, des oxydes de Fer ou de Manganèse, ainsi que les substances humiques insolubles sont entrainées vers le fond des cours d'eau dans des conditions d'écoulements laminaires (Vagnetti et al, 2003).
- La volatilisation : c'est un transfert physique de la pollution de sa phase liquide à la phase gazeuse. C'est une élimination permanente de la pollution du milieu aquatique. Ce mécanisme est spécifique aux composés organiques volatils (COV) présents dans l'eau ou flottants sur l'eau sous formes de fins films. Ces composés sont transférés à l'atmosphère suite à un fort brassage entre l'air et l'eau notamment dans le cas des chutes d'eau et des cascades (Brusseau et Bohn, 1996).

Les mécanismes physiques ne détruisent pas la pollution ; ils la déplacent, la dispersent ou la concentrent.

Mécanismes chimiques :

Il s'agit de l'ensemble des mécanismes impliquant une transformation chimique des molécules polluantes. Les principaux mécanismes sont :

- L'hydrolyse des composés polluants (Oustroumov, 2004)
- L'atténuation de la toxicité des molécules polluantes par leurs liaisons à la matière organique présente dans l'eau (Ostroumov, 2004).
- Les réactions Rédox-catalysées : oxydation de la matière organique en présence d'oxygène dissous ou oxydation de l'ammoniaque en nitrates ainsi que d'autres

réactions rédox catalysées généralement par les microorganismes ou gouvernées par d'autres processus biologiques (Ostroumov, 2004).

- Les réactions acide-base : Les molécules polluantes peuvent avoir un caractère acide-base (nombreux hydroxydes, carbonates). Dans ce cas, ces molécules peuvent être neutralisées grâce au pouvoir tampon de l'eau (Ostroumov, 2004).
- Les réactions de précipitation : dépendent de la solubilité de certains composés. Ces mécanismes permettent d'enlever la pollution de la phase liquide. A titre d'exemple, les sels de phosphates ou de carbonates peuvent précipiter dans les cours d'eau.
- Réaction de dégradation par les UV.

Certains mécanismes sont de type physico-chimique, ils font intervenir les deux types de processus : c'est le cas des procédés de coagulation-floculation puis sédimentation.

Mécanismes biologiques :

- Les composés organiques, les composés phosphorés et azotés peuvent être consommés par les plantes. Certains types de plantes ont la capacité d'accumuler les composés toxiques et les métaux lourds tels que les roseaux. La consommation est plus importante en été qu'en hiver où les plantes accumulent les réserves pour l'hibernation (Vagnetti et al, 2003).
- Dégradation bactérienne : c'est l'un des plus importants mécanismes de dégradation de la matière organique biodégradable, et des composés inorganiques tels que les composés phosphorés et azotés. Il en existe deux types : la dégradation anaérobie en absence d'oxygène dissous et la dégradation aérobie en présence de cet élément. Cette dégradation peut mener à la minéralisation de la matière organique (Vagnetti et al, 2003).

L'oxygène est donc un élément essentiel dans les mécanismes chimiques et biologiques de l'autoépuration. Ainsi, l'un des paramètres de qualité de l'eau les plus cités est la concentration de l'oxygène dissous. L'oxygène présent dans l'atmosphère est soluble dans l'eau en fonction de sa pression partielle dans la phase gazeuse et de sa concentration dans l'eau. Sa solubilité augmente aux faibles températures. Pour enrichir une eau en oxygène dissous, deux mécanismes sont possibles : le mécanisme physique de transfert de masse de l'air à l'eau induit par le gradient de concentration d'oxygène et le processus de photosynthèse. Ce dernier est moins efficace et sensiblement lié à l'ensoleillement et la turbidité de l'eau.

L'oxygène dissous dans l'eau est consommé par la respiration des organismes et microorganismes aquatiques. Tout comme l'épuration dans les filières de traitement des eaux usées, l'aération est une étape importante dans l'autoépuration. Cependant, dans les cours d'eau elle ne peut être assurée par des aérateurs artificiels. Pour assurer l'aération des eaux naturelles, la démarche consiste à exploiter les propriétés hydro-morphologiques des cours d'eau pour créer des aménagements à ce niveau permettant un échange significatif d'oxygène entre l'air et l'eau.

L'objectif de ce travail s'inscrit dans le cadre de l'ANR EPEC, qui vise à l'amélioration du processus d'autoépuration dans les cours d'eau. Notre travail focalise sur le processus d'aération. Particulièrement, il s'agit de comprendre les mécanismes d'aération physique, étape importante dans le processus de l'autoépuration, dans les eaux courantes. Dans ce cadre, un grand nombre d'études se sont intéressées à l'aération des cours d'eau par des structures hydrauliques de type cascades ou chutes simples.

Gameson (1957) a été parmi les premiers auteurs à s'intéresser à l'aération dans les cascades et les chutes d'eau. Tebbutt et al. (1977) ont présentés des données expérimentales d'aérations sur les cascades sans proposer de corrélation prédictive de l'efficacité d'aération. Essery et al. (1978) ont proposé une équation de calcul d'efficacité de transfert d'oxygène impliquant une partie des paramètres d'influence. Chanson (1994, 1998, 2006) a effectué beaucoup de travaux sur l'hydraulique de l'écoulement en cascade et sur les propriétés diphasiques de l'écoulement turbulent en cascade. Toombes et Chanson (2005) ont proposé une corrélation d'estimation de l'efficacité d'aération n'impliquant que 3 paramètres. Baylar et al. (2003, 2006, 2007a, 2007b, 2010) ont proposé un grand nombre de données expérimentales d'aération dans les cascades. Les corrélations de l'efficacité d'aération E issues de ces mesures expérimentales restent empiriques. Avery et Novak (1978) ont proposé une corrélation semi-empirique de calcul de l'efficacité d'aération. Nakasone (1987) a proposé un ensemble de 4 équations pour estimer l'aération dans les chutes d'eau, Wormleaton et Soufiani (1998), Wormleaton et Tsang (2000), Kim et Walters (2001) et Watson et al. (1998) ont effectués des études d'aération dans les chutes avec des corrélations prédictives de l'efficacité d'aération se basant sur leurs données expérimentales.

Il existe des équations prédictives de l'efficacité d'aération dans les cascades et les chutes d'eau. Néanmoins, elles sont souvent empiriques et limitées à une gamme restrictive de conditions expérimentales. Ce qui souligne ici la nécessité de nouvelles équations modèles pour l'aération dans les cascades et les chutes, prenant plus en compte la physique réelle des phénomènes mis en jeu et permettant des possibilités d'extrapolation sur un spectre plus large de conditions opératoires et ainsi permettre un dimensionnement. Pour ce faire, nous proposons dans ce travail d'effectuer des expériences d'aération sur un pilote de laboratoire, avec pour objectif de modéliser le transfert d'oxygène sur les systèmes d'aération en chute et en cascade, en élaborant des corrélations semi-empiriques plus générales et prenant plus en compte la physique du phénomène. Peu de modélisations numériques ont été réalisées sur les systèmes cascade et chute d'eau. Par conséquent, nous proposons de simuler l'écoulement dans les cascades par la mécanique des fluides numérique. A l'échelle réelle, et dans une démarche de restauration, les corrélations et les résultats obtenus permettront d'optimiser l'autoépuration en fournissant des éléments de dimensionnement pour les agencements de structures d'aération.

Ce manuscrit se compose de 5 chapitres traitant les différents aspects de notre étude.

Le chapitre 1 revient sur les différentes études réalisées en matière d'aération des écoulements à surface libre, et décrit les différents modèles et corrélations de calcul d'aération dans les cascades, les chutes d'eau, ainsi que les travaux précédents effectués

sur les cascades en mécanique des fluides numériques (MFN) et les études d'aération par les obstacles rocheux.

Le chapitre 2 est dédié à la présentation des différentes méthodes mises en œuvre dans ce travail, notamment la description du pilote, des différents appareils et dispositifs, ainsi qu'une description des méthodes numériques utilisées dans les simulations.

Le chapitre 3 s'intéresse à l'aération dans les cascades. L'ensemble des résultats, constatations et interprétations par rapport aux effets de l'aération, font l'objet de cette section. Un modèle général d'aération dans les cascades est présenté dans ce chapitre.

Le chapitre 4 détaille l'aération dans les chutes d'eau. L'influence des différents paramètres géométriques, hydrodynamiques, tension superficielle est étudiée. Une modélisation de calcul d'aération est présentée.

Le chapitre 5 s'intéresse à l'aération, en tenant compte de l'hydrodynamique dans les cascades étudiées par deux techniques : expérimentale (traçage) et numérique (MFN). Un modèle semi-empirique d'aération plus élaboré tenant compte des données locales de l'aération est présenté dans cette partie.

Ce manuscrit est clôturé par une conclusion générale résumant les différentes études menées et leurs principaux résultats, suivie par des perspectives susceptibles d'enrichir davantage ce sujet.

Chapitre I : Etude bibliographique

I) Introduction

La gestion des ressources en eaux douces a fait l'objet de plusieurs réglementations. Adoptée en 1991, la directive européenne 91/271/CEE vise à réduire l'impact environnemental du rejet des eaux résiduaires urbaines et des eaux industrielles. Elle impose aux collectivités de plus de 2000 Equivalent Habitants (EH) de se doter de systèmes de traitement des eaux usées avec des exigences et des normes à respecter pour protéger contre la détérioration des systèmes aquatiques. En droit national, la loi sur l'eau de 1992 cible la protection contre la pollution, la restauration de la qualité de l'eau et la préservation des milieux aquatiques. La directive-cadre sur l'eau adoptée en 2000 a pour objectif d'atteindre « un bon état écologique des rivières et des cours d'eau » en 2015. L'article R-214-1 du code de l'environnement et les arrêtés du 6 Mai 1996 et 22 Juin 2007 s'inscrivent eux aussi dans la même démarche de protection des systèmes aquatiques en fixant les prescriptions techniques applicables aux systèmes d'assainissement non collectif et les règles liés à la collecte, le transport et le traitement des eaux usées des agglomérations. Cependant, l'application de ces réglementations n'est pas toujours assurée. Actuellement, les cours d'eau en France sont, pour une grande part, de qualité insuffisante. Aujourd'hui, environ 34 % de ces cours d'eau ne s'alignent pas avec les objectifs de la DCE pour 2015 (ec.europa.eu).

Généralement, les cours d'eau peuvent assimiler leur pollution si elle est très faible et si les conditions favorables à son élimination sont réunies. Cette capacité des cours d'eau de restaurer leurs propriétés écologiques naturelles se fait grâce au processus d'autoépuration. Il s'agit d'un ensemble de mécanismes physiques, chimiques et biologiques (essentiellement la dégradation de la matière organique par les microorganismes) agissant pour assimiler une pollution aquatique. L'autoépuration est un phénomène étroitement lié aux caractéristiques des cours d'eau notamment le débit d'eau, les sédiments, la biodiversité, la charge polluante et le taux d'oxygène dissous (Ostroumov, 2004). Ce dernier représente un facteur particulièrement important dans le processus d'autoépuration. Il est nécessaire pour les microorganismes aérobies responsables de la digestion de la charge organique. Ainsi, plus le taux d'oxygène dissous est élevé dans l'eau meilleure est la capacité épuratoire des milieux aquatiques. L'oxygène dissous est apporté à l'eau par le mécanisme de photosynthèse des plantes aquatiques et algues, mais essentiellement par les mécanismes physiques de transfert de l'oxygène atmosphérique (voir figure I-1). Une surcharge polluante, chronique ou accidentelle, peut induire une demande d'oxygène bien supérieure aux quantités générées par les processus de transfert d'oxygène et provoquer ainsi un épuisement de cet élément dans le milieu. Par conséquent, la capacité auto-épuratoire de l'écosystème se trouve limitée par le défaut d'oxygène, avec des effets néfastes sur la faune et la flore. Dans ce cas, l'utilisation des systèmes d'aération permet de relancer le processus d'autoépuration par apport de l'oxygène dissous.

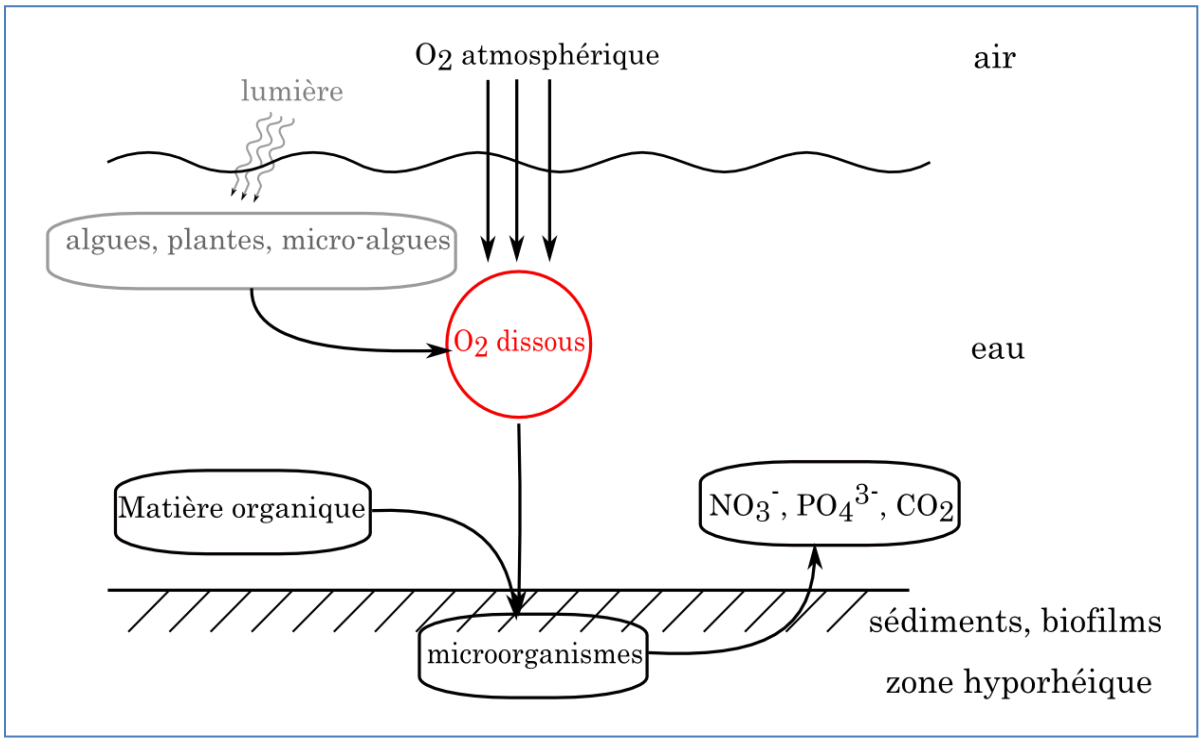


Figure-I-1- Schéma simplifié de l'autoépuration : dégradation de la matière organique

D'un point de vue mécanistique, le transfert d'oxygène atmosphérique à l'eau par les systèmes d'aération se fait spontanément par simple contact entre l'air et l'eau grâce aux phénomènes de diffusion (lorsque l'eau n'est pas à saturation). Dans les milieux naturels, une grande partie de l'oxygène dissous est apportée par l'échange entre l'air et l'eau à travers la surface libre d'écoulement ou à travers l'interface air-eau des bulles entrainées dans l'eau (Chanson et Toombes, 1997). Le transfert d'oxygène est remarquablement accéléré par le phénomène de turbulence ayant lieu à l'interface air-eau, ainsi que par l'augmentation de l'aire d'échange. Dans ce contexte, les ouvrages hydrauliques tels que les chutes d'eau et les cascades pourraient jouer le rôle d'accélérateur de transfert d'oxygène grâce à la turbulence qu'ils créent et aux quantités importantes d'air entraînées dans l'eau. En effet, l'équivalent d'oxygène dissous transféré sur de longs tronçons de cours d'eau de plusieurs kilomètres peut être apporté par des systèmes d'aération longs de seulement quelques mètres (Baylar et al., 2006).

L'objectif de ce chapitre est de balayer l'ensemble des études faites dans la littérature. Il s'agit de rassembler l'ensemble des connaissances et des éléments bibliographiques sur le transfert d'oxygène air-eau, les différentes structures hydrauliques jouant le rôle d'aérateurs tel que les cascades, les chutes et les obstacles rocheux. Les principales études d'aération dans les écoulements à surface libre, l'hydrodynamique et les corrélations d'estimation de transfert d'oxygène sur ces structures sont présentées dans ce chapitre.

II) Théorie du transfert d'oxygène air-eau

II-1) Mécanismes de transfert d'oxygène

La différence de potentiel chimique d'oxygène entre les milieux liquides et gazeux induit son transfert. Ce transfert est une fonction de la concentration en O_2 dissous dans l'eau. Il sera nul si l'eau est à saturation. Il est la conséquence des phénomènes de diffusion moléculaire et de convection ou « advection » (et donc de la turbulence).

Le transfert d'O_2 est modélisé par la première loi de Fick, qui stipule que le flux de transfert J_{O2} (exprimé en kg. s^{-1}.m^{-2}) de l'oxygène d'un milieu à un autre est proportionnel au gradient de sa concentration (Roustan, 2003):

$$\overrightarrow{J_{O_2}} = -D_{o_2}.\overrightarrow{grad}C \qquad \text{(I-1)}$$

Le flux spécifique de transfert φ_{O2} exprimé en (kg. s^{-1}) s'écrit :

$$\varphi_{O_2} = V\frac{\partial C}{\partial t} = -D.S.\frac{\partial C}{\partial z_i} = K.S.(C_i - C) \qquad \text{(I-2)}$$

$$\text{Loi de Henry } C_i = \frac{P_a}{He} = C_S \qquad \text{(I-3)}$$

C est la concentration d'oxygène dans l'eau, C_i est celle à l'interface air-eau en équilibre avec la pression partielle de l'oxygène dans l'air P_a et est égale à C_s, la concentration de saturation de l'eau en oxygène dissous, z_i est la distance de l'interface, V est le volume d'eau, S est l'aire de l'interface air-eau, D_{O2} est le coefficient de diffusion et H_e est la constante de Henry de l'oxygène. K est le coefficient de transfert d'oxygène qui est une fonction de sa diffusivité dans l'eau. S est la surface d'échange d'oxygène air-eau (en m^2).

Pour un système d'aération donné, l'intégration de l'équation (I-2) entre l'amont (indice U) et l'aval (indice D) conduit à :

$$\frac{C_D - C_U}{C_S - C_U} = 1 - \exp\left(\int_U^D K.a\,.dt\right) = E = 1 - \frac{1}{r} \qquad \text{(I-4)}$$

C_D et C_u représentent les concentrations à l'amont et à l'aval du système d'aération et a est l'aire interfaciale d'échange d'oxygène air-eau rapportée au volume d'eau. E est l'efficacité d'oxygénation. Quand le transfert est total E = 1. E = 0 dans le cas d'absence de transfert. r est le déficit en oxygène dissous (Baylar et al., 2010).

En conclusion, l'aération d'un système peut être évaluée en calculant la vitesse de transfert K ou en calculant l'efficacité E. La détermination du coefficient de transfert K nécessite la connaissance de l'hydrodynamique du système pour accéder à la valeur de concentration d'oxygène au sein du système étudié. Néanmoins, l'évaluation de l'aération par le paramètre E ne requiert pas une connaissance de l'hydrodynamique, il suffit de mesurer les trois concentrations C_U, C_D et C_S.

II-2) Modèles de transfert théoriques

En écoulement à surface libre, il existe plusieurs théories et modèles pour calculer le coefficient de transfert de masse :

- Théorie du double film

Selon la théorie du double film (Lewis et Whitman, 1924), l'interface entre deux fluides peut être assimilée à deux films stagnants où le transfert du soluté s'opère. Dans ce cas, le coefficient de transfert K est donné par les résistances au transfert situées au niveau des deux films.

$$\frac{1}{K} = \frac{1}{k_L} + \frac{R.T}{He.k_a} \quad \text{(I-5)}$$

k_L et k_a représentent respectivement les coefficients de transfert côté liquide et côté gazeux. Dans le cas des gaz peu solubles dans l'eau, la résistance au transfert côté liquide est beaucoup plus importante que celle située côté gaz. Il s'en suit K~k_L et :

$$\varphi_{O_2} = k_L.\frac{S}{V}(C_S - C) \quad \text{(I-6)}$$

La théorie du double film a été conçue pour des écoulements peu turbulents voire stagnantes car elle se base sur l'hypothèse d'une diffusion à travers une couche limite stagnante. Le coefficient de transfert est le rapport de la diffusivité moléculaire de l'oxygène D_{O2} sur l'épaisseur du film δ :

$$k_L = \frac{D_{O_2}}{\delta} \quad \text{(I-7)}$$

- La théorie de pénétration

Développé par Danckwerts (1951), cette théorie est plus adaptée aux écoulements turbulents assumant un renouvellement statistique de toute la sous-couche visqueuse selon une fréquence moyenne θ fonction de la turbulence du milieu. L'expression du coefficient de transfert est une fonction de la diffusivité moléculaire D_{O2} et la fréquence moyenne de renouvellement du film liquide θ :

$$k_L = \sqrt{D_{O_2}.\theta} \quad \text{(I-8)}$$

- La théorie de pénétration du film ou théorie de Dobbins :

Développée par Dobbins (1964), cette théorie stipule l'existence d'un film interfacial dans sa définition statistique dont la composition est continuellement et aléatoirement remplacée par le liquide en dessous de la surface. L'équation régissant le coefficient de transfert k_L est donnée par :

$$k_L = \sqrt{D_{O_2}.\theta}.coth\sqrt{\frac{\theta.L_f^2}{D_{O_2}}} \quad \text{(I-9)}$$

θ est la fréquence moyenne de remplacement du film (s^{-1}).

D_{O2} représente la diffusivité moléculaire de l'oxygène ($m^2.s^{-1}$).

L_f est l'épaisseur du film (m).

Quand θ est élevée, cette théorie approche le modèle de pénétration. A une fréquence de renouvellement de surface θ approchant le 0, ce modèle tend vers la théorie du double film.

Il existe plusieurs autres modèles tels que ceux basés sur la turbulence comme « large eddy model » (Wilson et Macleod, 1974), « small eddy » (Lamont et Scott, 1970) ainsi que le modèle de Gualtieri et Gualtieri (2004). Ces modèles sont soit très complexes au vu de l'application recherchée, soit applicables dans les écoulements linéaires à surface libre continue et sont incapables de décrire le transfert de gaz dans les surfaces d'eau « brisées » ou lorsqu'une phase (l'eau ou l'air) se trouve très dispersée dans l'autre : de petites gouttelettes d'eau dans l'air (« spray ») ou des bulles d'air dans l'eau ; ce qui est le cas des structures hydrauliques chutes d'eau, cascades. Dans ce dernier cas, pour estimer l'aération des eaux courantes, il existe plusieurs corrélations de calcul de l'efficacité d'aération E.

II-3) Impact de la température sur l'efficacité de transfert

Le coefficient de diffusion de l'oxygène dissous et la concentration de saturation d'oxygène sont des fonctions de la température du milieu. Par conséquent, l'efficacité E est dépendante de la température. Gameson (1958) a développé une relation empirique pour calculer l'efficacité E à différentes températures suite à des expériences effectuées sur un petit déversoir.

$$Ln\,(1-E_{15}) = \frac{Ln(1-E)}{1+0{,}018.(T-15)} \qquad \text{(I-10)}$$

E_{15} est l'efficacité de transfert à 15 °C, T est la température de l'eau en °C.

Plus tard, Gulliver et al. (1990) se sont basés sur plusieurs théories pour établir le lien entre l'efficacité d'aération et la température de l'eau : la théorie de Levich (1962) pour le transfert de masse à travers une seule bulle, la théorie d'Azbel (1981) pour la vitesse d'une bulle suspendue dans un écoulement turbulent et Hinze (1955) pour la taille d'une bulle dans un écoulement de cisaillement et de la relation de Stokes-Einstein pour l'influence de la température sur la diffusivité. Gulliver et al. (1990) ont développé une relation intégrant l'influence de la viscosité dynamique (μ), la tension de surface (σ), la masse volumique (ρ) et la diffusivité (D) pour calculer l'efficacité d'aération à différentes températures ou pour différents composés par rapport à des conditions connus :

$$Ln\,(1-E_i) = Ln\,(1-E).\left(\frac{D_i}{D}\right)^{1/2}.\left(\frac{\mu}{\mu_i}\right)^{3/4}.\left(\frac{\sigma}{\sigma_i}\right)^{3/5}.\left(\frac{\rho_i}{\rho}\right)^{17/20} \qquad \text{(I-11)}$$

L'indice i désigne un composé de référence ou une température de référence.

Gulliver et al. ont montré un bon accord entre cette relation et les données expérimentales de Gameson (1958). Dans le cas de l'oxygène dissous, si E_{20} est l'efficacité à 20 °C, l'efficacité E à une température T quelconque peut être calculée par la relation suivante :

$$E_{20} = 1-(1-E)^{\frac{1}{f}} \qquad \text{(I-12)}$$

$$f = 1 + 2{,}1\,.\,10^{-2}(T-20) + 8{,}26\,.\,10^{-5}(T-20)^2 \qquad \text{(I-13)}$$

III) Aération dans les cascades en marches d'escalier



Figure-I-2 - Photo d'un seuil d'aération dans un cours d'eau

III-1) Transfert d'oxygène sur les cascades

Les premiers canaux en marche d'escalier utilisés par l'homme remontent à plus de 3500 ans. La plus ancienne structure en marche d'escalier est probablement le déversoir en cascade situé en Acarnanie en Grèce. Cet édifice a été construit au alentour de 1300 av. J.C. Il est d'une hauteur de 10,5 m d'une pente moyenne de 45° environ et comportant 14 marches (Chanson, 2001). Plus tard ces cascades ont été utilisées par différentes civilisations (romaines, arabes …) dans les aqueducs assurant l'alimentation en eau des villes, ainsi que dans les systèmes d'irrigation (Chanson, 2001). De nos jours, les cascades sont utilisées pour leurs performances en termes de dissipation d'énergie (utilisés comme évacuateurs pour éviter l'endommagement des digues et des barrages ainsi que les problèmes d'érosion). Outre ces performances, les chutes en cascades sont reconnues efficaces dans le transfert de gaz entre l'eau et l'air. Dans le domaine de la potabilisation des eaux, les cascades pourraient être utilisées pour éliminer le chlore, les goûts et odeurs indésirables (Baylar et al., 2011). Par ailleurs, les cascades sont utilisées dans les usines de traitement des eaux pour l'élimination des composés organiques volatils et la dénitrification (Baylar et al., 2009) grâce à leur potentiel de dissipation (Toombes et Chanson, 2000).

Les cascades sont des systèmes assez efficaces en termes de transfert d'oxygène de par la turbulence générée au niveau de l'interface air – eau, ainsi que l'augmentation de l'aire de cette interface et l'entrainement de l'air dans l'eau sur chaque marche. Dans une cascade, l'entraînement de l'air est dû aux fluctuations de la surface libre induit par la turbulence (Baylar et al., 2007a). A travers l'interface air-eau, l'air est piégé puis libéré de façon intermittente. De point de vue physique, l'entraînement de l'air dans l'eau n'est possible que lorsque l'énergie cinétique turbulente domine les forces de gravités et les forces de surface (tension superficielle). Le gradient de concentration d'oxygène entre les deux phases provoque un transfert de masse, d'autant plus prononcé que l'aire d'échange est importante. Il existe trois catégories de cascade selon l'angle d'inclinaison des marches β comme le montre la figure I-3.

N.B. : Nos travaux portent seulement sur les cascades avec des marches horizontales (les systèmes les plus utilisés).

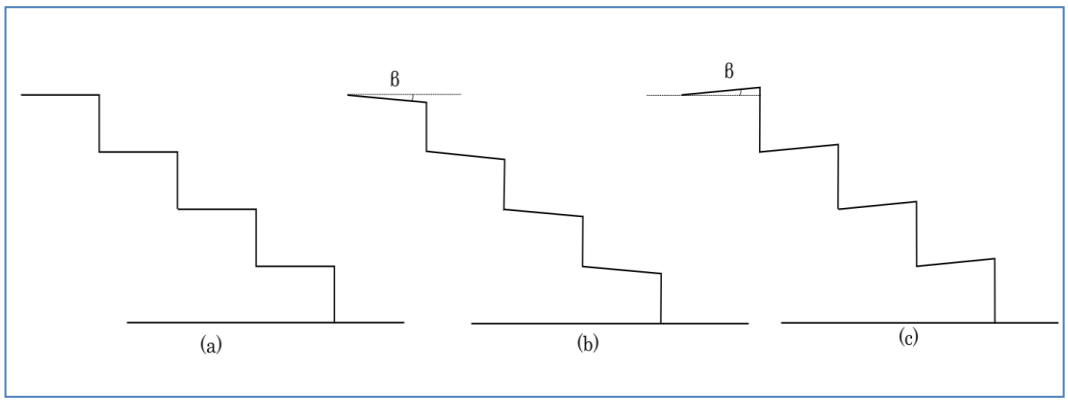


Figure-I-3- Les trois types de cascades (a) cascades à marches horizontales (b),(c) cascades à marches inclinées

III-2) Hydrodynamique en cascade

De point de vue hydrodynamique, l'écoulement sur les cascades peut être classé en trois régimes : régime nappe, régime intermédiaire (ou de transition) et régime fortement turbulent :

*Régime nappe : l'écoulement est une série de petites chutes consécutives. Généralement, ce type d'écoulement est obtenu pour les faibles débits et/ou les grandes longueurs de marches. Cet écoulement peut être divisé en deux sous-régimes (voir figure I-4) :

- Régime nappe 1 : Aux faibles débits, l'eau en chute sur les cascades adhère sur la totalité de la surface des contremarches formant ainsi un film homogène qui prend la forme de la cascade. (figure I-4-a)
- Régime nappe 2 : La vitesse d'arrivée d'eau est suffisamment importante que l'eau décolle des contremarches en formant des jets libres (figure I-4-b). Selon les conditions d'écoulement en aval du point d'impact, le régime nappe 2 peut aussi faire apparaitre un ressaut hydraulique et/ou une zone de très fines gouttelettes d'eau (« spray region ») selon les conditions d'écoulement (voir figure I-5) (Lobosco et al., 2011).

*Régime fortement turbulent : Dans ce régime d'écoulement, des recirculation dont les axes sont horizontaux se forment entre les bords extérieurs des marches. Elles sont maintenues entre les marches grâce aux contraintes de cisaillement. Généralement, ce type d'écoulement est obtenu pour les grands débits et/ou les petites longueurs de marches (voir figure I-4-d). La colonne d'eau en écoulement sur la cascade est « supportée » par les bords extérieurs des marches et les vortex d'eau en recirculation. Dans ce cas, les marches et les vortex forment un « pseudo-fond » avec des « pseudo-rugosités » représentées par les marches. L'échange entre la colonne d'eau et les zones de recirculation se fait de façon continue (Baylar et al., 2006).

*Régime transitoire : La transition entre les deux régime précités se fait de façon continue et il n'existe pas une limite facilement identifiable. Dans certaines gammes de paramètres opératoires, les régimes fortement turbulent et nappe peuvent coexister sur différentes régions d'une même cascade (Simões et al., 2012). D'où l'intérêt d'introduire un régime intermédiaire qui marque le passage entre le régime nappe et le régime turbulent (voir figure I-4-c). Ce régime a été introduit pour la première fois par Ohtsu et Yasuda (1997). De point de vue hydrodynamique, l'écoulement de transition ne constitue pas un régime proprement dit. Il représente plutôt une limite entre le régime d'écoulement nappe et le régime de transition.

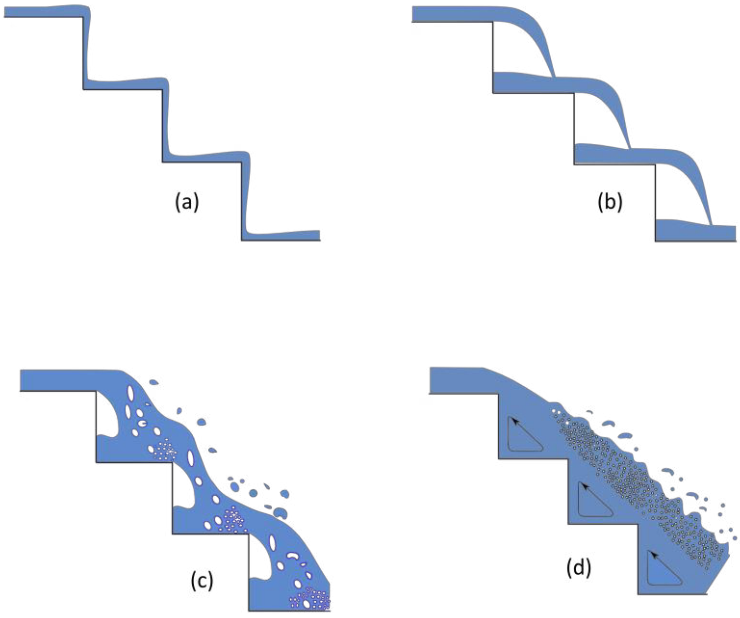


Figure -I-4- Régimes d'écoulement sur une cascade : (a) régime nappe I, (b) régime nappe II, (c) régime de transition, (d) régime fortement turbulent

III-3) Prédiction des régimes d'écoulement sur les cascades

Les conditions d'alimentation des cascades affectent les régimes d'écoulement (Chanson, 2006). La transition entre le régime nappe et le régime fortement turbulent est liée à plusieurs paramètres tel que le débit, la pente de la chute en cascade, la géométrie des marches et des propriétés d'écoulement locales sur les marches (Chanson, 1998).

Le régime d'écoulement est une fonction de la hauteur des marches, la pente de la chute et le débit d'eau (Baylar et al., 2007). Ainsi, l'augmentation de la hauteur des marches et la diminution de la pente et du débit augmente la tendance de l'écoulement vers un régime nappe. Par contre, la diminution de la hauteur de marches et l'augmentation du débit et de la pente favorise un écoulement de type fortement turbulent. Il existe plusieurs corrélations empiriques pour prédire le régime d'écoulement en fonction des paramètres opératoire.

Stephenson (1991) a calculé la limite entre les régimes nappe et turbulent en fonction du débit et de la hauteur des marches par un nombre adimensionnel D_s, fonction de q_w (débit par unité de largeur), de g constante de gravité et de h la hauteur des marches.

$$D_s = \frac{q_w^2}{g.h^3} \tag{I-14}$$

Le régime nappe est obtenu pour $D_s < 0,6$. Pour $D_s > 0,6$, l'écoulement devient fortement turbulent.

h_c est la hauteur critique de l'écoulement correspondant à un nombre de Froude en amont de la cascade égal à 1, donnée par :

$$h_c = \frac{q^{2/3}}{w^{2/3}.g^{1/3}} \tag{I-15}$$

Peyras et al. (1991) ont élaboré une condition permettant de définir le ratio minimum (h_c/h) en fonction du ratio (h/l) permettant d'obtenir un écoulement fortement turbulent :

$$\frac{h_c}{h} > 1,01 - 0,37\frac{h}{l} \tag{I-16}$$

Cette relation a été établie pour des ratios h/l variant de 0,2 à 1,3.

h et l représentent respectivement la hauteur et la longueur des marches.

A la base de nombreuses expérimentations, et en se basant sur la relation de Peyras et al. (1991), Chanson (2001) a développé deux inéquations définissant les limites du rapport h_c/h qui marquent la fin du régime nappe et le début du régime fortement turbulent en fonction de la géométrie des marches :

$$\frac{h_c}{h} < 0,89 - 0,4\ \frac{h}{l} \tag{I-17}$$

Dans ce cas, l'écoulement est du type nappe. L'écoulement devient turbulent quand :

$$\frac{h_c}{h} > 1,2 - 0,325\ \frac{h}{l} \tag{I-18}$$

Ces deux relations sont valables pour des rapports h/l compris entre 0,05 et 1,7 et pour $3,4° \leq \alpha \leq 60°$.

Ohtsu et al. (2001) ont élaboré une corrélation empirique pour déterminer le rapport maximal (h/h_c) pour le régime nappe et le rapport (h/h_c) minimal marquant le passage au régime fortement turbulent :

$$\left(\frac{h}{h_c}\right)_{maxi\ nappe} = 0,57.(\tan\alpha)^3 + 1,30 \tag{I-19}$$

$$\left(\frac{h}{h_c}\right)_{mini\ turbulent} = 1{,}16.(\tan\alpha)^{0{,}165} \qquad \text{(I-20)}$$

Ces deux relations sont valables pour une pente $5{,}7° < \alpha < 50°$.

La configuration diphasique air-eau et l'hydrodynamique du système sont des éléments déterminants dans le processus de transfert d'oxygène à l'eau. Ainsi, selon les régimes d'écoulement, plusieurs mécanismes d'aération peuvent avoir lieu sur les cascades.

III-4) Mécanismes d'entrainement d'air

a) Entrainement d'air en régime nappe

En régime nappe, l'écoulement est une succession de petites chutes. Entre les faces intérieures des jets et la contremarche se forment des cavités d'air au dessus d'une zone de recirculation d'eau. A l'impact du jet, des ressauts hydrauliques peuvent se former. A l'intersection entre la lame d'eau tombante et l'eau sur la marche suivante, l'air est entraîné sous forme de bulles. Le transfert d'oxygène en régime nappe est le résultat de plusieurs mécanismes :

*Aération par la face inférieure de la lame d'eau

*Aération par la face supérieure de la lame d'eau

*Aération par entraînement d'air et formation des bulles d'air à l'impact du jet. Une zone de fines gouttelettes d'eau (« spray zone ») se forme juste au-dessus du point d'impact.

*Aération par entraînement de l'air en aval de l'impact et éventuellement par le ressaut hydraulique, qui qui peut se former en aval de la nappe d'eau (Toombes et Chanson, 2005) (voir figure I-6).

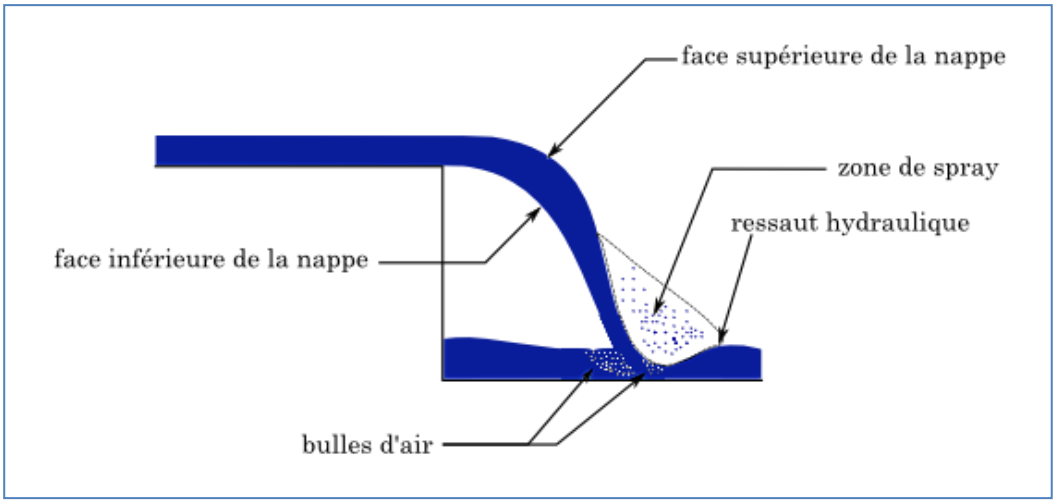


Figure-I-5- Aération en régime nappe

La contribution relative de chaque effet au transfert d'oxygène est une fonction du débit d'écoulement et des dimensions des marches. Dans le régime nappe avec formation d'un ressaut hydraulique, pour des vitesses relativement faibles est dominé par la contribution du ressaut hydraulique. Pour des vitesses d'écoulements importantes,

l'aération par la zone de pulvérisation et de la lame d'eau en chute domine celle provoquée par l'entrainement d'air à l'impact de la lame d'eau. (Toombes, 2002)

b) *Entrainement d'air en régime fortement turbulent*

A forts débits d'eau, la turbulence augmente et l'écoulement est dit fortement turbulent. Dans ce cas, les marches peuvent être assimilées à un lit rugueux incliné sur lequel une épaisseur d'un mélange air-eau s'écoule. Dans les coins des marches, des vortex de recirculation se forment et se maintiennent par le cisaillement avec la colonne d'eau de dessus comme le montre la figure I-5-d.

En écoulement fortement turbulent, la surface libre est claire et transparente au niveau des premières marches. Plus loin, quand la couche limite de turbulence atteint la surface libre air-eau, l'eau devient d'apparence blanchâtre (« white water ») suite à l'entrainement de grandes quantités d'air sous formes de petites bulles. Le point de déclenchement d'entrainement d'air est dit point d'inception (« inception point » noté point I).

Ce point est caractérisé par la distance L_I qui représente la distance entre le point I et la crête de la cascade. Son emplacement est une fonction du débit et des dimensions des marches. Chanson (1994) a développé une corrélation empirique pour calculer la distance L_I en fonction du nombre de Froude F*, la pente de la cascade α et la hauteur de marche h :

$$L_I = 9{,}719\ h.cos\alpha.(sin\alpha)^{0{,}0796}.(F_*)^{0{,}713} \quad \text{(I-21)}$$

$$F_* = \frac{q_w}{(q.sin\alpha\ .(h.cos\alpha)^3)^{1/2}} \quad \text{(I-22)}$$

Cette corrélation a été élaborée sur la base de données recueillies dans de précédentes études sur des cascades en régime turbulent à des débits q_w d'eau compris entre 0,02 et 0,2 m²/s, des hauteur de marches entre 0,038 et 0,10 m et des pentes de cascades variant de 27° à 53°. Un bon accord entre les valeurs calculées de L_I et celles mesurées a été constaté.

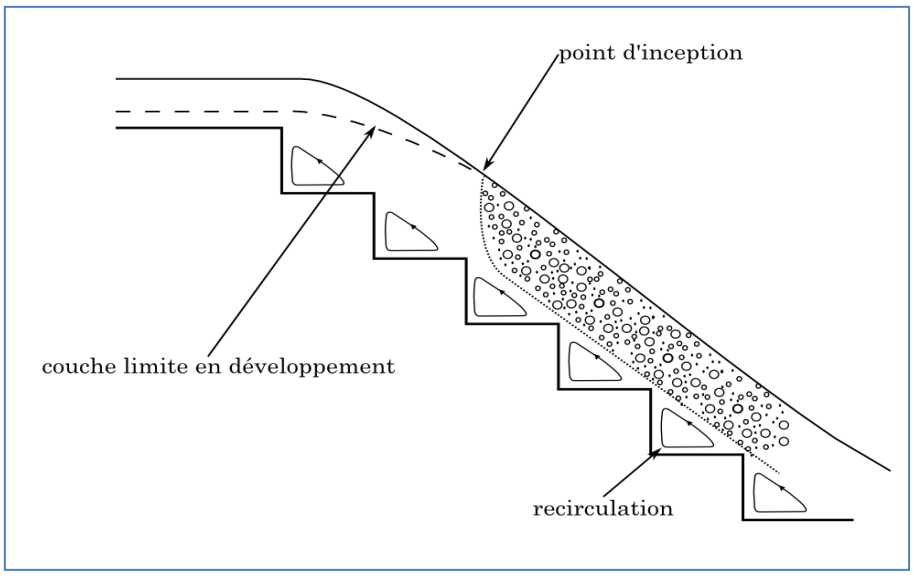


Figure-I-6- Écoulement fortement turbulent

Plus on s'approche du pied de la cascade plus le niveau d'eau sur la cascade augmente jusqu'à stabilisation.

III-5) Modèles d'aération en cascades

La première étude de l'aération sur les cascades est probablement celle de Gameson (1957). Depuis, plusieurs auteurs ont étudié le transfert de gaz sur des structures de chute d'eau en cascade. Ainsi, l'efficacité d'aération a été mesurée par Tebbutt (1972), Tebutt et al. (1977) et Essery et al. (1978). Le petit pilote de laboratoire utilisé par Tebutt introduisit très probablement des effets d'échelle, sensibles lors d'extrapolation sur les structures à l'échelle réelle (Chanson, 2001). Avery et Novak (1978) et Nakasone (1987) ont proposé des corrélations qui ont été vérifiées sur des prototypes. Toombes et Chanson (2005) ont étudié l'oxygénation sur un canal d'eau avec des marches d'escaliers à des dimensions proches de celles à l'échelle réelle. Baylar et al. (2006, 2007a, 2007b, 2007c, 2010) ont étudié l'oxygénation dans les cascades et l'ont caractérisée par des corrélations empiriques sur un modèle de laboratoire en utilisant différentes approches.

Modélisations de Baylar et al. (2003, 2006, 2007a, 2007b)

Les travaux de Baylar et al. ont été faites sur un pilote de laboratoire avec des dimensions et nombre de marches variables.

Les conditions de l'expérience sont les suivantes :

- Canal de 3 m de long 0,35 m de large et 0,45 m de profondeur
- Hauteur des marches : 5 cm, 10 cm et 15 cm
- Débit de 5 L/s à 50 L/s
- Les pentes allant de 14,48° à 50°

Corrélations de Baylar et al. (2006, 2007b)

Baylar et al. (2007b) ont élaboré une corrélation de prédiction de l'efficacité d'aération d'une seule marche valable dans un régime nappe et à des pentes de chutes variant entre 14° et 30° :

$$E_{1(20)} = 1 - exp\left[-5{,}730\ q_w^{-0{,}035}\ h^{0{,}998}(\cos(\alpha))^{12{,}042}(\sin(\alpha))^{1{,}594}\right] \quad \text{(I-23)}$$

Baylar al. (2006) ont aussi élaboré une corrélation d'aération en conditions d'écoulement turbulentes en fonction d'un nombre de Froude F_*, L_a, longueur de la zone aérée et de la hauteur des marches h :

$$E_{20} = 1 - \left[8{,}24\ 10^{-4}\,.F_*^{1{,}65} + 0.50F_*^{1{,}34}\left[\frac{L_a}{h}\right]^{-1{,}34} + 2{,}23\ 10^{-2}\left[\frac{L_a}{h}\right]^{-0{,}50}\right]^{0{,}28} \quad \text{(I-24)}$$

$$\frac{(H/\sin\alpha)-L_a}{h} = \cos\alpha\left[1{,}88\ F_r^{*0{,}35} + 0.17^{F_r^*}\right]^{2{,}98} \text{ et } F_* = \frac{q_W}{(q.\sin\alpha.h^3)^{1/2}} \quad \text{(I-25)}$$

H étant la hauteur totale de la cascade.

Corrélation de Baylar et al. (2007)

Développées par Baylar et al. (2007b), les corrélations obtenues mettent l'accent sur l'effet de changement du régime d'écoulement sur l'efficacité d'aération.

Selon le régime d'écoulement et les conditions d'expérience, la distance L_I entre le haut de la cascade et le point d'inception peut être estimée par :

$$L_i = X_1 . h^{X_2} . q^{X_3} . (\cos\alpha)^{X_4} \quad \text{(I-26)}$$

Les valeurs des coefficients X_i varient selon le régime d'écoulement : la sensibilité de cette dimension à la hauteur de marche, débit et pente α varie selon le régime d'écoulement. Le tableau I-1 donne les valeurs de X_i :

Tableau -I-1- Valeurs des coefficients X_i i=1, 2, 3, 4 en fonction du régime d'écoulement

Régime d'écoulement	X_1	X_2	X_3	X_4
Fortement turbulent	2,643	-0,508	0,896	1,708
Transitoire	3,256	0,043	0,504	0,991
Nappe	6,834	0,749	0,205	0,915

La longueur de la zone aérée (située ente le point I et le bas de la cascade) L_a peut être déduite de l'équation précédente par simple soustraction ($L_a = Y - L_i$), Y étant la distance entre la première et la dernière marche. L'efficacité est calculée par la corrélation suivante :

$$E_{20} = 1 - \left[exp\left(1 + X_1^{'} . (\sin\alpha)^{X_2^{'}} . \left(\frac{h_c}{h}\right)^{X_3^{'}} . L_a^{X_4^{'}} \right) \right]^{X_5^{'}} \quad \text{(I-27)}$$

- Avec $h_c = \sqrt[3]{q_w^2/g}$
- X'_i, i =1, 2, 3, 4, 5 sont des constantes variables avec le régime d'écoulement

Selon le régime, les X'_i peuvent avoir des valeurs différentes comme le montre le tableau I-2.

Tableau -I-2- Valeurs des coefficients X'_i i=1, 2, 3, 4, 5 en fonction du régime d'écoulement

Régime d'écoulement	X'_1	X'_2	X'_3	X'_4	X'_5
Fortement turbulent	-1,704	0,448	-0,078	0,419	0,992
Transitoire	-0,250	-3,292	0,063	-2,705	-1,387
Nappe	-0,265	-2,661	0,007	-2,057	-1,575

Ces corrélations élaborées par Baylar et al. montrent que la contribution relative de chaque paramètre à l'aération varie avec le régime d'écoulement. Ainsi, la modélisation doit intégrer l'effet du changement du régime d'écoulement.

Corrélation de Toombes et Chanson (2005)

Ces auteurs ont étudié l'aération sur deux systèmes :

- une cascade suivie d'une chute d'eau : cascade de 0,5m de largeur équipée de 12 marches d'hauteur identiques (0,143 m) et de 2,4 m de longueur (longueur d'une marche) suivie d'une chute d'une hauteur de 1,14 m (voir figure I-7).
- Une marche dans une cascade : canal de 0,25 m de largeur, de longueur égale à 3,2 m, équipé d'une seule marche de hauteur égale à 0,143 m.

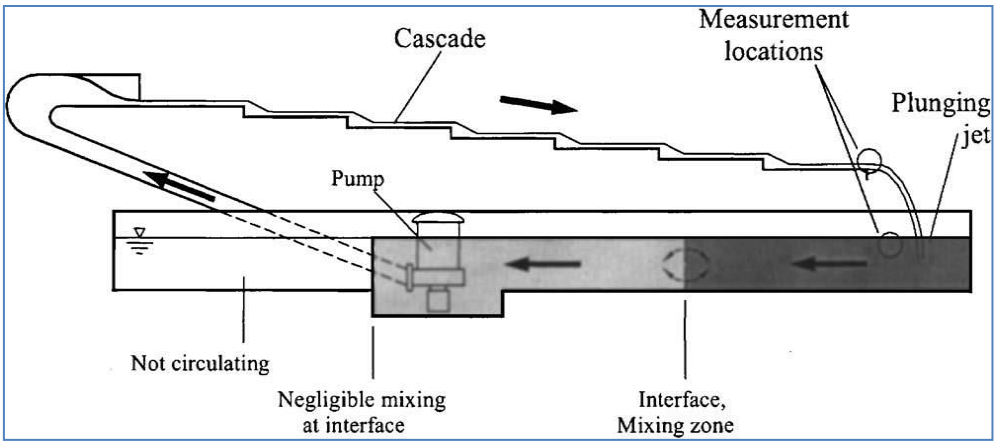


Figure -I-7- Dispositif expérimental de Toombes et Chanson (Toombes et Chanson, 2005)

Pour le système {cascade + chute}, l'efficacité d'aération dans les cascades est une fonction du nombre de Froude en amont de la chute en cascade Fr :

$$E_{20} = 0{,}77\ exp(-0{,}021.Fr) \quad \text{(I-28)}$$

Pour conclure sur l'efficacité d'aération dans la cascade uniquement, Les auteurs utilisent la corrélation de Nakasone (1987) présentée dans le paragraphe suivant pour le calcul de l'efficacité d'aération de la chute d'eau en aval de la cascade.

La corrélation élaborée par Toombes et Chanson (2005), est valable pour un régime d'écoulement nappe. L'efficacité d'une marche augmente avec le nombre de Froude i.e. l'augmentation de la vitesse et la diminution du niveau d'eau à l'arrivée. Cette corrélation est valable exclusivement pour ce système d'aération, puisqu'elle ne tient pas compte de plusieurs paramètres tel que, hauteur, longueur de marches, viscosité, nombre de marches…

Corrélation d'Essery et al. (1978)

Essery et al. (1978) ont élaboré une corrélation de calcul d'aération sur la base des expériences de Tebbutt et al. (1972, 1977) et de leurs propres mesures sur un pilote de laboratoire. Les débits varient de 1,5 à 21,75 L/s. La hauteur de marche varie entre 2,5 cm et 50 cm. Le transfert d'oxygène a été modélisé en fonction de la hauteur de marches, débit d'eau, nombre des marches et des forces de gravité :

$$E_{20} = 1 - exp\left(-\frac{H}{\sqrt{gh}}\left(0{,}427 + 0{,}31\left(\frac{h_c}{h}\right)\right)\right) \quad \text{(I-29)}$$

L'effet de la pente de cascade, longueur des marches, ainsi que de la viscosité ne figurent pas dans cette corrélation.

Le tableau I-3 récapitule les principales études existantes de calcul d'efficacité d'aération et leurs domaines de validité.

Tableau -I-3- Tableau récapitulatif des corrélations de calcul d'aération dans les cascades

Auteurs	Paramètres géométriques				Paramètres hydrodynamiques		corrélations
	W (m)	h (m)	l (m)	H (m)	q (L/s)	h_c (m)	
Gameson (1957)	-	-	-	0,9-2,2	-	-	$E = \frac{a.b.H/2}{1+a.b.H/2}$
Tebutt (1972)	0,15-0,30	0,05-0,254	0,07-0,254	0,25-1,8	0,084-3,9	0,002-0,025	$E = \frac{a.b.H/2}{1+a.b.H/2}$
Tebutt (1977)	0,15	0,05-0,5	-	2	11,55-144,75	0,008-0,045	-
Essery et al. (1978)	0,15	0,025-0,5	-	2	1,5-21,75	0,0047-0,465	$E_{20} = 1 - exp\left(-\frac{H}{\sqrt{gh}}\left(0{,}427 + 0{,}31\left(\frac{h_c}{h}\right)\right)\right)$
Baylar et al. (2003, 2006, 2007a, 2007b)	0,30	0,05-0,15	0,07-0,6	1,2-2,5	5-50	0,03-0,15	$E_{20} = 1 - \left[8{,}24\ 10^{-4}.F_*^{1{,}65} + 0.50F_*^{1{,}34}\left[\frac{L_a}{h}\right]^{-1{,}34} + 2{,}23\ 10^{-2}\left[\frac{L_a}{h}\right]^{-0{,}50}\right]^{0{,}28}$ $E_{(20)} = 1 - exp\left[-5.730\ \frac{H}{h}\ q_w^{-0{,}035}\ h^{0{,}998}(\cos(\alpha))^{12{,}042}(\sin(\alpha))^{1{,}594}\right]$ $E_{20} = 1 - \left[exp\left(1 + X_1.(\sin\alpha)^{X_2}.\left(\frac{h_c}{h}\right)^{X_3}.(L - Y_1.h^{Y_2}.q^{Y_3}.(\cos\alpha)^{Y_4})^{X_4}\right)\right]^{X_5}$
Toombes et Chanson (2005)	0,5	0,1433	2,4	1,72	19-300	0,05-0,33	$E_{20} = 0{,}77\ exp(-0{,}021\ F_0)$ (corrélation pour un système cascade suivi d'une chute d'eau libre)

W est la largeur de la cascade

III-6) Simulation de l'écoulement par MFN

Les études concernant l'écoulement en cascade par la mécanique des fluides numérique sont peu nombreuses. La majorité de ces études se sont concentrées sur l'écoulement fortement turbulent. La précision des résultats souhaités repose sur le choix de la méthode de résolution diphasique (VOF, Mixture…) explicités dans le chapitre II.

Tabbara et al. (2005) ont utilisé le logiciel à éléments finis ADINA pour simuler un écoulement turbulent en cascade. La méthode VOF a été choisie. k-ε est le modèle de turbulence adopté. L'interface air-eau de l'écoulement simulé obtenue est similaire à celle observée expérimentalement. La dissipation d'énergie calculée par les simulations est comparable à celle obtenue par les expériences.

Cheng et al. (2006) ont trouvé que le modèle de turbulence RNG est plus adéquat aux simulations de l'écoulement turbulent que le modèle k-ε. (figure I-8)

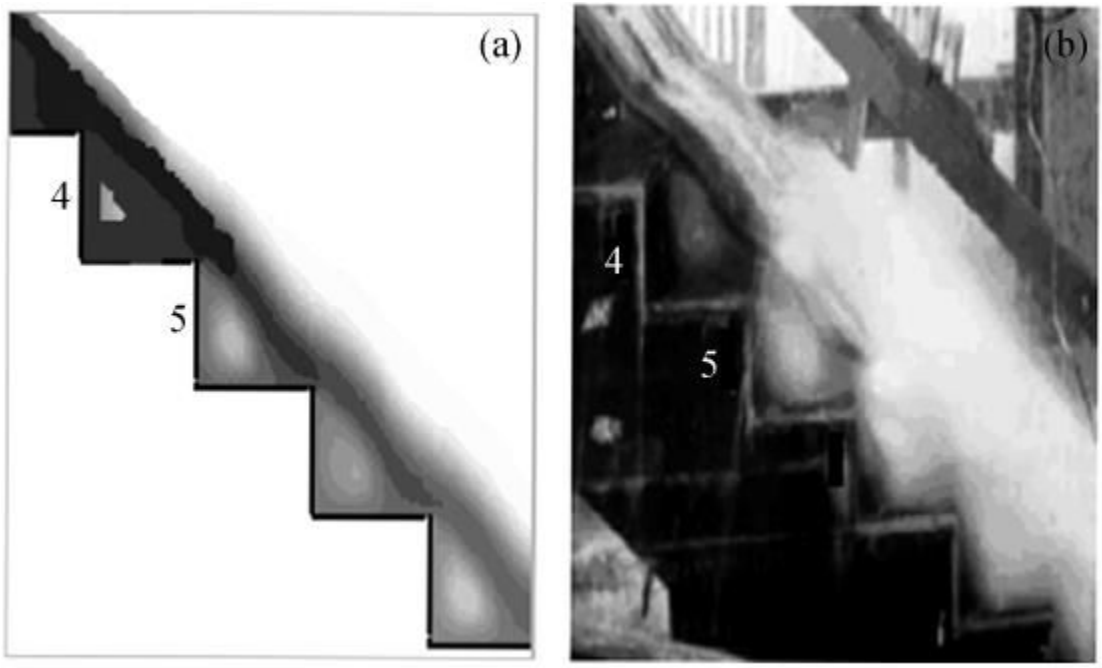


Figure -I-8- Comparaison entre l'écoulement simulé (a) et expérimental (b) (Cheng et al., 2006)

Eghbalzadeh et Javan (2012) ont simulé l'écoulement turbulent en cascade. Deux méthodes ont été comparées : VOF et Mixture. En VOF, les simulations montrent une interface bien définie. Cependant, contrairement à la méthode VOF, en utilisant la méthode Mixture, les simulations ont permis de détecter la zone blanchâtre de forte concentration en bulles d'air localisée en aval du point d'« inception ».

Nikseresht et al. (2013) ont comparés les paramètres de l'écoulement entre les mesures expérimentales et les calculs numériques. Les meilleurs résultats ont été obtenus par le modèle de turbulence RSM. La figure I-9 montre une comparaison entre l'écoulement réel, l'écoulement simulé en VOF et l'écoulement simulé en Mixture.

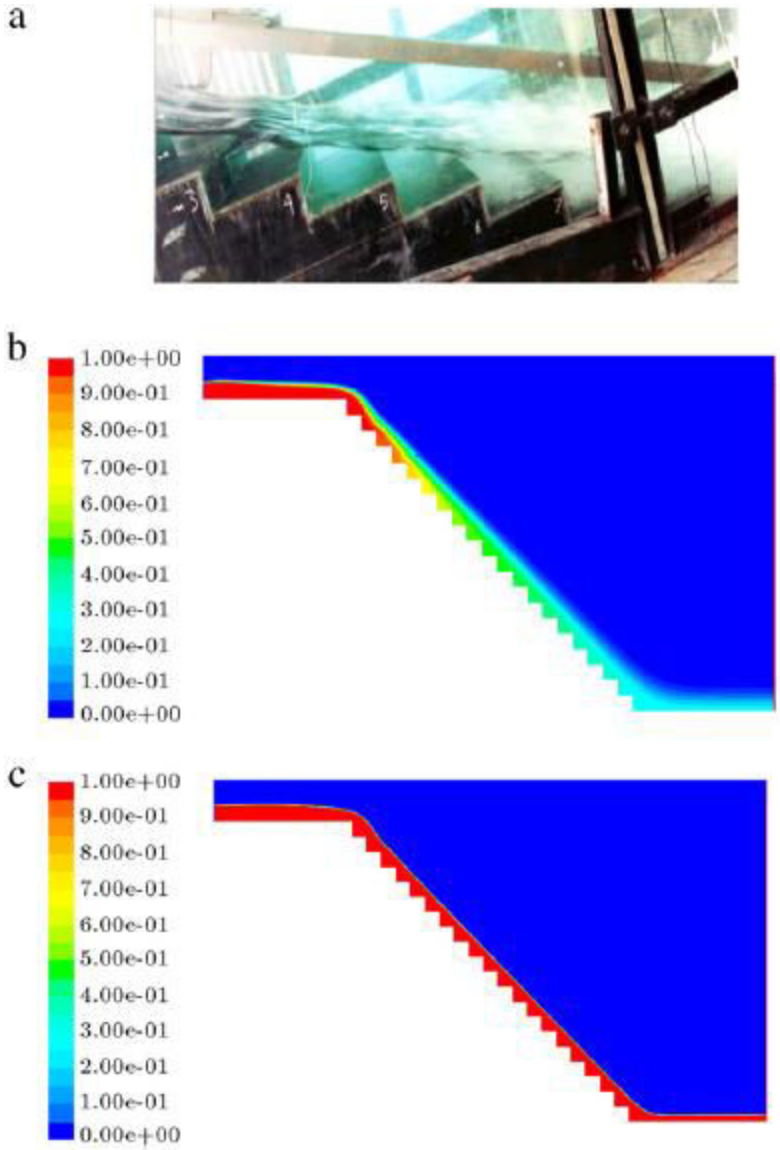


Figure -I-9- Comparaison entre l'écoulement expérimental (a) et l'écoulement simulé par les méthodes Mixture (b) et VOF (c) (Eghbalzadeh and Javan, 2013)

Les études précédentes se sont intéressées à l'écoulement turbulent uniquement. Les écoulements nappe et transition n'ont pas fait l'objet d'études numériques. Les résultats obtenus en régime turbulent permettent de prévoir la concentration d'eau en air. Cependant, les simulations ne permettent pas de décrire en détail les propriétés diphasiques (aire d'échange air-eau) de l'écoulement.

IV) Aération dans les chutes d'eau

Les chutes d'eau existent dans les cours d'eau de façon naturelle ou artificielle. Leur potentiel d'aération est connu et a fait l'objet de plusieurs études. Actuellement, il existe plusieurs structures de chute d'eau dans les rivières dans le but d'en augmenter l'aération (Chern et Yang, 2004). Dans une chute d'eau, l'entrainement d'air s'effectue grâce au jet d'eau. A son impact avec la masse d'eau en aval du déversoir, le jet d'eau se casse en gouttelettes dispersées dans l'air, des bulles d'air sont entrainées dans l'eau. La

turbulence crée par cette collision joue un rôle important dans le mélange et l'augmentation de la surface d'échange air-eau par fragmentation de la masse d'air piégée dans l'eau en petites bulles.

Par ailleurs, le transfert d'oxygène dans une chute d'eau est gouverné par la taille des inclusions gazeuses dans le liquide (i.e. surface d'échange), mais aussi par le temps de contact entre l'air et l'eau. L'aération de l'eau est d'autant plus efficace que les bulles sont de petite taille. La taille des bulles est déterminée essentiellement par le niveau de turbulence (débit, hauteur de chute, vitesse d'écoulement, forme du jet) et la tension superficielle.

Plusieurs études précédentes se sont intéressées au potentiel d'aération dans les chutes d'eau. Dans ce cadre, Gameson (1957) a été le premier à mettre en évidence le potentiel d'aération par les chutes d'eau dans les rivières. Depuis, de nombreux travaux sur l'aération en chute d'eau en milieu naturel et sur des pilotes de laboratoires ont été réalisés, notamment ceux de Van der Kroon (1969a, 1969b), Apted et Novak (1973), Avery et Novak (1978) et Nakasone (1987). La performance d'aération des ouvrages hydrauliques existants a été étudiée par Wilhelms et al. (1992), Gulliver et Rindels (1993), Gulliver et al. (1998). Kim et Walters (2001) ont modélisé l'aération par les chutes d'eau grâce à des mesures en laboratoire. Watson et al. (1998) ont eux aussi fait des études de transfert d'oxygène sur un pilote de laboratoire pour un maximum de hauteur de chute égal à 0,7 m. Ils ont élaborés une corrélation pour calculer l'efficacité du transfert d'oxygène des chutes d'eau. Labocha et al. (1996) ont étudié l'aération par les déversoirs des clarificateurs des stations d'épuration. Rahmé et al. (1997) ont étudié l'effet du débit d'eau, la hauteur de chute et la hauteur d'eau en aval sur le transfert d'oxygène en utilisant des eaux usées. Baylar et Bagatur (2000, 2001a, 2001b, 2006), Baylar et Emiroglu (2002) et Emiroglu et Baylar (2003a, 2003b) ont étudié la performance d'aération par les chutes. Chern et al. (2004) ont élaboré un modèle de transfert de masse pour les chutes pulvérisées d'eau. Le paragraphe suivant a pour objet de discuter de ces différentes études d'aération par les chutes.

IV-1) Mécanismes d'aération des chutes d'eau

Le transfert d'oxygène dans une chute d'eau se manifeste par quatre principaux mécanismes :

- L'aération par le jet d'eau en chute : Ce mécanisme d'aération est une fonction de la hauteur de la chute d'eau et de la vitesse d'écoulement du jet d'eau. Ainsi, plus la hauteur de chute est importante plus ce type de transfert est efficace. Ce transfert est une fonction décroissante du diamètre hydraulique du jet (DH_j = 4*Aire du jet/Périmètre du jet).
- L'aération par les bulles d'air entrainées dans l'eau : la contribution relative de ce mécanisme d'aération au potentiel de transfert d'une chute d'eau est liée au niveau d'eau en aval de chute, la tension superficielle qui détermine la taille des bulles et la hauteur de la chute d'eau.
- Des gouttelettes d'eau se désintègrent du jet et se forment à proximité de l'interface suite à l'impact du jet : ce type d'aération est une fonction du débit d'eau et du niveau d'eau en aval de chute.

- La fluctuation de surface d'eau juste après le point d'impact du jet contribue à l'aération.

L'importance relative de ces mécanismes d'aération varie selon les conditions de l'écoulement et la géométrie du système (Rahmé et al., 1997). A titre d'exemple, pour des débits très faibles, l'aération par le jet d'eau en chute est prépondérante car il y'a peu de bulles d'air entrainées. Aux débits importants, le transfert d'oxygène par les bulles d'air entrainées dans l'eau peut atteindre 95% du transfert d'oxygène total sur la chute (Nakasone, 1987).

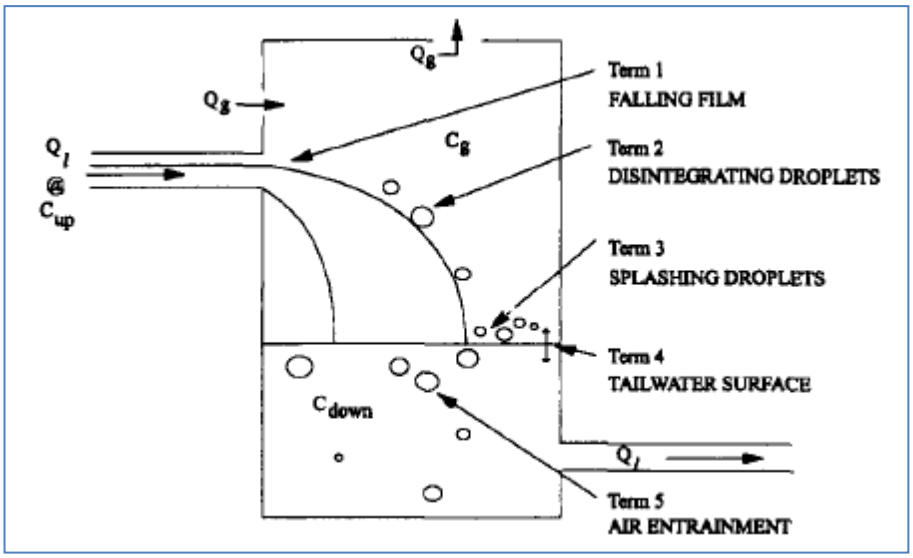


Figure -I-10- Mécanismes d'aération dans une chute d'eau (Rahmé et al., 1997)

Dans la littérature, il existe plusieurs modèles d'aération par les chutes d'eau.

Le niveau d'eau en aval est un paramètre important dans le transfert d'oxygène. Ainsi, il détermine la profondeur de pénétration des bulles et donc le temps de séjour des bulles d'air dans l'eau. Selon Nakasone (1987) et Avery et Novak (1978), l'aération est une fonction croissante de ce paramètre, mais au-delà d'une valeur limite du niveau d'eau en aval de la chute, l'augmentation de l'aération devient quasiment nulle.

IV-2) Régimes d'écoulement dans une chute d'eau

L'entrainement de l'air par un jet d'eau commence à partir d'une certaine vitesse critique. Cette vitesse est couramment observée autour de 1 m/s (Mckeogh et Elsawy, 1980). Mckeogh et Elsawy (1980) ont proposé 4 mécanismes d'entrainement d'air pour un jet d'eau circulaire. Tsang (1987) ont adaptés ces observations sur des jets d'eau issus de déversoirs. 4 comportements diphasiques dans les chutes d'eau sont possibles :

*Jets lisses (smooth jet) : la source majeure d'apport d'air est une couche mince entourant le jet et qui sera emporté dans l'eau à l'impact du jet avec la surface d'eau en aval. Par conséquent, la capacité d'entrainement d'air dans ce type d'écoulement est limitée. La surface de l'eau dans le bassin recevant est relativement peu agitée.

*jets « Rugueux » (« rough jets ») : les bulles d'air entrainées proviennent largement des petites « poches » d'air situées entre les rugosités de la surface du jet et le bassin recevant. A l'impact le jet perturbe la surface d'eau et crée des ondulations. Comparé au mécanisme d'entrainement par un jet lisse, le jet rugueux induit une profondeur de

pénétration moins importante mais une vitesse d'entrainement d'air plus importantes parce que la zone diphasique devient plus dense en bulles d'air.

*Jets oscillant : la principale source d'air provient de l'air piégé entre les ondulations du jet et le bassin recevant. La surface d'eau est plus agitée que dans les cas précédents ce qui favorise le transfert gaz-liquide.

*Jets discontinus ou désintégrants (« desintegrating jets », « discrete water droplets ») : le jet se casse en gouttelettes avant son impact avec le bassin recevant. Par conséquent, la surface de l'eau est plus agitée que dans les autres cas. L'air est entrainé par les petites « vagues » ainsi que par l'impact des gouttes d'eau. La pénétration des bulles d'air est peu profonde dans ce cas. L'avantage de ce mode d'entrainement d'air est l'importante surface d'échange entre les deux fluides. Néanmoins, le débit d'eau et la profondeur de pénétration des bulles d'air sont beaucoup moins faibles (Wormleaton et Tsang, 2000).

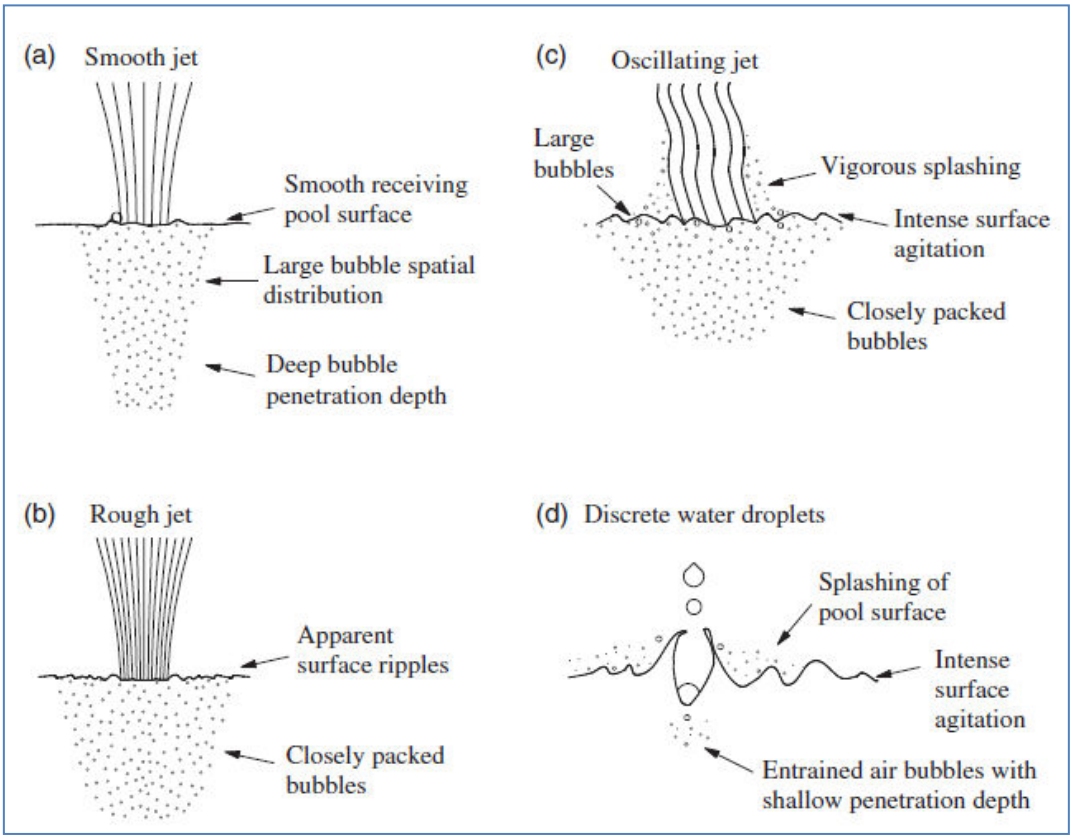


Figure -I-11- Les différents types de jets d'eau et modes d'entrainement d'air dans une chute d'eau (Baylar et Bagatur, 2006)

IV-3) Modèles d'aération dans les chutes d'eau

Modèle de Masttropierto

Ce modèle a été élaboré par Masttropierto (1968) sur un prototype avec des niveaux d'eau en aval de la chute (Z_t > 4 m) et d'une hauteur de chute z comprise entre 1,22 m et 4,6 m et pour des températures d'eau allant de 10°C à 25°C. L'efficacité d'aération est une fonction de la différence de niveaux d'eau z entre l'amont et l'aval de la chute. Dans ce cas, Masttropierto donne l'expression de l'efficacité E_{20} :

$$E_{20} = \frac{0{,}211\, z}{1+0{,}211\, z} \quad \text{(I-30)}$$

Modèle de Holler

Holler (1970) a élaboré un modèle pour calculer l'efficacité d'oxygènation E_{20} pour trois hauteurs de chutes z (3,7 ; 8,4 et 10,7 m) avec (Z_t < 4,9 m). La synthèse de ses résultats a donné la corrélation suivante :

$$E_{20} = 1 - \left(\frac{1}{1+0{,}213.z}\right) \quad \text{(I-31)}$$

Modèle de Foree

Foree (1976) estime l'efficacité d'aération en fonction de la hauteur de chute z à 20°C selon la relation :

$$E_{20} = 1 - \exp(-0{,}48.z) \quad \text{(I-32)}$$

Cette relation a été élaborée dans le cadre d'une étude avec des débits compris entre 0,057 et 0,4 m^3/s, des hauteurs de chutes entre 0,79 et 7,3 m et pour 17°C < T < 24°C.

Les trois corrélations précédentes sont des corrélations purement empiriques. A température d'eau égale, en appliquant ces corrélations à une même chute, de grandes disparités entre ces corrélations sont remarquées. Par ailleurs, l'aération est sensibles à plusieurs paramètres (température, niveaux d'eau en amont et en aval de la chute, hauteur de chute, débit) et non pas à un seul paramètre (z). Par conséquent, ces relations ne peuvent être valables que dans des conditions assez restreintes, généralement dans les conditions auxquelles elles ont été élaborées.

Modèle d'Avery et Novak (1978)

Avery et Novak (1978) ont élaboré une corrélation de calcul du déficit d'oxygénation à 15°C, r_{15} en fonction du nombre de Froude Fr_j et du nombre de Reynolds Re_j du jet issu de la chute d'eau. L'expression du déficit en oxygène à 15°C r_{15} est donnée par :

$$r_{15} = 1 + k_{AN}.Re_j^{0,53}.Fr_j^{1,78} \quad \text{(I-33)}$$

k_{AN} est une fonction de la salinité du milieu. Elle est égale à $0{,}627.10^{-4}$ pour une eau de robinet. Les expressions de Fr_j et Re_j :

$$Fr_j = \left(\frac{gh^3}{2.q_j^2}\right)^{0,25} \quad \text{(I-34)}$$

$$Re_j = \frac{q_j.\rho}{\mu} \quad \text{(I-35)}$$

q_j est le débit du jet au point d'impact rapporté au diamètre hydraulique du jet DH_j (exprimé en m^2/s).

$$DH_j = \frac{4*aire\ du\ jet}{section\ du\ jet} \quad \text{(I-36)}$$

Les débits utilisés varient entre 3 et 50 10^{-3} m^2/s, la hauteur de chute entre 0,25 et 2,1 m avec un jet rectangulaire de largeur W = 0,1 ; 0,22 et 0,3 m.

Avery et Novak (1978) ont montré qu'à partir d'un certain niveau d'eau en aval, l'aération atteint un maximum et reste constante. Pour une hauteur de chute z donnée, le niveau d'eau en aval optimal $(Z_t)_{opt}$ peut être calculé par la relation suivante :

$$(Z_t)_{opt} = \frac{1{,}084\ .z^{0{,}58}}{Fr_j^{0{,}53}} \qquad \text{(I-37)}$$

La corrélation d'Avery et Novak n'inclut pas la hauteur d'eau en aval. Elle n'est valable que pour les hauteurs d'eau égales ou supérieures à $(Z_t)_{opt}$.

Cette équation a été établie pour un jet continu (lisse et rugueux).

Modèle de Nakasone (1987)

Nakasone a développé une corrélation de calcul du déficit r_{20} dans les chutes d'eau à partir de mesures en laboratoire et des valeurs de terrain recueillies des travaux d'Avery et Novak (1978) et de Van der Kroon (1969a, 1969b). L'expression de r_{20} est donnée par :

$$Ln(r_{20}) = k_{N1}.z^{K_{N2}}.q_w^{k_{N3}}.{Z_t}^{0{,}310} \qquad \text{(I-38)}$$

q_w est le débit par unité de largeur exprimé en m^2/h et les constantes k_{Ni} sont fonction des débits et hauteur de chute. 4 ensembles de valeurs de k_{Ni} ont été calculés selon les valeurs de z (hauteur de la chute) et du débit q_w comme le montre le tableau I-4.

Tableau -I-4- valeurs des coefficients k_{Ni} de la corrélation de Nakasone

	$z \leq 1{,}2m$ et $q_w \leq$ 0,0.0653 m^2/s	$z > 1{,}2m$ et $q_w \leq$ 0,0.0653 m^2/s	$z \leq 1{,}2m$ et $q_w >$ 0,0.0653 m^2/s	$z > 1{,}2m$ et $q_w >$ 0,0.0653 m^2/s
k_{N1}	0,0785	0,0861	5,39	5,29
k_{N2}	1,31	0,816	1,31	0,816
k_{N3}	0,428	0,428	-0,363	-0,363

Cette corrélation a été vérifiée avec des modèles et des prototypes dans les conditions suivantes :

- Débit q_w entre 0,011 et 7,8 m^2/s
- Hauteur de chute z allant de 0,24 à 5,8 m
- 0,25 m < Z_t < 7,5 m

Modèle de Watson et al. (1998)

Watson et al. (1998) ont élaboré un modèle utilisant deux types de chutes (chutes lisses et chutes avec des cailloux collés aux bords du canal amont). Les débits d'eau par unité de largeur testés varient entre 45,8 et 196 m^2/s. La hauteur des chutes z varie entre 0,173 et 0,750 m et le niveau d'eau en aval Z_t entre 0,138 et 0,671 m. En se basant sur les modèles d'Avery et Novak (1978) et Nakasone (1987), le déficit en O_2 à 20°C, r_{20} calculé pour une chute rugueuse avec des cailloux aux rebords peut être exprimée par la relation :

$$r_{20} = 1 + 0{,}00107\left(\frac{Z_t}{z}\right)^{0{,}7}.Re_j^{0{,}32}.Fr_j^{2{,}0} \qquad \text{(I-39)}$$

Re_j et Fr_j sont les nombres de Reynold et le nombre de Froude caractéristiques du jet tombant. Pour 53 données collectés par Watson (1998), le coefficient de corrélation est de $R^2 = 0{,}94$.

Modèle de Kim & Walters (2001)

Les expériences effectuées ont été reconduites dans deux canaux à hauteurs relatives différentes. Le canal amont est d'une largeur d'écoulement w égale à 0,61 m. le canal aval est d'une largeur de 1,22 m.
Les débits q testés sont de 0,0283, 0,0566 et 0,0850 m^3/s.
Les hauteurs de chute z testées sont 0,74, 1,04 et 1,36 m.

Par simples observations visuelles, les auteurs remarquent que le comportement hydraulique des bulles d'air entraînées en aval de la chute peut être caractérisé par deux zones :

- Une zone dite complètement mélangée où le comportement des bulles est irrégulier, les bulles sont entraînées puis libérées à travers la surface en présence d'un fort niveau de turbulence assurant le mélange. Le comportement hydrodynamique de cette zone est similaire à un réacteur parfaitement agité RPA.
- Une deuxième zone où la turbulence s'atténue par rapport à la première zone, pas d'entraînement d'air. Elle est assimilée à un réacteur piston RP.

Entre les deux zones, il n'existe pas une limite claire. Néanmoins, les deux zones peuvent d'être distinguées par le suivi du comportement qualitatif des bulles d'air entraînées.
Le ratio de déficit en oxygène dissous r résultant des deux zones est de :

$$r = \frac{C_s - C_u}{C_s - C_{mix}} . \frac{C_s - C_{mix}}{C_s - C_D} = r_{RPA} . r_{RP} \quad \text{(I-40)}$$

r_{RPA} et r_{RP} sont les déficits relatifs à la zone RPA et à la zone RP et C_{mix} est la concentration en oxygène dans la zone de mélange. $r_{RPA\ et}$ r_{RP} peuvent s'écrire selon :

$$r_{RPA} = 1 + K_L a\gamma \quad \text{(I-41)}$$

$$r_{RP} = e^{K_L a\gamma} \quad \text{(I-42)}$$

$K_L a\gamma$ est le coefficient de transfert global des deux zones ; RPA et RP.
Le déficit total :

$$Ln(r) = ln[1 + (K_L a\gamma)_{RPA}] + (K_L a\gamma)_{RP} \quad \text{(I-43)}$$

La corrélation semi-empirique de Kim et Walters est une modification de la corrélation d'Avery et Novak (1978) par ajout du niveau d'eau dans le canal aval (Z_t) comme paramètre influençant le transfert d'oxygène.
Le ratio de déficit en oxygène est de :

$$r_{20} = 1 + 0{,}543 . Fr_j^{0,453} . z^{1,117} . \left(\frac{Z_t}{z}\right)^{0,475} \quad \text{(I-44)}$$

Le terme $Fr_j^{0,453}$ a été reconnu d'avoir l'effet majeur sur l'efficacité d'aération représentant un effet combiné de l'aire interfaciale et l'intensité du mélange. Le terme $z^{1,117}$ souligne l'effet de la hauteur de chute sur le transfert d'oxygène à nombre de Froude fixe. L'effet de la profondeur de l'eau dans le canal en aval de chute est exprimé par le terme $(Z_t/z)^{0,475}$.

Modèle de Baylar et al. (2006)

Conditions expérimentales :

- Débit maximum de 4 L/s.

- Le canal en amont de la chute est de 3,4 m de long, 0,6 m de large et 0,5 m de profondeur
- Différentes formes du déversoir de chute (représenté sur la figure I-12)

Baylar et Bagatur (2000, 2001a, 2001b, 2006) et Emiroglu et Baylar (2002) ont étudié l'aération par les chutes d'eau avec un obstacle placé juste à l'amont de la chute (qui joue le rôle de petit barrage). La forme de ces obstacles (voir figure I-12) définit la forme du jet tombant. Par conséquent, elle influence l'entrainement de l'air et le taux de transfert d'oxygène.

Emiroglu et Baylar (2003a, 2003b) et Baylar et Emiroglu (2002, 2007) ont étudié l'aération lors des chutes d'eau avec plusieurs formes de jets (rectangulaire, triangulaire, venturi…, voir figure I-12)

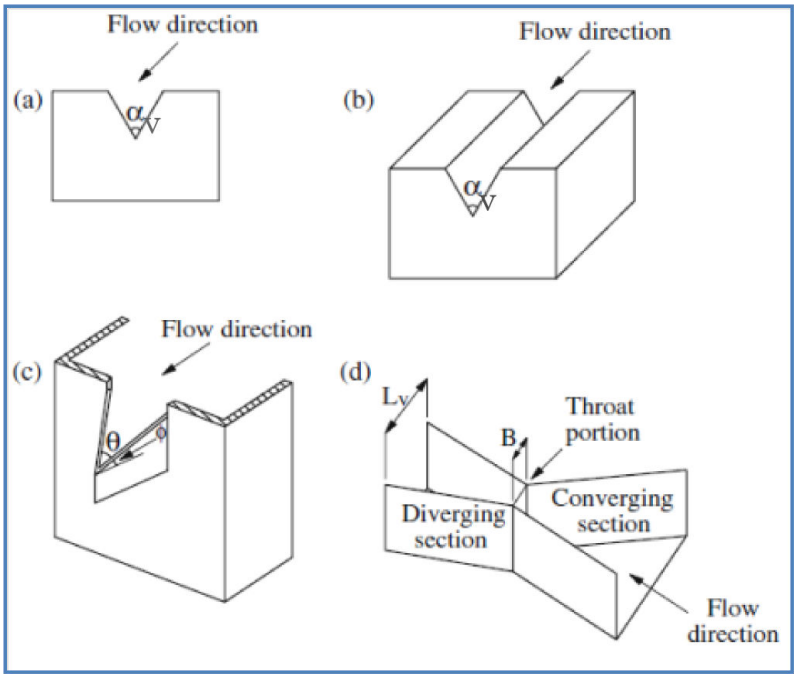


Figure-I-12- Les différents types de chutes d'eau (Baylar et Emiroglu, 2007)

Selon ces études, il s'est avéré que la forme triangulaire avec un angle d'ouverture de 45° est la plus efficace en termes d'entrainement d'air dans l'eau (Baylar et Bagatur, 2006).

L'efficacité à 20°C E_{20} calculée par l'équation suivante :

$$E_{20} = 1 - \left[1 + 0{,}149.z^{1{,}341}.q_w^{-0{,}280}\left[sin\left(\frac{\alpha_V}{2}\right)\right]^{-0{,}206}\right]^{-1} \quad \text{(I-45)}$$

z est la hauteur de chute; q_w est le débit d'eau par unité de largeur; α_v est l'angle d'ouverture du déversoir triangulaire comme illustré sur la figure I-13.

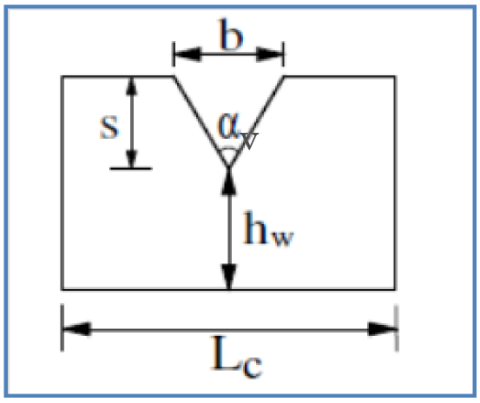


Figure-I-13- Schéma d'une plaque avec ouverture triangulaire (Baylar et al., 2001)

Tableau -I-5- Dimensions testées pour l'aération d'une chute

α_v	L_c(cm)	h_w (cm)	b (cm)	s (cm)
30°	60	40	13,4	25
45°	60	40	16,6	20
90°	60	40	30	15
135°	60	40	48,3	10

Modèle de Labocha (1996)

Labocha et al. (1996) ont étudié le transfert d'oxygène sur des déversoirs de clarificateurs avec différentes formes en coupe transversale pour une eau propre et une eau usée. Les expériences ont été menées sur un pilote de laboratoire : le débit maximum est de 0,61 L/s, la hauteur de chute et la profondeur de l'eau en aval sont ajustables indépendamment et leur somme ne dépasse pas 0,61 m. La largeur du canal d'entame est de 22,5 cm. Les paramètres de l'étude sont la forme en coupe transversale du déversoir, le débit d'eau, hauteur de chute ainsi que le régime d'écoulement. Une corrélation d'estimation de transfert d'oxygène a été élaborée pour une chute en V (α_v = 60°) et une chute en V modifiée similaire à celle rencontrée dans les déversoirs des stations d'épuration (voir figure I-14). Le ratio de déficit en oxygène pour une chute en V avec de l'eau de robinet est de :

$$r_{20} = (exp(0{,}0045.z^{1{,}26}.q^{-0{,}09}))^{0{,}52} \quad \text{(I-46)}$$

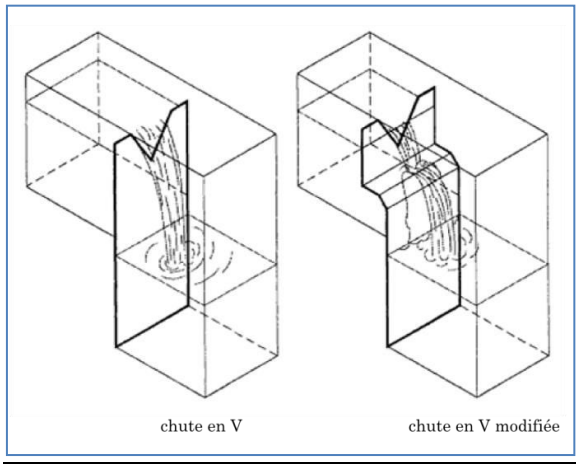


Figure-I-14- Les formes de chutes utilisées par Labocha (1996)

Cette corrélation est valable pour les faibles débits, l'aération dépend uniquement de la hauteur de la chute et du débit d'eau. Elle est indépendante de la profondeur de l'eau en aval ce qui est en désaccord avec corrélations de Kim et Walters (2001) et de Nakasone (1987).

Modèle de Chern et Yang (2004)

Chern et Yang (2004) ont étudié le transfert d'oxygène dans une chute d'eau à très faibles débits (de 4 L/min à 12 L/min). A ces débits, le jet n'est pas homogène et se casse en gouttelettes. Des expériences de re-aération dans une chute d'une hauteur variant entre 0,6 m et 1,4 m, avec des hauteurs d'eau en aval de 0,6 m à 1,4 m, pour des températures allant de 18,7 à 29,5 °C. Les données d'oxygénation ont été analysées par un modèle de transfert de masse considérant les processus de transfert dans les gouttelettes d'eau et la zone de transfert de masse de surface. Une équation semi-empirique a été élaborée pour calculer le transfert d'oxygène en fonction du débit de recirculation, la hauteur de chute, la profondeur de l'eau et de la température. L'aération a été estimée en calculant le coefficient de transfert $k_L a$ et une efficacité Em appelée efficacité de Murphee. La précision obtenue est assez bonne. Néanmoins, la corrélation reste valable dans un petit domaine de conditions opératoires et son application est limitée à l'aération à très faibles débits. Les débits rencontrés dans les milieux naturels sont très souvent bien supérieurs à cette gamme.

L'efficacité de Murphee corrélée pour l'écoulement en gouttelettes utilisée souvent dans les colonnes de distillation est donnée par :

$$E_{md} = 1 - exp\left(-0{,}151.q^{0{,}533}.T^{1{,}010}.\sqrt{Z_t}\right) \quad \text{(I-47)}$$

Le coefficient de transfert volumique $k_L a$ dans la zone de surface est donné par :

$$k_L a = 0{,}296.q^{0{,}237}.{Z_t}^{1{,}442}.z^{0{,}116}.T^{0{,}992} \quad \text{(I-48)}$$

Z_t est le niveau d'eau en aval, z est la hauteur de chute la différence de niveaux des surfaces libres des écoulements aval et amont, q est le débit d'eau. T est la température de l'eau exprimée en Celsius.

Modèle de Wormleaton et Tsang (2000)

Wormleaton et Tsang ont mené des expériences d'aération dans des chutes d'eau de laboratoire avec une profondeur d'eau en aval dépassant la profondeur de pénétration des bulles d'air. Pour estimer l'efficacité d'aération E_{20} dans les chutes avec des déversoirs simples, en labyrinthe, rectangulaires puis triangulaires, les auteurs ont modifié les coefficients de l'équation d'Avery et Novak (1978) en utilisant la correction de température de Tebbutt (1977). La méthode des moindres carrés a été utilisée pour corréler E_{20} aux nombres adimensionnels de Froude et de Reynolds du jet, Fr_j et Re_j selon la relation :

$$E_{20} = 1 - \left(1 + 3{,}85.10^{-6}.Re_j^{0{,}684}.Fr_j^{2{,}297}\right)^{-1} \quad \text{(I-49)}$$

La largeur du déversoir est de 24 cm, les débits variant de 1 à 4,3 L/s et des hauteurs de chute de 0,5 m à 1,6 m.

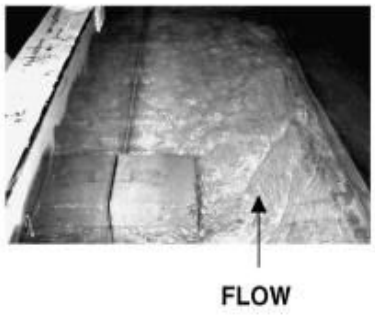
Le tableau I-6 représente les principales corrélations d'aération dans les chutes d'eau.

Tableau -I-6- Tableau récapitulatif des différentes corrélations de calcul d'aération dans les chutes d'eau

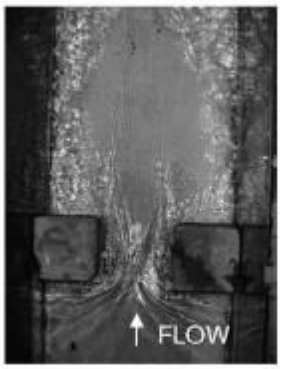
Auteur	z (m)	Forme du jet	Débit q_w (10^{-3} .m².s^{-1})	Z_t (m)	Corrélation
Masttropierto (1968)	1,22 – 4,6	rectangulaire	-	-	$E_{20} = \frac{0{,}211\, z}{1 + 0{,}211\, z}$
Holler (1971)	3,7; 8,4 et 10,7	rectangulaire	-	-	$E_{20} = 1 - \left(\frac{1}{1 + 0{,}213.\, z}\right)$
Foree (1976)	0,79-7,3	rectangulaire	0,057 – 0,4	-	$E_{20} = 1 - \exp(-0{,}48.\, z)$
Avery et Novak (1978)	0,25 - 2,1	rectangulaire	3 – 50	-	$r_{15} = 1 + 0{,}627.\, 10^{-4}.\, Re_j^{0{,}53}.\, Fr_j^{1{,}78}$
Nakasone (1987)	0,24 – 5,8	rectangulaire	5-50	0,25 – 7,5	$r_{15} = 1 + k_{AN}.\, Re_j^{0{,}53}.\, Fr_j^{1{,}78}$
Watson et al. (1998)	0,42 – 0,67	rectangulaire	45,9-93,3	0,2 – 0,4	$r_{20} = 1 + 0{,}00107 \left(\frac{Z_t}{z}\right)^{0{,}7}.\, Re_j^{0{,}32}.\, Fr_j^{2{,}0}$
Kim et Walters (2001)	0,22 – 1,28	rectangulaire	46,1 ; 92,7 et 139,4	0,12 – 0,70	$r_{20} = 1 + 0{,}543.\, Fr_j^{0{,}453}.\, z^{1{,}117}.\, \left(\frac{Z_t}{z}\right)^{0{,}475}$
Baylar et Bagatur (2006)	0 – 0,9	rectangulaire	1 – 4 (L/s)	-	$E_{20} = 1 - \left[1 + 0.149.\, z^{1{,}341}.\, q_w^{-0.280} \left[sin\left(\frac{\alpha_v}{2}\right)\right]^{-0.206}\right]^{-1}$
Labocha et al. (2001)	0,15 – 0,45	Triangulaire (90°)	0,61 L/s au maximum	0,05 – 0,35	$r_{20} = (exp(0{,}0045.\, z^{1{,}26}.\, q^{-0{,}09}))^{0{,}52}$
Wormleaton et Tsang (2000)	0,5 – 1,5	Rectangulaire	25 – 150	Supérieure à la profondeur d'entraine-ment d'air	$E_{20} = 1 - \left(1 + 3{,}85.\, 10^{-6}.\, Re_j^{0{,}684}.\, Fr_j^{2{,}297}\right)^{-1}$

V) Aération en écoulement linéaire

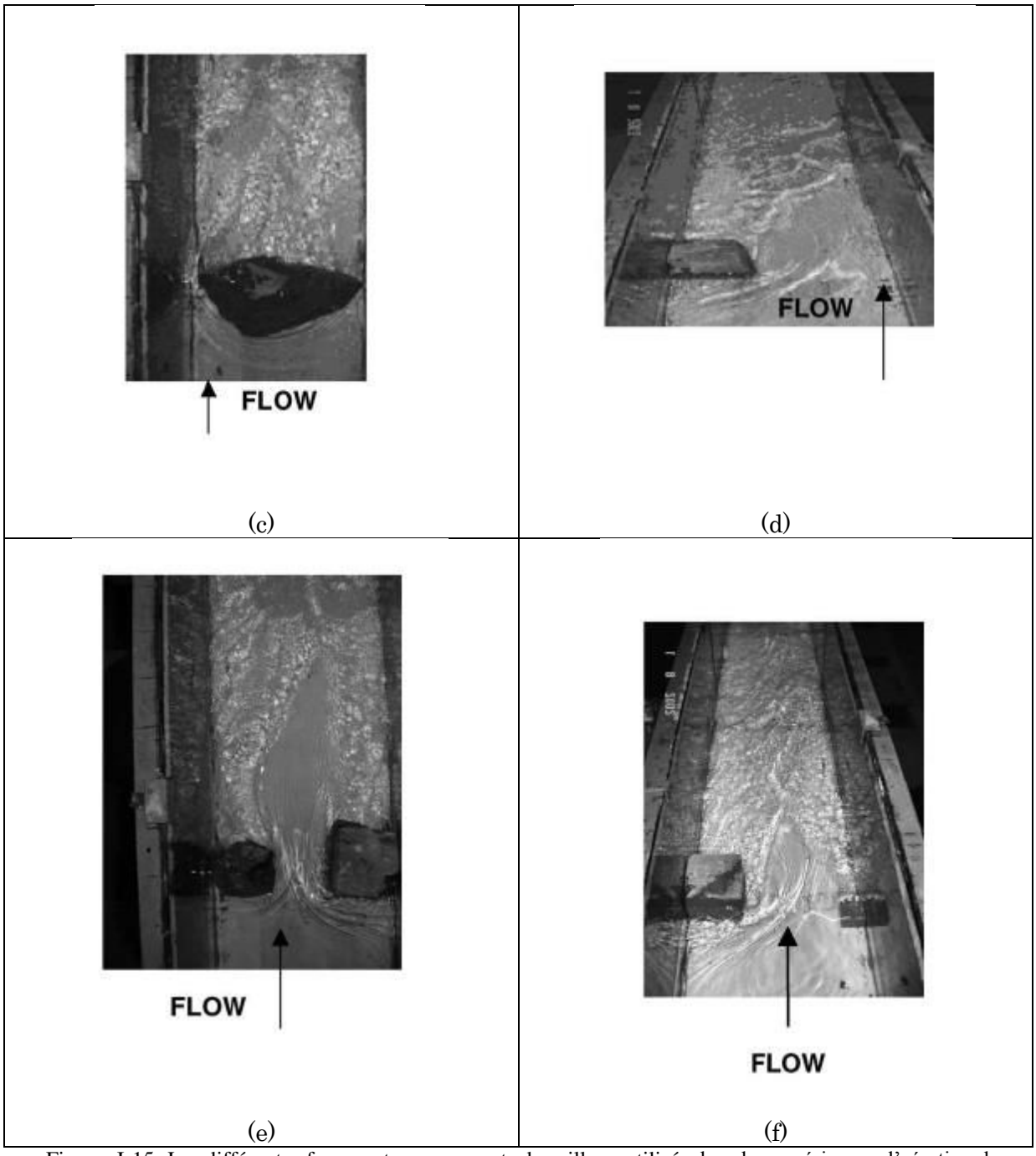
Dans les écoulements à surface libre, le transfert de l'oxygène atmosphérique est assuré par des processus hydrodynamiques locaux tel que : les ressauts hydrauliques, les jets plongeant, ou les écoulements inclinés et les cascades. Ces structures créent des perturbations de l'interface induisant un important entrainement d'air. Par ailleurs, dans certains cours d'eau, la présence de blocs rocheux dans l'écoulement aide à améliorer le transfert d'oxygène dans l'eau par création de ressauts hydrauliques et par augmentation de l'intensité de turbulence (Kucukali et Cokgor, 2008). Dans ce cadre, les roches situées dans le courant d'eau peuvent avoir un effet significatif sur le transfert d'oxygène. Cokgor et Kucukali (2004) ont étudié l'effet d'aération de pavés cubiques placés dans un canal de laboratoire, ainsi que l'effet de pierres de formes aléatoires. L'efficacité d'aération due à la présence de ces roches a été testée et la distribution des concentrations d'oxygène dissous a été évaluée. La présence des roches augmente le transfert avec une efficacité d'aération comprise entre 0 et 0,60. L'émergence des cailloux au-dessus du niveau d'eau est un paramètre important dans le transfert d'oxygène (Cokgor et Kucukali, 2004). Dans le cas où les blocs sont totalement recouverts par l'eau, le gain d'oxygène est quasi nul. Les expériences montrent que deux pierres placées dans la même section transversale du canal (voir figure I-15-b) sont plus efficaces en termes d'aération qu'une seule pierre. Par conséquent, l'arrangement des pierres et la surface pierres/eau est un paramètre important dans le processus d'aération. A titre d'exemple, l'aération par deux pierres de tailles différentes (figures I-15-e et I-15-f) est plus efficace qu'un arrangement de deux pierres de même taille (figure I-15-b). Selon Cokgor et Kucukali (2004) les pierres naturelles de forme aléatoires sont plus efficaces en termes de transfert d'oxygène que les pavés de formes cubiques car ils sont capables de générer plus de turbulence à l'interface.



(a)



(b)



(c) (d)

(e) (f)

Figure -I-15- Les différentes formes et arrangements de cailloux utilisés dans les expériences d'aération de Kockgor et Kuckukali (2004)

Une matrice de 44 points de mesure d'oxygène dissous a été établie aux alentours des obstacles placés dans le canal sur une longueur 1,1 m. Les mesures ont permis d'établir une cartographie du taux d'oxygène dissous représentée par la figure I-16).

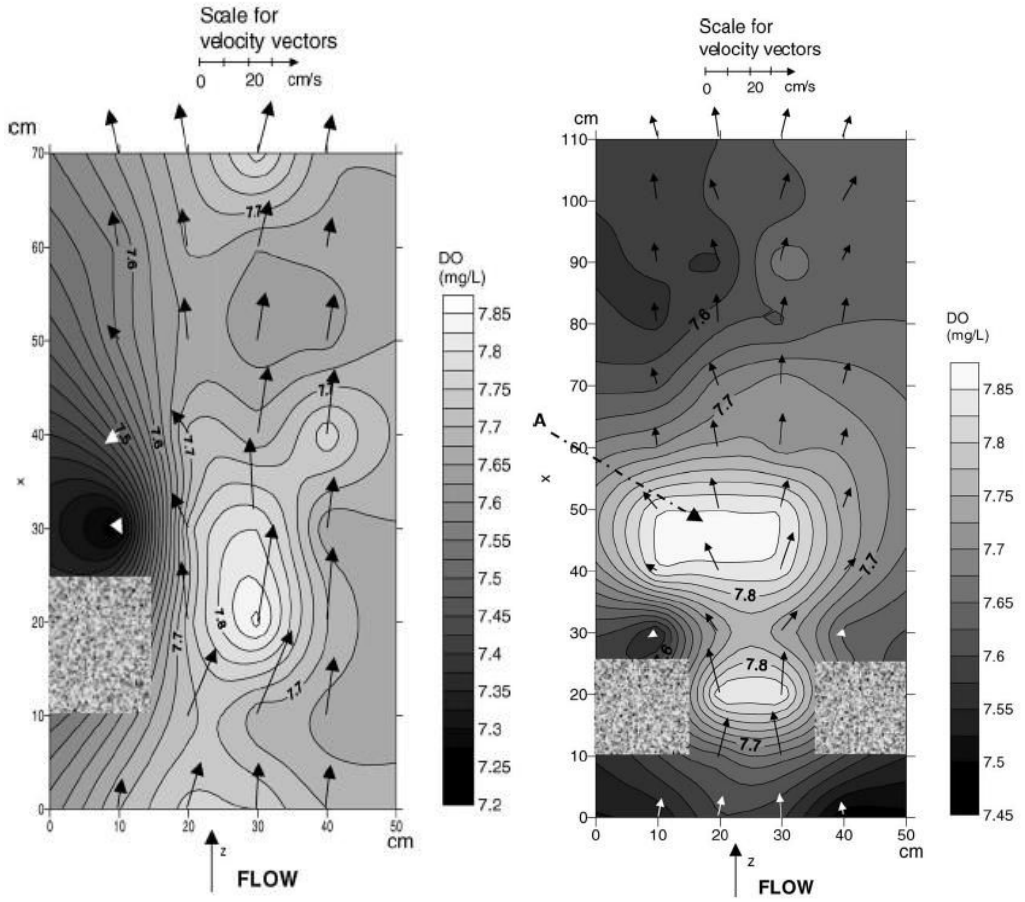


Figure-I-16-Cartographie du taux d'oxygène dissous dans les arrangements (a) et (b) (Kockgor et Kuckukali, 2004)

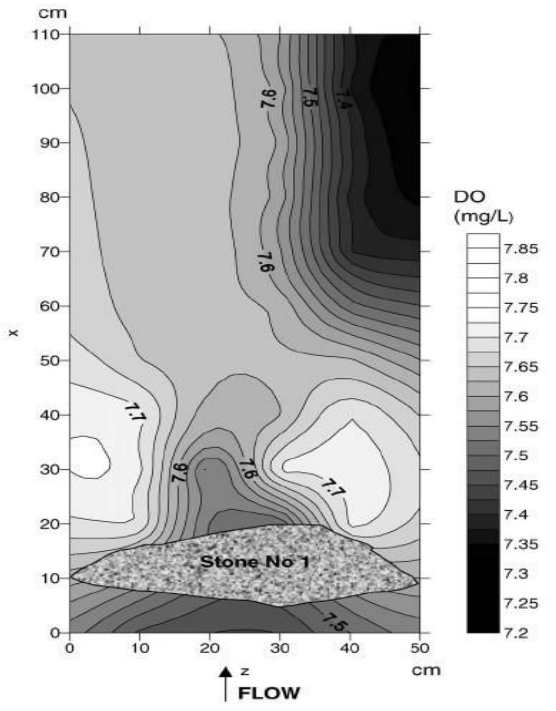


Figure-I-17-Cartographie du taux d'oxygène dissous dans l'arrangement (c) (Kockgor et Kuckukali, 2004)

Dans le cas de l'arrangement (a), le maximum d'aération se localise au niveau du bloc cubique. Dans le cas (b), le maximum d'oxygène dissous est atteint entre les deux blocs cubiques et au milieu du canal en aval des blocs. Selon la figure I-16, l'écoulement dans les recoins en aval des blocs est peu turbulent ce que justifie un minimum d'aération dans cette zone. Dans le cas (c) (figure I-17), les zones en aval de la pierre sur les côté du canal sont les plus riches en oxygène dissous.

Kucukali et Cokgor (2008) ont utilisé des pierres de formes aléatoires selon trois arrangements comme le montre la figure I-18 dans un canal de laboratoire de 13 m de long et de 0,5 m de largeur. Les expériences ont été menées à différents ratios de submersion (c.-à-d. niveau d'eau rapporté à la hauteur de la pierre). Les trois configurations utilisées représentent 3 différents ratios de blocage (section transversale bloquée par les pierres rapportée à la section totale de l'écoulement). La configuration (a) provoque la formation de tourbillons en aval de l'obstacle. La configuration (b) induit un ressaut hydraulique qui favorise le transfert d'oxygène. La configuration (c) induit une différence de niveau d'eau entre l'amont et l'aval de la pierre. Kucukali et Cokgor (2008) ont modélisé l'efficacité d'aération E_{20} pour un nombre de Reynolds inférieur à 5.10^3 et un ratio de blocage inférieur à 0,7 avec un coefficient de corrélation de 0,82 :

$$E_{20} = 1{,}9.R_b^2 \qquad \text{(I-50)}$$

R_b étant le ratio de blocage.

La submersion totale des pierres induit une forte décroissance de l'efficacité d'aération par rapport à l'écoulement avec des pierres émergeantes.

Moog et Jirka (1994) ont étudié l'aération dans un canal incliné avec des blocs cubiques disposés aléatoirement sur un canal de 20 m de long et 1 m de largeur avec deux concentrations de faible densité : 9,1 % de couverture de la surface du canal et une forte densité : 18.2 % de couverture de la surface totale du canal.

La hauteur des blocs utilisés était de 5,7 cm et le niveau d'eau variant entre 2,5 à 20 cm. Moog et Jirka (1994) ont établi une corrélation de calcul du coefficient de transfert K_L en se basant sur le modèle de Lamont et Scott (1970) (« small eddy model ») en modifiant l'expression de la dissipation d'énergie turbulente pour mieux tenir compte de l'effet des « macro-rugosités » représentées par les blocs.

$$K_L = 0{,}161.Sc^{-0{,}5}.(\varepsilon.\vartheta)^{0{,}25} \qquad \text{(I-51)}$$

Sc est le nombre de Schmidt Sc = D_m/υ, υ est la viscosité cinématique, D_m est la diffusivité moléculaire et ε est la vitesse de dissipation de l'énergie turbulente à côté de l'interface.

Les « macro-rugosités » provoquent des types d'écoulement très différents, de l'écoulement autour des briques émergées : déversement et apparition des zones de recirculation, écoulements impliquant un entraînement de bulles d'air. L'équation précédente est valable pour tous ces écoulements exceptés les écoulements impliquant des bulles d'air. De ce fait, cette relation reste valable pour les écoulements avec une

configuration stratifiée (c.-à-d. une seule interface séparant les deux milieux) avec des blocs de formes cubiques/parallélépipédiques.

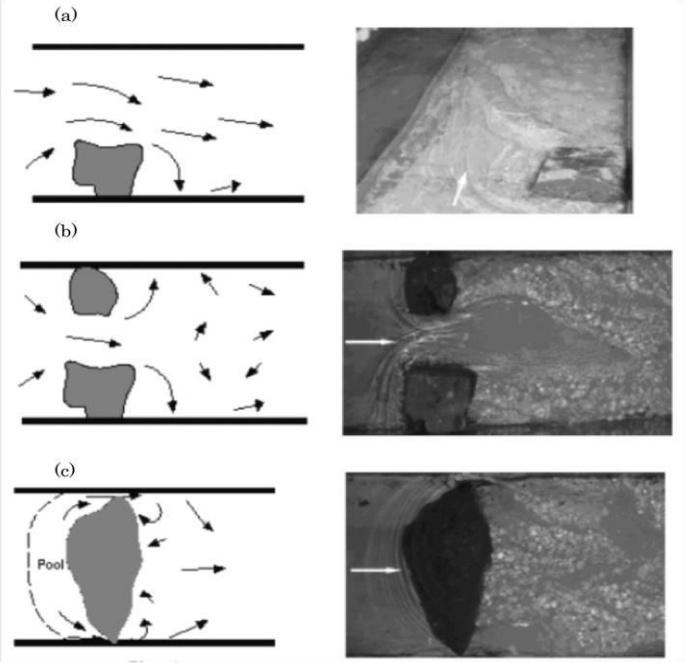


Figure -I-18- Les différents arrangements des pierres dans le canal (Kucukali et Cokgor, 2008)

VI) Conclusion

L'aération dans les écoulements à surface libre a été étudiée dans la littérature. Le sujet a été traité du point de vue hydraulique, hydrologie, génie civil… Les principaux systèmes d'aération physique sont essentiellement les cascades et les chutes d'eau. Dans des conditions d'écoulement turbulentes, l'existence d'obstacles (rochers, cailloux objets émergents de l'écoulement …) dans l'écoulement peut favoriser un enrichissement de l'eau en oxygène. Les exemples en génie des procédés qui s'approchent de l'écoulement en cascade ou en chute simple tels que les films tombants ne permettent pas de décrire les particularités des écoulements en cascade et ne permettent donc pas l'étude de l'aération sur les chutes et les cascades. Les modèles de calcul du coefficient de transfert d'oxygène tel que le modèle du double film, Dobbins, Gualtieri et Gualtieri sont spécifiques aux écoulement linéaires continus telles les rivières. Ces modèles ne permettent pas de calculer l'aération dans les surfaces d'eau discontinues (chute d'eau, ou cascade) où la configuration diphasique est dispersée en présence des zones de « spray » ou de bulles.

Plusieurs modèles d'aération dans les cascades et les chutes d'eau existent dans la littérature. La plupart sont des corrélations empiriques qui ont été présentées dans ce chapitre. Ces corrélations ont été élaborées dans des domaines assez restreints et dans certains cas, elles ne considèrent pas des paramètres fondamentaux dans le processus d'aération (nombre de marche et longueur de marche dans le cas des cascades à titre

d'exemple). Toutefois, la littérature fournit un nombre importants de données expérimentales qui vont être utiles dans nos modélisations. Deux relations de calcul d'aération avec des obstacles rocheux ont été évoquées ci-dessus, la première celle de Moog et Jirka se base sur le calcul du coefficient de transfert K_L selon le modèle des petits tourbillons pour des pierres submergées, mais aussi pour des pierres émergeantes. La deuxième estime l'efficacité d'aération à 20 °C en fonction du ratio de blocage pour des pierres émergeantes uniquement. Les simulations numériques de l'écoulement en cascades sont peu nombreuses voire rares dans la littérature.

Chapitre II : Matériels et méthodes

Afin d'améliorer l'aération dans les cours d'eau, nous avons vu que des aménagements peuvent être envisagés et qu'il faut être en mesure de prévoir et d'estimer l'influence de ces aménagements sur l'aération. L'estimation de cette influence est difficilement mesurable sur des sites naturels, qui par nature sont complexes (forme des cailloux, largeur et profondeur variables des cours d'eau…) et surtout qui ne permettent pas des mesures et expérimentations faisables en laboratoire. Nous avons donc réalisé un pilote permettant d'étudier l'influence des paramètres des différentes structures intervenant dans le processus d'aération et de la modéliser. Les modèles obtenus aideront à définir les paramètres optimaux de l'oxygénation. En fonction de ces derniers, les aménagements appropriés peuvent être mis en œuvre dans les cours d'eaux naturels déficitaires en oxygène.

I) Pilote de laboratoire

I-1) Démarche de dimensionnement du pilote

Le pilote de laboratoire doit répondre à un ensemble de critères pour permettre de reproduire le plus fidèlement possible les conditions d'écoulement en milieu naturel (vitesses d'écoulement, nombre de Reynolds, nombre de Froude…) et dans un espace limité par les contraintes du laboratoire (espace disponible, gestion des fluides, mesures…).

En écoulement à surface libre, les paramètres géométriques à considérer sont la largeur de l'écoulement, la profondeur et les tailles caractéristiques des dispositifs d'aérations étudiés. Les effets les plus marquants dans ce type d'écoulement sont les forces de gravité, les forces de viscosité et les forces d'inertie.

Par ailleurs, deux écoulements (par exemple dans un cours d'eau et un pilote) sont dits similaires si au moins un des trois types de similitudes suivantes sont respectées (Chanson, 1999) :

- Similitudes de forme ou géométriques : qui impliquent que le ratio L_r entre les dimensions caractéristiques du pilote et du cours d'eau sont les mêmes :

$$L_r = \frac{L_p}{L_m} \qquad \text{(II-1)}$$

L_p et L_m représentent respectivement la longueur caractéristique dans le pilote et le cours d'eau. Par exemple, si L_p et L_p' sont la largeur et la profondeur du pilote respectivement, L_m et L_m' représentant la largeur et la profondeur du cours d'eau, avoir une similitude géométrique implique :

$$L_r = \frac{L_p}{L_m} = \frac{L_p{}'}{L_m{}'} \qquad \text{(II-2)}$$

- Similitudes cinématiques impliquant la conservation du ratio V_r des vitesses caractéristiques entre le pilote (V_p) et le cours d'eau (V_m) :

$$V_r = \frac{V_p}{V_m} = \frac{V_p{}'}{V_m{}'} \quad \text{(II-3)}$$

- Similitudes des forces ou similarités dynamiques impliquant la conservation du ratio des forces caractéristiques entre le pilote et le cours d'eau D_r :

$$D_r = \frac{F_p}{F_m} = \frac{F'_p}{F'_m} \quad \text{(II-4)}$$

L'utilisation de la similitude géométrique uniquement pour l'intrapolation n'est pas suffisante et engendre, dans la plupart des cas, des disproportions dans les propriétés cinématiques et dynamiques de l'écoulement entre le pilote et le cours d'eau.

Dans les écoulements à surface libre, le régime d'écoulement peut être classé en deux catégories selon le nombre de Froude, Fr. Si Fr est inférieur à 1, l'écoulement est dit fluvial. Si Fr est supérieur à 1, l'écoulement est dit torrentiel. Dans les écoulements souvent rencontrés dans les petits cours d'eau (3-5 m de largeur), objet de notre étude, les vitesses sont comprises entre 0,05 m/s et 0,5 m/s sur une grande partie de l'année. Les profondeurs d'eau varient entre quelques dizaines de centimètres et 1 mètre. Le régime d'écoulement fluvial est donc prépondérant. Du point de vue physique, les forces de gravités ont plus d'impact sur l'écoulement que les forces d'inertie. En similitude dynamique, deux nombres s'avèrent importants pour caractériser l'écoulement : le nombre de Froude et le nombre de Reynolds. Ces deux nombres sont dépendants de la vitesse d'écoulement.

La similitude de Froude implique :

$$F_{rm} = F_{rp} \quad \text{(II-5)}$$

$$V_r = \sqrt{L_r} \quad \text{(II-6)}$$

La similitude de Reynolds implique :

$$Re_m = Re_p \quad \text{(II-7)}$$

$$V_r = \frac{1}{L_r} \quad \text{(II-8)}$$

Ce qui implique :

$$V_r = \sqrt{L_r} = \frac{1}{L_r} \quad \text{(II-9)}$$

Puis :

$$L_r = 1 \quad \text{(II-10)}$$

Ce qui signifie que le seul cas où la similitude des deux nombres de Froude et de Reynolds est possible est de construire un pilote aux mêmes dimensions du cours d'eau.

La similitude simultanée du nombre de Froude et de Reynold n'est donc pas possible dans une intrapolation du cours d'eau. En pratique, les modèles d'écoulement à surface libre sont dimensionnés avec une similitude de Froude en minimisant les différences entre les effets de viscosité entre le cours d'eau et le pilote. Dans notre pilote de laboratoire, l'intrapolation a été réalisée en conservant le nombre de Froude. Toutefois, une correspondance entre les régimes d'écoulement estimés par le calcul du nombre de Reynolds pour les cours d'eau et le pilote a été respectée. La largeur des canaux de notre pilote est de 30 cm et elle est suffisante pour éviter les effets de bords.

I-2) Caractéristiques du pilote

Le pilote de laboratoire construit (figure II-1) permet de tester différentes configurations permettant l'interpénétration des deux milieux liquides et gazeux et donc le transfert d'oxygène en exploitant les forces de gravité. Des structures en chutes telles que les cascades et les chutes simples ont donc été implémentées sur le pilote, et dont l'influence de leurs paramètres géométriques sur l'aération a pu être étudiée.

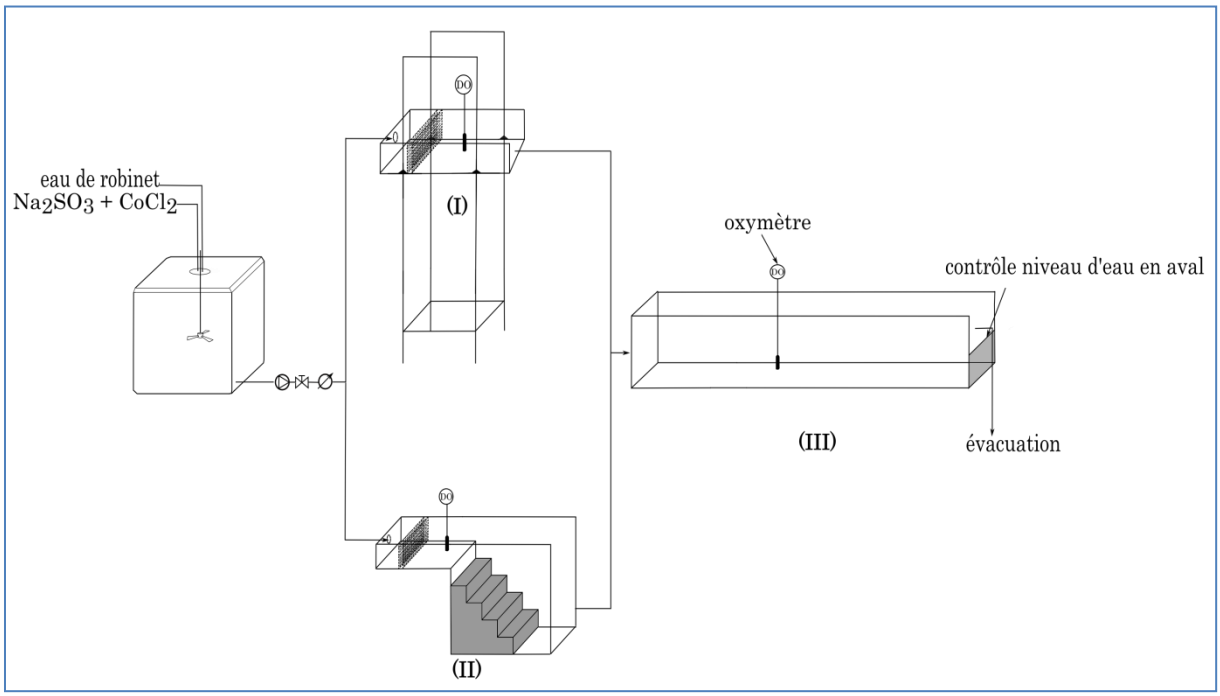


Figure-II-1- Schéma global du dispositif expérimental

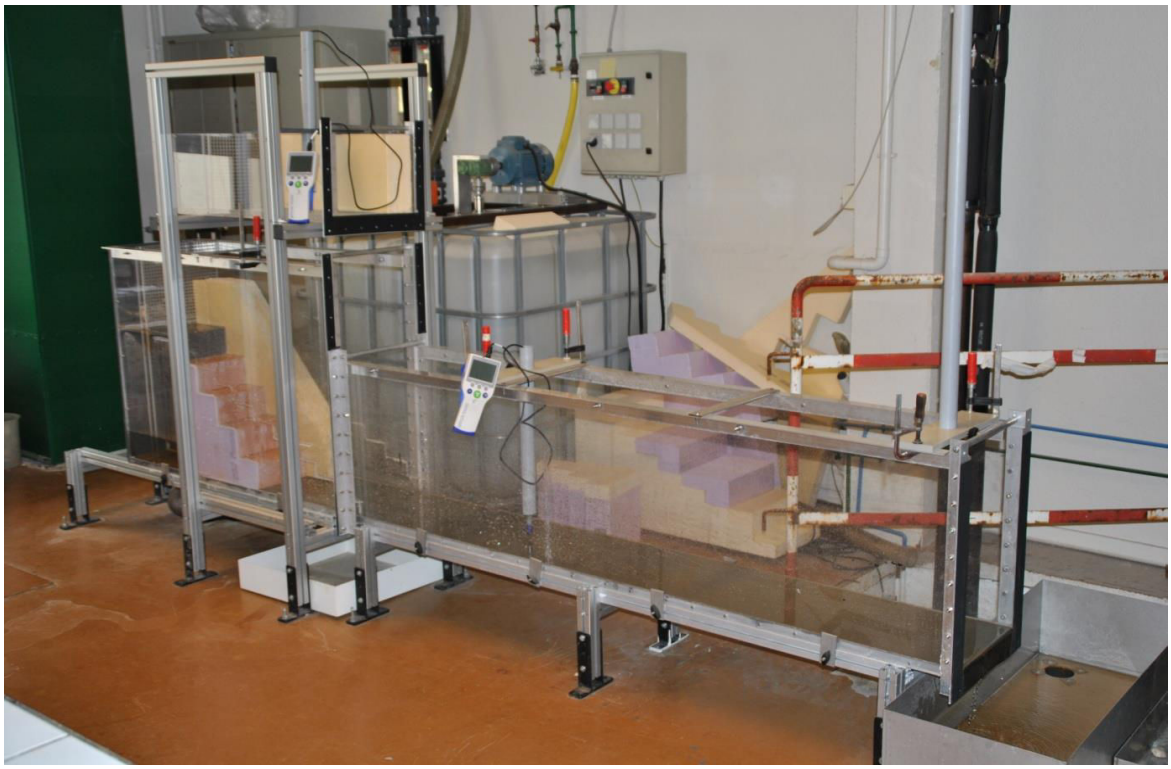


Figure -II-2- Photo du pilote de laboratoire

Le pilote de laboratoire est composé de 3 modules. Les parois latérales du pilote ont été fabriquées en plexiglas permettant de visualiser le comportement hydrodynamique. Les bases (fonds) sont en plaques de PVC.

L'assemblage des modules par paires permet d'étudier l'impact de différentes formes géométriques sur le transfert d'oxygène à l'eau :

- L'assemblage des modules (I) et (III) permet d'étudier l'effet de différentes hauteurs de chutes d'eau sur le transfert d'oxygène. La hauteur du compartiment (I) par rapport au compartiment (III) varie entre 0,5 m et 1,5 m.

- L'assemblage des modules (II) et (III) permet d'étudier l'aération dans les cascades. Différents modules interchangeables fabriquées en polystyrène (bloc en gris dans la figure II-1) permettent de varier les hauteurs et longueurs des marches ainsi que leurs nombre. La hauteur maximale de la cascade est de 50 cm, le nombre de marches étudié varie entre 3 et 10. La hauteur des marches varie entre 5 et 15 cm.

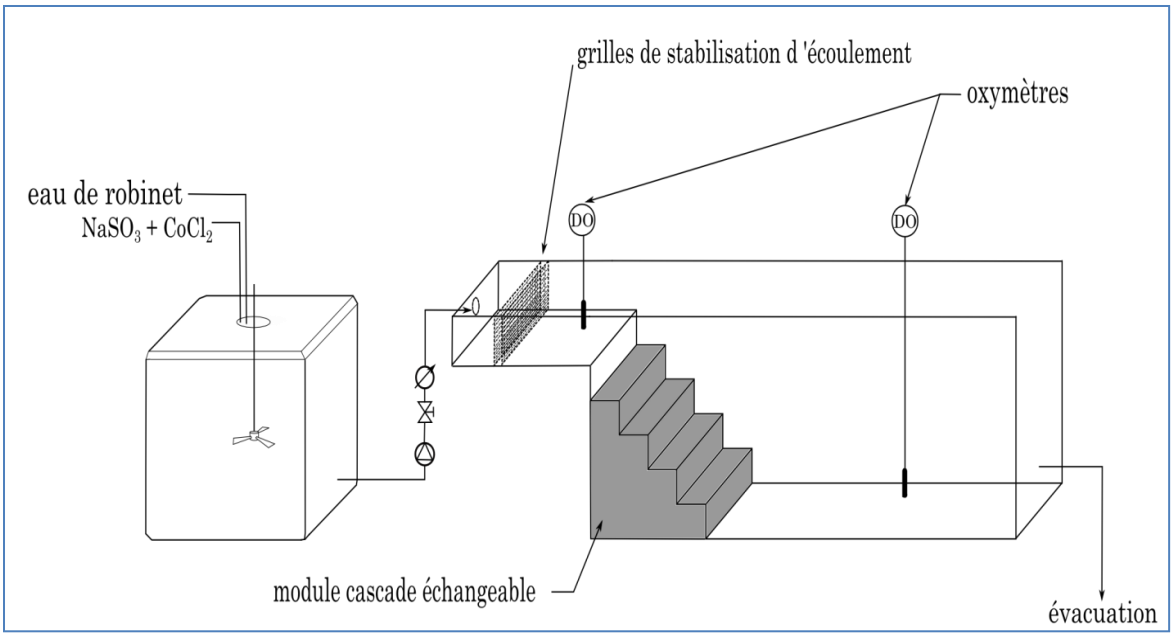


Figure -II-3- Schéma du pilote cascade

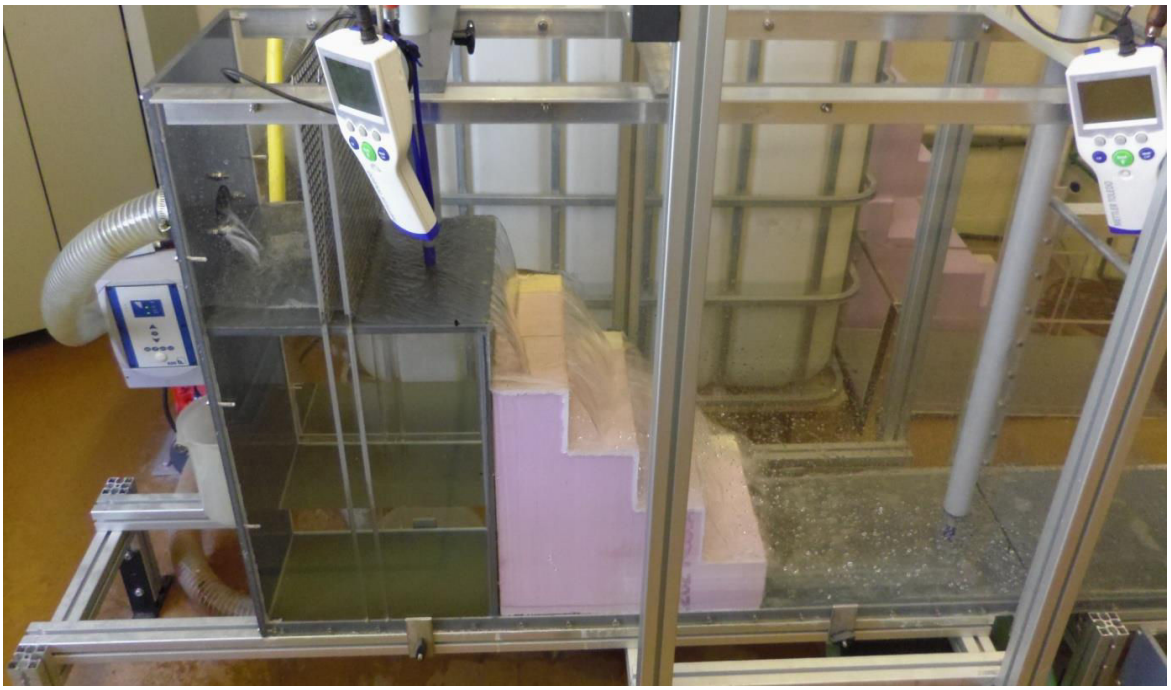


Figure –II-4- Photo de la cascade

Le dispositif de chute d'eau est composé de deux canaux rectangulaires. Le premier est un canal en amont de largeur variable (max 30 cm) équipé d'une arrivée d'eau et de deux grilles de stabilisation (homogénéisation de l'écoulement sur la largeur). Le canal aval est d'une largeur maximum de 30 cm. Dans ce canal, le niveau d'eau est contrôlé en sortie par une plaque en PVC de hauteur modulable selon le besoin (5, 10, 20 cm). Le canal amont est placé sur un système permettant de varier sa hauteur par rapport au canal aval. Le niveau d'eau théorique que peut supporter le pilote est estimé à 30 cm. Le débit maximum testé pour les cascades est de 4 L/s. Au-delà de cette valeur, l'eau risque de se projeter en dehors du pilote.

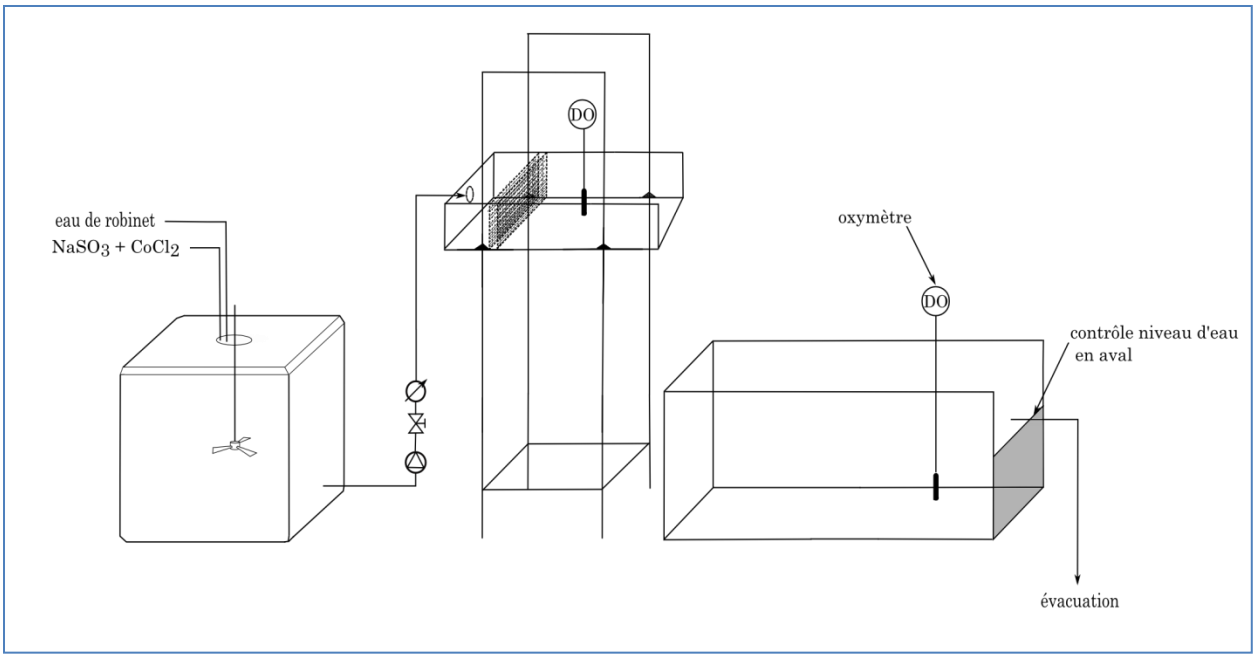


Figure -II-5- Schéma du pilote chute d'eau



Figure -II-6- Photo du système chute d'eau



Figure -II-7- Photo d'un oxymètre Mettler Toledo SG-9

Pour étudier l'aération, il convient dans un premier temps de réduire au minimum la concentration en oxygène dissous dans l'eau d'alimentation afin d'étudier l'influence des structures d'oxygénation. Il existe plusieurs méthodes de désoxygénation de l'eau. Parmi ces méthodes dont l'efficacité est avérée, nous avons privilégié la moins coûteuse et la plus facile à mettre en œuvre. Plusieurs méthodes de désoxygénation ne sont pas adaptées à notre situation ; par exemple le chauffage de l'eau en raison du grand volume d'eau et de la difficulté de contrôler la teneur en oxygène lors de la phase de refroidissement. La désoxygénation à l'ultrason est très peu efficace dans un volume d'eau dont l'épaisseur est de 1 m. Le méthode électrochimique consiste à la réduction cathodique de l'oxygène dissous et sa libération sous forme de gaz par l'anode. En termes d'efficacité de désoxygénation, cette technique est aussi efficace que la méthode chimique (Vuorilehto et al, 1995). En revanche, la méthode électrochimique est peu adaptée au grand volume d'eau et requiert l'ajout de produit chimique tel que le sulfate de sodium pour augmenter la conductivité de l'eau.

La méthode de barbotage de l'azote a l'avantage de permettre la désoxygénation de l'eau sans ajout de produits chimiques. Cette technique est assez efficace mais elle est très consommatrice en azote et est plus adaptée pour des petits volumes d'eau.

Le choix de la méthode de désoxygénation s'est porté sur la technique aux sulfites. En termes d'efficacité et de rapidité, cette technique est la plus intéressante. Il s'agit d'ajouter du sulfite à l'eau qui s'oxyde en présence de l'oxygène dissous. La réaction est catalysée par les ions divalents de Fer, de cuivre ou souvent de Cobalt.

Les éléments clés de cette réaction sont la concentration du catalyseur (qui ne doit pas être inférieure à 10^{-7} M en Co^{2+} dans le cas du Cobalt), l'agitation dans le réservoir, et le pH (optimum entre 7.5 et 9).

Nous avons partiellement désoxygéné l'eau du réservoir par ajout de sulfite de sodium, Na_2SO_3, et de chlorure de cobalt, $CoCl_2$, en tant que catalyseur de la réaction :

$$SO_3^{2-} + \frac{1}{2}\, O_2 \xrightarrow{Co^{2+}} SO_4^{2-} \qquad \text{(II-11)}$$

Théoriquement, compte tenu de la stœchiométrie de la réaction, 7,87 mg/L de Na_2SO_3 sont requis pour chaque mg/l d'oxygène dissous. Pratiquement cette quantité ne suffit pas à éliminer tout l'oxygène dissous à cause de la pureté des produits chimiques utilisés et de la difficulté de réaliser un mélange parfait dans de tel volume. Des auteurs proposent d'utiliser des facteurs de surconcentration en réactifs de l'ordre de 1,5 à 2 pour consommer la totalité de l'oxygène dissous (Stukenberg, 1977).

Pour une eau saturée en oxygène à 8-9 mg/L la concentration de sulfite de sodium utilisée est de 63-79 mg/L (Galy et Kok, 1988) pour désoxygéner complètement l'eau. Baylar et al (2003, 2006) ont utilisé 70 mg/L pour désoxygéner l'eau. Kim et Walters (2001) ont utilisé 80 g pour désoxygéner 1 m^3 d'eau. Watson et al. (1998) ont utilisé 50 mg/L de sulfite de sodium. A cette quantité la variation de la constante de Henry reste négligeable (APHA, 1992). De ce fait, nous avons utilisé une concentration de 50-55 mg/L en sulfite de sodium pour désoxygéner partiellement l'eau. La concentration d'oxygène dissous restant se situait toujours entre 1-2,5 mg/L. Les volumes d'eau désoxygénés ont été utilisés une seule fois afin de ne pas augmenter la concentration totale des sels dissous et ainsi ne pas influencer le transfert d'oxygène.

L'eau ainsi appauvrie en oxygène est soutirée par une pompe volumétrique. Les débits fournis sont contrôlés par des rotamètres étalonnés auparavant par empotage. A l'entrée du pilote, l'eau traverse horizontalement un lit large de 3 centimètres de petits cailloux bloqués entre deux grilles encastrées dans les parois afin de stabiliser et homogénéiser l'écoulement dans le canal rectangulaire d'entrée. Entre l'amont et l'aval de chaque structure, le taux d'oxygène dissous dans l'eau est contrôlé par des oxymètres à mesure optique de type METTLER TOLEDO SG9 munis d'une électrode de mesure optique « Inlab Optiox ».

Les oxymètres sont étalonnés régulièrement et la stabilité de la mesure est vérifiée chaque jour. La méthode d'étalonnage des sondes d'oxygène repose sur une calibration avec un seul point. Dans les conditions d'équilibre, la pression partielle d'oxygène dans l'air saturé en eau est égale à la pression partielle d'oxygène dans une eau saturée en air. De ce fait, les sondes utilisées sont étalonnées dans de l'air saturé en eau.

I-3) Mesure de tension superficielle

L'existence des agents de surface dans les eaux naturelles (d'origine domestique liée à l'usage des détergents ou d'origine naturelle tel que les acides humiques) réduisent la tension de surface entre l'air et l'eau et influencent la taille des bulles d'air dans l'eau (Moraveji et al., 2012). Un tel effet peut avoir des conséquences sur le transfert

d'oxygène. Par conséquent, la variation de la tension superficielle et son effet sur l'aération dans les chutes d'eau a été étudiée. La tension superficielle de l'eau a été mesurée par un tensiomètre du type Krüss K9. Son principe repose sur la mesure des forces d'arrachement d'une lame rectangulaire dont le bord inférieur est en contact avec l'eau. Cette lame est reliée à un ressort lui-même relié au tensiomètre. La différence de poids entre le système {lame + ressort} trempé dans l'eau et le système à vide permet de calculer les forces de surface.

La modification de la tension superficielle de l'eau a été effectuée par ajout d'un tensioactif anionique (SDS). La tension superficielle de l'eau avant ajout du tensioactif est toujours vérifiée. La lame de mesure est toujours préalablement rincée par de l'eau et de l'acétone, puis séchée par un séchoir afin d'éliminer toute impureté qui influencerait nos mesures.



Figure –II-8– Photo du tensiomètre

I-4) Système de Traçage

Des expériences de traçage ont été réalisées afin d'estimer le volume d'eau dans l'écoulement en cascade. En effet, cette donnée n'est pas directement accessible. Un système de mesure par traçage salin constitué de deux conductimètres reliés à un boîtier connecté à un ordinateur et d'un système d'injection a été utilisé. 10 ml d'une solution de NaCl d'une concentration de 20 g/L sont injectée en amont du point de mesure de conductivité. Le système d'acquisition relève la valeur de conductivité sur les deux

conductimètres à raison d'une mesure toutes les 18 ms. L'ensemble des données est enregistré sur un ordinateur. L'acquisition est lancée au moment de l'injection. La conductivité en amont et en aval de la structure étudiée est suivie en fonction du temps. Les conductimètres sont étalonnés tous les jours par une solution de KCl à 0,1 M. L'exploitation des courbes de conductivité en fonction du temps a été réalisée par le logiciel DTS Pro.

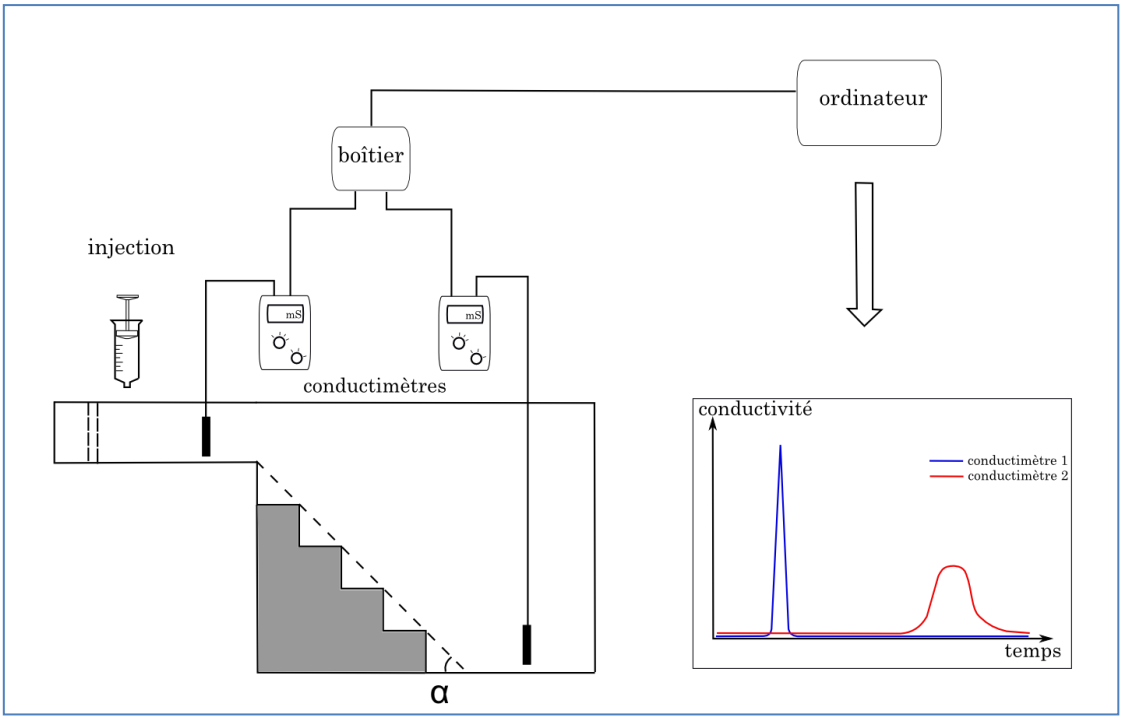


Figure -II-9- Schéma explicatif du dispositif de traçage

II) Méthodes numériques

La mécanique des fluides numérique est un outil puissant et essentiel pour obtenir une description précise des écoulements. Cet outil est utilisé dans des domaines très variés (génie chimique, génie civil, environnement, aéronautique…). Il est très utile dans une démarche de conception permettant un gain de temps et d'argent ou dans une démarche de modélisation pour optimiser un processus donné. Le progrès en informatique et l'augmentation des capacités des ordinateurs favorisent de plus en plus l'utilisation de cet outil.

La modélisation numérique est basée sur la résolution des équations de Navier-Stokes qui s'appuient sur les hypothèses de conservation de masse et de quantité de mouvement au sein d'un fluide en mouvement. Les équations de Navier-Stokes sont des équations non linéaires aux dérivées partielles permettant de décrire la dynamique des fluides Newtoniens. Dans la majorité des cas, la résolution analytique des équations de Navier-Stokes n'est pas possible. Les solutions sont généralement numériques et approximatives. En absence de sources de masse et de quantité de mouvement, la conservation de masse se traduit par l'équation différentielle suivante :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho . u) = 0 \qquad \text{(II-12)}$$

ρ est la masse volumique du fluide et u est sa vitesse.

L'équation générale de transport est donnée par :

$$\frac{\partial \rho \varphi}{\partial t} + \nabla(\rho \varphi u) = \nabla(\Gamma . \nabla \varphi) + S_{\varphi} \qquad \text{(II-13)}$$

L'équation (II-3) représente :

- l'équation de conservation de quantité de mouvement si φ est remplacée par la vitesse u
- l'équation de conservation de chaleur si φ est remplacée par l'enthalpie

Les équations de Navier-stokes se composent de 4 termes principaux selon l'ordre :

- Terme instationnaire : utilisé pour les écoulements non-stationnaires, mais également comme un moteur de convergence pour les écoulements stationnaires. (pendant le calcul, ce terme peut aider à la convergence car il s'annule à la fin du calcul en écoulement stationnaire).

- Terme convectif : c'est un terme non linéaire. A grand nombre de Reynolds, ce terme est prépondérant. Il assure le transport de la quantité de mouvement. Il a le plus de poids sur la précision du schéma de discrétisation. Pour les écoulements laminaires, ce terme devient négligeable.

- Terme diffusif : ce terme décrit les phénomènes de diffusion. On y touche rarement. Il est généralement traité par un code de second ordre dans les logiciels de simulation.

- Terme source : ce terme est rajouté à l'équation de Navier-Stokes en cas de l'existence d'une source (apport ou perte) dans le système considéré. Généralement, il ne perturbe pas la stabilité du schéma de discrétisation, sauf dans le cas où la source est très importante (ou si le terme de perte est ajouté de façon explicite et non implicite) (Lallemand, 2000).

Pour résoudre ces équations, le domaine de calcul est divisé en de petits volumes de contrôle (maillage), puis les équations de transport sont discrétisées dans l'espace et dans le temps et transformées en équations algébriques.

La méthode numérique la plus utilisée est principalement celle des éléments finis et celle des volumes finis, tel est le cas de FLUENT. Afin de réaliser les simulations numériques du cas étudié un certain nombre de choix doit être fait.

La résolution d'un problème par FLUENT peut être divisée en plusieurs phases, comme le montre la figure II-10 : une phase de définition du type de solveur, la dépendance du problème au temps (régime transitoire, régime permanent), les méthodes de calcul, les conditions aux limites des modèles et les conditions opératoires ainsi qu'une phase de résolution notamment le choix des méthodes de couplage pression-vitesse, les schémas

de discrétisations spatiales et temporelles. La résolution se fait par itérations à l'aide des algorithmes et la solution converge quand les résiduels atteignent la tolérance fixée préalablement par l'utilisateur. Néanmoins, la convergence peut être purement numérique et la solution obtenue ne représentant pas la réalité physique. De ce fait, il est important d'avoir des résultats expérimentaux ou des éléments suffisants pour garantir des solutions physiquement pertinentes.

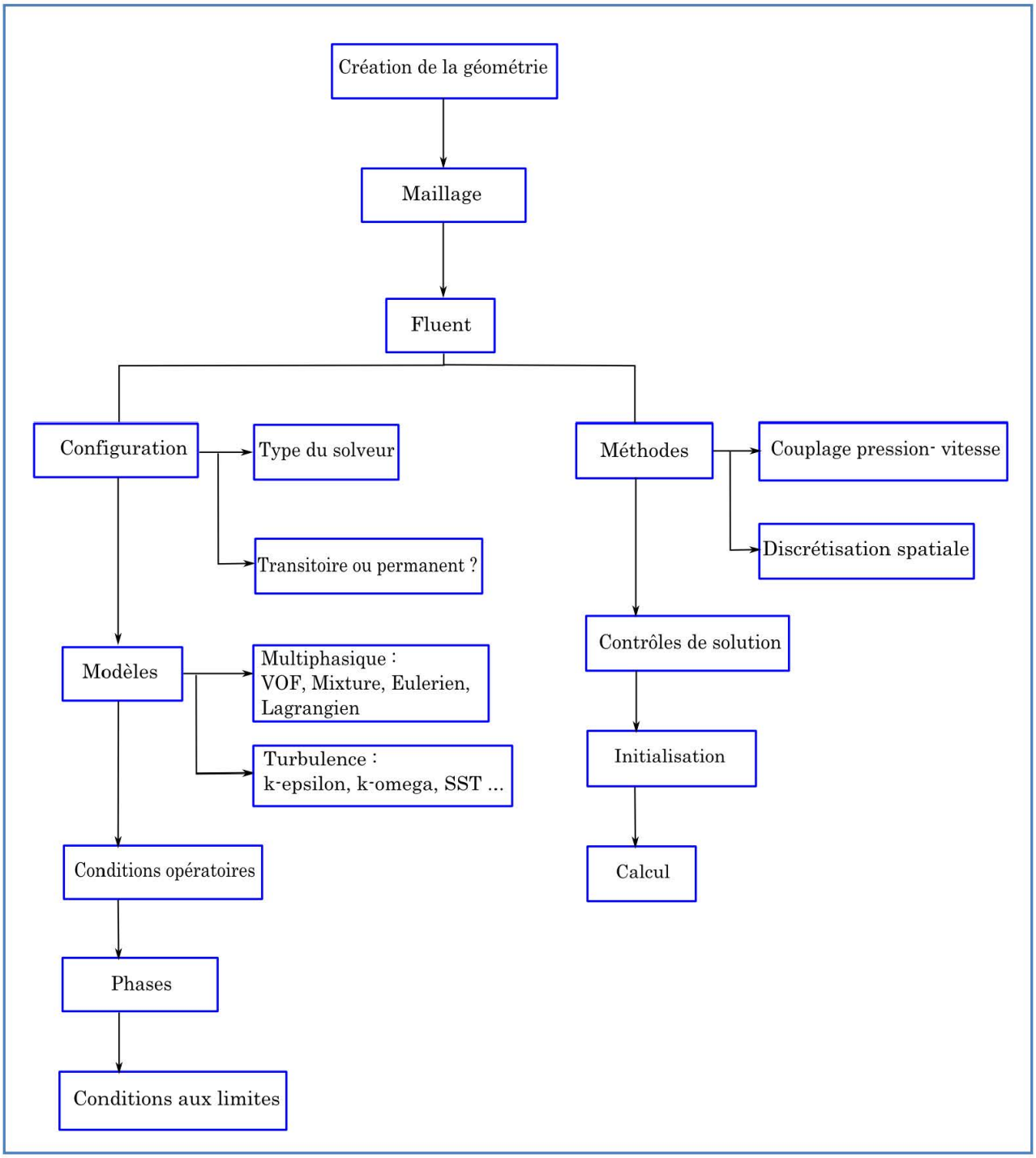


Figure -II-10- Schéma de résolution par FLUENT

II-1) Le maillage

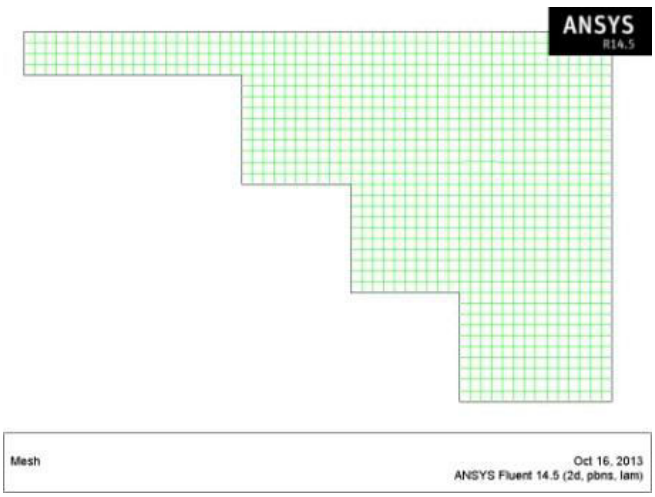
Le maillage du domaine de calcul est une étape importante et primordiale dans le calcul par FLUENT. C'est la discrétisation spatiale du domaine de calcul. La résolution du maillage a un impact sur le temps de calcul et sur la qualité de la solution. Dans chaque maille, les équations de mécanique des fluides sont résolues. Le maillage doit être d'autant plus fin que les gradients de vitesse, pression ou concentration sont importants. La taille optimale des éléments d'un maillage est celle qui ne nécessite pas un affinement pour assurer une indépendance de la solution du maillage. Il existe trois types de maillages :

*Le maillage structuré : il est construit à partir de la reproduction d'un élément donné (losange ou carré en 2D, hexaèdres en 3D) dans l'espace. Dans ce cas, le repérage des mailles se fait par le système de coordonnées cartésien. Il n'est applicable qu'à des structures descriptibles par des hexaèdres ou des carrés. Ce type de maillage est économique en nombre de maille et plus facile à générer et produit moins de diffusion numérique que les autres types.

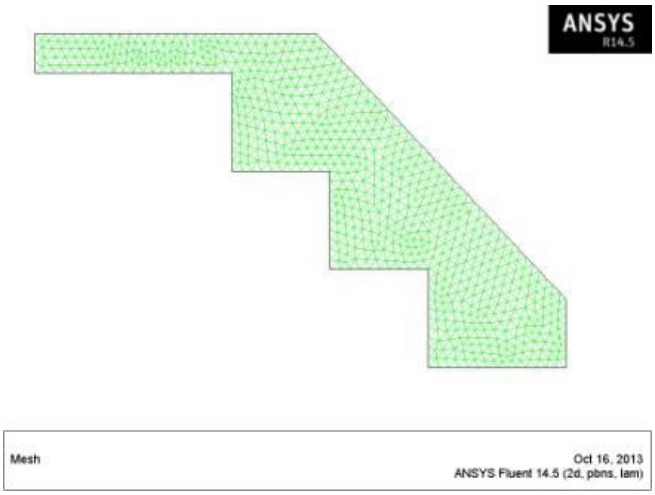
*Le maillage non structuré : il permet de décrire les géométries complexes. Il est le résultat d'un assemblage d'éléments de façon aléatoire (souvent des triangles (2D), tétraèdres (3D)). Ce type de maillage engendre des erreurs numériques plus importantes que dans un maillage structuré.

*Le maillage hybride : c'est un mélange entre les deux types de maillages cités précédemment. Il combine les avantages de ces deux maillages.

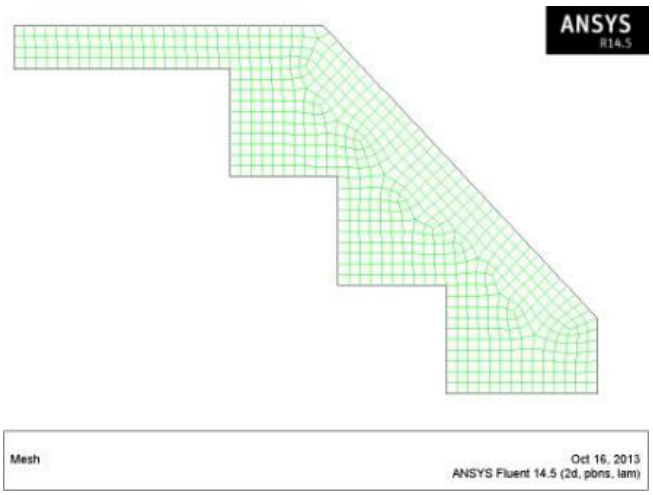
Les maillages utilisés dans notre étude sont le maillage structuré quand la géométrie utilisée le permet et le maillage hybride. Le mailleur intégré dans le logiciel ANSYS Workbench a été utilisé pour générer les maillages.



(a)



(b)



(c)

Figure-II-11- Les différentes types de maillages : (a) maillage structuré, (b) maillage non structuré, (c) maillage hybride

II-2) Configuration du solveur FLUENT et schémas de discrétisation

La configuration du solveur consiste à choisir le type de solveur, les schémas numériques pour la discrétisation et pour le couplage vitesse-pression, ainsi que le processus itératif. Il existe deux types de solveurs dans FLUENT :

* **« Pressure-based »** prend la quantité de mouvement et la pression comme variables de base. Avec ce type de solveur deux algorithmes sont possibles :

- **Segregated solver** : la résolution des équations de conservation de masse et de conservation de quantité de mouvement se fait de façon séquentielle.
- **Coupled solver** (solveur couplé) : la résolution des équations de conservation de masse et de quantité de mouvement se fait de façon simultanée.

* **« Density based »** c'est un solveur couplé qui résout les équations de Navier-Stokes sous leur forme vectorielle (et non algébrique). Ce solveur est utile dans le cas d'un couplage

important entre la densité, l'énergie, la quantité de mouvement tel est le cas des écoulements super/hypersoniques, onde de choc…

Le solveur **« segregated »** est applicable à un large panel de régimes d'écoulement (de l'écoulement incompressible laminaire à l'écoulement compressible turbulent). Ce type de solveur est assez flexible dans la procédure de résolution et requiert peu de mémoire par rapport au solveur couplé. Ce dernier est utilisé pour la plupart des écoulements monophasiques et fournit une meilleure performance dans ce cas que le **« Pressure based segregated »**.

Dans notre étude, le type de solveur choisi est le solveur **« Pressure based segregated »**.

Etant donné que le calcul se fait aux centres des volumes de contrôle, une méthode d'interpolation est nécessaire pour estimer les valeurs des variables sur les faces de ces volumes de contrôle.

Il existe plusieurs schémas d'interpolation pour le terme convectif des équations de Navier-Stokes :

- **« First order upwind »** le plus facile à converger, d'une précision du premier ordre.
- **« Second order upwind »** précision de deuxième ordre, mais convergence plus lente. Il est de rigueur pour des écoulements non alignés aux maillages.
- **« Quadratic upwind»** interpolation de 3ème ordre de précision sur des mailles uniformes. Valable pour un maillage structuré et non applicable aux maillages triangulaires.
- **« Power law »** plus précis que le schéma de premier ordre valable pour Re < 5 typique aux écoulements à très bas Reynolds.

Le schéma d'interpolation utilisé dans notre cas pour la quantité de mouvement est du premier ordre. Le terme visqueux est discrétisé automatiquement par un schéma de second ordre.

Par ailleurs, il existe plusieurs schémas d'interpolation pour la pression. Les schémas utilisés dans les calculs sont :

- **Body Force Weighted** c'est un schéma à force de volume pondérée recommandé pour les écoulements avec d'importantes forces de volume (notamment à haut nombre de Rayleigh)
- **PRESTO!** Il est de rigueur pour les écoulements hautement tourbillonnaires.

Le couplage vitesse-pression désigne un algorithme numérique qui utilise une combinaison des équations de continuité et de quantité de mouvement pour élaborer une équation pour la pression quand on utilise le solveur **Pressure based**. 5 algorithmes sont disponibles sous FLUENT :

- **SIMPLE** c'est le schéma par défaut dans FLUENT; il convient à plusieurs types de calcul.
- **SIMPLEC** permet une convergence plus facile pour des écoulements laminaires sans modélisation de turbulence.

- **PISO** utile pour les écoulements instationnaires et des maillages dont l'oblicité (skewness) est très élevée.
- **FSM** convient pour les écoulements transitoires.
- **COUPLED** cette option permet d'activer le solveur **Pressure-Based** couplé. Elle permet de résoudre la conservation de masse et de la quantité de mouvement dans toutes les directions de l'espace de façon simultanée.

Dans nos simulations nous avons utilisé les deux algorithmes **SIMPLE** et **PISO,** nous permettant ainsi de traiter le problème en transitoire. Il s'est avéré comme un bon compromis entre le temps de calcul/mémoire et la précision des résultats.

II-3) Modélisation Multiphase

Un écoulement diphasique implique deux fluides immiscibles : Une phase primaire et une phase secondaire. Ainsi, dans un écoulement diphasique gaz-liquide, trois configurations de phases peuvent avoir lieu (Roustan, 2003) :

- Configuration dispersée : dans ce cas, une des deux phases se trouve dispersée dans l'autre sous forme d'inclusions (gouttes de liquide dans le gaz ou bulles de gaz dans le liquide) : on parle d'une phase dispersée et d'une phase continue. A titre d'exemple, ce type de configuration est susceptible de se produire à côté de la surface libre dans le cas d'une chute d'eau.
- Configuration stratifiée : dans ce type de configuration, les deux phases partagent une seule interface entre elles à travers laquelle le transfert s'opère (exemple : transfert dans un canal d'eau en contact avec l'atmosphère)
- Configuration intermittente : c'est le cas où les deux configurations citées précédemment s'alternent. Néanmoins, ce type de configuration n'existe que dans les écoulements à conduites fermées.

Pour simuler les écoulements impliquant plus d'une phase, le choix d'un modèle est nécessaire. Il faut prendre en compte le régime d'écoulement et les interactions entre les phases/fluides dans le choix du modèle multiphasique.

Actuellement, il existe deux approches de calcul numérique diphasique l'approche Euler-Euler et l'approche Euler-Lagrange.

L'approche Euler-Lagrange est utilisée en DPM (Discrete Phase Model). Cette approche permet la résolution des équations de Navier-Stokes dans le temps selon l'approche Eulérienne. Les particules fluides dispersées dans la phase continue seront suivies par une approche Lagrangienne. Cette approche est applicable dans le cas d'une faible fraction de volume de la phase dispersée généralement estimée à moins de 10%. Par ailleurs, 3 modèles multiphasiques du type Euler-Euler sont disponibles dans FLUENT : VOF, Mixture et Eulerien.

Modèle VOF

C'est un modèle diphasique utilisé dans le cas où l'interface entre les deux phases/fluides immiscibles est d'intérêt. La résolution de l'équation de continuité pour chaque phase permet de situer et suivre l'interface entre les deux milieux. Il existe plusieurs applications pour le VOF : écoulements stratifiés, écoulements à surface libre, toute

interface gaz-liquide, interface entre larges bulles de gaz dans un fluide… Ce modèle offre la possibilité d'utiliser les options des écoulements à surface libre (« open channel flow » permettant de définir des conditions aux limites adaptées aux écoulements à surface libre). Le VOF est recommandé dans les simulations en régime transitoire. La tension de surface et l'adhésion des fluides au mur « wall adhésion » peuvent être incluses dans la simulation pour ce mode.

Dans la méthode VOF, il existe deux méthodes de discrétisation temporelle de l'équation de conservation de masse : « Explicit » et « Implicit ». Explicit est un système de suivi de l'interface précis et assurant la finesse de l'interface pour ne pas dépasser la dimension d'une maille. Néanmoins, le choix d'Explicit implique une restriction sur l'intervalle de temps choisie pour la résolution en transitoire (nombre de courant $Co = \frac{u.\Delta t}{\Delta \xi}$; ce nombre ne doit pas dépasser 250). Ainsi, en VOF transitoire, le pas de temps utilisé pour le calcul de la fraction volumique n'est pas le même que celui utilisé pour le reste des équations de transport. « Courant number » est un nombre adimensionnel, qui compare le pas de temps utilisé dans le calcul au temps caractéristique de passage du fluide à travers un volume de contrôle. En fonction du Co_{max} fixé par l'utilisateur, FLUENT va affiner le pas de temps pour le VOF. Co_{max} est de 0,25 par défaut, cela signifie que le pas de temps du VOF peut être au minimum le ¼ du temps de passage dans le volume de contrôle.

L'utilisation du mode Explicit assure une bonne qualité d'interface diphasique quand il est utilisé avec un schéma GeoReconstruct (qui n'est accessible que dans ce mode). Les autres schémas de discrétisation de la fraction volumique (tel que CICSAM, Modified HRIC ou QUICK) induisent souvent une interface approximative et « épaisse » due à la diffusion numérique. Pour le mode Implicit, HRIC est le schéma de discrétisation le plus précis. Toutefois, il reste moins précis que GeoReconstruct en traitement Explicit.

Le schéma Explicit est seulement disponible dans le cas d'une simulation en régime transitoire. Implicit a l'avantage de ne pas avoir de limitation dans l'intervalle de temps.

Modèle « Mixture »

Les équations de turbulence et de transfert d'énergie sont résolues pour le mélange des phases. Ce modèle fait l'hypothèse de l'équilibre local aux petites échelles spatiales. Il peut être utilisé pour modéliser les écoulements multiphasiques homogènes. Par ailleurs, ce modèle permet aux phases de s'écouler à des vitesses différentes en utilisant le concept « slip velocity » qui est la vitesse relative de la phase secondaire par rapport à la phase primaire. Il est recommandé dans le cas d'étude de sédimentation, séparation en cyclone…

A la différence du VOF, ce modèle permet l'interpénétration des milieux continus et la définition des vitesses relatives des phases…

Modèle Eulérien

C'est le modèle multiphasique le plus complexe. Dans ce modèle, le nombre de phases secondaires n'est pas limité (sauf par limitation informatique). Une seule pression est partagée par toutes les phases. Les équations de continuité et de conservation de

quantité de mouvement sont résolues pour chaque phase. Ce modèle ne distingue pas entre les écoulements fluide-fluide et les écoulements fluide-solide.

Généralement, les modèles Mixture et Eulerian sont utilisés pour des fractions gazeuses dépassant 10%, concernant les grandes fractions et les écoulements stratifiés, le modèle VOF reste le plus adapté. Enfin, à des fractions volumiques de gaz inférieures à 10% le modèle DPM (Discrete Phase Model) serait le plus judicieux.

La différence majeure entre les modèles Mixture et Eulérien c'est la façon avec laquelle l'équation de quantité de mouvement est résolue. En Mixture, une seule équation de quantité de mouvement pour le mélange des n phases est résolue. Tandis qu'en Eulérien, les équations de quantité de mouvement sont résolues pour chacune des phases.

Le VOF est le modèle multiphasique le plus adapté dans notre cas car il permet de traquer l'interface entre les phases dans un écoulement stratifié. Le mode Explicit a été choisi pour permettre une meilleure définition de l'interface diphasique grâce à une interpolation du type « GeoReconstruct ».

II-4) Modélisation de la turbulence

La turbulence est une propriété de l'écoulement, qui se caractérise par un mouvement tridimensionnel, aléatoire et imprédictible du fluide. C'est un phénomène non stationnaire avec des fluctuations dans l'espace et dans le temps. La turbulence se manifeste quand les forces d'inertie dominent les forces de viscosité. Elle augmente la capacité de transport de matière, de chaleur et de moment par l'augmentation des diffusivités et des contraintes de cisaillement. Dans ce cadre, Reynolds a introduit un nombre adimensionnel pour prévoir l'écoulement turbulent en comparant les forces d'inertie par rapport à celles de viscosité. L'échelle spatiale des fluctuations est largement importante par rapport au libre parcours moyen; ce qui est en cohérence avec l'hypothèse de l'homogénéité locale du fluide et permet l'application des équations de Navier-Stokes.

Positionnement du problème

L'écoulement turbulent se caractérise par la présence de tourbillons de différentes échelles qui assurent le transfert des différentes quantités de l'écoulement (moments, enthalpie, espèces …). Selon la théorie de Kolmogorov (1941), la turbulence procède à un transfert d'énergie en cascade (cascade de Kolmogorov ou cascade énergétique) reporté sur des échelles spatiales bornées entre la plus grande échelle (celle de la géométrie de l'écoulement) assurant le transport de matière et de quantité de mouvement et de la chaleur jusqu'à la plus petite échelle de turbulence (appelée échelle de Kolmogorov) où l'énergie cinétique se transforme en chaleur par les contraintes de viscosité.

Il existe trois types de traitement des équations de Navier-Stokes :

a) Traitement direct DNS (Direct Numerical Simulation)

Cette méthode consiste à résoudre explicitement les équations de Navier-Stokes sur toutes les échelles de turbulence. Du point de vue conceptuel, cette approche est la plus simple et théoriquement la plus précise car aucune modélisation n'est pratiquée.

Toutefois, cette approche n'est pas adaptée aux problèmes complexes et se trouve rapidement limitée par les capacités des ordinateurs, la rendant possible uniquement pour des écoulements à bas nombre de Reynolds et des géométries simples. En utilisant cette méthode, il est impossible de simuler des écoulements sur de grandes distances ou des durées assez prolongées à partir de conditions aux limites données avec les moyens actuels.

Il est théoriquement possible de résoudre l'ensemble des spectres des échelles de turbulence. Mais à ce jour, seules les simulations à nombre de Reynolds faible à moyen sont possibles (Joshi et al, 2011). Car la résolution approximative nécessaire du maillage pour une simulation d'un écoulement en canal par exemple, doit être supérieure à $Re^{9/4}$.

b) *Large Eddy Simulation (LES)*

Cette méthode repose sur le filtrage spatial des équations de Navier-Stokes pour éliminer les petites échelles de turbulence. Elle se base sur la résolution des équations de Navier-Stokes pour les grandes échelles de turbulence et modélise uniquement les petites échelles de turbulence non détectées par le maillage (c.-à-d. les échelles plus petites que les volumes de contrôle).C'est une formulation transitoire fournissant de bons résultats pour tous les types d'écoulement. Ce modèle n'est valable que pour les simulations en 3 dimensions. Il permet une résolution détaillée de l'écoulement s'il n'est pas notablement influencé par la présence de paroi (Joshi et al, 2011).

Le caractère transitoire de la formulation LES requiert des capacités informatiques considérablement plus importantes que celles requises pour les modèles à 2 équations de type k-ε et ses variantes. Un maillage très fin est de rigueur pour les simulations en LES, afin de permettre de tirer le maximum de profit de ce modèle.

c) *RANS (Reynolds Averaged Navier Stokes)*

Pour résoudre l'équation de Navier-Stokes, Reynolds a décomposé chacune des quantités en une valeur moyenne et une fluctuation dont la contribution moyenne est nulle (Wright et Hargreaves, 2013). Dans ce cas, la vitesse u est la somme d'une moyenne ū et une fluctuation u' :

$$u = \bar{u} + u' \qquad \text{(III-14)}$$

Les équations de Navier-Stokes sont résolues en adoptant cette décomposition des quantités (vitesse, pression, tenseur de viscosité, énergie, quantité de mouvement) associant une moyenne statistique et un terme de fluctuation. Dans cette approche, toutes les échelles de turbulence sont modélisées et les équations de transport sont résolues pour le champ moyen. Cette approche est utilisée quand l'écoulement représente deux échelles de turbulence nettement distinctes. L'application de la décomposition de Reynolds sur les équations de Navier-Stokes fait apparaître des inconnues supplémentaires ce qui rend la résolution du système d'équations impossible, car le nombre d'inconnues est supérieur au nombre des équations. Pour fermer ce système d'équations, des équations sont ajoutées au système en modélisant la turbulence (Wright et Hargreaves, 2013).

En RANS, Il existe deux types de modèles de turbulence : le premier est basé sur la viscosité turbulente EVM (Eddy Viscosity Model) et le deuxième est basé sur les équations de transport pour les tensions de Reynolds (modèles aux tensions de Reynolds ou « Reynolds Stress Model » RSM).

c-1) Modèle à deux équations

Il inclut deux autres équations de transport pour représenter les propriétés turbulentes de l'écoulement. Ces modèles prennent en compte des effets supplémentaires tels que la convection et la diffusion de l'énergie turbulente. Les variables transportées sont l'énergie turbulente k et l'une des deux quantités ε ou ω (représentant la dissipation de la turbulence et la dissipation spécifique respectivement). La seconde variable peut être considérée comme celle qui détermine l'échelle de la turbulence.

Modèle k-ε

C'est le modèle le plus utilisé en simulation des écoulements turbulents. C'est un modèle semi empirique composé de 2 équations de transport : Une équation de transport de l'énergie cinétique de turbulence k et une deuxième décrivant le transport de ε, la vitesse de dissipation de l'énergie k.

Ce modèle est adapté aux écoulements à nombre de Reynolds élevé. Il existe 3 variantes de ce modèle : Standard, Realizable et RNG.

Ce modèle est rapide, stable en calcul. Sa Convergence est relativement facile (Lallemand, 2000).

Cependant, le modèle k-ε présente certains inconvénients en générant trop de diffusion numérique dans plusieurs situations et de mauvais résultats pour les écoulements tourbillonnant (« swirling flows »). Il est valide seulement pour un écoulement turbulent complètement développé (« fully developed turbulent flow »).

k-ε RNG

Ce modèle a été formulé en réponse à la nature empirique du k-ε standard. Dans le modèle k-ε RNG, la même équation de transport de l'énergie turbulente de k-ε standard a été utilisée. Mais, un terme additionnel figure dans l'équation de transport de la dissipation ε pour décrire l'interaction entre la dissipation de turbulence et le cisaillement moyen. Le modèle RNG a été développé par l'application d'une méthode statistique nommée Groupe de ReNormalisation (RNG) afin de tenir compte des effets de plus petites échelles de mouvement. Dans le modèle k-ε standard, la viscosité turbulente est déterminée à partir d'une seule échelle de turbulence, de telle sorte que la diffusion turbulente calculée est celle qui se produit seulement à l'échelle spécifiée, alors qu'en réalité toutes les échelles de turbulence contribuent à la diffusion turbulente.

k-ε RNG donne de bons résultats pour les écoulements à grand nombre de Reynolds et en écoulement transitoire à Re compris dans la gamme basse des écoulements turbulents.

Le k-ε RNG permet d'améliorer la prédiction des écoulements transitoires ainsi que le transfert de masse et chaleur. C'est un bon modèle pour les écoulements modérément complexes notamment les écoulements tourbillonnant. Généralement, il est plus fiable que le k-ε standard. Son point faible comme l'ensemble des modèles de type k-ε, réside dans l'hypothèse d'une isotropie de turbulence.

k-ε Realizable

Ce modèle utilise la même équation de transport pour l'énergie turbulente k que le modèle standard. En revanche, il propose une nouvelle formulation pour μ_T, la viscosité turbulente, et ε, la vitesse de dissipation de k.

Ce modèle utilise différents termes source et de perte dans l'équation de dissipation. Cela fait de lui un meilleur modèle dans plusieurs applications tel que les simulations d'un jet circulaire de fluide turbulent.

Modèle k-ω

Le modèle k-ω est basé sur les équations de transport de l'énergie turbulente k et de la dissipation spécifique de cette énergie ω (= ε/k). Il donne une meilleure prédiction que le modèle k-ε au niveau des parois. Mais, sa sensibilité extrême à la valeur de la turbulence dans l'écoulement n'est pas physique.

Modèle SST k-ω

C'est une variante plus élaborée du modèle k-ω. La turbulence est souvent surestimée par le modèle k-ε. Le modèle SST utilise le modèle k-ω en limitant les valeurs de la viscosité turbulente. Il a l'avantage du modèle k-ω en se rapprochant des parois et les avantages de k-ε loin des parois. Le traitement des équations de transport permet de donner à la fois plus de poids au modèle k-ε et moins de poids au modèle k-ω quand les calculs sont fait loin des parois et inversement quand les calculs se font à proximité de la paroi. Il fait recours à un limiteur de viscosité tourbillonnaire pour éviter une dissipation excessive dans les zones décollées.

Ce modèle est assez robuste et donne généralement de bons résultats à proximité des frontières solides. Il est également souvent reconnu plus efficace pour capter les régions de recirculation que les autres modèles.

c-2) Modèle RSM (Reynolds Stress Model)

Ce modèle est préconisé pour les écoulements fortement tourbillonnaires. En 2D, RSM fournit 4 équations supplémentaires au Navier-Stokes. En 3D, 6 équations de transport sont rajoutées pour les 6 composantes du tenseur de contraintes de Reynolds. Il est bien adapté à des écoulements dans les cyclones, les flux impliquant une séparation etc. De point de vue physique, c'est le modèle RANS le plus complet, tenant compte du transport et de l'anisotropie des stress de turbulence. Il est très lourd numériquement et de convergence souvent difficile.

Seuls les modèles utilisés dans les simulations ont été décrits ci-dessus. Il existe d'autres modèles de turbulence qui n'ont pas été traités dans ce chapitre. Ces modèles sont trop simplistes, tels que modèle à zéro équation (longueur de mélange) ou le modèle à une équation Spalart-Allmaras. D'autres modèles sont plus adaptés à des écoulements particuliers ; à titre d'exemple le modèle k-k-l Omega qui est plus adapté à des écoulements en couche limite, en transition du laminaire au turbulent (Joshi et al., 2011).

II-5) Conditions aux limites

Les conditions aux limites permettent l'identification des frontières du domaine de calcul et d'imposer les données à ces frontières. Les conditions aux limites sont les entrées du système, les sorties, les limites géométriques, les vitesses d'entrée, les contraintes de sortie… Il existe plusieurs types de conditions aux limites dans FLUENT permettant de définir les caractéristiques physiques et dynamiques de l'écoulement entrant ou sortant du domaine de calcul. La définition des conditions aux limites est très importante dans la convergence de la solution. Les conditions aux limites disponibles dans FLUENT et les plus utilisées sont :

Limites du domaine

Wall : ou paroi c'est une frontière « solide » permettant de limiter le domaine de calcul.

Symmetry : est utilisé dans le cas où la géométrie et le champ d'écoulement représentent une symétrie permettant ainsi la réduction de l'effort de calcul.

Conditions d'entrée

Mass Flow Inlet : est utilisé pour définir un débit massique de l'écoulement à l'entrée du domaine. Il est utilisé aussi bien pour les écoulements compressibles que pour les écoulements incompressibles.

Velocity Inlet : utilisé pour décrire une vitesse d'entrée, utile quand le profil de vitesse est connu à l'entrée. Il est plus utilisé dans les écoulements incompressibles et est déconseillé en écoulement compressibles. Il permet à la pression de varier en réponse aux conditions dans le domaine de calcul. Il peut être utilisé comme condition de sortie avec une vitesse négative.

Pressure Inlet : utilisé pour définir la pression du fluide à l'entrée, ainsi que les autres propriétés scalaires de l'écoulement compressible et incompressible utilisé quand la pression à l'entrée est connue et la vitesse ou le débit est inconnu. Cette condition peut être utile dans le cas ou les deux phases entrent séparément, notamment quand l'option « Open Channel Flow » est activée.

Conditions de sorties

Pressure Outlet : définit la pression de sortie, requiert la spécification de pression statique à la sortie. Peut être utilisée comme frontière libre dans les écoulements non confinés.

Outflow : utilisée pour modéliser la sortie de l'écoulement aux détails si la vitesse et la pression ne sont pas connues. Outflow ne doit pas être utilisé dans tous les modèles

multiphase incluant VOF. Cette condition ne peut pas être utilisée avec une condition d'entrée du type Pressure Inlet.

Dans notre cas, à l'entrée deux possibilités s'offrent (Velocity Inlet et Mass Flow Inlet) vu que l'écoulement est incompressible et la masse volumique de l'eau est supposée fixe. Pressure Outlet a été choisie comme condition limite de sortie de l'air aux conditions atmosphériques.

Chapitre III : Modélisation globale de l'efficacité d'aération dans les cascades

Comme le montre le chapitre bibliographique, il existe plusieurs corrélations empiriques ou semi-empiriques permettant d'estimer l'efficacité du transfert d'oxygène sur les cascades en marches d'escalier. Selon les publications, les paramètres géométriques et hydrodynamiques testés diffèrent. Finalement, aucune corrélation n'englobe l'ensemble des variables et la totalité des intervalles de variation de ces paramètres.

L'objectif de ce chapitre est de présenter les expériences effectuées, d'étudier et analyser l'effet des différents paramètres hydrodynamiques et géométriques (nombre et dimensions des marches, structure (ajout de gravier), puis d'élaborer une modélisation globale du transfert d'oxygène sur les cascades pour permettre une optimisation de l'aération par ce dispositif. Les mesures expérimentales obtenues seront complétées par les données collectées dans la littérature et utilisées pour élaborer cette corrélation, avec l'objectif d'intégrer le maximum de paramètres sur des intervalles de variation les plus larges possible. On s'attachera à prendre en compte tous les changements sur la cascade et leurs effets sur le processus de transfert d'oxygène et ainsi tenter d'améliorer la précision globale de l'estimation de l'efficacité d'aération sur les cascades.

I) Etude de l'aération dans la cascade

I-1) Effet du débit d'eau sur l'aération

Pour tenir compte des proportionnalités pilote/rivière, le débit a été rapporté à la largeur de l'écoulement. D'après les observations expérimentales, le débit d'eau est un paramètre clé de l'aération dans les cascades. Car c'est l'un des paramètres qui déterminent le régime d'écoulement i.e. la façon avec laquelle les deux fluides (air, eau) sont mélangés ainsi que l'intensité de la turbulence régnant à l'interface air-eau. La figure III-1 illustre l'influence du débit d'eau sur l'efficacité de l'aération dans une cascade de 5 marches (hauteur de marche h = longueur de marche l = 10 cm). Elle peut délimiter 4 phases d'aération :

* Une décroissance du transfert d'oxygène avec l'augmentation du débit lorsqu'il est inférieur à 0,76 10^{-3} m^2/s

* Une croissance de l'efficacité d'aération avec l'augmentation du débit quand ce dernier est compris entre 0,76 10^{-3} m^2/s et 2,67 10^{-3} m^2/s

* Une décroissance de l'aération en augmentant le débit de 2,67 10^{-3} m^2/s à 4 10^{-3} m^2/s

* La dernière phase correspond à un palier où l'aération se stabilise avec l'augmentation du débit pour des débits supérieurs à 4 10^{-3} m^2/s.

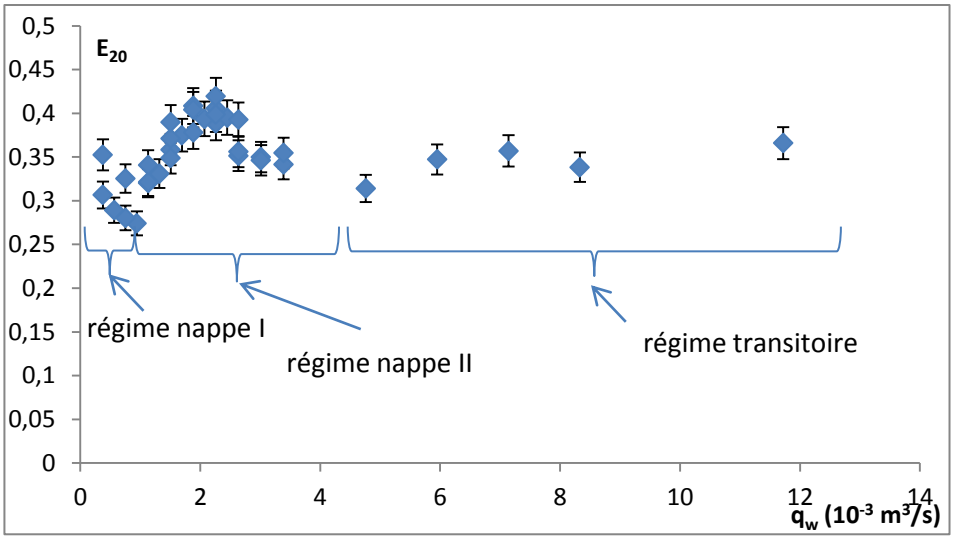


Fig. -III-1- Effet du débit sur l'aération dans une cascade de laboratoire de 5 marches h = 10 cm et l = 10 cm

Les variations du transfert d'oxygène en fonction du débit sont le reflet des changements de régime de l'écoulement de la cascade. Comme indiqué sur la figure III-1, la phase 1 correspond à ce que l'on appelle le régime nappe I, les phases 2 et 3 correspondent au régime nappe II et la phase 4 correspond au régime transitoire.

- Aux très faibles débits, i.e. inférieurs à 0,76 10^{-3} m^2/s, un film d'eau coulant adhère à la totalité de la surface de cascade. Dans ce cas, la configuration diphasique air-eau est dite stratifiée et le transfert d'oxygène s'opère à travers la surface continue séparant l'air de l'eau. Dans ce régime d'écoulement, l'augmentation du débit implique une diminution de la surface spécifique d'échange (l'épaisseur de la couche d'eau augmente alors que la surface reste sensiblement constante). Par conséquent, l'oxygénation devient moins efficace en augmentant le débit.

- Aux débits compris entre 0,76 10^{-3} m^2/s et 2,67 10^{-3} m^2/s, l'eau s'écoule sous forme de petites chutes consécutives. Différents mécanismes d'aération interviennent : au niveau des interfaces supérieures et inférieures du jet d'eau et au niveau de leurs impacts (bulles d'air et gouttelettes d'eau). Dans ce cas, l'aération croît avec l'augmentation de l'interface d'échange par rapport au régime nappe I.

-Pour un débit entre q_w = 2,67 10^{-3} m^2/s et q_w = 5 10^{-3} m^2/s, le régime est encore du type nappe II, cependant l'efficacité de l'aération diminue. Cela est probablement du à l'augmentation du volume d'eau sur la cascade (visible à l'œil). Cette augmentation est supérieure à l'augmentation de l'aire d'interface air-eau.

-Après une chute rapide, l'efficacité E se stabilise aux alentours d'une valeur de 0,34. Cette phase correspond au régime d'écoulement transitoire.
En conclusion, l'efficacité de l'aération varie de différentes façons selon le régime d'écoulement.

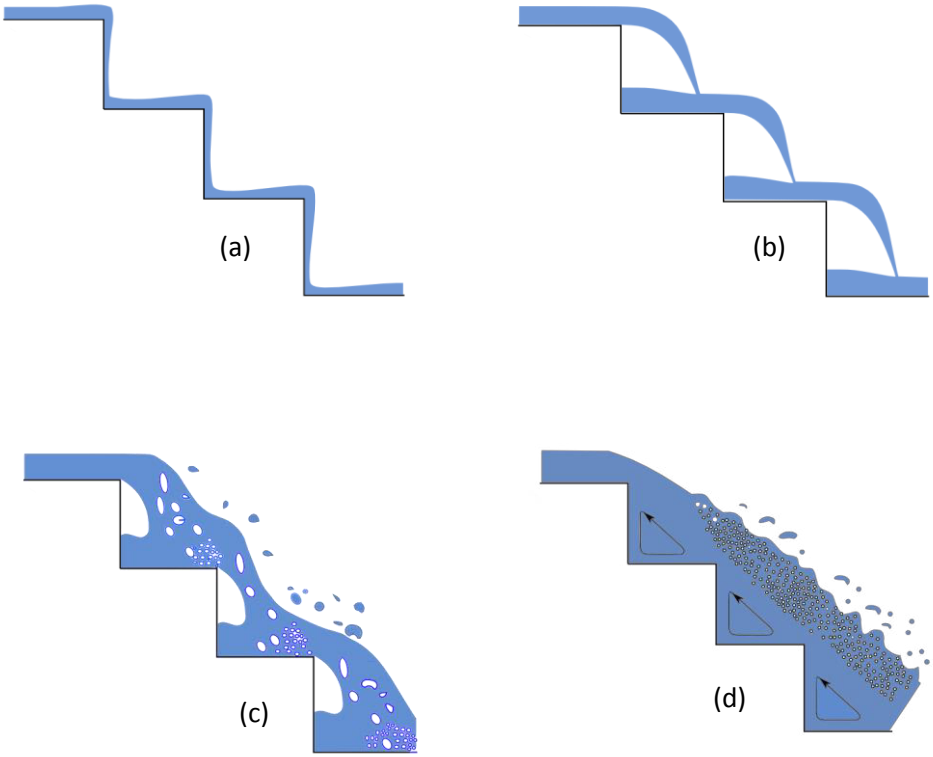


Figure -III-2- Régimes d'écoulement sur une cascade : (a) régime nappe 1, (b) régime nappe 2, (c) régime de transition, (d) régime fortement turbulent

I-2) Effet du nombre de marches

L'intérêt des cascades consiste à améliorer l'aération par rapport à une chute simple de la même hauteur. Il s'agit de diviser la hauteur disponible entre les zones d'écoulements amont et aval en de petites chutes consécutives et ainsi intensifier les effets d'aération (voir figure III-3). Le but de ce paragraphe est donc d'étudier l'effet du nombre de marches d'une cascade sur l'aération.

Cependant, l'effet du nombre de marches ne peut pas être traité indépendamment des autres paramètres géométriques de la cascade. La variation du nombre de marches implique soit la variation de la hauteur totale H et/ou de la longueur totale L de la cascade comme illustré sur la figure III-3, soit la variation de la hauteur h et/ou la longueur l des marches comme le montre la figure III-4. Ainsi, il existe deux façons pour tester l'effet du nombre de marches d'une cascade sur l'aération : en fixant la hauteur H et la longueur L de la cascade, mais en modifiant les hauteurs et longueurs des marches dans les mêmes proportions pour chaque marche (c.-à-d. en fixant le rapport h/l comme sur la figure III-3), ou en fixant les hauteurs et longueurs des marches, mais dans ce cas la hauteur H et la longueur totale L de la cascade varient avec le nombre de marches.

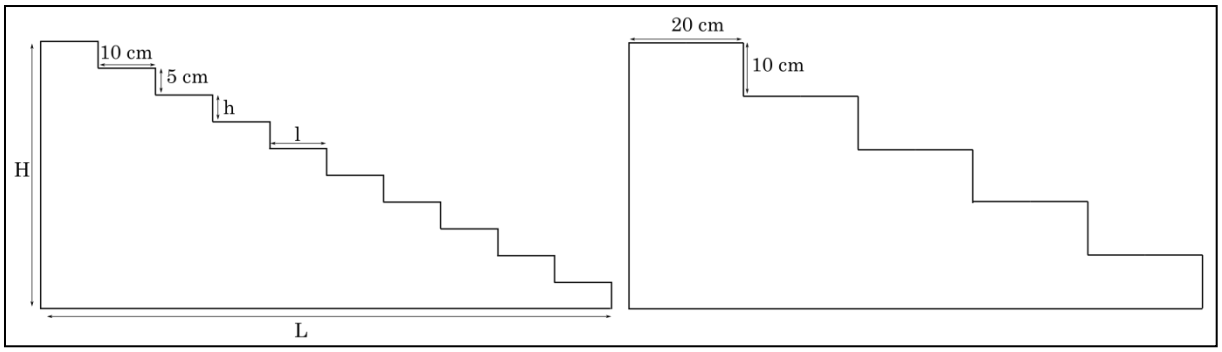


Figure –III-3- Variation du nombre de marches à H et L fixes

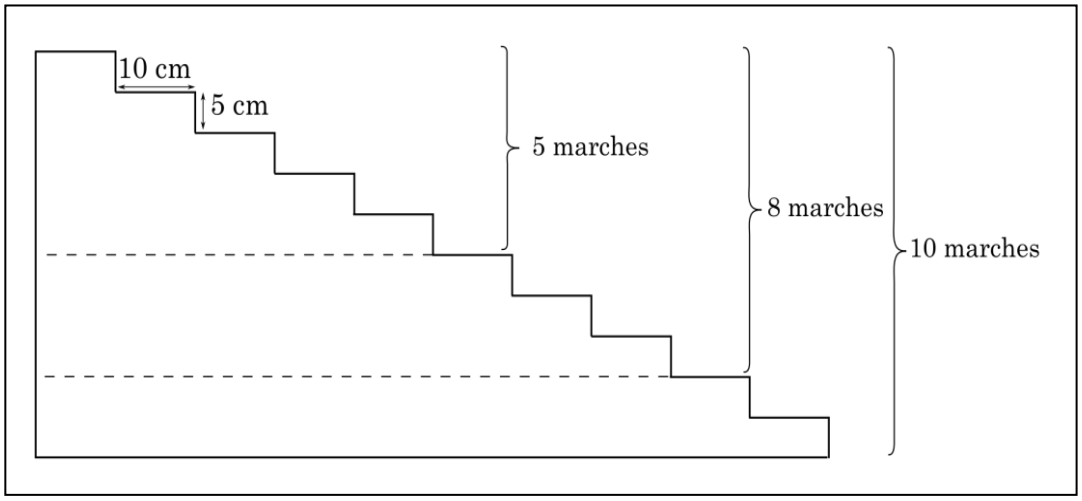


Figure -III-4- Variation nombre de marches à hauteur h et longueur l fixes

a) Variation du nombre de marches à H et L fixes

La variation du nombre de marches à H et L fixes pour une cascade, implique la variation des hauteurs et longueurs des marches. Cependant, afin de garder la même pente globale de la cascade, le rapport h/l doit rester constant. Dans ce cas, le nombre de marches n varie entre deux limites :

- n = 1, ce système correspond à une seule marche et est équivalent à une chute simple.
- n assez élevé pour que les dimensions des marches soit négligeables vis-à-vis de H et L de la cascade. Ce système correspond à un écoulement en pente reconnu moins efficace en termes d'aération qu'une cascade de mêmes H et L (Emiroglu et Baylar, 2006).

A des débits d'écoulement identiques, la variation du nombre de marches implique une variation du régime d'écoulement au vu de la variation des dimensions des marches h et l. Ainsi, l'augmentation de h et de l favorise un écoulement nappe.

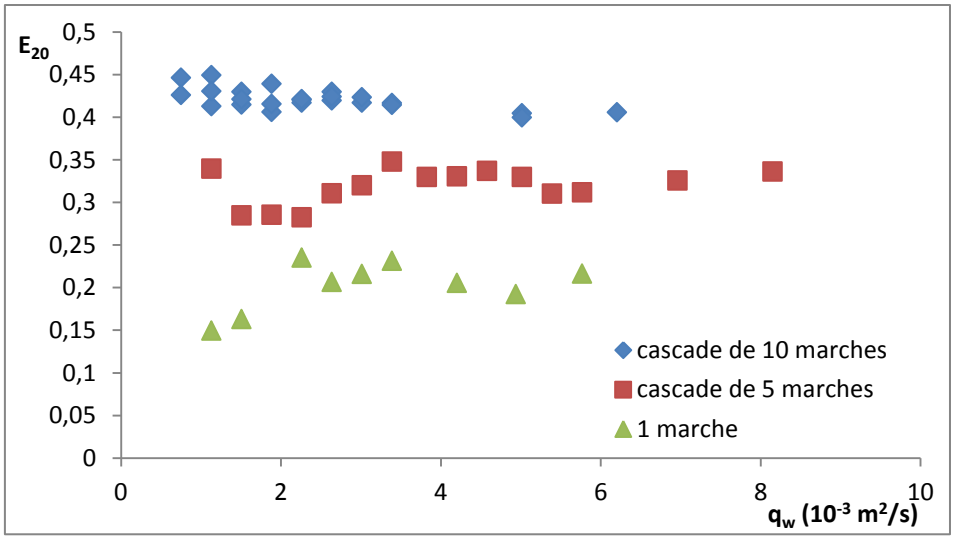


Figure -III-5- Effet de la variation du nombre de marche à hauteur de cascade fixe H = 50 cm

Dans la figure III-5, les efficacités d'aération E_{20} en fonction du débit d'écoulement par unité de largeur ont été représentées pour deux cascades à 5 et 10 marches comparées avec une chute simple (1 seule marche) ; Ces trois systèmes sont d'une hauteur H égale à 50 cm et d'une longueur L = 100 cm. Comme le montre cette figure, l'augmentation du nombre de marches améliore l'efficacité d'aération. La chute simple (1 seule marche) est moins efficace que les deux cascades quel que soit le débit d'écoulement.

Par conséquent, pour une cascade d'une hauteur donnée, l'amélioration de l'aération avec l'augmentation du nombre des marches doit s'inverser à partir d'un certain nombre de marches, puisque lorsqu'il devient « infini » on tend vers un plan incliné beaucoup moins efficace en termes d'aération qu'une cascade aux mêmes H et L selon Emiroglu et Baylar (2006). Ainsi, pour des conditions hydrodynamiques données, il existe un nombre de marches qui provoque le maximum d'aération. Ce nombre de marches sera déterminé plus tard à l'issue de la modélisation de l'efficacité d'aération en fonction des différents paramètres d'influence (paragraphe II).

b) Variation du nombre de marches à h et l fixes

Cette approche consiste à varier le nombre de marches en augmentant/diminuant la longueur et la hauteur totale de la cascade par ajout/suppression des marches à dimensions (h et l) fixes. Contrairement au cas précédent, à un débit donné, la variation du nombre de marches dans ce cas n'a pas de répercussion sur les régimes d'écoulement.

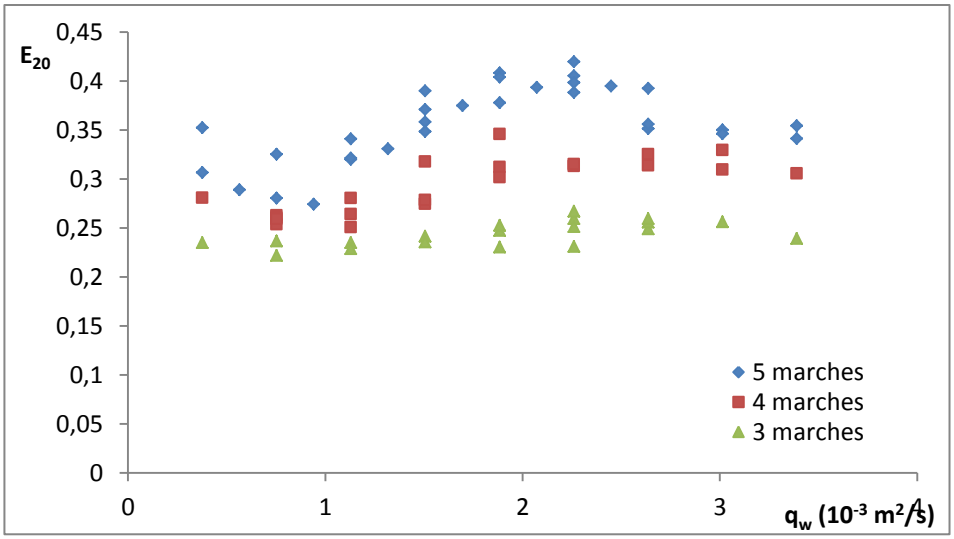


Figure -III-6- Effet du nombre de marches sur l'aération dans une cascade de 3 à 5 marches (h = l = 10 cm)

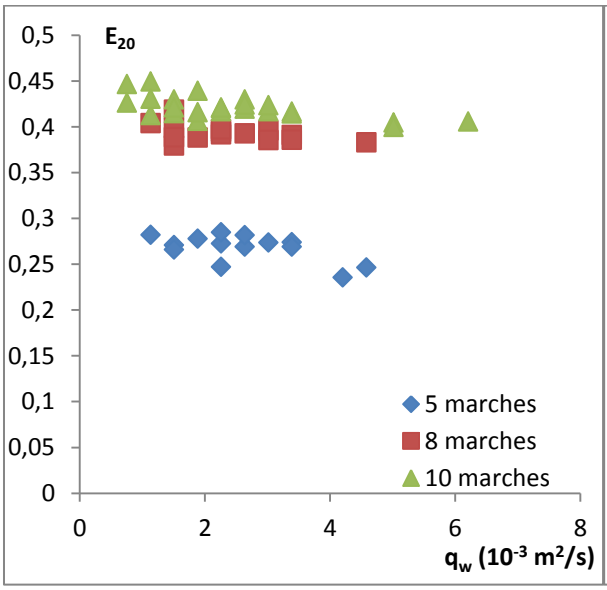


Figure -III-7- Évolution de l'efficacité d'aération en fonction du débit pour différents nombres de marches h = 5 cm ; l = 10 cm

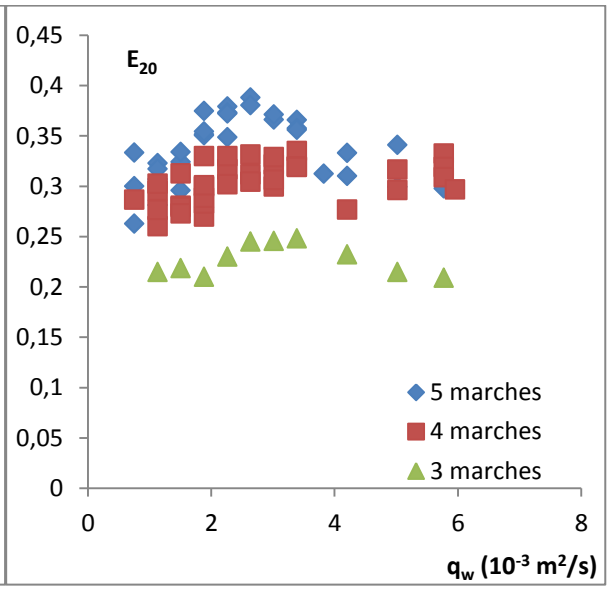


Figure -III-8- Évolution de l'efficacité d'aération en fonction du débit pour différents nombres de marches h = 10 cm ; l = 14,5 cm

Les figures III-6, III-7 et III-8 montrent l'évolution de l'efficacité d'aération en fonction du débit pour h et l fixes. L'effet du nombre de marches de dimensions constantes (h et l) a été étudié pour un nombre de marche n variable :

* de 3 à 5 marches pour h = l = 10 cm (figure III-6).

* de 5 à 10 marches pour h = 5 cm et l = 10 cm (figure III-7).

* de 3 à 5 marches pour h = 10 cm et l = 14,5 cm (figure III-8)

Sur la figure III-6, pour les faibles débits (inférieur à 10^{-3} m²/s), les écarts des efficacités d'aération entre ces 3 systèmes sont faibles. Cet écart augmente notablement pour les débits d'eau supérieurs à 10^{-3} m²/s correspondant aux régimes nappe II.

Sur la figure III-7, l'allure de la courbe d'évolution de l'efficacité de l'aération est différentes des figures III-6 et III-8. L'effet du régime d'écoulement représenté dans le paragraphe III-1 (figure III-7) est moins visible (les deux phases d'augmentation et de diminution de l'efficacité en fonction du débit dans le régime nappe II sont moins prononcées). La faible hauteur (h = 5 cm) des marches donne moins d'effet au régime nappe sur l'aération.

Les figures III-9 et III-10 illustrent l'évolution de l'efficacité d'aération en fonction du nombre des marches à débits fixes pour (h = 5 cm, l = 10 cm) et (h = 10 cm, l = 14,5 cm). Dans les deux cas, la variation de E_{20} = f (n) est quasi linéaire, avec une légère tendance à se courber pour les nombres de marches élevés.

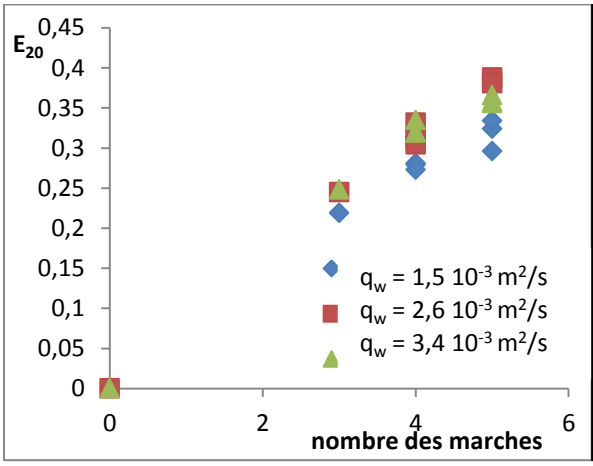


Figure -III-9- Efficacité d'aération en fonction du nombre de marches (h = 5cm ; l = 10 cm)

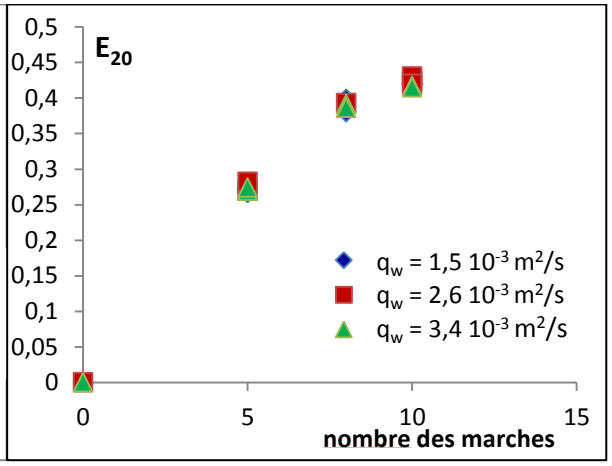


Figure -III-10- Efficacité d'aération en fonction du nombre de marches (h = 10 cm, l = 14,5 cm)

Afin de comprendre l'évolution du gain d'oxygène dans les cascades au fil des marches, la figure III-11 illustre l'efficacité d'aération rapportée au nombre de marches pour 3 cascades de 5, 8 et 10 marches (h = 5 cm et l = 10 cm).

L'efficacité d'aération moyenne E_{20}/n en fonction du débit est plus importante dans le cas des 5 premières marches. E_{20}/n pour 10 marches est la plus petite parmi les trois cascades. Un tel résultat montre que la première marche est la plus efficace en termes de transfert d'oxygène.

Dans ces conditions, l'augmentation du nombre des marches conduit à une diminution du transfert d'oxygène moyen par marche. Un tel constat peut s'interpréter par le fait que le transfert d'oxygène sur la cascade est plus facile sur les premières marches et le gain en oxygène par marche est maximum et a tendance à diminuer avec l'augmentation du nombre de marche.

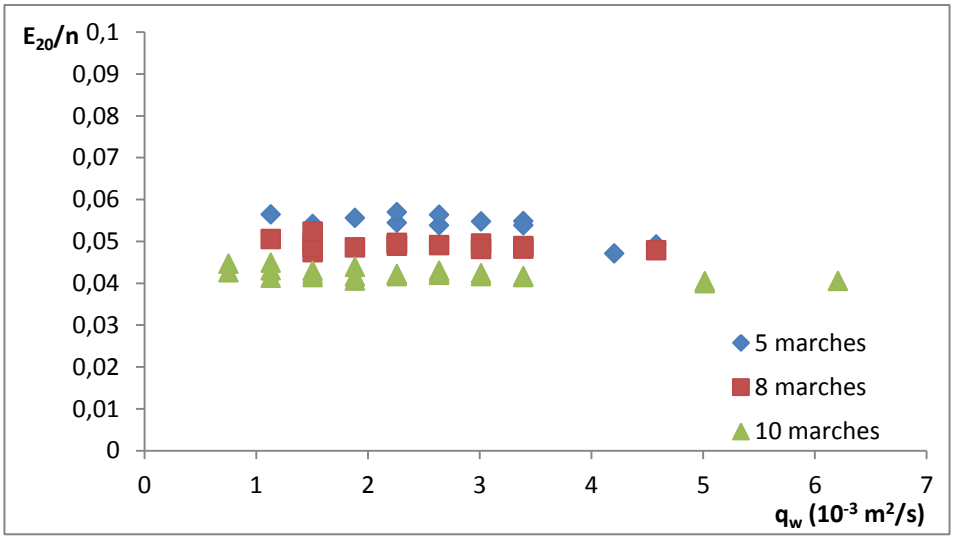


Figure -III-11- Évolution du ratio Efficacités d'aération/nombre de marches (E_{20}/n) en fonction du débit q_w

I-3) Effet de la longueur des marches

L'effet de la longueur des marches de la cascade sur le transfert a été étudié sur trois cascades de 5 marches, dont les longueurs de marche (l) sont respectivement de 5,5 cm, 10 cm et 14 cm, la hauteur des marches étant fixe et de 10 cm. Les longueurs totales L changent donc pour les trois cas. Elles sont respectivement de 27,5 cm, 50 cm et 70 cm.

Les courbes des efficacités d'aération à 20 °C en fonction du débit d'eau pour ces trois cascades sont représentées sur la figure III-12. Le transfert d'oxygène augmente en régime nappe lorsque la longueur des marches l diminue.

Les efficacités ont été comparées pour un débit inférieur à 3 10^{-3} m²/s. En effet, au-delà de cette valeur, la cascade avec des marches de longueurs de 5,5 cm n'est plus représentative d'une cascade à 5 marches, car la portée du jet d'eau à la première marche devient supérieure à la longueur de deux marches (soit 2.5,5 = 11 cm) comme le montre la figure III-13 ; l'eau « saute » une marche.

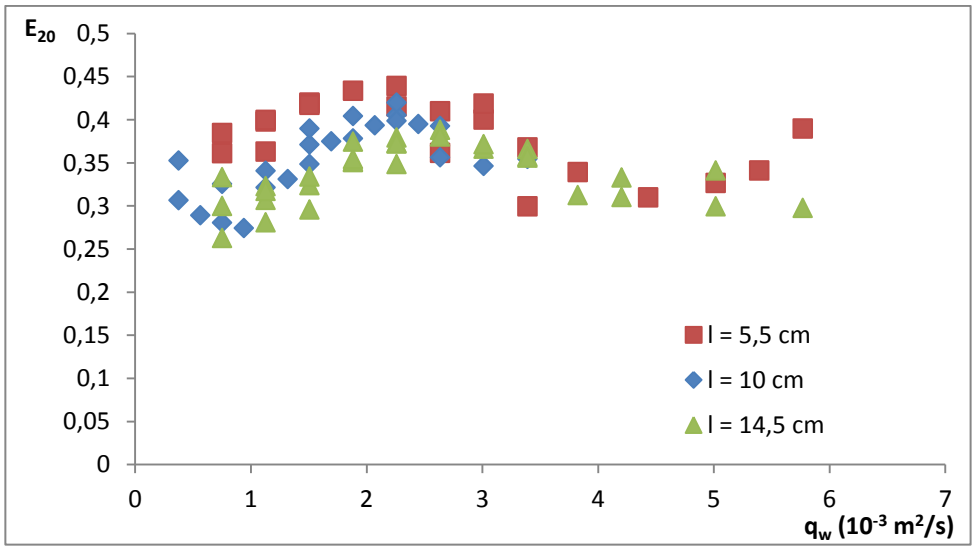


Figure -III-12- Effet de la longueur des marches sur l'efficacité d'aération



Figure -III-13- Écoulement sur une cascade avec h = 16,5 cm et l = 10 cm

Par conséquent, la comparaison des efficacités d'aération en fonction du débit d'écoulement dans les trois cascades pour $q < 3\ 10^{-3}$ m^2/s (figure III-12) montre une amélioration du transfert d'oxygène avec la diminution de la longueur l.

Bien que le parcours de l'eau sur la cascade avec une longueur de marche de 14,5 cm, soit le plus long parmi les trois cas étudiés, l'efficacité d'aération est la moins importante en régime nappe.

I-4) Effet de la hauteur des marches

La hauteur des marches détermine la longueur des lames d'eau en régime nappe. Plus la lame d'eau est longue, plus la vitesse à l'impact est grande, ce qui entraine l'augmentation de l'intensité du mélange et de l'entrainement de l'air à l'impact sur la marche suivante. L'étude de l'effet de la hauteur des marches sur le transfert d'oxygène a été menée sur 3 cascades de 3 marches (h = 16,57 cm), 5 marches (h = 10 cm) et 10 marches (h = 5 cm). La longueur des marches l est la même pour ces trois cascades : l = 10 cm. La hauteur totale H de ces trois cascades est la même : H = 50 cm.

La figure III-14 représente l'efficacité d'aération rapportée au nombre de marches en fonction de leur hauteur h, pour différents débits d'écoulement compris entre $1{,}13\ 10^{-3}$ m^2/s et $5\ 10^{-3}$ m^2/s. La comparaison entre les cascades a été faite en termes d'efficacité par nombre de marche afin d'éliminer l'effet du nombre de marche sur l'aération et mettre en évidence l'effet de la hauteur des marches uniquement.

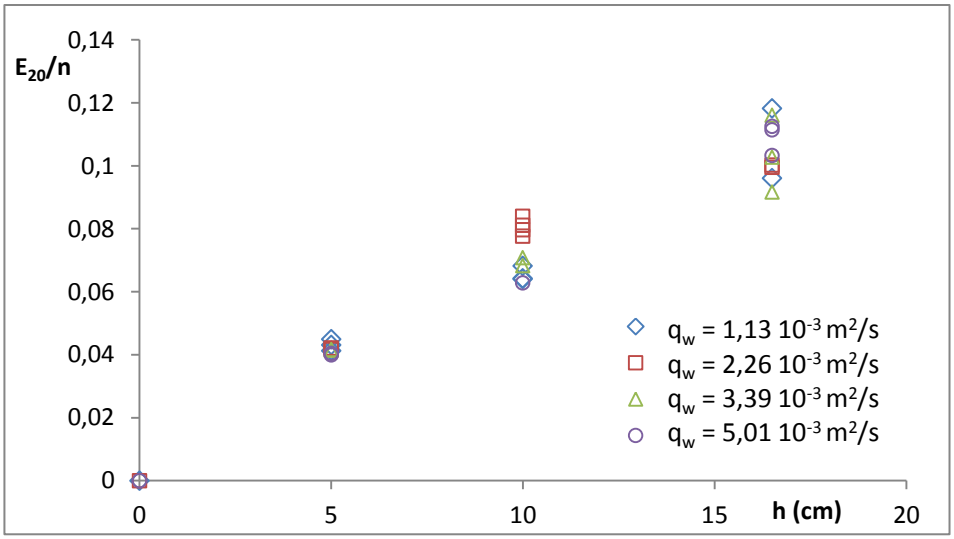


Figure -III-14- Efficacité d'aération moyenne par marche en fonction de la hauteur de marche pour différents débits

Pour les débits inférieurs à 6,67 10^{-3} m²/s, l'efficacité d'aération moyenne sur une seule marche (E_{20}/n) varie linéairement avec la hauteur des marches. L'augmentation de la hauteur des marches a permis d'augmenter l'aération par interaction entre le jet d'eau et l'air. Pour un débit donné, l'augmentation de la hauteur h a permis l'augmentation de la vitesse à l'impact sur la marche suivante et ainsi des conditions de turbulence plus importante favorisant une zone de spray plus importante et un entrainement plus important de l'air entre l'impact du jet et la zone de recirculation.

I-5) Effet de la pente de la cascade

L'effet de la pente de la cascade combine les deux effets de la hauteur h et de la longueur l des marches. Ainsi, l'augmentation de la pente de la cascade implique l'augmentation de la hauteur des marches et/ou la diminution de la longueur des marches, inversement la diminution de la pente induit une diminution de la hauteur des marches et/ou une augmentation de la longueur des marches. Ces trois grandeurs géométriques (voir figure III-15) sont liées par les deux relations suivantes :

$$\tan \alpha = \left(\frac{h}{l}\right) \qquad \text{(III-1)}$$

$$\alpha = \arctan\left(\frac{h}{l}\right) \qquad \text{(III-2)}$$

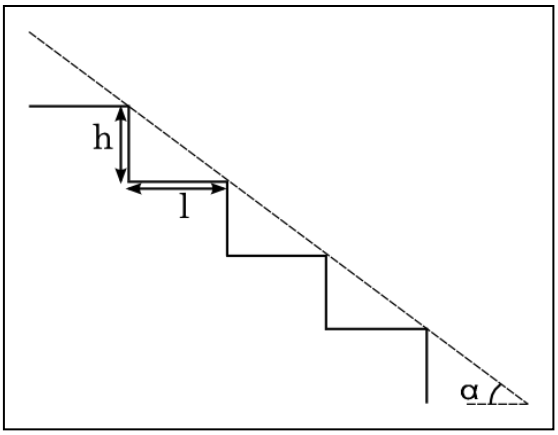


Figure -III-15- Schéma explicatif de la pente de la cascade

La pente de la cascade peut varier entre deux limites:

- $\alpha = 0°$ quand les hauteurs de marches sont nuls. Dans ce cas, le système est un écoulement horizontal.
- $\alpha = 90°$ quand la longueur des marches sont nulles. Dans ce cas, le système est équivalent à une chute simple. Par ailleurs, la cascade peut être équivalente à une chute simple même avant que α atteigne cette limite (angle droit) dès lors que la portée du jet d'eau devient supérieure à la longueur de la cascade L.

La figure III-16 illustre l'efficacité d'aération en fonction du débit et la figure III-17 illustre l'efficacité d'aération rapportée au nombre de marches en fonction du débit linéaire d'écoulement dans 3 cascades différentes d'une hauteur totale H = 50 cm équipées de :

- 10 marches avec (h = 5 cm, l = 10 cm), soit $\alpha = 26,6$ °
- 5 marches avec (h = l = 10 cm), soit $\alpha = 45$ °
- 5 marches avec (h = 10 cm, l = 5,5 cm), soit $\alpha = 61.2$ °

Dans ces 3 cascades, la variation de la pente globale de la cascade est accompagnée par la variation de l et h. Une augmentation de h implique une augmentation de la pente de la cascade et une amélioration de transfert d'oxygène par marche.

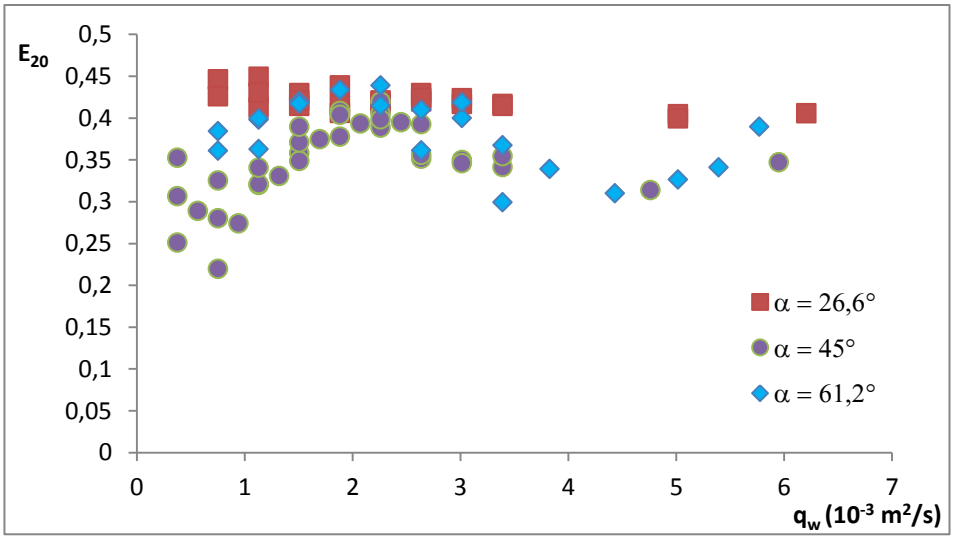


Figure-III-16- Comparaison des courbes $E_{20} = f(q_w)$ entre 3 cascades avec 3 pentes

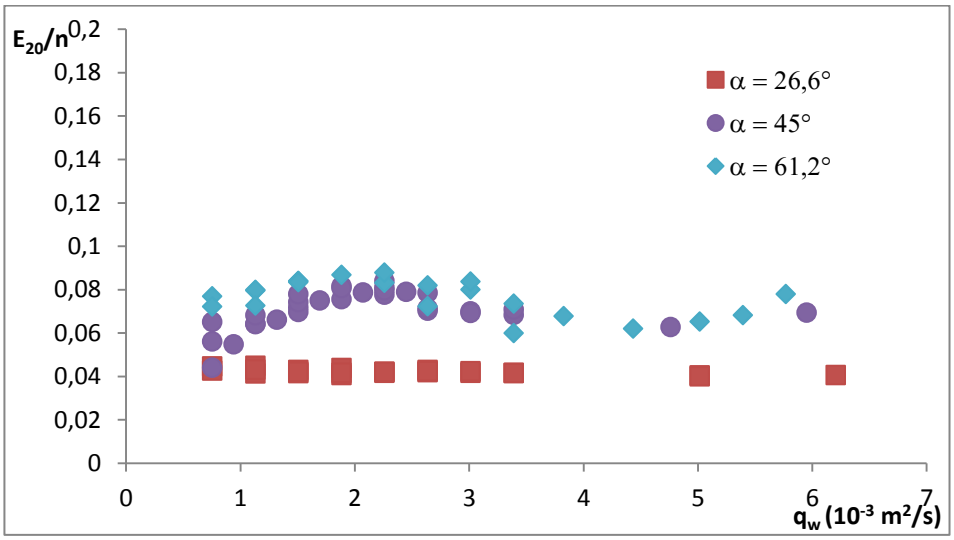


Figure-III-17- Effet de la pente de la cascade sur l'efficacité d'aération par nombre de marche

En accord avec les résultats sur l'effet de la longueur des marches séparément, une diminution de la longueur de marches implique une augmentation de la pente et ainsi une amélioration de l'aération par marche et réciproquement.

I-6) Effet des graviers sur le transfert d'oxygène

Selon le paragraphe V du chapitre bibliographique, l'ajout de cailloux dans un canal rectangulaire permet d'améliorer le transfert d'oxygène (Kuckukali et al., 2004), car il permet de créer des zones de turbulences dues à l'interaction des trois milieux gaz-liquide-solide. Dans notre étude nous avons ajouté des cailloux sur les marches afin de créer des zones de turbulence et d'améliorer d'avantage le transfert d'oxygène.

L'ajout de graviers sur les marches permet d'augmenter l'intensité de la turbulence à l'interface air-eau et de s'approcher des conditions du milieu naturel. A l'échelle du laboratoire, les expériences ont été menées sur une cascade de 5 marches (h = l = 10 cm), sur lesquelles des graviers ont été ajoutés.

Les graviers ont été collés sur les marches (figure III-18) afin d'éviter leur entrainement par le courant d'eau, car autrement la rétention des graviers par les rebords (figure III-18) ne favorise pas l'aération en régime nappe, puisqu'elle implique l'augmentation du volume d'eau sur les marches et ainsi la diminution de l'aire interfaciale d'échange gazeux par volume d'eau, ce qui entraine une atténuation de la capacité d'oxygénation dans la cascade.

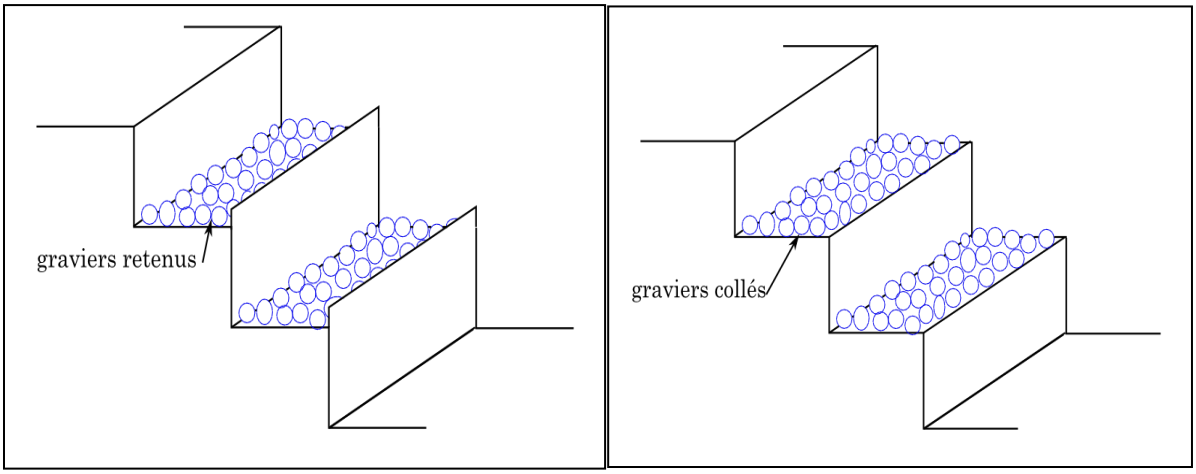


Figure -III-18- Schéma de la cascade avec des graviers collés (à droite) et graviers retenus par des rebords (à gauche)

L'émergence des graviers de l'écoulement diminue avec l'augmentation du débit : il y'a donc moins d'effet sur l'aération avec l'augmentation du débit.

Les figures III-19, III-20 et III-21 illustrent des comparaisons entre les courbes $E_{20} = f(q_w)$ des cascades simples pour trois dimensions de marches différentes [h = 10 cm, l = 10 cm], [h = 10 cm, l = 16,5 cm] et [h = 10 cm, l = 14,5 cm] respectivement et les cascades aux mêmes dimensions avec des graviers collés (diamètre moyen de 3,5 cm, densité surfacique d'environ 830 cailloux par m^3). Quelque soit la géométrie de la cascade, sur les trois graphes III-19, III-20 et III-21, pour des débits inférieurs à 2.10^{-3} m^2/s, une légère amélioration du transfert est remarquée par rapport aux cascades simples sans graviers. Cependant, aux débits supérieurs à 2.10^{-3} m^2/s l'effet inverse est observé.

Les graviers collés sur les marches contribuent à l'augmentation du niveau d'eau sur les marches surtout aux débits inférieurs à 2.10^{-3} m^2/s du fait de la modification de la rugosité de la surface des marches. Cet effet est visible aux débits correspondant au régime nappe II (on ne peut pas parler d'un écoulement nappe I et nappe II dans le cas une cascade modifiée par des graviers).

Aux faibles débits, le niveau d'émergence des cailloux est assez important et l'écoulement se divise en plusieurs écoulements secondaires du fait de la présence des graviers sur les marches créant ainsi plus d'effets d'aération.

La présence des graviers au niveau de l'arête de la marche module la forme du jet d'eau et ainsi permet d'augmenter la surface de la nappe d'eau. Néanmoins, la présence des cailloux sur la marche suivante, à l'impact du jet d'eau, contribue à la perturbation du

processus d'entrainement d'air et de l'écoulement dans la zone de recirculation. La figure III-22 montre une photographie de l'écoulement en cascade équipée de cailloux.

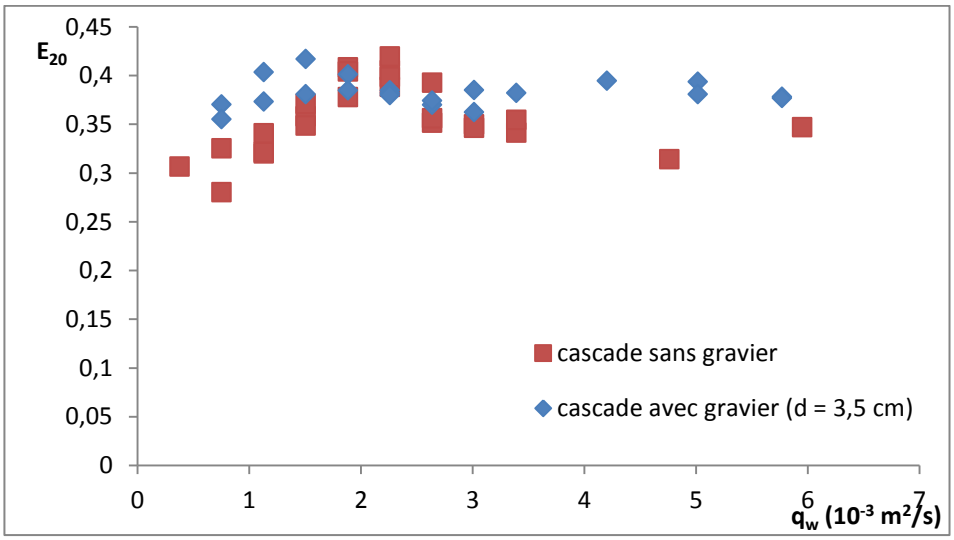


Figure -III-19- Effet des graviers collés sur l'aération dans une cascade de 5 marches avec h = l = 10 cm

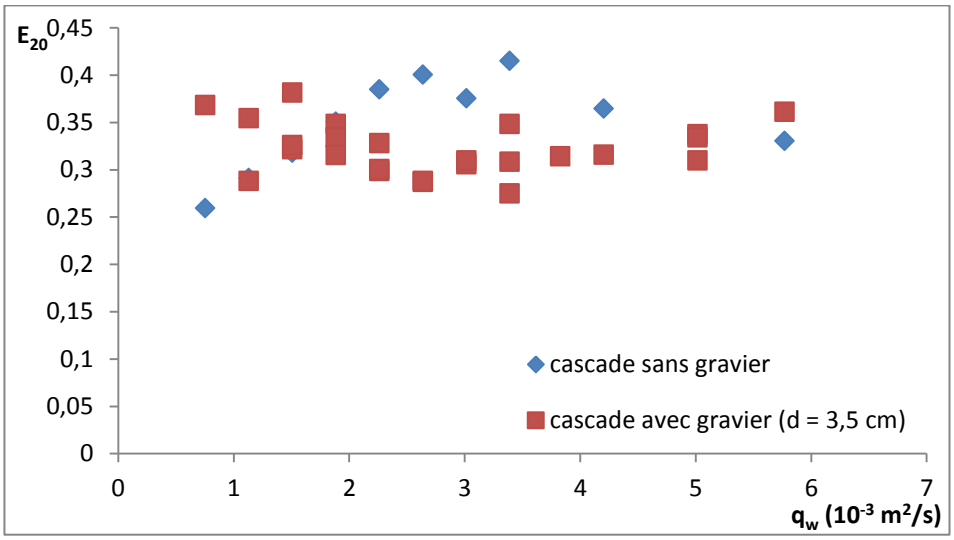


Figure -III-20- Comparaison des efficacités d'aération sur une cascade à 3 marches (h = 16,5 cm et l = 10 cm) avec et sans graviers

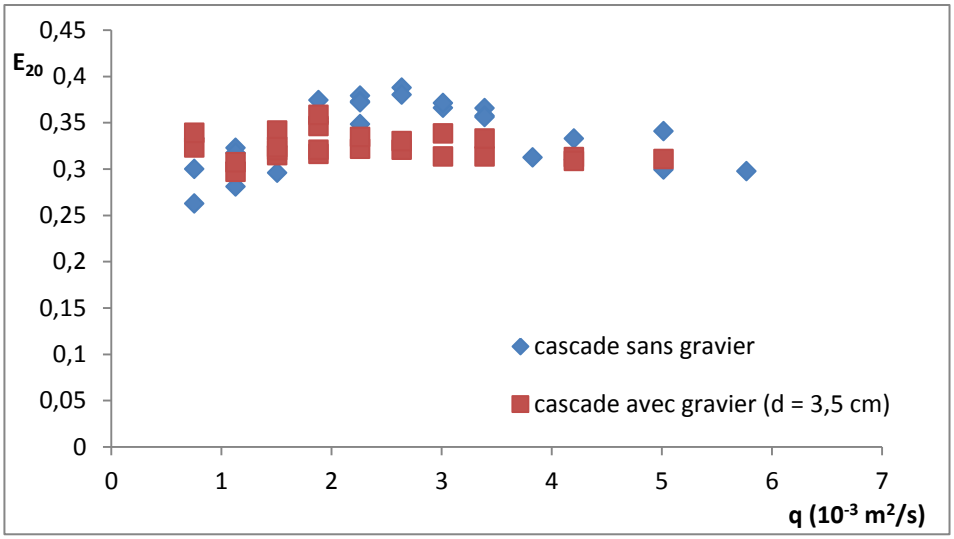


Figure -III-21- Comparaison des efficacités d'aération sur une cascade à 5 marches (h = 10 cm et l = 14,5 cm) avec et sans graviers

Par conclusion, l'existence des cailloux dans la cascade peut perturber l'hydrodynamique de l'écoulement nappe et ainsi selon le débit, le niveau d'émergence des cailloux peut améliorer ou défavoriser l'oxygénation sur les cascades.



Figure -III-22- Écoulement sur une cascade avec des graviers

II) Modélisation de l'aération sur une cascade simple

II-1) Analyse dimensionnelle

Selon l'étude précédente, plusieurs paramètres influencent le transfert d'oxygène dans les cascades. L'efficacité d'aération a été modélisée grâce à une analyse dimensionnelle tenant compte des paramètres d'influence. Utilisant le théorème de π-Buckingham, les données collectées dans la littérature, ainsi que les mesures expérimentales obtenues sur notre pilote, une caractérisation de l'aération par une corrélation a été élaborée. Elle tient compte des différents paramètres.

Le théorème de π-Buckingham stipule que toute grandeur physique peut être exprimée par une fonction de p-m nombres adimensionnels (p étant le nombre des paramètres, m le nombre de dimensions de l'ensemble de ces paramètres).

Les paramètres influençant l'aération en cascade ont été esquissés. L'analyse de ces paramètres dont dépend la concentration d'oxygène en aval sur une cascade a permis de les regrouper en 3 catégories :

*Propriétés physiques du fluide :

- ρ : masse volumique de l'eau ($M.L^{-3}$)
- μ : viscosité dynamique ($M.L^{-1}.T^{-1}$)

*Propriétés de l'écoulement

- q : débit d'eau ($L^3.T^{-1}$)

*Propriétés géométriques

*ΔC : La différence de concentration en oxygène entre l'amont et l'aval de la cascade ($N.L^{-3}$)

- h : hauteur des marches (L)
- h_c : hauteur critique d'écoulement (L)
  (h_c : la hauteur critique de l'écoulement amont correspondant à un nombre de Froude égal à 1).
- l : longueur des marches (L)
- W : largeur du canal (L)
- H : hauteur totale de la cascade (L)

L, M, T et N symbolisent respectivement les unités fondamentales de longueur, masse, temps et nombre de moles.
Ces 9 paramètres sont exprimés par 4 dimensions physiques : longueur L, masse M, temps T et nombre de moles N. De ce fait, par application du théorème de π-Buckingham, 5 nombres adimensionnels sont nécessaires pour décrire l'aération dans les cascades. Nous proposons d'utiliser les nombres adimensionnels suivants:

- L'efficacité d'aération E_{20} exprimée comme le rapport entre ΔC et ΔC maximum (où la concentration aval est égale à la saturation) :

$$E_{20} = \frac{\Delta C}{\Delta C_{maximum}} = \frac{C_D - C_U}{C_S - C_U} \quad \text{(III-3)}$$

- Le nombre de Reynolds en amont de la cascade (« inflow Reynold number ») défini par :

$$Re = \frac{\rho.q.D_H}{h_c.W.\mu.} \quad \text{(III-4)}$$

Avec D_H est le diamètre hydraulique du canal d'entame :

$$D_H = \frac{W.h_c}{2.h_c + W} \quad \text{(III-5)}$$

Le nombre de Reynolds représente le rapport entre les forces d'inertie et les forces de viscosité. Il caractérise le niveau de turbulence à l'approche de la cascade.

- Le rapport H/h représente le nombre de marches dans le cas d'une cascade à marches identiques. Comme nous l'avons vu, le nombre de marche affecte le transfert d'oxygène dans la cascade.
- Le rapport h_c/H représente le rapport entre la hauteur critique d'eau et la hauteur de la cascade. h_c inclut l'effet de la pesanteur, le débit, la largeur de la cascade et le nombre de Froude.
- Le ratio h/l représente l'effet de la pente de la cascade sur le transfert.
- L'efficacité E_{20} est le rapport entre la quantité d'oxygène transférée et la quantité maximale susceptible d'être transférée à 20° C.

De ce fait, l'efficacité E_{20} est donnée par :

$$E_{20} = f\left(R_e, \frac{H}{h}, \frac{h_c}{H}, \frac{h}{l}\right) \quad \text{(III-6)}$$

Nous obtenons donc la relation suivante qui exprime l'efficacité d'aération E_{20} en fonction de 4 nombres adimensionnels :

$$E_{20} = A.R_e^{a_1}.\left(\frac{H}{h}\right)^{a_2}.\left(\frac{h_c}{H}\right)^{a_3}.\left(\frac{h}{l}\right)^{a_4} \quad \text{(III-7)}$$

A, a_i i{1,4} représentent les coefficients de corrélation à déterminer.
De point de vue modélisation, cette relation peut être exprimée selon :

$$E_{20} = A.R_e^{a_1}.(n)^{a_2}.\left(\frac{h_c}{H}\right)^{a_3}.(\tan\alpha)^{a_4} \quad \text{(III-8)}$$

Où n représente le rapport H/h soit le nombre de marche de la cascade et tan α = (h/l) est la tangente de la pente de la cascade.

II-2) Détermination des coefficients de la corrélation

Les coefficients A, a_1, a_2, a_3 et a_4 ont été déterminés par régression multilinéaire avec la méthode des moindres carrés. 193 données collectés et 205 mesures obtenues sur notre pilote ont été utilisées.

Les expériences de Tebbutt (1972) ont été réalisées à deux températures de 9°C et 14°C. Les efficacités obtenues à ces deux températures ont été corrigées par la relation de Gulliver et al. (1990) pour estimer la valeur de l'efficacité à 20°C. De façon générale, le transfert d'oxygène dépend essentiellement de l'intensité de turbulence, de l'aire interfaciale air-eau, de la température et du temps de séjour des inclusions d'air dans l'eau. Une différence entre les températures amont et aval de la cascade a été détectée dans quelques mesures. Dans ce cas, les calculs ont été faits avec la moyenne de ces deux températures.

L'effet de la température est implicitement intégré dans le calcul de l'efficacité de transfert E, puisqu'on utilise directement la concentration d'oxygène dissous, qui varie selon la température de l'eau.

L'optimisation par la méthode des moindres carrés permet de calculer les coefficients de l'équation. Finalement, l'efficacité d'aération en fonction des nombres adimensionnels est donnée par :

$$E_{20} = 0{,}211.R_e^{-0{,}033}.n^{0{,}445}.\left(\frac{h_c}{H}\right)^{3{,}1.10-5}.(\tan\alpha)^{0{,}083} \qquad \text{(III-9)}$$

Par ailleurs, un calcul statistique basé sur le test de Student a été effectué pour permettre d'évaluer une probabilité de nullité des coefficients A, a_i afin d'évaluer la sensibilité de l'efficacité de l'aération à chaque paramètre associé à ce coefficient (cette probabilité de nullité est d'autant plus petite que les coefficients sont significativement différents de 0). Dans ce cadre, le coefficient a_3 peut être considéré comme nul vu que sa probabilité de nullité atteint 99,8 % : on a 0,2 % de chance de se tromper en assumant ce coefficient nul.

En calculant les coefficients A, a_1, a_2, a_3, a_4 et en considérant le coefficient a_3 nul, l'efficacité d'aération d'une cascade peut être estimée selon la relation suivante :

$$E_{20} = 0{,}211.R_e^{-0{,}033}.n^{0{,}445}.(\tan\alpha)^{0{,}083} \qquad \text{(III-10)}$$

La corrélation est en accord avec les résultats obtenus dans le paragraphe I-3 sur l'effet de la longueur de la cascade sur l'aération. Ainsi, une augmentation de la longueur des marches induits une diminution de la pente de la cascade. Il s'en suit une diminution du terme tan α et par conséquent une diminution de l'aération.
Par ailleurs, une augmentation du nombre des marches n induit une amélioration de l'efficacité d'aération, ce qui est en accord avec les résultats obtenus dans l'étude de l'effet du nombre de marches dans le paragraphe I-2. Néanmoins, h_c la hauteur critique de l'eau avant la première marche, n'a pas d'effet significatif dans l'aération, même s'il a été démontré une dépendance de l'aération au débit d'écoulement, lui-même lié à cette hauteur critique de l'eau dans la cascade.
Afin de permettre la visualisation de l'accord entre les efficacités E_{20} mesurées expérimentalement et les valeurs calculées par la relation précédente, $E_{calculée} = f(E_{mesurée})$ a été représentée sur la figure III-23. Sur cette figure, une distribution non aléatoire autour de la bissectrice des données expérimentales de Baylar et al. (2003, 2006) est observée.

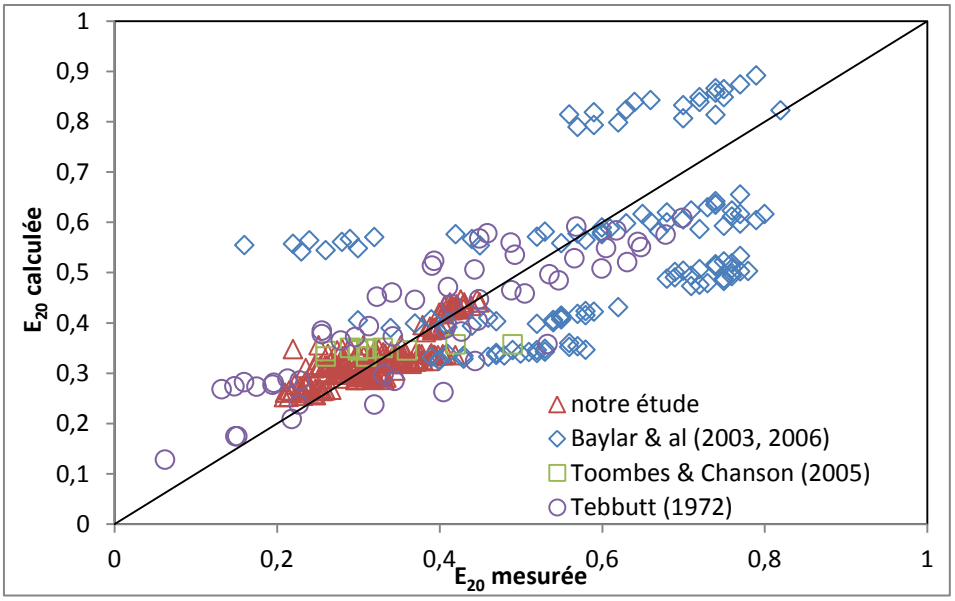


Figure -III-23- Comparaison des efficacités d'aération mesurées aux efficacités d'aération calculées par

$$E_{20} = 0{,}211.R_e^{-0{,}033}.n^{0{,}445}.(\tan\alpha)^{0{,}083}$$

De même, pour les données de Toombes et Chanson (2005), où seul le débit est variable, E_{20} calculée ne varie pas contrairement aux valeurs mesurées de E_{20}. L'existence d'un paramètre significatif non considéré dans l'expression de l'efficacité serait la cause de cet effet et à l'origine de l'annulation du coefficient a_3 relatif au nombre adimensionnel (h_c/H). L'analyse des données de Baylar et al. (2003, 2006) montre l'existence de trois paliers comme le montre la figure III-23. Ainsi, le palier supérieur représente les mesures en régime turbulent, celui au milieu représente le régime de transition et le plus bas représente les mesures d'efficacité en régime nappe. Par conséquent, nous proposons l'élaboration d'une corrélation avec des coefficients de corrélation relatifs à chaque régime d'écoulement. De la même manière, la recherche d'un critère de calcul permettant d'identifier les régimes d'écoulement à partir de différents paramètres opératoires est un point important dans la modélisation de l'aération sur les cascades.
Dans le paragraphe suivant III-3, une méthode d'identification des régimes d'écoulement par le calcul est développée. Ensuite, les coefficients A, a_i sont recalculés pour chaque régime d'écoulement (paragraphe III-4).

II-3) Prédiction du Régime d'écoulement

Le régime d'écoulement en cascade dépend de la vitesse d'écoulement de la lame d'eau et de la cavité d'air entre la zone de recirculation et la nappe d'eau. A l'impact de la lame d'eau sur la marche suivante, l'écoulement se divise en deux écoulements se dirigeant vers deux sens opposés : une partie de l'écoulement se dirige vers l'avant en direction du coin de la marche et l'autre vers l'arrière, elle formera le jet de la marche suivante. Le premier écoulement va être piégé entre le point d'impact de la nappe d'eau et la contremarche formant ainsi une zone de recirculation avec un échange continu avec la lame au niveau du point d'impact. La hauteur de cette zone de recirculation est une fonction de la vitesse d'écoulement et des dimensions des marches. Lorsque cette hauteur atteint la hauteur d'une marche le régime d'écoulement fortement turbulent est

atteint. De ce fait, la hauteur de la marche et sa longueur, ainsi que la vitesse de l'écoulement, influencent le régime d'écoulement.

De façon générale, la diminution du ratio h/l et/ou la diminution du débit q favorise un écoulement nappe. Inversement, l'augmentation du débit et l'augmentation du ratio h/l conduit vers un régime fortement turbulent.

Dans nos expériences, les régimes d'écoulement sont identifiés visuellement selon le comportement de l'eau sur la cascade. Comme mentionné dans le chapitre bibliographique, plusieurs auteurs (Peyras et al. (1991), Stephenson (1991), Chanson (2001), Ohtsu et al. (2001)) ont déterminé les limites entre les régimes d'écoulement sur les cascades en se basant sur des critères empiriques faisant intervenir trois grandeurs (h_c, h et l). Selon ces auteurs, le type d'écoulement sur les cascades est une fonction des conditions d'alimentation (niveau d'eau en amont, hauteur critique h_c), et des dimensions des marches (hauteur h et longueur l).
Afin de distinguer les régimes d'écoulement, les critères élaborés par les auteurs précédemment cités ont été appliqués à nos 398 données pour tester la qualité de séparation des régimes et de le comparer avec la séparation des régimes grâce aux nombres adimensionnels (essentiellement les nombres de Re et de Fr).

a) *Prédictions empiriques des régimes d'écoulement*

Pour prédire les régimes d'écoulement dans les cascades, Stephenson (1991) a utilisé un nombre adimensionnel D pour permettre la distinction entre les régimes nappe et turbulent :

$$D_s = \frac{q^2}{g.h^2} \qquad \text{(III-11)}$$

Le critère de séparation des régimes selon Peyras et al. (1991) est basé sur une formule empirique (h_c/h + 0,37 h/l). Les figures III-24 et III-25 représentent respectivement les limites identifiés entre les régimes nappe et turbulent obtenues selon les critères de Stephenson (1991) et de Peyras (1991). L'axe des abscisses représente les trois régimes d'écoulement, celui des ordonnées représente les valeurs des deux critères précédemment cités. Les limites entre les régimes sont représentées par une droite horizontale.

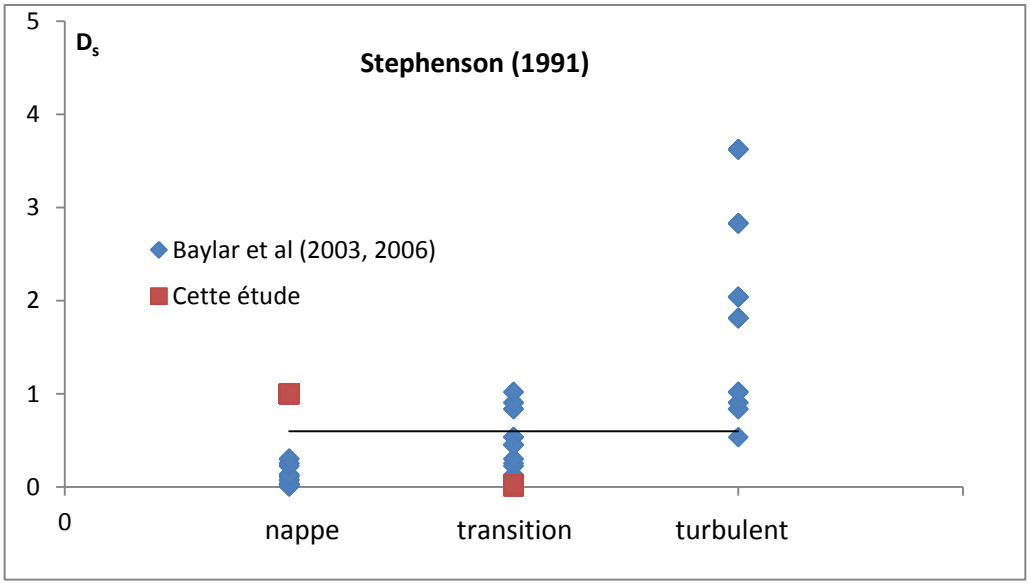


Figure -III-24- Séparation des régimes d'écoulement en cascade selon le critère D_s de Stephenson (1991)

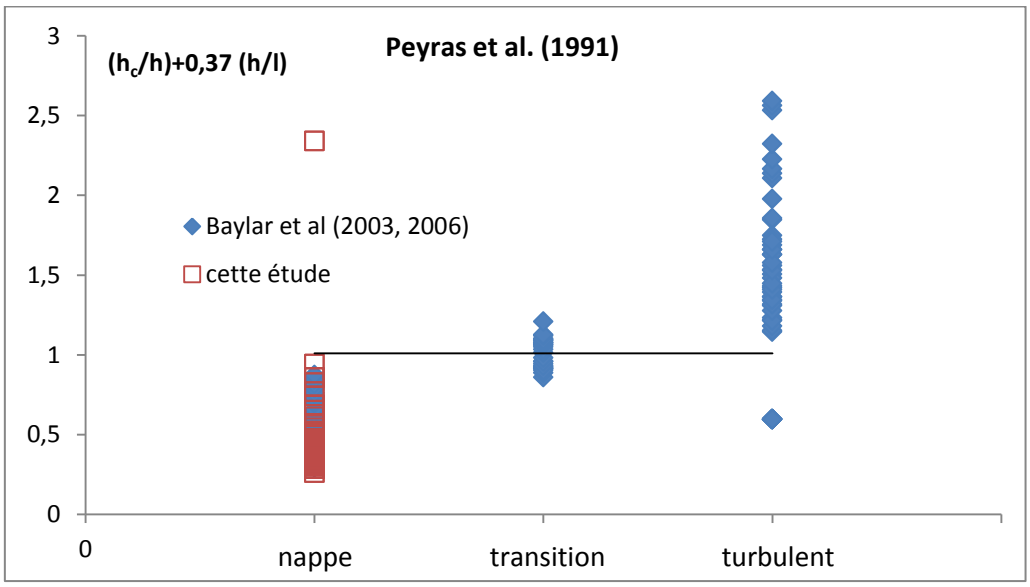


Figure -III-25- Séparation des régimes sur la base du critère de Peyras et al. (1991)

L'inconvénient de ces deux critères est qu'ils se limitent à l'identification des régimes nappe et turbulent en négligeant le régime d'écoulement de transition qui a tout de même un comportement différent des deux autres régimes.

En revanche, Chanson et al. (2001) se sont basés sur la formule de Peyras et al. (1991) en modifiant la valeur du coefficient de (h/l) pour délimiter les deux régimes nappe et de transition (représenté par la figure III-26) et pour délimiter les régimes de transition et turbulent (voir la figure III-27).

Chanson (2001) s'est basé sur le calcul de deux quantités :

$$\frac{h_c}{h} + 0{,}4.\frac{h}{l} \qquad \text{(III-12)}$$

$$\frac{h_c}{h} + 0{,}325.\frac{h}{l} \qquad \text{(III-13)}$$

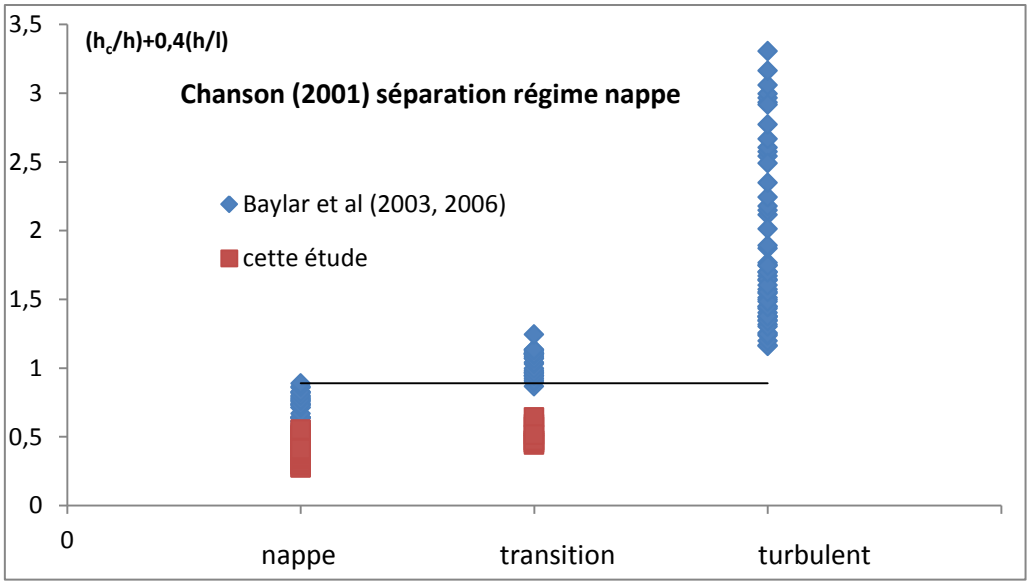


Figure -III-26- Critère de séparation entre les régimes nappe et de transition de Chanson (2001)

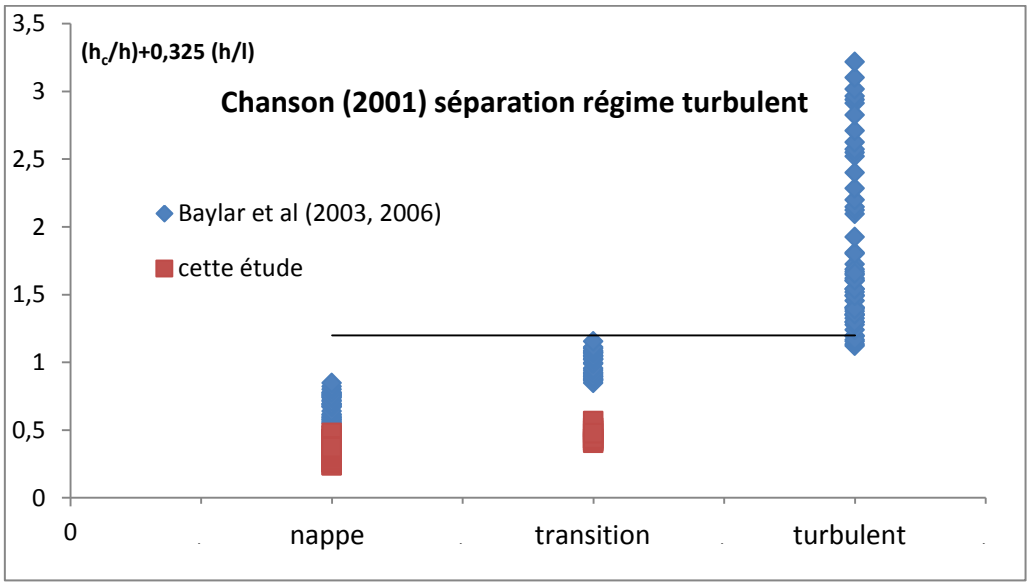


Figure -III-27- Critère de séparation entre les régimes de transition et turbulent de Chanson (2001)

Ohtsu et al. (2001) a modifié davantage ce critère d'identification des régimes d'écoulement en ajoutant des exposants sur les deux termes (h_c/h) et (h/l) (voir figures III-28 et III-29). Ohtsu et al. (2001) s'est basé sur deux critères :

$$\frac{h_c}{h} - 1{,}16.\left(\frac{h}{l}\right)^{0{,}165} \qquad \text{(III-14)}$$

$$\frac{h_c}{h} - 0{,}57.\left(\frac{h}{l}\right)^{3} \qquad \text{(III-15)}$$

Tableau-III-1- Différents critères de séparation des régimes d'écoulement sur la cascade

Auteur	Critères
Stephenson (1991)	*Si $D_s < 0,6$ l'écoulement est du type nappe *Si $D_s > 0,6$ l'écoulement est turbulent
Peyras et al. (1991)	*Si $\frac{h_c}{h} + 0,37.\frac{h}{l} < 1,01$ l'écoulement est du type nappe *Si $\frac{h_c}{h} + 0,37.\frac{h}{l} > 1,01$ l'écoulement est turbulent
Chanson (2001)	*Si $\frac{h_c}{h} + 0,4.\frac{h}{l} < 0,89$ l'écoulement est du type nappe *Si $\frac{h_c}{h} + 0,4.\frac{h}{l} > 0,89$ et $\frac{h_c}{h} + 0,325.\frac{h}{l} < 1,2$ l'écoulement est transitoire *Si $\frac{h_c}{h} + 0,325.\frac{h}{l} > 1,2$ l'écoulement est turbulent
Ohtsu et al. (2001)	*Si $\frac{h_c}{h} - 1,16.\left(\frac{h}{l}\right)^{0,165} > 1,3$ l'écoulement est du type nappe *Si $\frac{h_c}{h} - 1,16.\left(\frac{h}{l}\right)^{0,165} < 1,3$ et $\frac{h_c}{h} - 0,57.\left(\frac{h}{l}\right)^{3} < 0$ le régime est de transition *Si $\frac{h_c}{h} - 0,57.\left(\frac{h}{l}\right)^{3} < 0$ l'écoulement est turbulent

Les résultats issus de ces 4 critères sont représentés dans les figures suivantes.

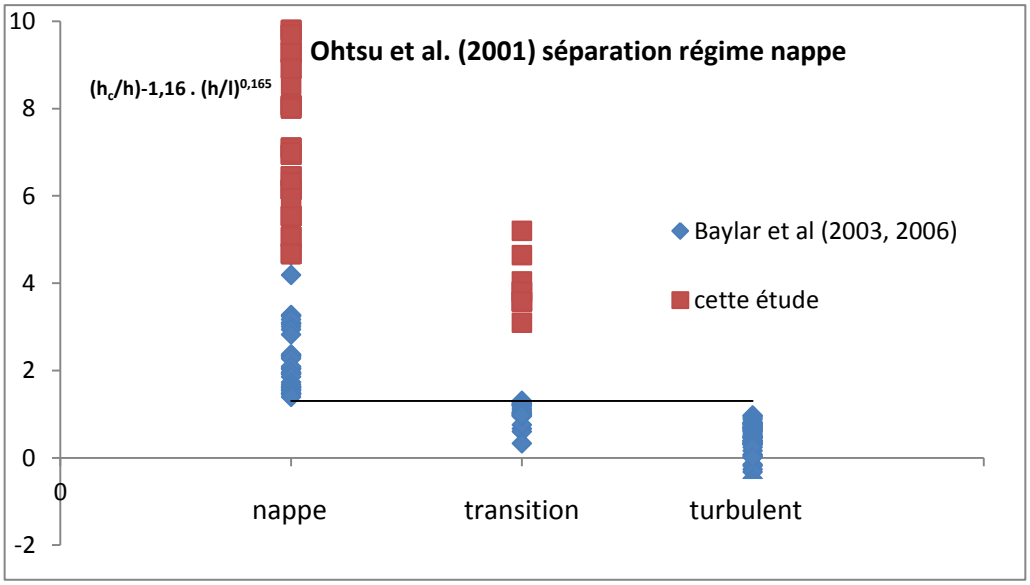


Figure -III-28- Critère de séparation entre les régimes nappe et de transition de Ohtsu et al. (2001)

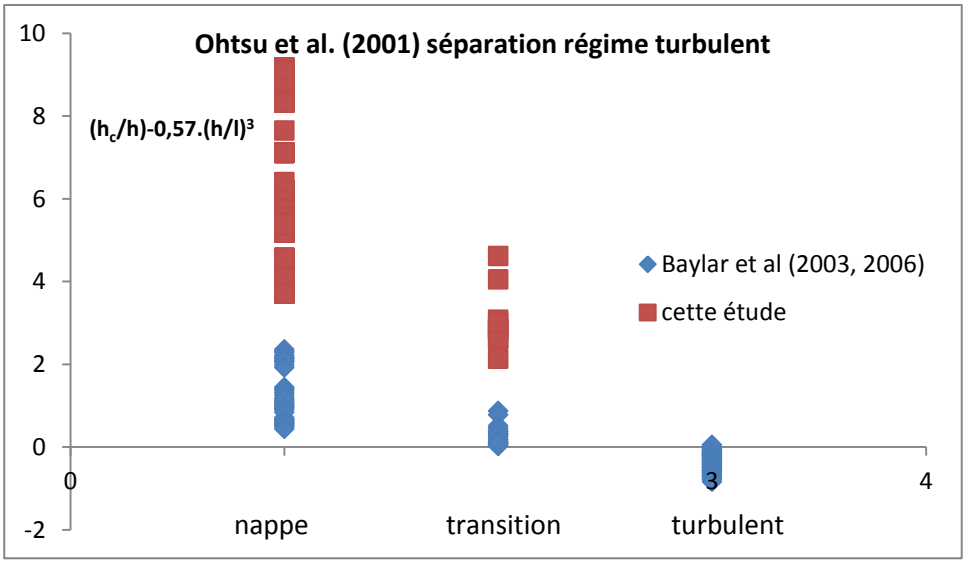


Figure -III-29- Critère de séparation entre les régimes de transition et turbulent de Ohtsu et al. (2001)

L'ensemble des critères d'identification des régimes d'écoulement en cascade sont représentés dans le tableau III-1. Pour Peyras et al. (1991) et Stephenson (1991), seuls les régimes d'écoulement nappe et turbulent sont considérés dans les calculs. Chanson (2001) et Ohtsu et al. (2001) utilisent chacun deux critères pour délimiter les 3 régimes d'écoulement.

b) Approche séparation par les nombres adimensionnels propres à l'écoulement

Le nombre de Reynolds avec différentes longueurs caractéristiques a été testé afin de chercher des intervalles de valeur de ce nombre spécifiques aux régimes d'écoulement. Comme le montre la figure III-30, deux longueurs ont été choisies :

- La longueur x qui est égale à la distance entre le coin de la marche et le plan incliné d'un angle α et passant par les arêtes des marches
- La longueur y qui est égale à la distance entre deux arêtes successives (longueur du plan incliné).

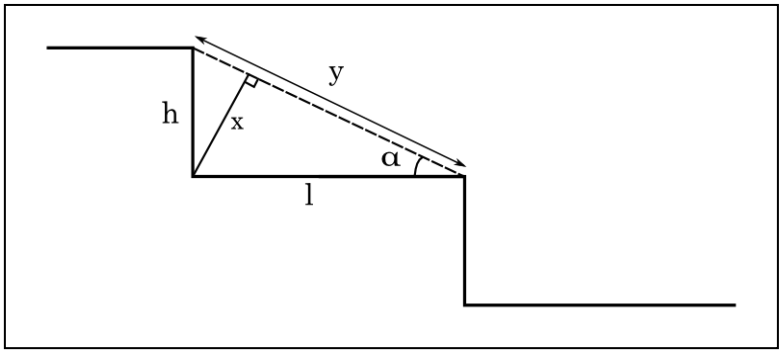


Figure -III-30- Schéma explicatif des longueurs x et y

Ces deux dimensions sont des fonctions de la hauteur et de la longueur de la marche.
Le nombre de Reynolds calculé pour chaque point ne permet pas de définir des plages de valeurs spécifiques à chaque régime d'écoulement. Néanmoins, le choix du nombre de Froude basé sur la longueur x permet de définir des intervalles de valeurs exclusives à chaque régime d'écoulement, même si la limite entre les deux régimes nappe et de transition n'est pas assez claire.

Nous nous somme basés sur nos valeurs et observations expérimentales pour mettre la limite à un nombre de Froude $Fr_x > 0,5$ vu que la définition des régimes d'écoulement dans le cas de Baylar et al. (2003, 2006) a été basée sur les critères de Ohtsu et al (2001). En se basant sur les valeurs de Baylar et al. (2003, 2006) et nos expériences, les régimes d'écoulement en cascade peuvent être classés en fonction des valeurs calculées d'un nombre adimensionnel Fr_x.

Ce nombre permet de comparer les forces d'inertie à l'entrée de la cascade, aux forces de gravité à l'échelle des « macro-rugosités » représentées par les marches de la cascade :

$$Fr_x = \frac{q_w/h_c}{\sqrt{g.x}} = \left(\frac{h_c}{h.\cos(\alpha)}\right)^{1/2} \quad \text{(III-16)}$$

$$x = h.\cos(\alpha) \quad \text{(III-17)}$$

q_w est le débit par unité de largeur de la cascade et g est la constante de la pesanteur.

Ainsi, lorsque h augmente, x diminue, Fr_x augmente et l'écoulement tend vers un régime turbulent. Lorsque l augmente, α diminue, cos α augmente et par conséquent x augmente. En conclusion, le régime tend vers un écoulement nappe aux faibles valeurs de Fr_x. De même, l'augmentation du débit engendre une augmentation de vitesse et par conséquent une augmentation du nombre Fr_x et le régime d'écoulement tend vers un régime turbulent : aux fortes valeurs de Fr_x le régime est turbulent.

De ce fait, à grand nombre de Froude Fr_x, le régime est turbulent et pour les petites valeurs de Fr_x le régime tend vers un écoulement nappe. La définition des plages de valeurs de Fr_x spécifiques à chaque régime d'écoulement est représentée dans le tableau III-2.

Tableau-III-2- Classement des régimes d'écoulement selon le nombre de Froude Fr_x

	Nappe	Transition	Turbulent
Fr_x	< à 0,5	> à 0,5 et < à 1,1	> à 1,1

La figure III-31 montre la qualité de séparation selon les valeurs du nombre de Froude spécifique à la cascade Fr_x.

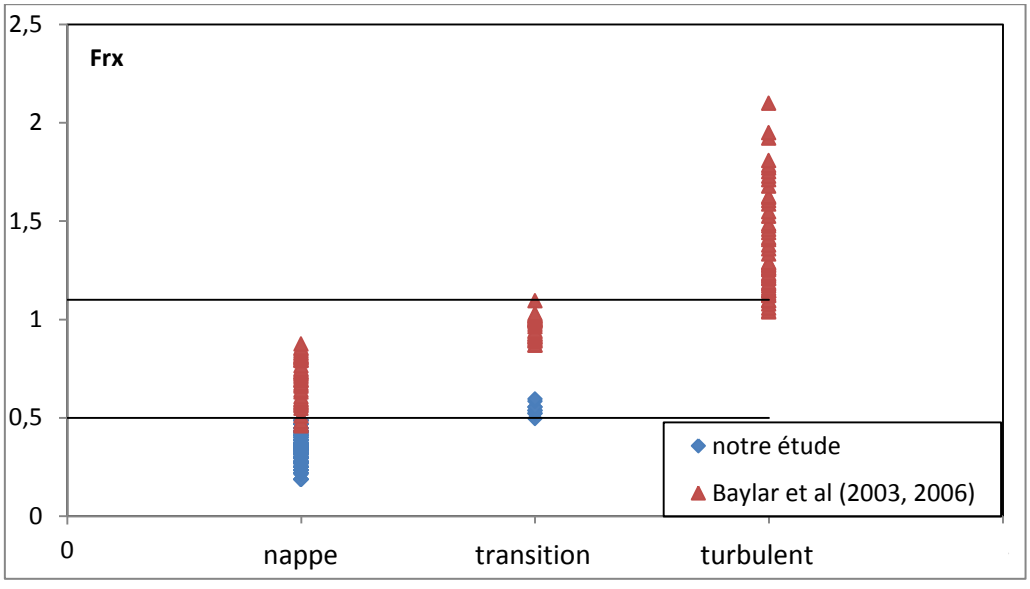


Figure -III-31- Séparation des régimes d'écoulement sur la base du nombre Fr_x

Aucune indication sur le régime d'écoulement n'est disponible pour les expériences de Tebbutt (1972). Les données de Tebbutt (1972) ont été classées sur la base du nombre Fr_x (nappe si $Fr_x < 0,5$; transition si $0,5 < Fr_x < 1,1$ et turbulent si $Fr_x > 1,1$). Selon Toombes et Chanson (2005), leurs 12 mesures d'efficacité ont été réalisées dans un écoulement nappe.

Les avantages de l'utilisation du nombre de Froude Fr_x sont :

*Moins d'empirisme que les autres formules.

*Un seul critère pour séparer les trois régimes d'écoulement.

Par ailleurs, le nombre de Froude Fr_x peut être inclus dans la corrélation de calcul d'aération :

$$E_{20} = A.R_e^{a_1}.Fr_x.(n)^{a_2-0,5}.\left(\frac{h_c}{H}\right)^{a_3-0,5}.f(\alpha) \quad \text{(III-18)}$$

$$f(\alpha) = (cos\alpha)^{0,5}.(tan\alpha)^{a_4} \quad \text{(III-19)}$$

II-4) Corrélation de calcul d'aération à différents régimes

Les interfaces entre les trois milieux (solide représenté par la cascade, liquide et gazeux), les propriétés diphasiques de l'écoulement, ainsi que le comportement hydrodynamique, changent considérablement selon le régime d'écoulement. Pour considérer l'effet de la physique de l'écoulement sur l'aération dans les cascades, les données d'oxygénation ont été classées selon le régime d'écoulement par le nombre adimensionnel Fr_x et les coefficients A, a_i ont été recalculés pour chaque régime. Par conséquent, trois corrélations ont été obtenues de cette optimisation pour décrire l'aération dans les trois régimes séparément.

Des calculs statistiques ont permis de tester la nullité des coefficients, en évaluant la probabilité de nullité η pour chaque coefficient. En régime turbulent, comme le montre le tableau 3, le coefficient a_4 relatif à l'effet de la pente de la cascade α peut être considéré comme nul avec une probabilité η = 0.692. Ce coefficient met l'accent sur l'importance des dimensions des marches dans le processus d'aération dans le régime turbulent. Or en régime turbulent le nombre (tan α) a peu d'impact sur l'aération, car les coins des marches sont totalement remplis d'eau.

Le tableau III-3 expose les valeurs des coefficients de corrélations A, a_i, la valeur du paramètre de Student st et la probabilité de nullité η pour les trois régimes d'écoulement.

Tableau -III-3- Valeurs des coefficients de corrélation, η et st selon le régime d'écoulement

	Nappe			**Transition**			**Fortement turbulent**		
	Valeur	st	η	Valeur	st	η	Valeur	st	η
A	0,331	-14,394007	0,000	0,403	-3,007	0,004	$0.14\ 10^{-3}$	-5,247	0,000
a_1	-0,048	-9,46332575	0,000	-0,042	-2,420	0,020	0,536	4,390	0,000
a_2	0,687	-29,695529	0,000	0,670	-11,308	0.000	-0,348	5,764	0,000
a_3	0,169	9,29440977	0,000	0,297	3,861	0,000	-1,186	-9,042	0,000

a_4	0,234	9,92339927	0,000	0,211	2,623	0,012	0,031	0,397	0,692
$E_{20} = A.R_e^{a_1}.\left(\frac{H}{h}\right)^{a_2}.\left(\frac{h_c}{H}\right)^{a_3}.\left(\frac{h}{l}\right)^{a_4}$									

La turbulence a plus de poids dans le processus d'aération en régime turbulent. Ce constat se traduit par un coefficient a_1 plus grand en régime turbulent. Il y'a peu de changements des effets de la turbulence, du rapport h/H et de h/l entre les régimes nappe et de transition. En régime turbulent, pour une hauteur de cascade H, plus il y'a de marches moins l'aération est efficace contrairement aux régimes nappe et transition. Pour un même rapport h_c/H plus le régime tend vers un écoulement de transition plus l'aération est efficace. Les figures III-32, III-33 et III-34 illustrent l'accord entre les valeurs calculées et les efficacités E_{20} expérimentales pour les régimes nappe, transition et fortement turbulent respectivement.

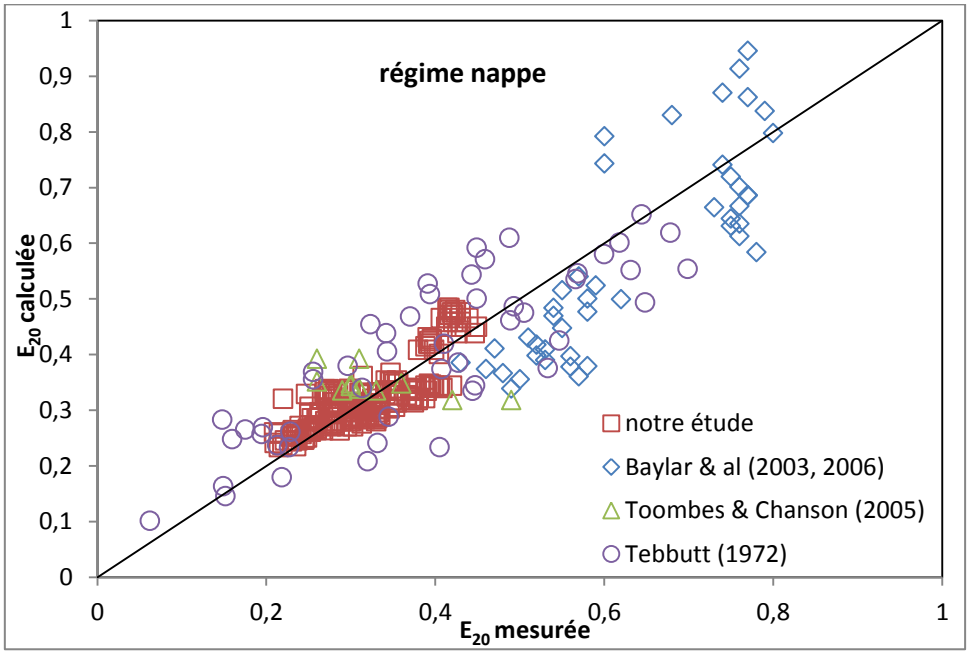


Figure -III-32- Comparaison entre E_{20} mesurée et E_{20} calculée avec la corrélation spécifique à l'écoulement nappe

$$E_{20} = 0{,}331.R_e^{-0{,}048}.n^{0{,}687}.\left(\frac{h_c}{H}\right)^{0{,}169}.(\tan\alpha)^{0{,}234}$$

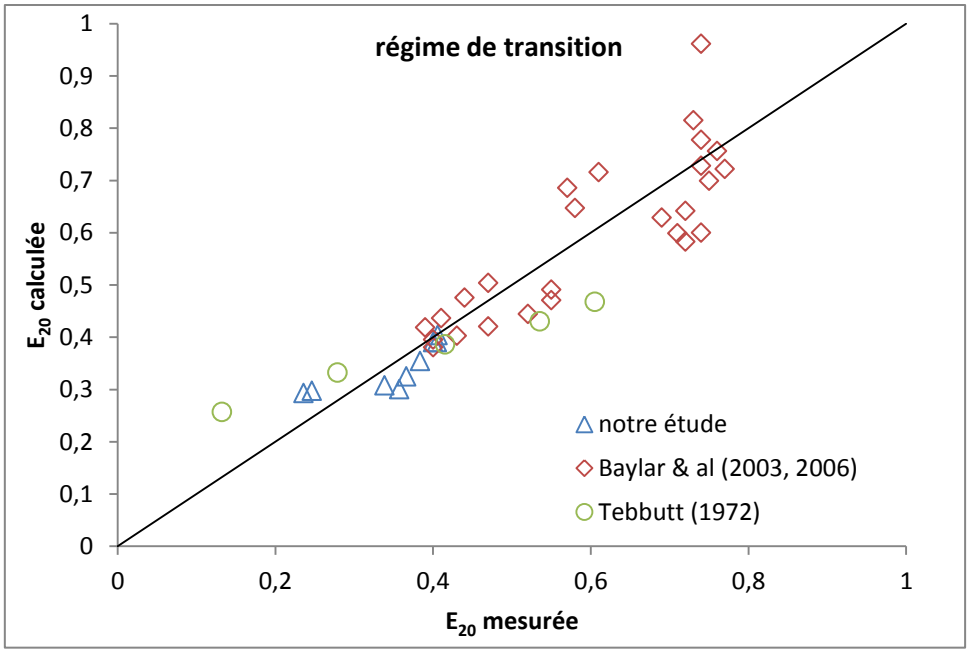


Figure -III-33- Comparaison entre E_{20} mesurée et E_{20} calculée avec la corrélation spécifique à l'écoulement de transition

$$E_{20} = 0.403\,.\,R_e^{-0.042}.n^{0.670}.\left(\frac{h_c}{H}\right)^{0.297}.(\tan\alpha)^{0.211}$$

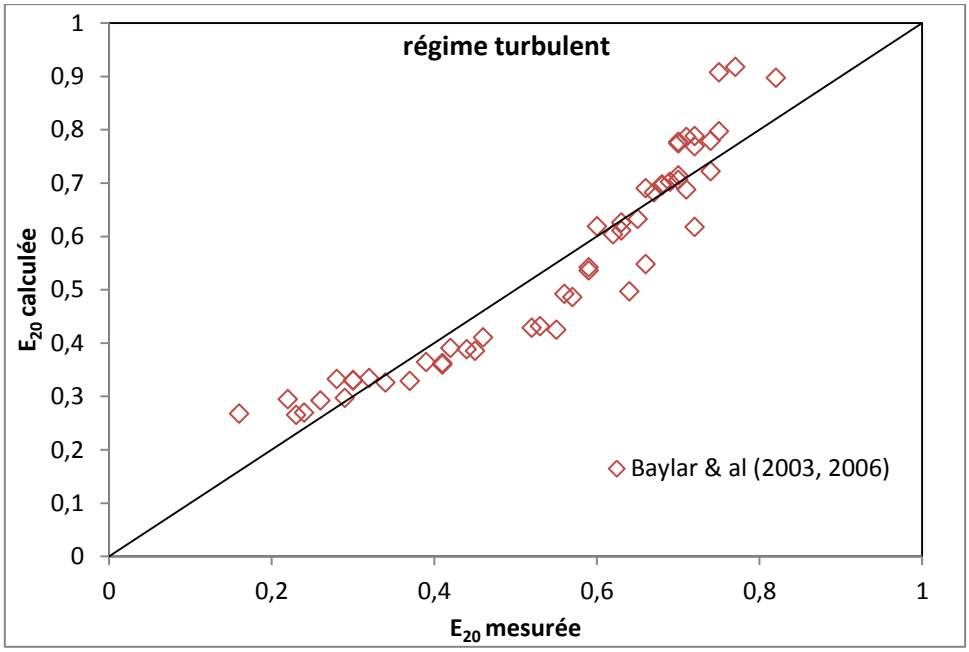


Figure -III-34- Comparaison entre E_{20} mesurée et E_{20} calculée avec la corrélation spécifique à l'écoulement turbulent

$$E_{20} = 1.4\,.\,10^{-4}.R_e^{0.536}.n^{-0.348}.\left(\frac{h_c}{H}\right)^{-1.186}$$

Comme le montre le graphe III-34 représentant l'accord entre les valeurs expérimentales et mesurées de l'efficacité E_{20}, une légère surestimation des efficacités d'aération dans le

régime turbulent est constatée pour des efficacités d'aération inférieures à 0,3 et supérieures à 0,7. En effet, les écoulements fortement turbulents sont difficiles à modéliser car ils deviennent fluctuant dans l'espace et dans le temps.

De plus, l'invariance relative de la taille des bulles et les effets d'échelles sont difficiles à prédire à cause du grand nombre de paramètres couplés. Une des solutions à ce problème est de simuler en détail l'interface en utilisant le Volume Of Fluid (VOF) en simulation numérique. Nous avons développé un modèle de prédiction d'aération général sans rentrer dans le détail de l'écoulement diphasique avec une précision acceptable pour un large panel de paramètres. Une analyse fine de l'aération avec prise en compte des données locales (aire interfaciale d'échange, et volume d'eau) fait l'objet du chapitre V.

Afin d'analyser l'effet de chaque nombre adimensionnel sur l'aération à chaque régime, la variation de l'efficacité à l'unique variation de chaque paramètre a été illustrée dans les figures III-35, III-36, III-37 et III-38. Il est possible de remarquer plusieurs régimes d'écoulement sur une même figure.

Dans le régime turbulent, l'efficacité d'aération diminue avec l'augmentation du nombre de Reynolds, h_c/H et le nombre de marches n. Dans ces conditions, E_{20} est sensible à la pente de la cascade en maintenant une valeur légèrement croissante avec l'augmentation de la pente.

Dans les régimes nappe et transition, l'efficacité augmente avec l'augmentation de tous les membres de l'équation de l'aération. L'illustration de l'effet de la pente de la cascade α sur l'aération a été représenté sur la figure III-36 avec deux graphes séparés vu l'impossibilité de fixer tous les paramètres (excepté α) simultanément pour tous les trois régimes. Par ailleurs, il est difficile de séparer les effets de Re et (h_c/H) puisqu'ils dépendent tous les deux du débit d'écoulement sur la cascade. De ce fait, les effets de ces deux nombres adimensionnels montrent des allures similaires (figure III-37 et III-38). Dans l'écoulement nappe et de transition, l'augmentation de ces deux nombres adimensionnels induit une amélioration de l'aération contrairement au régime turbulent. Ainsi, le maximum d'aération est obtenu à la limite entre les deux régimes de transition et turbulent.

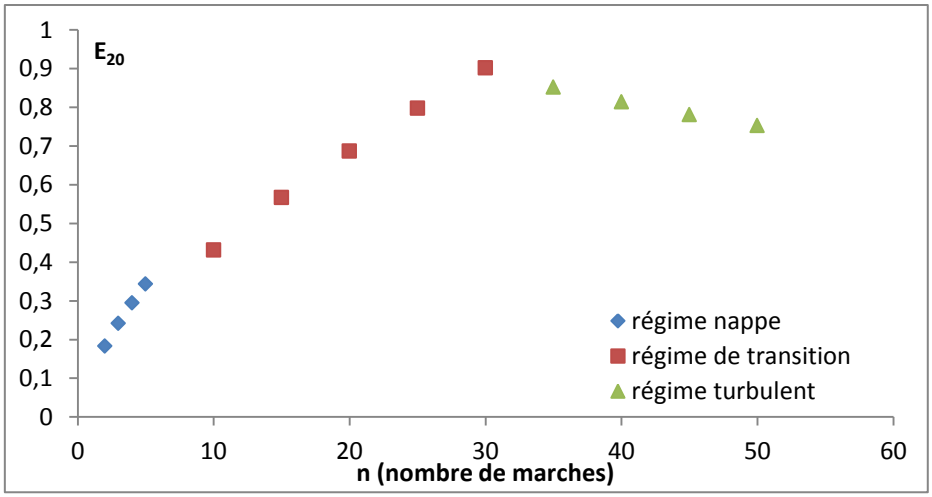


Figure -III-35 - Effet du nombre de marches sur l'aération

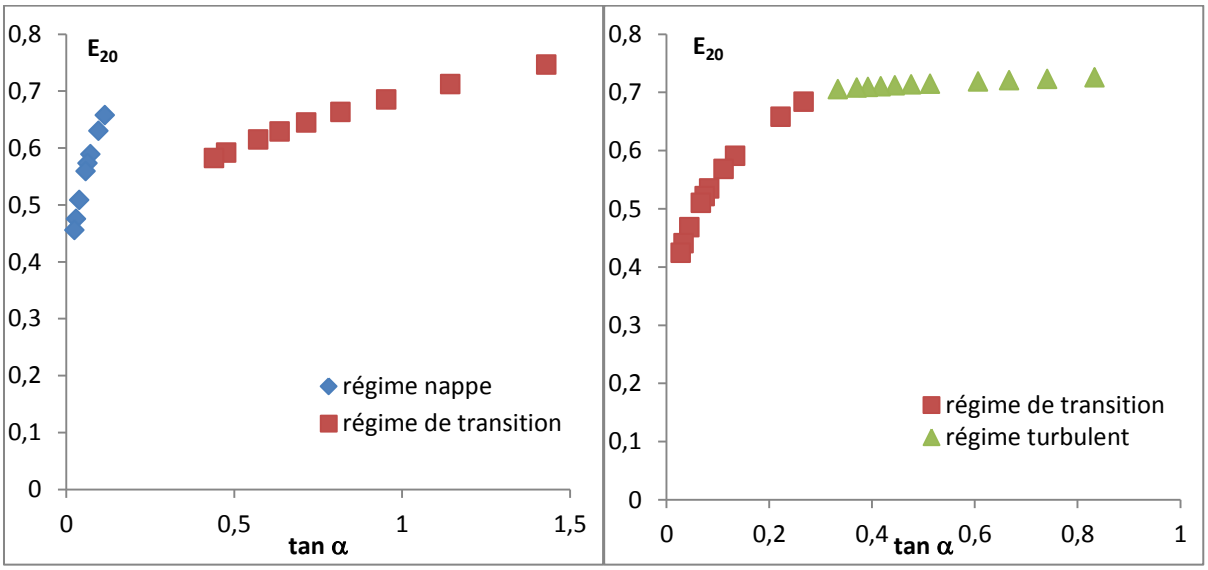


Figure -III-36- Effet de la pente de la cascade sur l'aération

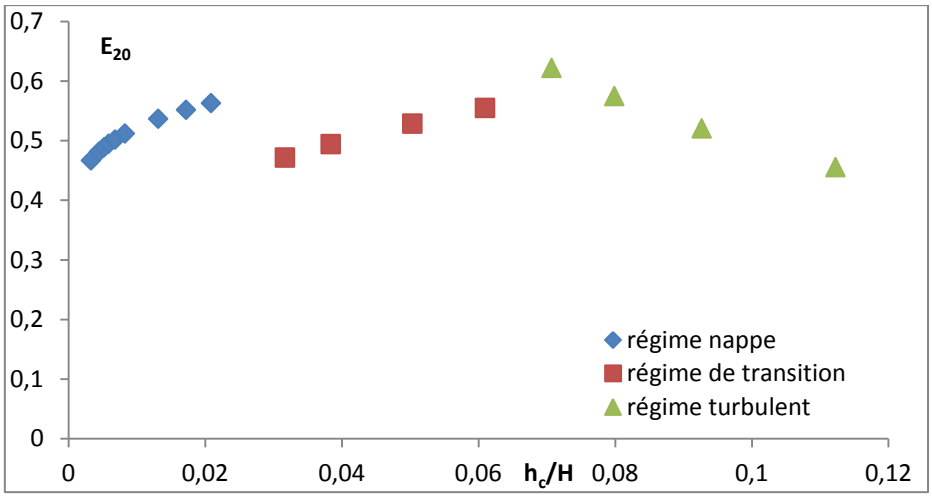


Figure -III-37- Effet du ratio h_c/H sur l'aération

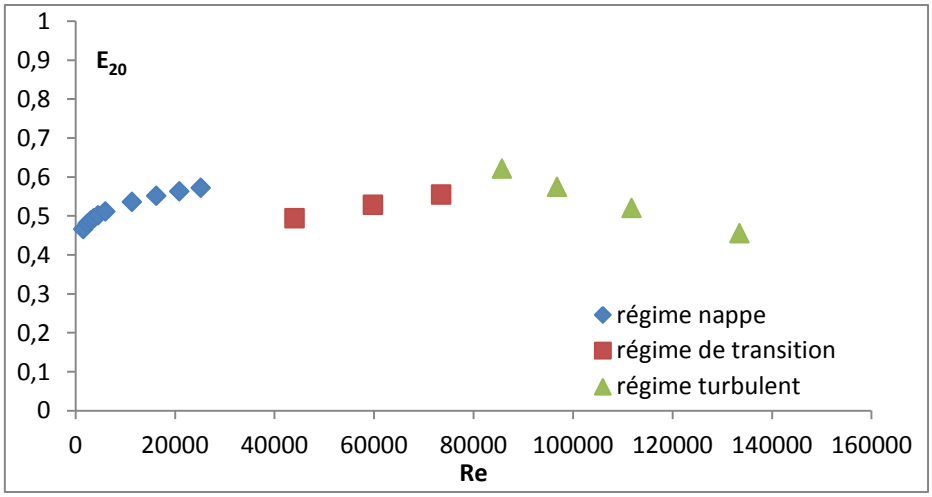


Figure -III-38- Effet du nombre de Reynolds sur l'efficacité d'aération

II-5) Comparaison des corrélations

La corrélation obtenue a été comparée aux autres corrélations existant dans la littérature, en évaluant l'accord entre les valeurs expérimentales et les valeurs calculées par chaque corrélation pour les différentes données expérimentales collectées dans la littérature et obtenues sur notre pilote. La figure III-39 montre un bon accord entre les valeurs d'efficacité calculées par les trois corrélations relatives aux trois régimes d'écoulement et les valeurs expérimentales avec une incertitude maximale d'environ 16,5% de la valeur moyenne.

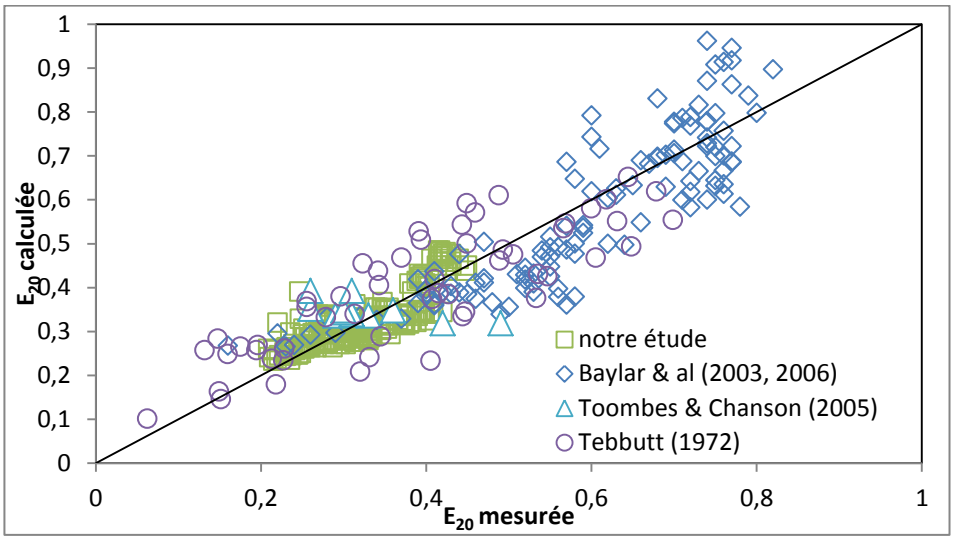


Figure -III-39- Accord entre valeurs expérimentales et valeurs calculées de E_{20} avec nos 3 corrélations relatives aux régimes d'écoulement

Les corrélations d'Essery et al. (1978) et de Baylar et al. (2006) introduisent des erreurs de 42,5% et 74,4 % respectivement. Leurs courbes $E_{calculée} = f(E_{mesurée})$ sont représentés par les figures III-40 et III-41.

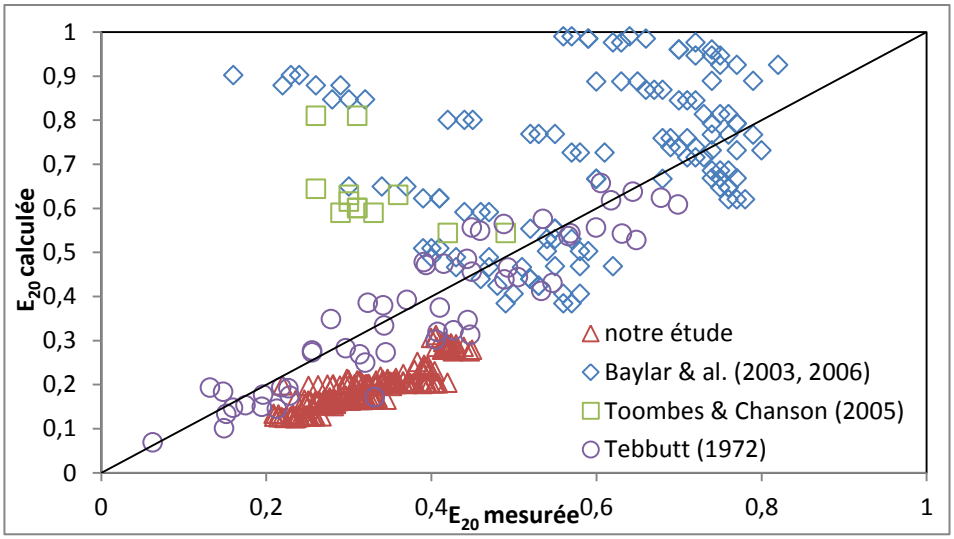


Figure -III-40- Accord entre les efficacités E_{20} calculées par la corrélation d'Essery et al. (1978) et les valeurs E_{20} mesurées

La figure III-41 montre une certaine invariance de $E_{calculée}$ par la corrélation de Baylar et al. (2006) par rapport à E_{20} mesurés sur notre pilote et celui de Tebbutt (1972). Cet aspect est du à la non considération de paramètres d'influence dans le calcul fait par cette corrélation. Le tableau III-4 montre les différents pourcentages d'erreur engendrés par notre corrélation, celle d'Essery e al. (1978) et celle de Baylar et al. (2006).

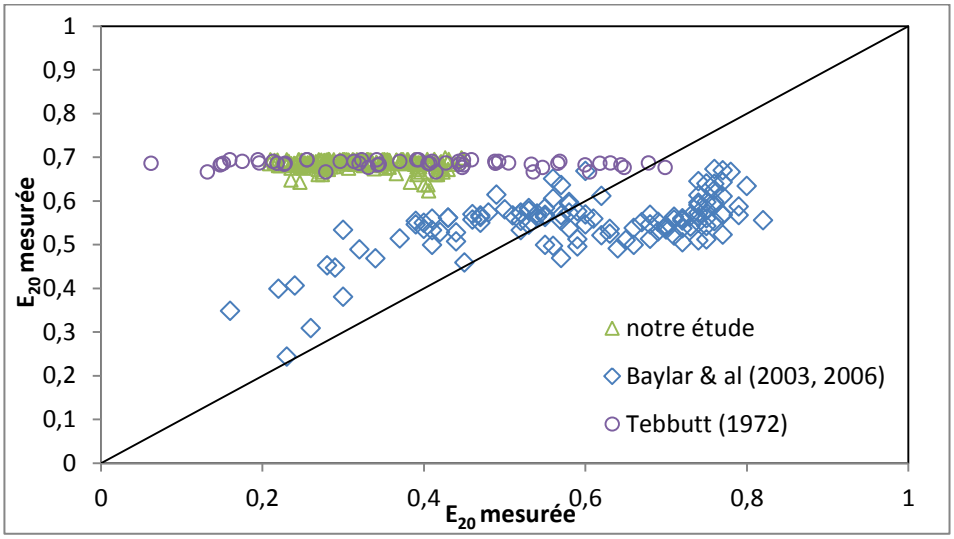


Figure -III-41- Accord entre les E_{20} calculées par la corrélation de Baylar et al. (2006) et les valeurs mesurées expérimentalement

Tableau -III-4- Comparaison de la précision des corrélations de calcul d'aération

Corrélation	Figure	Erreur moyenne	Erreur relative moyenne
Notre étude	III-39	0,07	16,5 %
Essery et al. (1978)	III-40	0,17	42,4 %
Baylar et al. (2006)	III-41	0,31	74,3 %

Par ailleurs, la corrélation de Baylar et al. (2006) n'est pas applicable aux mesures de Toombes et Chanson (2005), les valeurs de L_I (longueur de l'écoulement non aéré en amont du point I (« inception point ») en régime turbulent) calculées pour la cascade de Toombes et Chanson sont négatives, c'est pourquoi ces données expérimentales n'ont pas été prises en compte dans la figure III-41. En outre, la corrélation de Baylar et al. (2006) n'est applicable que sur les cascades dont la hauteur dépasse 0,9 m. Dans le cas contraire, le deuxième terme de l'équation devient supérieur à 1, ce qui conduit à des valeurs de E_{20} calculées négatives et algébriquement très inférieures à -1.

La largeur de la cascade n'est pas un facteur prédominant, ni le débit d'eau mais c'est le débit par unité de largeur (qui exprime en même temps les effets de la vitesse et du débit d'eau) qui est le facteur hydrodynamique prédominant. Les exemples de la littérature utilisent souvent des cascades d'une largeur de 0,3 m (Baylar et al., 2006, 2007b, 2010) et une largeur de 0,5 m pour le pilote de Toombes et Chanson (2005). Pour illustrer cela, si le débit est compris entre 5 et 50 m^3/s pour les expériences de Baylar et al. cela correspond à un débit par unité de largeur compris entre 16,7 m^2/s et 167 m^2/s. De ce fait, notre corrélation utilisant les données de littérature est valide pour cette gamme de débit par unité de largeur indépendamment de la largeur de la cascade. Par conséquent, l'aération sur une cascade de 5 m de largeur peut être estimée par notre corrélation pour des débits compris entre 83 m^3/s and 833 m^3/s. Notre corrélation peut donc être utilisée sur une large gamme de paramètres opérationnels.

II-6) Aération dans une cascade à marches non uniformes

Dans le cas d'une cascade où la hauteur h et la longueur l ne sont pas les mêmes pour toutes les marches de la cascade, l'efficacité d'aération peut être exprimée par la relation de Gameson (1957) :

$$E_{cascade} = 1 - (1 - E_1).(1 - E_2) \dots (1 - E_N) \qquad \text{(III-20)}$$

Où les E_i ($i \{1, n\}$) sont des blocs dont les dimensions de marches (h et l) sont les mêmes. En appliquant la corrélation obtenue sur ces blocs, l'aération totale obtenue sur la cascade peut être exprimée selon la relation suivante:

$$E_{cascade} = 1 - \prod_{i=1}^{N} \left(1 - A.R_{ei}^{a_1}.(n_i)^{a_2}.\left(\frac{h_{ci}}{H_i}\right)^{a_3}.\left(\frac{h_i}{l_i}\right)^{a_4}\right) \qquad \text{(III-21)}$$

Pour tester la validité de cette relation, des expériences sur une cascade modifiée ont été menées. Comme le montre la figure III-42, la cascade en question est formée par un premier bloc de 4 marches dont la hauteur et la largeur sont de 5 et 10 cm respectivement suivi d'un deuxième bloc de 3 marches avec 10 cm de hauteur et 20 cm de longueur.

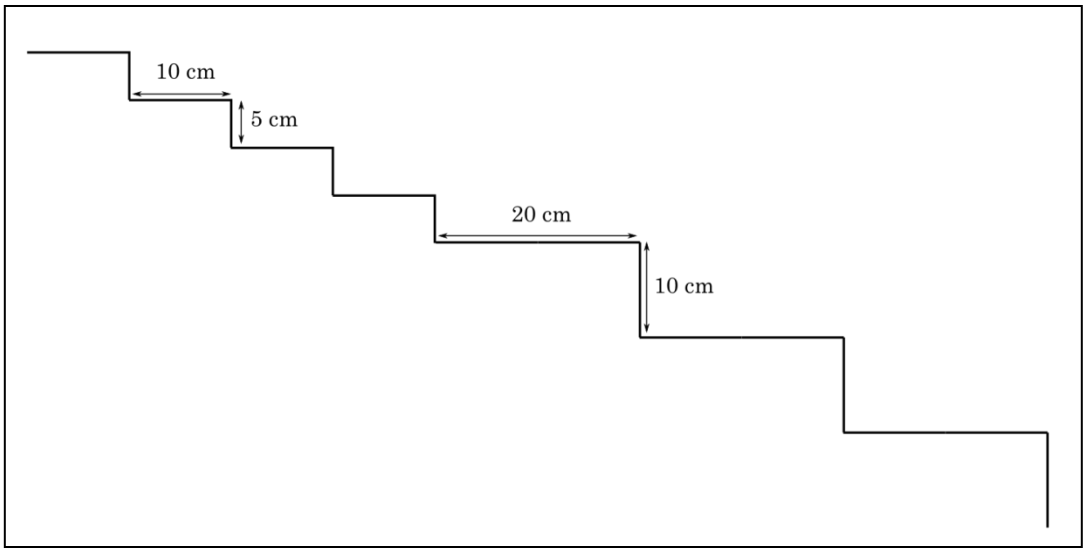


Figure -III-42- Schéma de la cascade à marches non uniformes

Les calculs ont été faits en utilisant les deux corrélations relatives aux régimes nappe et de transition, selon les conditions expérimentales. Les régimes d'écoulement pour chaque bloc ont été identifiés grâce aux calculs du nombre de Froude Fr_x. Les valeurs expérimentales et les valeurs calculées sont représentées dans la figure III-43. Une surestimation de l'ordre de 16% est observée. Toutefois, l'application de l'expression modifiée de Gameson (1957) se limite aux blocs de plus de 3 marches et donne des résultats imprécis en cas de changement brusque des dimensions des marches.

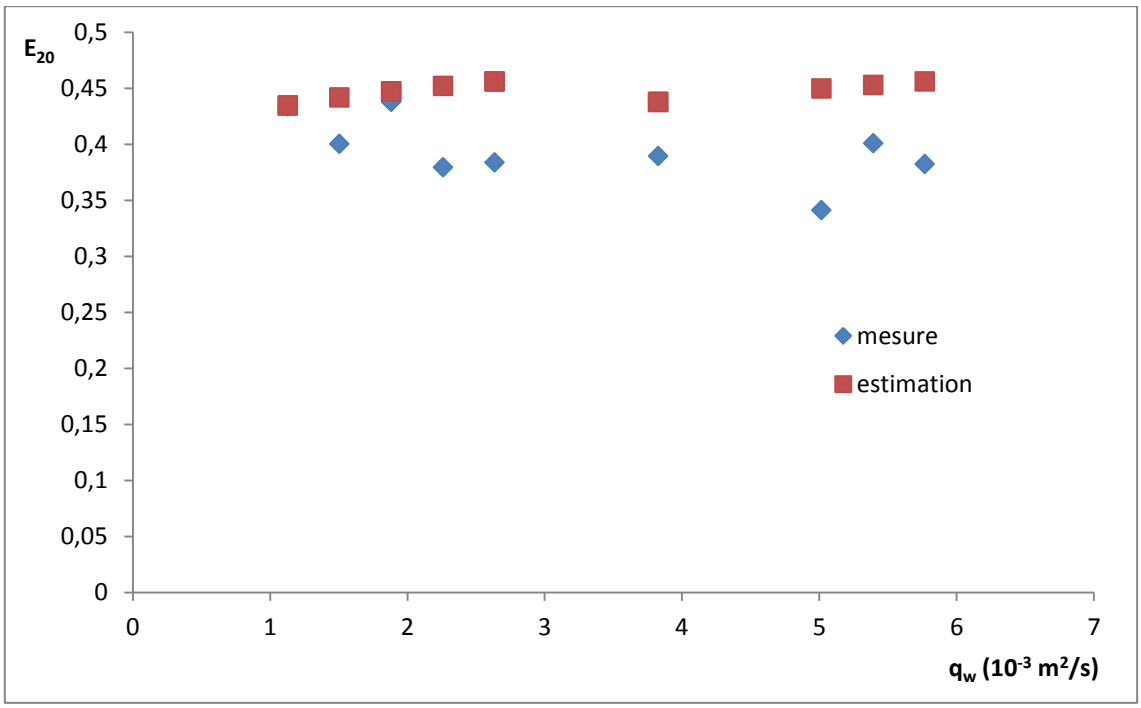


Figure -III-43- Accord entre les valeurs calculées et les mesures de E_{20} sur la cascade non uniforme

III) Optimisation de l'oxygénation dans les cascades

III-1) Optimisation de l'oxygénation dans une cascade uniforme en fonction des paramètres géométriques

Selon les graphes III-35, III-36, III-37 et III-38 sur l'étude des effets de chaque paramètre de l'équation de l'aération pour les trois régimes d'écoulement, on peut tirer des conclusions par rapport à l'optimisation de l'aération dans une cascade donnée. Le but est de se placer dans les valeurs de chaque nombre adimensionnel qui donnent le maximum d'aération.

Ainsi, pour une hauteur totale de cascade donnée, l'augmentation du nombre de marches favorise le déplacement du régime d'écoulement vers un régime turbulent or comme le montre la figure III-35, l'aération est une fonction croissante du nombre de marches dans les régimes d'écoulement nappe et transitoire en termes d'oxygénation, mais elle devient décroissante en passant au régime turbulent. Ce constat rejoint les résultats de Chanson (1995) sur les chutes inclinées lisses. Ainsi, il existe un nombre de marches pour lequel l'aération est optimale et qui se situe entre le régime de transition et le régime turbulent.

Par ailleurs, dans la conception d'une cascade, le régime turbulent est à éviter, puisqu'il contribue à la diminution de la performance d'aération avec l'augmentation des différents paramètres. Selon les graphes III-35, III-36, III-37 et III-38, pour chaque nombre adimensionnel de l'équation de l'aération l'efficacité atteint un maximum entre les régimes transitoire et turbulent. En d'autres termes, la meilleure aération est obtenue pour un nombre de Froude Fr_x de 1,1 (limite entre les régimes de transition et turbulent).

Par conclusion, pour une hauteur déterminée, la condition permettant d'obtenir un maximum d'aération est régie par l'équation suivante :

$$Fr_x = \left(\frac{h_c}{h.\cos(\alpha)}\right)^{1/2} = \left(\frac{n.q_w^{2/3}}{H.g^{1/3}.\cos(\alpha)}\right)^{1/2} \approx 1{,}1 \qquad \text{(III-22)}$$

$$\frac{n}{\cos(\alpha)} \approx \frac{2{,}59.H}{q_w^{2/3}} \qquad \text{(III-23)}$$

La pente α doit être choisie comme la pente la plus grande qui assure un nombre de jet égal au nombre de marches (pas de sursaut des marches comme le montre la figure III-13).

III-2) Optimisation de l'aération sur les cascades : Cascade en « Labyrinthe »

La cascade équipée de 10 marches (l = h = 10 cm) a été modifiée pour faire une cascade dite en labyrinthe. L'idée consiste à favoriser l'échange gaz-liquide sur la cascade en augmentant la largeur des jets d'eau sur la cascade relativement à une même largeur de cascade en rendant les arêtes des marches « tortueuses » (voir figures III-44 et III-45).

La cascade de base est celle composée de 10 marches dont la hauteur et la longueur des marches sont de 5 cm et 10 cm respectivement. Les flèches sur la figure III-44

représentent les nappes d'eau qui se forment dans les deux cas. L'avantage d'utiliser la cascade en labyrinthe est la création des écoulements latéraux par rapport au sens de la cascade. La comparaison entre les deux systèmes en termes de longueurs totales de nappe d'eau permet de mettre en évidence l'avantage de la cascade en labyrinthe par rapport à une cascade simple. Ainsi, dans notre cas, la cascade en labyrinthe donne une longueur cumulée des nappes d'eau de 3,3 m contre 1,5 m dans la cascade simple équivalente.

Les résultats de comparaison entre les cascades simple et en labyrinthe en termes d'efficacité d'aération sont représentés dans la figure III-46 et montrent une amélioration de l'absorption d'oxygène dans la cascade en labyrinthe.

Avec l'augmentation du débit, le poids relatif des écoulements latéraux diminue en faveur des écoulements longitudinaux. De ce fait, avec l'augmentation du débit, la cascade en labyrinthe perd l'amélioration d'efficacité d'aération par rapport à une cascade simple.

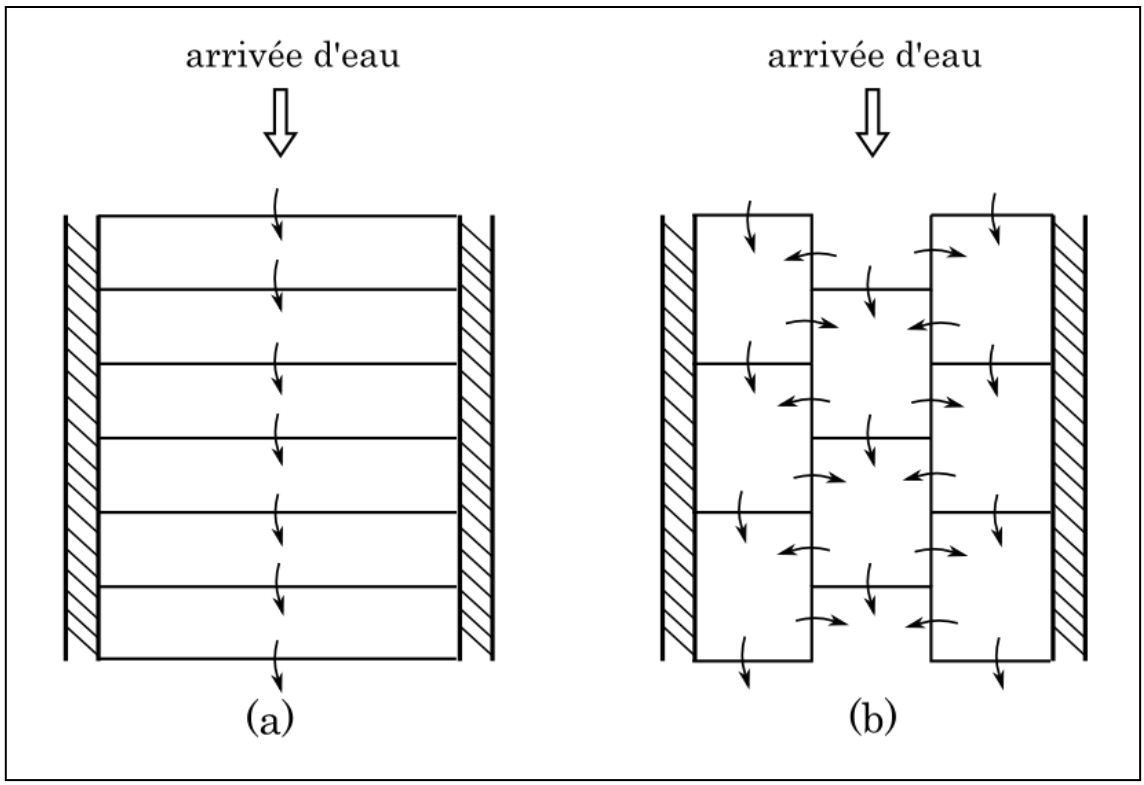


Figure -III-44- Vue de dessus de la cascade simple (a) et de la cascade en labyrinthe (b) avec le parcours de l'écoulement



Figure -III-45- Photo de la cascade en labyrinthe

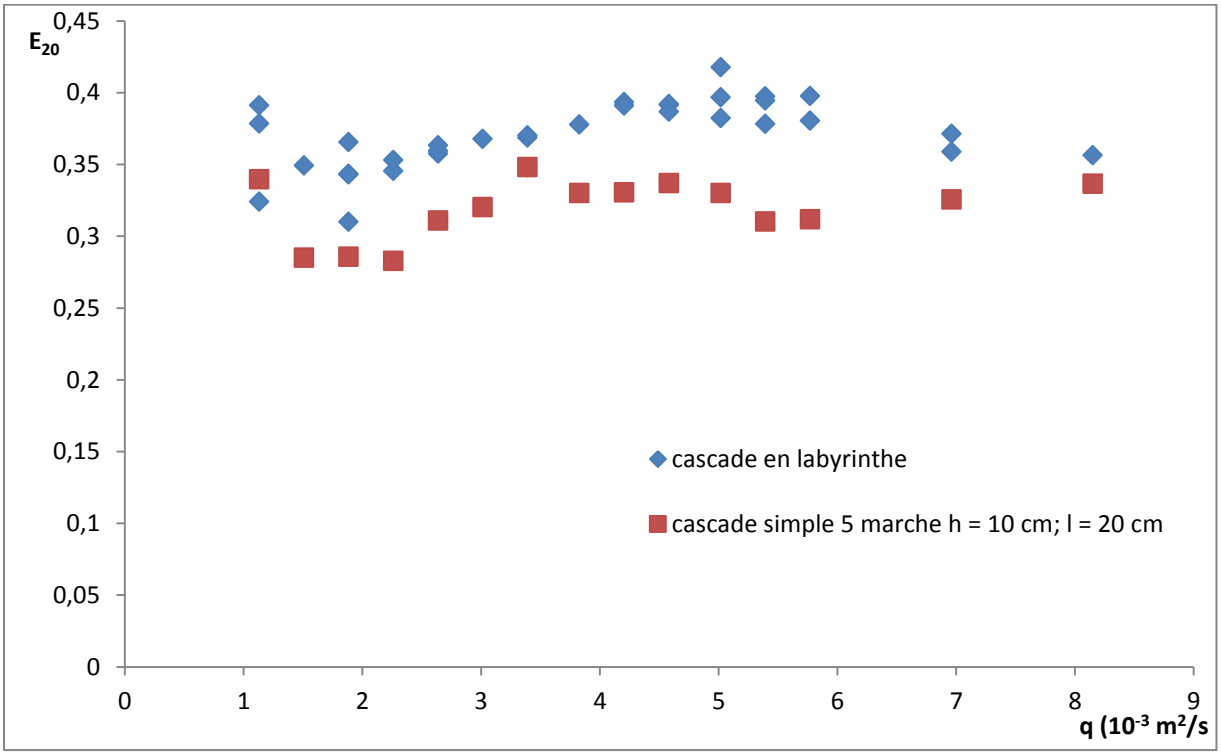


Figure -III-46- Comparaison de l'efficacité d'aération entre la cascade labyrinthe et la cascade simple équivalente

IV) Conclusion

L'efficacité d'aération d'une cascade en marches d'escalier a été étudiée pour augmenter l'aération en rivière dans le cadre de projet de renaturation des eaux polluées. Le comportement de l'aération varie avec le débit et est lié à la configuration diphasique dans les trois régimes d'écoulements rencontrés (nappe, transition et turbulent). L'effet des paramètres géométriques des cascades a été étudié et les résultats ont montré une amélioration de l'aération avec l'augmentation de la hauteur des marches et la diminution des longueurs des marches. Le nombre des marches peut améliorer l'aération sur les cascades si les régimes d'écoulement sont du type nappe ou de transition. En régime turbulent, l'augmentation du nombre des marches défavorise l'aération dans le système. L'ajout des graviers collés sur les marches s'est révélé intéressant dans le cas d'un écoulement nappe. L'effet des graviers sur l'aération est une fonction de leur niveau d'immersion dans l'eau. Ainsi, la fixation des graviers sur les marches permet de baisser le niveau d'immersion des graviers et d'améliorer le transfert d'oxygène grâce à l'intensification de la turbulence dans l'écoulement nappe.

Dans le milieu naturel, les graviers n'étant pas fixés, il en résulte un déplacement possible. Ce phénomène peut amener des changements de l'efficacité d'aération avec le temps.

Par ailleurs, une corrélation semi-empirique de prédiction de l'efficacité d'aération dans les cascades à marches horizontales a été élaborée en modélisant les effets des paramètres géométriques et hydrodynamiques grâce au théorème de Π- Buckingham et a 398 donnés expérimentales. Les coefficients de corrélations ont été déterminés pour l'ensemble des ces données sans distinction des régimes d'écoulement. Cependant, des effets non aléatoires apparaissent, qui sont liés principalement à la non-considération des particularités de chaque régime d'écoulement. Par conséquent, nous avons proposé de tenir compte des 3 régimes d'écoulement dans l'estimation de l'aération, en proposant 3 équations différentes. Ces 3 équations issues de la détermination de trois ensembles de coefficients de corrélations propres à chaque régime, ont permis d'éliminer les effets non aléatoires dans la détermination de l'efficacité d'aération et l'amélioration de la précision d'estimation avec une dispersion statistique de 16,5% de la valeur moyenne.

Cette modélisation globale de l'aération sur la cascade permet de concevoir des cascades en fonction des conditions hydrodynamiques régnantes. Pour une cascade simple, le critère d'optimisation peut être utilisé pour déterminer le nombre de marches et les dimensions des marches pour une hauteur et un débit d'écoulement donnés. L'aération peut être améliorée davantage sur le système résultant de la conception en modifiant la cascade simple en labyrinthe. Des mesures du volume d'eau sur les cascades par la technique de traçage, ainsi que des estimations de volumes d'eau et des interfaces gaz-liquide par MFN permettront une modélisation plus fine de l'oxygénation dans les cascades.

Chapitre IV : Modélisation du transfert d'oxygène dans les chutes d'eau

Les chutes d'eau sont des systèmes assez efficaces pour favoriser le transfert d'oxygène. Les déversoirs de chute utilisés peuvent avoir différentes formes (triangulaire, demi-circulaire...). Les chutes d'eau étudiées ici sont issues de déversoirs de forme rectangulaire. Le transfert d'oxygène dans les chutes d'eau se fait de deux façons différentes : en stratifié le long du jet d'eau et par dispersion de l'air dans l'eau. Dans ce dernier cas, le transfert de masse est dépendant du nombre de bulles d'air et de leur temps de séjour dans l'eau. Les propriétés de cette zone dépendent du débit par unité de largeur, de la forme du canal amont, de la hauteur de chute ainsi que du niveau d'eau en aval.

Dans ce chapitre l'aération dans les chutes a été étudiée en fonction du débit et de 2 paramètres géométriques : la hauteur de chute et le niveau d'eau en aval et de la tension de surface. L'aération en chute a été modélisée par une corrélation en fonction de ces paramètres. Elle permet de prédire l'aération et d'améliorer les critères de conception de ces aérateurs.

I) Effet des paramètres opératoires sur l'aération dans les chutes

I-1) Effet du débit d'écoulement sur le transfert d'oxygène

Le débit est un paramètre influençant le transfert d'oxygène dans les chutes d'eau. Il détermine la longueur, la forme, la vitesse d'écoulement et l'épaisseur du jet d'eau.

La vitesse du jet d'eau est la somme de deux composantes : une composante verticale fonction de l'accélération de la pesanteur et une composante horizontale fonction du débit d'écoulement. L'effet de la pesanteur se traduit par augmentation de la vitesse verticale d'écoulement et par conséquent une diminution de la largeur du jet comme illustré sur la figure IV-1. Dans ce cadre, pour les petites hauteurs de chutes, une légère diminution de la largeur du jet est constatée. En augmentant la hauteur de chute z, la largeur du jet diminue de par l'augmentation de la vitesse de l'écoulement jusqu'à ce que le jet d'eau perde sa cohésion et devienne discontinu sous forme de gouttelettes.

L'entrainement de l'air dans l'écoulement aval dépend de la vitesse du jet et de sa cohésion (jet continu ou discontinu). Ainsi, un jet discontinu favorise l'échange de gaz au niveau des gouttelettes. En revanche, le jet continu favorise l'entrainement de l'air dans l'écoulement aval chute (figure IV-2).

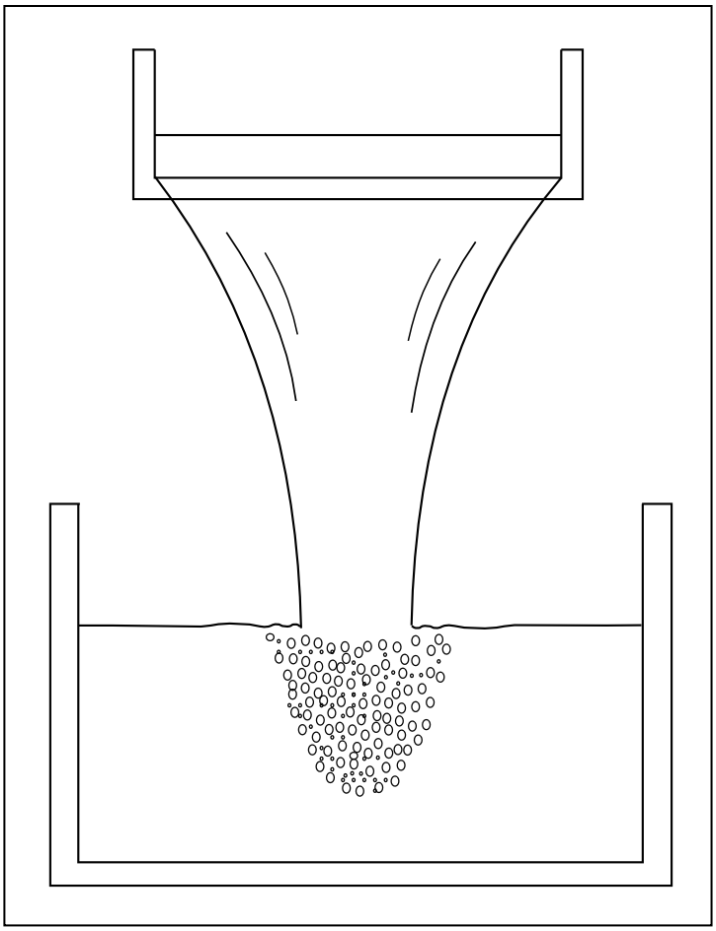


Figure -IV-1- Vue de face d'une chute d'eau

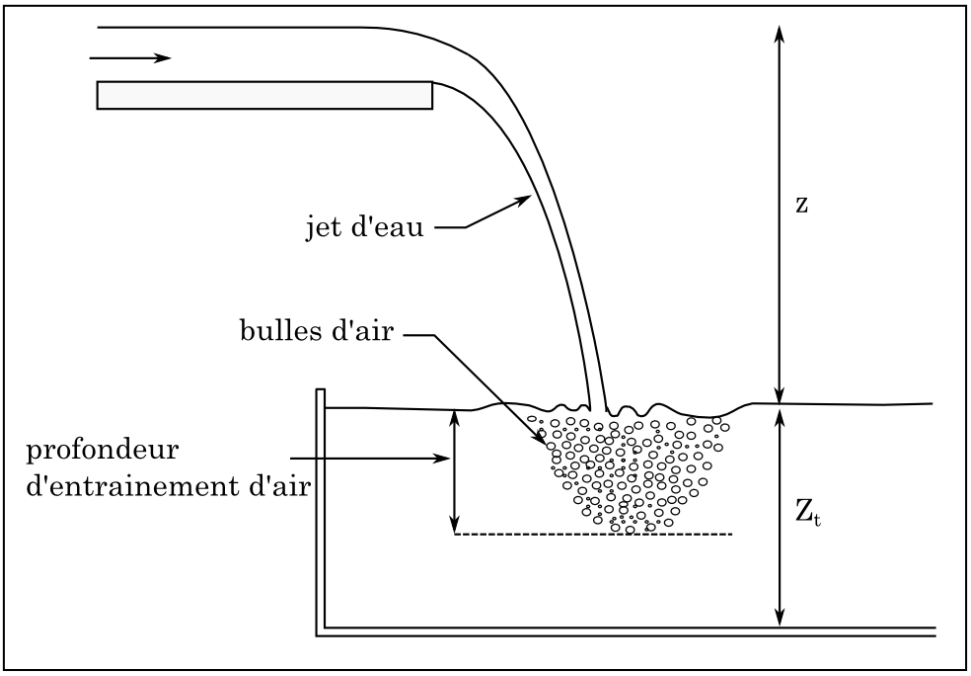


Figure -IV-2- Vue de côté d'une chute d'eau

Les efficacités d'aération ont été mesurées pour des températures variant entre 9 et 21°C puis corrigées par la relation de Gulliver (1990). Les figures IV-3 et IV-4 représentent l'évolution de l'efficacité d'aération en fonction du débit d'écoulement pour deux chutes :

- Chute 1 : z = 0,76 m et Z_t = 0,2 m
- Chute 2 : z = 1,1 m et Z_t = 0,1 m

Ces valeurs ont été choisies dans les petites chutes d'eau qui peuvent servir d'aérateur dans des petits cours d'eau.

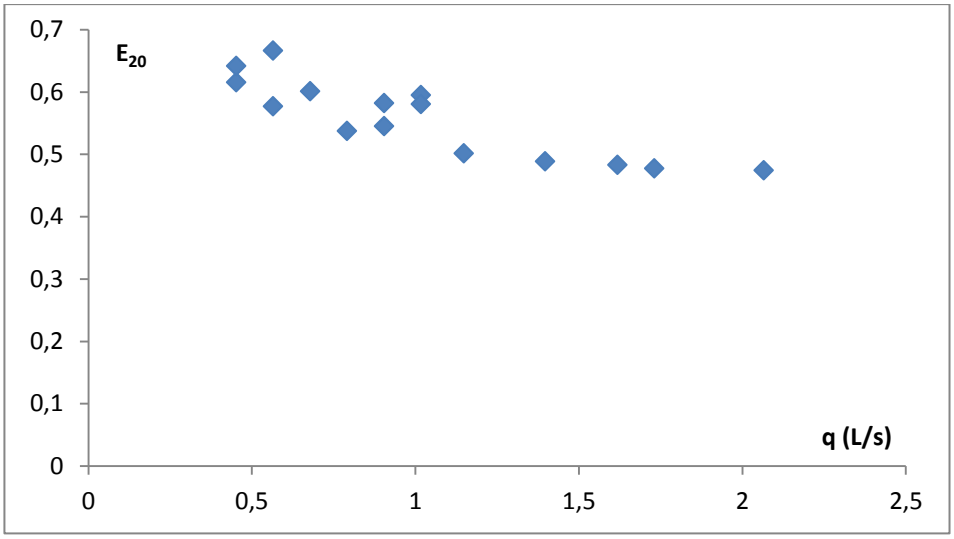


Figure -IV-3- Évolution de l'efficacité d'aération dans une chute d'eau; z = 76 cm, Z_t = 20 cm

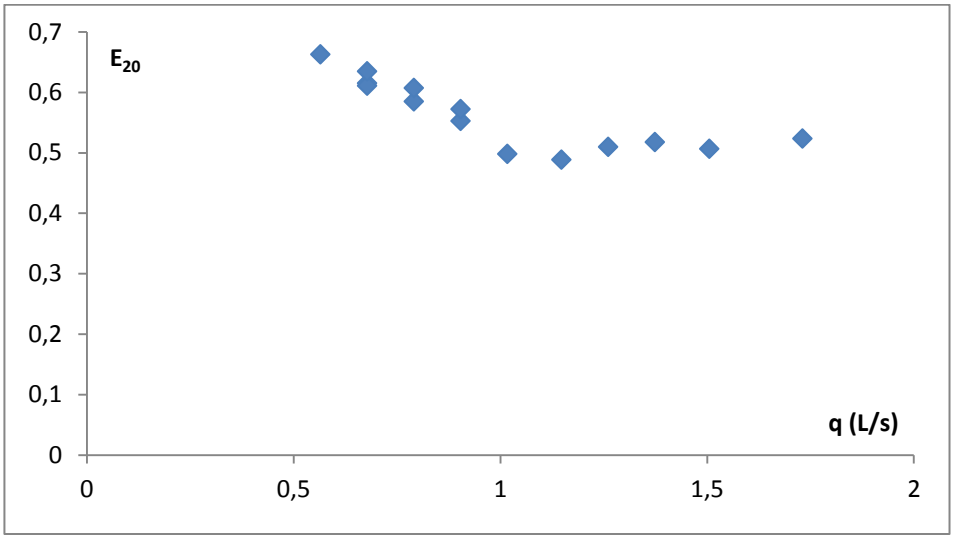


Figure -IV-4- Évolution de l'efficacité d'aération dans une chute d'eau; z = 110 cm, Z_t = 10 cm

Ces deux figures montrent une diminution de l'aération avec l'augmentation du débit d'eau. Ainsi, aux faibles débits, l'épaisseur du jet est très faible et l'augmentation de la vitesse par effet de la pesanteur entraine la désintégration du jet en gouttelettes de tailles différentes. En augmentant le débit d'eau, le jet devient continu, l'aire de l'interface air-eau rapportée au volume d'eau du jet diminue et la profondeur de la zone diphasique créée par entrainement d'air augmente.

L'augmentation du débit d'eau contribue à l'augmentation de la profondeur de pénétration des bulles d'air dans l'écoulement aval. Les forces exercées sur les bulles d'air sont les forces de gravité (négligeables de part la faible masse volumique d'air) les forces d'inertie due à l'écoulement amont (fonction de la vitesse du jet), des forces de viscosité dans l'eau ainsi que les forces de pression (poussée d'Archimède).

L'augmentation du débit permet donc une augmentation des forces inertielles. Il s'en suit une augmentation de la profondeur de la zone diphasique. Mais l'équilibre qui s'établit entre, d'une part, les forces de gravité et d'inertie, et d'autre part des forces de viscosité et de pression limite cet effet.

Par conséquent, les forces de frottement (viscosité) et les forces de pression limitent donc la profondeur de l'entrainement de l'air. De ce fait, les bulles d'air dans l'eau atteignent une vitesse limite ce qui limite leur temps de contact avec l'eau. De ce fait, la diminution du transfert d'oxygène devient moins sensible à l'augmentation du débit. Comme le montre les figures IV-3 et IV-4, à faible débit, l'aération dans les chutes est plus importante qu'aux forts débits.

I-2) Effet des paramètres géométriques sur l'aération dans les chutes

La hauteur de chute z donne plus ou moins du poids aux forces de gravité (accélération de la pesanteur). La hauteur d'eau en aval Z_t peut influencer les forces de pression dans l'écoulement en aval.

La hauteur de la chute d'eau z est un paramètre clé, car elle détermine la longueur du jet, la vitesse finale du jet et ainsi l'intensité de turbulence dans la zone diphasique d'échange dans l'écoulement aval. Il affecte le temps de contact entre les deux phases, la profondeur de la zone diphasique d'échange.

Les figures IV-5 et IV-6 montrent l'effet de la variation de la hauteur de chute (z = 0,47 m, 0,86 m et 1,1 m) sur le transfert d'oxygène pour différents débits et pour un niveau d'eau en aval Z_t de 0,1 m et 0,2 m respectivement.

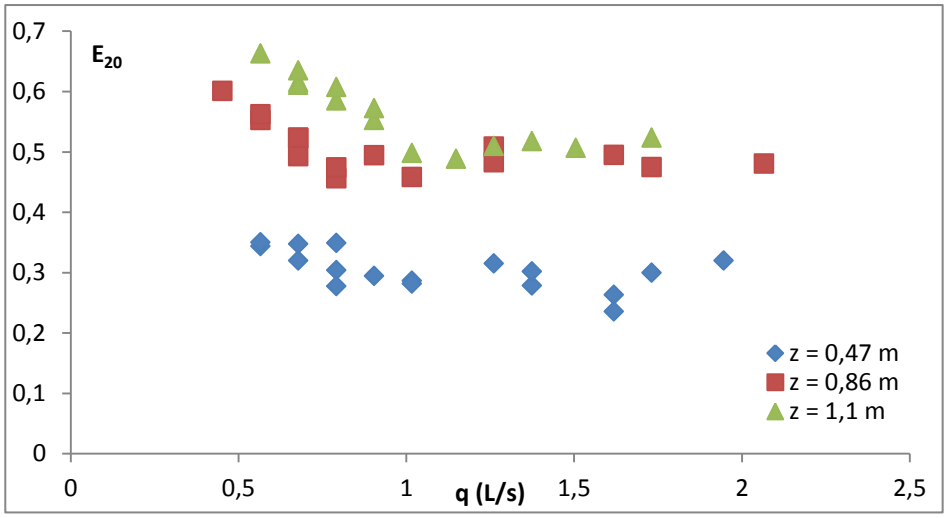


Figure -IV-5- Efficacité d'aération E20 en fonction du débit pour 3 hauteurs de chute et pour un niveau d'eau en aval de Z_t = 10 cm

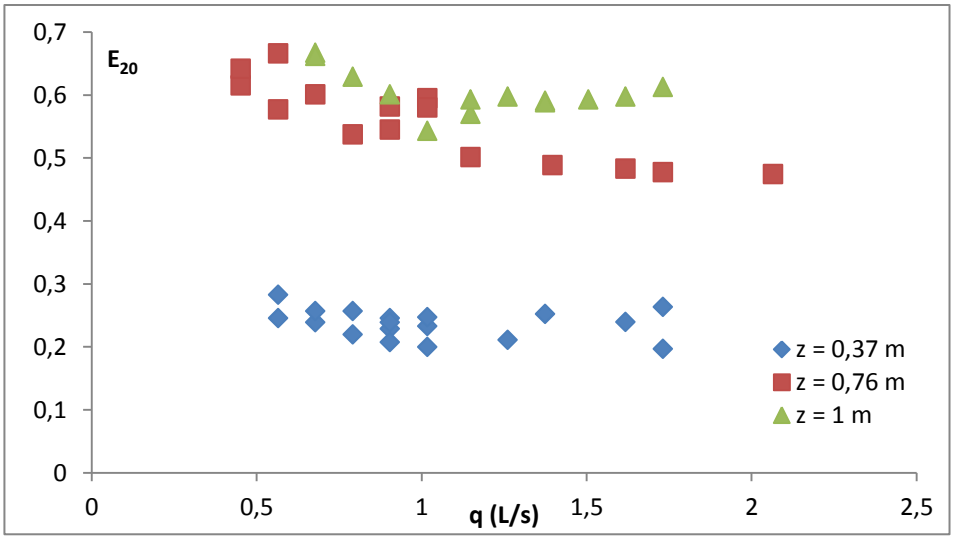


Figure -IV-6- Efficacité d'aération E20 en fonction du débit pour 3 hauteurs de chute et pour un niveau d'eau en aval de Z_t = 20 cm

A Z_t fixé, l'augmentation de la hauteur de chute z réduit la largeur du jet et augmente la vitesse terminale du jet au contact de la masse d'eau en aval.

La profondeur d'entrainement d'air dépend de l'équilibre des forces exercées sur les bulles d'air mais également du niveau d'eau en aval Z_t. Par ailleurs, le paramètre Z_t peut limiter le temps de contact air-eau dans la partie aval de l'écoulement.

La profondeur d'entrainement d'air dans l'écoulement aval est dépendante de q_w débit par unité de largeur, mais aussi des paramètres géométriques z et Z_t.

Ainsi, quand la hauteur de chute augmente, la profondeur d'entrainement d'air augmente avec comme limite la profondeur à laquelle les forces de viscosités et de pression annulent les forces inertielles.

Par ailleurs, à faible Z_t, deux effets sont possibles. D'une part, la diminution de Z_t défavorise l'aération car les bulles d'air entrainées atteignent le fond du canal amont réduisant ainsi leur temps de contact avec l'eau. D'autre part, la diminution de Z_t permet de diminuer les forces de pression s'exerçant sur les bulles d'air, et donc favorise l'aération.

Par conséquent, il existe un optimum d'aération (qui sera déterminé ultérieurement) dans lequel Z_t est suffisamment faible pour permettre une diminution des forces de pression sans que les bulles d'air entrainées touchent le fond du canal aval.

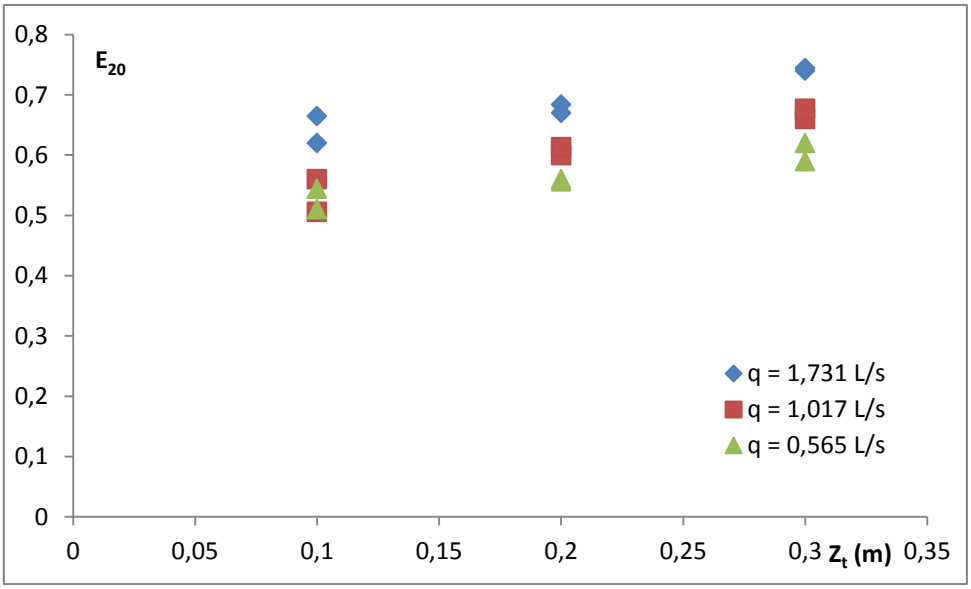


Figure -IV-7- Évolution de l'efficacité d'aération en fonction du niveau d'eau en aval Z_t pour z = 1 m

La figure IV-7 montre l'évolution de l'efficacité d'aération par variation de Z_t pour une hauteur de chute z de 1 m. L'augmentation du niveau d'eau en aval Z_t entre 0,1 et 0,3 m engendre une augmentation de l'efficacité d'aération par augmentation de la profondeur d'entrainement d'air.

I-3) Etude de l'effet de la tension superficielle sur le transfert d'oxygène en cascade

La tension superficielle de l'eau a été modifiée par ajout du SDS (Dodécyl sulfate de sodium), un tensioactif ionique dans le réservoir d'eau. L'ajout du tensioactif engendre la modification de la tension superficielle de l'eau et donc la modification de la taille des bulles et par conséquent une variation de la surface d'échange gaz-liquide. D'autre part, l'ajout tensioactif peut changer la capacité de transfert au niveau de l'interface.

L'ajout des tensioactifs dans l'eau provoque la formation de mousse surmontant l'eau dans le canal en aval suite à l'impact du jet. Le SDS a été choisi, parce qu'il est le tensioactifs le plus utilisé dans les produits ménagers, détergents, savons… qui peuvent être présents avec de petites concentrations dans les eaux résiduaires des petites communes rejetées directement dans les cours d'eau.

Les essais montrent une évolution de la tension superficielle à la concentration du SDS dans le réservoir d'eau. Le but est de rester dans les gammes de concentrations des tensioactifs, qu'on peut rencontrer dans les eaux naturelles comme les acides fulviques ou les produits ménagers de nettoyage rejetés dans les eaux usées.

L'augmentation de la concentration du SDS engendre la diminution de la tension de surface, mais au-delà d'une certaine concentration appelée concentration micellaire critique (CMC), la tension de surface se stabilise. Selon Gholamreza et al. (2007), la CMC du SDS est comprise entre 1 mg/L et 1,5 mg/L pour des températures variant de 9 à 25°C. Deux valeurs de concentrations sont choisies autour de la concentration

micellaire critique. Le tableau IV-1 montre les concentrations en SDS utilisées et les mesures de tension de surface correspondantes.

Tableau -IV-1- Variation de la tension superficielle avec la concentration en SDS

Concentration en SDS (mg/L)	Tension de surface (mN/m)
0	72,9
0,001	66,3
0,002	63,1

Les figures IV-8, IV-9, IV-10 et IV-11 montrent une comparaison entre les efficacités d'aération E_{20} en fonction du débit d'écoulement dans une eau de robinet simple et une eau du robinet contenant du SDS à 1 mg/L et 2 mg/L, dans 4 configurations géométriques différentes :

- z = 0,76 m et Z_t = 0,2 m
- z = 0,76 m et Z_t = 0,1 m
- z = 1,1 m et Z_t = 0,1 m
- z = 1 m et Z_t = 0,2 m

Comme le montre ces figures, l'ajout du tensioactif à l'eau ne modifie pas de façon significative l'efficacité d'aération. Il semble la diminuer légèrement pour un débit inférieur à 0,9 L/s.

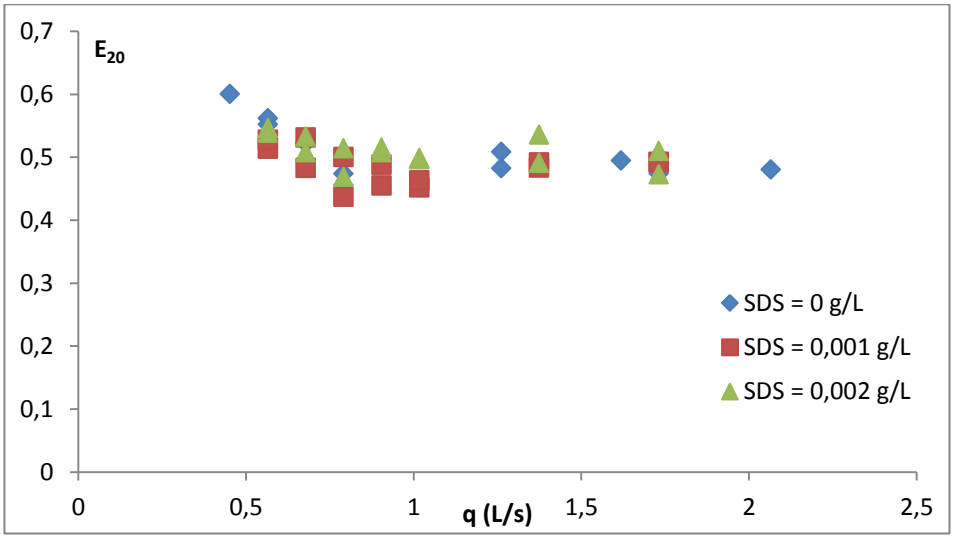


Figure -IV-8- Effet de la concentration du SDS sur l'aération dans une chute avec z = 0,76 m et Z_t = 0,2 m

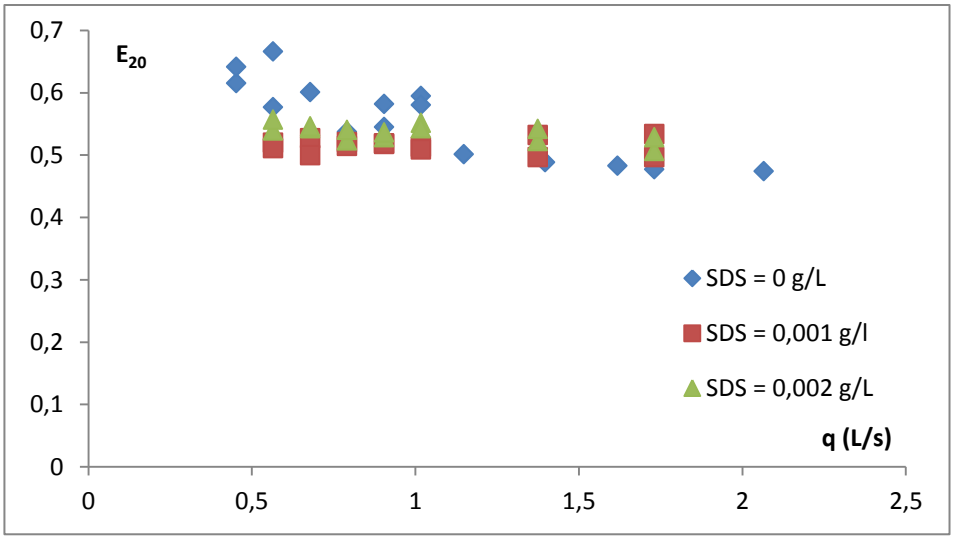


Figure -IV-9- Effet de la concentration du SDS sur l'aération dans une chute avec z = 0,76 m et Z_t = 0,1 m

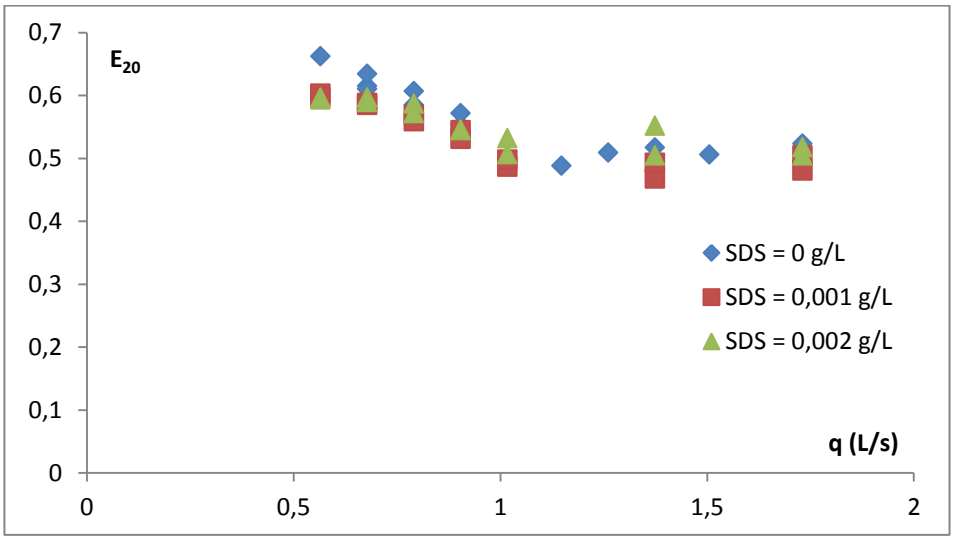


Figure -IV-10- Effet de la concentration du SDS sur l'aération dans une chute avec z = 1,1 m et Z_t = 0,1 m

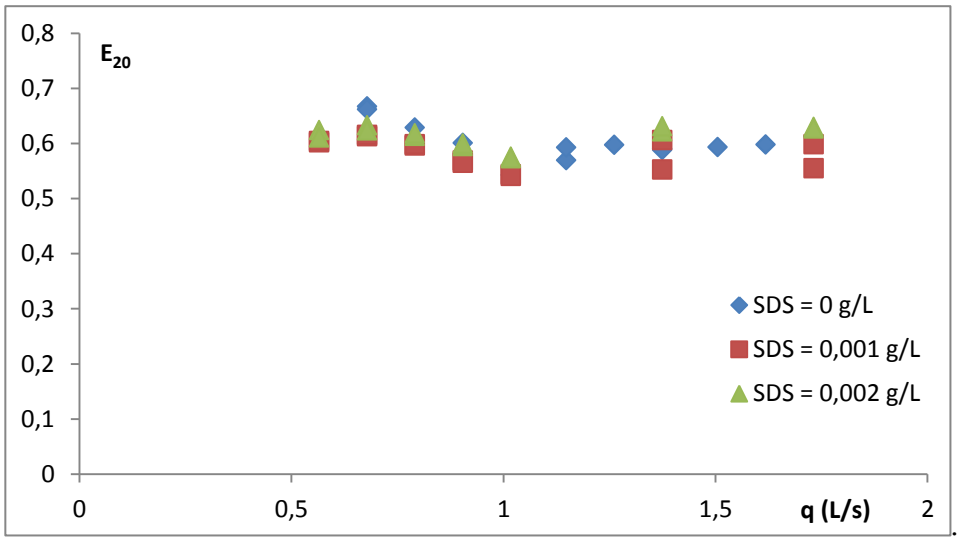


Figure -IV-11- Effet de la concentration du SDS sur l'aération dans une chute avec z = 1 m et Z_t = 0,2 m

II) Modélisation du transfert d'oxygène dans une chute d'eau

II-1) Analyse dimensionnelle

L'analyse dimensionnelle permet de cerner les différents paramètres dont dépend l'aération dans les chutes. L'application du théorème de π-Buckingham permet de définir la relation entre les différents paramètres intervenant dans l'aération. D'après l'étude précédente, le transfert d'oxygène dans les chutes d'eau est une fonction des paramètres indépendants suivants :

- Les paramètres physiques :
  - L'accélération de la pesanteur : g ($M.T^{-2}$)
  - La masse volumique de l'eau : ρ ($M.L^{-3}$)
  - La viscosité de l'eau : μ ($M.L^{-1}.T^{-1}$)
- Les paramètres hydrodynamiques :
  - Le débit d'eau q ($L^3.T^{-1}$)
- Les paramètres géométriques :
  - La hauteur de chute z (différence des hauteurs des surfaces libres amont et aval chute) (L)
  - Le niveau d'eau en aval de la chute Z_t (L)
  - La largeur de l'écoulement amont W (L)
- La différence de concentration en oxygène entre l'amont et l'aval ΔC ($N.L^{-3}$)

Selon le théorème de π-Buckingham, ces 8 paramètres exprimés par 4 dimensions fondamentales (L, M, T et N) peuvent être combinés en 4 nombres adimensionnels nécessaires et suffisants pour décrire l'aération en chute d'eau :

*Efficacité d'aération : E_{20}

*Nombre de Reynolds : Il dépend des facteurs géométriques du système, mais dans un système donné c'est un critère dynamique, qui permet de nous donner des informations sur le système : savoir s'il est gouverné par les forces inertielles ou les forces visqueuses.

Pour définir la longueur caractéristique et la vitesse d'écoulement du nombre de Reynolds, il faut analyser l'écoulement. Dans notre cas, l'écoulement est constitué de 3 parties :

La première partie est un écoulement dans le canal rectangulaire d'entame en amont de la chute. Ensuite, l'écoulement n'est pas délimité par un solide ; un jet libre se forme, il est soumis au forces de gravité ce qui engendre une accélération de l'écoulement et une diminution de sa largeur en descendant dans la chute. La troisième partie de l'écoulement consiste à l'écoulement dans le canal aval, avec un niveau d'eau Z_t. Nous avons choisi de calculer le nombre de Reynolds juste avant l'impact du jet, car il détermine l'entrainement de l'air dans l'eau influençant ainsi le transfert d'oxygène.

$$Re_j = \frac{V_f.h_b.\rho}{\mu} \qquad \text{(IV-1)}$$

V_f est la vitesse terminale du jet juste avant l'impact avec l'eau en amont de la chute, h_b étant le niveau d'eau au bord de la chute (figure IV-12).

*Nombre de Froude du jet : défini comme le nombre de Froude à l'impact du jet d'eau comparant les forces d'inertie aux forces de gravités. Il est calculé selon :

$$Fr_j = \frac{V_f}{\sqrt{g.h_b}} \quad \text{(IV-2)}$$

Le débit par unité de largeur du jet est présenté plus loin.

*Ratio (Z_t /z) : rapport entre le niveau d'eau en aval et la hauteur de la chute : c'est un rapport géométrique représentant l'effet de la hauteur de la chute sur l'aération relativement au niveau d'eau en aval. En effet, ces deux caractéristiques géométriques sont liées dans le processus d'entrainement d'oxygène dans l'eau. Un faible z implique peu d'entrainement d'air

V_f la vitesse finale de chute (comme le montre la figure IV-12) n'est pas une donnée expérimentale. Néanmoins, elle peut être estimée à partir de q_w, z, h_b et g.

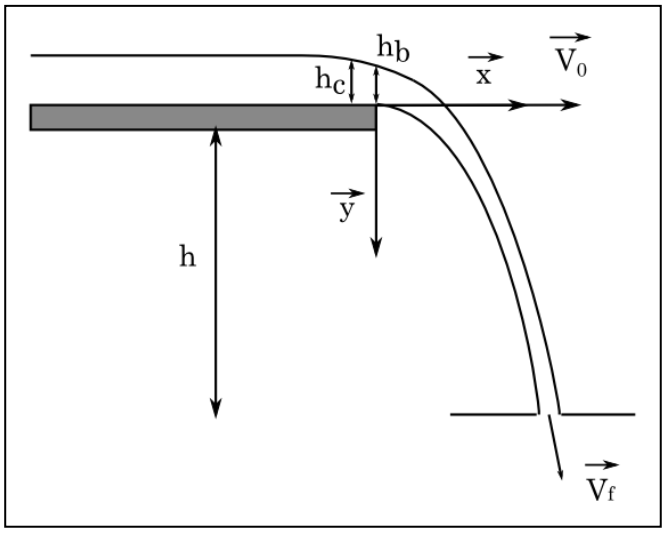


Figure -IV-12- Schéma d'une vue de côté d'une chute d'eau

La question est de chercher le débit par unité de largeur à l'impact. Au fil de la chute, la largeur du jet diminue par augmentation de la vitesse à débit constant sous l'effet de l'accélération de la gravité.

En appliquant la deuxième loi de Newton sur un point quelconque du jet d'eau et en négligeant les forces de frottement de l'air, on a :

$$\sum \vec{F} = M.\vec{a} \quad \text{(IV-3)}$$

$$M.\vec{g} = M.\vec{a} \quad \text{(IV-4)}$$

Ce qui implique :

$$\vec{a} = \frac{d\vec{u}}{dt} = \vec{g} \quad \text{(IV-5)}$$

$$\vec{v} = \vec{g}.t + \overrightarrow{v_0} \quad \text{(IV-6)}$$

$$\vec{v} = g.t.\overrightarrow{e_y} + v_0.\overrightarrow{e_x} \quad \text{(IV-7)}$$

En intégrant cette expression :

$$x_i = v_0.t \quad \text{(IV-8)}$$

$$y_i = \frac{1}{2}.g.t^2 \quad \text{(IV-9)}$$

Quand $y_i = z$, la vitesse est égale à v_f :

$$v_{fyi} = \sqrt{2.g.z} \quad \text{(IV-10)}$$

Et

$$v_{fxi} = v_0 \quad \text{(IV-11)}$$

La valeur de la vitesse v_f à l'impact est égale à :

$$\overrightarrow{\|v_f\|} = \sqrt{V_0^2 + 2.g.z} \quad \text{(IV-12)}$$

II-2) Calcul de corrélation

L'efficacité d'aération est exprimé selon :

$$E_{20} = \lambda.Re_j^{\lambda 1}.Fr_j^{\lambda 2}.\left(\frac{Z_t}{z}\right)^{\lambda 3} \quad \text{(IV-13)}$$

Les constantes λ, λ_1, λ_2 et λ_3 sont déterminés par régression multilinéaire.

159 données expérimentales obtenues sur notre pilote et recueillies dans les travaux de Kim et Walters (2001) et Watson et al. (1998) ont permis le calcul de la corrélation d'aération. En minimisant l'erreur quadratique moyenne, l'équation de l'aération peut être exprimée en fonction des 3 nombres adimensionnels selon l'expression suivante :

$$E_{20} = 2{,}97.10^{-5}.Re_j^{0{,}538}.Fr_j^{1{,}657}.\left(\frac{Z_t}{z}\right)^{0{,}142} \quad \text{(IV-14)}$$

L'efficacité d'aération ne peut être supérieure à 1 (correspondant à une saturation en oxygène). Le calcul de l'efficacité par cette relation peut donner des valeurs supérieures à 1 notamment pour z et Z_t élevées. Dans ce cas, l'efficacité d'aération prend la valeur de 1.

Le tableau IV-2 montre les intervalles d'application de la corrélation par rapport aux trois paramètres q_w, z et Z_t.

Tableau -IV-2- Gammes des paramètres d'aération dans la chute d'eau

q_w (10^{-3} m²/s)	z (m)	Z_t (m)
2,26 – 139,44	0,22 – 1,28	0,10 – 0,66

La figure IV-13 permet d'illustrer l'accord entre les valeurs de E_{20} mesurées expérimentalement et les valeurs estimées par la corrélation élaborée.

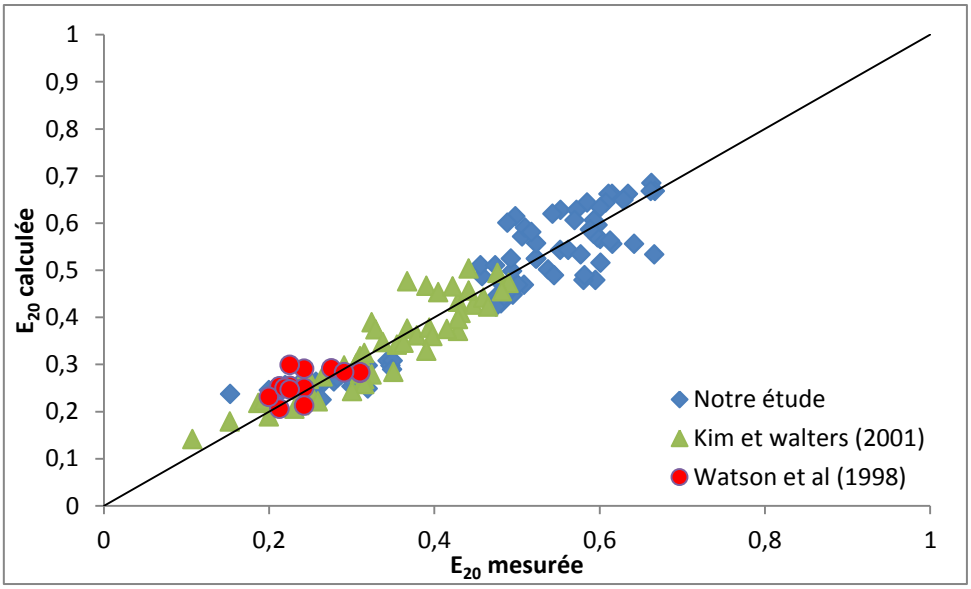


Figure -IV-13- Accord entre les efficacités E_{20} mesurées et les E_{20} calculées par notre corrélation

Dans la littérature, il existe d'autres données expérimentales d'aération dans les chutes d'eau, mais elles ont été écartées du calcul de corrélation, parce qu'elles n'incluent pas tous les paramètres tel est le cas des données de Baylar et Bagatur (2006) et Wormleaton et Tsang (2000) qui n'incluent pas les valeurs du niveau d'eau en amont de la chute.

Les calculs statistiques ont permis de déterminer un coefficient de corrélation de 0,95 et un pourcentage d'erreur est de 11,4 %.

La corrélation obtenue est valable dans les cas de chutes d'eau de faibles hauteurs (1,5 m - 2 m max). L'application de cette corrélation sur les données de terrain recueillis dans les travaux de Nakasone (1987) et Avery et Novak (1978) ne permet pas d'avoir des valeurs raisonnables des efficacités d'aération dans certains cas. Concernant les données d'Avery et Novak (1978), la corrélation permet une bonne estimation de E_{20} pour Z_t inférieur à 2 m et pour des débits aux alentours de 100 m^2/s. Au delà de ces valeurs, la corrélation n'est plus valable et les efficacités d'aération sont surestimées et peuvent dépasser la valeur de 1 qui correspond à la saturation en oxygène. Les données de Nakasone (1987) sont aussi sur estimés par la corrélation obtenue comme le montre la figure (IV-14).

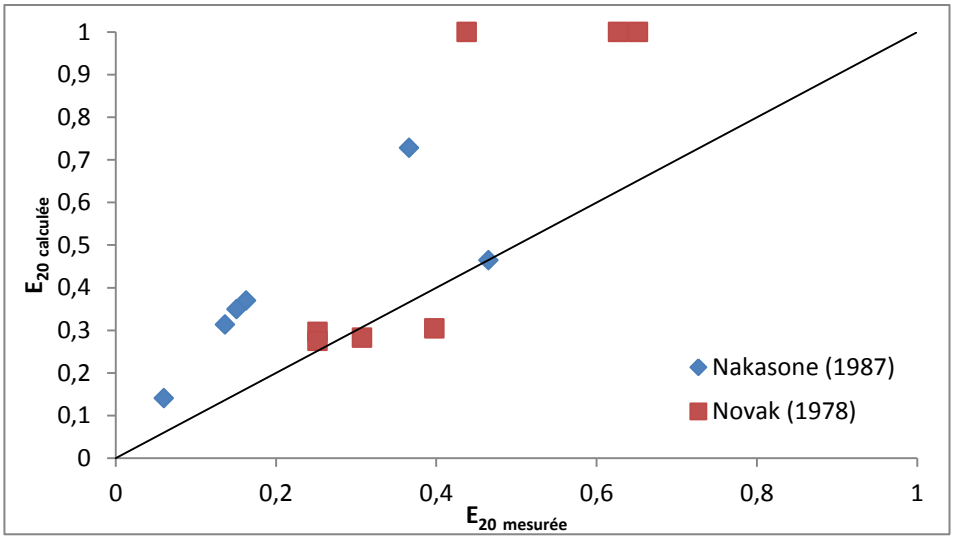


Figure -IV-14- Accord entre E_{20} mesurée par rapport à E_{20} calculée pour des données de terrain de Nakasone (1987) et Avery et Novak (1978)

II-3) Optimisation de l'aération dans les chutes d'eau

Le but est de chercher le ratio Z_t/z permettant une aération maximale.

En posant $z + Z_t = \chi$ = constante

En explicitant l'expression de la vitesse finale du jet V_f en fonction de z dans l'équation d'aération, l'expression de l'efficacité d'aération E_{20} devient :

$$E_{20} = 2{,}97.10^{-5}.\left(\frac{h_b.\rho}{\mu}\right)^{0{,}538}.\left(\frac{1}{\sqrt{g.h_b}}\right)^{1{,}657}.(V_0^2 + 2.g.h)^{1{,}098}.\left(\frac{Z_t}{z}\right)^{0{,}142} \qquad \text{(IV-15)}$$

La dérivation de E_{20} par rapport à Z_t permet d'obtenir le niveau d'eau en aval permettant le maximum d'aération :

$$\frac{dE_{20}}{dZ_t} = 0 = \left.d\left(\left(V_0^2 + \frac{2.g.x}{1+(Z_t/z)}\right)^{1{,}098}.\left(\frac{Z_t}{z}\right)^{0{,}148}\right)\right/ dZ_t \qquad \text{(IV-16)}$$

La solution de cette équation est peu dépendante du débit d'écoulement q_w.

Dans ces conditions, pour des débit par unité de volume variant de 2,26 10^{-3} à 139,4 10^{-3}, des hauteurs de chutes allant de 0,22 m à 1,28 m et des niveaux d'eau en aval compris entre 0,107 m et 0,667 m, le ratio Z_t/z impliquant un maximum d'aération est de :

$$\frac{Z_t}{z} = 0{,}165 \qquad \text{(IV-17)}$$

Avec $0{,}09 < Z_t/z < 2{,}63$.

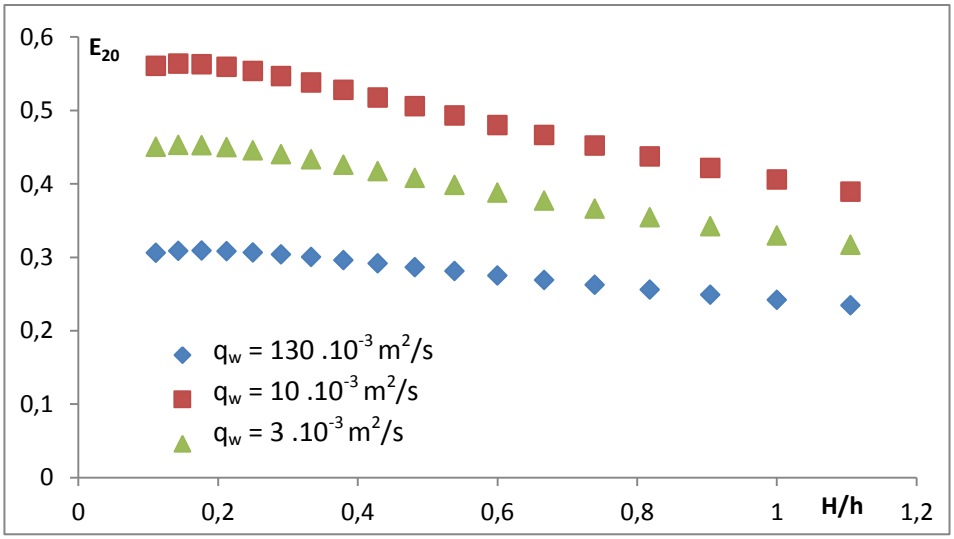


Figure -IV-15- Évolution de l'efficacité d'aération E_{20} en fonction du ratio (Z_t/z) pour différents débits avec

$$z+Z_t = 0,8 \text{ m}$$

La figure IV-15 représente l'évolution de E_{20} sur une chute d'eau avec z+ Z_t = 0,8 m et q_w de 2 .10^{-3}, 10^{-2} et 5 .10^{-2} m^2/s. Ces courbes d'efficacités atteignent un maximum pour un ratio Z_t/z aux alentours de 0,16.

L'augmentation du débit d'eau diminue l'effet du ratio Z_t/z sur l'aération comme le montre cette figure.

II-4) Comparaison des performances d'aération sur les chutes et les cascades

Le but est de comparer les performances de transfert d'oxygène entre les cascades et les chutes d'eau simples dans des conditions d'écoulements équivalentes : conditions géométriques similaires (même largeur de l'écoulement et même hauteur de chute) et mêmes conditions dynamiques (même débit d'écoulement).

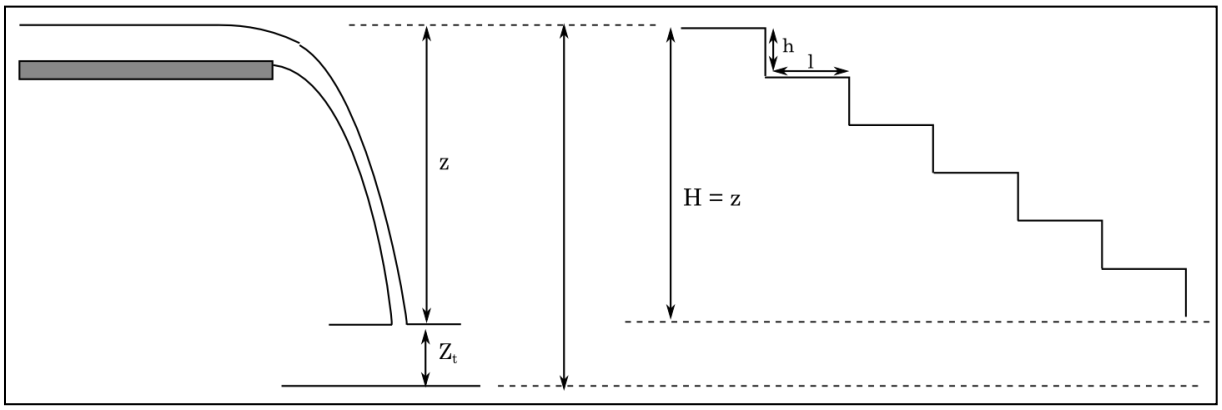


Figure -IV-16- Schéma de comparaison entre une chute d'eau et une cascade

L'écoulement aval dans les deux cas a un niveau égal à Z_t. le but est de comparer l'aération par une chute simple avec une hauteur z et une cascade avec une hauteur totale H égale à z. La figure IV-16 montre les deux systèmes d'aération à comparer.

Dans la chute d'eau, l'aération optimale a lieu quand le rapport Z_t/z est égal à 0,165. Le but est de comparer les performances d'aération d'une chute aux dimensions optimales (Z_t/z = 0,165) à celles des cascades (hauteur totale H = z).

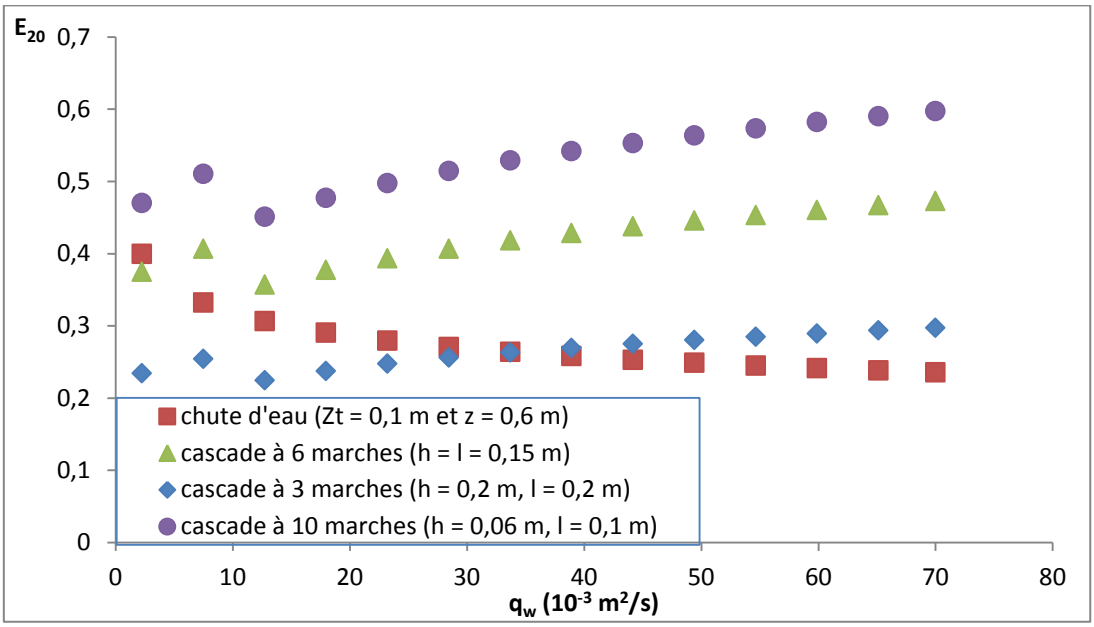


Figure -IV-17- Comparaison entre 3 cascades à 3, 6 et 10 marches (H = 0,6 m) et une chute d'eau (Z_t/z = 0,165) en termes d'aération

La figure IV-17 représente une comparaison des courbes $E_{20} = f(q_w)$ entre 4 systèmes d'aération :

- Trois cascades de hauteur H de 0,6 m avec :
  - 3 marches (h = l = 0,2 m)
  - 6 marches (h = l = 0,1 m)
  - 12 marches (h = 0,06 m, l = 0,1 m)
- Une chute d'eau dont le ratio Z_t/z est de 0,165 :
  - z = 0,6 m et Z_t = 0,1m.

Généralement, l'usage des cascades permet une meilleure aération de l'eau. Mais cela reste dépendant du nombre des marches de la cascade. En effet, comme illustré sur la figure IV-17, pour une cascade de 10 marches, l'efficacité d'aération est toujours supérieure à celle obtenue dans la chute optimale (z = 0,6 m, Z_t = 0,1 m). Néanmoins, pour une cascade de 3 marches, le transfert d'oxygène est plus faible que dans une chute d'eau optimale (z = 0,6 m, Z_t = 0,1 m) pour des débits inférieurs à 33,7 10^{-3} m^2/s, au-delà de cette valeur la cascade permet d'aérer davantage que la chute d'eau.

III) Conclusion

L'aération dans les chutes a été étudiée en fonction de 4 paramètres : hauteur de chute z et niveau d'eau en aval de chute Z_t, tension superficielle de l'eau et le débit d'écoulement par unité de largeur q_w. L'aération est améliorée par diminution du débit d'eau, par augmentation de la hauteur de chute z à Z_t fixé. A notre échelle, la variation de la

tension superficielle de l'eau n'affecte pas significativement le phénomène de transfert. Par ailleurs, l'équation de l'aération obtenue par analyse dimensionnelle et par 159 mesures expérimentales d'oxygénation a permis l'estimation de l'efficacité de transfert d'oxygène dans des chutes avec une incertitude maximale de 11,6 %, si elle est appliquée à des chutes avec q_w entre 2,26 10^{-3} m^2/s et 139 10^{-3} m^2/s, z entre 0,22 m et 1,3 m et Z_t de 0,10 m à 0,66 m. La corrélation obtenue a permis de chercher les conditions sur les paramètres géométriques z et Z_t (Z_t/z = 0,165 m), qui permet donc d'optimiser l'aération quel que soit le débit dans la gamme étudiée. L'application de la corrélation obtenue sur des données tests de Nakasone (1987) et Novak (1978) a montré que la corrélation est valable pour des chutes de faibles hauteurs z ne dépassant pas 2 m, au-delà de cette valeur, l'écart entre la valeur mesurée et la valeur estimée devient important. Par ailleurs, la performance d'aération sur les cascades a été montrée supérieure à celle des chutes d'eau.

Chapitre V: Modélisation fine du transfert d'oxygène sur les cascades

Le modèle de transfert d'oxygène dans les cascades élaboré (chapitre III) permet d'estimer avec une assez bonne précision l'efficacité globale de l'aération pour une large gamme de paramètres opératoires. Toutefois, il s'agit d'un modèle semi-empirique qui ne permet pas de dissocier le coefficient de transfert de la surface d'échange.

Dans ce chapitre, les expériences de traçage et les simulations de mécanique des fluides numérique ont pour objectif de fournir des informations locales sur l'écoulement sur les cascades et par la suite de caractériser l'aération de façon plus détaillée, en particulier en estimant le coefficient de transfert volumique k_La grâce aux mesures de volume d'eau et d'aire interfaciale gaz-liquide.

Ce chapitre se compose de deux grandes parties : la première détaille l'ensemble des résultats issus des expériences de traçage, la deuxième présente les résultats des simulations de mécanique des fluides numérique de l'écoulement sur les cascades, ainsi qu'un modèle de transfert d'oxygène sur les cascades élaboré par exploitation des simulations numériques, des expériences de traçage et des données d'aération présentées dans le chapitre III.

I) Détermination des volumes d'eau sur les cascades

I-1) Stratégie de traçage

Le transfert d'oxygène est dépendant du temps de contact entre l'air et l'eau, le volume d'eau sur la cascade et l'aire de l'interface d'échange. De plus, comme nous l'avons vu précédemment, la concentration en O_2 atteinte dans l'eau est fonction de la proportion de l'interface d'échange sur le volume d'eau. La détermination de ces données est un élément nécessaire pour la modélisation du transfert dans les cascades. La difficulté réside dans la complexité de l'écoulement en cascade et de son caractère fluctuant: les limites spatiales de l'écoulement sont difficiles à prévoir ce qui rend impossible l'estimation directe du volume d'eau s'écoulant sur la cascade. Le volume d'eau sur les cascades peut être déduit indirectement grâce aux expériences de traçage qui permettent d'estimer le temps de séjour moyen de l'eau en fonction des paramètres géométriques et hydrodynamiques.

Dans cette section, la mesure des distributions des temps de séjour a été utilisée comme technique d'estimation indirecte du volume d'eau dans la cascade en estimant le temps de séjour moyen t_s d'une injection saline dans la cascade selon la relation :

$$t_s = \left(\int_0^\infty t.E_2(t)\,.dt - \int_0^\infty t.E_1(t).dt\right) \qquad \text{(V-1)}$$

$E_1(t)$ et $E_2(t)$ correspondent aux fractions de flux de la solution saline ayant un certain âge par unité de temps pour, respectivement, l'amont et l'aval de la cascade. Le temps de

séjour moyen est donc la différence entre les moments d'ordre 1 des deux signaux de conductivité en amont et en aval de la cascade en fonction du temps.

Ainsi, le volume d'eau sur la cascade est obtenu en multipliant le débit mesuré par le temps de séjour moyen :

$$V = q.t_s \tag{V-2}$$

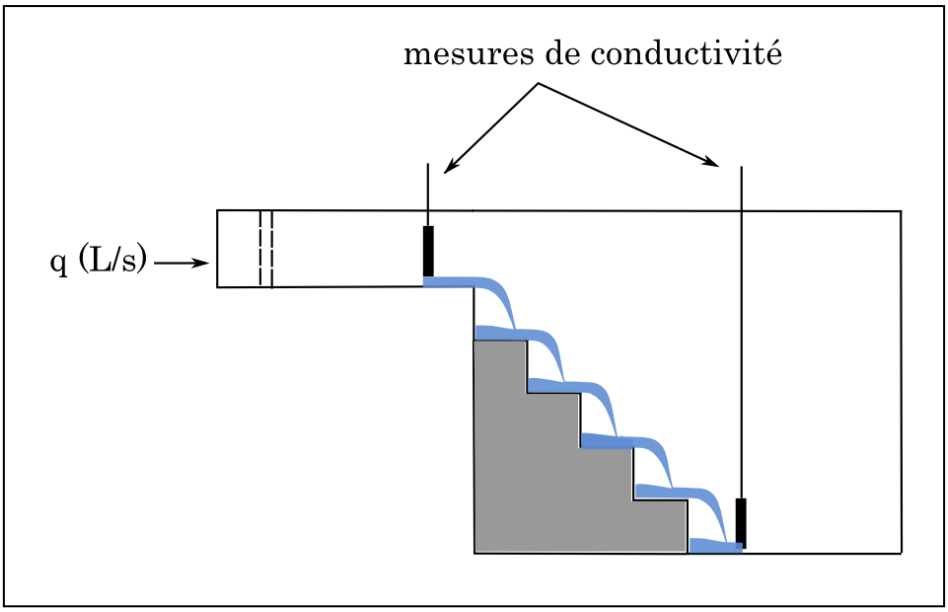


Figure -V-1- Schéma explicatif des mesures de conductivité sur les cascades

La figure V-1 représente l'emplacement des sondes de mesure de conductivité permettant de mesurer la conductivité en amont et en aval de la cascade et d'accéder au temps de séjour moyen de l'eau sur la cascade.

L'écoulement de l'eau se fait sur une section très large et donc, la localisation des points l'injection et de détection (entrée, sortie) sont des paramètres influençant la qualité du traçage et la fiabilité des mesures des volumes d'eau.

Afin de déterminer l'influence de ces emplacements, plusieurs expériences ont été menées sur la cascade et l'analyse des signaux d'entrée/sortie obtenus en différents points a permis de choisir le point d'injection amont optimal.

La figure V-2 illustre une vue de dessus de la cascade avec les points d'injection de la solution saline et les points de détection du signal de conductivité à l'amont et à l'aval de la cascade.

Ainsi, l'injection a été faite à trois endroits différents le long de la cascade :

- Dans le tuyau d'alimentation en eau (point (1) sur la figure V-2)
- En amont du stabilisateur d'écoulement (l'ensemble {grille+cailloux}) : trois points d'injections sur la largeur de la cascade ont été testés (au centre et sur les deux côtés aux points (2), (3) et (4) sur la figure V-2)

- Entre la grille et la cascade : nous avons testé trois points d'injections sur la largeur de la cascade (au centre et sur les deux côtés de la cascade aux points (5), (6) et (7) sur la figure V-2)

Afin de récupérer le maximum de signal, la sonde de conductivité en amont de la cascade est toujours placée du même côté que le point d'injection par rapport à la largeur de la cascade.

Pour identifier la meilleure façon de procéder pour nos expériences de traçage, des tests ont été menés avec plusieurs combinaisons de points d'injection et emplacements des sondes amont et aval. A chaque expérience de traçage, un point d'injection de la solution saline est choisi parmi les 7 points ((1) à (7) sur la figure V-2), un point de mesure de conductivité à l'amont parmi les 3 points ((a), (b) et (c)) et un à l'aval parmi les 3 points ((d), (e) et (f)). Le tableau V-1 montre les différentes combinaisons utilisées pour les expériences menées.

Tableau-V-1- Différents points d'injections et de détection testés

Injection	1	3	5	5	5	6	6	6
Emplacement sonde amont	b	b	a	a	a	b	b	b
Emplacement sonde aval	e	e	d	e	f	d	e	f

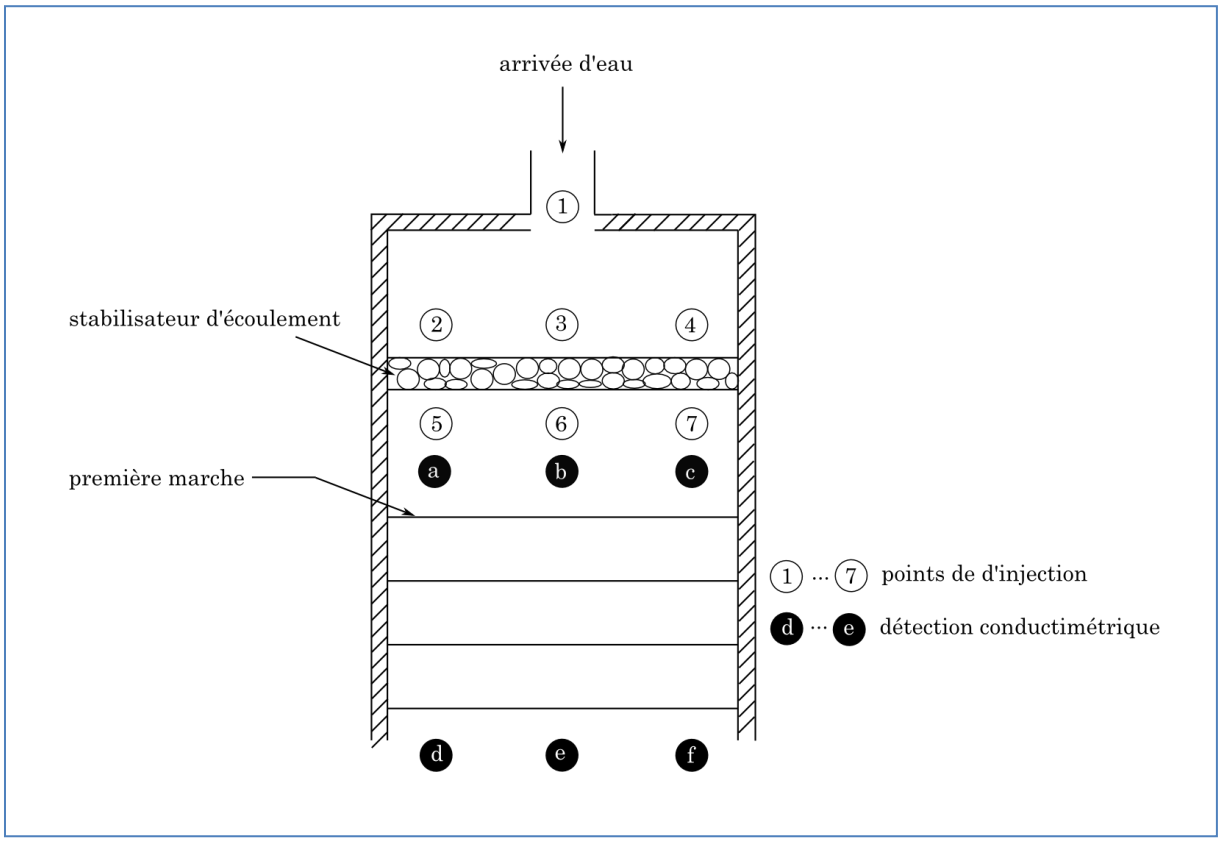


Figure -V-2- Vue de dessus de la cascade avec les points d'injection et les points de détection

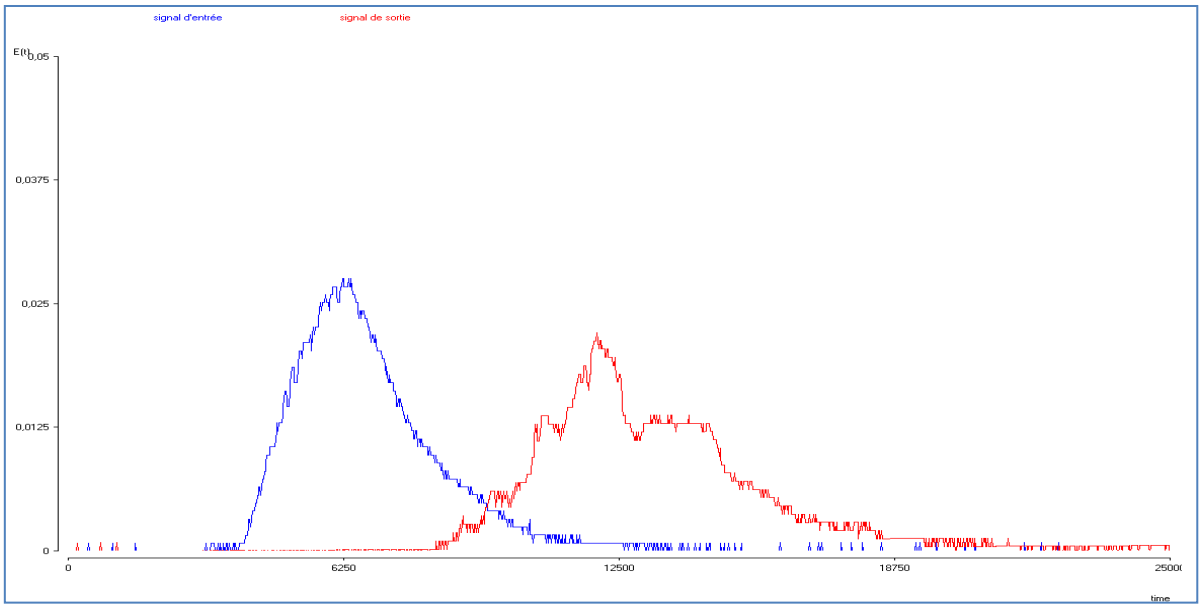


Figure -V-3- Signaux d'entrée et de sortie pour une injection dans le tuyau d'alimentation

(injection au point (1), mesures des conductivités aux points (b) et (e))

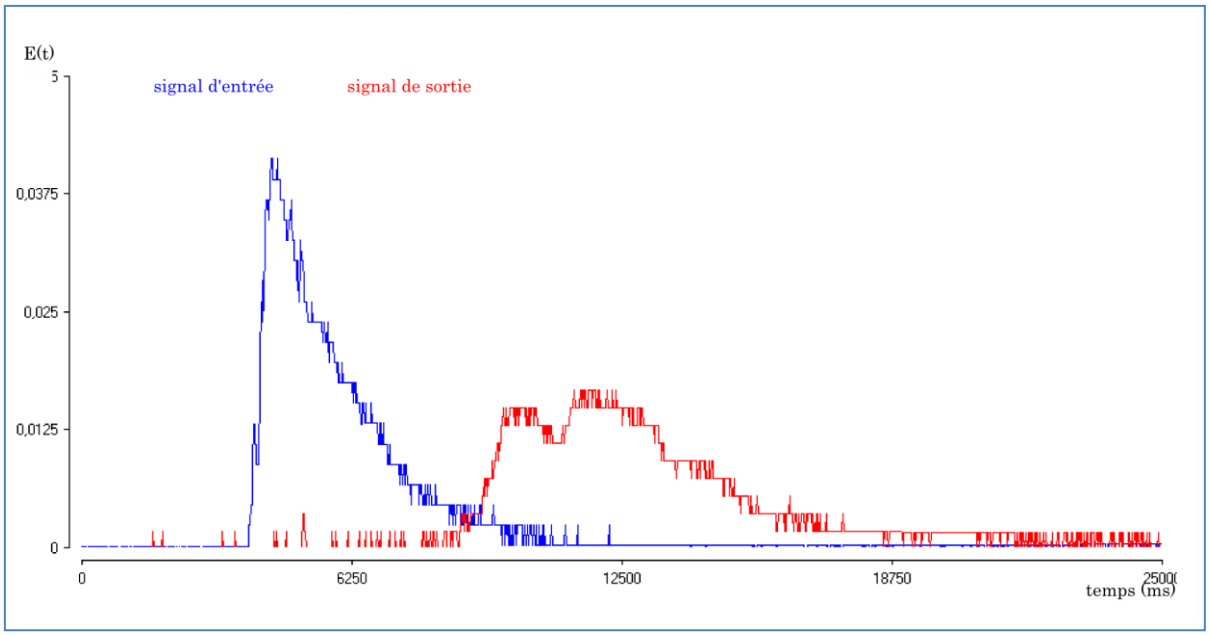


Figure -V-4- Signaux d'entrée et de sortie pour une injection avant les grilles de stabilisation de l'écoulement

(injection au point (3), mesures de conductivité aux points (b) et (e))

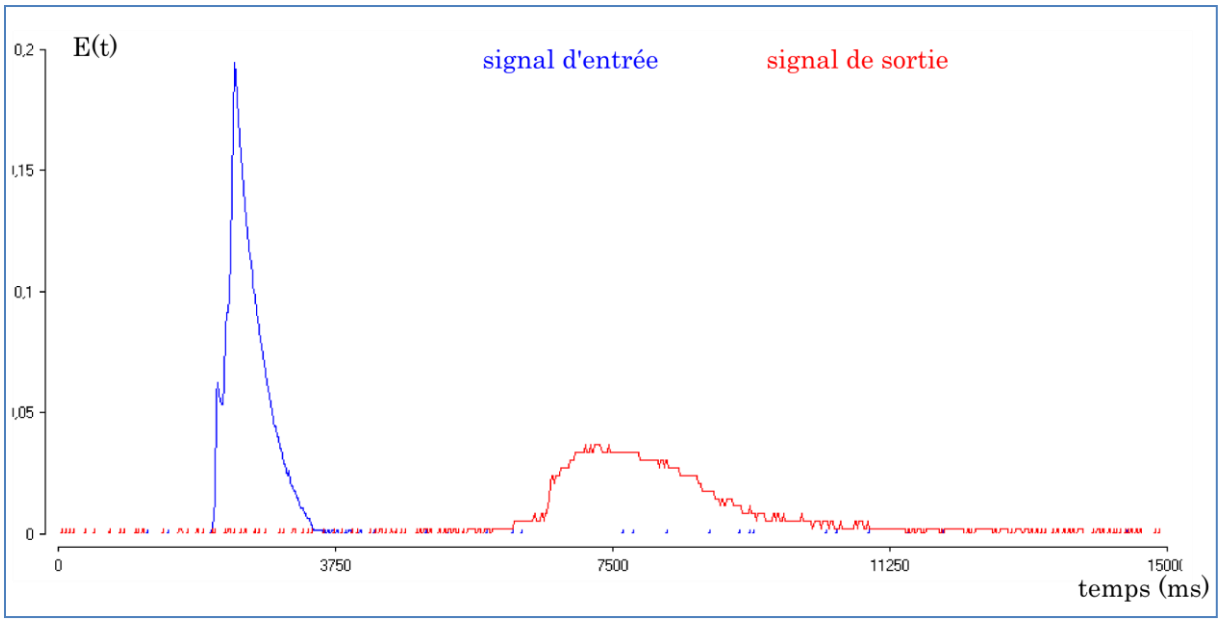


Figure -V-5- Signaux d'entrée et de sortie pour une injection entre la grille et le point de détection (injection (6), mesure des conductivités aux points (b), (e))

Les figures V-3, V-4 et V-5 représentent les évolutions des conductivités mesurées par les sondes à l'amont et à l'aval d'une cascade (5 marches, h = l = 10 cm) en fonction du temps pour les combinaisons suivantes :

- (1) et (b), (e)
- (3) et (b), (e)
- (6) et (b), (e)

Ces expériences ont été réalisées dans les mêmes conditions d'écoulement (q = 0,565 L/s). Les expériences de traçage ont été menées avec 3 essais pour chacune des conditions opératoires afin de vérifier la répétabilité de la méthode.

Le moment d'ordre 2 (la variance) exprimant la dispersion autour du temps de séjour moyen a été calculé pour les signaux sur les figures V-3, V-4 et V-5.

- *Choix du point d'injection de la solution saline*

L'injection (1) dans le tuyau d'alimentation permet une meilleure homogénéisation de la solution saline sur la partie d'écoulement plan à surface libre juste en amont de la cascade. Dans ce cas, l'emplacement des sondes au centre de la cascades ou sur les côtés donne quasiment la même réponse au signal conductimétrique d'entrée, signe que le traceur est parfaitement bien mélangé. La figure V-3 montre l'allure des deux signaux d'entrée et de sortie obtenus suite à une injection dans le tuyau (1) et mesure de conductivité en (b) et (e). La variance du signal est assez élevée et le signal est aplati. Il affiche une variance de 5,2 s.

Un tel fait peut s'interpréter par l'effet du système {grilles + milieu poreux} qui retient l'eau créant ainsi une zone de recirculation comme le montre la figure V-6. Par conséquent, la solution saline saturée injectée dans le tuyau se trouve diluée dans cette

zone de recirculation ce qui induit le retardement de son évacuation et donc l'étalement du signal de conductivité détectée en amont de la cascade. De plus, comme illustré sur la figure V-3, les signaux amont et aval montrent de petites fluctuations non négligeables représentatives du bruit de mesure généré par les sondes de conductivité. Les dispersions des deux signaux amont et aval sont du même ordre de grandeur que la différence entre les moments d'ordre 1 relatifs aux deux signaux.

De ce fait, cette configuration (1, b, e) n'est pas adaptée à notre cas puisqu'à faible débit (0,565 L/s), le signal de sortie commence avant la fin du signal d'entrée, avec la forte dispersion des deux signaux cela cause une incertitude importante sur la mesure du temps de séjour moyen.

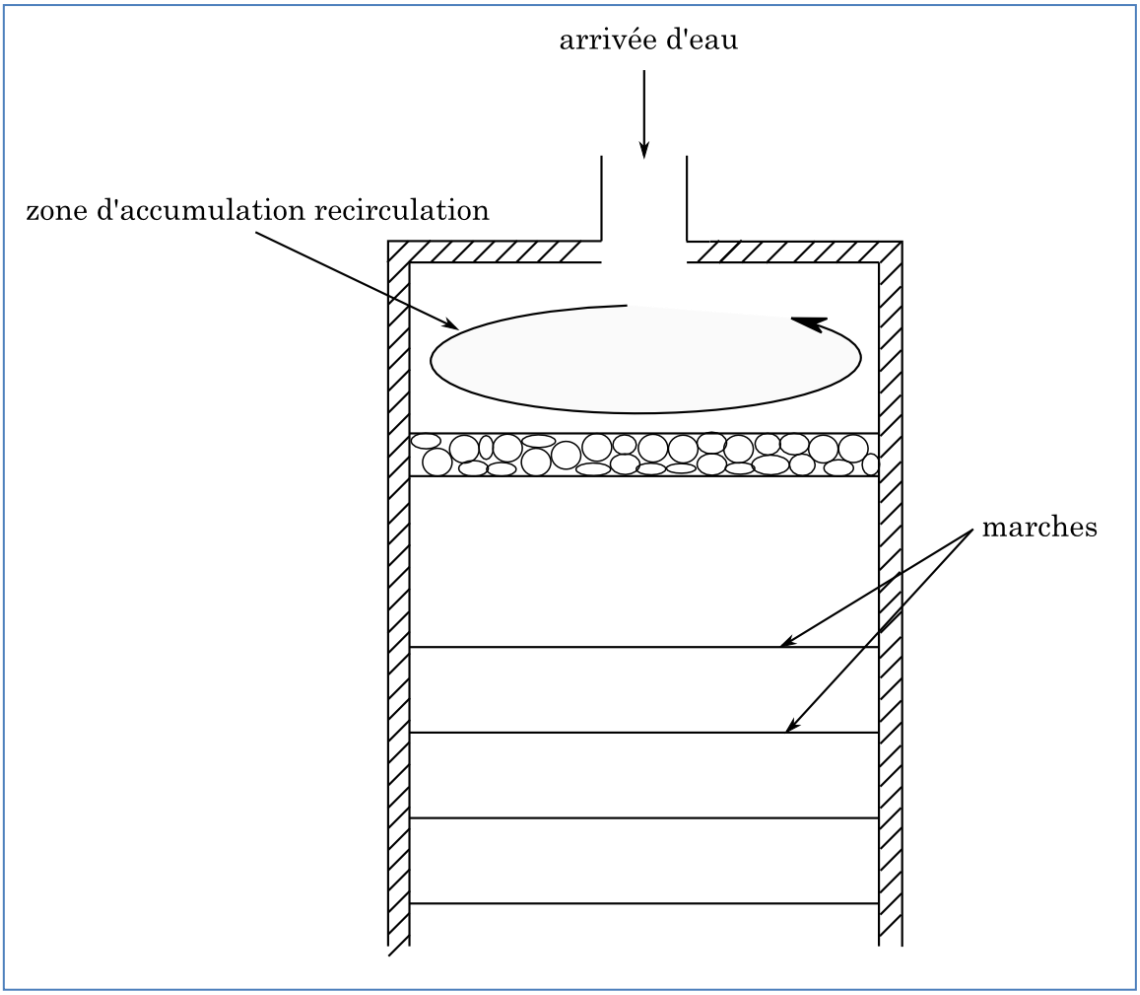


Figure -V-6- Vue de dessus de la cascade montrant la zone de recirculation responsable de la dilution du traceur injecté dans le tuyau d'alimentation en eau

Afin d'éviter une dilution importante de la solution saline en amont de la cascade et garantir l'homogénéisation de la solution injectée sur la largeur de l'écoulement, l'injection a été réalisée juste avant la grille au point (3). Cette configuration diminue légèrement l'étalement du signal d'entrée par rapport à une injection dans le tuyau d'alimentation. Néanmoins, comme dans le cas précédent, le bruit de mesure reste relativement important par rapport aux signaux d'entrée et de sortie. La variance du

signal de sortie reste tout de même assez élevée (d'environ 4,5 s). Cette configuration ne permet pas une mesure précise du temps de séjour moyen surtout aux forts débits où les écoulements séjournent pendant des temps inférieurs à une seconde.

La troisième injection à été réalisée après la grille et juste en amont de la cascade. Les sondes de mesure de conduction ont été placées au milieu de la cascade. Par conséquent, comme le montre la figure V-5, les signaux d'entrée et de sortie sont bien séparés. Les variances des signaux d'entrée et de sortie sont beaucoup moins importantes que dans les deux cas précédents. Contrairement aux précédentes configurations, la figure V-5 représente peu de bruit lié à la mesure de conductivité. La variance du signal d'entrée est plus faible (1,4 s).

Le tableau V-2 montre une comparaison entre les trois configurations de traçage.

Tableau -V-2- Comparaison des moments d'ordre 1 entre trois configurations

	Tuyau	Avant grilles	Après grilles
Ecart type (s)	5,2	4,5	1,4
Amplitude signal d'entrée/ bruit de fond	Elevée	Elevée	Faible

Conclusion : L'injection en aval des grilles et en amont de la cascade permet de donner les meilleurs résultats et s'avère le choix le plus approprié à notre cas.

- *Choix de l'emplacement de la sonde de conductivité aval*

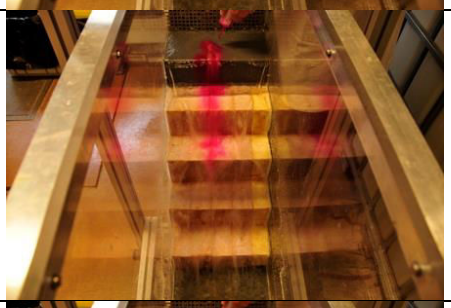
Afin d'étudier la dispersion transversale de l'écoulement en cascade. Les injections et les détections sur les côtés par rapport à la largeur de la cascade ont été réalisées :

*(5), (a) et (f) : Pour évaluer la dispersion de la solution saline sur la largeur de la cascade soit 30 cm).

*(5) (a) et (e) : Pour évaluer la dispersion sur la moitié de la largeur de la cascade soit 15 cm.
*(6), (b) et (e) : qui représente un traçage sur une même ligne de courant (écoulement).

A faible débit (0,565 L/s), avec la configuration {(5), (a), (f)}, le signal de sortie est très faible. La configuration {(5), (a), (e)} donne les mêmes résultats que dans le cas d'une configuration au centre (6) (b) (e). Cela indique qu'en décalant la sonde aval de la sonde amont d'une demi largeur de cascade, le signal de sortie ne s'influence pas. Ce résultat indique l'existence d'une dispersion transversale du sel dans la cascade aux faibles débits.

Pour visualiser la dispersion transversale dans le canal en injectant une solution de rhodamine (de couleur rouge), des rafales de photo ont été prises pour plusieurs débits d'écoulement. Comme le montre la figure V-7, la solution colorée est totalement dispersée sur la largeur de la cascade au bout de 5 marches (h = l = 10 cm) pour un faible débit (0,671 L/s). La dispersion transversale de l'écoulement est plus faible pour un débit plus important (1,731 L/s).

q = 0,678 L/s	q = 1,731 L/s
	
	
	
	
	
	

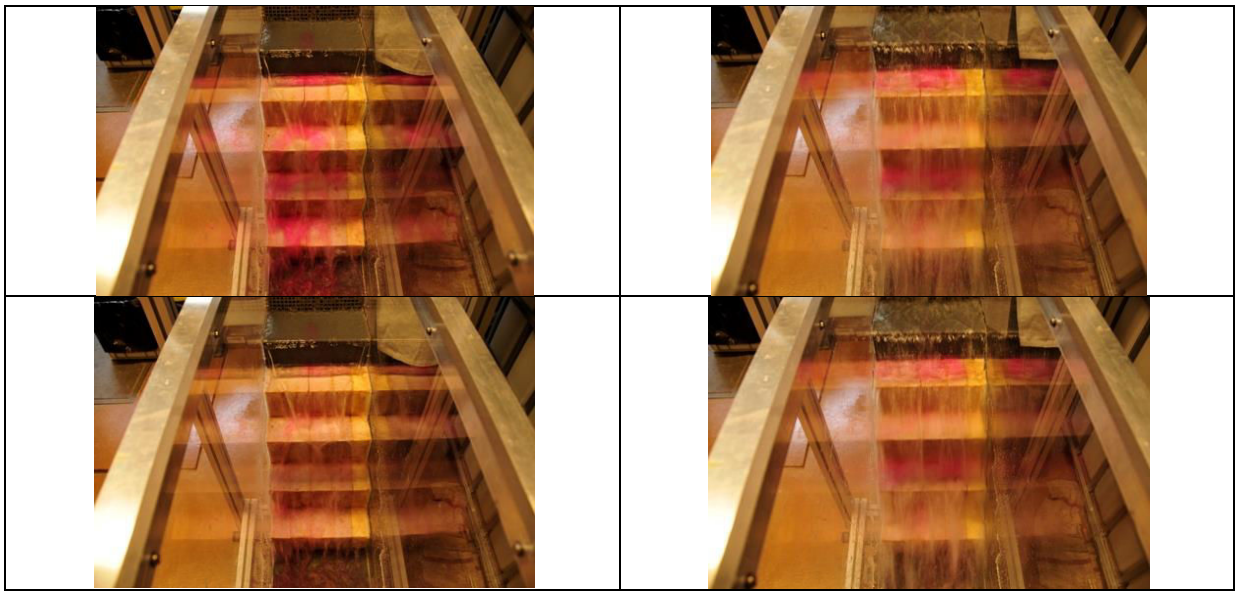


Figure -V-7- Dispersion transversale d'une solution colorée de rhodamine sur une cascades (h = l = 10 cm) aux débits 0,678 L/s et 1,731 L/s

En conclusion :

- Les injections dans le tuyau d'alimentation et en amont de la grille de stabilisation de l'écoulement permettent d'homogénéiser la solution saline injectée sur toute la largeur de la cascade. Néanmoins, cette configuration induit un bruit de mesure relativement important par rapport à l'amplitude des signaux de conductivité. Les dispersions de ces signaux sont assez importantes comparées aux temps de séjours moyens ce qui induit des erreurs relativement importantes sur la mesure de ces derniers.
- La dispersion transversale de l'écoulement est importante à faible débit et a tendance à diminuer avec l'augmentation du débit.
- La configuration de traçage la plus adéquate à l'écoulement en cascade est (6) (b) (e) car elle permet de récupérer le maximum de signal à l'entrée et à la sortie en réduisant au maximum l'importance relative du bruit de mesure et la variance des signaux de conductivité.

I-2) Mesure des temps de séjour sur les cascades

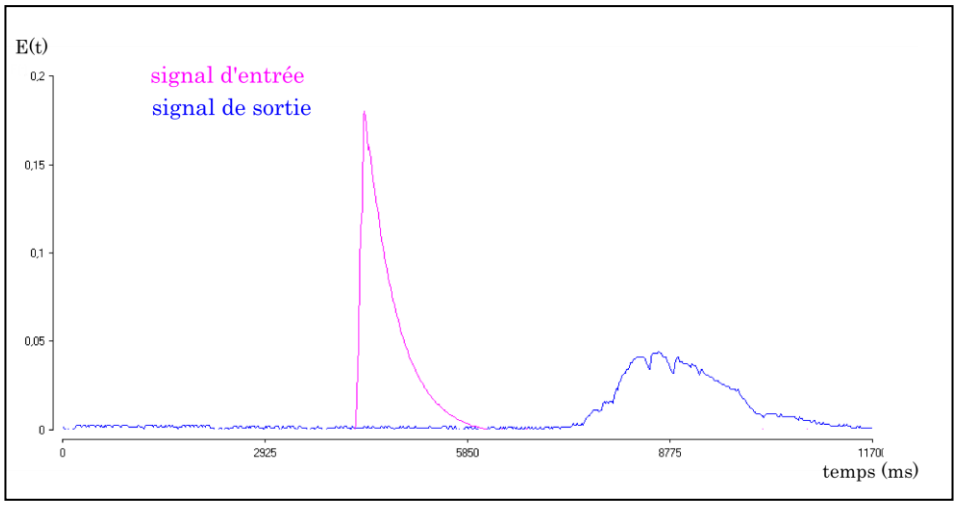


Figure -V-8- E1(t) et E2(t) pour une cascade de 10 marches (h = 5 cm et l = 10 cm) à q = 0,565 L/s

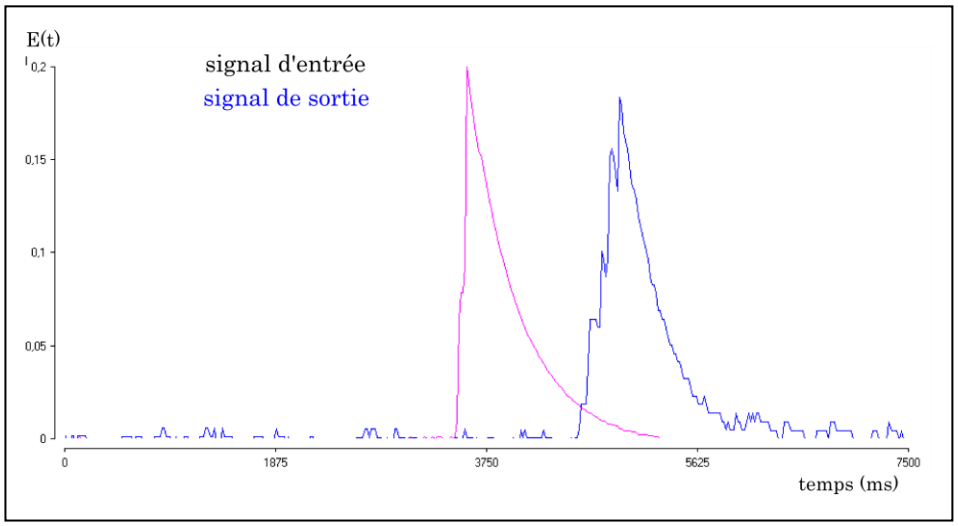


Figure -V-9- E1(t) et E2(t) pour une cascade de 10 marches (h = 5 cm et l = 10 cm) à q = 2,088 L/s

Afin d'évaluer les temps de séjour moyens en fonction des différents paramètres géométriques, des expériences de traçage ont été réalisées sur 9 cascades avec des débits d'écoulement allant de 0,34 L/s à 2,45 L/s:

*3 cascades 5, 8 et 10 marches (h = 5 cm, l = 10 cm)

*3 cascades 3, 4 et 5 marches (h = 10 cm, l = 10 cm)

*3 cascades 3, 4 et 5 marches (h = 10 cm, l = 14,5 cm)

Les résultats montrent des temps de séjour compris entre 0,69 s et 4,94 s pour (h = 5 cm et l = 10 cm), 0,62 s et 4,42 s pour (h = l = 10 cm) et entre 0,65 s et 4,52 s pour (h = 10 cm et h = 14,5 cm).

Les figures V-8 et V-9 représentent deux couples de signaux entrée-sortie E(t) à q = 0,565 L/s et q = 2,088 L/s. Pour la figure V-8 le signal de sortie est plus étalé que le signal d'entrée mais les signaux sont bien séparés. Sur la figure V-9 pour un débit de 2,088 L/s, les deux signaux d'entrée et de sortie ont quasiment la même dispersion, mais la différence entre les moments d'ordre 1 devient relativement petite, c'est la limite du système de mesure des temps de séjour.

Les figures V-10, V-11 et V-12 montrent l'évolution du temps de séjour moyen en fonction du débit d'écoulement sur 9 cascades (h = 5 cm, l = 10 cm pour n égal à 5, 8 et 10), (h = l = 10 cm pour n égal à 3, 4 et 5) et (h = 10 cm, l = 14,5 cm pour n égal à 3, 4 et 5) respectivement. Comme prévu, l'augmentation du débit induit une baisse du temps t_s du fait de l'augmentation de la vitesse d'écoulement.

L'évolution du temps de séjour moyen t_s en fonction du débit présente deux phases : une diminution linéaire avec le débit d'écoulement suivie d'une diminution moins sensible à la variation du débit (deux segments de droite à pentes différentes). La particularité de cette courbe est le point de changement de la pente.

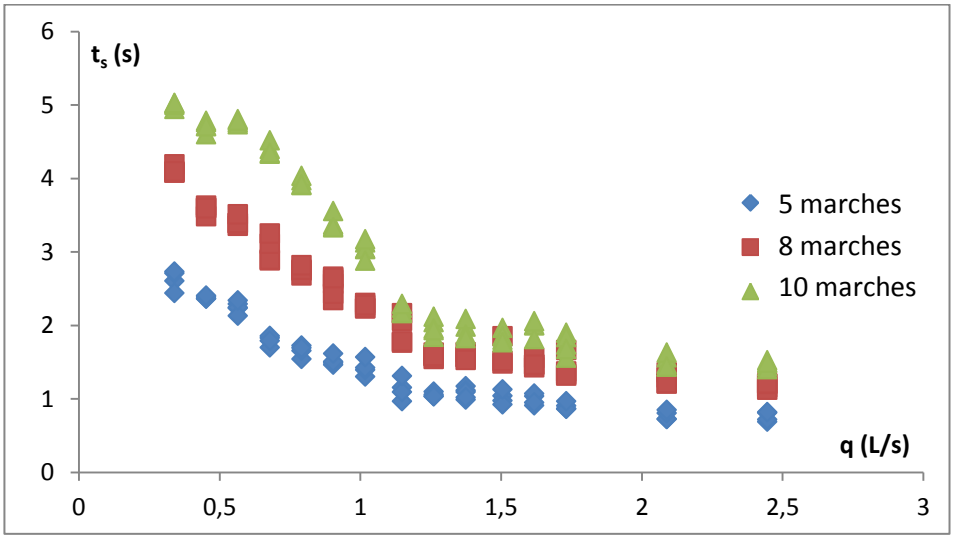


Figure -V-10- Temps de séjour moyens en fonction du débit d'écoulement dans 3 cascades avec 5, 8 et 10 marches (h = 5 cm et l = 10 cm)

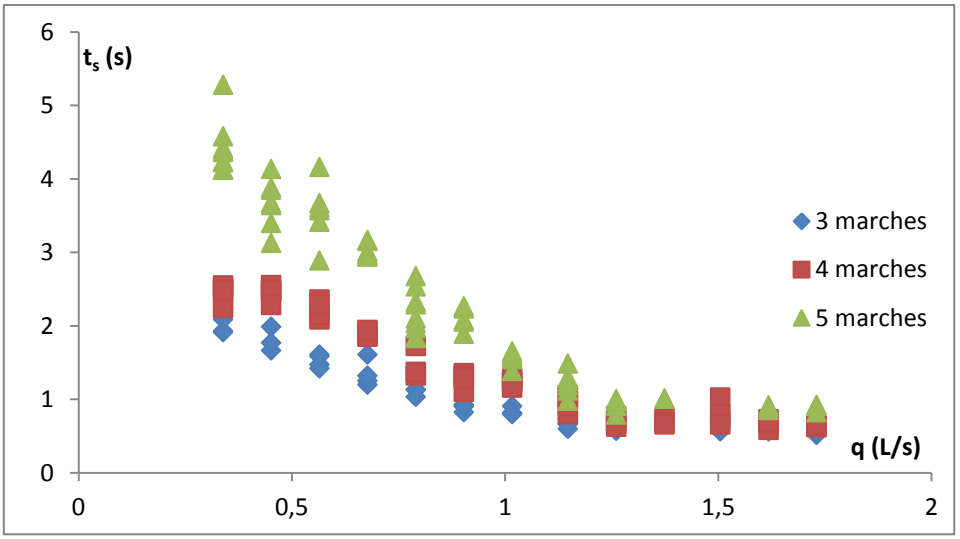


Figure -V-11- Temps de séjour moyens en fonction du débit d'écoulement dans 3 cascades avec 3, 4 et 5 marches (h = l = 10 cm)

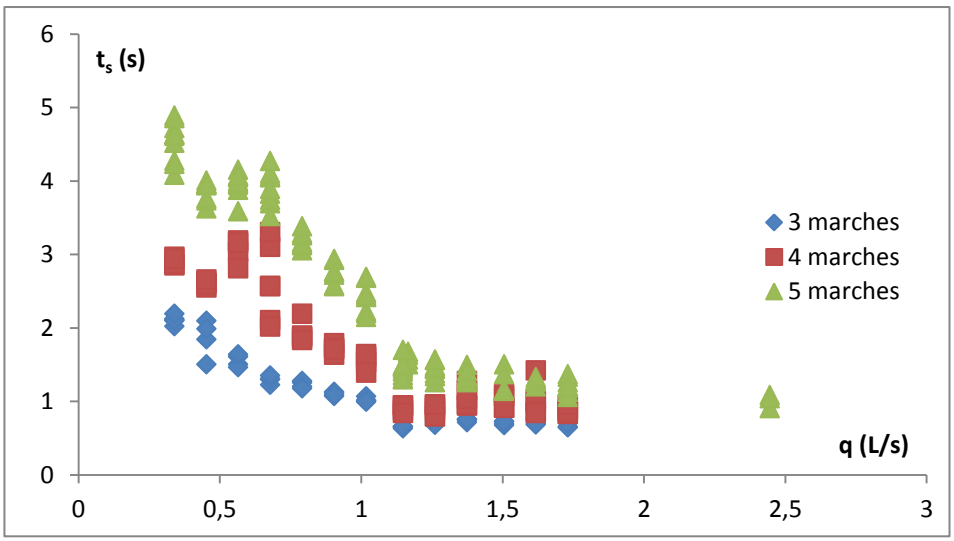


Figure -V-12- Temps de séjour moyens en fonction du débit d'écoulement dans 3 cascades avec 3, 4 et 5 marches (h = 10 cm et l = 14,5 cm)

Les conditions géométriques et opératoires conduisant au changement de la pente de t_s = f(q) correspondent à la valeur du nombre de Froude Fr_x relatif au changement de régime d'écoulement nappe en un régime d'écoulement de transition (Fr_x = 0,4).

I-3) Mesure des volumes d'eau sur les cascades

Les temps de séjour moyens obtenus ont permis de déduire les volumes d'eau sur les cascades. Les volumes d'eau varient entre 0,65 L pour une cascade à 3 marches (h = l = 10 cm) à q = 0,339 L/s et 3,65 L pour une cascade de 10 marches (h = 5 cm et l = 10 cm) à q = 2,445 L/s.

Sur les figures V-13, V-14 et V-15 montrant l'évolution du volume d'eau en fonction du débit d'écoulement pour les 9 cascades précédemment citées, 3 phases de variation sont identifiées :

- Phase I : une augmentation du volume d'eau avec le débit d'écoulement correspondant à la première phase de diminution du temps de séjour. Le temps de séjour diminue, le débit augmente, néanmoins le volume d'eau sur la cascade augmente.
- Phase II : une phase de diminution du volume d'eau pour des débits allant de 0,9 L/s jusqu'à 1,26 L/s, cette phase correspond toujours à la première phase de diminution de la courbe $t_s = f(q)$.
- Phase III : une dernière phase où le volume d'eau augmente avec le débit mais moins rapidement que dans la première phase. Cette phase correspond au changement de la pente de $t_s = f(q)$ qui reste presque constant.

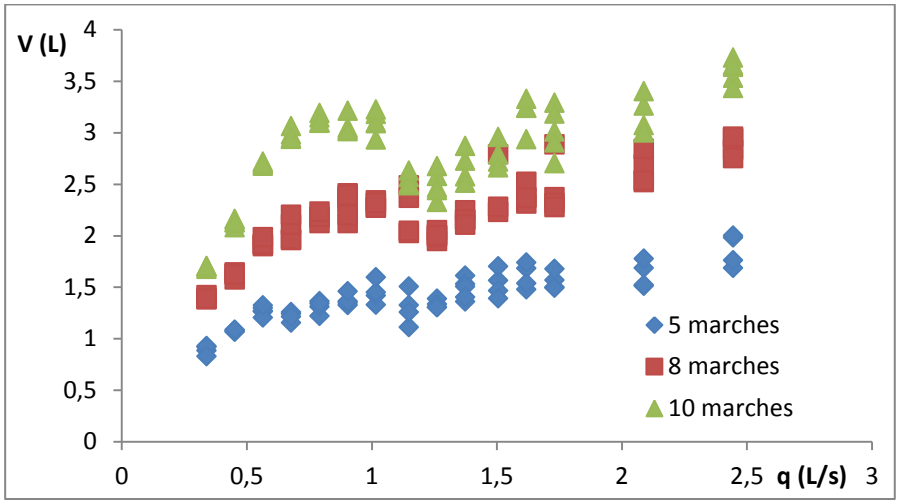


Figure -V-13- Volumes d'eau en fonction du débit d'écoulement dans 3 cascades avec 5, 8 et 10 marches (h = 5 cm et l = 10 cm)

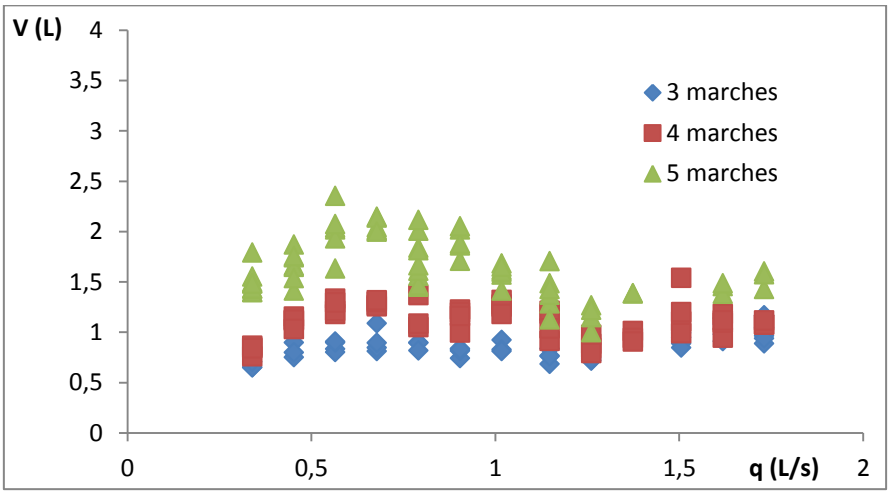


Figure -V-14- Volumes d'eau en fonction du débit d'écoulement dans 3 cascades avec 3, 4 et 5 marches (h = l = 10 cm)

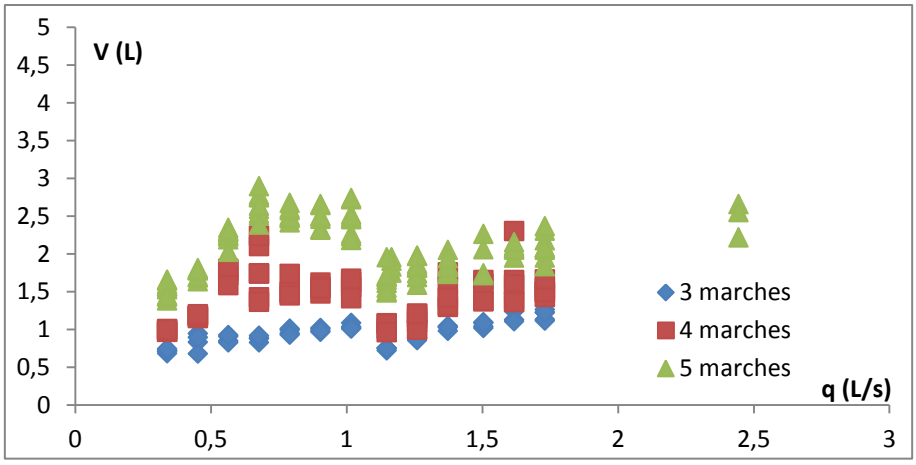


Figure -V-15- Volumes d'eau en fonction du débit d'écoulement dans 3 cascades avec 3, 4 et 5 marches (h = 10 cm et l = 14,5 cm)

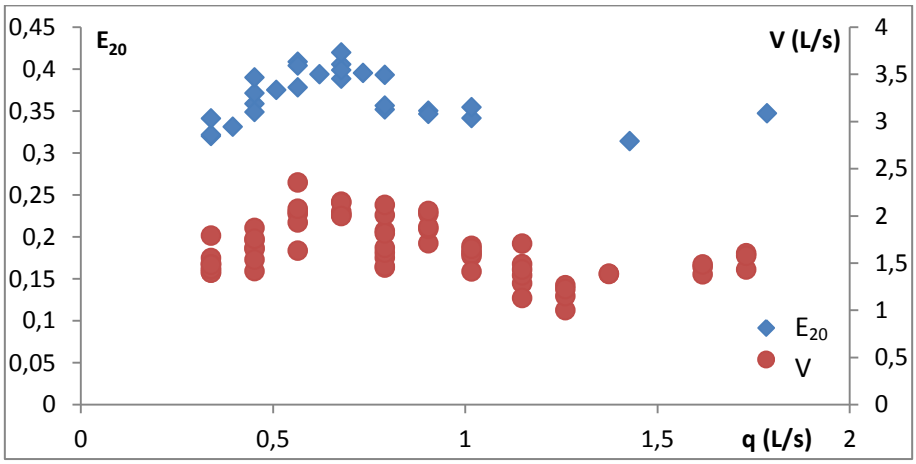


Figure -V-16- Comparaison entre les courbes de E_{20} et de V en fonction du débit q pour une cascade de 5 marches (h = l = 10 cm)

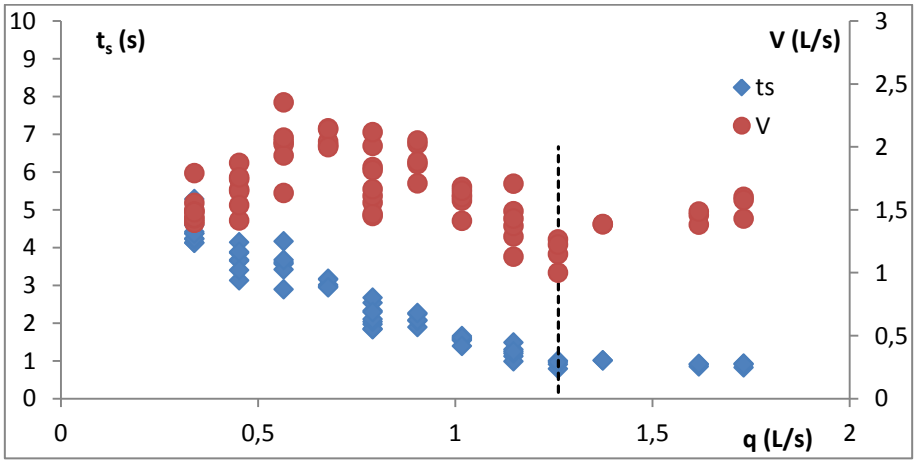


Figure -V-17- Comparaison entre les courbes de t_s et V en fonction du débit q pour une cascade de 5 marches (h = l = 10 cm)

L'évolution du volume d'eau en fonction du débit sur les cascades est similaire à l'évolution de l'efficacité d'aération E_{20}. La figure V-16 montre une comparaison entre les courbes d'évolution de E_{20} et l'évolution du volume d'eau en fonction du débit sur une cascade de 5 marches (h = l = 10 cm). Pour les 9 cascades étudiées et pour des débits d'eau compris entre 0,34 et 2,5 L/s, il existe trois phases :

- Une diminution du temps de séjours moyen, une augmentation du volume d'eau et une augmentation de l'aération. La diminution du temps de séjour signifie une diminution du temps de contact entre les deux phases, le volume d'eau augmente. Cependant l'aération s'améliore. Cela signifie une augmentation de l'aire interfaciale entre les deux phases.
- La diminution du temps de séjour continue avec la même allure que dans la première phase. Le volume d'eau diminue ce qui favoriserait E_{20} si on était sur les mêmes débits. Néanmoins, l'efficacité de transfert diminue avec le débit.

Ces deux phases correspondent à un écoulement nappe.

- La dernière phase correspond à un écoulement de transition. Ainsi, La diminution du temps de contact entre les phases est moins sensible à l'augmentation du débit, le volume d'eau et l'efficacité de l'aération augmentent lentement avec le débit.

I-4) Modélisation de la variation du volume d'eau sur les cascades

Le volume d'eau sur les cascades est une fonction du débit d'écoulement et de la géométrie des cascades qui retiennent plus ou moins d'eau en fonction du nombre de marches et de leurs dimensions.

Les paramètres géométriques de la cascade peuvent être rassemblés en un seul paramètre (x/Y). Comme illustré figure V-18, la pseudo-hauteur x des marches peut être exprimée en fonction de la pente (α) de la cascade et de la longueur de marche selon la relation :

$$x = l.sin\alpha = l.sin\left(atan\left(\frac{h}{l}\right)\right) \quad \text{(V-3)}$$

La longueur Y de la cascade est égale à :

$$Y = n.\frac{l}{cos\alpha} \quad \text{(V-4)}$$

Le rapport (x/Y) représente les dimensions des marches relativement à la longueur de la chute en cascade Y:

$$\frac{x}{Y} = \frac{1}{n}.sin\alpha.cos\alpha \quad \text{(V-5)}$$

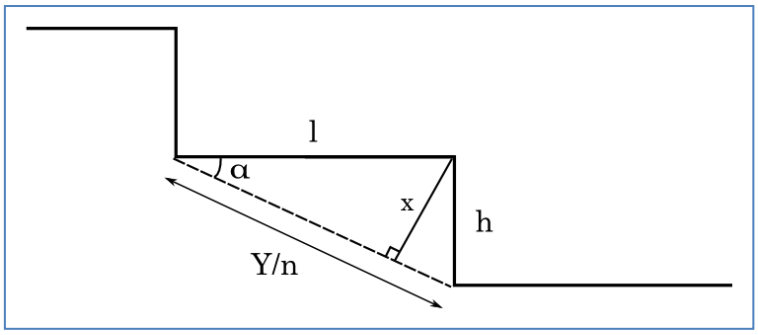


Figure -V-18- Schéma explicatif des longueurs Y et x sur une cascade

Le volume d'eau sur les cascades a été représenté figure V-19 en fonction de ce paramètre (x/Y). Il diminue de façon presque linéaire lorsque x/Y augmente. Cela permet une représentation globalisée de l'influence de la géométrie sur la rétention d'eau dans les cascades.

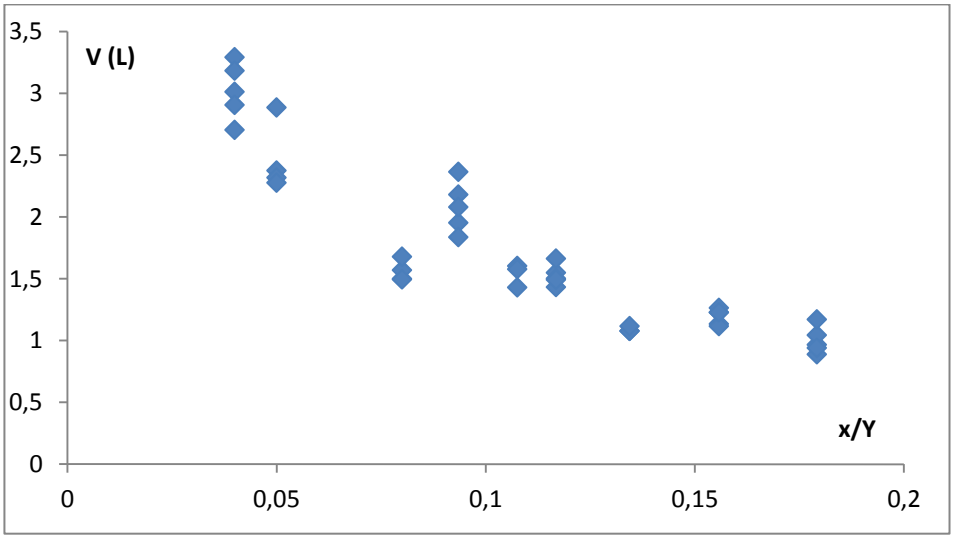


Figure -V-19- Variation du volume d'eau sur les cascades en fonction du ratio (x/Y) pour q = 1,731 L/s

La figure V-19 permet de déduire les volumes d'eau pour (x/Y) compris entre 0,04 et 0,2. Les volumes mesurés expérimentalement permettront de valider ces résultats.

II) Simulation de l'écoulement sur les cascades par la mécanique des fluides numérique et calcul des données locales

Les expériences de traçage ont permis de comprendre certains aspects mis en jeu dans l'écoulement_l'évolution du temps de séjour ainsi que l'évolution du volume d'eau sur les cascades par variation de la géométrie et du débit d'écoulement_et d'établir un lien avec l'évolution de l'efficacité d'aération. Cependant, nous n'avons pas estimé l'aire de l'interface d'échange. Expérimentalement, il est très difficile d'accéder à cette grandeur de part la complexité de l'écoulement et son caractère « fluctuant » et imprévisible (existence de plusieurs zones d'écoulement en interaction avec des comportements différents, tels que jets d'eau, zone de recirculation surmontée par une cavité d'air, désintégration de jets, dispersion/entrainement de l'air dans l'eau). Dans ce cadre, l'outil

de la MFN représente un atout important permettant l'estimation de cette aire interfaciale grâce à la simulation de l'hydrodynamique de l'écoulement. La MFN permet également l'estimation du volume d'eau sur les cascades et ainsi de valider partiellement les simulations en les comparant avec les données expérimentales obtenues par le traçage.

L'écoulement dans les cascades a été modélisé avec différentes géométries et des débits allant de 0,34 L/s à 2,5 L/s.

II-1) Stratégie de simulation; recherche de la configuration optimale du solveur FLUENT

a) Simulations en 3D

Les simulations en 3D permettent de représenter l'écoulement dans son ensemble et révèle des aspects qui n'apparaissent pas dans les écoulements simulés en 2D. Toutefois, elles sont très consommatrices en temps de calcul, en raison du nombre de mailles nécessaires pour obtenir une précision suffisante. Nous verrons par la suite qu'en posant certaines hypothèses, les simulations en 2D avec un nombre important de mailles peuvent être préférables à des simulations en 3D. Les simulations ont été faites avec l'approche Volume Of Fluid (VOF) par le logiciel FLUENT, puisque l'on s'intéresse aux interfaces. La figure V-20 montre une simulation en 3D d'une cascade de 5 marches (h = l = 10 cm) pour un débit de 1,26 L/s. Dans ces conditions, Les expériences sur le pilote de laboratoire ont montré que le régime d'écoulement est du type nappe.

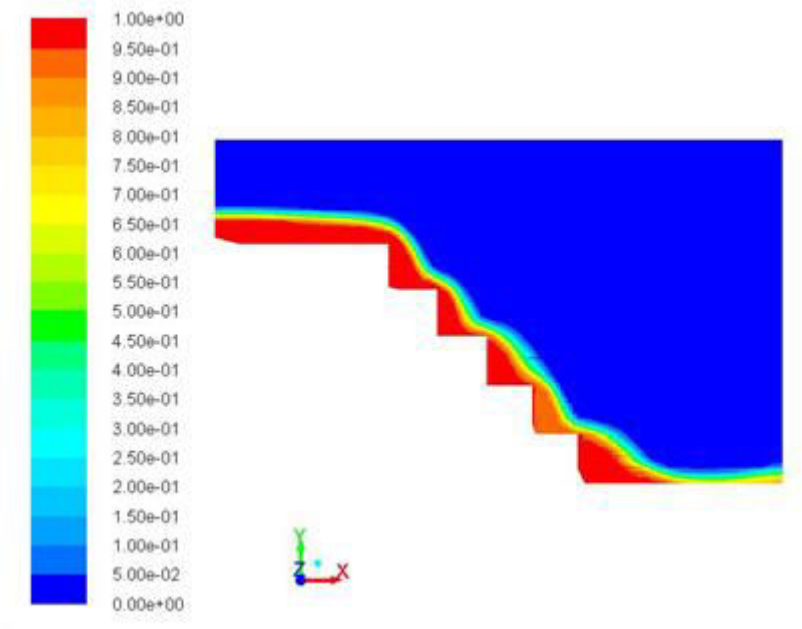


Figure -V-20- Contours des phases dans une cascade 3D (le rouge correspond à l'eau et le bleu à l'air)

Afin d'obtenir les meilleurs résultats, les simulations en 3D ont été conduites avec le maillage le plus fin possible avec une limite de 10^6 mailles maximum. Le plus petit maillage permis pour une cascade de 5 marches (h = l = 10 cm) est de 2 mm. Comme le montre la figure V-20, ce maillage ne permet pas de détecter les zones d'interfaces

nécessaires pour un calcul précis du volume d'eau sur la cascade et de l'aire interfaciale en régime nappe : l'interface calculée est assez approximative.

Le calcul peut être réduit à des simulations en 2D en supposant que l'écoulement est quasiment le même sur la largeur de la cascade. Cette hypothèse permet d'améliorer la finesse du maillage et la précision des calculs. D'autre part, elle permet un gain important en temps de calcul.

A titre d'exemple, un affinage de maillage par un facteur de 2 conduit à la multiplication du nombre de mailles utilisées en 3D par environ 8 et par environ 4 en 2D si on utilise des mailles tétraédriques/parallélépipédique. Les simulations ont donc été effectuées majoritairement en 2 dimensions.

b) Simulations préliminaires en 2D des écoulements dans les cascades

Des simulations préliminaires ont été réalisées pour trouver la meilleure configuration (solveur, couplage vitesse-pression, schémas de discrétisation…) permettant une simulation réaliste capable de représenter les différents aspects de l'écoulement dans une cascade. Dans cette partie, les simulations ont été conduites sur une seule marche afin d'identifier rapidement la configuration optimale du calcul.

En 2D, différents types de maillage ont été utilisés : maillage hybride à dominante carré, maillage structuré totalement formé de carré et maillage non structuré. Le maillage structuré fournit les meilleurs résultats en termes de rapport vitesse de calcul et qualité de la solution.

Dans notre cas, l'interface diphasique est l'intérêt principal c'est pourquoi le choix du solveur et des schémas de discrétisation est important (la discrétisation de la fraction volumique influence l'épaisseur de l'interface et donc affecte la précision du calcul de l'interface entre les deux phases).

Dans un premier temps, les simulations ont été conduites en régime permanent.

b-1) Simulation en régime permanent

Le but de cette partie est de tenter de simuler l'écoulement en résolvant les équations de transport en régime permanent, ce qui permet un gain de temps et d'éviter les instabilités de la résolution transitoire ainsi qu'une réduction du nombre de paramètres et des conditions de convergence à faire varier sous le logiciel FLUENT.

L'objectif est de chercher à résoudre le problème en régime permanent en adaptant :

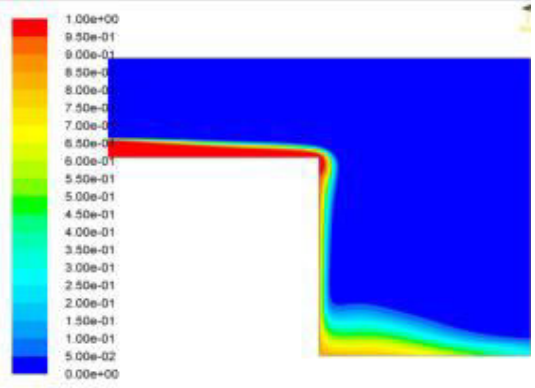
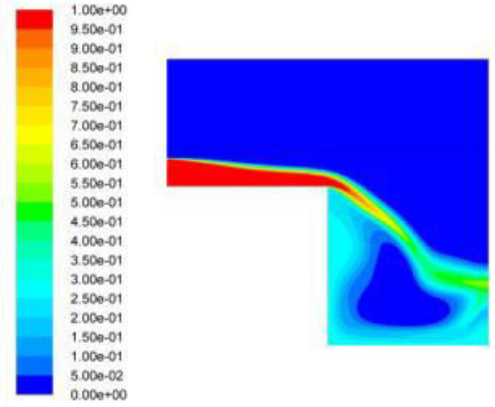
- La taille du maillage
- Le modèle de turbulence dans le cas des écoulements turbulents
- Le schéma de discrétisation de la fraction volumique

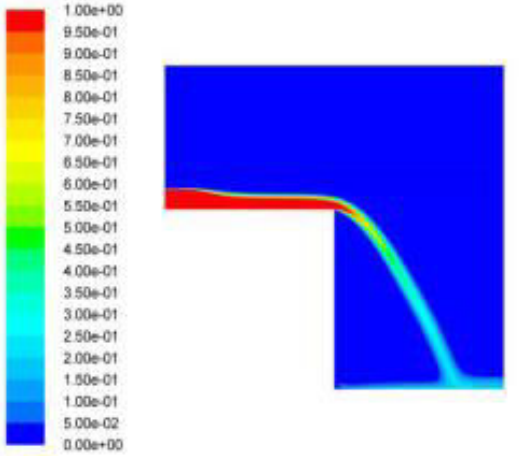
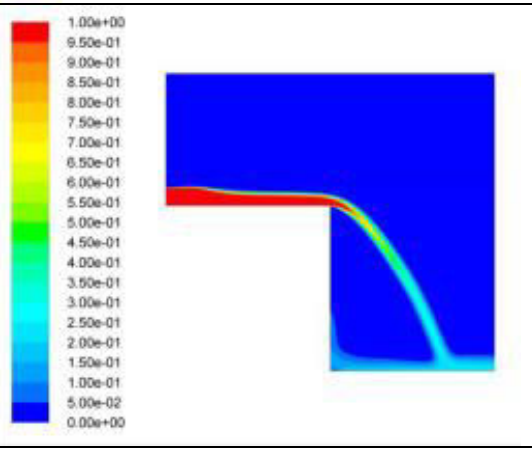
b-1-1) Le maillage

Des maillages de 0,5 mm, 0,4 mm, 0,3 mm, 0,25 mm et 0,2 mm ont été testés sur une marche de 10 cm de hauteur avec une vitesse d'écoulement de 0,2 m/s, et niveau d'eau en amont de 2 cm.

L'objectif est de détecter les différentes formes de l'écoulement sur une marche d'une cascade avec une épaisseur d'interface minimale (c.-à-d. le moins de mailles possibles) permettant une précision acceptable pour l'estimation du volume d'eau sur la cascade et de l'interface entre les deux milieux.
Le solveur SIMPLE, solveur par défaut dans FLUENT, qui a été choisi pour mener les simulations réalisées dans le tableau V-3, un schéma de discrétisation du premier ordre ainsi qu'une résolution en régime permanent permettent d'obtenir des résultats et un gain de temps assez important.

Tableau -V-3- Comparaison des simulations avec différentes taille de maillage

résultat	Maillage (mm)	Vitesse (m/s)	Discrétisation spatiale	Commentaires
	0,5	0,2	1er ordre	La convergence de la solution est assez rapide. Néanmoins, la solution est assez approximative et ne représente pas la réalité de l'écoulement : absence du jet d'eau et interface entre les phases très large.
	0,4	0,2	1er ordre	Le jet libre est détecté, mais il y'a une mauvaise résolution de l'interface entre les deux milieux liquide et gazeux.

	0 ,3	0,2	1er ordre	Le jet d'eau est beaucoup plus net que dans les deux cas précédents.
	0,2	0,2	2eme ordre	La précision de la solution et son accord avec la réalité est similaire au cas précédent.

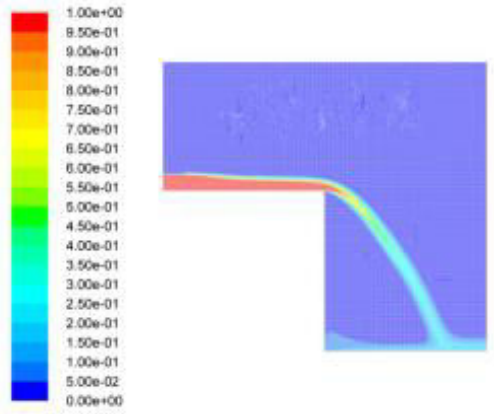
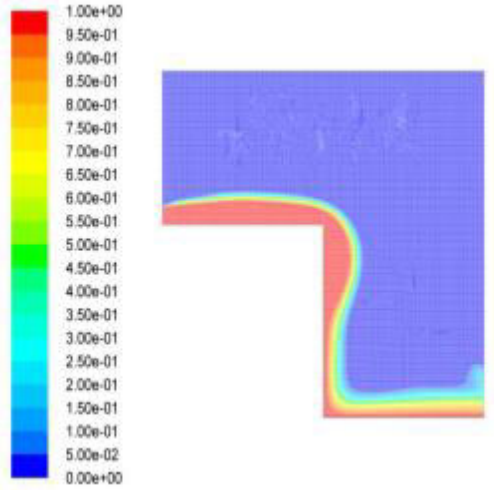
En régime permanent, le raffinage du maillage permet de mieux résoudre l'écoulement sur une marche de cascade avec un solveur du type « SIMPLE » et des schémas de discrétisation du 1er ordre. Les maillages de 0,2 et 0,3 mm représentent des résultats similaires : la solution est stable pour un maillage d'au minimum 0,3 mm. Cependant, une importante diffusion numérique est détectée en bas du jet et sur la deuxième marche qui représente la zone de recirculation surmontée par une cavité d'air. Le changement des schémas de discrétisation et des modèles de turbulence permettraient de résoudre ce problème.

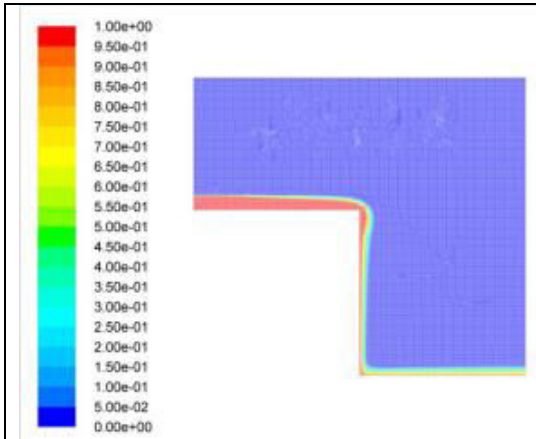
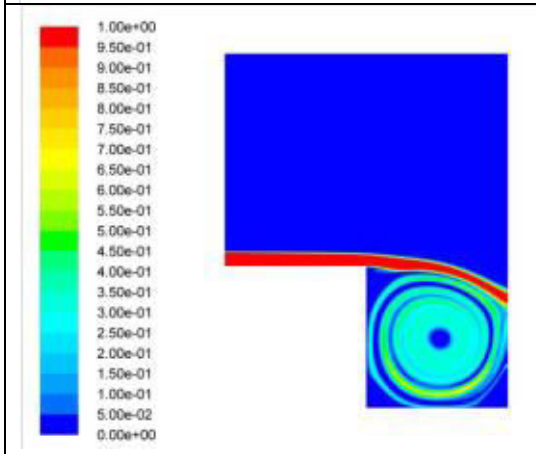
b-1-2 Les modèles de turbulence

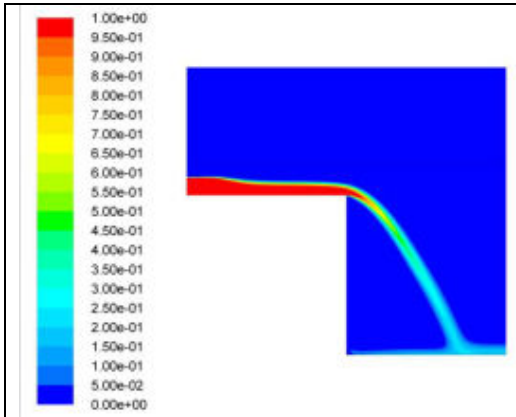
Le modèle de turbulence a beaucoup d'influence sur l'allure de la solution. Dans cette partie, différents modèles de turbulence ont été testés sur une marche de cascade de hauteur h = 10 cm.

Le tableau V-4 représente un comparatif des modèles de turbulence pour des simulations avec un maillage de 3 mm.

Tableau -V-4- Comparaison des différentes modèles de turbulence

Résultat	Modèle de turbulence	Vitesse (m/s)	Discrétisation spatiale	Commentaires
	Standard k-ε	0,25		Mauvaise résolution de la zone de recirculation.
	RSM	0,25		RSM : modèle de turbulence inadapté à notre cas. Résultats résolument non physiques.

	K-kl-Omega	0,25		Le non décollement est encore une fois la cause du caractère non physique de la solution.
	Transition SST	0,25		Inadapté à notre cas d'étude.

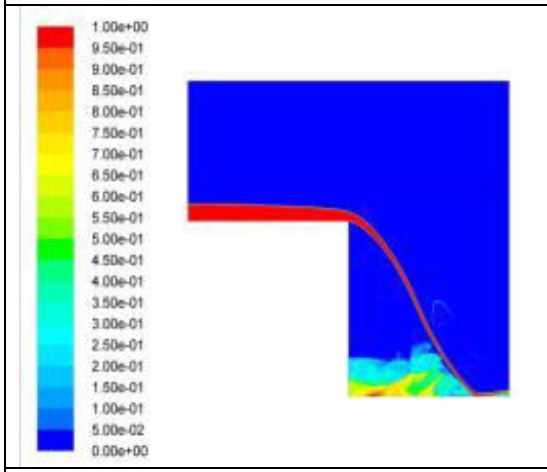
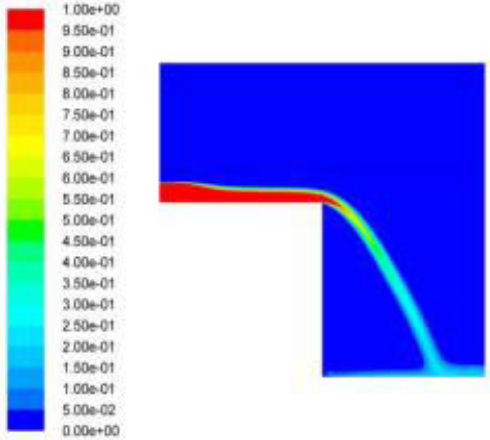
	k-ε realizable			Détecte le jet d'eau mais ne permet pas de résoudre proprement l'écoulement dans la zone de recirculation.

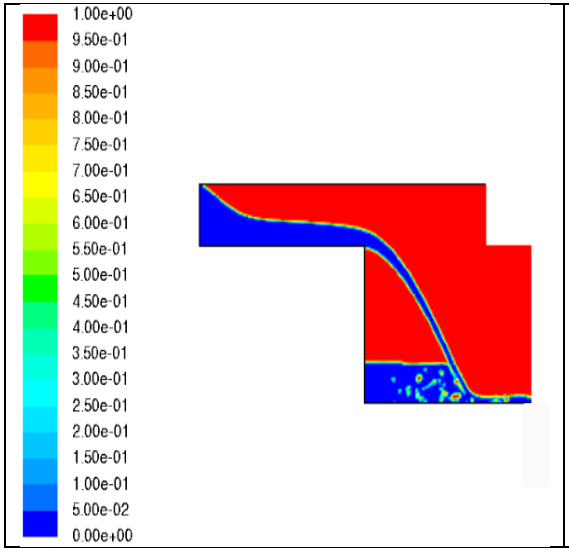
A la vue de ces résultats, on remarque que les modèles k-epsilon sont les plus adaptés à notre cas. Ceci est assez remarquable car ces modèles sont les moins sophistiqués parmi les modèles mis à disposition par le logiciel FLUENT. Pour exemple, le modèle RSM comprend 5 équations et le modèle transition SST k-ω en comprend 4, alors que les modèles k-epsilon en comprennent uniquement 2. Par la suite, le modèle k-ε Realizable a été choisi pour décrire la turbulence de l'écoulement dans ce qui suit.

b-2) Résolution en transitoire

Le tableau V-5 représente les résultats des simulations en régime transitoire avec différents schémas de discrétisation de la fraction volumique.

Tableau -V-5- Comparaison entre les schémas de discrétisation de fraction volumique

Résultat	Modèle de turbulence	Résolution	Discrétisation spatiale	Commentaires
	k-ε Realizable	Permanent	HRIC	La zone de recirculation entre le jet et la contre marche est mal résolue. Calcul très lourd pour une seule marche.
Divergence → pas de résultat	k-ε Realizable	Permanent	GeoReconstruct	Option « open channel flow » non disponible dans ce cas.
Divergence → pas de résultat	k-ε Realizable	Transitoire	QUICK (quadratique)	-
	k-ε Realizable	Transitoire	HRIC	Mauvaise résolution de la zone de recirculation.

	k-ε Realizable	Transitoire	GeoReconstruct	Détection de la zone de recirculation. Interface bien définie et peu de diffusion numérique

Par ailleurs, pour la résolution des équations régissant la pression, la méthode PRESTO! est la meilleure méthode permettant la convergence de la solution.

Le Schéma GeoReconstruct est le schéma permettant la meilleure précision de l'interface eau-air. Enfin, le solveur PISO semble conduire à des résultats plus satisfaisants, que le solveur SIMPLE.
La résolution en transitoire permet d'augmenter la taille des mailles sans avoir une incidence sur les résultats des calculs et permet de détecter la zone de recirculation.

b-3) Conclusion

Différentes configurations des solveurs et méthodes ont été testées :

- Les calculs en régime permanent se sont avérés difficiles à converger et requièrent un maillage très fin (0,2 - 0,3 mm) pour aboutir à un résultat raisonnable. En outre, ce type de résolution permet uniquement de simuler une composante de l'écoulement nappe : le jet d'eau. la deuxième composante de l'écoulement sur la marche (la zone de recirculation) est mal résolue et les résultats obtenus montrent une importante diffusion numérique de l'interface de cette zone.
- La méthode de discrétisation spatiale « GeoReconstruct » est la méthode la plus précise qui génère le minimum d'erreur mais c'est la méthode qui nécessite le plus long temps de calcul. Toutefois elle n'est disponible que dans un traitement de type Explicit, et donc incompatible avec l'option « Open Channel Flow » permettant une entrée mixte des deux phases par une seule limite (BC).
- Le pas de temps choisi est d'une importance cruciale : en fonction de la taille du maillage, le pas de temps doit être inférieur à une valeur critique fonction du nombre de courant, ainsi la divergence de calcul a été constatée pour des pas de temps trop élevé. L'activation du traitement « Implicit » des équations différentielles ne permet pas une résolution selon le schéma de discrétisation de fraction volumique du type « GeoReconstruct ». Dans ce cas, le schéma le plus précis est « Modified HRIC ».

Dans la suite de ce chapitre, le couplage vitesse-pression a été résolu selon l'algorithme PISO. L'interpolation de la pression a été fait avec un schéma « PRESTO ! » (Schéma de discrétisation de l'équation de pression). Le schéma « Georeconstruct » a été adopté pour la discrétisation spatiale du domaine de calcul. La discrétisation temporelle est faite selon un schéma « Explicit » du second ordre. Le pas de temps utilisé dans les itérations n'est pas fixe. Il varie entre 10^{-5} s et 10^{-3} s. Ainsi, FlUENT calcule le pas de temps pour chaque itération dans cette intervalle de temps en se basant sur la vitesse de l'écoulement à l'instant t et la taille des mailles tout en respectant la limite imposée sur le nombre de courant Co. La convergence est atteinte quand les résidus deviennent inférieurs aux résidus maximums fixés à 10^{-3} (pour les équations de continuités et de vitesse et éventuellement les équations de la turbulence).

Le tableau V-6 représente la configuration choisie pour mener les simulations.

Tableau -V-6- Configuration utilisée dans les simulations

Algorithme	PISO
Traitement des équations	Implicit
Schéma d'interpolation de la pression	PRESTO !
Schéma de discrétisation de la fraction de volume	GeoReconstruct
Pas de temps	$10^{-5} – 10^{-3}$

II-2) Analyse de l'écoulement simulé sur les cascades

a) Régime nappe

Les figures V-21 à V-25 représentent l'évolution de l'écoulement sur une cascade de 5 marches (h = 5 cm et l = 10 cm) pour t = 1, 2, 3, 4 et 5 s respectivement pour un débit d'écoulement de 1,2 L/s. Les simulations ont été réalisées avec un schéma de discrétisation de Fraction de volume de type « GeoReconstruct » en régime transitoire avec un modèle de turbulence k-ε Realizable.

A t = 1 s, l'écoulement est formé de 4 jets de forme demi-parabolique continue avec une zone de recirculation qui commence à se développer sur la première marche de la cascade. A t = 2 s, la zone de recirculation de la première marche est entièrement développée et la portée du deuxième jet devient légèrement plus importante. Les 4 nappes d'eau sont toujours continues. Comparées aux figures V-21 et V-22, les figures V-23, V-24 et V-25 (t =3, 4 et 5 s) montrent une perturbation de l'écoulement sur la troisième et la quatrième marche : les jets d'eau deviennent discontinus et fluctuant.

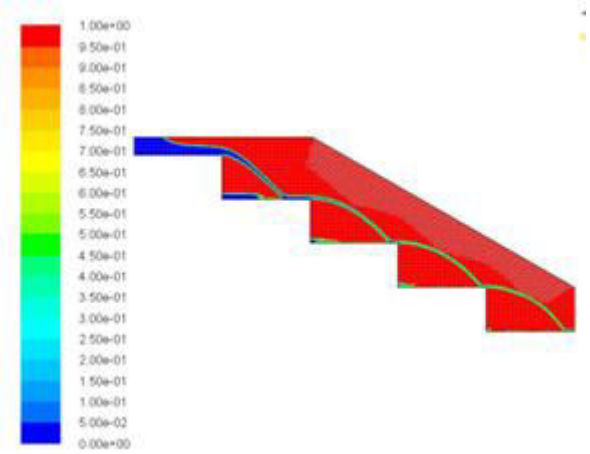


Figure -V-21– Écoulement à t = 1 s

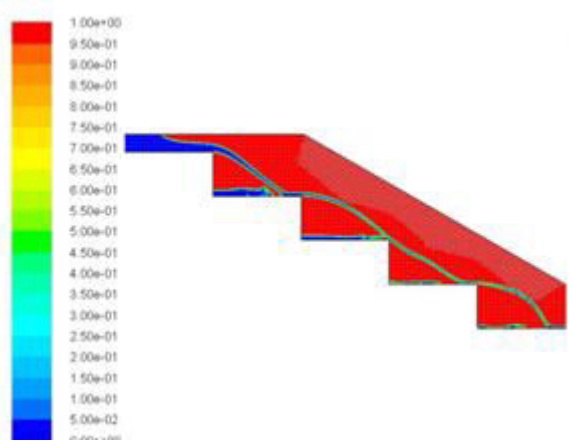


Figure -V-22– Écoulement à t = 2 s

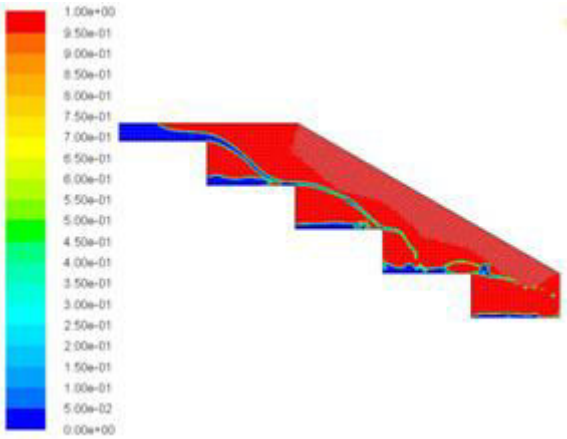


Figure -V-23– Écoulement à t = 3 s

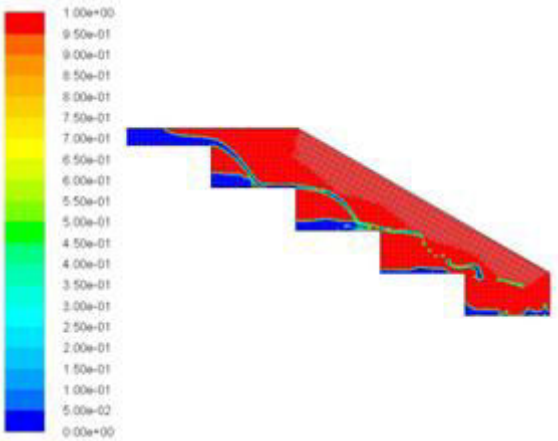


Figure -V-24– Écoulement à t = 4 s

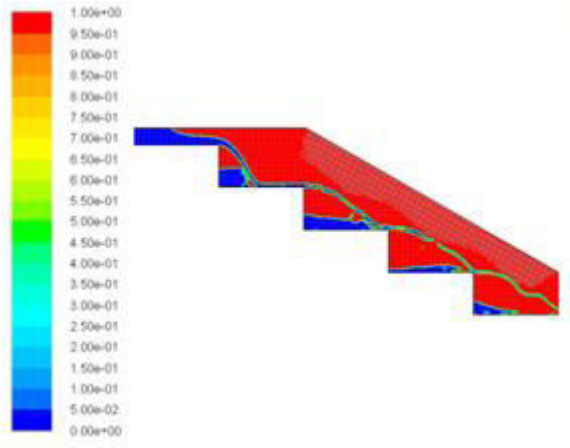


Figure -V-25– Écoulement à t = 5 s

La simulation de l'écoulement sur la première marche dans le régime nappe révèle une baisse du niveau d'eau juste avant la chute (h_c). La simulation représentée figure V-26 montre les bulles d'air entrainés par le jet d'eau dans la zone de recirculation coincée entre la contremarche et le jet d'eau.

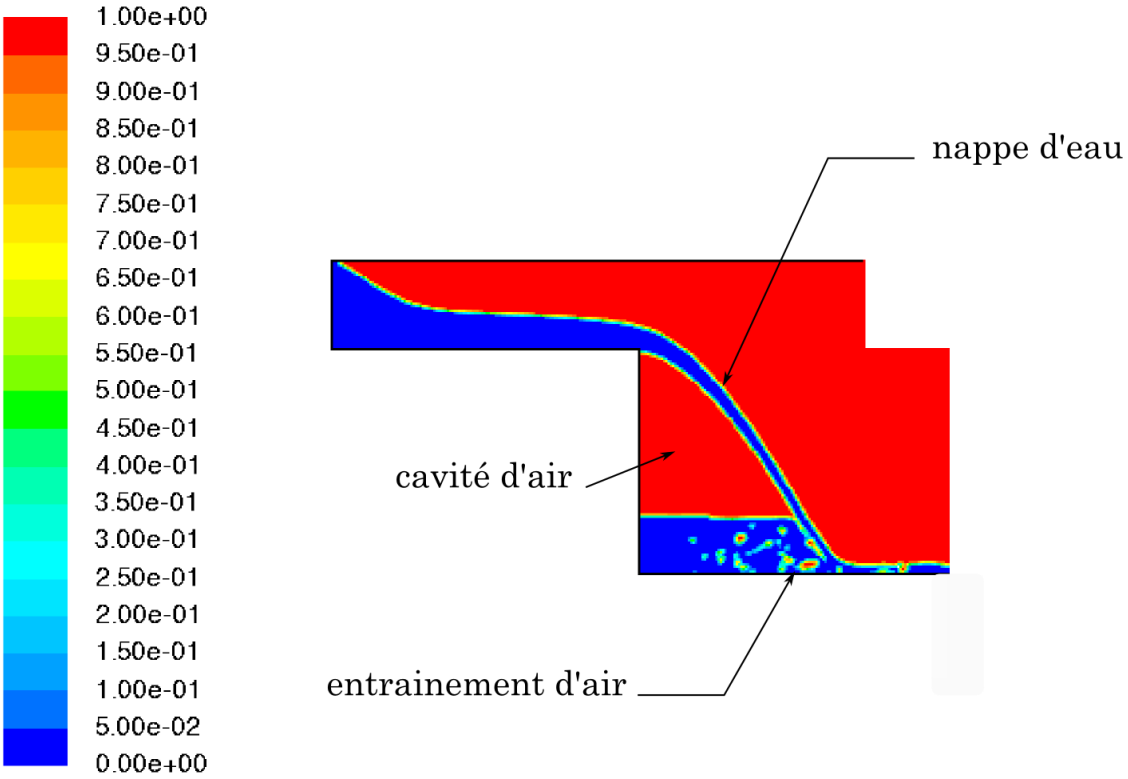


Figure -V-26- Différentes zones caractéristiques dans un écoulement sur une marche de cascade en régime nappe, (h = 10 cm et q = 1,731 L/s)

A 5 s de calcul en transitoire, l'écoulement dans sa globalité atteint un régime permanent pour la gamme de débit comprise entre 0,3 et 2,445 L/s.

Les simulations numériques du contour du profil des vitesses sur une cascade de 4 marches (h = 5 cm et l = 10 cm) sont représentées sur la figures V-27. Comme le montre cette figure, la vitesse augmente en bas de la cascade ce qui explique la fragmentation des jets d'eau observée sur la 3ème et la 4ème marche sur les figures V-23, V-24 et V-25.

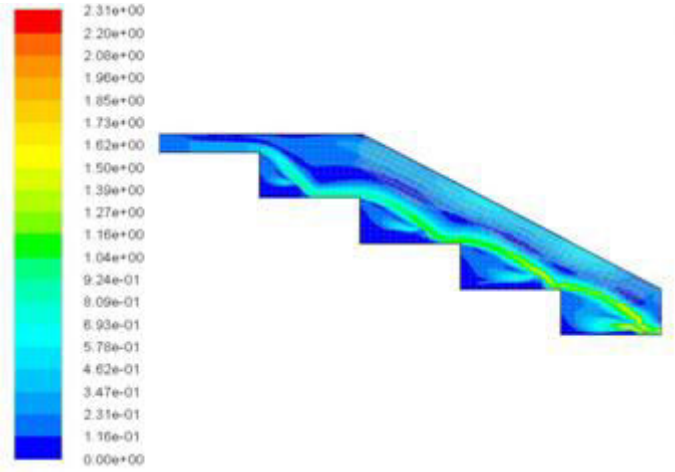


Figure -V-27- Contour des vitesses en régime nappe pour q = 0,9 L/s sur une cascade de 5 marches, (h = 5 cm, l = 10 cm)

b) *Régime de transition*

La figure V-28 montre des simulations de l'écoulement de transition en résolution transitoire dans une cascade de 5 marches (h = 5 cm et l = 10 cm) pour un débit d'écoulement de q = 2,088 L/s à des instants différents (t = 3 s, 5 s et 6 s).

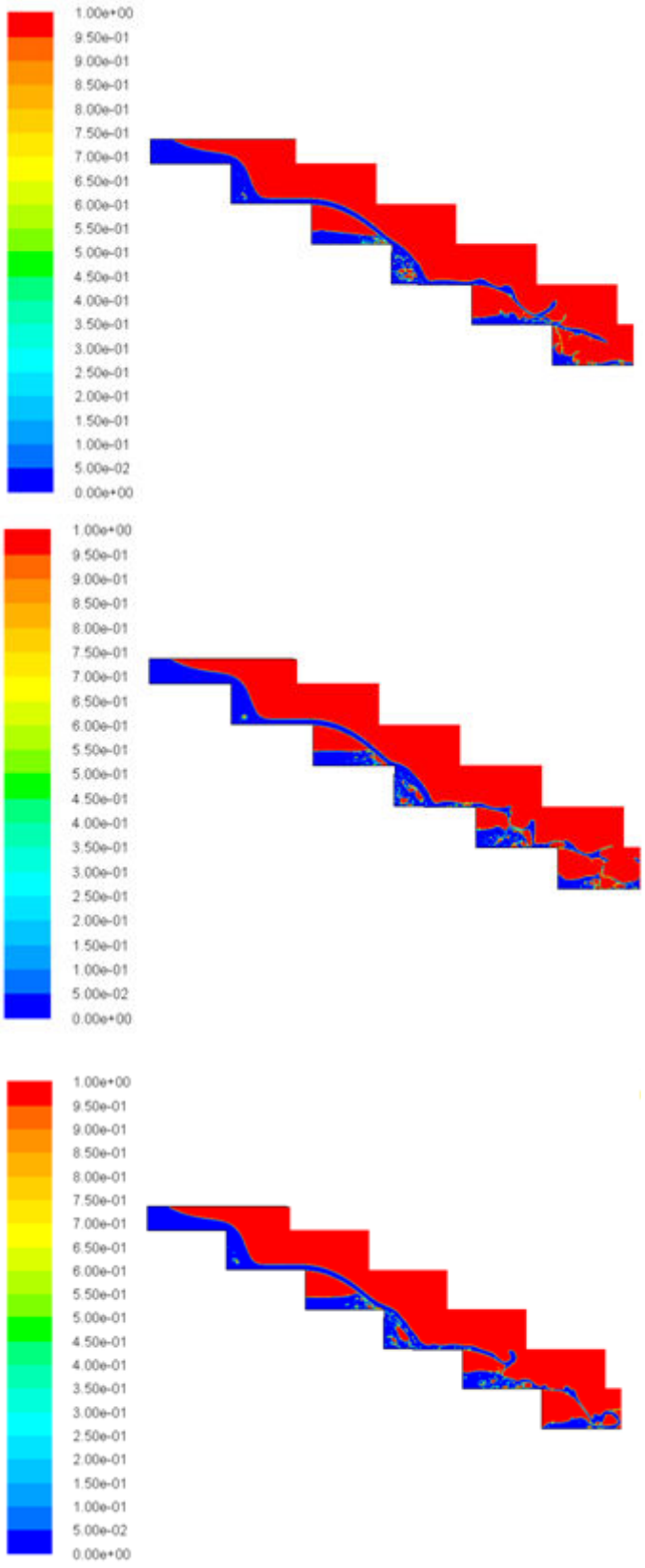


Figure -V-28– Contour des phases dans une cascade de 5 marches (h = 5 cm et l = 10 cm) en régime transitoire (q = 2,088 L/s) pour différents temps de calcul (t = 3, 5 et 6 s respectivement)

Ces simulations montrent la coexistence des types d'écoulement nappe et transition. Dans ce cas, les recoins des marches peuvent être remplies d'eau (absence du jet d'eau correspondant plus à un régime turbulent) ou présence d'une cavité d'air entre le jet d'eau et la contre marche (correspondant plus à un écoulement du type nappe).

c) *Régime fortement turbulent*

Avec l'augmentation du débit d'écoulement sur la cascade, le régime devient turbulent. La figure V-29 représente une simulation de l'écoulement à un débit de 5 L/s. Cette figure montre le remplissage des recoins des marches par l'eau conformément aux observations expérimentales avec l'existence des inclusions gazeuses plus ou moins grosses. Cependant, l'interface air-eau est « bien définie » et on ne révèle pas de zone blanchâtre à forte concentration en air en aval du point d'inception (« white water ») comme la montre la photo représentée figure V-30.

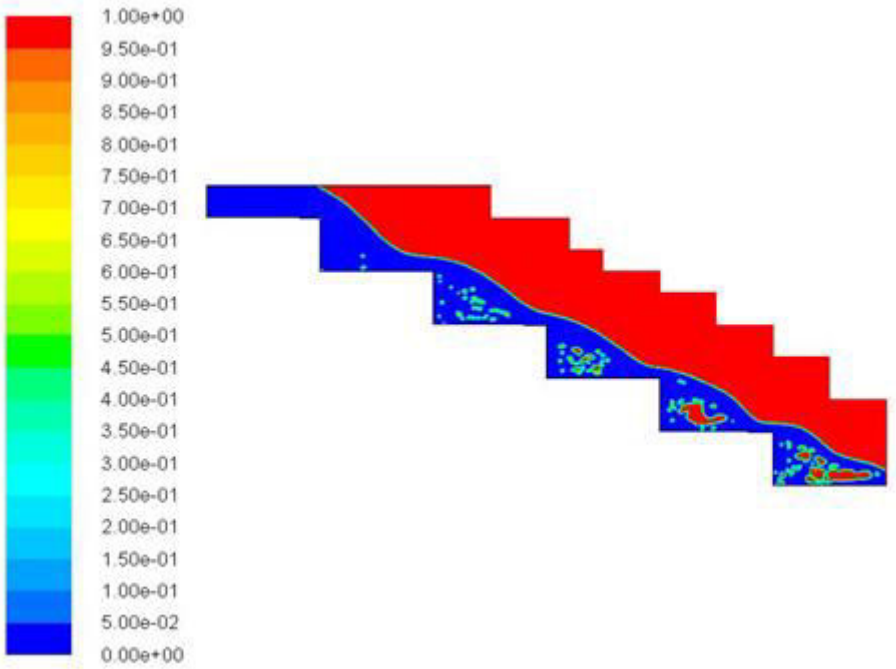


Figure -V-29- Simulation de la fraction volumique dans une cascade de 5 marches (h = 5 cm et l = 10 cm) à q = 5 L/s.



Figure -V-30- Photo d'un écoulement turbulent (Gonzalez, 2005)

En conclusion, les simulations VOF transitoire avec un solveur PISO, un couplage vitesse pression du type PRESTO!, k-ε realizable comme modèle de turbulence et GeoReconstruct comme schéma de discrétisation pour la résolution de l'équation de la fraction volumique ont permis de reproduire fidèlement l'écoulement en cascade en régime nappe et transition. Cependant, Ce modèle numérique ne permet pas de reproduire les aspects de l'écoulement fortement turbulent même en diminuant le maillage de 1 mm à 0,5 mm. Il nécessite probablement un maillage beaucoup plus fin pour pouvoir détecter les aspects de l'écoulement turbulent.

II-3) Volume d'eau et aire interfaciale dans les cascades

a) Comparaison des méthodes expérimentale et numérique d'estimation du volume d'eau sur les cascades

Les figures V-31 à V-33 montrent une comparaison de l'évolution du volume d'eau mesuré expérimentalement et calculé numériquement en fonction du débit sur trois cascades :

- 3 marches : h = 10 cm et l = 14,5 cm
- 4 marches : h = l = 10 cm
- 5 marches : h = 5 cm et l = 10 cm

Elles illustrent l'accord entre les volumes calculés suite aux expériences de traçage sur le pilote de laboratoire et les volumes estimés suite aux simulations et permettent de renforcer la pertinence des résultats de simulation.

Un bon accord entre les volumes calculés par les deux méthodes pour les faibles débits est constaté (en régime nappe). Cependant, pour les grands débits, les écarts entre les deux méthodes deviennent importants (en régime de transition).

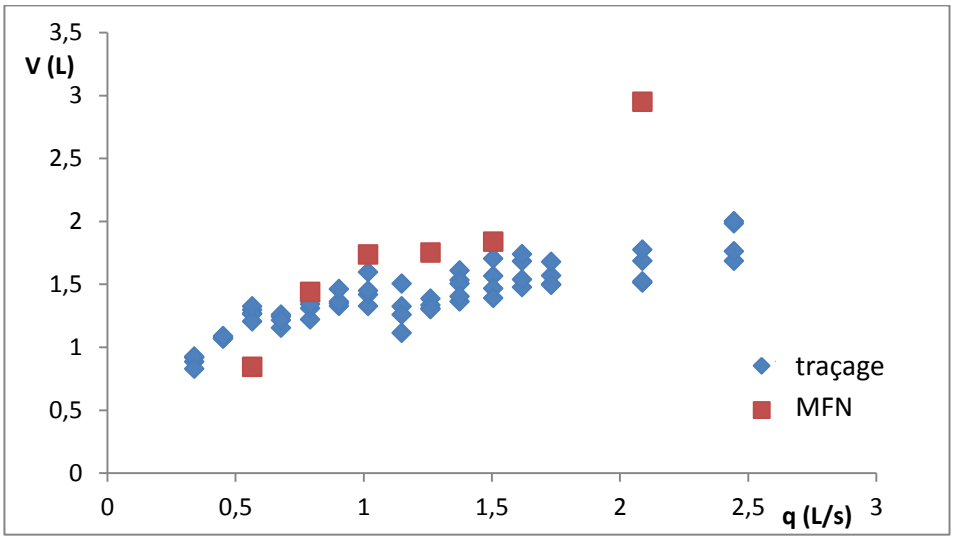


Figure -V-31– Comparaison entre les volumes d'eau mesurés par traçage et ceux calculés numériquement par MFN en fonction du débit sur une cascade de 5 marches (h = 5 cm et l = 10 cm)

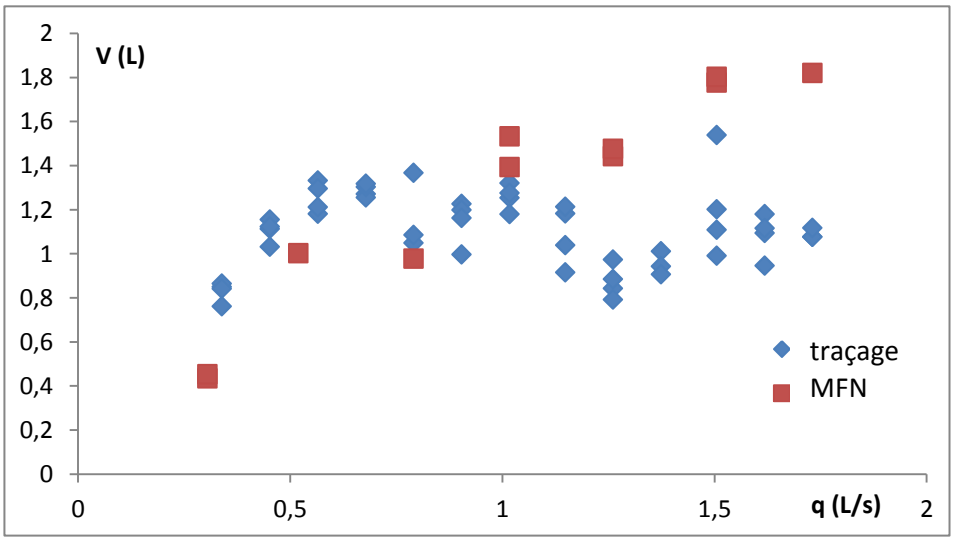


Figure -V-32– Comparaison entre les volumes d'eau mesurés par traçage et ceux calculés numériquement par MFN en fonction du débit sur une cascade de 4 marches (h = 10 cm et l = 10 cm)

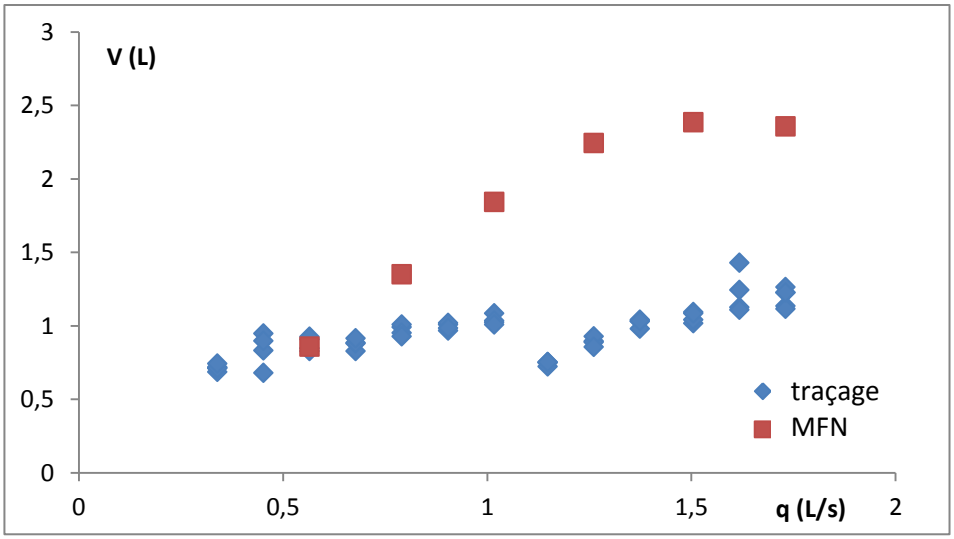


Figure -V-33– Comparaison entre les volumes d'eau mesurés par traçage et ceux calculés numériquement par MFN en fonction du débit sur une cascade de 3 marches (h = 10 cm et l = 14,5 cm)

L'ensemble des simulations correspondantes aux points sur ces trois graphes sont représentées dans l'annexe. Les écarts constatés peuvent s'expliquer par l'approximation posée en simulant en 2D et en multipliant par la largeur de la cascade pour obtenir l'interface d'échange air-eau.

b) *Evolution de l'aire d'interface air-eau*

Le transfert de matière est souvent caractérisé en termes de coefficient de transfert volumique k_La. L'aire interfaciale (a) est un paramètre clé caractérisant le phénomène de transfert gaz-liquide.

a est exprimée en m^2/m^3. C'est la surface de l'interface que présente un volume de liquide donné avec le gaz. Elle rend compte de la surface d'échange disponible pour le transfert de masse. L'aire interfaciale dépend de l'hydrodynamique du système et donc des paramètres géométriques ainsi que du débit d'écoulement.

L'aire interfaciale est souvent obtenue en estimant le diamètre moyen des bulles d'air incluses dans l'écoulement associé à la rétention gazeuse dans le milieu liquide. Dans notre cas, l'écoulement diphasique est complexe et l'existence de plusieurs zones de transfert (zone stratifiée et zone dispersée) en plus du caractère variable/instable du volume d'eau dans le système ne permet pas d'estimer facilement l'aire interfaciale gaz-liquide dans les cascades.

Le calcul par des simulations de MFN représente une alternative possible pour estimer l'aire de l'interface entre les deux milieux fluides.

Dans ce cadre, les figures (V-34 à V-39) montrent l'évolution de la surface de l'interface air-eau (en m^2) en fonction du débit pour les trois cascades simulées par la mécanique des fluides numérique pour trois cascades différentes :

- 3 marches (h = 10 cm et l = 14,5 cm)

- 4marches (h = l = 10 cm)
- 5 marches (h = 5 cm et l = 10 cm)

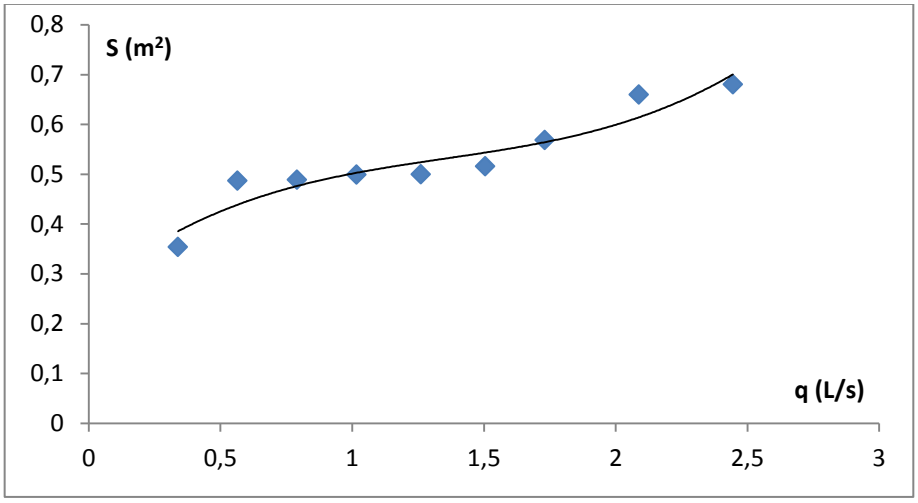


Figure -V-34- Évolution de la surface d'échange (en m^2) dans une cascade de 5 marches (h = 5 cm et l = 10 cm)

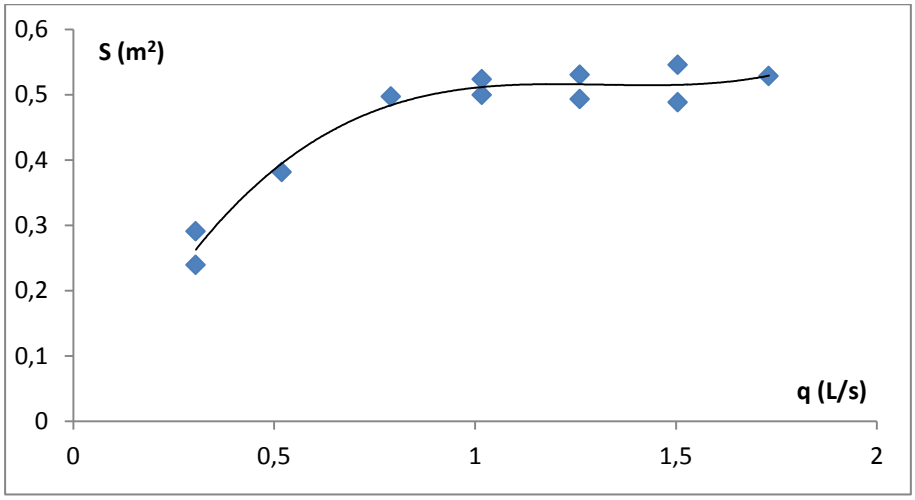


Figure -V-35- Évolution de l'aire interfaciale (en m^2) dans une cascade de 4 marches (h = l = 10 cm)

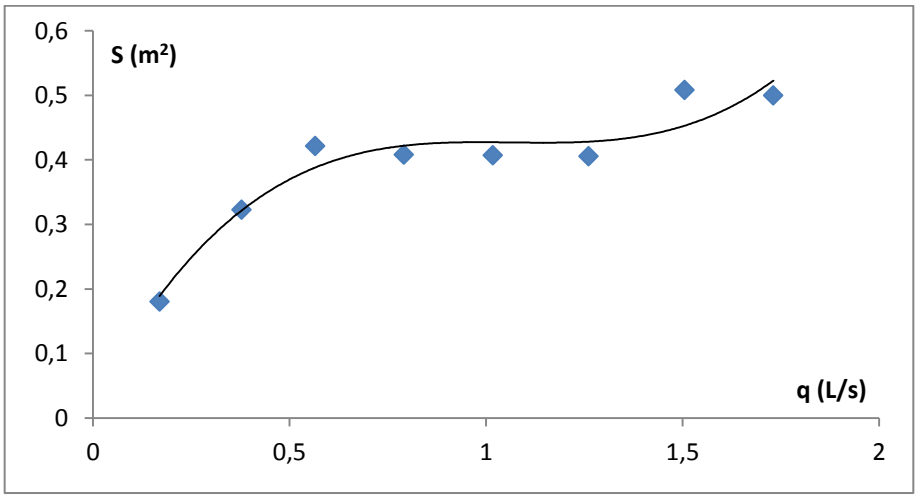


Figure -V-36- Évolution de l'aire interfaciale (en m^2) dans une cascade de 3 marches (h = 10 cm et l = 14,5 cm)

La surface d'échange S exprimée en m^2 augmente avec le débit d'écoulement comme illustré dans les figures V-34, V-35 et V-36 pour les trois cascades. Cependant, l'aire interfaciale d'échange (a) (qui est égale à la surface S rapportée au volume d'eau) sur les cascades utilisées diminue significativement d'environ 600 m^2/m^3 jusqu'à 200 m^2/m^3 pour des débits entre 0,34 et 2,445 L/s (voir figures V-37, V-38 et V-39)

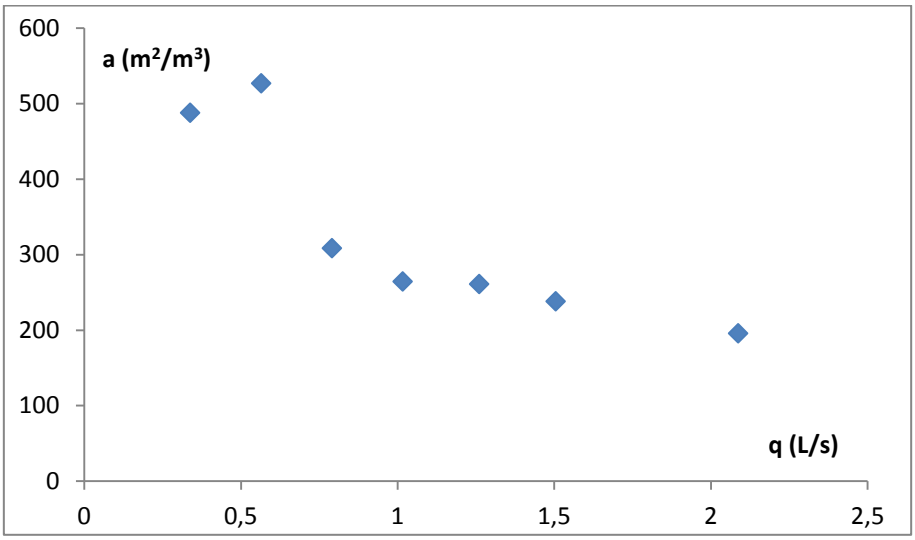


Figure -V-37- Évolution de l'aire interfaciale (en m^2/m^3) dans une cascade de 5 marches (h = 5 cm et l = 10 cm)

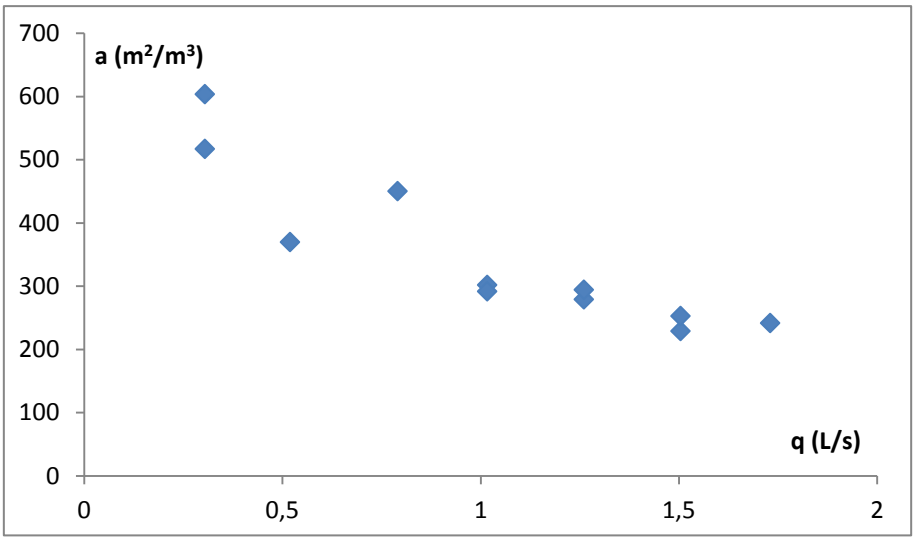


Figure -V-38- Évolution de l'aire interfaciale (en m^2/m^3) dans une cascade de 4 marches (h = l = 10 cm)

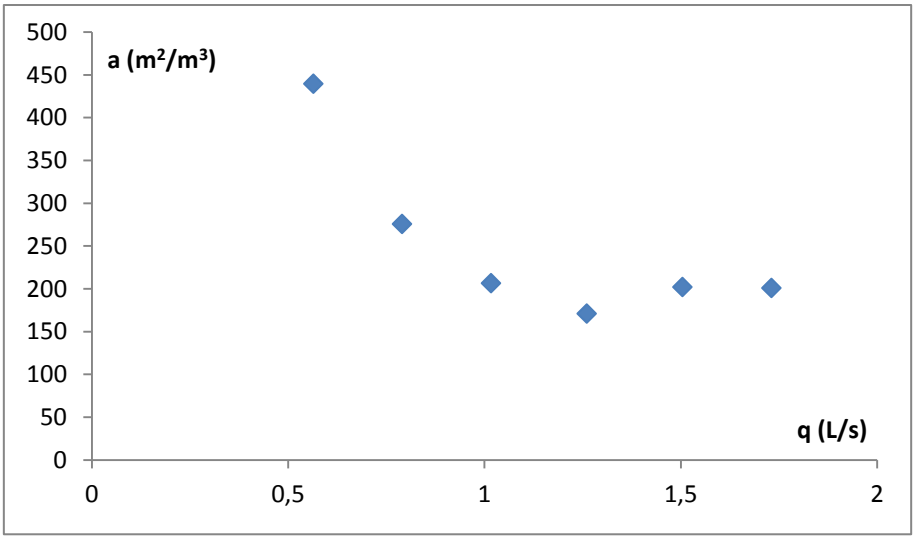


Figure -V-39- Évolution de l'aire interfaciale (en m^2/m^3) dans une cascade de 3 marches (h = 10 cm et l = 14,5 cm)

II-4) Calcul du coefficient de transfert d'oxygène volumique k_La et du coefficient k_L

Le transfert d'oxygène est une fonction de plusieurs paramètres physiques, dynamiques et géométriques regroupés dans le tableau V-7.

Tableau V-7- Ensemble des paramètres impliqués dans l'aération

Paramètre	Signification	Unités (MLTK)
ρ	Masse volumique de l'eau	$M.L^{-3}$
μ	Viscosité dynamique de l'eau	$M.L^{-1}.T^{-1}$
g	Accélération de la pesanteur	$L.T^{-2}$
q	Débit d'eau	$L^3.T^{-1}$
h	Hauteur de marche	L
l	Longueur de marche	L
H	Hauteur totale de la cascade	L
W	Largeur de la cascade	L
k_La	Coefficient de transfert d'O_2	T^{-1}

$$k_La = f\ (\rho, \mu, g, q, h, l, H, W) \qquad \text{(V-6)}$$

L'application du théorème de π-Buckingham permet de montrer que le phénomène de transfert de masse sur les cascades est une fonction de 9-3 = 6 nombres adimensionnels :

- Nombre de Reynolds Re de l'écoulement rectangulaire à surface libre en amont de l'écoulement. Connaissant la profondeur de cet écoulement h_U (qui est dépendant du débit q et de la largeur de la cascade W), le diamètre hydraulique de cet écoulement est :

$$D_H = \frac{4*section\ de\ l'écoulement}{périmètre\ mouillé} = \frac{4.W.h_U}{2.h_U+W} \qquad \text{(V-7)}$$

Le nombre de Reynolds s'exprime alors selon :

$$Re = \frac{4.\rho.q}{\mu.(2h_U+W)} \qquad \text{(V-8)}$$

- Le nombre de Froude de l'écoulement en amont de la cascade s'exprimant selon la relation :

$$Fr = \frac{V_U}{g^{1/2}.{h_U}^{1/2}} = \frac{q}{W.h_U^{3/2}.g^{1/2}} \quad \text{(V-9)}$$

- Un nombre adimensionnel comparant les vitesses d'écoulement en amont de la cascade et la vitesse de transfert d'oxygène :

$$\frac{k_L a.l}{V_U} = \frac{k_L a.l.h_U}{q_w} \quad \text{(V-10)}$$

- 3 ratios géométriques :
  - (h/l) hauteur de marche/longueur de marche représentant la tangente de la pente de la cascade tan (α).
  - (H/h) nombre de marche
  - (h_U/x) niveau d'eau en amont de la cascade rapporté à la pseudo-hauteur des marches (x est une fonction de h et l)

L'expression de $k_L a$ s'écrit ainsi :

$$\frac{k_L a.l}{V_U} = B_1.Re^{b_2}.Fr^{b_3}.(tan\,\alpha)^{b_4}\left(\frac{h_U}{x}\right)^{b_5}(n)^{b_6} \quad \text{(V-11)}$$

Le coefficient de transfert d'oxygène volumique a été mesuré pour différentes conditions opératoires.

Ainsi, 183 mesures expérimentales ont été effectuées sur les différentes cascades précédemment citées. L'ensemble de ces mesures ont été effectuées en régime nappe et de transition. Elles ont permis d'obtenir les coefficients B_1, b_2, b_3, b_4, b_5, b_6. Par conséquent, l'équation d'estimation de $k_L a$ s'écrit :

$$\frac{k_L a.l}{V_U} = 1{,}31.10^{-28}.Re^{3{,}53}.Fr^{-6.27}.(tan\,\alpha)^{-0{,}44}\left(\frac{h_U}{x}\right)^{-2{,}23}(n)^{2{,}20} \quad \text{(V-12)}$$

La figure V-40 représente l'accord entre les valeurs expérimentales et les valeurs calculées par la corrélation de $k_L a$ (équation V-12). Le calcul de l'incertitude issue de cette équation d'estimation a permis d'identifier un pourcentage d'erreur maximum de 22 % de la valeur moyenne.

D'une part, l'augmentation du nombre de Reynolds Re et du nombre des marches (H/h) conduit à une augmentation du coefficient de transfert volumique $k_L a$ sur la cascade et inversement. Cela se traduit par les exposants positifs de ces deux nombres dans la corrélation. Ce résultat signifie que l'augmentation de la vitesse d'eau et du nombre de marches dans les régimes nappe et transition implique une amélioration du transfert d'oxygène ce qui est en accord avec les observations expérimentales.

D'autre part, les exposants négatifs sur les nombres adimensionnels Fr, tan (α) et h_u/x signifient que l'augmentation du coefficient de transfert volumique par diminution de ces nombres et inversement.

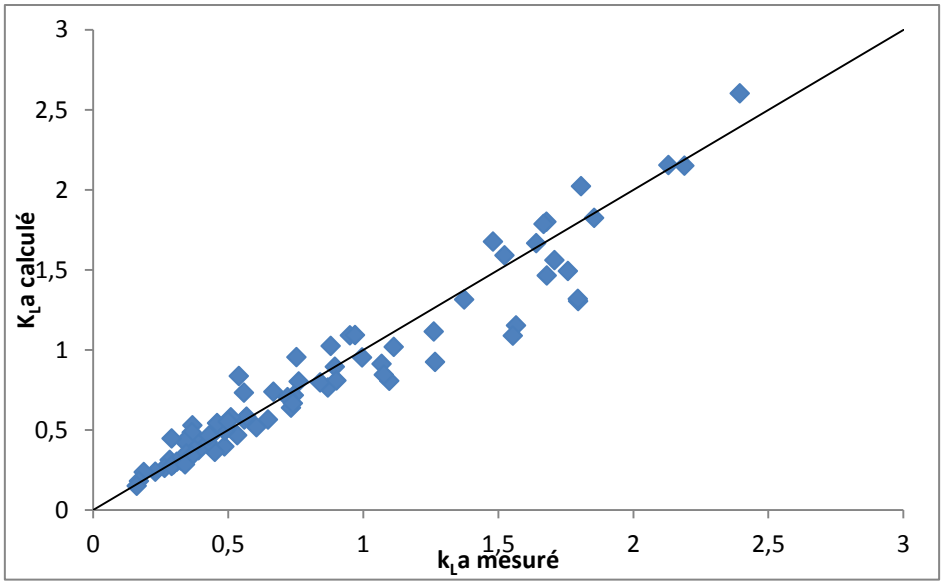


Figure -V-40– Accord entre k_La calculé par notre corrélation et k_La mesuré expérimentalement

En se basant sur les valeurs de l'aire spécifique d'échange obtenue par les simulations numériques et les volumes d'eau mesurés sur les cascades de laboratoire, le coefficient de transfert du film liquide k_L peut être déduit. L'évolution de ce coefficient avec le débit pour les trois cascades utilisées est représentée par la figure V-41. De façon générale, ce coefficient de transfert augmente légèrement avec le débit. A l'exception d'un point, il semble peu évoluer au-delà de 1 L/s ce qui correspond à un débit par unité de largeur q_w de 3,33 10^{-3} m^2/s.

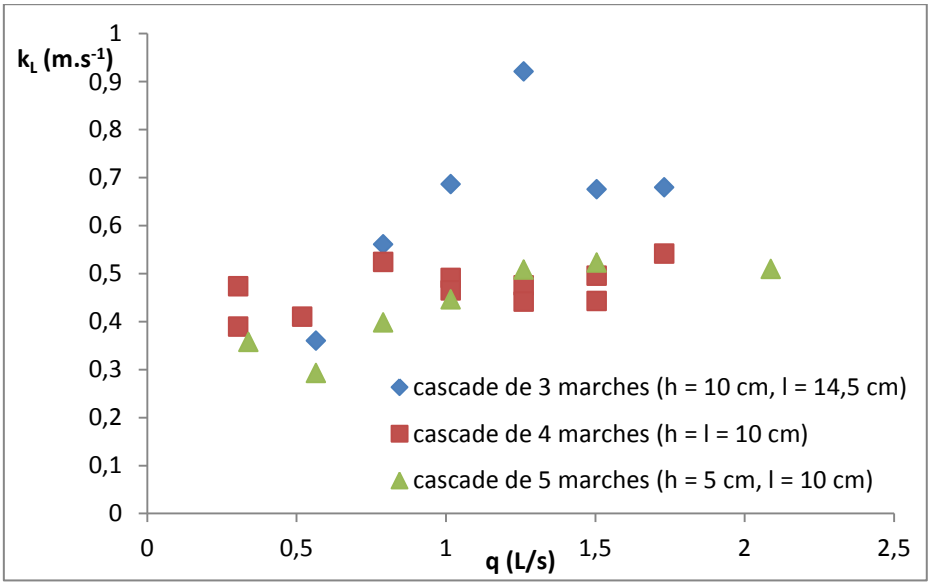


Figure -V-41- Évolution du coefficient k_L avec le débit pour 3 cascades à 3 marches (h = 10 cm, l = 14,5 cm), 4 marches (h = l = 10 cm) et 5 marches (h = 5 cm, l = 10 cm)

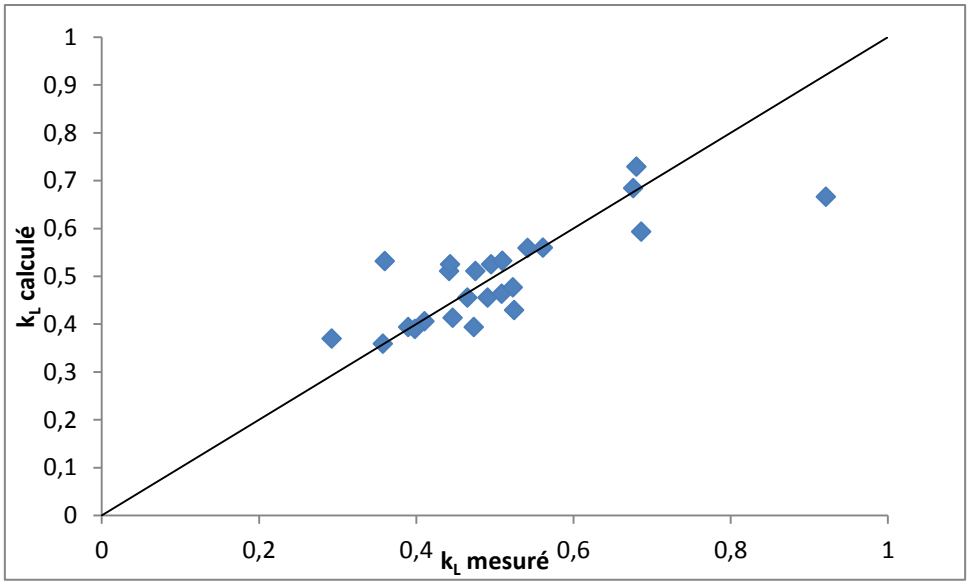


Figure -V-42- Accord entre k_L calculé et k_L mesuré

Une relation reliant ce coefficient k_L avec les différents paramètres géométriques et opératoires peut être déduite en utilisant la même démarche pour le calcul de k_La :

$$k_L = 7{,}23.10^{23}.\frac{q_w}{h_u}.Re^{-4{,}18}.Fr^{3{,}23}.(tan\,\alpha)^{0{,}94}\left(\frac{h_U}{x}\right)^{3{,}03}(n)^{-3{,}73} \qquad \text{(V-13)}$$

La figure V-42 montre l'accord entre les mesures et les calculs de k_L par la corrélation obtenue. Tous les points de k_L se trouvent dans une fourchette de 23 % autour de la droite de corrélation.

D'après ces deux corrélations, l'aire de l'interface d'échange air-eau diminue en augmentant le niveau d'eau en amont de la cascade (i.e. en augmentant le débit). L'augmentation de la hauteur de marche et la diminution de la longueur de marche favorise l'échange car il augmente l'aire spécifique d'échange. L'augmentation du nombre de marche dans une cascade favorise une augmentation de l'aire spécifique d'échange air-eau (a).

III) Conclusion

La technique de traçage a permis de mesurer les volumes d'eau moyens sur les cascades en fonction des conditions opératoires. Pour une cascade donnée, l'évolution du volume d'eau en fonction du débit connait trois phases dans la gamme de débit étudiée (0,34 L/s – 2,445 L/s) : une phase de croissance suivie d'une phase de décroissance et enfin d'une phase de croissance. Cette évolution est similaire à l'évolution de l'efficacité d'aération dans les cascades en fonction du débit. Par ailleurs, l'évolution du temps de séjour moyen en fonction du débit est représentée par deux segments de droites de pentes différentes ainsi en régime nappe la diminution du temps de séjour est plus sensible à l'augmentation du débit. Au-delà du point de changement de pente de $t_s = f(q)$, le régime d'écoulement devient du type transitoire et la décroissance de la courbe $t_s = f(q)$ devient moins sensible à l'augmentation du débit.

Les simulations numériques de l'écoulement ont permis de représenter fidèlement les différents aspects de l'écoulement dans les régimes nappe et transition. Toutefois, en régime fortement turbulent, les calculs n'ont pas permis d'identifier la zone de forte concentration en bulles d'air séparant l'eau de l'air environnant et se situant après le point d'inception dans la cascade.

La configuration optimale en termes de précision des résultats, facilité de convergence et temps de calcul est :

- Solveur : PISO transitoire
- Couplage vitesse-pression : PRESTO!
- Traitement des équations Explicit
- Schéma de discrétisation de la fraction volumique : GeoReconstruct
- Modèle de turbulence : k-ε Realizable

Les simulations ont permis d'estimer l'aire de l'interface d'échange. Cette dernière diminue avec l'augmentation du débit d'écoulement sur la cascade. Cela signifie que l'augmentation du débit sur la cascade contribue à une augmentation plus rapide du volume d'eau que de la surface d'échange.

L'ensemble de ces résultats a permis d'élaborer selon le théorème de π-Buckingham une corrélation semi-empirique composée de 6 nombres adimensionnels aux puissances permettant de prédire le coefficient de transfert volumique d'oxygène sur les cascades avec une incertitude maximum de 22 % pour des débits compris entre 0,34 et 2,445 L/s, 5 cm < h < 10 cm, 10 cm < l < 14,5 cm et 0,25 cm < H < 0,4 cm.

Conclusion et perspectives

L'aération est un mécanisme important dans le processus d'autoépuration des milieux aquatiques. L'oxygène dissous permet d'assurer une dégradation de la pollution organique par les microorganismes aérobie dans les cours d'eau et principalement dans la zone hyporhéique. Un manque d'oxygène amène une diminution de la capacité des bactéries aérobie à consommer la pollution biodégradable. L'oxygène représente un critère de qualité des eaux naturelles. L'objectif de cette thèse était d'étudier le transfert d'oxygène dans les écoulements à surface libre par les structures hydrauliques : les cascades et les chutes simples. L'aération dans ces structures est réalisée en exploitant l'énergie hydraulique de l'écoulement et la force de gravité pour créer des conditions de turbulence favorables au transfert d'oxygène air-eau. Pour réaliser cette étude, une intrapolation de la taille de structures réelles à l'échelle du laboratoire a été réalisé dans l'objectif de mener les expériences dans un pilote modulable en géométrie. Ce pilote a permis d'effectuer des mesures d'oxygénation par des sondes d'oxygène à mesure optique ainsi que de réaliser des expériences de traçage pour accéder aux volumes d'eau s'écoulant sur les marches des cascades en fonction des différents paramètres géométriques et opératoires. Le pilote a aussi l'avantage de permettre les désoxygénations nécessaires préalables à la mesure d'oxygénation ; désoxygénation impossible dans les rivières. Outre les expériences menées sur pilote, des calculs numériques par MFN ont permis de simuler les écoulements et comprendre le comportement hydrodynamique sur les cascades.

L'évaluation du transfert de matière gaz-liquide se fait généralement en calculant le coefficient de transfert volumique k_{LA}. Dans les publications traitant l'aération dans les cascades et les chutes d'eau, l'évaluation du transfert se fait en fonction de l'efficacité d'aération E. Il existe de nombreuses corrélations permettant d'estimer l'efficacité d'aération, mais elles n'incluent pas tous les paramètres d'influence sur le transfert et sont généralement spécifiques aux dispositifs sur lesquels elles ont été élaborées ou dans des conditions proches. Par ailleurs, elles ne prennent pas en compte certaines spécificités hydrauliques comme les régimes d'écoulement par exemple.

Les expériences de mesure d'oxygénation, que nous avons conduites ont permis d'étudier l'influence des différents paramètres géométriques sur l'efficacité de transfert dans les cascades et les chutes. Ces mesures expérimentales sur le pilote ont été complétées par les données déjà publiées dans la littérature et traitées par une analyse dimensionnelle.

Pour l'aération en cascades, trois corrélations semi-empiriques de prédiction de l'efficacité d'aération ont été établies en fonction du régime d'écoulement de 4 nombres adimensionnels: le nombre de Reynolds (Re), le nombre de marches (n), la pente de la cascade ($\tan \alpha$) et du ratio hauteur critique d'eau (h_c) sur la hauteur de la cascade (H) (h_c/H intègre aussi l'effet du débit).

En régime nappe :

$$E_{20} = 0{,}331.R_e^{-0{,}048}.n^{0{,}687}.\left(\frac{h_c}{H}\right)^{0{,}169}.(\tan\alpha)^{0{,}234}$$

En régime de transition :

$$E_{20} = 0{,}403\,.R_e^{-0{,}042}.n^{0{,}670}.\left(\frac{h_c}{H}\right)^{0{,}297}.(\tan\alpha)^{0{,}211}$$

En régime turbulent :

$$E_{20} = 1{,}4\,.10^{-4}.R_e^{0{,}536}.n^{-0{,}348}.\left(\frac{h_c}{H}\right)^{-1{,}186}$$

Ces corrélations permettent une estimation de l'aération avec une fourchette d'erreur 16,5 %.

La sensibilité de l'efficacité d'aération aux différents paramètres change d'un régime à l'autre, ce qui explique le changement des exposants des nombres adimensionnels entre les trois régimes d'écoulement.

L'analyse de ces résultats a permis de déduire que, de façon générale, dans les écoulements nappe et de transition, l'aération augmente avec le débit, le nombre de marche et la pente de la cascade (tan α). Cependant, en régime d'écoulement turbulent la tendance est inverse quand ces trois paramètres augmentent. Dans une démarche de réaération, il est utile de favoriser un régime nappe voire un régime de transition, mais le régime turbulent est donc à éviter.

L'aération maximale dans un système donnée peut être atteinte si la relation suivante entre les paramètres géométriques et opératoires est satisfaite :

$$\frac{\mathrm{n}}{\cos(\alpha)} \approx \frac{2{,}59.\mathrm{H}}{\mathrm{q_w}^{2/3}}$$

Dans les chutes d'eau simples, la même démarche a permis de regrouper les paramètres d'influence (hauteur de chute, niveau d'eau en aval et débit d'eau) dans une corrélation semi-empirique à 3 nombres adimensionnels permettant de prédire l'efficacité d'aération.

$$E_{20} = 2{,}97.10^{-5}.Re_j^{0{,}538}.Fr_j^{1{,}657}.\left(\frac{Z_t}{z}\right)^{0{,}142}$$

Une condition sur le ratio Z_t/z qui permet de maximiser l'aération dans les chutes sur a été déduite de cette étude :

$$\frac{Z_t}{z} = 0{,}165\ m$$

En termes de transfert d'oxygène, la comparaison entre les deux systèmes d'aération a souligné l'intérêt, lorsque cela est possible de fractionner la chute et ainsi de la transformer en cascade.

Une modélisation plus fine de l'aération en cascade a aussi été élaborée en étudiant minutieusement le mécanisme de transfert d'oxygène afin d'accéder aux données locales (volume d'eau sur la cascade et aire de l'interface d'échange). Les expériences de traçage et les simulations numériques ont été les deux leviers permettant d'accéder à ces deux données.

Les résultats de traçage ont permis de révéler une similitude de l'évolution du volume et de l'efficacité d'aération en fonction des différents paramètres opératoires et géométriques. L'évolution du temps de séjour dans la cascade avec le débit a permis d'identifier le passage entre le régime nappe et le régime de transition.

La détermination expérimentale de l'aire d'interface air-eau dans les cascades est très difficile, des calculs numériques en VOF ont permis d'en faire une estimation. Ces simulations ont permis de représenter plus ou moins fidèlement les différentes zones de l'écoulement nappe (nappe d'eau, zone de recirculation, entrainement des bulles d'air) et les fluctuations caractéristiques de l'écoulement de transition. Toutefois, les simulations en régime fortement turbulent ne permettent pas de simuler correctement la zone de forte concentration en bulles d'air se situant dans la zone aérée après le point d'inception (« inception point »).

Les principales conclusions tirées de l'étude numérique de l'écoulement en cascade :

- L'aire de l'interface air-eau diminue avec l'augmentation du débit (et par conséquent avec l'augmentation du niveau d'eau en amont h_U).
- L'aire spécifique, a, est proportionnelle au rapport longueur/hauteur de marche.
- L'augmentation du nombre de marches améliore le transfert, par l'augmentation de l'aire spécifique a.

L'ensemble des mesures expérimentales d'oxygénation, des mesures de temps de séjour et des simulations en VOF ont été exploitées pour élaborer une corrélation semi-empirique composée de 5 nombres adimensionnels et permettant d'estimer le coefficient de transfert volumique d'oxygène k_La sur les cascades avec une incertitude maximale de 22 % pour des débits compris entre 10^{-3} et 8,15. 10^{-3} m²/s, des hauteurs de marches compris entre 5 et 10 cm, des longueurs de marches allant de 10 à 14,5 cm et des hauteurs totales de cascades entre 0,25 et 0,4 cm :

$$\frac{k_L a.\, l}{V} = 1{,}31.10^{-28}.Re^{3{,}53}.Fr^{-6{,}27}.(\tan\alpha)^{-0{,}44}.\left(\frac{h_U}{x}\right)^{-2{,}23}.(n)^{2{,}20}$$

Connaissant l'aire spécifique d'échange air-eau a, le coefficient k_L peut être calculé selon :

$$k_L = 7{,}23.10^{23}.\frac{q_w}{h_u}.Re^{-4{,}18}.Fr^{3{,}23}.(\tan\alpha)^{0{,}94}.\left(\frac{h_U}{x}\right)^{3{,}03}.(n)^{-3{,}73}$$

Perspectives

Dans le présent travail, les propriétés de l'écoulement air-eau dans les cascades ont été étudiées. Les résultats ont permis de rendre compte de l'évolution de ces propriétés en fonction des différents paramètres et des modèles de calcul d'aération en termes de E, k_La et k_L. Le modèle de calcul d'efficacité d'aération a été comparé aux anciens modèles dans les publications. Dans les cascades, les simulations par la mécanique des fluides numérique sont susceptibles d'être améliorées et consolideraient l'étude de l'aération dans les cascades. Ainsi, il faudrait réaliser des simulations en 3 dimensions grâce à des processeurs de calculs plus puissants ce qui permettraient d'améliorer l'accord avec les résultats expérimentaux et de représenter un support plus solide de comparaison avec les expériences. L'hypothèse de symétrie perpendiculairement au sens de l'écoulement est discutable. Un modèle numérique plus complet peut aussi être élaboré en ajoutant une composante de transfert de masse dans le schéma de résolution par CFD permettant de prédire la concentration en oxygène dissous dans l'eau sur les cascades et ainsi d'élaborer des modèles de calcul des coefficients de transfert k_La et k_L.

La modélisation du transfert a été limitée aux cascades simples. La modélisation des systèmes de cascades plus complexes, telles que les cascades en labyrinthes (qui se rapproche plus de la réalité) augmentant l'interface d'échange, permettraient de fournir des éléments pour la conception de cascade plus efficace en matière d'aération.

L'utilité de ce travail réside dans la fourniture d'éléments de dimensionnement des aérateurs s'inscrivant dans une démarche d'amélioration de l'efficacité des processus biologiques de l'autoépuration. L'application de cette étude pourrait être utile pour l'aération des eaux en vue de leur affinage dans les filières de traitement biologiques des eaux usées (ZRV : zones de rejet végétalisées).

De même, les chutes d'eau étudiées sont des chutes simples et le modèle d'aération élaboré se limite à ce type de chute. Ce modèle de calcul d'efficacité d'aération dans les chutes peut être étendu à des systèmes d'aérations similaires en augmentant, à titre d'exemple, l'aire spécifique d'échange en divisant l'écoulement amont de la chute en plusieurs jets parallèles. Par ailleurs, l'outil de la mécanique des fluides numérique serait d'utilité pour accéder aux propriétés diphasiques de l'écoulement et ainsi conduire à un modèle de transfert d'oxygène plus élaboré.

D'autres systèmes d'aérations peuvent se révéler intéressants, dans la cadre de la réoxygénation des eaux de rivières tel que l'interaction roche écoulement. L'étude de ces configurations serait utile pour la restauration des rivières.

Références bibliographiques

APHA (1992). Standard methods for the examination of water and wastewater. *American public health association*, NY.

Apted, R. W., & Novak, P. (1973). Some studies of oxygen uptake at weirs. In *Proc. of the XV Congress, IAHR Paper B* (Vol. 23, pp. 177-186).

Avery, S. T., & Novak, P. (1978). Oxygen transfer at hydraulic structures. *Journal of the Hydraulics Division*, *104*(11), 1521-1540.

Azbel, D. (1981). *Two-phase flows in chemical engineering*. Cambridge University Press.

Baylar, A., & Bagatur, T. (2000). Aeration performance of weirs. *WATER SA-PRETORIA-*, *26*(4), 521-526.

Baylar, A., & Bagatur, T. (2001a). Oxygen transfer efficiency: Aeration performance of weirs. *Water Engineering &*

Baylar, A., & Bagatur, T. (2001b). Oxygen transfer efficiency: Aeration performance of weirs. *Water Engineering & Management, Part: 2*, 148(4), 14–16.

Baylar, A., & Bagatur, T. (2006). Experimental studies on air entrainment and oxygen content downstream of sharp-crested weirs. *Water and environment Journal*, *20*(4), 210-216.

Baylar, A., & Emiroglu, M. E. (2002). The effect of sharp-crested weir shape on air entrainment. *Canadian Journal of Civil Engineering*, *29*(3), 375-383.

Baylar, A., & Emiroglu, M. E. (2003). Study of aeration efficiency at stepped channels. *Proceedings of the ICE-Water and Maritime Engineering*, *156*(3), 257-263.

Baylar, A., & Emiroglu, M. E. (2007). The role of weir types in entrainment of air bubbles. *International Journal of Science and Technology*, *2*(2), 143-154.

Baylar, A., Bagatur, T., & Emiroglu, M. E. (2007a). Prediction of oxygen content of nappe, transition, and skimming flow regimes in stepped-channel chutes. *Journal of Environmental Engineering and Science*, *6*(2), 201-208.

Baylar, A., Bagatur, T., & Emiroglu, M. E. (2007b). Aeration efficiency with nappe flow over stepped cascades. *Proceedings of the ICE-Water Management*, *160*(1), 43-50.

Baylar, A., Bagatur, T., and Tuna, A. (2001). Aeration Performance of Triangular-Notch Weirs. *Journal of the Chartered Institution of Water and Environmental Management*, **15**(3), 203-206.

Baylar, A., Emiroglu, M. E., & Bagatur, T. (2006). An experimental investigation of aeration performance in stepped spillways. *Water and Environment Journal*, *20*(1), 35-42.

Baylar, A., Unsal, M., & Ozkan, F. (2010). Hydraulic structures in water aeration processes. *Water, Air, & Soil Pollution*, *210*(1-4), 87-100.

Baylar, A., Unsal, M., & Ozkan, F. (2011). GEP modeling of oxygen transfer efficiency prediction in aeration cascades. *KSCE Journal of Civil Engineering*,*15*(5), 799-804.

Bernhardt, E. S., Sudduth, E. B., Palmer, M. A., Allan, J. D., Meyer, J. L., Alexander, G., Follastad-Shah, J., Hassett, B., Jenkinson, R., Lave, R., Rumps, J., & Pagano, L. (2007). Restoring rivers one reach at a time: results from a survey of US river restoration practitioners. *Restoration Ecology*,*15*(3), 482-493.

Brusseau, M. L., & Bohn, H. L. (1996). Chemical processes affecting contaminant fate and transport in soil and water. *Pollution science*, 61-78.

Chanson H. (1999). The Hydraulics of Open Channel Flow: An Introduction. *Elsevier Butterworth-Heinemann Linacre House*, 249-389.

Chanson, H. (1994). Hydraulics of stepped spillways and cascades. In *1994 International Conference on Hydraulics in Civil Engineering:'Hydraulics Working with the Environment'; Preprints of Papers* (p. 217). Institution of Engineers, Australia.

Chanson, H. (1998, January). Review of Studies on Stepped Channel Flows. In *Workshop on Flow Characteristics around Hydraulic Structures and River Environment, Hydraulic Characteristics of Stepped Channel Flows* (No. 1, pp. 1-1).

Chanson, H. (2001). Historical development of stepped cascades for the dissipation of hydraulic energy. *Transactions, Newcomen Society for the Study of the History of Engineering and Technology*, *71*(2), 295-318.

Chanson, H. (2001). The Hydraulics of Stepped Chutes and Spillways. *Balkema*, Lisse, The Netherlands (ISBN 90 5809 352 2).

Chanson, H. (2006). Hydraulics of skimming flows on stepped chutes: The effects of inflow conditions?. *Journal of Hydraulic Research*, *44*(1), 51-60.

Chanson, H., & Toombes, L. (1997). *Flow aeration at stepped cascades* (No. CE155).

Chanson, H., & Toombes, L. (2001). *Experimental investigations of air entrainment in transition and skimming flows down a stepped chute: application to embankment overflow stepped spillways* (No. CE 158, pp. 1-74). Department of Civil Engineering, University of Queensland.

Cheng, X., Chen, Y., & Luo, L. (2006). Numerical simulation of air-water two-phase flow over stepped spillways. *Science in China Series E: Technological Sciences*, *49*(6), 674-684.

Chern, J. M., & Yang, S. P. (2004). Measuring and modeling of oxygen transfer rate in a drop structure. *Industrial & engineering chemistry research*, *43*(23), 7657-7663.

Cokgor, S., & Kucukali, S. (2004). Oxygen transfer in flow around and over stones placed in a laboratory flume. *Ecological Engineering*, *23*(3), 205-212.

Danckwerts, P. V. (1951). Significance of liquid-film coefficients in gas absorption. *Industrial & Engineering Chemistry*, *43*(6), 1460-1467.

Dobbins, W. E. (1956). The nature of the oxygen transfer coefficient in aeration systems. *Biological treatment of sewage and industrial wastes*, *1*(pt 2), 1.

Eghbalzadeh, A., & Javan, M. (2012). Comparison of Mixture and VOF Models for Numerical Simulation of Air–entrainment in Skimming Flow over Stepped Spillways. *Procedia Engineering*, *28*, 657-660.

Emiroglu, M. E., & Baylar, A. (2003b). The effect of broad-crested weir shape on air entrainment. *Journal of Hydraulic Research*, *41*(6), 649-655.

Emiroglu, M. E., & Baylar, A. (2006). Self-aeration in smooth and stepped chutes. *Int J Sci Technol*, *1*(2), 105-113.

Emiroglu, M. E., & Baylar, A. (2003a). Experimental study of the influence of different weir types on the rate of air entrainment. *Water quality research journal of Canada*, *38*(4), 769-783.

Essery, I. T. S., Tebbutt, T. H. Y., & Rasaratnam, S. K. (1978). *Design of spillways for re-aeration of polluted waters*. Construction Industry Research and Information Association.

Fletcher D. F., C. Xuereb (2004). Mécanique des fluides numérique, techniques ingénieur, J1050, 1-11.

Foree, E.G. (1976). Reaeration and Velocity Prediction for Small Streams." Jl of Envir. Engrg., *ASCE, Vol. 102, No. EE5*, 937-952.

Gameson, A. L. H. (1957). Weirs and aeration of rivers. *Journal of the Institution of Water Engineers*, *11*(5), 477-490.

Gameson, A. L. H., Vandyke, K. G., & Ogden, C. G. (1958). The effect of temperature on aeration at weirs. *Water and Water Engineering (British) v*, *753*(62), 489.

Ghaly, A. E., & Kok, R. (1988). The effect of sodium sulfite and cobalt chloride on the oxygen transfer coefficient. *Applied biochemistry and biotechnology*, *19*(3), 259-270.

Gholamrez, D., N., Mohammadreza, H.,Bibi Sedigeh, F., B., (2007). The effect of temperature on thermodynamic parameters of micellization of some surfactants. *Journal of applied science*, 7(1), 47-52.

Gonzalez, C. A. (2005). An experimental study of free-surface aeration on embankment stepped chutes. Thèse, Department of Civil Engineering, l'university de Queensland.

Gulliver, J. S., & Rindels, A. J. (1993). Measurement of air-water oxygen transfer at hydraulic structures. *Journal of Hydraulic Engineering*, *119*(3), 327-349.

Gulliver, J. S., Thene, J. R., & Rindels, A. J. (1990). Indexing gas transfer in self-aerated flows. *Journal of environmental engineering*, *116*(3), 503-523.

Gulliver, J. S., Wilhelms, S. C., & Parkhill, K. L. (1998). Predictive capabilities in oxygen transfer at hydraulic structures. *Journal of hydraulic engineering*,*124*(7), 664-671.

Hinze, J. O. (1955). Fundamentals of the hydrodynamic mechanism of splitting in dispersion processes. *AIChE Journal*, *1*(3), 289-295.

Holler, A.G. (1971). The Mechanism Describing Oxygen Transfer from the Atmosphere to Discharge through Hydraulic Structures. " Proc. 14th IAHR Congress, Vol. 1, Paper A45, Paris, France, 372-382.

http://ec.europa.eu/environment/pubs/pdf/factsheets/wfd/fr.pdf#page=1&zoom=auto,0,842

http://ec.europa.eu/environment/water/water-framework/pdf/CWD-2012-379_EN Vol1.pdf

http://ec.europa.eu/environment/water/water-framework/pdf/CWD-2012-379_EN-Vol2.pdf

Joshi, J. B., Nere, N. K., Rane, C. V., Murthy, B. N., Mathpati, C. S., Patwardhan, A. W., & Ranade, V. V. (2011). CFD simulation of stirred tanks: comparison of turbulence models. Part I: radial flow impellers. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, *89*(1), 23-82.

Kim, J., & Walters, R. W. (2001). Oxygen transfer at low drop weirs. *Journal of environmental engineering*, *127*(7), 604-610.

Kolmogorov, A. N. (1941). Dissipation of energy in locally isotropic turbulence. In *Dokl. Akad. Nauk SSSR* (Vol. 32, No. 1, pp. 16-18).

Kondolf, G. M., Anderson, S., Lave, R., Pagano, L., Merenlender, A., & Bernhardt, E. S. (2007). Two decades of river restoration in California: what can we learn?. *Restoration ecology*, *15*(3), 516-523.

Kucukali, S., & Cokgor, S. (2008). Boulder-flow interaction associated with self-aeration process. *Journal of Hydraulic Research*, *46*(3), 415-419.

Labocha, M., Corsi, R. L., & Zytner, R. G. (1996). Parameters influencing oxygen uptake at clarifier weirs. *Water environment research*, 988-994.

Lallemand A. (2000). Ecoulement des fluides : dynamique des fluides réels. *Techniques ingénieur*, BE8157, 1-21.

Lamont, J. C., & Scott, D. S. (1970). An eddy cell model of mass transfer into the surface of a turbulent liquid. *AIChE Journal*, *16*(4), 513-519.

Levich, V. G. (1962). *Physicochemical hydrodynamics* (Vol. 689). Englewood Cliffs, NJ: Prentice-Hall.

Lewis, W. K., & Whitman, W. G. (1924). Principles of gas absorption. *Industrial & Engineering Chemistry*, *16*(12), 1215-1220.

Management, Part: 1, 148(3), 33–36.

MastropietrO, M.A. (1968). Effects of Dam Reaeration on Waste Assimilation Capacities of the Mohawk River. *Proc. 23rd Industrial Waste Conf., Engineering Extension Series, No. 132, Part 2, Purdue University*, 754-765.

Mckeogh, E., & Elsawy, E. M. (1980, June). Effect of turbulence intensity on the rate of air entrainment by plunging water jets. In *ICE proceedings* (Vol. 69, No. 2, pp. 425-445). Thomas Telford.

Moog, D. B., & Jirka, G. H. (1994). Macro-roughness effects on stream reaeration. In *Proceedings of Hydraulic Engineering National Conference* (pp. 994-998).

Moraveji, M. K., Mohsenzadeh, E., Fakhari, M. E., & Davarnejad, R. (2012). Effects of surface active agents on hydrodynamics and mass transfer characteristics in a split-cylinder airlift bioreactor with packed bed. *Chemical Engineering Research and Design*, *90*(7), 899-905.

Nakasone, H. (1987). Study of aeration at weirs and cascades. *Journal of environmental engineering*, *113*(1), 64-81.

Nikseresht, A. H., Talebbeydokhti, N., & Rezaei, M. J. (2013). Numerical simulation of two-phase flow on step-pool spillways. *Scientia Iranica*, *20*(2), 222-230.

Ohtsu, I., Yasuda, Y., & Takahashi, M. (2001). Discussion of" Onset of Skimming Flow on Stepped Spillways". *Journal of Hydraulic Engineering*, *127*(6), 522-524.

Ostroumov, S. A. (2004, May). On the biotic self-purification of aquatic ecosystems: elements of the theory. In *Doklady Biological Sciences* (Vol. 396, No. 1, pp. 206-211). MAIK Nauka/Interperiodica.

Pander, J., & Geist, J. (2013). Ecological indicators for stream restoration success. *Ecological Indicators*, *30*, 106-118.

Peyras, L., Royet, P., & Degoutte, G. (1991). Ecoulement et dissipation sur les déversoirs en gradins de gabions. *La houille blanche*, (1), 37-47.

R. J. Lobosco, H.E. Schulz, A. L. A. Simoes (2011). Analysis of Two Phase Flows on Stepped Spillways, Hydrodynamics - Optimizing Methods and Tools, Edited by Prof. Harry Schulz, 285-308.

Rahme, Z. G., Zytner, R. G., Corsi, R. L., & Madani-Isfahani, M. (1997). Predicting oxygen uptake and VOC emissions at enclosed drop structures.*Journal of environmental engineering*, *123*(1), 47-53.

Roustan, M., 2003. Transfert gaz-liquide dans les procédés de traitement des eaux et des effluents gazeux. Tech&Doc, Lavoisier: Paris.

Simões A., L. A., Schulz H. E., Lobosco R. J., de Melo Porto R. (2011). Stepped Spillways: Theoretical, Experimental and Numerical Studies, Hydrodynamics - Optimizing Methods and Tools, Edited by Prof. Harry Schulz, 237-262.

Stephenson, D. (1991). Energy dissipation down stepped spillways.*International water power & dam construction*, *43*(9), 27-30.

Stukenberg. J. R.; Wahbeh, V. N.; McKinney, R. E., (1977). Experiences in evaluating and specifying aeration equipments. *J. WPCF*. 66-82

Tabbara, M., Chatila, J., & Awwad, R. (2005). Computational simulation of flow over stepped spillways. *Computers & structures*, *83*(27), 2215-2224.

Tebbutt, T. H. Y. (1972). Some studies on reaeration in cascades. *Water Research*, *6*(3), 297-304.

Tebbutt, T. H. Y., Essery, I. T. S., & Rasaratnam, S. K. (1977). Reaeration performance of stepped cascades. *Journal of the Institution of Water Engineers and Scientists*, *31*(4).

Toombes, L. (2002). Experimental study of air-water flow properties on low-gradient stepped cascades.

Toombes, L., & Chanson, H. (2000). Air-water flow and gas transfer at aeration cascades: A comparative study of smooth and stepped chutes. In *Hydraulics of Stepped Spillways* (Vol. 1, pp. 77-84). Balkema.

Toombes, L., & Chanson, H. (2005). Air–water mass transfer on a stepped waterway. *Journal of Environmental Engineering*, *131*(10), 1377-1386.

Tsang, C. (1987). *Hydraulic and aeration performance of labyrinth weirs* (Doctoral dissertation, University of London).

Vagnetti, R., Miana, P., Fabris, M., & Pavoni, B. (2003). Self-purification ability of a resurgence stream. *Chemosphere*, *52*(10), 1781-1795.

Van der Kroon, G. T. N., & Schram, A. H. (1969a). Weir aeration—Part I H2O, 22, 528–537.

Van der Kroon, G. T. N., & Schram, A. H. (1969b). Weir aeration—Part II H2O, 22, 538–545.

Vuorilehto, K., Tamminen, A., & Ylasaari, S. (1995). Electrochemical removal of dissolved oxygen from water. *Journal of applied electrochemistry*, *25*(10), 973-977.

Watson, C. C., Walters, R. W., & Hogan, S. A. (1998). Aeration performance of low drop weirs. *Journal of Hydraulic Engineering*, *124*(1), 65-71.

Wilhelms, S. C., Gulliver, J. S., & Parkhill, K. (1993). *Reaeration at low-head hydraulic structures* (No. WES/TR/W-93-2). ARMY ENGINEER WATERWAYS EXPERIMENT STATION VICKSBURG MS HYDRAULICS LAB.

Wilson, G. T., & Macleod, N. (1974). A critical appraisal of empirical equations and models for the prediction of the coefficient of reaeration of deoxygenated water. *Water research*, *8*(6), 341-366.

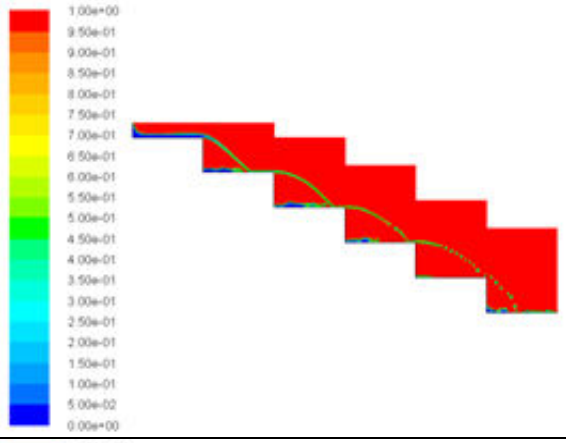
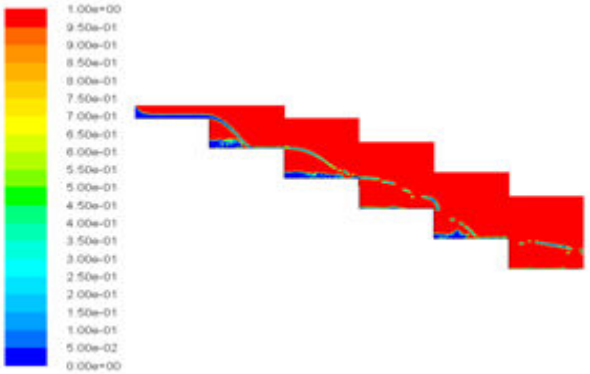
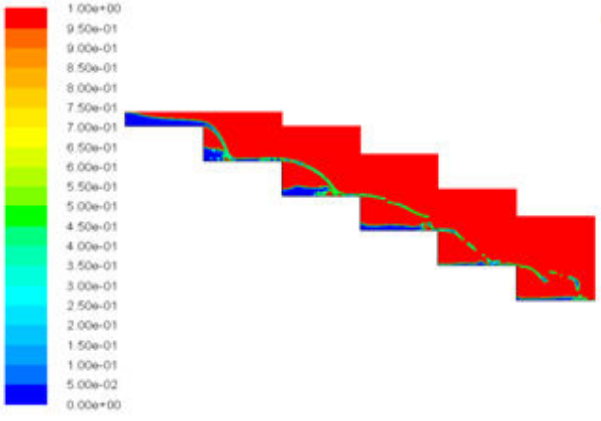
Wormleaton, P. R., & Soufiani, E. (1998). Aeration performance of triangular planform labyrinth weirs. *Journal of Environmental Engineering*, *124*(8), 709-719.

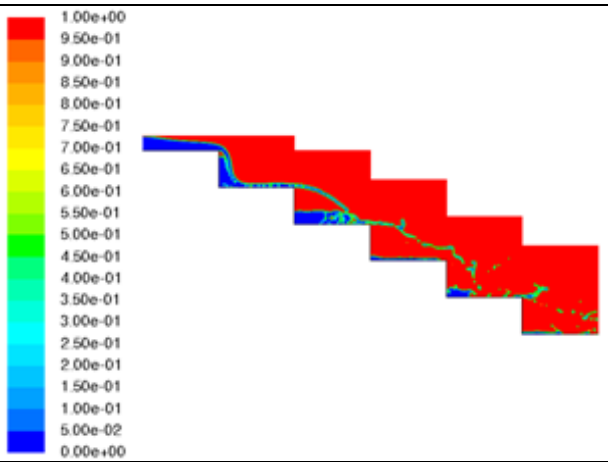
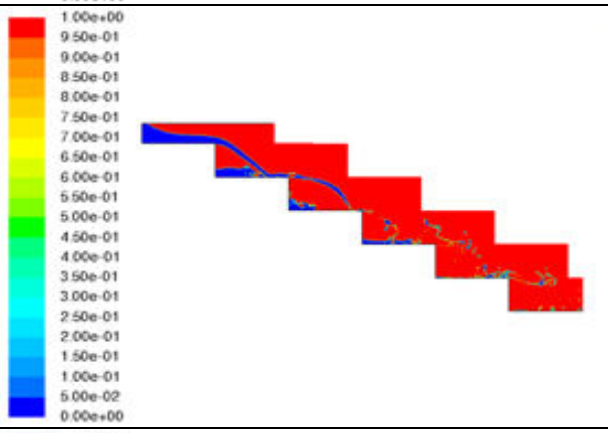
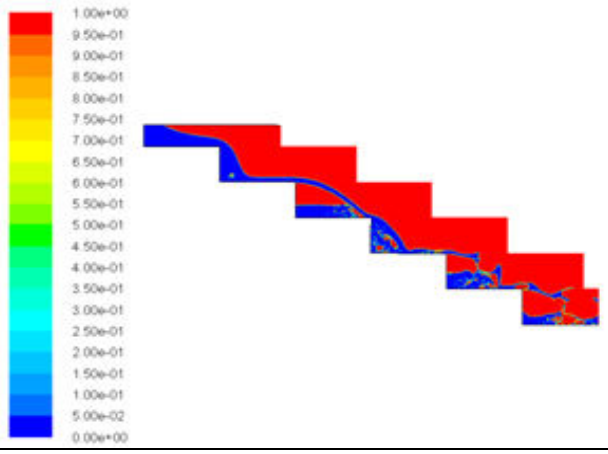
Wormleaton, P. R., & Tsang, C. C. (2000). Aeration performance of rectangular planform labyrinth weirs. *Journal of environmental engineering*, *126*(5), 456-465.

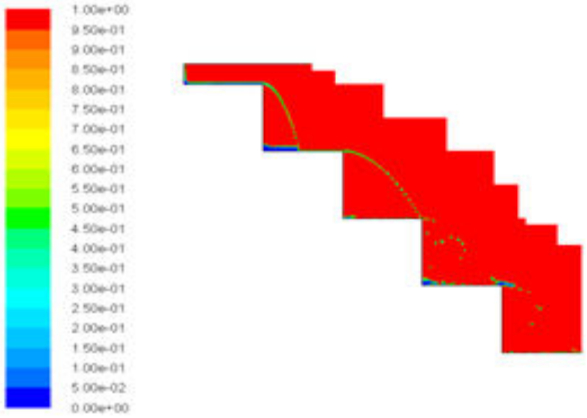
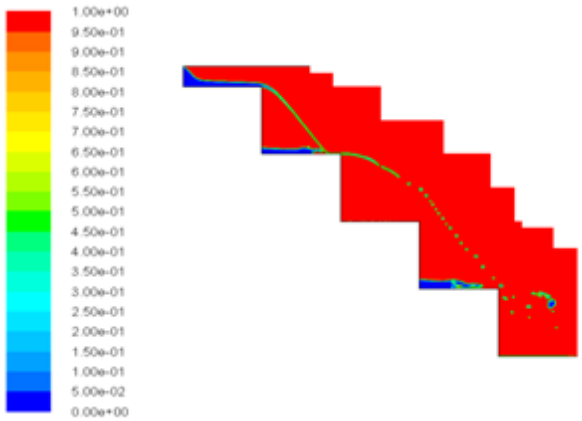
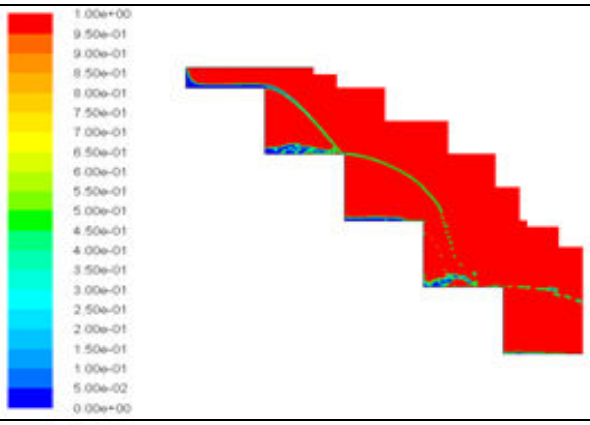
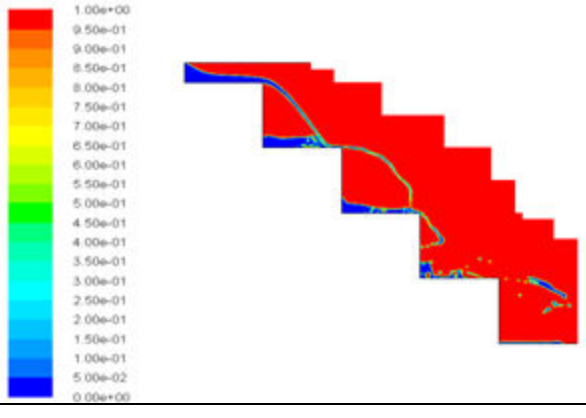
Wright, N. G., & Baker, C. J. (2002). Environmental applications of computational fluid dynamics. *Environmental modelling, finding simplicity in complexity.*, 2ème edition, John Wiley and sons, 91-109.

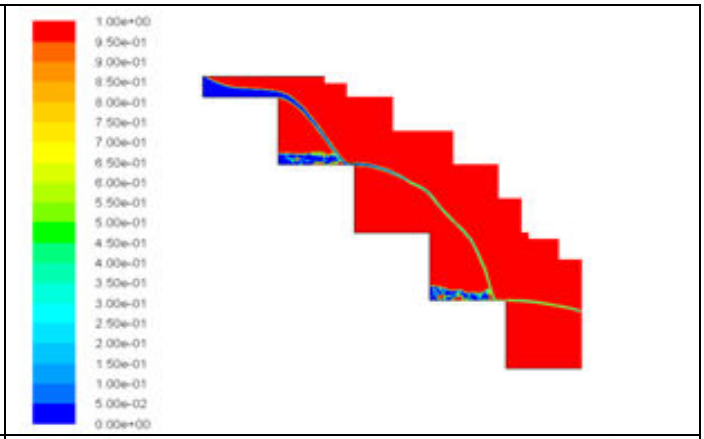
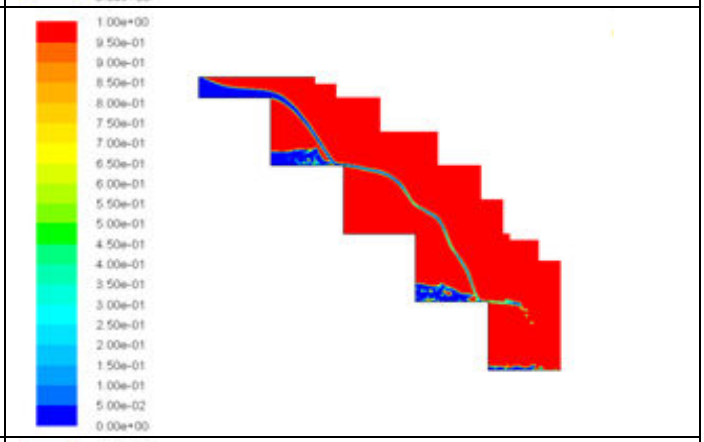
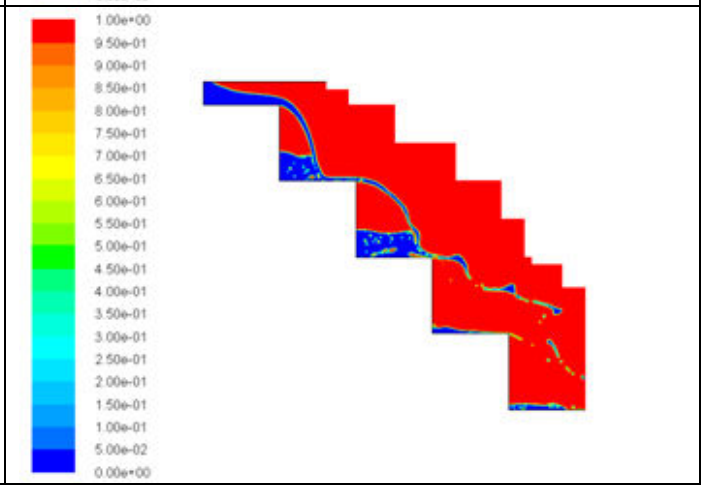
www.eaufrance.fr

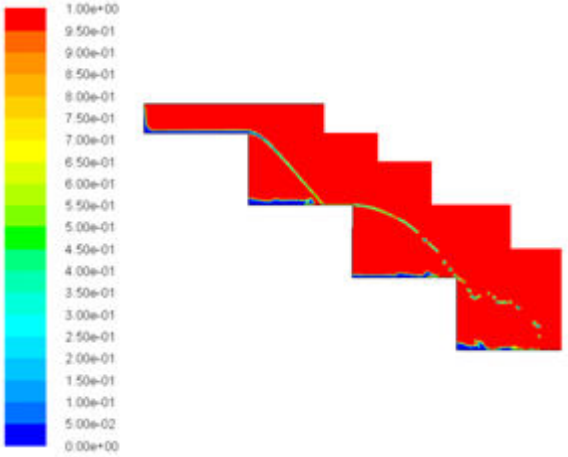
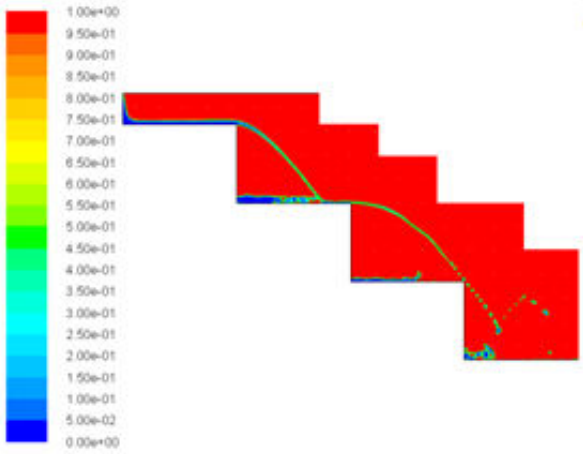
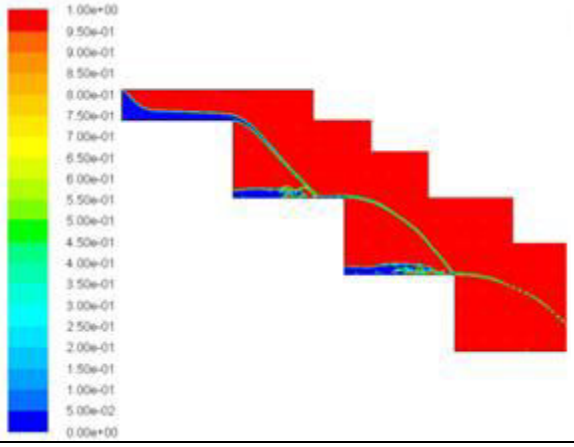
Annexes

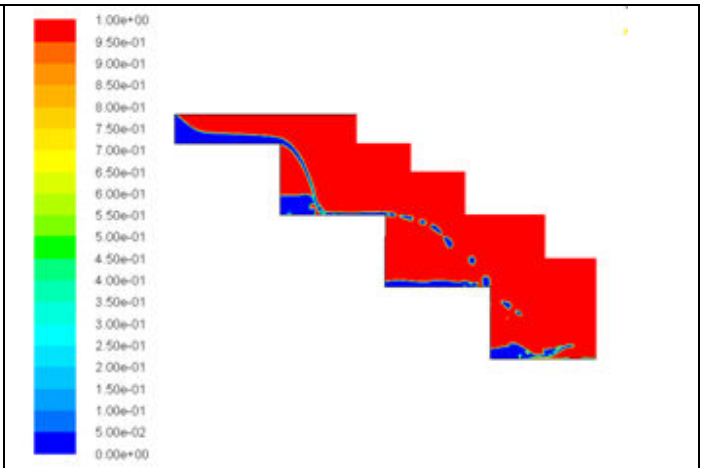
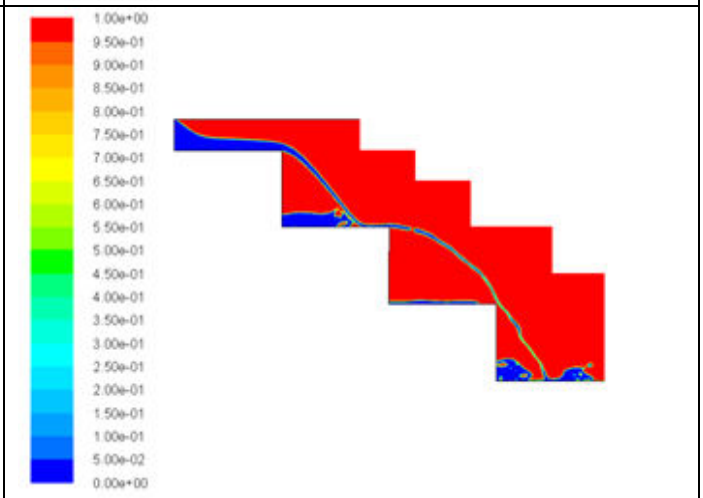
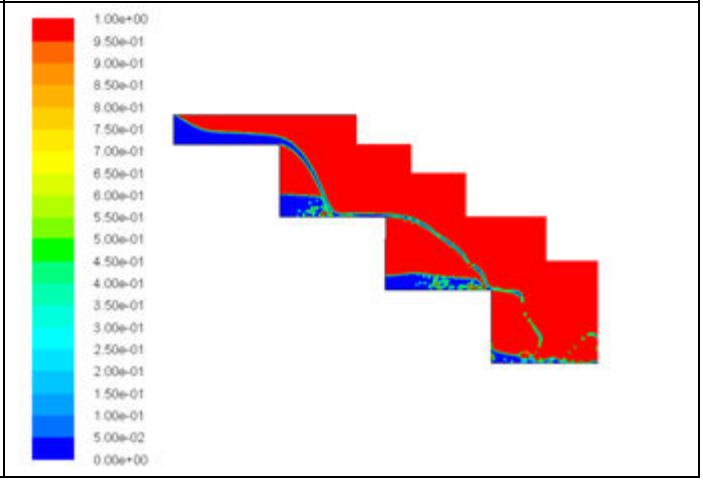
Cascade à 5 marches (h = 5 cm et l = 10 cm)		
Débit q (L/s)	Débit q_w ($10^{-3}.m^2/s$)	Contour de la fraction volumique*
0,565	1,88	
0,791	2,63	
1,017	3,39	

1,261	4,20	
1,505	5,01	
2,445	8,15	

Cascade à 4 marches (h = 10 = l = 10 cm)		
Débit (L/s)	Débit q_w (10^{-3}.m²/s)	Contour de la fraction volumique
0,305	1,01	
0,519	1,73	
0,791	2,63	
1,017	3,39	

1,261	4,20	
1,505	5,01	
1,731	5,77	

Cascade à 3 marches (h = 10 et l = 14,5 cm)		
Débit (L/s)	Débit q_w ($10^{-3}.m^2/s$)	Contour de la fraction volumique
0,565	1,88	
0,791	2,63	
1,017	3,39	

1,261	4,20	
1,505	5,01	
1,731	5,77	

0

*Une fraction volumique d'eau égale à 1 est représentée par la couleur bleue.
Une fraction volumique d'eau égale à 0 est représentée par la couleur rouge.

Epuration en eaux courantes : évaluation et modélisation de la capacité d'oxygénation dans les cascades et les chutes d'eau

Ce travail s'inscrit dans le cadre global de la restauration des cours d'eau pollués par une intensification des mécanismes d'autoépuration, en particulier la dégradation de la matière organique et de l'azote. L'objectif principal de cette étude est d'évaluer et modéliser la capacité de transfert d'oxygène air-eau par les principaux ouvrages hydrauliques à savoir les cascades en marches d'escalier et les chutes d'eau. Les expériences d'aération menées dans un pilote de laboratoire modulable, servant à la fois de cascade et de chute d'eau, ont permis d'évaluer le potentiel d'aération de ces structures, ainsi que d'étudier les effets des paramètres géométriques et opératoires. En première approche, une corrélation semi-empirique globale de calcul d'efficacité d'aération dans les cascades, avec un large spectre de validité, a été élaborée, en fonction du débit, nombre de marches et pente de la cascade, sur la base de nos mesures expérimentales et des données collectées dans les publications. La même démarche a été suivie pour élaborer une corrélation semi-empirique permettant une estimation de l'efficacité d'aération dans les chutes d'eau en fonction de la hauteur de chute, le niveau d'eau en aval et le débit d'écoulement.

Afin de rendre compte des caractéristiques du phénomène de transfert dans les cascades d'eau (aire interfaciale d'échange air-eau et volume d'eau), des expériences de traçage ont été associées aux expériences d'aération ce qui a permis de mesurer le volume d'eau et de corréler le coefficient de transfert volumique d'oxygène k_La avec les différents paramètres intervenant dans les mécanismes d'aération. L'aire spécifique interfaciale a été simulée numériquement via l'approche VOF en fonction des conditions opératoires et géométriques. Une équation prédictive de calcul du coefficient de transfert du film liquide k_L en fonction des paramètres d'influence a été obtenue à l'issu de l'ensemble des simulations et des mesures d'aération expérimentales.

Mots clés : Autoépuration, aération, MFN, traçage, cascade en marches d'escalier, chute d'eau.

Purification in running water: evaluation and modeling of oxygenation capacity of stepped cascades and waterfalls

This work represents a part of polluted watercourses restoration by intensification of self-purification mechanisms essentially the degradation of organic matter and nitrogen. The main objective is to evaluate and model the air-water oxygen transfer by major hydraulic structures, namely stepped cascades and waterfalls. Aeration experiments conducted in a geometrically adjustable laboratory pilot, serving as stepped cascade and waterfall were used to assess the aeration potential of these structures as well as to study the geometrical an operating parameters effects. In a first approach, a global semi-empirical correlation for aeration efficiency calculation in stepped cascades, valid for a wide range of parameters, was developed, depending on water discharge, number of steps and chute slope, basing on our experimental measurements and data collected in publications. The same procedure was followed for developing a semi-empirical correlation to estimate the aeration efficiency of waterfalls in terms of the chute height, downstream water level and flowrate.

In order to take into account the oxygen transfer phenomenon characteristics in stepped cascade (water volume and air-water exchange interfacial area), tracer experiments were associated with aeration experiments to allow measuring water volume and correlating the volume oxygen transfer coefficient k_La with the various parameters involved in the aeration mechanism. The interfacial specific area was numerically simulated using VOF approach depending on operating and geometrical parameters. A predictive equation for liquid film transfer coefficient k_L calculation based on the parameters of influence was issued from both the simulations and experimental aeration measures.

Keywords: self-purification, aeration, CFD, tracer, stepped cascade, waterfall.