



Communication 7

Alluvionnement des retenues par courants de turbidité

Giovanni De Cesare

- N° 1 1986 W. H. Hager
Discharge measurement structures
- N° 2 1988 N. V. Bretz
Ressaut hydraulique forcé par seuil
- N° 3 1990 R. Bremen
Expanding stilling basin
- N° 4 1996 Dr R. Bremen
Ressaut hydraulique et bassins amortisseurs, aspects hydrauliques particuliers
- N° 5 1997 Compte-rendu du séminaire à l'EPFL
Recherche dans le domaine des barrages, crues extrêmes

- N° 6 1998 N. Beyer Portner
Erosion des bassins versants alpins suisse par ruissellement de surface
- N° 7 1998 G. De Cesare
Alluvionnement des retenues par courants de turbidité



Communication 7

Alluvionnement des retenues par courants de turbidité

Giovanni De Cesare

PREFACE

A mi-échéance des concessions, les propriétaires et exploitants des aménagements hydroélectriques de Suisse se trouvent confrontés au problème de l'alluvionnement des retenues artificielles. La perte de volume par accumulation de sédiments n'est pas leur préoccupation majeure. Le préjudice subi par l'ensablement des ouvrages d'évacuation est beaucoup plus grave car il soulève le problème de l'efficacité des vidanges de fond. L'alluvionnement impose également certaines restrictions d'exploitation des prises d'eau provoquant, en conséquence, des pertes d'énergie.

Le processus déterminant pour le remplissage de la tranche morte d'une retenue et l'ensablement des ouvrages de vidange dans les réservoirs alpins est souvent étroitement lié aux courants de turbidité générés par les crues fortement chargées en sédiments. Ces courants entrent dans la retenue, la traversent comme une avalanche pour atteindre le barrage. En même temps, des sédiments déjà décantés sont mis en suspension et transportés jusqu'au barrage.

La présente communication résume un travail de recherche qui propose un modèle numérique permettant la simulation de courants de densité dans un réservoir de géométrie quelconque. Les résultats de la recherche menée par le Dr Giovanni De Cesare constituent une précieuse contribution à la connaissance des phénomènes physiques qui sont à l'origine de l'alluvionnement des retenues artificielles et des lacs naturels. Le programme de simulation permet également la vérification et l'optimisation des mesures techniques et des consignes d'exploitation visant à lutter contre l'alluvionnement. Le code numérique introduit par l'auteur facilite le choix du temps optimal de purge par les vidanges de fond en limitant les pertes d'eau et sans porter préjudice au cours d'eau aval.

Le Dr De Cesare a validé le code numérique de simulation sur la base d'essais réalisés en laboratoire ainsi que de mesures effectuées in situ dans la retenue de Luzzone. La comparaison des résultats montre une bonne convergence des cas examinés. L'application du programme à une crue extrême met en évidence les capacités de la simulation numérique: elle permet une modélisation réaliste des courants de turbidité ainsi que le calcul évolutif de l'épaisseur des dépôts et de l'érosion en tout point de fond.

Finalement nous adressons nos remerciements au Prof. R. Sinniger, initiateur de ce projet de recherche et à Ottavio Martini, vice-directeur des Forces Motrices de Blenio SA pour son soutien tout au long des campagnes de mesures. Nous remercions également le Dr Felix Herrmann de la VAW-ETHZ pour ses précieux conseils lors du développement du modèle numérique.

Prof. Dr A. Schleiss

VORWORT

Nach der Hälfte der Konzessionszeit ist bei vielen schweizerischen Stauseen die Verlandung bereits ein ernsthaftes Problem geworden. Dabei steht nicht der eigentliche Verlust an Stauvolumen durch die Ablagerungen im Vordergrund, sondern die Beeinträchtigung der Entnahgebauwerke durch die Sedimente. Dadurch ergeben sich Sicherheitsprobleme bei den Grundablässen sowie Einschränkungen beim Betrieb der Triebwasserfassungen, was energiewirtschaftliche Einbussen nach sich zieht.

Der massgebende Prozess für die Füllung des Totraumes bei der Staumauer und die Verlandung der Entnahgebauwerke in alpinen Stauseen sind oftmals die Trübestrome. Dabei kann das in der Stauwurzel eintretende, stark sediment-beladene Hochwasser als lawinenartiger Dichtestrom auf dem Talboden den Stausee durchqueren und die Staumauer erreichen. Gleichzeitig werden bereits abgelagerte Sedimente aufgewirbelt und bis zur Staumauer verfrachtet.

Die vorliegende Mitteilung fasst eine Forschungsarbeit zusammen, welche zu einem numerischen Modell zur Simulation von Trübestrome in beliebigen Stauseengeometrien ausmündet. Damit leistet der Verfasser, Herr Dr. Giovanni De Cesare einen wertvollen Beitrag zum besseren Verständnis der Verlandungsprozesse in künstlichen Stauseen, sowie auch in natürlichen Seen. Das Simulationsprogramm ermöglicht, die Wirkung von technischen und betrieblichen Massnahmen zur Bekämpfung der Verlandung zu überprüfen und zu optimieren. Es erlaubt auch den günstigsten Zeitpunkt für Spülungen mit dem Grundablass zu ermitteln, um möglichst wenig Wasser zu verlieren und das Unterwasser nicht zu stark zu belasten.

Dr. De Cesare hat das numerische Simulationsprogramm sowohl mit hydraulischen Modellversuchen im Labor, wie auch mit Naturmessungen im Stausee Luzzzone überprüft. Dabei zeigte sich eine sehr gute Übereinstimmung der Resultate. Die numerische Simulation eines extremen Hochwasserereignisses im Stausee Luzzzone verdeutlicht die Stärken des numerischen Modells: Es erlaubt eine realitätsnahe Nachbildung der Trübestrome sowie die Ermittlung der räumlichen Ablagerungen und Erosionen auf dem Seegrund.

Abschliessend danken wir Herrn Prof. Richard Sinniger als Initiator der Forschungsarbeit und Herrn Ottavio Martini von den Blienkraftwerken AG für die hilfreiche Unterstützung der Feldmessungen. Unser Dank geht schliesslich auch an Herrn Dr. Felix Herrmann von der VAW-ETHZ für die wertvollen Anregungen bei der Entwicklung des numerischen Modells.

Prof. Dr. A. Schleiss

Voyage sans origine connue, sans but déterminé, c'est-à-dire dans la vérité pure et intacte des lointains... Si vous parlez d'un début et d'un terme, vous imposez des limites à un monde qui n'en a pas. Voyager, c'est seulement passer et regarder autour de soi pour saisir dans la profondeur les éclats de l'imaginaire et du réel tour à tour, de telle façon qu'à un moment donné nous allons nous trouver si émerveillés dans le monde que nous échapperons au temps et à l'espace, ne fut-ce que l'instant de savoir que cette fleur, cette jeune fille, cette aurore, en leur singulière présence sont associées à l'interminable.

André Dhôtel

à ma famille

TABLE DES MATIÈRES

TABLE DES MATIÈRES	I
RÉSUMÉS	V
Résumé (version abrégée)	V
Zusammenfassung	VII
Sommario	IX
Summary	XI
1 INTRODUCTION	1
1.1 Aperçu du problème et objectifs de la recherche	1
1.2 Plan du projet	2
1.3 Cadre expérimental de la retenue de Luzzone	4
2 REVUE BIBLIOGRAPHIQUE	9
2.1 Introduction	9
2.2 Courants de densité, classification et définition	10
2.3 Caractéristiques des courants de turbidité	13
2.4 Observations in situ de courants de densité	27
2.5 Apports solides dans la retenue	31
2.6 Modélisation physique des courants de turbidité	32
2.7 Modélisation numérique	35
2.8 Exploitation "sédimentologique" des réservoirs	38
2.9 Effets à l'aval du barrage	41
3 DONNÉES ISSUES D'ÉTUDES ANTÉRIEURES DU LCH	45
3.1 Mesures courantométriques de 1992 à Luzzone	45
3.2 Distribution thermique dans la retenue	46
3.3 Essais en laboratoire de courants de densité	47
3.4 Qualité des dépôts sédimentaires au fond du lac	49

4 ACQUISITION DES DONNÉES DE TERRAIN	53
4.1 Stations de mesure	53
4.2 Programme de mesure	56
5 ANALYSE ET INTERPRÉTATION DES DONNÉES	57
5.1 Précipitations, apports, courants au fond du lac	57
5.2 Relation turbidité - charge en suspension de l'affluent	61
5.3 Formulation adimensionnelle des apports	65
6 ETUDE EXPÉRIMENTALE	67
6.1 Installation d'essais	67
6.2 Grandeurs observées	68
6.3 Propriétés du mélange utilisé	70
6.4 Instrumentation de mesure	71
6.5 Résultats expérimentaux	75
7 MODÉLISATION NUMÉRIQUE	85
7.1 Variables et hypothèses	85
7.2 Equations de base	86
7.3 Equations gouvernant la suspension	88
7.4 Module de sédimentation	92
7.5 Modèle pour l'interaction courant – dépôts	93
7.6 Combinaison des modules supplémentaires	98
7.7 Caractéristiques de CFX-F3D	99
8 VALIDATION DU CODE NUMÉRIQUE	103
8.1 Modélisation numérique des essais de laboratoire	103
8.2 Modélisation des phénomènes observés in situ	112
8.3 Conclusions	115
9 APPLICATION DU CODE NUMÉRIQUE	117
9.1 Calcul en 2D avec tous les algorithmes disponibles	117

9.2	Calcul de l'effet d'une crue extrême à Luzzone	135
10	RECHERCHE DE SOLUTIONS	153
10.1	Sédimentation à l'intérieur du réservoir	153
10.2	Transit de sédiments	155
11	SYNTHÈSE ET CONCLUSIONS	161
11.1	Rappel des objectifs et de la démarche	161
11.2	Campagnes de terrain	161
11.3	Essais de laboratoire	162
11.4	Modélisation numérique	163
11.5	Recommandations pour l'exploitation	164
11.6	Perspectives, recherches futures	165
11.7	Valorisation de la recherche	166
	NOTATIONS ET ABRÉVIATIONS	169
	Notations	169
	Abréviations	176
	RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES	179
	INDEX DES FIGURES	187
	ANNEXES	A & B

RESUMES

Résumé (version abrégée)

La construction d'un barrage modifie profondément les conditions d'écoulement de la rivière ou du torrent à l'intérieur et à l'aval de la retenue. En raison d'une charge en suspension souvent considérable en situation de crue, le courant entrant possède une densité plus élevée que celle du fluide ambiant. La charge solide entraînée avance alors jusqu'au barrage dans un courant de turbidité et finit par décanter. C'est pourquoi les retenues créées par des barrages sur les cours d'eau naturels sont toutes confrontées au phénomène de l'alluvionnement.

La recherche consacrée à ce sujet est réalisée dans l'objectif de mieux comprendre les mécanismes physiques qui y sont associés.

L'étude des courants de turbidité à l'intérieur du réservoir s'appuie sur une revue de littérature, sur des mesures in situ des écoulements d'eau et des mouvements de sédiments, sur des essais de reproduction de courants de turbidité en laboratoire ainsi que sur la simulation numérique des courants.

Les résultats des campagnes de mesure réalisées sur le bassin test de la retenue de Luzzone pendant deux années consécutives ont permis la mise en évidence de la relation "pluie - débits liquide et solide - courant dans le lac" pour quelques événements typiques. Des relations simples décrivant les apports liquides et solides dans la retenue sous forme adimensionnelle ont ainsi pu être établies à partir de ces observations. Ces relations ont ensuite été intégrées dans le calcul numérique comme conditions à la limite amont de la retenue.

Aucun événement hydrologique majeur n'ayant été observé durant la période de mesure, l'extrapolation de ces conditions limites à des situations de crues extrêmes reste toutefois une hypothèse.

Les mesures effectuées en laboratoire confirment les résultats de la simulation numérique des courants de turbidité. Leur progression telle qu'observée suit bien les valeurs prédites par la théorie et celles obtenues par calcul numérique. La modélisation numérique proposée est basée sur le code CFX-F3D développé par Computational Fluid Dynamics Services et commercialisé par AEA Technology. Elle est enrichie de modules programmés spécialement pour tenir compte de la sédimentation et de l'entraînement de particules sur le fond. Cet outil informatique permet la simulation tridimensionnelle d'écoulements turbulents à phase solide dans une géométrie quelconque.

Les essais réalisés en laboratoire ainsi qu'un événement majeur enregistré à Luzzone ont été comparés aux résultats obtenus numériquement avec les mêmes conditions aux limites. La solution numérique peut être considérée comme très satisfaisante.

Le code numérique a ensuite été appliqué à la simulation en 2D d'un courant de turbidité dans un réservoir à géométrie simple avec tous les modèles d'interaction courant – dépôts disponibles pour trois diamètres de particules. Les résultats ont été comparés avec ceux obtenus à l'aide d'un programme purement 2D de simulation des courants de turbidité. La comparaison des résultats montre une bonne convergence des solutions examinées.

L'application du modèle 3D à la situation hypothétique d'une crue millénaire dans la retenue de Luzzone met bien en évidence les capacités de la simulation numérique. En particulier, le calcul évolutif de l'épaisseur des dépôts en tout point du fond permet de faire une évaluation intéressante de l'incidence du passage d'un courant de turbidité.

Les connaissances acquises dans le domaine exploré permettent de formuler un certain nombre de recommandations pour la maîtrise de l'alluvionnement des retenues. Celles-ci concernent essentiellement le transit partiel des sédiments à travers la retenue durant les crues. Ce transit doit en particulier être favorisé par la réalisation de purges lorsque des précipitations importantes font croître naturellement les débits dans les cours d'eau amont et aval. Cette pratique offre des avantages environnementaux indéniables pour la faune et la flore des cours d'eau aval.

Zusammenfassung

Verlandung von Stauseen durch Trübestrome

Wie alle Seen, die von natürlichen Gewässern durchflossen werden, sind auch Stauseen von der Verlandung betroffen. Durch den Bau einer Talsperre verändert sich das Abflussverhalten des Gewässers erheblich. Infolge Höherstaus wird die mittlere Abflussgeschwindigkeit im Stausee sehr stark reduziert. Der hauptsächlich während Hochwasser mit Feststoffen beladene Zufluss aus dem Einzugsgebiet hat ein grösseres Raumgewicht als das grösstenteils sedimentfreie Wasser im Stausee. Als Trübestrom, der sich nur langsam mit dem Seewasser vermischt, bewegt sich der Zufluss auf dem Speicherboden mit beachtlicher Geschwindigkeit in Richtung Talsperre.

Die aus der vorliegenden Forschungsarbeit gewonnenen Erkenntnisse erlauben ein besseres Verständnis der Prozesse, welche für die Stauseeverlandung massgebend sind.

Die Untersuchung der Trübestrome gliedert sich in ein Grundlagenstudium, in eine Feldkampagne zur Messung von Abfluss und Feststofftransport, in die physikalische Simulation von Trübestromen im Labor, sowie in die numerische Modellierung derselben.

Aufgrund der Resultate der zweijährigen Feldmessungen im Testgebiet des Stausees Luzzone konnte die Beziehung zwischen Niederschlag, Wasser- und Feststofftransport sowie Trübestrome für mehrere kleine Hochwasser ermittelt werden. Daraus ergaben sich für den Wasser- und Feststofftransport einfache dimensionslose Gleichungen, welche den Eintrag ins Staubecken beschreiben. Diese wurden als Randbedingungen für die numerische Simulation verwendet.

Da kein aussergewöhnliches Hochwasserereignis in die Messperiode fiel, war es nicht möglich, die Elemente zu beschreiben, welche für die Übertragung der Resultate auf Extremereignisse notwendig sind.

Die Laborversuche bestätigten die Ergebnisse der gerechneten Trübestrome. Deren Abflussverhalten konnte anhand der Theorie und mittels der numerischen Simulation vorausgesagt werden. Das numerische Rechenmodell besteht aus dem Programm CFX-F3D, welches von Computational Fluid Dynamics Services entwickelt wurde und von AEA Technology vertrieben wird. Die vorhandenen Mehrphasentransportgleichungen wurden im Rahmen der Forschungsarbeit durch Erosions- und Sedimentationsmodule ergänzt, um Ablagerungs- und Erosionsprozesse am Seegrund simulieren zu können. Das Rechenmodell erlaubt die dreidimensionale Modellierung von turbulenten zweiphasigen Abflussvorgängen in komplexer Geometrie.

Die Laborversuche, wie auch die im Stausee gemessenen Trübestrome wurden mit numerischen Resultaten verglichen, welche mit einem bezüglich Geometrie und Randbedingungen wirklichkeitsnahem Modell gerechnet wurden. Es ergab sich eine zufriedenstellende Übereinstimmung von Rechnung und Beobachtung.

Das Rechenmodell wurde anschliessend dazu verwendet, einen Trübestrom zweidimensional in einer vereinfachten Stauseegeometrie mit allen vorhandenen Erosions- und Sedimentationsmodulen und drei verschiedenen Korngrössen nachzurechnen. Die Ergebnisse wurden zudem mit den aus einem reinen 2D Programme gewonnenen Resultaten verglichen. Es zeigte sich eine ausreichende Übereinstimmung der Resultate.

Mit der numerischen Simulation eines hypothetischen tausendjährigen Hochwassers im Staubecken Luzzone konnte gezeigt werden, wie mit dem numerischen Modell Fragen im Zusammenhang mit der Verlandung beantwortet werden können. Das erarbeitete numerische Modell erlaubt insbesondere, bei der Untersuchung des Trübestromes die räumlichen Ablagerungen auf den Seegrund zu lokalisieren und die Mengen an abgelagertem, sowie erodiertem Material zu bestimmen.

Die Ergebnisse der Forschungsarbeit tragen wesentlich zum besseren Verständnis der Stauseeverlandung bei. Es können einige konkrete Empfehlungen formuliert werden. Diese beabsichtigen vor allem, das Durchleiten von Feststoffen durch das Staubecken in den Vorfluter während Hochwasserereignissen mindestens teilweise zu ermöglichen. Die gesammelten Erkenntnisse erlauben die Bestimmung des optimalen Zeitpunktes des Betriebes des Grundablasses, mit dem Ziel, die anfallenden Sedimente möglichst durchzuleiten und den Wasserverlust so gering als möglich zu halten. Somit wird der Grundablass vorteilhaft zur Spülung von Sedimenten während Hochwasser beigezogen. Dieses Vorgehen hat zudem den Vorteil, dass das feststoffbeladene Wasser vom Grundablass in einem Zeitpunkt ins Unterwasser abgegeben wird, in dem dieses durch Niederschläge bereits eine grössere Wasserführung aufweist und somit die Fauna nicht übermässig belastet wird.

Sommario

Interrimento dei serbatoi da correnti torbide

Come tutti i laghi su un corso d'acqua naturale, anche i bacini artificiali sono confrontati all'interrimento. La costruzione di una diga modifica profondamente le condizioni di deflusso del fiume o del torrente all'interno e a valle dell'invaso. Nel caso di piene con forte trasporto solido, l'affluente presenta una densità più elevata rispetto alle acque dell'invaso. Il materiale solido sospeso procede allora all'interno dell'invaso verso lo sbarramento su forma di correnti torbide.

L'obiettivo del presente studio è quello di migliorare la comprensione dei fenomeni che contribuiscono all'interrimento dei bacini artificiali.

L'analisi delle correnti torbide all'interno del bacino si basa principalmente sull'acquisizione di riferimenti bibliografici, sulla misurazione in sito del moto dell'acqua e dei sedimenti nell'affluente principale e sul fondo dell'invaso di Luzzone, sull'effettuazione di prove in laboratorio per la riproduzione delle correnti di fondo e, infine, sulla simulazione numerica di correnti torbide.

Durante i due anni d'indagine in sito è stato possibile mettere in evidenza la relazione fra precipitazione, deflusso liquido e solido e correnti torbide nell'invaso, grazie alle misure osservate nel corso di piene di modesta entità. Una relazione semplice, capace di descrivere l'idrogramma e l'apporto solido nel serbatoio, è stata determinata sulla base d'equazioni adimensionali. Queste ultime sono state in seguito introdotte nel calcolo numerico come condizioni di contorno a monte.

Dato che nessun evento di piena eccezionale è stato registrato, l'estrapolazione dei risultati ottenuti per gli eventi di minor entità a tali situazioni estremi non è stata ritenuta opportuna.

Le misure effettuate in laboratorio hanno confermato i risultati di calcolo della corrente torbida. Il suo avanzamento concorda con i valori predetti dalla teoria e dal modello numerico. Nella modellizzazione numerica di moti turbolenti tridimensionali si è utilizzato il codice CFX-F3D sviluppato da Computational Fluid Dynamics Services e distribuito da AEA Technology. Le routines per la valutazione della sedimentazione e della messa in moto delle particelle sul fondo sono state programmate a parte e quindi inserite nel modello di base. Ciò ha permesso la riproduzione fedele delle correnti torbide nel bacino.

Tanto le prove in laboratorio quanto le correnti osservate nell'invaso sono state simulate numericamente utilizzando per esse le stesse condizioni al contorno. Dal confronto fra misure effettuate e risultati numerici ottenuti emerge un'ottima concordanza.

In seguito il codice è stato applicato alla simulazione in due dimensioni di correnti torbide in un vaso a geometria semplificata con tutti i modelli d'interazione "corrente – depositi" disponibili per tre diametri di particelle diversi. I risultati del calcolo confrontati con quelli ottenuti da un programma di calcolo unicamente bidimensionale mostravano una coerenza soddisfacente.

La modellizzazione di un evento di piena millenaria nel bacino di Luzzone mostra la capacità della simulazione numerica. In particolare, lo studio dell'evoluzione dei depositi in ogni punto sul fondo del lago durante e dopo il passaggio di una corrente torbida intensa, permette una valutazione rapida del suo impatto.

In sintesi, è lecito affermare che, nel fenomeno d'interrimento degli invasi, sono state acquisite notevoli conoscenze. È stato possibile quindi descrivere con buona precisione il transito dei sedimenti all'interno dell'invaso, nel caso di piene con forte trasporto solido, ed il loro deflusso verso il corso d'acqua a valle dello sbarramento. La ricerca ha permesso di determinare il momento più opportuno per azionare le opere di scarico evacuando parte del materiale trasportato dalla torbida e riducendo al minimo le perdite d'acqua. Questi spurghi devono aver luogo durante le piene poiché tali condizioni aumentano i deflussi a monte e a valle della diga. In quest'ottica, lo scarico di fondo può partecipare parzialmente all'evacuazione dei sedimenti durante le piene. Questa pratica presenta il vantaggio ambientale di non perturbare oltre limite la fauna e la flora nel corso d'acqua a valle della diga.

Summary

Reservoir sedimentation by turbidity currents

All lakes created on natural rivers are subjected to reservoir sedimentation. The construction of a dam significantly modifies the flow conditions of natural streams inside and downstream of an artificial lake. Considering the sediment concentration, often high during the flood season, the entering flow shows a greater density than the ambient fluid. Suspended load can therefore be entrained along the reservoir bottom all the way down to the dam in the form of turbidity currents.

Research was undertaken to better understand the physical phenomena that contribute to reservoir sedimentation.

The study of turbidity currents at the bottom of a lake is based on a review of the relevant literature, on measurements of water and sediment motion on site, on physical modelling of turbidity currents and on numerical flow simulation.

The two-year on site investigation in the test site of Luzzone in southern Switzerland showed the relationship between precipitation, water and sediment flow and turbidity current in the reservoir even for minor events. A simple relationship describing the inflow hydrograph and the sediment transport for small floods in the incoming river was established as a set of non-dimensional equations. These relations were implemented in the numerical flow code as an upstream boundary condition.

No significant occurrence of high water was observed. It was therefore impossible to establish the necessary elements for extrapolation to important flood events with their implication for the reservoir sedimentation process.

The laboratory investigation confirmed the results from numerical simulation of turbidity currents. The progressing flow proceeded as predicted by theory and numerical simulation. The numerical model developed is based on the general Navier-Stokes solver code CFX-F3D from Computational Fluid Dynamics Services. User defined sediment deposition and erosion modules were added in order to take into account sedimentation and the interactions between the turbidity current and the bottom of the reservoir.

The flow in the physical model as well as in the real reservoir geometry was simulated with exactly the same boundary conditions. Comparison between computer simulation, physical model and on site measurement results showed a satisfactory agreement.

The code was then used to simulate turbidity currents in two dimensions in a simplified reservoir geometry with all available flow - sediment interaction models for three different particle sizes. The results were compared to data from an existing 2D-flow simulation programme and they agreed well.

The study of a thousand-year flood in the Luzzone reservoir using the developed computer model revealed the potential of such a tool. In particular, the impact on the sediment deposits was analysed. A rapid evaluation of the incidence of such an extreme turbidity flow was made.

Through this study, considerable knowledge has been acquired. It can be used to formulate proposals in order to allow limited transit of sediments through the lake during floods to evacuate them directly downstream of the dam. This operation has to take place during flood periods, when the upstream and downstream reaches carry enough water. The bottom outlet therefore participates partially in the sediment evacuation at the moment of their major occurrence during floods. Another advantage of this procedure would be the reduced impact on wildlife and vegetation in the downstream river.

1 INTRODUCTION

1.1 Aperçu du problème et objectifs de la recherche

Les retenues créées par des barrages sur les cours d'eau naturels sont toutes confrontées au problème de l'alluvionnement. Si la rétention de grandes quantités d'eau lors des crues a un effet protecteur sur les régions sises à l'aval, les matériaux solides déposés dans les retenues peuvent en revanche porter préjudice aux ouvrages annexes, et réduire le cas échéant de manière significative la capacité d'accumulation d'eau. Parmi les méthodes connues pour réduire les effets néfastes de l'alluvionnement, la purge par la vidange de fond est certainement la plus fréquemment appliquée. Les opérations de purge même judicieusement planifiées et exécutées ne restent toutefois pas sans incidence écologique sur le cours d'eau aval.

Le thème de la présente recherche concerne ainsi l'analyse des processus de sédimentation et d'évacuation des matériaux solides dans une retenue. L'étude se propose de mettre en évidence et de mieux définir le rôle des nombreux paramètres qui influencent ces phénomènes. L'entrée d'un mélange eau - sédiments et son parcours dans le réservoir seront étudiés. La purge par la vidange de fond comme moyen d'évacuation des sédiments sera également traitée.

La Commission internationale des grands barrages a édité en 1989 des recommandations pour la maîtrise de l'alluvionnement des retenues. Ce document montre que les connaissances actuelles dans le domaine de la sédimentation reposent essentiellement sur deux types d'approche :

- les observations et mesures in situ ;
- les essais en laboratoire.

Les tentatives de modélisation numérique des phénomènes précités ne sont apparues que plus récemment. Elles concernent généralement des cas particuliers et ne proposent qu'une simulation partielle des processus.

Les compétences propres dans le domaine de l'alluvionnement des retenues ont été acquises par le Laboratoire de constructions hydrauliques (LCH) à la fois dans le contexte de la recherche et dans le cadre de mandats auxquels l'auteur du présent travail de thèse a apporté sa contribution.

Les travaux expérimentaux effectués ont clairement montré les difficultés et les limites de la modélisation physique d'une part et l'importance des moyens à mettre en œuvre dans une campagne in situ d'autre part. Les résultats obtenus par ces

investigations constituent néanmoins une base de données dont l'importance est capitale pour la validation d'un modèle numérique.

Le couplage et la résolution numérique des équations permettent de simuler :

- les écoulements par courants internes,
- le transport en suspension,
- la sédimentation et
- l'entraînement des matériaux accumulés

ont été effectués par étapes en traitant chaque problème séparément. A chaque étape, une procédure de validation a été introduite, soit sur la base de références connues, soit à l'aide de vérifications expérimentales en laboratoire.

Le développement informatique s'appuie sur des codes existants pour la résolution tridimensionnelle des équations de Navier-Stokes.

Finalement, l'application à une situation concrète sera réalisée, pour laquelle des mesures in situ serviront au calage du modèle et à l'évaluation comparative des résultats. La retenue de Luzzone au Tessin a été choisie comme cadre expérimental de la recherche.

L'objectif final est l'établissement d'une méthode numérique pour simuler l'écoulement par courant interne d'un mélange eau - sédiments dans une retenue artificielle. Cette simulation vise à estimer la quantité de matière solide susceptible d'être déposée dans le réservoir par une crue, à partir d'une description géométrique du bassin et de données sur les apports solides et liquides.

1.2 Plan du projet

L'exposé des problèmes tels qu'énoncés au paragraphe précédent permet d'envisager des solutions au problème de l'alluvionnement des retenues, dont l'inventaire est résumé ci-après :

- la rétention des apports solides sur le bassin versant avant qu'ils ne pénètrent dans la retenue ;
- la distribution orientée des apports solides à l'intérieur de la retenue en agissant sur les courants de turbidité ;
- le passage partiel des apports solides à travers la retenue en agissant sur les courants de turbidité et les organes de vidange ;
- la protection contre l'ensablement des ouvrages de prise d'eau et de vidange par des moyens constructifs et des consignes d'exploitation adaptées ;

- une meilleure gestion des purges et vidanges dans le respect des contraintes environnementales des cours d'eau aval.

La recherche se propose d'élaborer les critères de décision sur les mesures à prendre pour la maîtrise de l'alluvionnement. Elle vise à quantifier et qualifier le flux de matières solides depuis son arrivée dans le lac (a), en suivant son transport à l'intérieur du réservoir (b) et sa déposition dans la retenue (c) jusqu'à son évacuation par les organes de vidange (d), voir Figure 1.1. La définition des lois régissant ces différents processus a comme but l'établissement d'un bilan du cycle complet.

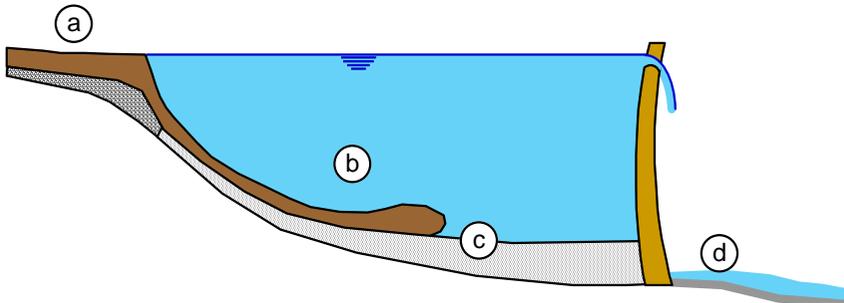


Figure 1.1 : Schéma du flux de matières solides depuis son arrivée dans le lac (a), son transport à l'intérieur du réservoir par courant de turbidité (b), sa déposition (c) dans la retenue et son évacuation (d) par les organes de vidange

Dans cette perspective, le programme de la recherche a été structuré comme suit :

1. **Etude bibliographique** visant à établir l'état actuel des connaissances sur la problématique de l'alluvionnement ;
2. **Acquisition des données** antérieures à la thèse, issues d'études au LCH dans le domaine de l'alluvionnement des retenues, acquisition des données existantes concernant le bassin versant test, son état d'ensablement, ses consignes d'exploitation, etc. ;
3. **Campagnes de mesure** de grandeurs hydrologiques dans le bassin versant test et des courants de turbidité à l'intérieur de la retenue ;
4. **Analyse et interprétation** des données acquises ;
5. **Etude expérimentale** de l'évolution des grandeurs caractéristiques principales des courants de turbidité entrant et se propageant à l'intérieur d'un bassin à géométrie simple ;
6. **Modélisation numérique** des apports par courant de turbidité d'une crue ;

7. **Validation** du programme de simulation numérique des courants de turbidité sur la base des résultats des campagnes de mesure et des essais sur modèle physique ;
8. **Application** du modèle numérique pour la reproduction d'événements caractéristiques mesurés et simulation d'événements hypothétiques, analyse paramétrique à l'aide du code numérique ;
9. **Recherche de solutions.** Analyse des résultats obtenus et recherche d'une meilleure compréhension de la situation actuelle et dans le but de poser les bases d'une gestion continue du processus d'alluvionnement.

Le travail de recherche était planifié sur une durée de trois ans. Le calendrier du programme est donné à la Figure 1.2.

Etapas de travail	1ère année				2ème année				3ème année			
	1	2	3	4	1	2	3	4	1	2	3	4
1. Étude bibliographique	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
2. Acquisition des données	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■
3. Campagnes de mesure		■	■	■		■	■	■		■	■	■
4. Analyse et interprétation			■	■			■	■			■	■
5. Étude expérimentale				■			■	■			■	■
6. Modélisation numérique			■	■			■	■			■	■
7. Validation								■				■
8. Application											■	■
9. Recherche de solutions											■	■

Figure 1.2 : Calendrier du travail de thèse

1.3 Cadre expérimental de la retenue de Luzzone

La retenue de Luzzone est le réservoir le plus important de l'aménagement hydroélectrique du Val Blenio au Tessin, voir Figures 1.3 et 1.4.

La puissance installée totale dans les trois centrales est de 396 MW et la production annuelle moyenne s'élève à 900 Mio. kWh. La retenue, d'un volume de 87 Mio. m³, est créée par un barrage voûte de 208 m de hauteur. Cet ouvrage a été achevé en 1963, année marquée également par le premier remplissage de la retenue jusqu'à son niveau normal à la cote 1591 ms.m.. La surélévation du barrage à une hauteur de 225 m est actuellement (1995-1998) en cours de réalisation. Ce projet permet de transférer env. 60 Mio. kWh d'énergie d'été en l'hiver. La surélévation se fait par la construction d'un arc supplémentaire. Le volume utile après les travaux atteindra

107 Mio. m³. En phase de projet en 1992, le LCH-EPFL a été chargé d'une étude pour quantifier l'alluvionnement et améliorer les opérations de purge du bassin.

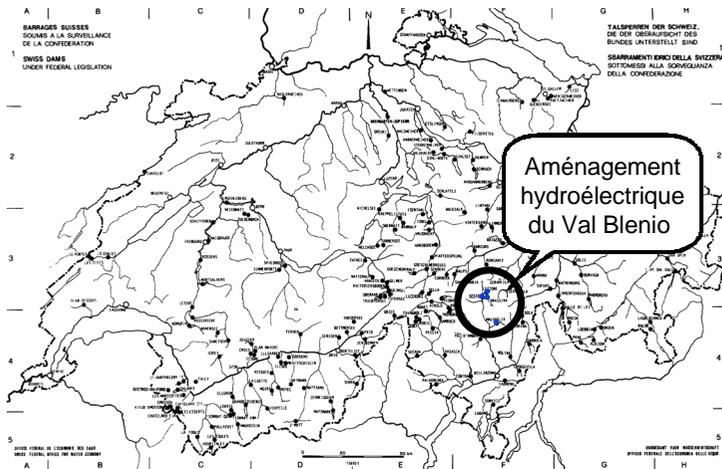


Figure 1.3 : Situation de l'aménagement hydroélectrique du Val Blenio au Tessin



Figure 1.4 : Photo du barrage et de la retenue de Luzzone

Le bassin versant direct de la retenue est de 36.5 km². Trois affluents principaux drainent le bassin versant, le Ri di Cavalasca provenant du Nord, le Ri di Garzora de l'Est et le Ri di Scaradra du Sud. Leur confluence se situe à l'aval de l'ancien alpage

de Luzzone, aujourd'hui immergé dans le lac. Notons que neuf prises d'eau et les adductions correspondantes permettent l'accumulation d'eau provenant d'un bassin versant supplémentaire de 63.5 km², portant ainsi la surface drainée vers la retenue à plus de 100 km².

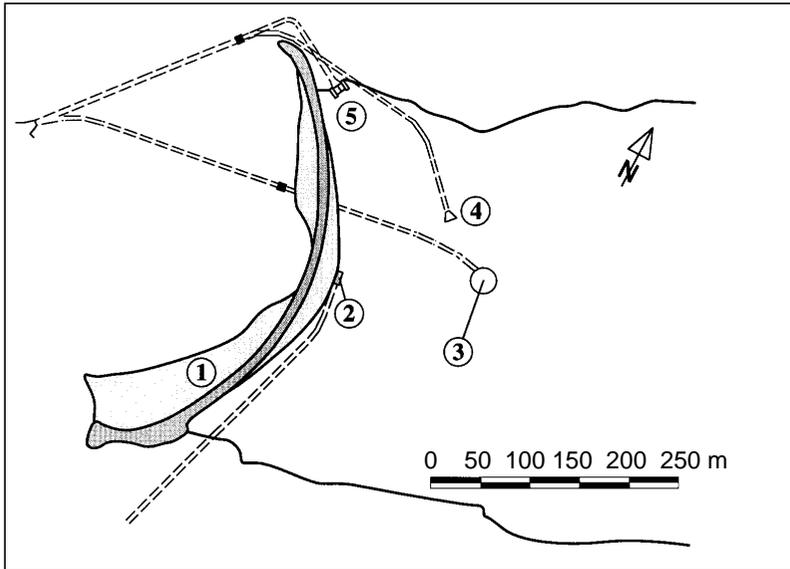


Figure 1.5 : Barrage de Luzzone et ses principaux ouvrages annexes.

- | | |
|------------------------|--------------------------|
| 1) barrage voûte | 2) prise d'eau usinière |
| 3) vidange de fond | 4) vidange intermédiaire |
| 5) évacuateur de crues | |

Les principaux ouvrages annexes, particulièrement intéressants dans le présent contexte sont, voir Figure 1.5 :

- la prise d'eau usinière qui permet de prélever jusqu'à 20 m³/s, située au pied du parement amont du barrage voûte ;
- la vidange de fond située en rive droite de la vallée, dont le seuil d'entrée est à la cote 1407.70 ms.m. et le radier de la vanne de service (1.225 m x 0.80 m) à la cote 1382.62 ms.m. ;
- la vidange intermédiaire sur rive droite avec le seuil d'entrée à la cote 1498.50 ms.m. et le radier de la vanne de service (1.55 m x 1.00 m) à la cote 1487.50 ms.m. ;

- l'évacuateur de crues sur rive droite avec deux vannes clapet fixant la côte du niveau normal à 1591 ms.m. (avant surélévation) et permettant d'évacuer, à vannes complètement abaissées un débit de 135 m³/s.

Pour comprendre le mécanisme de l'alluvionnement à Luzzzone, il faut remarquer que la géométrie de la retenue est caractérisée par des berges relativement raides dont la pente est proche de 1:1 en rive droite et à proximité du barrage et 1:2 en rive gauche. La largeur du talweg actuel est de 50 m sur pratiquement toute la longueur de 2 km constituant la partie profonde de la cuvette. La surface de ce fond, recouverte de sédiments, est pratiquement horizontale dans l'orientation perpendiculaire à l'axe de la vallée et présente une pente amont - aval de 4%. Ainsi les dépôts couvrent une surface d'environ 0.1 km², correspondant à 8% de la surface du lac à retenue normale (avant surélévation).

En ce qui concerne le contrôle des sédiments dans la retenue et les efforts entrepris pour leur évacuation, les dates suivantes sont à signaler :

- dès 1982, mesures régulières du volume de sédiments par levés bathymétriques de profils en travers ;
- 1983, évacuation de sédiments près de la prise d'eau usinière par pompage d'une quantité plutôt faible (17'000 m³) ;
- 1985, vidange complète de la retenue avec une évacuation de sédiments estimée à 0.3 Mio. m³ ;
- depuis 1986 des purges sont faites annuellement à lac partiellement rempli, elles permettent d'évacuer quelque 4'500 m³ par opération, ce qui correspond à peu près au volume du cône de 18 m de profondeur environ qui s'est formé dans les sédiments au droit de l'entrée de la vidange de fond.

Les mesures bathymétriques permettent de suivre l'évolution du volume des sédiments accumulés, voir Figure 1.6.

L'apport moyen annuel des sédiments entre 1963 et 1994 est estimé à 38'000 m³, ce qui correspond à une érosion moyenne du bassin versant direct de 1 mm/an (ou 1000 m³/km² par an), sans tenir compte évidemment des matériaux en suspension transitant par la prise d'eau usinière. Des variations importantes sont pourtant identifiables sur la période d'observation, marquée par les valeurs extrêmes de 31'000 m³/an et 74'000 m³/an respectivement. Au printemps 1992, la totalité des sédiments accumulés a été évaluée à 0.75 Mio. m³, correspondant à 0.86% du volume utile de la retenue (avant surélévation).

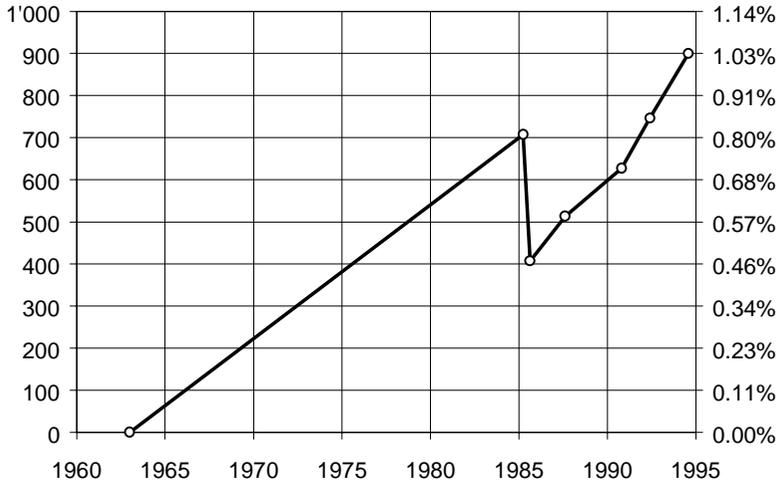


Figure 1.6 : Evolution du volume des dépôts de sédiments accumulés dans la retenue test de Luzzzone. Le saut de 1985 correspond à la vidange complète du bassin avec évacuation d'environ 0.3 Mio. m³.
Echelle gauche : volume absolu en 10³ m³
Echelle droite : volume en % du volume utile de la retenue

Les levés bathymétriques plus détaillés de 1994, effectués par des Entreprises Electriques Fribourgeoises (EEF), ont permis d'estimer la quantité de sédiments accumulés avec plus de précision. La totalité des sédiments accumulés a été évaluée à 0.90 Mio. m³, correspondant à 1.03% du volume utile de la retenue. Ces chiffres n'ont en principe rien d'inquiétant concernant le volume d'accumulation. Pourtant, le tiers inférieur de la prise d'eau usinière, située sur le parement amont du barrage-voûte, se trouve depuis plusieurs années déjà sous les sédiments et l'entrée de la vidange de fond émerge actuellement au fond d'un cône de sédiments d'une profondeur de 18 m environ. Une estimation de l'évolution future est par conséquent d'importance.

2 REVUE BIBLIOGRAPHIQUE

2.1 Introduction

La construction d'un barrage modifie profondément les conditions d'écoulement de la rivière ou du torrent à l'intérieur du réservoir. L'ouvrage crée une retenue à surface libre horizontale qui se raccorde suivant une courbe de remous avec la ligne d'eau du régime d'écoulement en amont de la zone d'influence du barrage. Tous les sédiments érodés dans le bassin versant sont transportés par les cours d'eau jusqu'à ce que la capacité de transport hydraulique diminue suffisamment pour permettre leur sédimentation. A l'intérieur de la cuvette, les sections croissent normalement de l'amont vers l'aval et la vitesse d'écoulement diminue très vite si la densité du fluide entrant est égale à celle du fluide ambiant. Il en résulte une réduction et finalement une annulation des forces de transport des éléments solides en suspension et ceux-ci finissent par se déposer suivant un classement lié à leur granulométrie.

Mais vu la charge en suspension souvent considérable, surtout en périodes de crues, le fluide entrant présente une densité plus élevée que celle du fluide ambiant. La diminution des forces potentielles de transport des éléments solides s'opère progressivement et tout solide qui peut encore être entraîné avance jusqu'au barrage à l'intérieur d'un courant de turbidité. Les sédiments ainsi transportés se déposent dans la partie aval des cuvettes, où ils forment des dépôts à surface pratiquement horizontale qui vont combler la tranche morte des retenues. L'expérience des exploitants montre que s'il s'écoule un certain temps avant l'ouverture de la vidange de fond, celle-ci est souvent recouverte par les sédiments qui se sont déposés devant son entrée. Les observations visuelles révèlent que la pénétration de l'eau chargée dans les eaux claires de la retenue s'effectue suivant un processus appelé courant de turbidité. En effet, contrairement à ce que l'on pourrait attendre, les eaux chargées se mélangent difficilement avec les eaux claires et forment des écoulements distincts qui disparaissent de la surface et progressent sur le fond.

Frenette et al. (1986) décrivent, dans plusieurs études de cas, les divers phénomènes en relation avec la sédimentation des réservoirs. Il en ressort clairement que la faisabilité d'un projet de barrage dépend de façon primordiale de la vitesse d'alluvionnement du futur réservoir. L'approche la plus simple utilisée pour le prédimensionnement consiste en l'estimation des apports solide et du taux de rétention de la retenue pour évaluer la durée de vie d'un aménagement. Suivant les mesures entreprises pour lutter contre l'alluvionnement, décrites par plusieurs auteurs et résumées par l'ICOLD (1989), la durée de vie d'un aménagement peut varier considérablement. Quian (1982) décrit le cas d'un nouveau barrage en Chine qui a perdu un tiers de sa capacité en une année seulement. Le projet de Molineros

en Bolivie avait une durée de vie estimée entre 18 et 35 ans suivant les mesures entreprises contre l'alluvionnement.

La présente revue bibliographique traite plus en détail les caractéristiques des courants de turbidité, ainsi que les grandeurs permettant de les décrire. De plus, un inventaire des observations in situ est établi. L'auteur examine les apparitions de courants de turbidité dans les lacs naturels et les réservoirs, et relate les études effectuées sur les apports solides provenant des bassins versants.

Deux chapitres sont consacrés à la modélisation physique et numérique des courants de turbidité, respectivement. Pour conclure, les principales méthodes de contrôle de la sédimentation ainsi que leurs incidences sur la maîtrise de l'alluvionnement sont présentées dans le dernier chapitre.

2.2 Courants de densité, classification et définition

Un courant de densité, où de gravité, est l'écoulement d'un fluide de densité ρ_c dans un fluide ambiant de densité ρ_a différente.

Le phénomène du courant de densité a normalement lieu sous forme de courant de fond (underflow) si la densité ρ_c du courant est plus élevée que celle du fluide ambiant ρ_a . Des courants de densité peuvent également avoir lieu sous forme de courant de surface (overflow) si la densité des apports ρ_c est plus faible que la densité ambiante ρ_a et de courant intermédiaire (interflow) pour les flux entrant dans un réservoir caractérisé par une forte stratification de densité, d'origine thermique ou autre, avec des densités de l'eau ρ_{a1} et ρ_{a2} plus grande, respectivement plus faible que celle du courant, voir Figure 2.1. C'est essentiellement le premier type d'écoulement qui peut transporter de grandes quantités de matériaux fins vers la partie aval d'un réservoir.

Un courant de turbidité est un courant de densité où le fluide en écoulement, plus lourd, est un mélange de densité ρ_m du fluide ambiant et de matière granulaire en suspension. L'intérêt porté aux courants de turbidité provient du fait qu'une partie très importante du débit solide d'un affluent se compose de matériaux fins ou très fins provenant généralement du bassin versant, qui sont transportés en suspension dans l'eau. Lorsqu'un cours d'eau se jette dans une retenue, les matériaux restent en suspension tant que les vitesses sont assez grandes pour entretenir la turbulence nécessaire à leur transport.

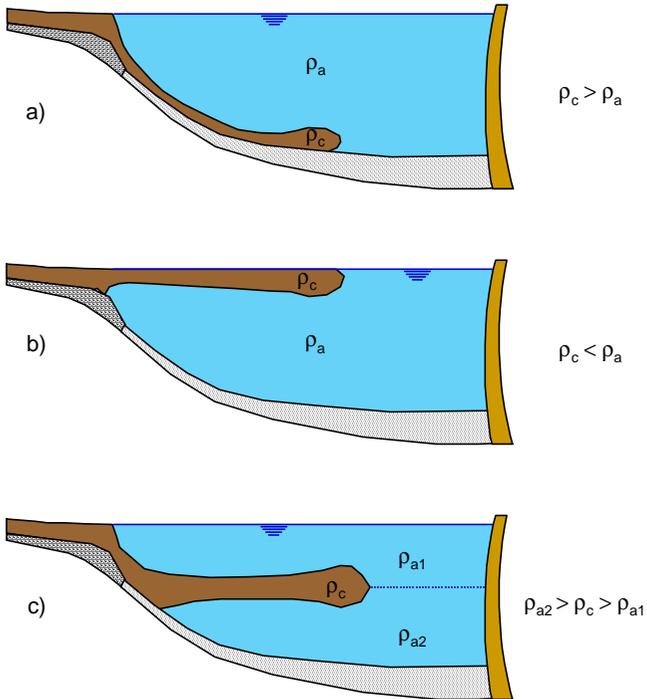


Figure 2.1 : Courant de densité sous forme de
a) courant de fond (underflow),
b) courant de surface (overflow) et
c) courant intermédiaire (interflow)

Tout se passe comme si l'eau chargée, de densité ρ_m , était un fluide homogène plus lourd que l'eau à température égale et dont l'écoulement à l'intérieur du milieu ambiant de densité ρ_a est commandé par sa densité relative, voir Figure 2.2. Si la différence de densité résulte d'une autre cause que celle des matières en suspension, le terme de densité du mélange ρ_m doit être remplacé par la densité du fluide en écoulement ρ_c . Les autres causes d'une différence de densité sont essentiellement liées à la température et à la salinité.

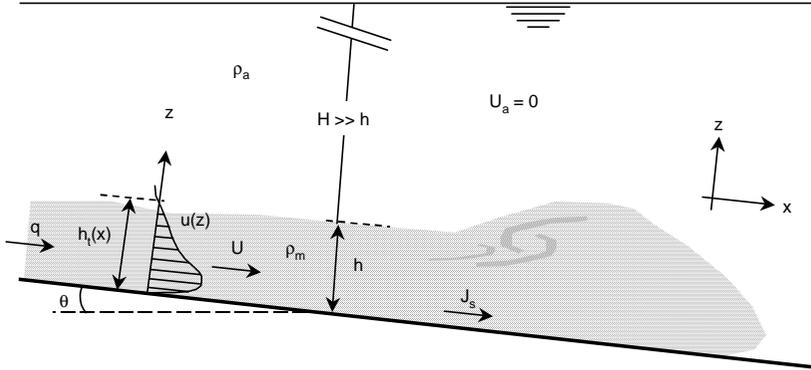


Figure 2.2: Schéma d'un courant de densité, notations : voir texte

La gravité naturelle g doit donc être réduite par la différence de densité. La gravité réduite g' , qui est responsable de la force motrice d'un courant de turbidité, s'écrit alors comme suit :

$$g' = g \left(\frac{\rho_m - \rho_a}{\rho_a} \right) \quad (2.1)$$

Un courant de densité est caractérisé par son nombre de Froude \mathbf{Fr}_d , qui exprime le rapport entre les forces d'inertie et les forces de gravité réduite :

$$\mathbf{Fr}_d = \frac{U}{\sqrt{g' h \cos \theta}} \quad (2.2)$$

Dans cette expression, également appelée nombre de Froude densimétrique, la vitesse U , moyennée sur la hauteur h du courant et l'angle d'inclinaison du fond θ sont utilisés. Un autre nombre habituellement utilisé est le nombre de Richardson \mathbf{Ri} , qui exprime le rapport entre les forces de gravité réduite et les forces d'inertie, il s'agit de l'inverse du nombre de Froude \mathbf{Fr}_d au carré :

$$\mathbf{Ri} = \frac{1}{\mathbf{Fr}_d^2} = \frac{g' h \cos \theta}{U^2} \quad (2.3)$$

L'écoulement du courant de densité peut aussi être caractérisé par le nombre de Reynolds \mathbf{Re} , qui exprime le rapport entre les forces d'inertie et de viscosité :

$$\mathbf{Re} = \frac{U h}{\nu} \quad (2.4)$$

où ν est la viscosité cinématique.

L'interface entre le courant de densité et le fluide ambiant est souvent difficilement décelable. Pour cette raison, les grandeurs caractéristiques telles la hauteur h_t et la vitesse moyenne U sont habituellement définies comme échelles intégrales du courant :

$$\int_0^{h_t} u(z) dz = U h_t = q \quad (2.5)$$

où $u(z)$ est la vitesse ponctuelle, h_t la hauteur où la vitesse $u(z)$ est nulle et q le débit unitaire.

De nombreuses études spécifiques ont été effectuées par Britter (1978, 80), Parker (1987), Altinakar (1990), Graf et Altinakar (1990), Garcia (1993) et autres concernant le cas particulier des courants de turbidité qui seront traités par la suite.

2.3 Caractéristiques des courants de turbidité

Un courant de turbidité est un écoulement provoqué par la différence de densité due à des matériaux en suspension. Une telle situation se rencontre fréquemment dans les océans, les lacs et les retenues. Une caractéristique intéressante de ce type de courant est de pouvoir modifier l'importance de son écoulement via la sédimentation ou l'entraînement de sédiments.

Si l'entraînement des matériaux solides l'emporte sur la sédimentation, le courant de turbidité peut s'auto-accélérer et atteindre de très fortes vitesses. L'érosion de grands canyons sous-marins peut en résulter. C'est le mécanisme principal qui conduit de grandes quantités de sédiments vers le fond des océans et des lacs.

Un courant de turbidité peut être considéré comme un jet turbulent longeant une surface. Deux régions distinctes se développent, voir Figure 2.3 : la partie proche du fond (région pariétale) et la partie supérieure du jet. Elles sont séparées à la hauteur h_m , correspondant au maximum de vitesse U_m :

- dans la région pariétale, $z < h_m$, la turbulence est créée par le frottement sur la surface du fond, l'entraînement de sédiments peut se produire. La répartition de vitesse $u(z)$ du courant de turbidité y est logarithmique, mais elle peut aussi s'exprimer par la relation empirique suivante proposée par Graf et Altinakar (1996) :

$$\frac{u(z)}{U_m} = \left(\frac{z}{h_m} \right)^{n'} \quad \text{avec } n' = 1/6 \quad (2.6)$$

- dans la région supérieure du jet, $z > h_m$, la turbulence est créée par frottement et par l'entraînement du fluide ambiant. La répartition de vitesse $u(z)$ du courant de turbidité est de forme gaussienne, comme définie dans Graf et Altinakar (1996) :

$$\frac{u(z)}{U_m} = \exp\left[-\alpha_c \left(\frac{z-h_m}{h-h_m}\right)^2\right] \text{ avec } \alpha_c \equiv 1.4 \quad (2.7)$$

La distribution de vitesse décrite ci-dessus présente une courbe continue mais non dérivable au point de vitesse maximale. Une formulation mixte exponentielle avec fonction trigonométrique, continue et dérivable est proposée par Hertig (1979). Elle est basée sur des mesures en laboratoire d'écoulement d'air sur plan incliné.

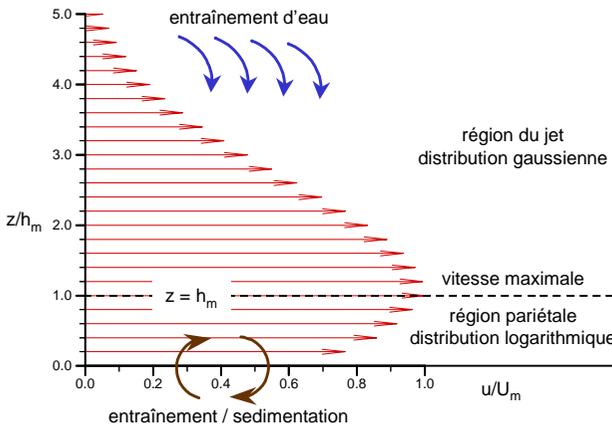


Figure 2.3: Profil de vitesse schématisé adimensionnel avec deux régions à distribution distinctes, selon Graf et Altinakar (1996)

La concentration locale c_s varie graduellement sur la verticale avec une valeur maximale au fond. Sa valeur moyenne C_s est définie de la même façon que la vitesse moyenne par une échelle intégrale :

$$C_s U h = \int_0^{\infty} (u c_s) dz = \int_0^{h_t} (u c_s) dz = C_s U h_t = C_s q \quad (2.8)$$

La densité moyenne du courant de turbidité, caractérisé par sa concentration volumique moyenne en sédiments C_s , est donnée par :

$$\rho_m = C_s \rho_s + (1 - C_s) \rho_e = \rho_e + (\rho_s - \rho_e) C_s \quad (2.9)$$

à laquelle s'ajoute la correction de la densité du fluide véhicule de sédiments ρ_e par rapport à celle du fluide ambiant ρ_a due à une éventuelle différence de température de l'eau :

$$\rho_e = \rho_a + \beta(T_e - T_a) \rho_a \quad (2.10)$$

où β est le coefficient de dilatation volumique de l'eau, T_a et T_e sont les températures de l'eau ambiante, respectivement de l'eau véhicule de sédiments.

Le terme de gravité réduite moyenne g' de l'équation (2.1) peut être écrit en tenant compte de la concentration moyenne en sédiments C_s

$$g' = g \left(\frac{\rho_s - \rho_a}{\rho_a} \right) C_s = gRC_s \quad (2.11)$$

Où R exprime la densité spécifique du matériel granulaire submergé.

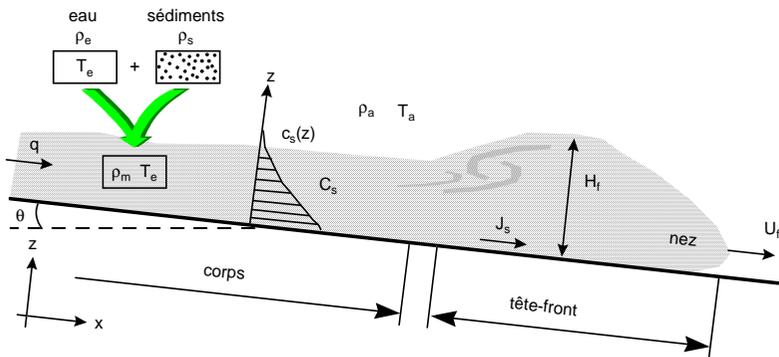


Figure 2.4: Schéma d'un courant de turbidité, notations : voir texte

Les courants de turbidité peuvent être divisés en deux grandes classes :

- Les courants discontinus, du type bouffée ou arrivant par à-coups (surge-like). Ils sont généralement créés par des sources instantanées de sédiments en suspension et possèdent de ce fait une courte durée de vie. Les avalanches de neige ou sous-marines résultant d'un glissement ou d'un tremblement de terre sont les apparitions les plus spectaculaires de ce type de courants.
- Les courants continus ou arrivant comme un panache (plume-like). Ils sont créés par des sources ininterrompues de sédiments en suspension et peuvent de ce fait durer aussi longtemps que la source est active et que le milieu récepteur est

capable de les recevoir. Il s'agit principalement des rivières et fleuves chargés de sédiments qui se jettent dans les lacs et les océans, qui plongent et disparaissent dans leurs profondeurs.

Les courants observés dans les réservoirs alpins avec leurs durées de vie relativement courtes peuvent être classés soit dans la première, soit dans la deuxième catégorie, suivant la taille du bassin versant et selon l'intensité et la durée des crues.

La perte de densité par sédimentation ou éventuellement le gain par érosion sont décrits à l'aide du flux sédimentaire réduit B , par unité de largeur :

$$B = g'hU = g'q \quad (2.12)$$

La durée du courant de turbidité et donc sa longueur dépendent du flux sédimentaire réduit initial, B_0 .

Du point de vue du transport solide, une distinction importante doit être faite entre les courants de turbidité continus :

- Les courants de turbidité conservatifs (conservative turbidity current). Le flux sédimentaire réduit B ne varie pas pendant l'avancement du courant.

$$\frac{dB}{dx} = 0 \quad (2.13)$$

Les écoulements où la différence de densité est due à la température ou à des substances dissoutes qui ne s'éliminent pas, donc à flux de chaleur ou de matières dissoutes nul, font partie de cette classe.

- Les courants de turbidité non conservatifs (non conservative turbidity current). Le flux sédimentaire réduit par unité de largeur varie pendant l'avancement du courant, c'est-à-dire qu'il y a soit érosion du lit, soit dépôt des matières en suspension sur le fond.

$$\frac{dB}{dx} \neq 0 \quad (2.14)$$

L'expérience montre que les courants de turbidité constitués de particules fines à suspension suffisamment diluée peuvent souvent être admis comme conservatifs et l'approximation de Boussinesq peut être appliquée. Elle implique que :

$$\frac{\Delta\rho}{\rho_a} \cong 0 \text{ devant les termes d'inertie, donc } \rho_m \cong \rho_a \text{ et} \quad (2.15)$$

$$g \frac{\Delta \rho}{\rho_a} \equiv g' \neq 0 \text{ devant les termes de gravité} \quad (2.16)$$

Un courant de turbidité présente un front bien distinct du reste de l'écoulement. On parle généralement de la tête (head) suivie du corps (body) du courant, voir Figure 2.4. La tête est plus grande, de forme irrégulière, et constitue une région de fort mélange, avec un champ de vitesses tridimensionnel, instable et fortement turbulent.

A cause de la condition d'adhérence (no-slip condition) au fond, la partie la plus avancée, le nez, se trouve à une certaine distance au-dessus du lit. Cette élévation dépend du nombre de Reynolds de la tête et varie entre 0.1 et 0.5 de la hauteur totale du front H . Altinakar et al. (1990) propose une valeur moyenne de 0.14.

Middleton (1966) pour les courants de turbidité dans l'eau et Keller (1996) pour les avalanches poudreuses décrivent l'écoulement précédant le front. En fait, la tête du courant "chasse" en partie le fluide qui se trouve sur son chemin et un écoulement frontal se crée juste devant le courant.

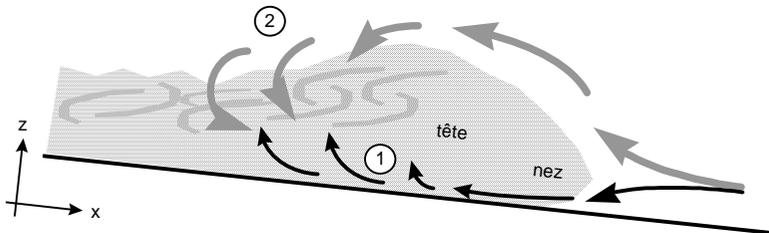


Figure 2.5: Ecoulement autour de la tête avec les instabilités caractérisant le front du courant et favorisant le mélange :

- (1) instabilités convectives
- (2) instabilités de Kelvin-Helmholz (K-H)

Deux types d'instabilités caractérisent le front du courant et influencent sa forme :

- Les instabilités convectives au niveau inférieur de la tête. Le courant, en avançant, passe par-dessus le liquide plus léger qui se fait donc piéger par le courant. Ce liquide remonte à l'intérieur de la tête et se mélange.
- Les instabilités de Kelvin-Helmholz (K-H) au niveau supérieur de la tête. Elles sont à l'origine de tourbillons et remous caractéristiques. Britter et Simpson (1978) ont démontré que les instabilités de K-H constituent la principale cause de mélange dans la tête. Les tourbillons entraînent de l'eau ambiante autour de la tête pour la faire pénétrer par la suite.

La structure des tourbillons persiste même après le passage du front, confiant à la surface l'allure d'une interface en ébullition figée. Pour un courant de turbidité donné,

la distance entre les tourbillons persistants est quasi constante, indiquant une fréquence de génération des tourbillons bien définie. Britter et Simpson (1978) ont trouvé un rapport de 0.8 ± 0.2 entre l'amplitude et la longueur d'onde des tourbillons. Altinakar (1988) rapporte un même ordre de grandeur.

La tête d'un courant de turbidité n'avance pas sur un front bien défini. En situation, le courant présente une ligne frontale très irrégulière. Plusieurs lobes sont en interaction continue, ils se dépassent mutuellement pour se faire dépasser par la suite. Ils peuvent s'élargir latéralement pour intégrer complètement le lobe voisin. La structure irrégulière du front est essentiellement due aux instabilités convectives.

Simpson (1972) a démontré la dépendance entre la structure des tourbillons K-H et les instabilités convectives. Les tourbillons K-H deviennent bi-dimensionnels en l'absence de convection à l'intérieur de la tête. Ceci peut être obtenu en faisant couler le courant de turbidité sur un fond en mouvement opposé qui fait descendre le nez jusqu'au fond.

La tête d'un courant présente donc un front très irrégulier. Le fort mélange qui a lieu au niveau supérieur de la tête et derrière celle-ci ainsi que l'entraînement du fluide ambiant dans le front indiquent que la vitesse moyenne du corps doit être plus grande que celle de la tête.

Pour des pentes de fond $J_s > 1\%$, la vitesse du front est toujours moins importante que la vitesse du corps, $U_f < U$. Cette inégalité croît avec l'augmentation de la pente de fond J_s à cause du plus fort mélange à l'intérieur de la tête. Un ajustement effectué par Graf et Altinakar (1996) sur de nombreux résultats expérimentaux montre cette décroissance. Les valeurs obtenues expérimentalement par Middleton (1966) et par d'autres chercheurs présentent pourtant une dispersion considérable. Pour des pentes de fond de 1 à 4%, le rapport entre la vitesse du front et la vitesse du corps se situe en moyenne entre :

$$0.6 < \frac{U_f}{U} < 1.0 \quad (2.17)$$

En général pour des pentes s'approchant de l'horizontale, ce rapport tend vers l'unité. Sur pente faible, les courants de turbidité "calmes" sont caractérisés par un nombre de Froude densimétrique proche de 1, voir même inférieur à l'unité. En fait, Middleton (1966) a montré une meilleure relation fonctionnelle entre le rapport des vitesses U_f/U et le nombre de Froude densimétrique.

Afin de garantir la continuité, la hauteur du front doit être plus grande que celle du corps, $H_f > h$.

La force motrice pour le front est essentiellement le gradient de pression dû à la différence de densité entre le courant et le fluide ambiant. Ce fait explique l'extension quasi radiale du courant dans un domaine non limité latéralement.

La vitesse du front U_f peut être assimilée à la célérité du courant. Elle est obtenue par des considérations hydrauliques simples. Sur une pente horizontale, sans frottement et uniforme, la différence de pression hydrostatique $g(\rho_m - \rho_a)h$ provoque une pression dynamique $\frac{1}{2}\rho_m U^2$ au point de stagnation. En appliquant l'approximation de Boussinesq, on obtient :

$$U = \sqrt{2g \left(\frac{\rho_m - \rho_a}{\rho_a} \right) h} = \sqrt{2g'h} \quad (2.18)$$

L'avancement du courant peut donc être estimé en fonction de la charge disponible, par exemple la hauteur d'écoulement du front H_f , et d'une différence de densité ou de masse volumique $\Delta\rho$. Pour un écoulement ayant un long parcours et dont les conditions d'alimentation sont inconnues, la vitesse maximale de la tête U_f du courant peut ainsi être estimée par une relation simple du type :

$$U_f = C\sqrt{g'H_f} \quad (2.19)$$

où le coefficient C varie entre 0.63 selon Middleton (1966) et 0.75 selon Altinakar et Graf (1990) pour des pentes faibles, $J_s < 3\%$. Les valeurs sont issues d'essais en laboratoire. La faible valeur basse de C peut être attribuée à l'influence croissante du frottement de fond sur les pentes faibles.

La vitesse adimensionnelle du front est définie comme suit :

$$\frac{U_f}{B^{1/3}} = \frac{U_f}{(g'q)^{1/3}} \quad (2.20)$$

Cette valeur est quasi constante et vaut 1.5 ± 0.2 pour les fortes pentes, $\theta > 5^\circ$, selon Britter et Linden (1980) et varie linéairement entre 0.7 et 1.5 pour des pentes faibles, $\theta < 5^\circ$, selon Altinakar et Graf (1990). Vu cette dépendance de l'angle du fond θ , la vitesse du front U_f a été exprimée en fonction de la pente du fond θ et du flux sédimentaire réduit initial B_0 :

$$U_f = B_0^{1/3} f(\theta) = (g'_0 q_0)^{1/3} f(\theta) \quad (2.21)$$

La rugosité du fond, le coefficient d'entraînement, ainsi que le nombre de Reynolds peuvent également avoir une influence sur la vitesse adimensionnelle du front. Les données issues de nombreux essais en laboratoire ont été utilisées pour déterminer

l'influence des divers paramètres. Les résultats obtenus, dont un exemple exprimant la relation entre l'angle d'inclinaison θ sur la vitesse adimensionnelle du front $U_f / B_0^{1/3}$ est donné à la Figure 2.6, font toujours apparaître une dispersion très importante.

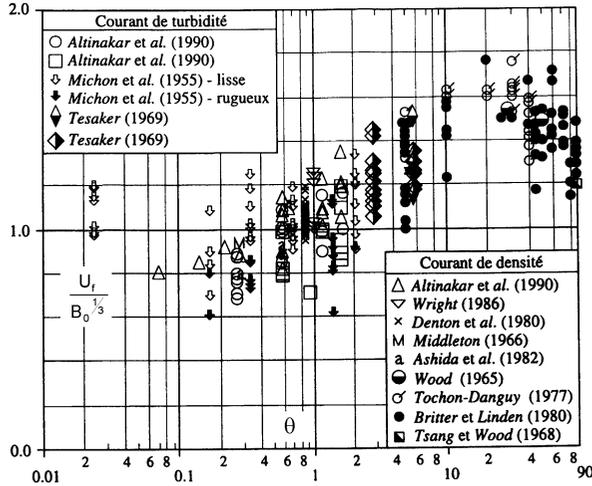


Figure 2.6: Vitesse adimensionnelle du front $U_f / B_0^{1/3}$ en fonction de l'angle d'inclinaison θ en degré, selon Altinakar et Graf (1990)

Lorsque le courant avance sur une horizontale, la vitesse diminue à cause du frottement de fond. Plusieurs auteurs considèrent qu'il existe une pente critique θ_c , au-dessous de laquelle la force tractrice n'est plus suffisante pour compenser les pertes d'énergie par frottement et qui conduit à une décélération du courant. Une valeur $\theta_c = 0.34^\circ$ a été trouvée par Britter et Linden (1980), Altinakar et Graf (1990) proposent $\theta_c = 0.5^\circ$. Ces valeurs sont d'origine expérimentale. Le concept de la pente critique paraît peu applicable, c'est plutôt des critères tenant compte de l'auto-suspension qu'il convient d'appliquer aux courants de turbidité.

Le critère de l'auto-suspension de Bagnold résulte du rapport entre l'énergie nécessaire pour maintenir les particules en suspension et l'énergie disponible de l'écoulement :

$$\frac{U \sin \theta}{v_{ss}} > 1 \quad (2.22)$$

où v_{ss} est la vitesse de sédimentation des particules solides, qui peut être calculée par :

$$v_{ss} = \sqrt{\frac{4}{3} g \frac{\rho_s - \rho_e}{\rho_e} \frac{1}{C_D} d} \quad (2.23)$$

avec C_D le coefficient de traînée et d le diamètre de la particule solide.

En admettant que l'écoulement autour de la particule soit laminaire, la loi de Stokes est applicable, et le coefficient de traînée est défini comme :

$$C_D = \frac{24}{\mathbf{Re}_p} = \frac{24\nu}{v_{ss} d} \quad (2.24)$$

avec \mathbf{Re}_p le nombre de Reynolds de la particule en chute libre

$$\mathbf{Re}_p = \frac{Ud}{\nu} \quad (2.25)$$

L'expression pour la vitesse de sédimentation devient :

$$v_{ss} = g \frac{\rho_s - \rho_e}{\rho_e} \frac{1}{18\nu} d^2 \quad (2.26)$$

ce qui permet de calculer explicitement la vitesse de sédimentation.

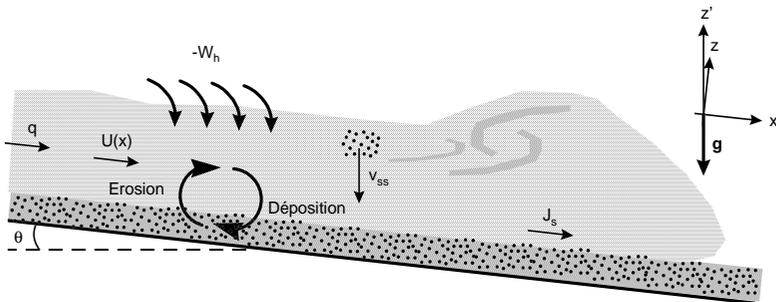


Figure 2.7: Interactions du courant de turbidité avec le fond et le fluide ambiant, notations: voir texte ci-dessous, l'entraînement du fluide ambiant dans le courant, W_h est traité plus loin

Les équations de Navier-Stokes qui gouvernent les écoulements sont énoncées dans le chapitre 7 traitant la modélisation numérique.

Les échanges de matières solides au niveau du fond sont exprimés par l'équation de continuité bi-dimensionnelle pour la phase solide, voir à ce sujet Graf (1971 ou 1984) et Parker (1986) :

$$\frac{\partial(\overline{uc_s})}{\partial x} + \frac{\partial(\overline{wc_s})}{\partial z} = v_{ss} \frac{\partial c_s}{\partial z} + \varepsilon_s \frac{\partial^2 c_s}{\partial z^2} \quad (2.27)$$

avec ε_s un coefficient de diffusion du matériel granulaire.

Le terme de diffusion peut être exprimé par la relation suivante :

$$\varepsilon_s \frac{\partial^2 c_s}{\partial z^2} \cong - \frac{\partial}{\partial z} (\overline{c'_s w'}) \quad (2.28)$$

Il en sort un terme de flux, appelé flux de Reynolds de la phase solide $(\overline{c'_s w'})$.

L'équation de continuité pour la phase solide, après intégration sur la profondeur et évalué à une distance proche du fond, $z = b \cong 0.05h_t$, peut être décomposée selon Parker et al. (1986), en un terme de sédimentation $-(v_{ss} c_s)|_{z=b}$ et en un terme d'entraînement de sédiments $(\overline{c'_s w'})|_{z=b}$.

$$\frac{\partial}{\partial x} \int_0^{h_t} (\overline{uc_s}) dz = -(v_{ss} c_s)|_{z=b} + (\overline{c'_s w'})|_{z=b} \quad (2.29)$$

Le coefficient d'entraînement de sédiments du fond du lit E_s est défini dans Parker (1986) par :

$$(\overline{c'_s w'})|_{z=b} = E_s v_{ss} = \text{Erosion} \quad (2.30)$$

Il exprime la proportionnalité entre le terme d'entraînement du flux de Reynolds de la phase solide et la vitesse de sédimentation v_{ss} , et représente l'érosion des sédiments. De même la relation :

$$(v_{ss} c_s)|_{z=b} = c_b v_{ss} = \text{Déposition} \quad (2.31)$$

donne la déposition des sédiments en fonction de la vitesse de sédimentation v_{ss} et une concentration de référence c_b , estimée à la hauteur $z = b \cong 0.05h_t$. Altinakar et al. (1990) a trouvé expérimentalement la relation entre la concentration moyenne C_s et la concentration de référence c_b :

$$\frac{c_b}{C_s} \approx 2 \quad (2.32)$$

Avec les deux équations d'érosion et de déposition, il est possible de définir un terme de flux de sédiments au fond :

$$v_{ss}(E_s - c_b) = \underline{Erosion} - \underline{Déposition} \quad (2.33)$$

A l'aide de ce critère, il est possible de distinguer :

$E > D$	$E = D$	$E < D$
courant de turbidité non conservatif et érosif	Courant de turbidité conservatif ou en équilibre	courant de turbidité non conservatif et dépositif

Cette analyse donne une information sur le maintien du courant de turbidité. Le courant peut être autogénérateur après déclenchement, s'il développe suffisamment de vitesse pour entraîner davantage de sédiments, son flux sédimentaire réduit B augmente, accélérant le mouvement.

Le coefficient d'entraînement de sédiments du fond du lit E_s , peut être lié

- à la dimension des particules par le nombre de Reynolds des particules Re_p ,
- à la vitesse de frottement sur le fond $u_{\tau b}$ qui, en hydrodynamique, est définie comme la racine du rapport entre la tension de frottement proche du fond τ_0 et la densité du fluide ρ ,
- à la vitesse de chute des particules v_{ss}

à travers un facteur zêta défini par l'équation suivante, selon Parker et al. (1986) :

$$\zeta_{86} = \frac{u_{\tau b}}{v_{ss}} Re_p^{0.5} \quad (2.34)$$

Au-dessus d'une valeur critique $\zeta_{86-c} \approx 5$, la mise en suspension par l'écoulement commence à devenir significative, et c'est à partir de $\zeta_{86-m} = 13.2$ que l'entraînement et donc le coefficient E_s atteignent une valeur maximale d'environ 0.3. Ces valeurs sont issues d'études de la suspension effectuées en canal à nappe libre pour des particules d'un diamètre moyen d_{50} entre 0.06 et 1.00 mm. La relation suivante proposée par Parker et al (1986) pour E_s est donnée pour ζ_{86} :

$$E_s = \begin{cases} 0.3 & \zeta_{86} \geq \zeta_{86-m} \\ 3 \times 10^{-12} \zeta_{86}^{10} \left(1 - \frac{\zeta_{86-c}}{\zeta_{86}} \right) & \zeta_{86-c} < \zeta_{86} < \zeta_{86-m} \\ 0 & \zeta_{86} \leq \zeta_{86-c} \end{cases} \quad (2.35)$$

Cette relation est très raide, voir Figure 2.8. Elle a l'avantage d'être bornée vers le bas par la valeur critique ζ_{86-c} .

Parker et al. (1987) a repris les données expérimentales disponibles, et propose un autre facteur zêta ζ_{87} :

$$\zeta_{87} = \frac{u_{*b}}{V_{ss}} \text{Re}_p^{0.75} \quad (2.36)$$

Un ajustement visuel donne la formule unique pour le coefficient d'entraînement E_s :

$$E_s = \frac{3 \times 10^{-11} \zeta_{87}^7}{1 + 10^{-10} \zeta_{87}^7} \quad (2.37)$$

La relation entre ζ_{86} et ζ_{87} est ainsi dépendante du nombre de Reynolds des particules Re_p .

$$\zeta_{87} = \zeta_{86} \text{Re}_p^{0.25} \quad (2.38)$$

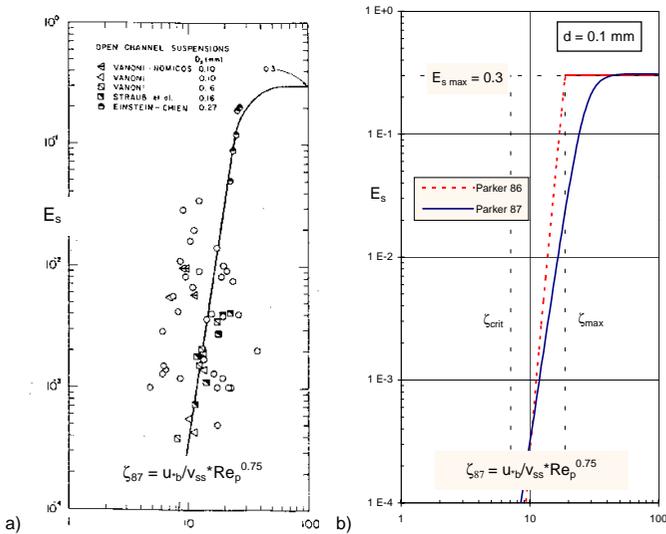


Figure 2.8: Coefficient d'entraînement de sédiments du fond du lit E_s , lié au nombre de Reynolds des particules Re_p , à la vitesse de frottement sur le fond u_{*b} et à la vitesse de chute des particules v_{ss} . a) relation empirique (2.37) de Parker et al. (1987) avec résultats d'essais en laboratoire; b) comparaison des relations empiriques (2.35) et (2.37) de Parker et al. (1986 et 87) pour un diamètre donné

La vitesse de frottement sur le fond u_{*b} peut être exprimée à partir de considérations sur l'énergie cinétique U^2 de l'écoulement (Equ. 2.39) ou sur l'énergie turbulente k d'un écoulement turbulent entièrement développé (Equ. 2.40) :

$$u_{*b}^2 = C_{*D} U^2 = \left(\frac{f}{8} \right) U^2 \quad (2.39)$$

où C_{*D} est le coefficient de frottement sur le fond, qui peut être exprimé par exemple à l'aide du coefficient de frottement de Darcy-Weisbach $C_{*D} = f/8$, voir Graf et Altinakar (1996).

$$u_{*b}^2 = \alpha k \quad (2.40)$$

où le coefficient α peut être admis constant pour un écoulement turbulent donné et vaut $\alpha = 0.1$, voir Parker et al. (1986)

La combinaison des deux équations précédentes permet d'estimer un coefficient de frottement sur le fond C_{*D} en fonction de l'énergie cinétique U^2 de l'écoulement turbulent, et de l'énergie turbulente k du même écoulement :

$$C_{*D} = \alpha \frac{k}{U^2} \quad (2.41)$$

Pour la détermination du coefficient d'entraînement de sédiments du fond du lit E_s , l'équation (2.40) semble mieux adaptée, car deux grandeurs turbulentes, E_s et k sont ainsi reliées, voir Parker et al. (1986) pour plus de détails.

L'entraînement du fluide ambiant dans le courant se fait à travers l'interface. Dans un milieu ambiant au repos, la pression statique est plus importante que la pression dans le courant en mouvement. Ce gradient de pression cause une pénétration du fluide ambiant dans le courant, voir Figure 2.7. L'hypothèse est faite que la vitesse d'entraînement du fluide ambiant $-W_h$, définie comme la vitesse verticale à l'interface du fluide ambiant dans le courant, est proportionnelle à la vitesse du courant de turbidité U , ce qui donne :

$$-W_h = E_w U \quad (2.42)$$

où la constante de proportionnalité E_w est le coefficient d'entraînement du fluide ambiant. De nombreuses expériences en laboratoire avec différents types de courants de densité ont été faites pour relier ce coefficient au nombre de Richardson **Ri**. Parker (1987) propose la relation empirique suivante obtenue par régression :

$$E_w = 0.075 \left(1 + 718 \mathbf{Ri}^{2.4} \right)^{-0.5} \quad (2.43)$$

Le coefficient d'entraînement décroît rapidement lorsque le nombre de Richardson augmente. Turner, voir dans Graf (1986), propose une relation indicative qui tient compte de la pente du lit :

$$E_w = Ri \tan \theta \quad (2.44)$$

valable pour des pentes importantes, $\theta > 12^\circ$ et pour des courants en équilibre. En résumé, le coefficient d'entraînement du fluide ambiant est caractérisé par :

- $E_w \cong 0.075$ si $Ri \rightarrow 0$

ce qui correspond à un jet simple où l'effet de gravité réduite devient négligeable, et qui donne un écoulement sans stratification.

- $E_w \cong 0.003$ si $Ri \approx 1$

dans ce cas, l'entraînement du fluide ambiant devient négligeable, notamment pour $Ri > 1$, quand l'écoulement est subcritique sur des pentes légères à vitesses faibles. Il n'y a alors quasiment plus de mélange à travers l'interface qui devient très stable lorsque le nombre de Richardson devient grand.

L'évolution des dimensions du courant peut aussi être donnée en fonction de la pente uniquement. Pour le cas unidimensionnel, le taux de croissance du front (head growth rate) est exprimé par la relation suivante donnée par Altinakar et Graf (1990) pour des courants de densité dus à une différence de salinité (courant conservatif) :

$$\frac{dH_f}{dx} = 0.23 \theta \quad (2.45)$$

Les essais avec des courants de turbidité ont en outre montré une dépendance entre le taux de croissance du front et du flux sédimentaire. La sédimentation fait augmenter le taux de croissance du front. Les mesures effectuées à Luzzone par Sinniger et al. (1994) montrent une croissance du front du courant observé de quelque 7 à 15 m sur une distance de 800 m dans une géométrie quasi unidimensionnelle à pente de $J_s = 4\%$ environ ($\theta \approx 0.04^\circ$). Ces mesures permettent d'estimer le taux de croissance du courant en fonction de la pente :

$$\frac{dH_f}{dx} \approx 0.25 \theta \quad (2.46)$$

Cette valeur est proche de la relation (2.45) et indique que le courant observé peut être classé parmi les courants de turbidité conservatifs ou le flux sédimentaire réduit B ne varie pas.

2.4 Observations in situ de courants de densité

Les valeurs de la charge en suspension sont présentées avec l'unité et la précision trouvée dans les références. Afin de pouvoir facilement comparer les valeurs, elles sont toutes données entre parenthèses en pourcentage volume en admettant une masse volumique des sédiments de $\rho_s = 2650 \text{ kg/m}^3$.

Même avant d'être étudiés systématiquement, les courants de densité étaient déjà connus comme en témoignent de nombreuses observations in situ, le plus souvent fortuites, faites sur les barrages en exploitation. Généralement, il avait été constaté, à la suite de précipitations sur les bassins versants, que les organes de prise d'eau débitaient de l'eau chargée de sédiments, sans que la surface du lac ne soit affectée par la moindre turbidité. Thévenin (1960) décrit les premières observations faites au barrage de Ghrib en Algérie en 1939, relatant la progression d'un courant de densité dont la formation avait été générée par la vidange rapide d'un réservoir situé en amont. Le courant traversait le lac d'une longueur de 14 km sans troubler sa surface, avant de s'écouler par les turbines. La vitesse de progression du courant était évaluée à 0.45 m/s pour l'ensemble du parcours sous-lacustre. Aucune information n'est disponible concernant la charge en suspension du courant observé.

Avec des moyens d'investigation semblables à ceux utilisés en Algérie, Electricité de France a effectué des mesures au barrage du Sautet connu pour son très grand nombre de crues observées. C'est ainsi que Nizery et al. (1953) ont trouvé des vitesses d'écoulement dépassant 1 m/s, ce qui suppose une densité exceptionnellement élevée. Les mêmes auteurs ont comparé deux crues avec des débits de pointe semblables en 1951 et 52 et dont la seconde n'était pas à l'origine d'un courant de densité observable. L'étude montre que, en raison du mélange avec les eaux claires d'une retenue située à l'amont qui était pleine lors du deuxième événement, la densité de l'écoulement était insuffisante pour provoquer un courant de densité. De plus, la crue de 1952 suivait une période assez longue de débits relativement élevés qui avaient délavé les terrains du bassin versant. Les concentrations mesurées dans le courant de densité observé ont atteint leur valeur maximale de 1.5 g/l [0.057 %] au fond de la retenue et diminuaient fortement sur les premiers dix mètres vers une valeur de 0.25 g/l [0.009 %] pour complètement disparaître à 20 m du fond.

Ford et Johnson ont observé de 1976 à 1979 à quatre reprises des courants de densité sous forme de courants intermédiaires (interflow) dans le DeGray Lake aux Etats Unis. Ces courants ont transité à travers tout le lac à une profondeur de 10 mètres environ sans jamais toucher le fond ni la surface. Les courants intermédiaires sont rares dans les retenues vu qu'ils nécessitent des conditions particulières de stratification du lac.

Pyркиn et al. (1978) ont étudié la distribution des vitesses d'un courant de densité dans un profil en travers de la retenue de Nurek. Il apparaît clairement une hauteur uniforme du courant, tandis que les profils verticaux de vitesses donnent des valeurs plus élevées dans la partie basse du profil en travers.

Gupta (1981) indique que des concentrations de matière en suspension entre 2.5 [0.094 %] et 4.0 g/l [0.151 %] sont nécessaires dans l'affluent pour provoquer la formation d'un courant de turbidité dans le réservoir de Matatila. Les débits correspondants étaient de 2'800, respectivement 6'300 m³/s. Ces valeurs ont été évaluées sur la base d'essais en laboratoire.

Des mesures plus récentes faites au nord du Japon dans les années 1982 à 84 sont mentionnées par Chikita et Okumura (1987). La vitesse maximale enregistrée était de 31.5 cm/s avec une concentration moyenne de 0.438 g/l [0.017 %] avec le maximum de 0.600 g/l [0.023 %] au fond. L'enregistrement de la direction de l'écoulement montre que le contrôle du mouvement longitudinal d'un courant de densité bien développé se fait par la topographie du fond. L'épaisseur de la couche en mouvement était inférieure à 5 mètres.

Weirich (1984 et 86) a observé l'arrivée d'une rivière en crue dans un lac glaciaire. Les mesures in situ ont été effectuées dans un réseau de 9 verticales avec des instruments sur trois niveaux, constitués de sondes optiques. Deux courantomètres posés dans le delta de la rivière s'y ajoutent. Le lac présente une température très stable, tandis que l'affluent a une variation journalière de température considérable à cause du rayonnement solaire. Pendant une crue de fonte de glacier d'une durée de 12 heures environ, un courant de densité a été observé, sa durée était de 3.5 heures, la vitesse maximale de 91 cm/s. La charge en suspension a atteint une valeur maximale de 0.260 g/l [0.010 %] dans le lac et 0.550 g/l [0.021 %] dans l'affluent. Comparée à l'hydrogramme de crue avec sa diminution progressive du débit, la fin abrupte du courant est remarquable.

Les observations de Jervez (1985) dans la retenue d'Amaluz en Equateur montrent aussi une durée de vie des courants de densité de quelques heures, beaucoup plus courte que celle de la crue d'une durée de trois jours environ. Les courants d'une vitesse maximale de 35 cm/s et d'une charge maximale en suspension estimée à 3.6 g/l [0.136 %] sont toujours apparus en début de crue.

Une valeur élevée de la charge en suspension d'un courant de densité a été observée par Parhami (1986) dans le réservoir de Sefid-Rud en Iran, la concentration était de 25 g/l [0.943 %]. Aucune information n'est disponible concernant l'avancement du courant observé.

Sinniger et Boillat (1992, 93 et 94) ont effectué en 1992 des mesures dans le lac de Luzzone au Tessin. Il a été démontré que les apports de sédiments surviennent essentiellement lors de crues sous forme de courants de turbidité. De forts

écoulements ont été mesurés sur le fond et à proximité de la vidange de fond. La durée de vie des courants observés varie d'une demi-heure à quelques heures, elle est beaucoup plus courte que celle de la crue même. La vitesse de progression mesurée varie entre 20 et 60 cm/s. Les courants de turbidité se caractérisent par des concentrations solides relativement élevées et par leur faculté de mettre en mouvement d'importantes quantités d'eau. Ainsi, pour un débit entrant de 30 m³/s, la charge maximale en suspension a été évaluée à 12 g/l [0.453 %], alors que la masse d'eau entraînée à l'intérieur de la retenue était de l'ordre de 340 m³/s. La température du courant était supérieure de 1.5°C environ à celle de l'eau du lac.

Figure 2.9 résume, sur la base des références citées dans chapitre, les observations faites reliant les concentrations en sédiments constatées et les vitesses des courants de densité correspondants.

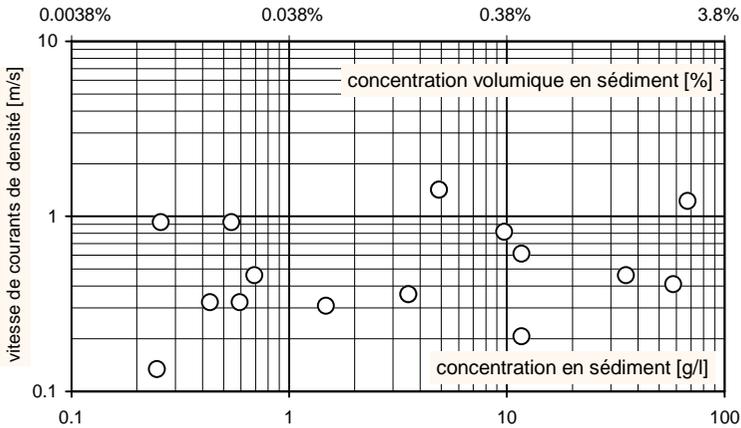


Figure 2.9: Relation entre la concentration de sédiments et la vitesse des courants de densité observés, réf. voir texte

Des observations faites dans les lacs naturels peuvent être ajoutées ici. Von Salis en 1884 et Forel en 1887 ont déjà décrit le phénomène d'une rivière chargée plongeant dans le lac de Constance et dans le Léman respectivement, voir Figure 2.10.

Des mesures effectuées à l'embouchure du Rhin en 1980 par Lambert (1982 et 88) ont montré des vitesses du courant allant jusqu'à 140 cm/s et des charges en matières en suspension d'au moins 5 g/l [0.189 %]. En plus l'eau de la rivière était de 5°C plus chaude que celle du lac en profondeur.

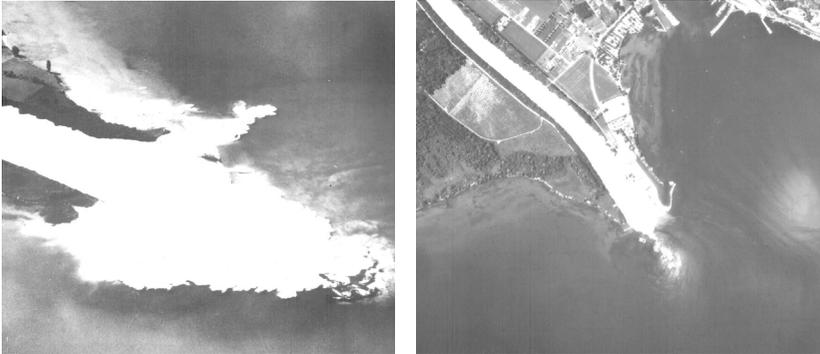


Figure 2.10: Images d'un courant de turbidité plongeant dans un lac. Le Rhône à son embouchure dans le Léman

Une autre catégorie d'observations in situ concerne les prélèvements de sédiments déposés au fond des retenues. Ils donnent des informations sur l'érosion et la sédimentation consécutives au passage de courants de turbidité. Ce type d'analyse révèle que l'alluvionnement n'est pas uniforme, un tri granulométrique s'effectue naturellement depuis l'entrée d'un réservoir jusqu'au barrage. Sinniger et al. (1994) ont observé trois zones distinctes dans le lac artificiel de Luzzone qui illustrent bien la différence de granulométrie des dépôts constitués le long du talweg; des particules grossières jusqu'à 15 mm de diamètre au début du réservoir, une zone étendue de 1'500 m de long avec une uniformité remarquable des dépôts de diamètre moyen $d_{50} = 0.02$ mm et l'extrémité aval du lac caractérisée par un léger déficit de particules fines, évacuées par la prise d'eau usinière.

Fan et Morris (1992) ont observé une distribution granulométrique semblable dans le réservoir de Guanting en Chine. Un delta avec $d_{50} = 0.1$ mm, une zone étendue du lac avec $d_{50} = 0.02$ mm et la partie profonde près du barrage avec des sédiments plus fins, $d_{50} = 0.005$ mm.

Les mesures et essais in situ sont relativement rares, non-reproductibles et, en raison des moyens considérables à mettre en oeuvre, dépourvues de mesures permettant de décrire de manière fiable et complète les caractéristiques cinématiques et dynamiques d'un courant de densité. La plupart des données disponibles citées dans ce chapitre concernent des observations ponctuelles et ne traitent que la vitesse du front, la charge en suspension et quelques dimensions de l'écoulement. Il est d'ailleurs difficile de trouver des relations claires entre les paramètres observés, comme par exemple entre la concentration de sédiments et la vitesse des courants de densité.

2.5 Apports solides dans la retenue

La sédimentation est due au débit solide des cours d'eau amont, qui résulte lui-même de l'érosion générale du sol et de l'attaque des berges et du lit des cours d'eau. Bien qu'il existe différentes méthodes pour réduire la production de sédiments dans le bassin versant et le cours d'eau, l'apport de matières solides par les affluents ne peut être influencé de manière significative sur le long terme.

Il est difficile de fixer l'intensité de la pluie susceptible de provoquer l'entraînement des particules solides, car la résistance du sol est changeante dans l'espace et dans le temps, voir à ce sujet Beyer Portner (1998) qui traite dans sa thèse l'érosion des bassins versant alpins suisses par l'érosion de surface.

Thévenin (1960) donne comme seuil critique d'intensité de pluie i sur 60 minutes en Algérie $i_{60\text{min}} \geq 15$ mm/h, avec des pointes d'intensité sur une minute dépassant $i_{1\text{min}} \geq 60$ mm/h. Selon Thévenin, ces valeurs peuvent être adoptées comme premier critère d'érosion, bien qu'il soit très difficile d'établir une corrélation générale entre la pluviométrie et l'érosion.

Sinniger et al. (1994) proposent, sur la base de mesures effectuées en 1992 au Tessin, deux types de conditions critiques pour l'apparition de courants de densité, soit une forte intensité sur 15 minutes de $i_{15\text{min}} \geq 40$ mm/h, soit un volume de précipitation V_p d'une seule averse de $V_p \geq 95$ mm.

L'importance et la nature du débit solide sont liées d'une part à l'intensité de l'érosion hydrique et d'autre part à la capacité de transport de l'écoulement. Le transport solide peut se présenter sous trois formes différentes, la suspension, le charriage et la saltation. Dans des conditions bien déterminées, le débit solide peut être évalué par l'application de formules d'origine expérimentale dont le domaine de validité est souvent très étroit et qui ne tiennent que rarement compte de l'histoire et de la disponibilité des matériaux à transporter.

Faute de pouvoir calculer de manière exacte le débit solide en fonction du temps et de l'histoire du transport solide, il est souvent fait recours aux mesures in situ. Celles-ci portent essentiellement sur la suspension, et le transport de fond, ce dernier type de mesure restant toutefois peu utilisé. Cet inconvénient n'a que peu d'influence sur la détermination des courants de densité, étant donné que les matériaux transportés par charriage et saltation se déposent dans la zone de delta du bassin et n'ont dès lors plus d'incidence sur la densité des courants de fond. Scheuerlein (1992) estime que, généralement, la quantité de sédiments en suspension est 5 à 10 fois supérieure au volume apporté par charriage. Fugazza (1995) a trouvé pour un petit bassin versant test alpin, que la suspension correspond à 90 % des apports solides totaux, avec 80 % des matériaux amenés lors de la fonte des neiges.

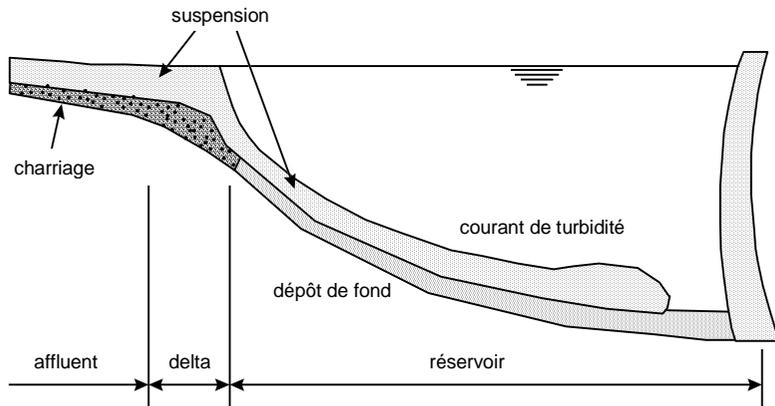


Figure 2.11: Schéma du mouvement des apports solides dans la retenue

Les dépôts de sédiments dans un réservoir sont ainsi composés de :

- la matière solide transportée par charriage, qui se dépose en forme de delta à l'entrée du réservoir selon son degré de remplissage ;
- la matière en suspension transportée par des courants de turbidité qui se dépose d'une manière encore à préciser dans le reste du réservoir, voir Figure 2.11.

Ce sont donc essentiellement les mesures de la charge en suspension des affluents qui permettent d'évaluer la charge d'un courant de densité dans le réservoir. Les observations faites vont de 0.7 à 36.4 g/l [0.026 à 1.374 %] pour des bassins versants en Algérie et de 0.3 à 27.8 g/l [0.011 à 1.049 %] aux Etats-Unis, selon Thévenin (1960). Marzouki (1992) mentionne des observations faites sur 17 barrages en Maroc allant jusqu'à 144 g/l [5.434 %], avec des moyennes de 3 à 21 g/l [0.113 à 0.792 %]. Des concentrations de sédiments jusqu'à 400 g/l [15.094 %] ont été mesurées dans la rivière jaune en Chine, valeur donnée par Hu (1995).

2.6 Modélisation physique des courants de turbidité

Les installations d'essai en laboratoire présentent toujours la même configuration, avec un bassin d'alimentation à l'amont où s'effectue le mélange, la zone d'essai proprement dite constituée le plus souvent d'un canal prismatique rectangulaire à pente variable et, à l'aval, un dispositif de soutirage sélectif du courant et un déversoir de contrôle du niveau. Boillat et De Cesare (1994) ont utilisé un bassin trapézoïdal de 3 x 3 m pour créer des conditions d'approche homogènes d'un courant vers une prise d'eau. Siegenthaler et al. (1984) ont utilisé un grand bassin de

10 x 6 m pour reproduire la distribution d'un courant de densité dans le lac de Zurich dû à un glissement de rive. Keller (1995), Hermann et al. (1994) se servaient d'un bassin de 3.5 x 1.4 x 3.8 m (Long. x Larg. x Haut.) pour la simulation d'avalanches poudreuses, soit d'un phénomène semblable au courant de densité des retenues.

Altinakar, Graf et al. (1990) ont effectué leurs essais dans un canal d'environ 14 m de longueur et 0.50 m de largeur. Hürzeller, Imberger et al. (1996) ont effectué leurs essais de courants de turbidité dans un canal de 14.8 m de longueur et 0.355 m de largeur. La profondeur d'eau était de 0.50 m. Fan (1985) a utilisé un canal de 50 m de longueur et 2 m de profondeur pour l'évaluation du coefficient de frottement d'un courant de turbidité stationnaire.

Gupta (1981) a reproduit complètement le réservoir de Matatila en Inde à échelle verticale distordue, afin d'étudier la limite de concentration en matière en suspension pour la formation d'un courant de turbidité dans le lac.

Les objectifs principaux des essais relatés dans la littérature sont :

- l'influence de la pente et de la sédimentation sur le comportement du courant, détermination d'un coefficient de frottement, Altinakar et Graf (1990), Fan (1985);
- l'observation qualitative et quantitative de la structure interne du courant, Altinakar et Graf (1990);
- l'entraînement de sédiments, érosion et sédimentation par le courant, Garcia et Parker (1993), Boillat et De Cesare (1994), Siegenthaler et al. (1984);
- la décantation de sédiments dans un dessableur par courant de fond, Fan (1985);
- l'influence de la concentration en matière en suspension et du débit d'apport liquide sur la formation d'un courant de turbidité dans un réservoir, Gupta et Singhal (1991);
- l'étude d'un ressaut hydraulique d'un courant, Garcia (1993);
- la forme et étendue d'une avalanche poudreuse, Hermann (1990), Hermann, Issler et al (1994), Keller (1995 et 1996);
- l'influence de la densité du fluide porteur de sédiments par rapport au fluide ambiant sur le comportement du courant, Hürzeller, Imberger, et al. (1996).

Les mesures de profils de vitesses, de concentration et d'autres paramètres ont permis l'élaboration de relations approchées caractérisant les phénomènes observés. Il en résulte très souvent des formulations empiriques ou théoriques. Le plus souvent, il s'agit de cas bi-dimensionnels, les résultats sont donnés pour un canal à largeur constante ou moyennés sur la largeur (laterally averaged).

Ces relations peuvent servir à estimer la plupart des facteurs qui interviennent dans les équations du mouvement intégrées sur la verticale. Beaucoup d'essais ont permis la détermination des coefficients caractéristiques d'entraînement d'eau, de sédiments du lit et de résistance à l'avancement. Plusieurs relations modifiées ont été proposées en utilisant les résultats expérimentaux conjointement aux équations du mouvement.

Suivant l'objectif des essais, l'expérimentateur a recours à des origines diverses de la variation de densité $\Delta\rho$, qui fixe les ordres de grandeurs rencontrés :

- différence de température : $\Delta\rho \cong 2 \text{ kg/m}^3$
- sels dissous : $\Delta\rho \cong 20 \text{ kg/m}^3$
- particules en suspension : $\Delta\rho \cong 0 \text{ à } 200 \text{ kg/m}^3$

Vu la gamme des différences de densité atteignables avec des particules en suspension, la plupart des essais ont été réalisés en mélangeant des sédiments avec de l'eau. La densité des matériaux solides se situe normalement entre 2.5 et 2.7 kg/m^3 .

Il s'agit le plus souvent de sables de quartz fins, de limons ou d'argile. Altinakar et Graf (1990) ont utilisé du sable de quartz de diamètre moyen $d_{50} = 0.014$ et 0.032 mm. Garcia (1993) a conduit ses essais avec des sédiments de diamètre moyen $d_{50} = 0.009$ à 0.065 mm.

Boillat et De Cesare (1994) ont utilisé de l'argile homogène de diamètre moyen $d_{50} = 0.01$ à 0.02 mm.

Hürzeller, Imberger et al. (1996) ont choisi de la farine de silice de diamètre moyen $d_{50} = 0.029$ mm. La simulation des avalanches poudreuses par Hermann et Issler (1994) s'est faite soit avec de la poudre de polyester ($d_{50} = 0.1$ à 0.4 mm), soit avec des billes de verre ($d_{50} = 0.03$ à 0.12 mm). Middleton (1966) a utilisé des billes de plastique ($d_{50} = 0.18$ mm) de masse volumique $\rho = 1.52 \text{ kg/m}^3$.

Fan (1985) a également utilisé des cendres de masse volumique $\rho = 2.13 \text{ kg/m}^3$ pour ses essais de décantation dans un dessableur.

Le choix d'un matériau se fait en fonction des objectifs des essais, quelques critères sont :

- la vitesse de sédimentation;
- la durée de l'essai;
- les phénomènes à observer;
- la disponibilité des matériaux, etc.

La vitesse de sédimentation comme critère essentiel se détermine le plus souvent par calcul selon la loi de Stokes ou par essai en tube de décantation. Sans effet de floculation ou interaction avec du sel, les vitesses ainsi déterminées sont respectées. Hürzeller, Imberger et al. (1996) ont ainsi trouvé une vitesse de chute de $v_{ss} = 0.74 \times 10^{-3}$ m/s par calcul selon Stokes, et $v_{ss} = 1 \times 10^{-3}$ m/s en tube de décantation.

Un grand nombre d'essais a donc déjà été réalisé dans le but de déterminer le comportement des courants de densité dus à une différence de température ou de salinité ainsi que celui de courants de turbidité constitués par ajout de matières en suspension.

Cependant, les essais en laboratoire sur modèles réduits doivent être considérés avec prudence tant que les critères de similitude avec les écoulements naturels ne seront clairement explicités. Il n'est pour l'instant pas évident que le lâché d'un fluide avec des sédiments en suspension dans un petit bassin soit représentatif d'un courant de turbidité réel. Par ailleurs, les phénomènes d'érosion et de sédimentation de matériaux fins sont relativement difficiles à modéliser en laboratoire.

2.7 Modélisation numérique

Le développement de modèles numériques dans les domaines des constructions hydrauliques et de la dynamique des fluides est un travail de longue haleine dont les objectifs et le domaine d'application doivent être clairement définis pour espérer atteindre la solution recherchée.

La commission internationale des grands barrages a édité en 1989 des recommandations pour la maîtrise de l'alluvionnement des retenues. Ce document montre que les connaissances de l'époque dans ce domaine reposaient essentiellement sur deux types d'approche : les observations in situ et les essais de laboratoire.

Les tentatives de modélisation numérique ne sont apparues que plus récemment sous des formes souvent non accessibles au praticien. Elles traitent généralement des cas particuliers et ne proposent qu'une simulation partielle des phénomènes.

Le développement rapide des moyens informatiques et l'amélioration des techniques de résolution numérique ont permis d'élaborer des modèles comportant des lois de comportement de plus en plus sophistiquées. Prévoir la répartition de la température, de la concentration et de la vitesse à l'intérieur d'un lac peut ainsi être l'objectif d'une simulation numérique. L'établissement des conditions initiales et aux limites se basera soit sur des événements mesurés soit sur des situations calculées.

Young et Lin (1991) par exemple ont utilisé sur la base de mesures in situ une relation exponentielle entre la concentration en sédiments et l'apport liquide dans la retenue de Te-Chi, basée sur des mesures in situ.

Concernant les **apports liquides et solides**, les mesures in situ effectuées dans le cadre de l'étude fourniront une base précieuse.

Plusieurs modèles numériques existent pour la simulation de la **stratification thermique** d'un lac ou d'un réservoir. Hondzo et Stefan (1993) et Huang et al. (1994) ont développé des modèles de simulation de la stratification thermique des eaux lacustres. Il s'agit de modèles 2D qui calculent la distribution de température en fonction des conditions atmosphériques et du brassage de surface par le vent. Aucun des modèles ne tient compte d'éventuels apports d'eau à une température donnée ou du soutirage sélectif par une prise d'eau par exemple. Le calcul résout les lois de la diffusion turbulente verticale, du transfert de chaleur par convection et de l'absorption du rayonnement, couplées à des modèles hydrodynamiques. Toutes ces équations peuvent être résolues par un schéma par différences finis, centré et semi-implicite. Dans le cas présent, les mesures in situ de la stratification thermique serviront à déterminer directement la température de l'eau du lac pour la simulation.

En ce qui concerne la simulation de **l'avancement de courants de turbidité**, aucun modèle entièrement 3D satisfaisant les objectifs a pu être trouvé. Young et Lin (1991) ont bien effectué une simulation de courant dans une géométrie en 3D, mais le calcul est effectué en 2D sur l'axe en prenant des paramètres moyennés sur la largeur. Ce programme de calcul a été obtenu auprès des auteurs qui ont mis le code à disposition, mais toutes les tentatives d'installation et de lancement ont échoué. Olsen et Skoglund (1995) ont simulé l'écoulement chargé en sédiments en 3D dans des dessableurs à géométrie simple. Ils ont entre temps continué leur développement. D'autres modèles numériques traitent des cas très particuliers, par exemple Ancey (1994) et Naaim (1995) pour la simulation d'avalanches aérosols et Charafi et al. (1996) pour les dépôts de sédiments dans un réservoir. D'autres exemples peuvent être cités, en particulier Guan et al. (1991) qui calculent la sédimentation dans le réservoir de Fenhe, et Karpik et al. (1990) pour leur modèle de prédiction de l'écoulement dans une retenue. Toutefois, les modèles précités ne sont pas assez généraux pour être appliqués au cas d'une retenue à géométrie quelconque.

Il s'est donc avéré nécessaire de recourir à un modèle numérique général de la dynamique des fluides, qui permette la simulation des écoulements à au moins deux phases de densité différentes, le transport de grandeurs scalaires et l'introduction de relations permettant d'exprimer la sédimentation et l'entraînement de particules du fond.

Le choix s'est porté sur le code numérique CFX-F3D, développé par le Computational Fluid Dynamics Services de Harwell (UK), et distribué par AEA Technology. Il permet la modélisation tridimensionnelle des écoulements fluides dans une géométrie quelconque. Ce modèle a été largement testé dans les écoulements en 3D et appliqué avec succès à la simulation d'avalanches poudreuses par Hermann et al. (1994). Ses bases sont brièvement décrites ci-dessous.

Les équations implémentées par défaut dans CFX-F3D sont données sous forme de flux. Il s'agit des équations standard de la mécanique des fluides, soit :

- la continuité
- la conservation de la quantité de mouvement et
- la conservation de l'énergie.

Les équations correspondantes sont énoncées dans leur formulation propre au code CFX-F3D au chapitre 7 traitant la modélisation numérique.

La viscosité du fluide, la pression totale, les termes de la conductivité thermique du fluide et l'enthalpie totale sont considérés.

Le domaine de calcul est défini par un maillage 3D constitué d'éléments prismatiques de taille irrégulière qui peuvent être déformés de manière à s'adapter à une surface géométrique quelconque. Pour la résolution des équations de l'hydrodynamique, le maillage physique est transformé en un maillage orthogonal, appelé maillage de calcul. Une transformation inverse permet de ramener la solution sur le maillage physique à la fin du calcul.

Les équations hydrodynamiques de Navier-Stokes discrétisées sont résolues par une approche en volumes finis et les variables physiques sont toutes définies au centre des volumes de contrôle. Tous les termes des équations, sauf le terme de transport, sont discrétisés dans l'espace en utilisant des différences centrées du deuxième ordre. Pour le terme de transport, différents schémas d'advection sont disponibles.

Le modèle offre également la possibilité de résoudre plusieurs équations de transport - diffusion pour des grandeurs scalaires passives, telles que le transport de particules. Différents modèles de turbulence sont également implémentés dans CFX-F3D, dont le modèle de $k-\epsilon$, considéré comme un standard industriel.

Le solveur est actuellement implémenté sur le CRAY de l'EPFL, les post- et pré-processeurs sont installés sur des stations de travail locales DEC-ALPHA sous UNIX. Vers la fin de l'étude, le solveur était aussi disponible sur un serveur local DEC-ALPHA au département de génie civil.

Le programme commercial CFX-F3D est en constant développement. Sa nouvelle version CFX4, sortie en 1996, permet une utilisation plus conviviale et offre des définitions de conditions de bord enrichies. La toute dernière version CFX4.2 a été installée à l'EPFL en février 1998.

2.8 Exploitation "sédimentologique" des réservoirs

Les objectifs principaux du contrôle de la sédimentation sont :

maintenir le volume utile du réservoir	minimiser l'influence du réservoir sur le transport solide dans le cours d'eau	garantir l'exploitation normale du réservoir
--	--	--

Les dépôts sédimentaires qui se trouvent dans les réservoirs peuvent être retirés soit

1. en recourant à une énergie externe comme dans le cas d'une excavation mécanique de dragage, soit
2. en tirant avantage du potentiel disponible de l'eau arrêtée ou en écoulement, par le moyen de purges ou de vidanges.

Grossièrement, deux types d'exploitation sédimentologique d'un réservoir peuvent être distingués.

- **La régulation pluriannuelle ou saisonnière** (multi year or season sediment regulation), où les sédiments peuvent se déposer librement dans le lac et sont évacués à intervalle régulier par une vidange partielle ou totale du bassin. C'est ce principe qui est appliqué actuellement dans la plupart des grands réservoirs. Cette méthode est souvent à l'origine de dégâts dans le cours d'eau aval et nécessite l'arrêt de l'exploitation normale du réservoir pendant l'opération qui peut durer plus ou moins longtemps. Elle permet normalement d'équilibrer le volume de sédiments à long terme à un niveau acceptable.
- **La régulation événementielle** en situation de crue (flood season reservoir regulation), où les sédiments sont évacués à l'instant de leur arrivée dans le lac par des moyens appropriés comme le passage par un évacuateur de fond accompagné éventuellement d'un abaissement du plan d'eau. Huit ouvertures de vidange de fond ont été ajoutées au barrage de Sanmenxia en Chine afin d'augmenter la capacité d'évacuation des sédiments en cas de crue, voir Hu (1995). Le principe est de réduire au minimum possible le taux de rétention des sédiments pendant la période des fortes crues caractérisées par des apports solides considérables, en maintenant le taux de rétention de l'eau élevé pendant

le reste du temps. La dérivation en cas de crue d'un affluent chargé en sédiments permet d'atteindre le même résultat. Cette méthode s'avère particulièrement utile pour les réservoirs situés sur des cours d'eau à grande variation de charge en suspension, où une seule crue peut transporter plus de 90% de la charge solide annuelle totale. Cette méthode permet de limiter au minimum le volume de sédiments accumulés et de garantir à long terme l'équilibre du cours d'eau.

Ce sont essentiellement les techniques de purge par les organes de vidange qui permettent la régulation sédimentologique d'un réservoir. Elles sont présentées par la suite.

L'enlèvement des dépôts par l'ouverture de la vanne inférieure d'un barrage est une méthode pratiquée dans le monde entier avec un succès très variable. L'efficacité de la chasse dépend en grande partie du niveau d'eau au moment de l'opération. Pour ne pas abaisser le niveau d'eau au moment de la chasse, elle est effectuée en charge et son effet est limité à une zone proche de l'entrée de la vidange de fond. Une fois la vanne ouverte, une dépression en entonnoir se développe rapidement autour de l'entrée de la vidange de fond. Aussitôt que les pentes du cratère atteignent l'angle de talus naturel des sédiments, la capacité d'extraction des sédiments devient nulle.

L'effet d'une purge dans un réservoir est généralement surestimé. De telles opérations effectuées dans le lac de Luzzone ont été à l'origine d'un entonnoir de 25 à 30 mètres de diamètre supérieur avec une profondeur de 18 mètres environ, voir Sinniger et Boillat (1992 et 93). Suivant les caractéristiques mécaniques des dépôts, l'entonnoir peut être stable ou s'effondrer après la purge. La quantité de matériaux chassés était faible, de l'ordre de $4'500 \text{ m}^3$, comparée au volume déposé dans le lac (environ $900'000 \text{ m}^3$). Une vidange complète du même réservoir en 1985 a permis d'évacuer environ $350'000 \text{ m}^3$.

Le soutirage des courants de densité par la vidange de fond constitue un cas spécial de purge à lac plein. Souvent considéré comme un moyen très rentable de dévasement, son application efficace nécessite des organes spécialement conçus, permettant d'évacuer de grandes quantités d'eau pendant des durées adaptées à celles des crues. La formation et le maintien des courants de densité dans le réservoir peuvent être plus ou moins favorables à ce type d'opération. L'entraînement d'eau ambiante par le courant de densité peut augmenter la quantité d'eau en mouvement dans une telle proportion que l'évacuation par les organes de fond perd toute efficacité.

Aissi (1992) cite les barrages de Mohamed Ben Abdelkim El Khattabi, Youssef Ben Tachfine et Sidi Driss au Maroc qui ont des dispositifs prévus pour la transition forcée des courants de densité. Il s'agit essentiellement d'évacuateurs de crues équipés de

vannes segments placées au fond du barrage, qui permettent d'évacuer de forts débits sous des charges relativement faibles. Il n'est pas envisageable d'installer des organes du même type dans les grands barrages des Alpes, car les pressions d'eau sont trop élevées. Dans ces cas, on a normalement recours à des vannes planes de petites dimensions (au maximum quelques mètres carrés) avec un débit de dimensionnement relativement modeste pour pouvoir évacuer des forts débits. La multiplication de ces organes permettrait de les utiliser comme évacuateur de fond. Ceci entraînerait toutefois des coûts de construction et de maintenance élevés et conduirait à une augmentation peut être indésirable des débits à l'aval du barrage. En plus, l'ouverture des vannes doit se faire de façon automatique dès qu'un courant apparaît, des instruments de détection sont donc nécessaires.

La purge peut être très efficace lorsqu'elle se pratique parallèlement à l'abaissement du niveau d'eau. L'efficacité est en relation inverse avec la hauteur d'eau. Par une évacuation continue des dépôts sédimentaires, il est possible d'éroder un canal qui peut même atteindre l'ancien lit fluvial si les conditions favorables suivantes sont réunies :

- abaissement complet du niveau d'eau;
- débit de chasse suffisant;
- durée adéquate de l'opération.

L'érosion suit en général le profil longitudinal du réservoir, mais son action latérale est assez faible. En renforçant l'opération sur les côtés à l'aide d'engins mécaniques, l'efficacité de l'extraction peut s'étendre à tout le réservoir.

L'efficacité d'une opération de vidange complète peut encore être améliorée si on dispose d'un réservoir à l'amont qui permet des lâchers d'eau pendant la vidange. La réalisation d'une chasse pendant une crue aurait un effet similaire, toutefois sans contrôle ni du débit ni de la durée.

Le traitement théorique de la chasse dans un réservoir présente de grandes difficultés vu les mécanismes complexes d'écoulement d'eau et de sédiments. Toute analyse implique nécessairement des simplifications importantes. Il est possible de minimiser les pertes d'eau avec une vidange à un niveau d'eau le plus haut possible sans pour autant perdre trop d'efficacité. L'exploitant doit donc rechercher le niveau d'eau optimal dans le réservoir (Drawdown Water Level).

A profondeur d'eau non nulle et en supposant que le débit liquide soit constant pendant la vidange, l'écoulement atteindra sa vitesse minimale près du barrage, vitesse déterminante pour l'efficacité de la chasse. Une méthode simple pour estimer l'efficacité d'une chasse est présentée par Scheuerlein (1992). Elle est basée sur une analyse unidimensionnelle pour un réservoir en forme simplifiée de prisme. L'analyse permet de trouver le niveau d'eau optimal dans le réservoir pour une vidange efficace

en fonction d'une vitesse critique de mise en mouvement des sédiments de granulométrie spécifiée.

Le siphonnement est une autre méthode intéressante pour retirer les dépôts sédimentaires d'un réservoir sans recourir à une source d'énergie externe. Comme pour l'opération de purge, c'est la différence de pression entre le niveau du réservoir et celui de la vanne inférieure qui fournit l'énergie. Contrairement à la purge, l'étendue du siphonnement peut être augmentée par l'utilisation d'un tuyau flexible rattaché à la vidange de fond et muni d'une tête aspirante à son autre extrémité. Comme pour un aspirateur ménager, la tête peut être promenée au fond du réservoir afin d'enlever les dépôts de sédiments. Cette méthode s'appliquait déjà à la fin du 19ème siècle où elle a été employée dans un réservoir Algérien et aux Etats-Unis. Les Chinois appliquent cette méthode pour évacuer des sédiments dans quelques réservoirs de taille moyenne. Hu (1995) donne un taux de dessablement de 460 m³/h avec 0.5 m³ d'eau par mètre cube de sédiment enlevé. Il est intéressant de noter que l'eau et les sédiments relâchés sont utilisés pour l'irrigation à l'aval. Lysne (1995) présente le siphonnement par tête en forme de saxophone (Saxophone suction head) qui permet d'améliorer la méthode en aspirant de l'eau propre pour éviter que le siphon soit bouché.

2.9 Effets à l'aval du barrage

Ce sont essentiellement les pêcheurs professionnels et sportifs, un groupe d'intérêts très actif en matière de protection des eaux, qui a suscité le débat à chaque fois que des cas graves se sont produits et qui a veillé à ce que les dégâts soient réparés.

La préparation ainsi que la mise en pratique des dispositions destinées à réduire l'ampleur des incidences négatives des purges et vidanges à l'aval de la retenue n'est toutefois pas toujours aisée.

Toutes les opérations décrites ci-dessus peuvent occasionner des modifications considérables de la qualité des eaux dans le cours d'eau aval et ont évidemment un impact sensible sur l'environnement. Le suivi d'un grand nombre de vidanges par Rambaud et al. (1988) a montré que les principales modifications observées concernent trois composantes physico-chimiques, voir Figure 2.12 :

- la concentration en **matières en suspension** (MES) qui présente des augmentations importantes résultants de la mise en suspension des sédiments;
- très souvent négligée, car non visible, cette mise en suspension s'accompagne d'une **consommation d'oxygène dissous** et
- d'un **apport d'azote ammoniacal** (N-NH₄) dans l'eau.

Ces trois modifications traduisent l'impact hydrobiologique sur le cours d'eau en aval du barrage.

Une teneur excessive en matière en suspension est susceptible de tuer des poissons et les dépôts de sédiments peuvent colmater des frayères ou modifier la faune d'invertébrés du fond. La désoxygénation de l'eau et l'excès d'ammoniaque ont un effet toxique direct sur les organismes aquatiques. Le lâcher d'eau profonde plus froide que l'eau superficielle peut introduire une modification transitoire de la température et ainsi nuire au développement de micro-organismes. La mise en suspension des sédiments peut également transférer dans la masse d'eau des micropolluants qui s'y trouvaient éventuellement stockés.

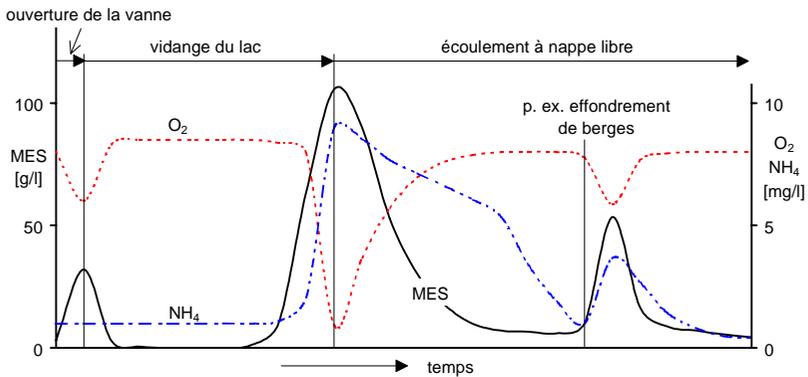


Figure 2.12: Evolution type de la concentration en matières en suspension (MES), de l'oxygène dissous O_2 et de l'ammoniaque NH_4 lors d'une vidange, selon Rambaud et al. (1988)

En résumé, les dommages hydrobiologiques observables à court terme lors des vidanges sont imputables aux trois facteurs principaux : MES, oxygène dissous et ammoniaque.

L'évolution de MES constatée présente plusieurs pics qui se produisent à l'ouverture des vannes, à la fin de l'abaissement du plan d'eau et ultérieurement consécutivement à l'effondrement des berges. Les variations sont de durées et amplitudes très variables et les concentrations en MES peuvent changer considérablement d'un site à l'autre sans qu'une relation directe puisse être établie avec les caractéristiques de la retenue ou les paramètres hydrauliques de la vidange.

La désoxygénation de l'eau apparaît généralement en même temps que les pics de MES. La teneur en oxygène dissous peut rester nulle pendant quelques dizaines de minutes à quelques heures à l'aval immédiat du barrage. En aval, le cours d'eau peut

se réoxygéner d'autant plus rapidement que l'écoulement torrentiel ou la présence de seuils favorise l'aération.

Ce n'est généralement qu'à la fin de l'abaissement du plan d'eau qu'une augmentation plus ou moins importante de la concentration en ammoniacque est observée.

Les seuils de toxicité pour la faune aquatique sont difficiles à établir vu les effets combinés des matières en suspension, de l'oxygène dissous et de l'ammoniacque présents dans l'eau auxquels s'ajoute la durée d'exposition. En général, les poissons supportent mieux des fortes charges en MES (>15 g/l) qu'un faible taux d'oxygène dissous (<3 mg/l) pendant de courtes durées d'exposition. C'est donc essentiellement la concentration en oxygène dissous qui est déterminante pour le seuil de mortalité des truitelles par exemple, selon Rambaud et al. (1988). Pour des durées d'exposition plus longues (>10 heures), les MES commencent à avoir plus d'effet sur la survie des poissons.

3 DONNEES ISSUES D'ETUDES ANTERIEURES DU LCH

3.1 Mesures courantométriques de 1992 à Luzzone

Une étude a été entreprise en 1992 par le LCH pour arriver à une meilleure compréhension des phénomènes d'alluvionnement dans une retenue artificielle, voir Sinniger et Boillat (1992 et 1993) et Balmer (1994).

La partie principale du programme consistait en la mesure in situ des courants dans le réservoir de Luzzone. Ces mesures ont confirmé que les principaux apports de sédiments à proximité du barrage se font par courants de turbidité. Ceux-ci ont pu être mesurés par deux chaînes de trois courantomètres distantes de 800 m environ placées dans la partie aval du lac. L'information tirée des enregistrements des six courantomètres peut se résumer comme suit :

- une augmentation continue de la température du lac pendant l'été (de 5 à 8°C) et un léger refroidissement depuis début octobre ont été enregistrés. Des sauts de quelques dixièmes à 1.5° ont été observés à trois reprises lors d'événements pluvieux importants, l'écoulement au fond de la retenue étant plus chaud que l'eau ambiante avant passage du courant;
- une orientation des ailerons des courantomètres variant entre 0 et 360° qui se stabilise dans une direction en périodes de crues. Ce comportement est attribué au passage d'un courant de turbidité. Les enregistrements indiquent une très faible dispersion des directions d'écoulement qui sont orientées exactement dans l'axe du talweg. Des courants de retour ont aussi été mesurés juste après le passage du courant principal;
- trois épisodes marqués par l'apparition d'un courant de fond, enregistré par tous les instruments, avec des vitesses allant jusqu'à 63 cm/s.

L'enregistrement de l'épisode le plus intéressant (voir Figure 3.1) montre le passage de deux courants de fond 1 km à l'amont du barrage suite à des précipitations sur le bassin versant et une augmentation importante du débit entrant dans la retenue.

Au passage du courant, la distribution verticale des vitesses entre 2 et 15 mètres du fond, était relativement uniforme à proximité du barrage, avec des pointes de l'ordre de 10 cm/s et des vitesses négatives du courant de retour. A la deuxième chaîne de mesure 1 km à l'amont du barrage, la distribution est totalement différente. Les vitesses étaient élevées au fond jusqu'à 6 m de hauteur, pour disparaître complètement à 15 m du fond.

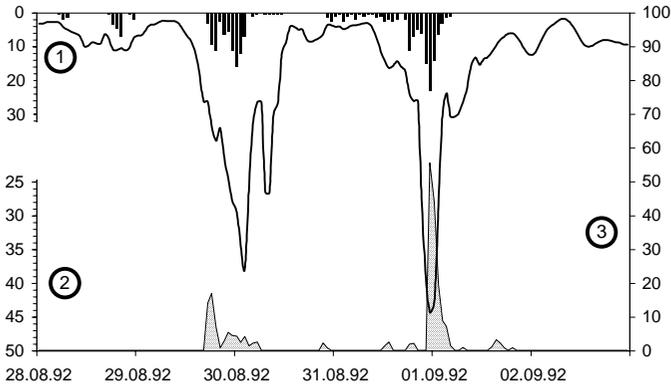


Figure 3.1: Courant de fond mesuré à 1 km à l'amont du barrage de Luzzone lors des événements pluvieux de fin août 1992 : ① ↓ précipitation [mm/h]; ② ↓ débit [m^3/s]; ③ ↑ vitesse du courant [cm/s], selon Sinniger, Martini et De Cesare (1994)

Les deux événements successifs de fin août et début septembre 1992 seront utilisés comme référence pour la simulation numérique d'événements caractéristiques.

3.2 Distribution thermique dans la retenue

Au printemps et en automne 1992, des mesures de conductivité, de température et de turbidité ont été effectuées sur plusieurs profils dans le lac à l'aide d'une sonde CTD (Conductivity, Temperature, Depth, Turbidity). Entre autres, ces profils ont permis d'établir la distribution thermique dans la retenue, correspondant à la saison et au niveau de remplissage du lac (Figures 3.2 et 3.3).

Les valeurs enregistrées seront utilisées comme référence pour la distribution thermique du lac lors de la simulation numérique d'événements caractéristiques observés. La différence de température maximale trouvée dans la totalité auscultée du lac pendant les campagnes de mesure se situe à 3°C , ce qui correspond à une différence de densité de l'ordre de 0.150 kg/m^3 . Par rapport aux différences de densité de plusieurs kg/m^3 dues aux courants de turbidité, l'influence de la stratification thermique rencontrée dans le réservoir de Luzzone devient négligeable.

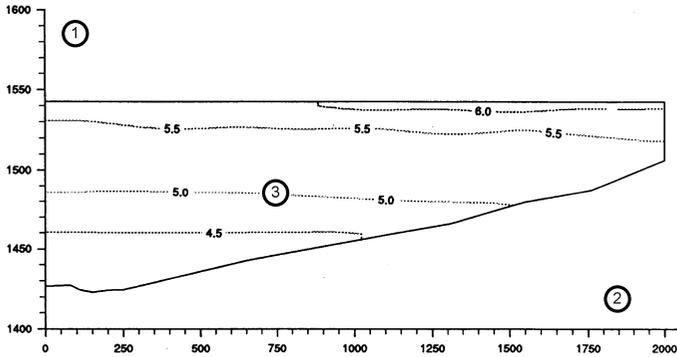


Figure 3.2: Distribution thermique dans la retenue le 1.6.1992, lac à 1542.6 ms.m. ① ↑ Altitude [ms.m.]; ② → Distance au barrage [m]; ③ courbes isothermes [°C], selon Sinniger, Boillat et De Cesare (1993)

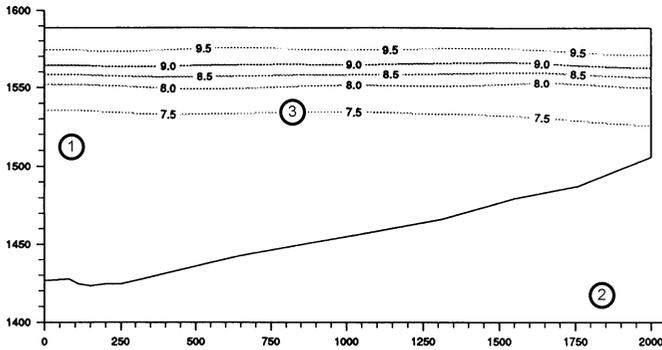


Figure 3.3: Distribution thermique dans la retenue le 14.10.1992, lac à 1589.5 ms.m.: ① ↑ Altitude [ms.m.]; ② → Distance au barrage [m]; ③ courbes isothermes [°C], selon Sinniger, Boillat et De Cesare (1993)

3.3 Essais en laboratoire de courants de densité

Un modèle physique pour l'étude des apports sédimentaires par courants de turbidité dans la vidange de fond du lac de Luzzone a été construit dans la halle d'essais du LCH en 1992. Les résultats détaillés de l'étude peuvent être tirés de Sinniger et Boillat (1994) ainsi que de Boillat et De Cesare (1994).

Le modèle reproduisait le fond de la retenue à proximité de l'entrée de la vidange de fond ainsi que la galerie d'évacuation à l'échelle géométrique 1/50. Le talweg a été reproduit sur une distance de 180 mètres prototype à l'amont de la vidange de manière à permettre la simulation de courants de turbidité.

Le modèle était constitué de trois parties distinctes qui concernent, d'amont vers l'aval, la préparation du mélange, le courant au fond du lac et l'écoulement dans la galerie de la vidange de fond.

L'évolution des courants de densité créés par différence de température (eau du courant plus froide) et des courants de turbidité créés par l'introduction d'une charge en suspension a été mesurée à l'aide de capteurs de température, d'observations visuelles et par analyse d'images vidéo. L'enregistrement continu des variations de température permet également de calculer la vitesse de passage du front.

Les mesures de température ne sont représentatives que s'il n'y a pas de séparation de phase entre la suspension et l'eau froide, ce qui était le cas pour les sables de quartz grossiers. Le matériau choisi pour la suspension était de l'argile homogène du Jura suisse d'un diamètre moyen $d_{50} = 0.01$ à 0.02 mm. Les particules restaient en suspension pendant toute la durée d'un essai. Les courants de densité ont été reproduits en similitude de Froude corrigée par un terme tenant compte de la différence de densité. Vu la complexité des essais, la recherche s'est terminée en septembre 1994 seulement.

Les essais sur modèle physique de la vidange de fond de Luzzzone ont permis les observations suivantes :

- le courant de turbidité pénètre dans la galerie de vidange, avance jusqu'à la vanne de purge où il est réfléchi. En remontant, il refoule complètement l'eau ambiante ;
- à vanne de purge ouverte, le courant de densité transite par la galerie dans une faible proportion, le débit de purge étant 10 à 20 fois inférieur à celui du courant au fond du lac ;
- après 8 essais successifs, le remplissage a atteint, dans le modèle, 42% du volume total de la galerie ;
- l'accumulation de sédiments se produit uniformément sur le tronçon horizontal de la galerie et se poursuit vers l'amont dans la galerie inclinée ;
- l'influence d'une purge est limitée aux dépôts accumulés dans la galerie et au cône qui se développe à l'entrée immédiate de la vidange, aucun dépôt n'est enlevé sur le fond du bassin ;

- la purge a permis de réduire l'ensablement de la galerie de 42% à 29%, essentiellement dans le convergent précédant la vanne et au coude précédant le tronçon rectiligne horizontal de la galerie.

Dans le but de détruire le courant de densité, il a été imaginé de l'alléger par l'introduction d'un débit d'air. Dans ce but, un dispositif expérimental créant un rideau de bulles d'air sur le fond du talweg a été monté sur le modèle à l'amont immédiat de la vidange de fond.

Les observations visuelles pendant et après l'essai ainsi que les mesures de température dans la galerie de vidange démontrent que le courant de densité n'a pas pénétré dans la vidange de fond et qu'aucun dépôt ne s'est constitué dans cette dernière. Le dispositif peut donc être jugé comme efficace. Il reste pourtant la complexité de mise en œuvre dans des conditions réelles

3.4 Qualité des dépôts sédimentaires au fond du lac

Pour mieux connaître l'évolution et les caractéristiques mécaniques des dépôts constitués au fond du lac, trois forages profonds dans les sédiments ont été exécutés entre septembre et début octobre 1994. Des résultats détaillés de l'étude peuvent être tirés de Sinniger et Boillat (1995).

En plus des forages, trois échantillons en vrac ont été prélevés sur le fond par des plongeurs, et quelques sondages par carottage superficiel léger ont été effectués par l'Institut fédéral pour l'aménagement, l'épuration et la protection des eaux (EAWAG).

L'analyse des échantillons sédimentaires de la retenue de Luzzone était destinée à décrire leurs principales caractéristiques et permettre l'étude de la stabilité des dépôts constitués. Les caractéristiques des dépôts alluvionnaires à Luzzone peuvent être résumées comme suit :

Teneur en eau, w [%]	Poids vol. app. hum., γ [kN/m ³]	Poids vol. des grains, γ_s [kN/m ³]	Angle de frottement, φ [°]	cohésion, c [kN/m ²]
53.6 ± 2.1	16.8 ± 0.5	27.8 ± 0.5	32.4 ± 09	10 ± 2.8

Tableau 3.1: Caractéristiques des dépôts alluvionnaires à Luzzone

Les caractéristiques des échantillons analysés permettent d'estimer une concentration volumique des dépôts fraîchement constitués après le passage d'un courant de turbidité. La valeur moyenne vaut $C_s \cong 0.6$ ($=\gamma/\gamma_s$).

Aucune stratification verticale marquée n'a pu être détectée dans les dépôts.

L'analyse granulométrique et l'identification des échantillons prélevés par carottage superficiel spécifient pour les dépôts essentiellement des limons ou sables fins limoneux, dont la distribution granulométrique n'est pas homogène (Figure 3.4).

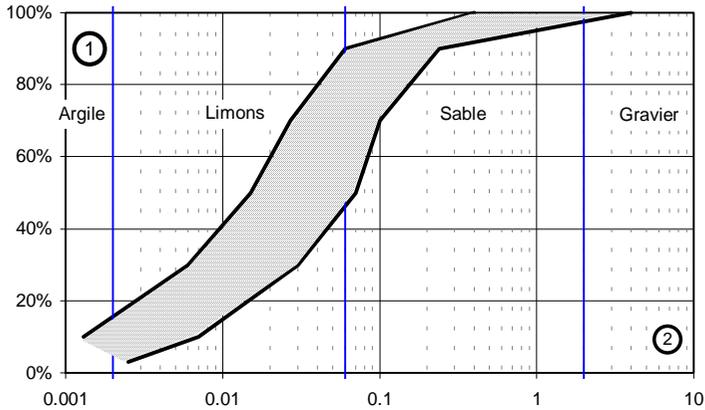


Figure 3.4: Faisceau granulométrique de tous les échantillons prélevés au fond de la retenue de Luzzone, ① ↑ pourcentage poids [%]; ② → diamètre des grains [mm]

L'étude des dépôts montre qu'il existe une taille maximale des particules transportées vers la partie aval de la retenue. En effet, les sédiments prélevés près du barrage ne dépassent pas 0.5 mm de diamètre ($=d_{100}$). La granulométrie des sédiments prélevés en surface des dépôts donne une image instantanée des particules transportées par la crue qui a précédé le prélèvement. La distribution granulométrique ne varie que très peu le long du talweg sur une distance de plus de 1'500 m à l'amont du barrage, voir Figure 3.5. Le diamètre moyen vaut $d_{50} = 0.02$ mm.

Un calcul de la sécurité au glissement des bords du cône de la vidange de fond a été effectué. La géométrie adoptée pour ce calcul correspond à celle mesurée en été 1992 par une cellule sous-marine télécommandée qui a ausculté le cône. Le coefficient de sécurité au glissement se trouve entre 0.78 et 3.20 selon la cohésion considérée. De ce fait, le talus tel qu'il a été observé peut théoriquement exister, mais sa sécurité à l'effondrement est toujours limite, voire inexistante.

Les résultats essentiels de l'étude peuvent se résumer comme suit : les sédiments en place, non perturbés et non drainés, ont toujours une teneur en eau plus grande que leur limite de liquidité. Cela indique que les dépôts se trouvent dans un état liquide

qui permet leur mise en mouvement par un faible dérangement, écartant le risque d'obturation de l'entrée de la vidange de fond.

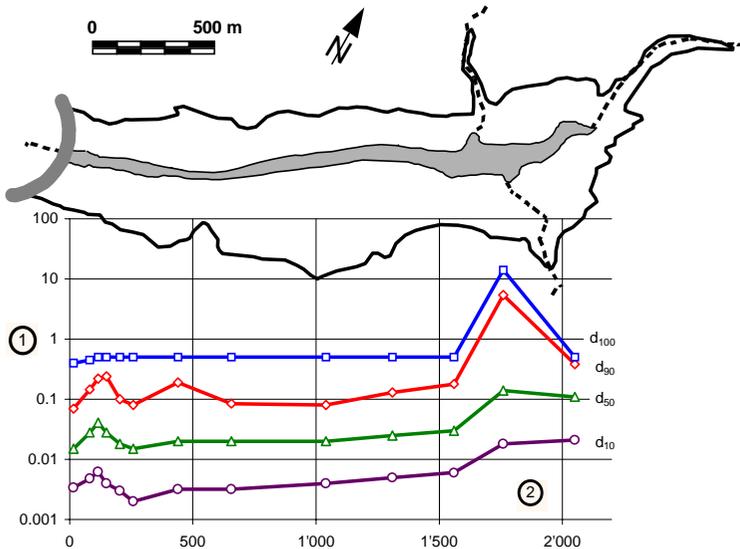


Figure 3.5 : Distribution granulométrique le long du talweg: uniforme sur environ 1'500 m, ensuite delta des affluents nord et sud avec granulométrie plus grossière, ① ↑ diamètre des grains [mm]; ② → distance le long du talweg [m]

Une purge de courte durée a comme effet d'évacuer les matériaux qui glissent vers l'entrée de la vidange de fond. Le glissement qui se crée laisse un talus modifié sur lequel un nouveau glissement peut se produire. Ce processus de glissements successifs a été simulé sur ordinateur. Le calcul donne une idée d'un état final inconditionnellement stable qui résulterait d'une purge d'assez longue durée, capable de mobiliser au maximum les dépôts et de les évacuer complètement.

Il faut préciser que ces résultats ne sont valables pour d'autres retenues que si les dépôts sont "semblables". Un drainage des sédiments en place, par exemple derrière une vanne non étanche ou par un abaissement complet du plan d'eau, peut conduire à la solidification par consolidation des matériaux et rendre leur évacuation difficile, comme cela a déjà été constaté à Luzzone lors de manœuvres d'ouverture de la vanne de la vidange de fond.

4 ACQUISITION DES DONNEES DE TERRAIN

4.1 Stations de mesure

Afin de couvrir la chaîne évolutive complète du processus "précipitation - ruissellement - apports - érosion - transport solide dans le bassin versant - transport solide dans la retenue - sédimentation - évacuation", une série de mesures a été effectuée sur le site expérimental de Luzzone en 1995 et 1996.

Trois stations de mesure distinctes ont été installées sur le bassin expérimental de Luzzone pour acquérir les données nécessaires à l'amont et dans le réservoir :

1. Un pluviomètre fourni par le LCH a été positionné à environ 1 km au nord-est de la confluence du Ri di Garzora et du Ri di Larciole sur un plateau à une altitude de 1'950 ms.m. environ. Il couvre le bassin versant direct de la station du Service hydrologique et géologique national (SHGN) d'une surface de 17.76 km².
2. La station SHGN à l'amont du réservoir comporte une sonde de pression et de température, une sonde de turbidité, un échantillonneur automatique et une unité d'acquisition et de stockage des données. L'alimentation se fait par batterie et panneau solaire. Le tout est placé dans une armoire étanche résistant aux intempéries. L'échantillonneur pour la mesure de la charge en suspension déclenche une série de prélèvements à partir d'un seuil choisi du niveau d'eau.
3. Les mesures dans le lac s'effectuent par trois chaînes d'acquisition. Chaque chaîne comprend un lest en plomb et deux courantomètres. Un courantomètre comporte des capteurs de vitesse, de direction de courant, de température et de pression. Sur une verticale, les courantomètres ont été positionnés à 2 et 4 mètres du fond de la retenue, ceci afin de couvrir la partie basse d'un éventuel courant de fond. Ces mesures ont été rendues possibles grâce à la collaboration avec le Laboratoire de recherches hydrauliques (LRH).

Pour compléter l'évaluation des apports :

4. Les enregistrements d'un pluviomètre existant installé par Forces Motrices de Blenio SA (OFIBLE) près du barrage à la limite aval du bassin versant sont disponibles.

Afin de pouvoir contrôler la qualité de l'eau pendant les purges à l'aval du lac :

5. Les OFIBLE ont installé leur propre station de mesure à la prise d'eau de Sosto à la fin de l'été 1995. Elle est équipée d'une sonde de turbidité avec microprocesseur, d'une sonde d'oxygène dissous et d'une sonde de conductivité qui complètent le limnimètre existant de la prise d'eau.

L'emplacement des différents sites de mesure est représenté sur la Figure 4.1 et la logique du système complet est illustrée par le schéma de la Figure 4.2.

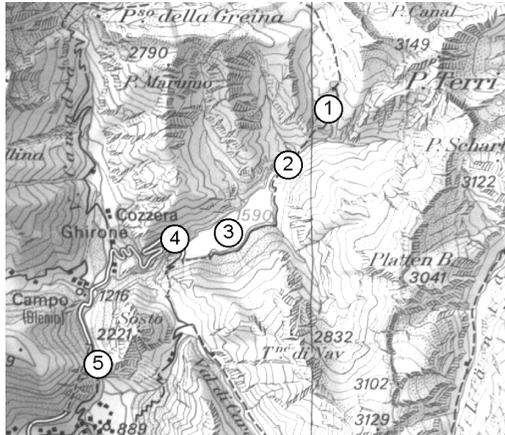


Figure 4.1: Carte des emplacements des stations de mesure sur le bassin expérimental : ① Pluviomètre LCH ② Station SHGN ③ Courantomètres ④ Pluviomètre OFIBLE ⑤ Station aval OFIBLE Reproduit avec l'autorisation de l'Office fédéral de topographie du 25.6.1997

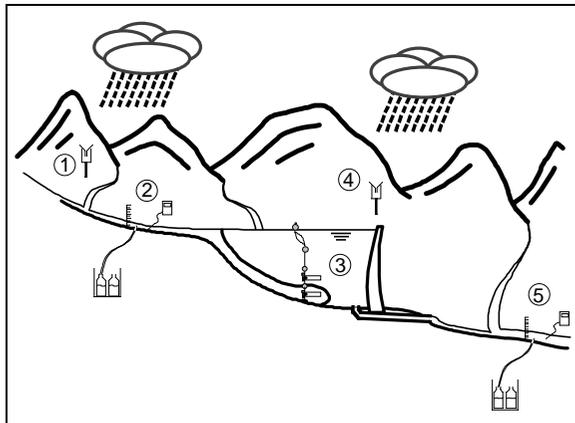


Figure 4.2: Schéma des grandeurs mesurées et de l'emplacement des sites de mesure : ① Pluviomètre LCH; ② Station SHGN; ③ Courantomètres ④ Pluviomètre OFIBLE; ⑤ Station aval OFIBLE

La Figure 4.3 indique la position dans la retenue des trois chaînes de courantomètres. Les instruments placés à la confluence des cours d'eau du bassin versant (point C) ont permis de détecter la provenance des courants de densité. Les positions A et B coïncident avec celles des mesures effectuées en 1992. Les résultats peuvent ainsi être comparés, en soulignant que les mesures de 1995 sont accompagnées d'informations concrètes sur la qualité et la quantité des apports liquides et solides, sur les précipitations dans le bassin versant et sur l'origine du courant de densité.

La mesure des apports liquides et solides par le SHGN ainsi que les mesures pluviométriques et courantométriques ont débuté à fin mai 1995. Une dizaine de visites des installations ont été effectuées durant tout l'été afin de garantir leur bon fonctionnement. Les instruments de mesure dans le lac ont été récupérés à fin novembre 1995. La station de mesure du SHGN ainsi que le pluviomètre du LCH ont été mis en veille d'hiver après le retrait des courantomètres.

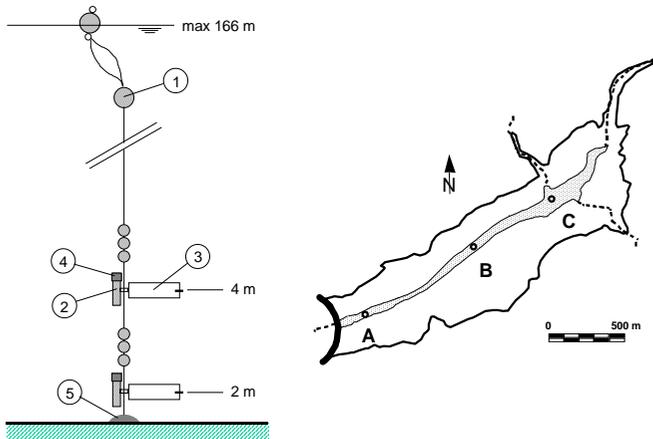


Figure 4.3: Chaîne de courantomètres posée au fond du réservoir et positions A, B et C des chaînes de mesure dans la retenue de Luzzone

- ① Bouée de sub-surface ② Enregistreur ③ Direction du courant
- ④ Vitesse du courant ⑤ Lest

Il faut noter ici que deux courantomètres ont présenté un fonctionnement défectueux avec perte consécutive d'information. Malgré cela, une série complète de données est disponible, grâce à l'installation de deux instruments à chaque point de mesure.

Les mesures des apports liquides et solides par le SHGN ainsi que les mesures pluviométriques ont continué en 1996, de début mai jusqu'à fin octobre. La station du

SHGN à l'amont du réservoir reste fonctionnelle, son exploitation a continué en 1997 et 1998.

4.2 Programme de mesure

Le LCH a élaboré des méthodes d'acquisition, de traitement et de contrôle des données pluviométriques et limnimétriques, ainsi que la procédure de gestion des sites, ceci en étroite collaboration avec le SHGN et l'institut d'aménagement des terres et des eaux, IATE de l'EPFL.

Les courantomètres effectuent une mesure toutes les 30 minutes, la vitesse est une valeur moyenne de la période précédente, toutes les autres grandeurs sont des valeurs instantanées. La précision de la mesure de vitesse est de ± 1.0 cm/s, la température se mesure à ± 0.1 °C et la direction à $\pm 5^\circ$.

Le pluviomètre du LCH mesure en continu les précipitations avec une précision de ± 0.1 mm, ce qui correspond au volume de l'auge du basculant.

La station du Ri di Garzora comporte une sonde de pression et de température, une sonde de turbidité, un échantillonneur automatique et une unité d'acquisition et de stockage des données; elle est gérée par le SHGN. Comme l'alimentation électrique se fait par batterie, rechargée par un panneau solaire, les visites se limitent à l'entretien et l'échange des modules d'acquisition et des bouteilles de l'échantillonneur.

Les sondes de la station du SHGN effectuent leurs mesures à pas de temps constant de 10 minutes. Ainsi l'évolution d'un événement de crue peut être suivie de manière continue. Le programme d'exploitation de l'échantillonneur automatique prévoit une série de prélèvements à pas de temps variables, débutant et se terminant à un certain seuil de niveau d'eau.

La fréquence élevée d'échantillonnage au début de la crue se justifie par les observations faites, qui indiquent que c'est dans la phase de montée que les charges de matière en suspension sont les plus élevées. La précision dans la mesure des MES pendant une crue devrait être ainsi améliorée, sans que la probabilité de mesurer le maximum de MES en soit réduite. La position du seuil de débit a été choisie en conséquence. La disponibilité de 24 bouteilles d'un litre chacune permet de couvrir une crue sur une durée de 8 heures, ce qui s'est avéré suffisant.

Les échantillons de MES ont été analysés au laboratoire du SHGN, la concentration de la suspension est donnée en mg/l. Elle est transformée en concentration volumique connaissant la masse volumique des sédiments, $\rho_s = 2780$ kg/m³.

5 ANALYSE ET INTERPRETATION DES DONNEES

5.1 Précipitations, apports, courants au fond du lac

Il faut signaler ici que, du point de vue hydrologique, aucune crue importante n'a été observée durant la période de mesure des années 1995 et 96 sur le bassin versant test de Luzzone. Les durées de fonctionnement des divers instruments se situent pour 1995 entre fin mai et fin octobre. La suite de la campagne de mesure à Luzzone en 1996 ne comportait que la précipitation dans le bassin versant et les apports liquides et solides dans le lac, elle a couvert la période comprise entre début juin et fin octobre 1996.

Le pluviomètre LCH n'a enregistré aucune précipitation extrême. La valeur maximale atteinte fin juillet 95 ne dépassait pas 25 mm/h sur 60 minutes. La précipitation totale sur la période de mesure en 1995 vaut 770 mm. En 1996, la valeur maximale atteinte à mi-mai est de 24 mm/h sur 60 minutes. La précipitation totale sur la période de mesure en 1996 vaut 626 mm. Aucune crue significative n'a été observée durant les mêmes périodes de mesure à la station SHGN sur le Ri di Garzora.

Un seul événement significatif de courants de densité a été observé à fin mai 95, voir Figure 5.1. Comme la station du SHGN n'était pas encore en fonction, aucune information sur la qualité et la quantité des apports n'est disponible. Les données correspondant aux mesures courantométriques se trouvent aux Annexes A1 et A2.

Les courantomètres placés à la confluence des cours d'eau du bassin versant ont montré une réaction faible mais rapide à l'augmentation du débit entrant et au changement de la température. La direction des écoulements permet de distinguer clairement l'origine du courant (plutôt Nord et Est), voir Figure 5.2. Aucun courant de turbidité n'est parvenu du bassin versant sud. Les enregistrements du courantomètre placé à 4 m du fond à la confluence, voir Figure 5.3, montrent que l'affluent Est crée des courants plus forts non seulement du point de vue de la vitesse, mais aussi des dimensions. Les courants provenant du Nord sont négligeables à 4 m du fond. Près du fond, un nombre total de 700 enregistrements a été comptabilisé, cela signifie qu'il y a eu des courants de turbidité pendant 14 jours sur une durée totale de mesure de 5 mois environ, donc un taux de manifestation de quelque 10% du temps. A 4 m du fond, il n'y a eu que 69 enregistrements et donc un taux de manifestation 10 fois plus faible, voir Annexes A1.2 à A1.5.

Les vitesses maximales enregistrées au point C sont $u = 80.0$ cm/s à 2 m du fond respectivement $u = 54.6$ cm/s à 4 m du fond. 82% des vitesses sont inférieures à 20 cm/s à 2 m du fond, respectivement 80% à 4 m du fond, voir Figures 5.2 et 5.3.

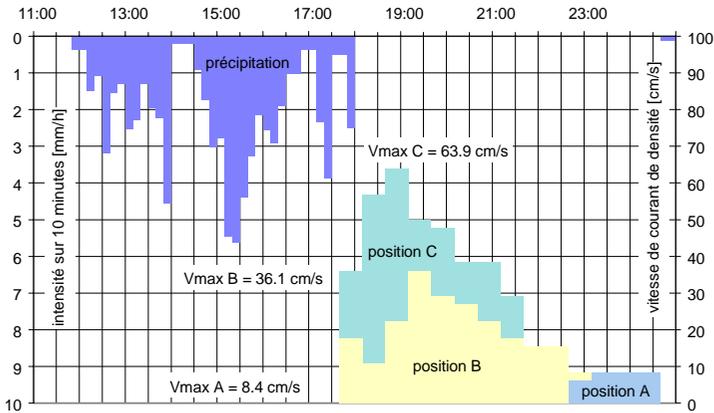


Figure 5.1 Vitesses du courant de densité enregistrées aux trois stations de mesure dans le lac A, B et C durant l'événement du 26 mai 1995, avec la précipitation correspondante sur le bassin versant

A la station B les directions des courants sont assez dispersées, la rose des directions présente un angle d'ouverture de plus de 60°, mais les vitesses principales sont centrées dans l'axe du talweg, voir Figure 5.4. Au total les instruments ont effectué 700 enregistrements, soit le même nombre qu'à la station C à 2 m du fond. La vitesse maximale enregistrée au point B est $u = 73.1$ cm/s à 2 m du fond et 70% des vitesses sont inférieures à 20 cm/s. L'instrument à 4 m du fond était défectueux, aucune mesure n'est disponible.

Les enregistrements à la station A sont rares à cause du manque d'événements majeurs, en tout que 10 enregistrements ont été comptabilisés pendant la période de mesures de 5 mois. Les directions des courants enregistrés sont parfaitement alignées dans l'axe du talweg perpendiculairement au mur du barrage, voir Figure 5.5. La vitesse maximale enregistrée au point A est $u = 38.5$ cm/s à 2 m du fond et 80% des vitesses sont inférieures à 20 cm/s. Deux légers courants remontant le réservoir ont pu être mesurés, de vitesse $u = 6.1$ cm/s et $u = 3.8$ cm/s. Vu qu'il s'agit d'événements ponctuels non associés à des courants descendants observés aux stations amonts, ils ne peuvent pas être considérés comme courants réfléchis au barrage.

Le courantomètre à 4 m du fond avait le rotor cassé, la mesure de la direction ne peut pas être mise en relation avec un écoulement, aucun résultat valable en peut tirer.

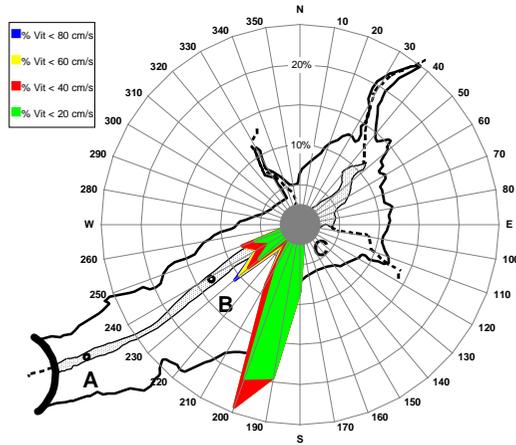


Figure 5.2 Direction du courant au point C à la confluence des trois affluents, à 2 mètres du fond, directions classées selon les vitesses de pointe atteintes en pourcentage. Les bassins versants, Nord et Est contribuent principalement à la création des courants de turbidité

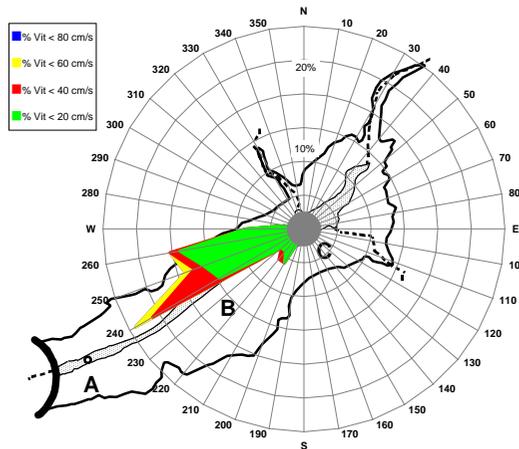


Figure 5.3 Direction du courant au point C à la confluence des trois affluents, à 4 mètres du fond. Le bassin versant Est contribue principalement à la création des courants de turbidité

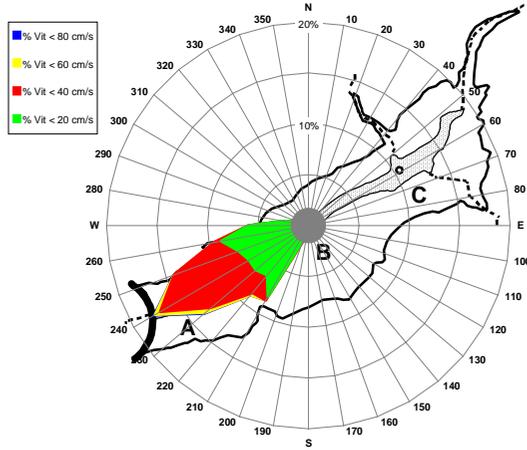


Figure 5.4 Direction du courant au point B, à 2 mètres du fond, directions classées selon les vitesses de pointe atteintes en pourcentage

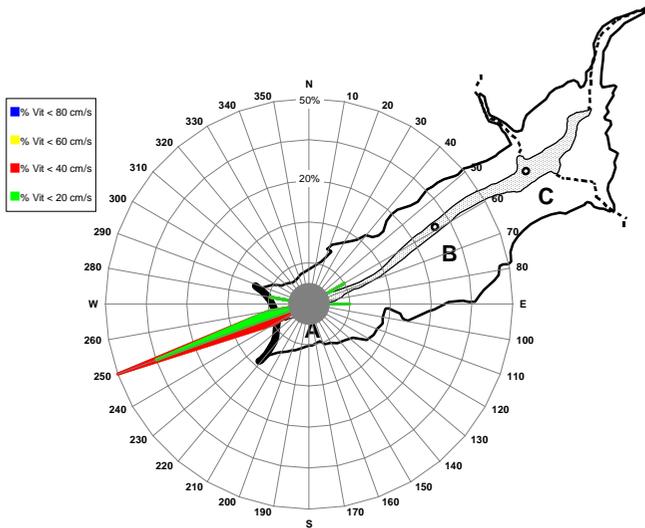


Figure 5.5 Direction du courant au point A près du barrage, à 2 mètres du fond, directions classées selon les vitesses de pointe atteintes en pourcentage, deux orientations remontant le réservoir peuvent être observées

La relation "pluie - débits liquide et solide - température de l'eau - courant dans le lac" peut tout de même être mise en évidence, voir Annexes A2.1 à A2.3, mais vu le nombre limité et la faible intensité des événements, il paraît très difficile de trouver une loi générale de comportement du système.

5.2 Relation turbidité - charge en suspension de l'affluent

Les mesures de débit, de turbidité et de matières en suspension sont traitées dans la perspective de dégager une relation "simple" décrivant les apports liquides et solides dans la retenue. Cette relation sera ensuite utilisée pour la simulation numérique des courants de turbidité. Les mesures des apports sont résumées dans les Annexes A3 et A4 pour les années 1995, resp. 96.

Le volume de sédiments transportés par un cours d'eau est toujours très difficile à évaluer. Dans ce contexte, le choix de la meilleure formule de transport solide (essentiellement par suspension en ce qui concerne les courants de turbidité) pour un cas de figure donné revêt une importance capitale. La plupart des formules empiriques ont été calées sur des expériences en laboratoire, leur application à une situation réelle est très délicate, car elle nécessite l'estimation d'une multitude de paramètres et de coefficients qui n'ont pas toujours une signification physique claire.

La disponibilité d'une grande quantité de mesures in situ relatives à l'évolution du débit, de la turbidité (mesure optique) et de la quantité de matières en suspension, MES, permet cependant de trouver une relation fiable pour le cas étudié, voir à ce sujet l'Annexe A5. Une formulation couramment utilisée mettant en relation le débit Q et la quantité de matières en suspension MES est une fonction de puissance :

$$\text{MES} = a Q^b \quad (5.1)$$

avec a et b des paramètres obtenus par régression.

Les mesures in situ permettent de déterminer ces deux paramètres par ajustement et d'associer un coefficient de corrélation, R^2 à l'équation 5.1 qui devient,

$$\text{MES} = 116.93 Q^{1.7667} \quad (5.2)$$

avec $R^2 = 0.5542$

La Figure 5.6 montre cette relation où la dispersion des valeurs reste grande comme l'exprime d'ailleurs la faible valeur de coefficient de corrélation. La limite inférieure des points en bas de l'échelle de débit provient du fait que des échantillons de MES ont été prélevés à partir d'un certain seuil de niveau mesuré au limnimètre elle ne correspond pas à un seuil marquant de début de transport solide en suspension dans le torrent.

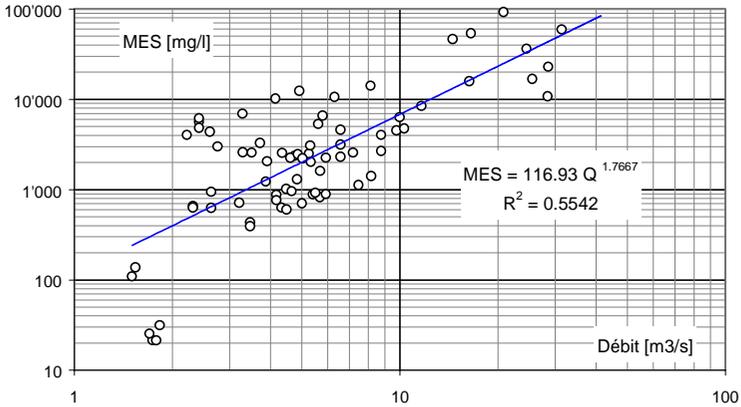


Figure 5.6 Relation débit liquide Q - quantité de matières en suspension, MES

L'expérience et les mesures in situ montrent que la quantité de matières en suspension ne suit pas de façon directe l'évolution du débit. La montée et la descente des MES sont souvent plus rapides que celles du débit et la pointe peut être atteinte avant la pointe de l'hydrogramme correspondant, voir Figure 5.7 et Annexe A5.

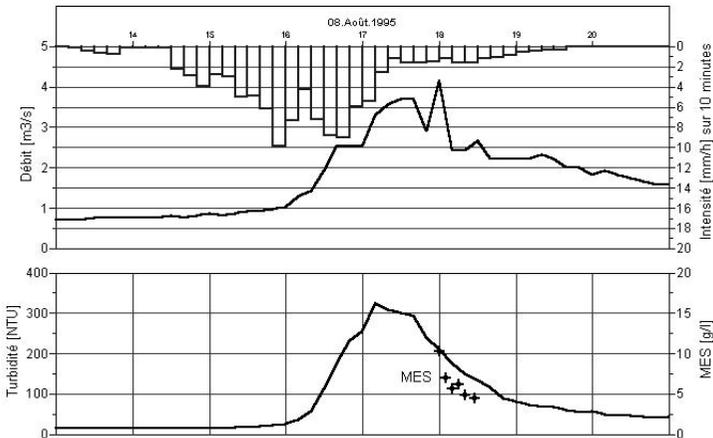


Figure 5.7 Relation précipitation, débit, turbidité en NTU, valeurs ponctuelles de la matière en suspension de l'événement du 8 août 1995 à Luzzone sur le Ri di Garzora

L'évolution de la turbidité est disponible pendant toute une crue. Pour pouvoir exploiter cette information, il s'agit de trouver une relation de transfert entre celle-ci et la quantité de matières en suspension.

Il y a une différence fondamentale entre les deux principes de mesure. La turbidité donnée en NTU (Normal Turbidity Unit) résulte d'une mesure optique de diffraction d'un faisceau lumineux, la quantité de matières en suspension provient de l'analyse en laboratoire d'échantillons prélevés.

La mesure de turbidité est donc très sensible à la taille des particules qui peuvent varier d'un événement à l'autre et même pendant une crue. Une fonction de puissance permet de relier la quantité de matières en suspension à la turbidité, mais la corrélation R^2 reste pourtant faible, voir Figure 5.8.

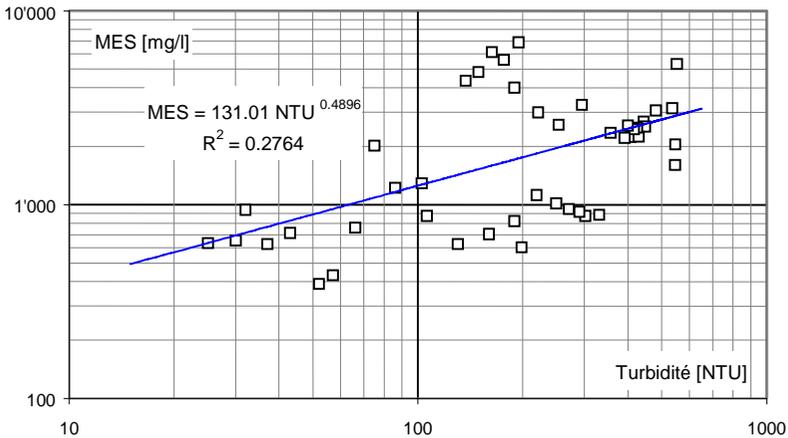


Figure 5.8 Relation entre mesure de turbidité NTU et quantité de matières en suspension, MES

La mesure de la suspension par sonde optique et par échantillonnage sporadique reste peu fiable; l'observation continue de la turbidité de l'eau permet cependant de suivre l'évolution qualitative du transport solide influençant les courants de turbidité.

Cette relation permet d'estimer l'ordre de grandeur du volume des apports solides sur la base des mesures effectuées à une station de jaugeage et de comparer le résultat avec celui résultant de levés bathymétriques dans la retenue. La quantité de matières (en suspension) apportée est estimée selon l'équation suivante:

$$V_{\text{tot}} = \sum Q \times C_s \times \Delta t \quad (5.3)$$

période de mesure	apports solides [kg]	apports solides [m ³]	volume de dépôt correspondant [m ³]	apport spécifique [m ³ /km ²]
26.7.95 - 30.10.95	3'874'000	1'390	2'310	78.5
01.6.96 - 30.10.96	24'556'000	8'830	14'620	497.4

Tableau 5.1: Apports solides estimés sur la base de mesure de débit sur l'affluent, densité des particules $\rho_s \cong 2'780 \text{ kg/m}^3$, densité apparente des dépôts $\rho_d \cong 1'680 \text{ kg/m}^3$, surface du bassin versant $A = 17.76 \text{ km}^2$

La quantité de matières solides apportée varie considérablement d'une année à l'autre. Dans le cas présent, elle varie d'un facteur 6 entre 1995 et 1996 pour les périodes de jaugeage correspondantes. Il est intéressant de comparer ces résultats aux valeurs trouvées par des levés bathymétriques dans la retenue depuis 1985. Le volume des dépôts accumulé par année varie entre 31'134 et 74'378 avec une moyenne de 35'557 m³/an. Ces dépôts proviennent d'une surface de bassin versant de 36.5 km², rapportés au sous-bassin de l'affluent jaugé d'une surface de 17.76 km², ils se réduisent en moyenne à 17'301 m³/an, valeur qui est supérieure à celle trouvée par mesure directe.

Plusieurs remarques permettent d'expliquer cette différence :

- la mesure directe ne tient compte que de la matière en suspension avec une part de charriage inconnue;
- les apports solides ne proviennent pas de façon uniforme du bassin versant, il se peut que le sous-bassin en question libère moins que d'autres, signalons ici que le bassin versant nord avec sa faible couverture du sol est à l'origine de la majeure partie des courants de turbidité dans le lac;
- une étude récente sur 17 barrages en Turquie, Gögüs (1997), compare les taux d'apports solides obtenus à partir de stations de jaugeage avec ceux résultant de levés bathymétriques dans la retenue, et trouve un rapport allant de 3 à 106 et ayant une valeur moyenne de 40 entre les deux méthodes d'estimation utilisées. La mesure directe dans le cours d'eau donne toujours des valeurs plus faibles.

Les résultats issus de levés bathymétriques sur toute la surface de la retenue avec la zone de delta donnent une image grossière de la totalité des apports, y compris le charriage, tandis que la mesure directe fournit une image précise de l'apport solide en suspension d'un cours d'eau pour un événement donné. C'est essentiellement ce paramètre physique qui conditionne un courant de turbidité dans la retenue, et il doit

être formulé de la manière la plus précise que possible afin d'être introduit dans la simulation numérique.

5.3 Formulation adimensionnelle des apports

L'approche choisie pour la formulation des apports solides et liquides dans la retenue vise à quantifier de manière simple les conditions aux limites introduites dans le modèle numérique. Pour cela, il a été opté de fixer a priori la forme de l'hydrogramme et du solidogramme. Par observation des crues en montagnes, Hager (1984, 1985) propose une forme "en cloche" correspondant à la distribution statistique de Maxwell, qui est entièrement définie à l'aide de trois paramètres :

$$Q(t) = Q_p \left[\frac{t}{t_p} e^{\left(1 - \frac{t}{t_p}\right)} \right]^n \quad (5.4)$$

Q_p : débit de pointe

t_p : temps de montée

n : facteur de forme ($n \geq 2$)

L'exposant n est essentiellement dépendant du temps de montée t_p , c'est-à-dire de l'origine du temps, généralement choisi au débit de la pluie nette. Combiné avec t_p , il permet de prendre en compte le décalage entre le début de la pluie et le début de la crue à l'exutoire. Comme des mesures pluie - débit sont disponibles, il est possible, connaissant t_p et Q_p , de caler l'exposant n pour que la crue analytique s'approche au mieux des hydrogrammes mesurés. Dans le cas où aucune mesure n'est disponible, la valeur $n = 10$ peut être adoptée en première approximation. Les données utilisées dans le cadre de cette application sont résumées dans l'Annexe A6.

De même, le solidogramme aura la même forme analytique avec comme paramètres :

Q_{sp} : débit solide (ou débit de matières en suspension) de pointe

t_{sp} : temps de montée du solidogramme

n_s : facteur de forme du solidogramme ($n_s \geq 2$)

Trois événements de formes représentatives de l'hydrogramme et deux pour l'évolution de la turbidité ont été choisis afin de caler les facteurs de forme, n et n_s , voir Annexes A6.1 et A6.2. Les valeurs ci-dessous résultent de ce calage visuel :

$$n \approx 30 \text{ et } n_s \approx 60 \quad (5.5)$$

L'analyse de 18 événements d'importance moyenne (Q_p de 4 à env. 40 m³/s, voir Annexes A6.3 et A6.4) a permis d'évaluer le facteur de décalage des temps de montée de l'hydrogramme et du solidogramme, représenté par l'évolution de la turbidité :

$$t_{sp} / t_p = 0.85 \pm 0.16 \text{ avec comme valeurs min. } 0.55 \text{ et max. } 1.20 \quad (5.6)$$

Ces valeurs-ci-dessus indiquent clairement que la pointe du solidogramme arrive pratiquement toujours avant que l'hydrogramme ait atteint son débit maximal. La Figure 5.9 illustre les deux relations analytiques trouvées pour l'hydrogramme et le solidogramme adimensionnels.

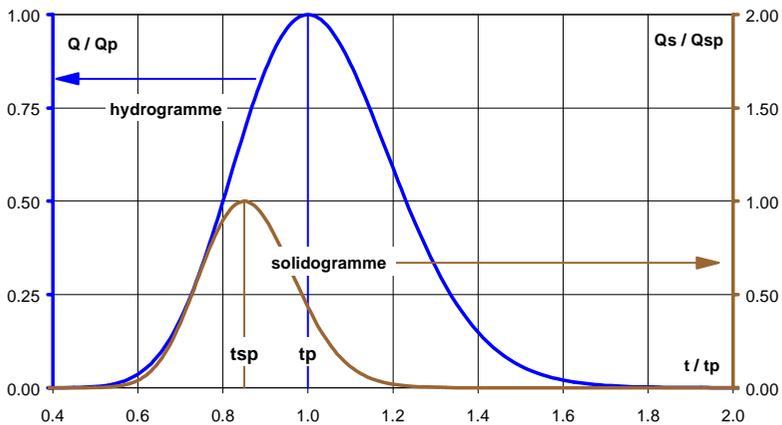


Figure 5.9 Relations analytiques adimensionnelles pour l'évolution du débit liquide et du débit solide, t_p étant le temps de montée de l'hydrogramme, t_{sp} celui du solidogramme, le rapport étant $t_{sp} / t_p = 0.85$

Les mesures in situ analysées dans ce chapitre peuvent servir à formuler les conditions aux limites pour une simulation numérique si on ne dispose pas de mesures in situ suffisamment précises dans le temps.

6 ETUDE EXPERIMENTALE

6.1 Installation d'essais

Une installation d'essais a été construite au laboratoire de constructions hydrauliques pour permettre l'observation de courants de turbidité dans d'une géométrie simple avec des conditions d'alimentation et de restitution bien définies. Les essais ont été effectués à partir de fin août 1996.

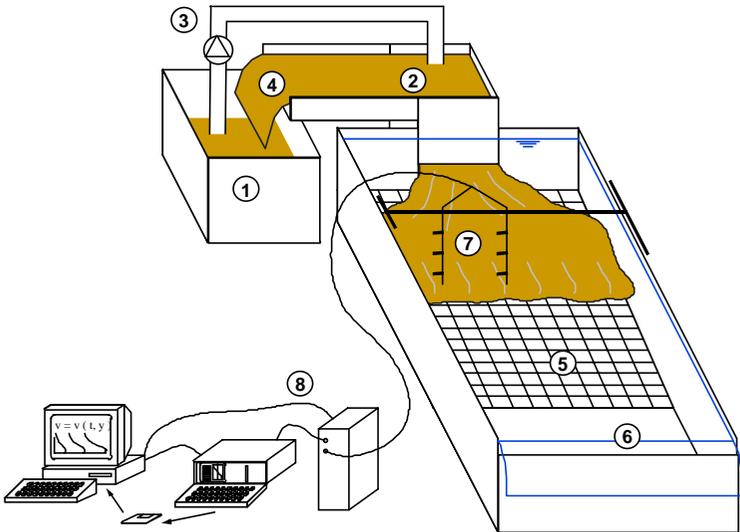


Figure 6.1: Installation d'essais pour l'étude expérimentale de courants de turbidité, description des éléments numérotés dans le texte

L'installation est subdivisée en trois parties distinctes dévolues à la préparation du mélange, à l'alimentation en continu et à l'écoulement de densité proprement dit :

- Le bassin de préparation ① d'un volume de 2 m^3 est destiné à recevoir les apports de sédiments et d'eau. Un mélangeur permet le maintien en suspension des particules solides et garantit une concentration constante pendant toute la durée d'un essai.
- Un bassin supérieur ② d'un volume de 0.6 m^3 sert à l'alimentation du courant de turbidité. Celui-ci est créé par l'ouverture une vanne de 0.50 m de largeur. Une pompe de recirculation ③ et un déversoir de trop-plein ④ assurent l'échange du mélange entre les deux bassins et le contrôle du niveau dans le bassin supérieur.

- La zone d'étude proprement dite ⑤ permet le développement et l'observation des courants de turbidité dans une géométrie simple, rectangulaire, à pente variable entre 0 et 6% sur 3 mètres ou entre 0 et 3% sur 6 mètres. Le bassin est fermé à l'aval par une paroi verticale et le niveau d'eau est contrôlé par un déversoir de trop-plein ⑥. La vitesse d'écoulement à l'intérieur du courant de turbidité est mesurée par des sondes ultrasons à effet Doppler ⑦ qui sont reliées à deux ordinateurs pour l'acquisition des données et le contrôle de la mesure ⑧. La partie aval du bassin d'essai sert de zone de décantation. Les matériaux y sont récupérés pour être ensuite remis dans le bassin de préparation.

Après le passage de la vanne d'alimentation, mais avant d'entrer dans la zone d'étude, l'eau chargée est contrainte à passer à travers une série de tubes horizontaux de 20 cm de longueur, présentant des diamètres croissants de la base vers le haut. Cette disposition favorise un écoulement directionnel à vitesse constante. Le courant entre dans le domaine d'étude parfaitement dans l'axe du modèle et la distribution verticale de vitesse présente une meilleure uniformité par rapport au passage sans tubes directeurs. La Figure 6.2 montre cette installation, le diamètre à la base vaut 8.8 mm et augmente jusqu'à 23.5 mm dans la rangée supérieure.

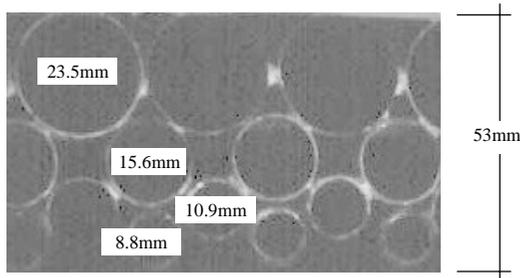


Figure 6.2: Disposition de tubes horizontaux de 20 cm de longueur chacun et de diamètres croissants de la base vers le haut, favorisant un écoulement directionnel à vitesse constante

6.2 Grandeurs observées

L'étude expérimentale était orientée dès le départ vers des essais de nature essentiellement quantitative. La raison de ce choix provient du besoin de disposer d'essais physiques avec des conditions d'alimentation bien définies assorties d'un grand nombre mesures pour la vérification du calcul numérique.

Il faut préciser qu'il ne s'agit pas de la reproduction à échelle réduite des courants de turbidité qui se produisent dans un lac, étant donné la grande difficulté à simuler correctement le transport solide en suspension et son interaction avec un lit mobile. Les difficultés liées à la modélisation du transport solide en suspension, de la décantation et de la remise en suspension sont dues à la rugosité hydraulique du fond qui devient une variable dynamique dépendant du mouvement des sédiments ainsi que de la forme et de l'importance des dépôts constitués. En outre, la différence de densité qui est à l'origine des courants reproduits, est essentiellement fonction de la charge en suspension et dans une moindre mesure de la température. Ces caractéristiques varient au cours d'un essai lorsque le courant de turbidité dépose une partie de sa charge solide et que le mélange progressif du courant et de l'eau ambiante s'effectue. Les essais en laboratoire visant à reproduire des courants de densité dans une retenue à échelle réduite doivent de ce fait être considérés avec prudence tant que les critères de similitude entre écoulements naturels et simulés ne seront pas clairement explicités.

Afin de palier cette difficulté, et sachant que les lois générales de la dynamique des mélanges fluides restent valables indépendamment des dimensions du problème, les essais en laboratoire et le calcul numérique sont traités sans considérations d'échelle.

Les principaux objectifs des essais en laboratoire concernent donc :

- l'avancement d'un courant de densité sur plan incliné;
- le comportement de ce courant en élargissement libre;
- le passage de l'élargissement vers une section à largeur constante (de 3D à 2D);

A chaque essai, les grandeurs suivantes sont mesurées :

1. la concentration volumique du mélange eau - sédiments;
2. la température du mélange eau - sédiments;
3. les dimensions de l'ouverture de la vanne, hauteur et largeur;
4. la pente du fond;
5. la profondeur d'eau dans le bassin d'essai;
6. la température de l'eau stagnante dans le bassin d'essai;
7. les dimensions du courant à intervalles réguliers (mesure visuelle par tiges verticales graduées et quadrillage au fond, et avec sondes à ultrasons à effet Doppler);
8. la distribution de vitesse à l'intérieur du courant avec des sondes à ultrasons à effet Doppler.

6.3 Propriétés du mélange utilisé

Pour la création d'un courant de turbidité, il faut disposer d'un mélange qui conserve une charge en suspension à concentration suffisamment élevée pendant l'essai, afin de permettre son avancement par différence de densité. La sédimentation des particules en cours de route doit être limitée et l'interaction courant - dépôts provoquant leur remise en suspension doit être faible, ce qui est le cas pour les écoulements à faibles vitesses.

A ces conditions, la théorie d'un courant de turbidité en équilibre peut être appliquée.

Une fois que le courant est arrivé à l'extrémité aval du modèle, le processus se termine en milieu stagnant par décantation des particules.

A partir de ces considérations, le critère essentiel de choix d'un matériau est que le mélange eau - sédiments doit conserver une densité élevée pendant l'avancement du courant, soit sur une durée estimée à quelques minutes au maximum.

Pour des raisons pratiques, deux critères s'ajoutent encore :

1. Après décantation, l'eau doit être claire pour permettre son rejet dans le circuit fermé du laboratoire.
2. La récupération des sédiments et le nettoyage des dépôts dans le modèle après essai doivent être rapides, faciles et complets.

De nombreux essais ont été effectués pour trouver le matériau le mieux adapté à satisfaire les conditions précitées.

Le critère de la densité élevée permet d'exclure l'utilisation de sciure de bois ou toute autre matière organique ainsi que certaines poudres de polyester, même si ces matériaux présentent un bon comportement concernant leur facilité à être transportés par le courant.

Divers sables de quartz ont été testés, mais ils se décantent trop rapidement et conduisent à une séparation de phase dans la première partie du modèle, le courant résiduel n'étant plus un mélange homogène.

Les coulis d'injection industriels basés sur l'argile se sont révélés mieux adaptés à nos essais. Ils restent en suspension suffisamment longtemps, présentent une décantation très nette avec de l'eau claire et se laissent facilement nettoyer après essai. En plus, ils sont disponibles en grande quantité et à des prix raisonnables.

Le choix final s'est porté sur l'OPALIT fournie par Opalit AG, à Holderbank. Il s'agit d'une argile homogène du Jura suisse avec des diamètres caractéristiques, $d_{10} = 0.002$ mm, $d_{50} = 0.020$ mm, $d_{90} = 0.140$ mm, une densité des grains de $2'740 \pm 10$ kg/m³ et une densité apparente de 900 ± 100 kg/m³.

Les mélanges ainsi constitués présentent une concentration volumique de 0.2 à 2 % et donc des densités allant de 1'002 à 1'034 kg/m³ supérieures à celle de l'eau qui, à 18°C, possède une densité de 998.5 kg/m³. L'approximation de Boussinesq reste applicable.

6.4 Instrumentation de mesure

6.4.1 Mesure de profils de vitesses par ultrasons

Le profil de vitesses instantané est une information fondamentale dans l'observation des écoulements. Sa mesure expérimentale s'est faite depuis fort longtemps sur la base de valeurs ponctuelles. Pour des écoulements stationnaires, les profils de vitesses sont mesurés en déplaçant l'instrument de mesure, un micro-moulinet ou une sonde à fil/film chaud par exemple. La multiplication des points de mesure n'est pas toujours aisée et la résolution spatiale reste toujours insuffisante pour détecter les phénomènes locaux ou pour explorer le développement de la couche limite d'un courant de turbidité. De plus ces instruments doivent être placés directement dans l'écoulement et peuvent ainsi être à l'origine de perturbations.

Des techniques de visualisation des écoulements ont été développées récemment. Avec l'analyse par ordinateur des images vidéo prises dans une lumière pulsée, la mesure de vitesses par traçage et visualisation des particules (particle tracking et particle image velocimetry, PIV) est devenue une méthode performante dans le domaine de la dynamique des fluides, voir par exemple Raffel (1993). Cette technique reste pourtant peu utilisée en hydraulique en raison de sa mise en œuvre compliquée et de la limitation aux fluides opaques comportant suffisamment de particules visibles.

Parallèlement, les méthodes de mesure directe dans le fluide par anémométrie laser à effet Doppler et par ultrasons (US) se sont développées. Une technique spéciale, initialement développée dans les années 70 et 80 à l'ETHZ pour le domaine de la bio-médecine, voir Hinselmann, Anliker et al (1980), et à l'EPFL pour le domaine médical de la cardiologie, voir Wilmetz (1990), utilise l'échographie Doppler ultrasonore pulsée. Le principe a été repris à l'Institut Paul Scherrer (PSI) et en parallèle par la société Signal Processing SA (SPSA) pour les mesures de profils de vitesses dans le domaine de la dynamique des fluides expérimentale, voir Takeda (1991 et 1995). La Figure 6.3 illustre schématiquement le principe de cette technique de mesure, voir aussi Met-Flow SA (1996) et Takeda (1995).

Pour plus de détail quant à l'instrument de mesure utilisé, le lecteur se référera au manuel de l'utilisateur, Met-Flow (1996).

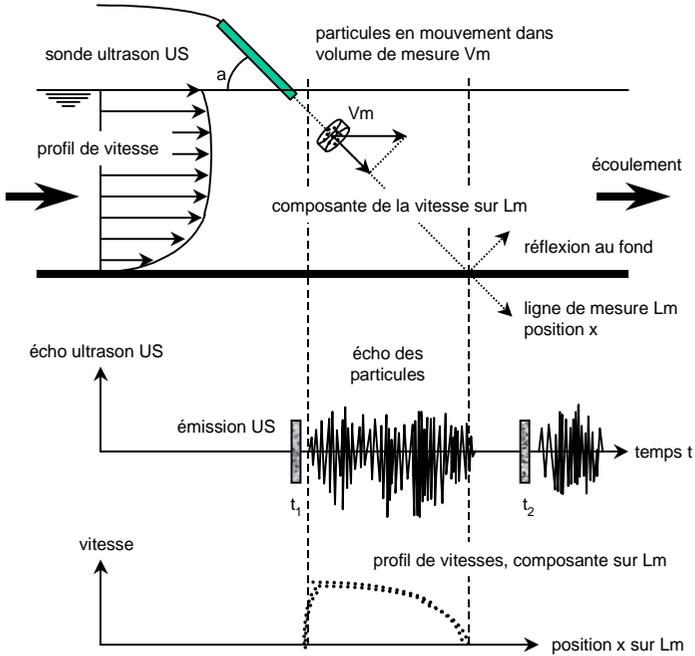


Figure 6.3: Illustration schématique du principe de mesure de profils de vitesses par échographie Doppler ultrasonore (US) pulsée, sur une ligne de mesure (Lm) dans un écoulement en nappe libre

Par analyse de l'écho provenant de particules en mouvement dans un volume de mesure de forme cylindrique :

1. La position spatiale x est calculée sur la base du temps de parcours de l'onde ultrasonore

$$x = ct / 2 \quad (6.1)$$

où c est la vitesse du son dans le milieu et t le temps de parcours.

2. La grandeur du vecteur vitesse, v dans la direction de l'onde est déterminée à l'aide du décalage de fréquence f_D (effet Doppler) par rapport à la fréquence émise f_0

$$v = cf_D / 2f_0 \quad (6.2)$$

Ces données sont ensuite converties en un profil de vitesses, $v(x_i)$.

Avec l'instrument UVP (Ultrasonic Velocity Profiler) disponible au laboratoire de constructions hydrauliques, l'acquisition se fait sur un PC réservé exclusivement à cet usage, ce qui permet d'augmenter la rapidité de mesure. Par exemple, un profil de vitesses avec 128 points de mesure sur une distance de 75 cm s'effectue en 90 ms. Les volumes de mesure de forme cylindrique ont un diamètre de 5 mm et une hauteur de 0.75 mm, ce qui définit la résolution spatiale sur x. L'instrument permet d'enregistrer jusqu'à 1024 profils successivement qui sont stockés en format binaire pour l'analyse et les traitements ultérieurs.

Les avantages principaux de la méthode peuvent se résumer comme suit :

- Il est possible d'obtenir une description spatio-temporelle des vitesses d'écoulement avec une très bonne résolution spatiale (< 1 mm) permettant de détecter des phénomènes locaux, et une résolution temporelle à fréquence élevée (< 0.1 s).
- La précision sur la mesure de la vitesse est élevée, elle est de l'ordre du mm/s pour les fréquences d'onde couramment utilisées de 2 à 8 MHz.
- La mesure de champs de vitesses (flow mapping) en 2D et 3D est possible par cette méthode, grâce à sa rapidité et au nombre élevé de points de mesure. La mesure doit pourtant être effectuée plus rapidement que l'évolution de l'écoulement en question.
- Les ondes ultrasonores peuvent pénétrer dans n'importe quel liquide même très opaque, ce qui est impossible avec les méthodes optiques basées sur l'anémométrie laser ou le traçage des particules. Avec la méthode UVP aucune restriction n'est faite sur la taille minimale des particules. Les particules en suspension ont un effet bénéfique sur la mesure, vu que leur concentration augmente l'intensité de l'écho et le rend plus net. Il s'agit même là d'une condition pour pouvoir effectuer des mesures, car l'eau pure en mouvement ne produit pas suffisamment d'écho.
- La mesure est non-intrusive, la sonde à ultrasons se trouve toujours en dehors du champ de mesure. La sonde peut même être placée en dehors du fluide, pour autant que le passage des ultrasons soit garanti, par exemple à travers un autre fluide, une surface de métal ou de matière plastique. Ceci permet entre autres la mesure de profils de vitesses dans des fluides très chauds comme les métaux liquides à plusieurs centaines de degrés ou dans des milieux agressifs.
- La mesure nécessite un seul paramètre d'étalonnage qui est la vitesse du son dans le fluide considéré. Cette vitesse ne varie que peu pour l'eau à température ambiante, dans le cas présent, elle est admise constante et vaut $c = 1480$ m/s.

- La concentration des matières en suspension peut en outre être estimée par analyse de l'intensité de l'écho par rapport à celle de l'onde émise, voir Hermann (1990), option non disponible avec l'instrument actuellement utilisé au laboratoire.

La méthode a déjà été appliquée avec succès dans divers fluides et configurations, citons ici les écoulements d'eau, de métaux liquides, de fluides ferromagnétiques, de glycérol, de sang, et même de chocolat et de mayonnaise, ceci en conduite, en réacteur chimique, en bassin et dans le corps humain. Un aperçu des diverses applications se trouve dans King et al (1996).

6.4.2 Disposition des sondes

Un grand nombre d'essais préliminaires a permis de maîtriser l'installation expérimentale et les instruments de mesure, dont le profileur de vitesses par ultrasons. Les essais proprement dits avec des conditions initiales et aux limites précises ont ensuite été effectués. A chaque fois une autre disposition des sondes de mesure a été implantée, afin de disposer de suffisamment de données pour la vérification du calcul numérique. Trois dispositions principales ont été choisies; elles sont décrites sur les Figures 6.1 à 6.6.

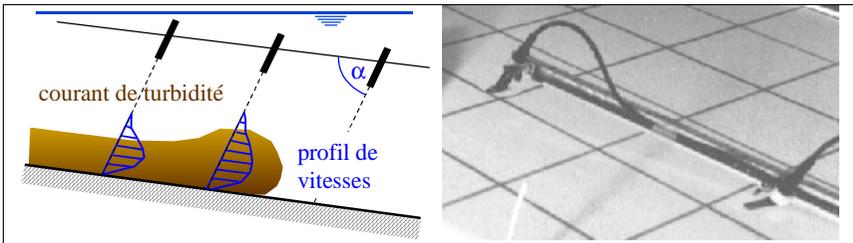


Figure 6.4: Disposition ① des sondes UVP pour la mesure de profils de vitesses sur des verticales à intervalle de 25 cm

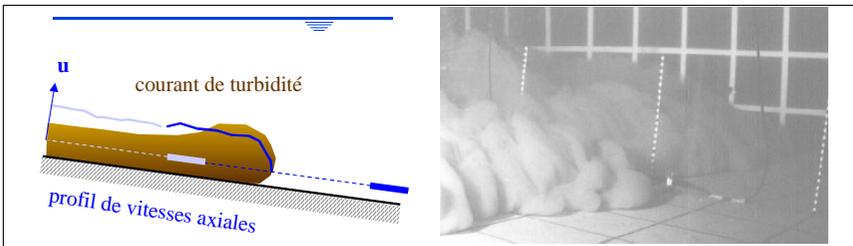


Figure 6.5: Disposition ② des sondes UVP pour la mesure de la vitesse frontale u du courant dans l'axe de symétrie du modèle, une sonde tous les 50 cm sur toute la longueur du bassin

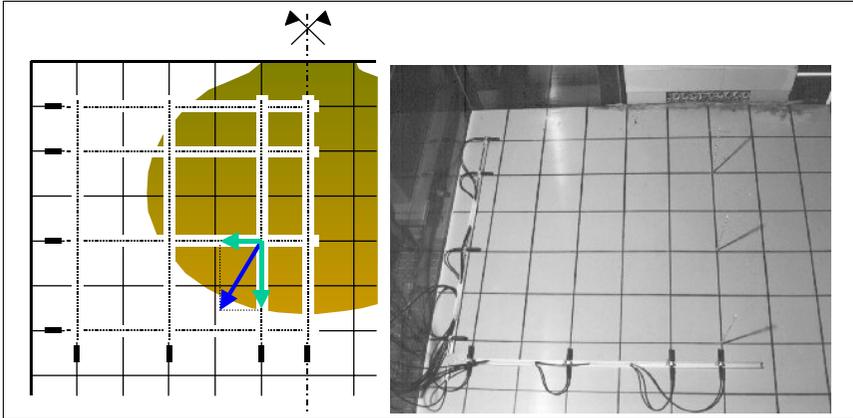


Figure 6.6: Disposition ③ en cadre 4x4 des sondes UVP pour la détermination du champ des vitesses dans la zone d'élargissement libre

Pour chaque disposition, plusieurs essais ont été effectués, et ceux présentant les conditions initiales et aux limites les plus stables (voir Tableau 6.1) ont ensuite été simulés numériquement par CFX-F3D pour la comparaison.

Essai No	Disposition des sondes	Concentration [g/l] / [ml/l]	Ouverture [cm]	Pente [%]
2	verticale ①	9.0 / 3.3	25x5	4
5	frontale ②	6.0 / 2.2	25x5	4
7	cadre ③	10 / 3.6	25x5	1

Tableau 6.1: Essais physiques retenus pour la simulation numérique

6.5 Résultats expérimentaux

Avant d'entrer dans les détails des mesures effectuées en laboratoire, quelques observations faites dans la gamme des paramètres choisis ont montré que :

- dans la zone de divergence, l'élargissement du courant de turbidité est quasi radial;
- une zone juste après la sortie de la vanne est à l'origine de l'élargissement quasi radial; le phénomène peut être comparé à un lâché d'eau trouble à partir d'une colonne à hauteur constante qui se vide en s'écoulant radialement;

- la formation d'une grande tête n'a pas pu être complètement évitée. Ses dimensions, initialement élevées, sont par contre rapidement réduites sur les premières dizaines de centimètres (même observations faites par Altinakar, 1988);

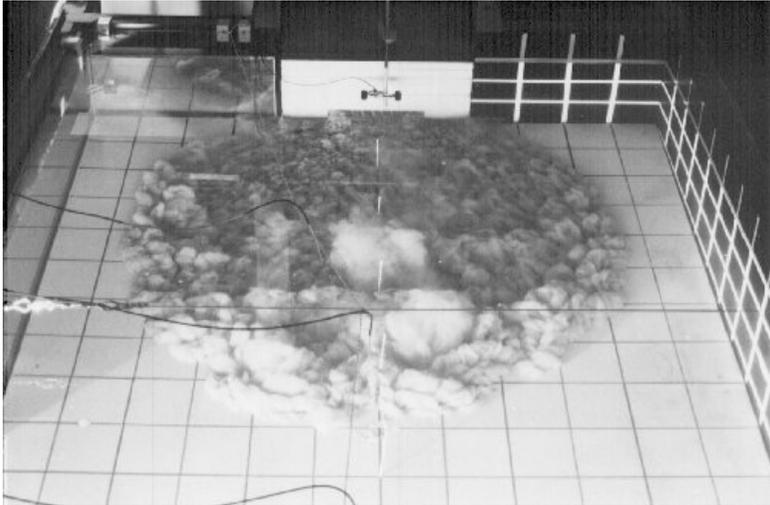


Figure 6.7: Photo du courant lors de l'essai N° 5, 25 s après l'ouverture de la vanne, maillage du fond 125 x 125 mm, ouverture de 250 x 50 mm, l'élargissement du courant de turbidité est quasi radial avant d'atteindre les bords du bassin

- sous l'influence de la pente, l'écoulement se déforme en se déplaçant vers l'aval;
- après que le courant a atteint les bords du canal, le passage de l'écoulement divergent à un écoulement uniforme s'effectue rapidement sur une distance qui correspond à peu près à la demi-largeur du canal;
- par la suite, le courant devient bi-dimensionnel et son avancement est guidé par les bords du canal;
- l'évolution de la hauteur du courant est difficilement perceptible, une légère croissance est toutefois observée au stade de l'avancement;
- en avançant, le courant de turbidité passe par-dessus de l'eau ambiante qui se fait piéger par le courant. Mais vu la faible différence de densité, ce liquide ne remonte guère à l'intérieur de la tête et ne se mélange que peu. En fait le courant "glisse" sur cette couche très fine (< 1 mm), selon les observations faites à travers la vitre du canal;

- la tête du courant n'avance pas comme un seul front bien défini, celui-ci est visiblement irrégulier;
- la turbulence est très bien visible, l'échelle des grands tourbillons est de l'ordre de la demi-hauteur du courant lui-même, mais il n'y a pratiquement pas de mélange visible entre le fluide ambiant et le courant de turbidité;
- l'image de l'interface turbulente persiste longtemps après le passage de la tête et l'arrêt de l'alimentation, vue de dessus elle donne l'impression d'une couche de nuages.

6.5.1 Conditions d'approche

Après le passage de la vanne d'alimentation et de la série de tubes horizontaux des profils verticaux de vitesses ont été mesurés. Comme la progression des diamètres des tubes est relativement grossière, une uniformité parfaite n'a pas pu être atteinte, toutefois le résultat obtenu peut être considéré comme satisfaisant, voir Figure 6.8. Les observations ont montré de surcroît que cette disposition favorise un écoulement directionnel parfaitement dans l'axe du modèle. Des mesures supplémentaires avec des sondes en position frontale dans l'essai 2 et en position verticale et latérale dans l'essai 5 ont permis de confirmer la distribution de vitesse recherchée.

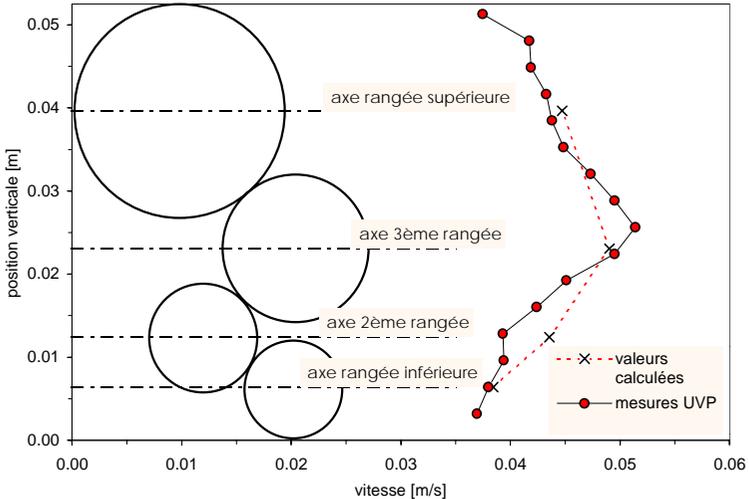


Figure 6.8: Vitesses mesurées et calculées à immédiatement après la sortie des tubes horizontaux

Les profils verticaux de vitesses effectués à plusieurs reprises sur toute la hauteur de l'ouverture de la vanne présentent des écarts plutôt faibles (inférieurs à 10%) par rapport à la vitesse moyenne de sortie.

Aucune mesure de profil de vitesses n'a été exécutée avant l'installation des tubes directeurs, mais il était clair visuellement que l'écoulement était principalement concentré dans la partie basse de l'ouverture de la vanne.

6.5.2 Profil vertical de vitesses

L'essai N° 2 a été effectué avec la disposition ① verticale des sondes à ultrasons. La pente de fond était de 4% et l'ouverture de la vanne de 25x5 cm, donc avec une largeur réduite de moitié par rapport à la disposition d'origine. Le rapport d'élargissement b/B était ainsi de $\frac{1}{6}$, où b est la largeur de la vanne et B celle du canal. Parmi les 8 transducteurs ultrasons utilisés, 7 étaient en position verticale sur l'axe et un en position frontale pour mesurer la vitesse initiale du courant.

vitesse de sortie	$\cong 10$ cm/s	intervalle de temps entre deux verticales	40 ms
disposition des sondes	verticale	nombre de profils successifs par verticale	8
nombre de sondes	8 (7 verticales)	nombre de verticales	7
distance de mesure UVP	479 mm	nombre total de profils	128
distance entre deux verticales	0.25 m, première à 0.25 m	intervalle entre deux mesures UVP	2000 ms
durée de mesure d'un profil	$\cong 80$ ms	durée d'un balayage de toutes les sondes	10 s
durée de mesure d'une verticale	960 ms	durée totale de la mesure	160 s

Tableau 6.2: Paramètres UVP de l'essai N° 2, concentration initiale 9.0 g/l (3.3 ml/l), ouverture 25x5 cm et pente $J_s = 4\%$

La Figure 6.9 illustre le résultat de mesure d'un profil vertical de vitesses à 50 cm de la sortie du courant après passage du front, soit environ 5 secondes après l'ouverture de la vanne. L'angle du rayon ultrason par rapport à la ligne du fond était de $\alpha = 60^\circ$, le facteur de projection $1/\cos(\alpha)$ vaut 2. Le rayon de la sonde UVP étant orienté dans la direction opposée au sens de l'écoulement, les vitesses mesurées sont négatives, car le front s'approche de la sonde. En dehors de la zone du courant de turbidité, le

manque de particules dans l'eau stagnante donne un écho aléatoire et ce n'est qu'après une analyse statistique des valeurs brutes mesurées et de leurs écarts - types que l'écoulement de l'eau entraînée apparaît. Les profils de vitesses mesurés ont été comparés aux distributions théoriques proposées dans la littérature et présentées dans la revue bibliographique.

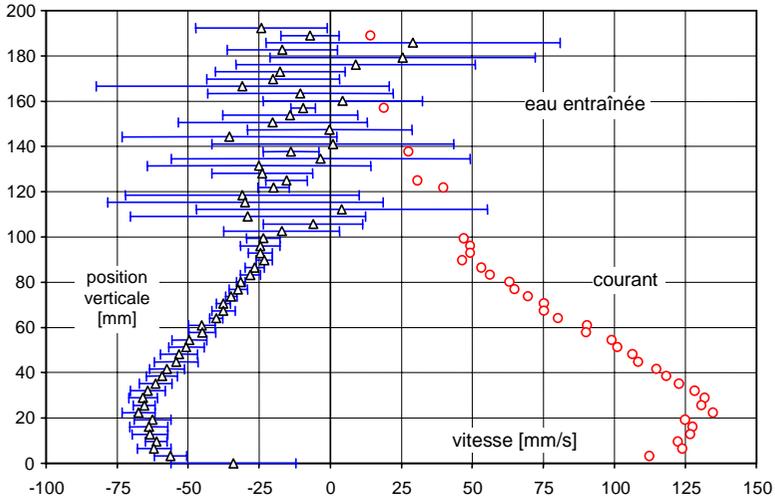


Figure 6.9: Profil vertical de vitesses du courant après passage du front environ 5 secondes après l'ouverture de la vanne à 50 cm de la sortie du courant.

A gauche: valeurs brutes le long de la ligne de mesure avec écart - type sur huit prises successives de profil, les vitesses mesurées sont négatives, car le front s'approche de la sonde.

A droite: vitesses moyennes projetées sur l'horizontale à écart - type < 15 mm/s

6.5.3 Profil frontal de vitesses

L'essai N° 5 a été effectué avec la disposition ② frontale des sondes à ultrasons. La pente de fond valait $J_s = 4\%$. L'ouverture de la vanne était réglée comme précédemment à 25x5 cm. Parmi les 8 sondes ultrasons utilisées, 6 transducteurs étaient en position frontale sur l'axe et deux en position verticale, respectivement horizontale immédiatement après la sortie du courant pour mesurer des profils de vitesses initiales sur la hauteur, respectivement sur la largeur de la vanne.

La Figure 6.10 présente les mesures de vitesses effectuées sur l'axe entre 5 et 20 secondes après ouverture de la vanne. Les fluctuations à l'intérieur du courant sont partiellement dues aux conditions de sortie non parfaitement homogènes.

De plus, la disposition axiale des transducteurs induit des échos multiples captés par les sondes successives. Ceci commence à être visible dès que la deuxième et puis les sondes suivantes effectuent leurs mesures. Elles enregistrent en fait l'écho de l'impulse envoyé par une impulsion antérieure. C'est ainsi grâce à l'enregistrement chronométré sur bande vidéo, que la limite frontale du courant a pu être détectée sur les résultats des mesures UVP.

vitesse de sortie	$\cong 5$ cm/s	intervalle de temps entre deux lignes horizontales	20 ms
disposition des sondes	frontale	nombre de profils successifs	4
nombre de sondes	8 (6 frontales)	nombre de lignes de mesures	8
distance de mesure UVP	479 mm	nombre total de profils	256
distance entre deux verticales	0.50 m	intervalle entre deux mesures UVP	1480 ms
durée de mesure d'un profil	$\cong 80$ ms	durée d'un balayage de toutes les sondes	5 s
durée de mesure d'une ligne horizontale	400 ms	durée totale de la mesure	160 s

Tableau 6.3: Paramètres UVP de l'essai N° 5, concentration initiale de 6.0 g/l (2.2 ml/l), ouverture de 25x5 cm et pente de 4 %

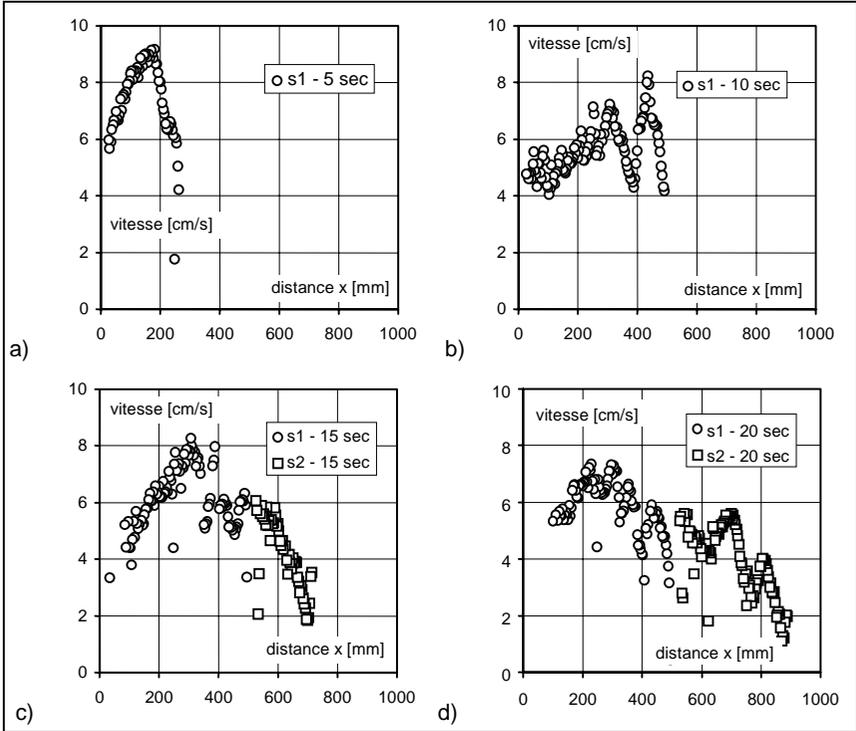


Figure 6.10: Profils frontaux de vitesses sur l'axe x mesurés par les transducteurs s1 et s2 placés respectivement à des distances de 500 et 1000 mm de la sortie à 12 mm du fond
a) 5, b) 10, c) 15 et d) 20 secondes après ouverture de la vanne

6.5.4 Champ de vitesses 2D

L'essai N° 7 a été effectué avec la disposition ③ en cadre 4x4 frontale des sondes à ultrasons. La pente de fond valait $J_s = 1\%$. L'ouverture de la vanne était comme précédemment de 25x5 cm. Parmi les 8 sondes ultrasons utilisées, 4 transducteurs étaient en position frontale sur la demi-largeur du canal, et 4 en position latérale sur une distance identique. Cette disposition organisée sur un maillage à 125 mm à la sortie et à 250 mm plus loin avait pour but de mesurer les deux composantes du vecteur vitesse aux intersections.

La surface couverte par la mesure est de 625x625 mm², elle s'étend de 125 mm à 750 mm de la sortie du courant et se trouve entièrement dans la zone de divergence du courant.

vitesse de sortie	$\cong 10$ cm/s	intervalle de temps entre deux verticales	20 ms
disposition des sondes	cadre 4x4	nombre de profils successifs	3
nombre de sondes	8	nombre de lignes de mesures	8
distance de mesure UVP	658 mm	nombre total de profils	341
distance entre deux verticales	0.125 et 0.25 m	intervalle entre deux mesures UVP	5 s
durée de mesure d'un profil	$\cong 90$ ms	durée d'un balayage de toutes les sondes	2800 ms
durée de mesure d'une verticale	330 ms	durée totale de la mesure	60 s

Tableau 6.4: Paramètres UVP de l'essai N° 7, concentration initiale de 10.0 g/l (3.6 ml/l), ouverture de 25x5 cm et pente de 1 %

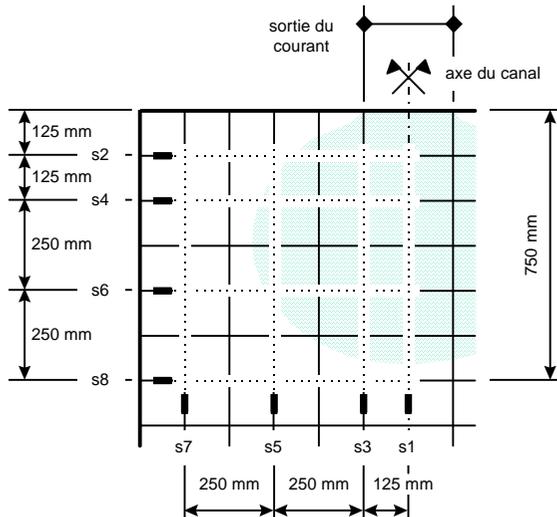


Figure 6.11: Disposition et dimensions du cadre 4x4 pour la mesure du champ de vitesses 2D

A la mesure du champ de vitesse s'ajoute la détection des limites du courant. Ceci se fait par l'analyse des données brutes de l'instrument UVP, car l'écho n'est bien défini que dans le courant même où se trouvent suffisamment de particules pour réfléchir le signal US émis.

L'extraction de deux composantes du vecteur vitesse se fait en considérant un certain nombre de points proches du croisement exact des deux lignes de mesure. La Figure 6.12 illustre la méthode de calcul du vecteur vitesse. Dans le cas présent, les deux composantes sont perpendiculaires, u et v , mais des directions quelconques linéairement indépendantes peuvent également être utilisées.

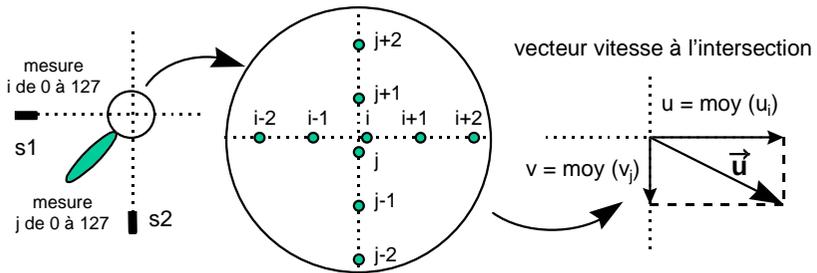


Figure 6.12: Schéma illustrant la méthode de calcul pour l'extraction des composantes u et v du vecteur vitesse

La Figure 6.13 montre le champ de vitesse mesuré par UVP entre 5 et 20 secondes après le début de l'essai. L'analyse de l'écho donne en plus de la vitesse d'écoulement, la limite du courant de turbidité, car le signal de retour est négligeable dans l'eau propre stagnante pour devenir très fort à l'intérieur du courant. L'extension quasi radiale est bien visible.

Les données issues des essais expérimentaux en laboratoire sont reprises plus tard pour la confrontation avec les résultats de la modélisation numérique.

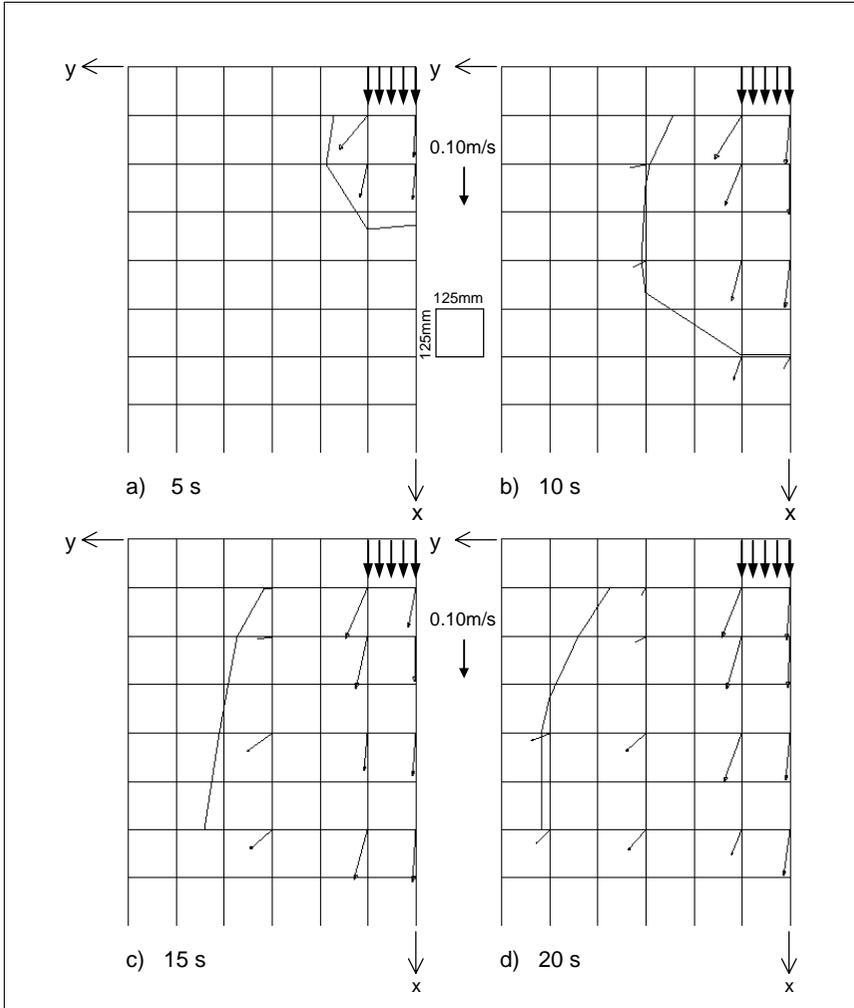


Figure 6.13: Champ de vitesse 2D à 12 mm du fond et limites du courant, a) 5, b) 10, c) 15 et d) 20 secondes après ouverture de la vanne. La taille du maillage est 125 x 125 mm, l'axe x est l'axe de symétrie du bassin

7 MODELISATION NUMERIQUE

7.1 Variables et hypothèses

Les écoulements naturels de type courant de turbidité peuvent être considérés comme des écoulements biphasiques. Il s'agit ici de l'écoulement d'un fluide lourd formé d'eau et de particules solides en suspension dans un fluide homogène plus léger constitué de l'eau seule. La différence de densité engendre l'écoulement sous l'effet de la gravité. L'écoulement est donc étudié comme un écoulement gravitaire de type fluide lourd à poids volumique variable dans le même fluide plus léger.

La modélisation numérique proposée est basée sur les équations de Navier-Stokes moyennant quelques hypothèses :

- L'eau et le mélange eau - sédiments sont considérés comme des fluides réels à comportement newtonien. Le mélange ne commence à se comporter comme fluide non-newtonien que si la concentration volumique devient très importante, ($C_s > 8\%$ selon Graf et Altinakar, 1996). En plus, il est admis que les particules en suspension ne modifient pas la loi de comportement de l'eau. La suspension doit de ce fait être suffisamment diluée, pour permettre l'utilisation de la viscosité de l'eau pour le mélange eau - sédiments.
- La vitesse moyenne de sédimentation des particules est régie par la loi de Stokes pour particules sphériques. Les particules en suspension suivent le mouvement du fluide avec un déplacement vertical dû à la vitesse de chute des particules dans l'eau. Hoyal et Depinto (1995) ont étudié l'antagonisme entre gravité et turbulence sur le processus de dépôt des sédiments. Comme les écoulements de turbidité étudiés se trouvent essentiellement dans le domaine turbulent ($Re > 10^6$), c'est le transport de sédiments turbulent qui impose les lois à utiliser. Un changement significatif dans le processus de transport et de sédimentation est observé pour une valeur critique du rapport $v_{ss}/u_b = 0.1$, expression dans laquelle v_{ss} est la vitesse de chute selon la loi de Stokes en eau calme et u_b la vitesse de frottement de l'écoulement. La turbulence régit le transport des particules au-dessous de la valeur critique et donne un dépôt plus rapide que la loi de Stokes, ceci est dû au fait que la turbulence induit une diminution du coefficient de traînée de la particule. Au-dessus du seuil critique, la loi de Stokes donne une bonne estimation de la vitesse moyenne de dépôt. La vitesse de chute pour les tailles de particules rencontrées est de l'ordre de $v_{ss} \approx 1 \cdot 10^{-3}$ m/s et la vitesse de frottement des écoulements naturels peut être estimée à $u_b \approx 1 \cdot 10^{-2}$ m/s, le rapport v_{ss}/u_b se trouve donc au voisinage de la valeur critique.

- Un seul diamètre caractéristique, d_{50} , est utilisé pour la détermination de la vitesse de chute des particules. L'influence de la forme des particules n'est pas considérée. Par l'analyse des avalanches poudreuses, Keller (1996) admet aussi qu'un seul diamètre caractéristique, à l'occurrence le diamètre moyen d_{50} représente un bon choix pour caractériser le comportement des sédiments en suspension. Le choix d'une forme sphérique idéale mène à surestimer la vitesse de décantation d'une particule réelle non sphérique.
- La collision ou d'autres interactions entre particules sont négligées. Il n'y a ainsi pas de cohésion entre les particules en suspension et le mouvement turbulent des particules est corrélé uniquement avec la turbulence du fluide porteur.

7.2 Equations de base

Les équations qui gouvernent les écoulements sont énoncées dans cette section. Il faut préciser que les équations des écoulements laminaires sont admises comme valables pour des écoulements turbulents par le recours aux modèles de turbulence qui complètent le comportement laminaire par des termes et des équations aptes à décrire la turbulence.

L'élément de fluide considéré peut être en écoulement (courant de turbidité) ou non (eau ambiante du lac non perturbé), tridimensionnel, incompressible, laminaire ou turbulent.

Les équations de base sont celles de la conservation de masse, d'énergie et de quantité de mouvement, données sous forme indexée par rapport au système de coordonnées.

Les coordonnées physiques (x , y , z) ainsi que tous les termes dépendant d'une direction sont donc donnés comme suit :

- pour la position $x_i = (x_1, x_2, x_3)$ et
- pour la vitesse $u_i = (u_1, u_2, u_3)$

Les sommes de 1 à 3 s'écrivent par exemple $\frac{1}{2} u_i u_i = \frac{1}{2} (u_1^2 + u_2^2 + u_3^2)$.

Le code FORTRAN utilisé est décrit de la façon la plus générale possible, dans les chapitres qui suivent, il est pourtant admis que i est la direction principale d'écoulement, j le sens perpendiculaire horizontal à i et k la direction verticale montante dans le domaine de calcul. Pour des raisons d'optimisation de la résolution numérique dans CFX-F3D, il est d'ailleurs recommandé de choisir i comme la direction principale d'écoulement.

7.2.1 Formulation standard du code CFX-F3D

Les équations implémentées par défaut dans le code numérique CFX-F3D sont données en forme de flux. Il s'agit des équations standard de la mécanique des fluides :

continuité

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \cdot u_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (7.1)$$

conservation de la quantité de mouvement

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_j} = F_i + \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \quad (7.2)$$

avec $\sigma_{ij} = -p' \delta_{ij} + \mu_{\text{eff}} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$ le tenseur de contraintes (7.3)

où F_i est le vecteur des forces agissant sur les éléments de fluide (force d'Archimède ou force de Coriolis par exemple);

$\mu_{\text{eff}} = \mu + \mu_T$ est la viscosité dynamique effective du fluide (somme de la viscosité moléculaire et de la viscosité turbulente);

$p' = p + \frac{2}{3} \rho k - \rho \bar{g} \cdot \bar{x}$ est la pression totale du fluide p à laquelle s'ajoute une contribution associée à l'énergie cinétique turbulente k , dont on soustrait la contribution hydrostatique.

premier principe de la thermodynamique - conservation de l'énergie

$$\frac{\partial(\rho H)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\rho u_j H - \left(\lambda + \frac{\mu_T}{\sigma_H} C_p \right) \frac{\partial T}{\partial x_j} \right) = \frac{\partial p}{\partial t} \quad (7.4)$$

avec

λ la conductivité thermique du fluide

T la température réelle

$H = h + \frac{1}{2} u_i u_i$ l'enthalpie totale (h étant l'enthalpie thermodynamique)

C_p le coefficient de chaleur massique à pression constante

σ_H le nombre de Prandtl pour la chaleur

L'équation de conservation de l'enthalpie est fermée par une loi mettant en relation l'enthalpie thermodynamique h avec la pression et la température, pour plus de détail voir CFX-F3D (1994)

Le modèle offre également la possibilité de résoudre une (ou plusieurs) équations de transport - diffusion pour des grandeurs scalaires passives ψ , vérifiant

$$\frac{\partial(\rho\psi)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\psi \cdot u_i - \Gamma \frac{\partial\psi}{\partial x_i}) = S \quad (7.5)$$

avec Γ le coefficient de diffusion et

S le terme source (resp. puits) pour la variable ψ

Différents modèles de turbulence sont également implémentés dans CFX-F3D, notamment le modèle de $k - \varepsilon$, voir Launder et Spalding (1972), dont les équations de conservation de l'énergie cinétique turbulente k et du taux de dissipation de l'énergie cinétique turbulente ε sont présentées ci-après :

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right] + P + G - \rho \varepsilon \quad (7.6)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \varepsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right] + c_1 \frac{\varepsilon}{k} (P + c_3 \max(G, 0)) - c_2 \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (7.7)$$

$$P = \mu_{\text{eff}} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \frac{\partial u_j}{\partial x_j} \left(\rho k + \mu_{\text{eff}} \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \right) \quad (7.8)$$

$$G = - \frac{\mu_{\text{eff}}}{\rho \sigma_T} \bar{g} \bar{\nabla} \rho \quad (7.9)$$

$$\mu_T = c_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (7.10)$$

Pour plus de détails quant aux possibilités et aux autres modèles disponibles dans CFX-F3D, le lecteur se référera au guide de l'utilisateur, CFX-F3D (1994).

7.3 Equations gouvernant la suspension

La suspension est traitée directement dans CFX-F3D par le Multi-Phase Flow code, qui est décrit par la suite.

La notion d'écoulement à plusieurs phases se réfère à la situation où plus d'un fluide possédant son propre champ d'écoulement est présent. La modélisation du transport solide peut se faire par deux méthodes :

1. l'approche des trajectoires discrètes par une description Lagrangienne, cette approche peut être effectuée dans CFX-F3D par le Lagrangian Particle Transport Model. L'application de ce modèle est limitée à un nombre raisonnable de particules ($<10^4$), autrement le calcul devient impraticable avec des temps de résolution et une taille mémoire requise invraisemblables. En utilisant plus de 1 Mio. de particules, la simulation devient incalculable même sur le Cray de l'EPFL. Cette approche est de ce fait uniquement utilisée pour la description de trajectoires d'un nombre restreint de particules. Pour un mélange avec un très grand nombre de particules, mais où l'influence d'une particule individuelle est négligeable, le modèle suivant plus approprié peut être utilisé ;
2. l'approche multi - fluides par une description continue Eulerienne, cette approche peut être effectuée dans CFX-F3D par son Multi-Phase Flow Model. La notion de phase s'étend au-delà des phases purement thermodynamiques, elle inclut les solides, les liquides et les gaz et tout mélange, réactif ou non.

L'approche multi - fluides ne doit pas être confondue avec l'approche multi - composantes où les espèces sont mélangées au niveau moléculaire et qui donne donc toujours un seul et unique champ d'écoulement. Dans le modèle multi - fluides, le mélange se fait à une échelle plus grande que le niveau moléculaire et il est possible de résoudre pour chaque phase son propre champ d'écoulement.

Même si les phases sont mélangées à une échelle plus grande que le niveau moléculaire, elles doivent aussi l'être à une échelle beaucoup plus petite que celle de la résolution numérique de la simulation (subgrid scale). Chaque phase est traitée comme distribuée de manière continue dans toute cellule de calcul (interpenetrating continuum), une concentration ou fraction volumique (volume fraction) lui est associée.

L'écoulement d'un grand nombre de particules dans un liquide est défini comme un écoulement à deux phases dispersées (disperse two phase flow) où

- le fluide est une phase liquide continue (liquid continuous) et
- les particules forment une phase solide dispersée (solid disperse).

Si le mélange se comporte comme un fluide individuel dans un autre fluide, et que l'écoulement des particules suit celui du mélange, un modèle de fluide homogène à deux phases (Homogeneous Two Phase Flow Model) peut être utilisé.

7.3.1 Formulation du modèle multi - phases dans CFX-F3D

Les N_p phases présentes dans l'écoulement portent les indices grecs α, β, γ , etc., leurs fractions volumiques sont désignées par r_α .

L'équation générale d'advection - diffusion pour des grandeurs scalaires ψ_α est :

$$\frac{\partial}{\partial t}(r_\alpha \rho_\alpha \psi_\alpha) + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[r_\alpha (\rho_\alpha \psi_\alpha \cdot u_{\alpha i} - \Gamma_\alpha \frac{\partial \psi_\alpha}{\partial x_i}) \right] = r_\alpha S_\alpha + \sum_{\beta=1}^{N_p} c_{\alpha\beta} (\psi_\beta - \psi_\alpha) + \sum_{\beta=1}^{N_p} (m_{\alpha\beta} \psi_\beta - m_{\beta\alpha} \psi_\alpha) \quad (7.11)$$

avec

Γ_α le coefficient de diffusion de la phase α ;

S_α le terme source (resp. puits) pour la variable ψ_α ;

le terme de la première somme $c_{\alpha\beta} (\psi_\beta - \psi_\alpha)$ décrit le transfert entre les phases, la somme des transferts sur toutes les phases étant nulle

le terme de la deuxième somme $(m_{\alpha\beta} \psi_\beta - m_{\beta\alpha} \psi_\alpha)$ apparaît uniquement si un transfert de masse a lieu entre deux phases, $m_{\alpha\beta}$ est le taux d'échange de masse par unité de volume de la phase β vers la phase α .

Dans les cas où le transfert et l'échange de masse entre les phases sont nuls, l'équation (7.11) devient:

$$\frac{\partial}{\partial t}(r_\alpha \rho_\alpha \psi_\alpha) + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[r_\alpha (\rho_\alpha \psi_\alpha \cdot u_{\alpha i} - \Gamma_\alpha \frac{\partial \psi_\alpha}{\partial x_i}) \right] = r_\alpha S_\alpha \quad (7.12)$$

Pour le modèle à deux phases homogènes α et β , les quantités transportées sont les mêmes pour chaque phase $\psi_\alpha (= \psi)$, cette équation se réduit en une seule équation de transport pour ψ :

$$\frac{\partial(\rho\psi)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho\psi \cdot u_i - \Gamma \frac{\partial \psi}{\partial x_i}) = S \quad (7.13)$$

avec

$$\rho = \sum_{\alpha} r_\alpha \rho_\alpha \quad u_i = \frac{1}{\rho} \left(\sum_{\alpha} r_\alpha \rho_\alpha u_i \right) \quad \Gamma = \sum_{\alpha} r_\alpha \Gamma_\alpha \quad (7.14)$$

Ceci est essentiellement une équation de transport à une seule phase avec densité et diffusion variables.

Les équations de Navier-Stokes restent applicables pour le modèle à deux phases homogènes, il suffit d'y ajouter les définitions de l'équation (7.14) et l'équation (7.15) ci-dessous pour le terme de viscosité dans l'équation de la conservation de la quantité de mouvement.

$$\mu = \sum_{\alpha}^{\beta} r_{\alpha} \mu_{\alpha} \quad (7.15)$$

7.3.2 Formulation du modèle à deux phases homogènes dans CFX-F3D

Appliqué au courant de turbidité, le mélange eau - sédiments est présent dans chaque cellule du domaine. A l'intérieur du courant de turbidité, la densité plus importante due au mélange détermine son mouvement selon les équations de Navier-Stokes. Il s'agit en fait d'une simplification des équations du mélange, qui ont comme but la détermination des champs de vitesses, des densités et des températures partielles. Le modèle utilisé n'a plus besoin de résoudre les équations de bilan des masses, d'énergies et de quantités de mouvement partielles, voir à ce sujet Müller (1973) et Soo (1990). Un seul champ de vitesses est calculé par la résolution des équations de Navier-Stokes d'un seul fluide.

Une seule fraction volumique significative demeure, la concentration en matière solide c_s , elle remplace le terme r_{β} . La concentration de l'eau comme fluide porteur c_e ($= r_{\alpha}$) s'additionne pour obtenir l'unité.

$$\rho = \sum_{\alpha}^{\beta} r_{\alpha} \rho_{\alpha} = c_s \rho_s + c_e \rho_s = c_s \rho_s + (1 - c_s) \rho_s \quad (7.16)$$

La présence des particules solides ne modifie pas la loi de comportement de l'eau comme fluide porteur, et la même loi de turbulence est utilisée dans tout le domaine de calcul. Un seul champ d'écoulement est calculé. Le modèle à deux phases homogènes admet la description de la suspension d'un courant de turbidité conservatif où l'échange entre les phases est nul. Il faut préciser ici que la phase 2 est composée des particules solides uniquement, ce qui ajoute de la densité au fluide porteur, c'est-à-dire l'eau ambiante comme phase 1.

La suspension est donc parfaite, aucune sédimentation n'a lieu. Pour combler cette lacune, l'utilisateur de CFX-F3D a la possibilité de programmer des sous-routines propres permettant d'effectuer à chaque itération un calcul de sédimentation, ce module est présenté au chapitre suivant.

7.4 Module de sédimentation

Les USER FORTRAN sous-routines qui effectuent les modifications apportées au code général ainsi que la partie du code modifiée par l'auteur y compris la description de leur contenu se trouvent à l'Annexe B.

Comme énoncé au début du chapitre, la sédimentation est traitée sous l'hypothèse d'une chute des particules correspondant à la loi de Stokes. Il s'agit donc de définir comment faire passer des particules d'une cellule de calcul à l'autre conformément à cette loi de sédimentation. Le résultat est une modification de la concentration volumique de la cellule en question et un changement de son comportement physique.

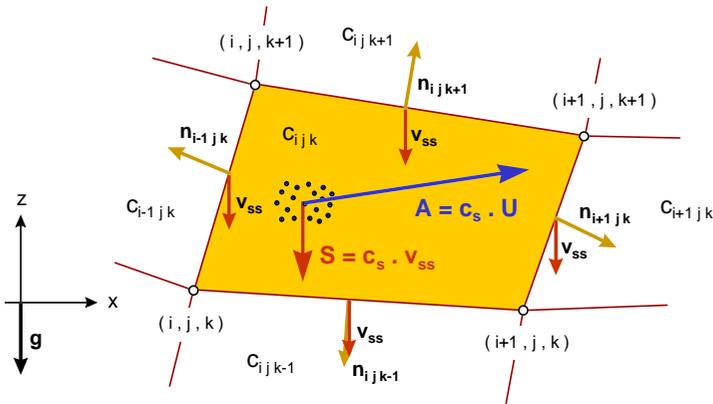


Figure 7.1: Schéma de principe (en 2D) du modèle de sédimentation, l'advection définie par le terme A est automatiquement effectuée dans le code CFX-F3D, la sédimentation définie par le terme S est traitée dans ce chapitre

Chaque cellule de calcul est délimitée par six faces p , à travers lesquelles les sédiments peuvent passer. Une face, désignée par l'indice p , est définie par son vecteur normal \mathbf{n}_p dirigé vers l'extérieur de la cellule. Ce vecteur normal \mathbf{n}_p caractérise l'orientation et par sa norme l'aire de la face correspondante. Le codage de la géométrie dans CFX-F3D définit le vecteur normal par face dans la direction des indices ijk croissants. Les vecteurs normaux montrent vers l'extérieur de la cellule uniquement sur les faces supérieures (high faces), c'est-à-dire dans la direction des indices ijk croissants. Il en est tenu compte dans le signe du flux calculé par le code en FORTRAN.

Les explications dans ce chapitre sont simplifiées en admettant que chaque vecteur normal sur les six faces montre toujours vers l'extérieur de la cellule en question.

Les particules se décantent dans la direction de la vitesse de chute, donnée par le vecteur \mathbf{v}_{ss} , admis constant dans la direction de la gravité $\mathbf{g} = (0, 0, -g)$ et calculé avec le diamètre moyen d_{50} des particules.

$$\mathbf{v}_{ss} = (0, 0, -v_{ss}) \text{ avec}$$

$$v_{ss} = g \frac{\rho_s - \rho_e}{\rho_e} \frac{1}{18\nu} d^2 \quad (7.17)$$

Le produit scalaire de \mathbf{n}_p et de \mathbf{v}_{ss} donne le taux de transfert de particules par face p et par unité de concentration. Ce terme est ensuite multiplié par la concentration c_s respective pour donner ainsi le flux F_p à travers chaque face p :

$$F_p = c_s (\mathbf{n}_p \cdot \mathbf{v}_{ss}) \quad (7.18)$$

La concentration à choisir est celle de la cellule intérieure si le produit scalaire $\mathbf{n}_p \cdot \mathbf{v}_{ss} > 0$, c'est-à-dire que \mathbf{v}_{ss} est dirigé vers l'extérieur, autrement la concentration de la cellule voisine est prise en compte.

La quantité de particules qui traverse chaque face par unité de temps est enregistrée temporairement dans la mémoire. Les flux à travers chaque face à l'intérieur du domaine sont ainsi connus.

7.5 Modèle pour l'interaction courant – dépôts

L'interaction courant - sol est traitée de façon analogue à la sédimentation. Le modèle utilisé, déjà décrit dans la bibliographie, est celui des quatre équations (four-equation model) de Parker et al. (1986 et 1987). L'idée est reprise ici et la définition du coefficient d'entraînement de sédiments, E_s pour le modèle numérique est spécifiée. Pour commencer, un bref rappel est donné.

Le coefficient d'entraînement de sédiments du fond du lit, E_s , est défini comme suit :

$$\left(\overline{c'_s w'} \right)_{z=b} = E_s v_{ss} = \text{Erosion} \quad (7.19)$$

Il exprime la proportionnalité entre le terme d'entraînement du flux de Reynolds de la phase solide et la vitesse de sédimentation v_{ss} , et représente l'érosion des sédiments. De même, on a la relation :

$$\left(v_{ss} c_s \right)_{z=b} = c_b v_{ss} = \text{Déposition} \quad (7.20)$$

qui exprime la déposition des sédiments en fonction de la vitesse de sédimentation v_{ss} , et d'une concentration de référence, c_b . Cette concentration de référence est maintenant prise égale à la concentration locale dans la cellule du fond ($k = 1$).

$$c_b = c_s (k = 1) \quad (7.21)$$

Avec les deux équations d'érosion et de déposition, le terme d'entraînement de sédiments :

$$v_{ss}(E_s - c_b) = \text{Erosion} - \text{Déposition} \quad (7.22)$$

donne la quantité de matière solide passant par l'interface entre la couche de dépôt et le courant. Il s'agit maintenant de définir comment faire passer des particules d'une cellule de calcul au fond ($k = 1$) vers la cellule de bord par déposition et inversement par érosion de particules du fond de la retenue.

Le coefficient d'entraînement de sédiments du fond du lit, E_s , est calculé en trois étapes par les relations de Parker et al. (1986 et 1987) :

- détermination de la vitesse de frottement sur le fond, u_b exprimée en fonction de l'énergie turbulente, k d'un écoulement turbulent entièrement développé, valeur fournie directement par le modèle de turbulence $k-\epsilon$ du code CFX-F3D

$$u_b^2 = \alpha k \quad (7.23)$$

où la valeur du coefficient α peut être admise constante et est fixée à $\alpha = 0.1$, voir Parker et al. (1986)

- calcul de la valeur de ζ selon la formulation de Parker et al. (1987) avec les valeurs du nombre de Reynolds des particules, Re_p et de la vitesse de chute des particules, v_{ss} déjà calculées

$$\zeta = \frac{u_b}{v_{ss}} Re_p^{0.75} \quad (7.24)$$

- définition du coefficient d'entraînement de sédiments du fond du lit, E_s , selon une formulation mixte de Parker (1987) et Akiyama (1985) qui borne la valeur de E_s à zéro au-dessous d'une valeur critique ζ_c

$$E_s = \begin{cases} \frac{3 \times 10^{-11} \zeta^7}{1 + 10^{-10} \zeta^7} & \zeta > \zeta_c \\ 0.0 & \zeta \leq \zeta_c \end{cases} \quad (7.25)$$

où l'approximation de la valeur critique proposée par Akiyama et al. (1985) est prise en compte, $\zeta_c \approx 5$.

Il faut préciser ici que cette valeur est originalement donnée pour un coefficient ζ , qui diffère de celui utilisé d'un facteur $\mathbf{Re}_p^{0.25}$, voir équation (2.38). Ce facteur vaut environ 1.0 ± 0.3 pour la gamme des diamètres moyens d_{50} des particules rencontrées entre 0.02 et 1.00 mm.

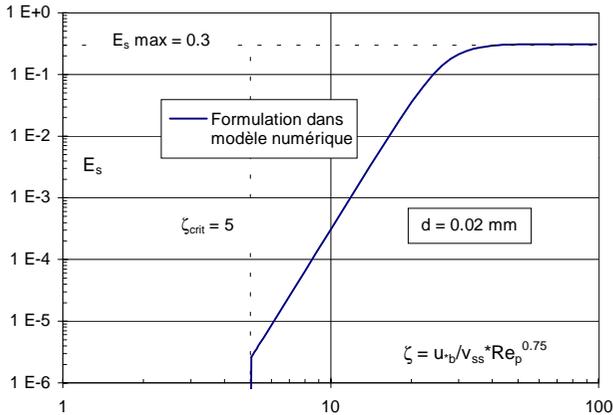


Figure 7.2: Formulation utilisée dans le modèle d'érosion numérique du coefficient d'entraînement de sédiments du fond du lit, E_s , lié au nombre de Reynolds des particules, \mathbf{Re}_p , à la vitesse de frottement sur le fond, u_{tb} et à la vitesse de chute des particules, v_{ss}

En appliquant l'équation (2.39) au lieu de l'équation (7.23), la valeur critique, $\zeta_c \approx 5$ provoque l'entraînement de sédiments à partir d'une vitesse moyenne de l'écoulement d'environ $v_c \approx 6 \text{ cm/s}$ pour $d_{50} = 0.02 \text{ mm}$ et $v_c \approx 25 \text{ cm/s}$ pour $d_{50} = 0.1 \text{ mm}$. Ces valeurs qui donnent une excellente corrélation avec les résultats issus d'une étude faite à l'EPFL par Sinniger et De Cesare (1996) sur l'érosion dans des galeries de vidange.

Afin de fournir un code général, le calcul de la vitesse de frottement sur le fond u_{tb} peut aussi s'effectuer en tenant compte de l'énergie cinétique moyenne, un coefficient de frottement f au lieu du coefficient α doit alors être précisé, voir l'équation (2.39). La suite du calcul reste la même.

Le principe de fonctionnement du modèle d'érosion et de déposition est illustré à la Figure 7.3.

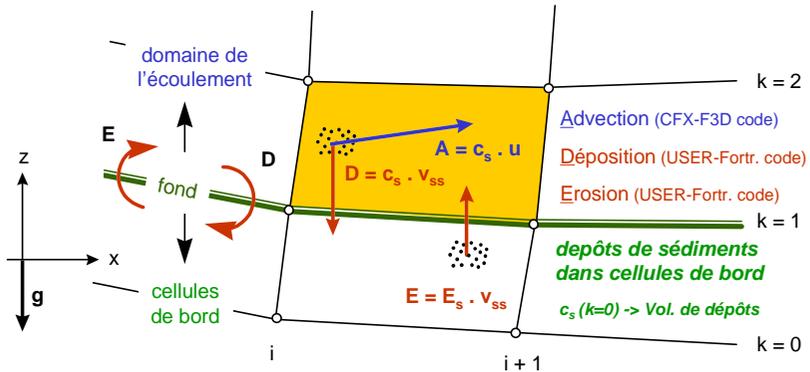


Figure 7.3: Schéma de principe (en 2D) du modèle d'entraînement et de déposition sur la première rangée de cellules, l'advection définie par le terme A est automatiquement effectuée dans le code CFX-F3D, la déposition D est définie de la même façon que la sédimentation S du chapitre précédent, l'érosion E est traité dans ce chapitre

Le mouvement du courant de turbidité a lieu dans les cellules du domaine de l'écoulement, l'interaction avec les dépôts se fait à travers l'interface entre le domaine de calcul et les cellules de bord, interface qui définit le fond de la retenue. Cette interface porte le nom de SEDIDEP et doit être précisée dans la géométrie du domaine.

Les cellules de bord (dummy boundary cells) se situent en dehors du domaine de l'écoulement, elles servent essentiellement à garder l'information des conditions de bords pour tous les paramètres de calcul. Les cellules de bord permettent ainsi la gestion des dépôts constitués avant le passage du courant et la modification de ces derniers pendant la simulation. A chaque pas de temps, les dépôts se voient additionnés ou soustraits de matériel granulaire, leur évolution est stockée dans un fichier de sortie.

Trois modèles d'interaction entre l'écoulement et le fond sont disponibles, les particules peuvent :

1. rester toujours dans la première cellule ($k = 1$), aucun transfert vers les cellules de bord n'est possible, le flux à travers le fond est toujours nul, et la matière solide reste directement disponible pour le transport (\rightarrow **non transmissible boundary layer model**). Ce modèle est applicable pour des écoulements sur fond fixe où une couche sur le fond très chargée en matière solide reste toujours en mouvement;

2. traverser librement l'interface entre le domaine de calcul et les cellules de bord vers l'extérieur uniquement, le flux D est connu à chaque pas de temps, mais la matière solide est perdue pour le transport (\rightarrow **outflux transmissible boundary layer model**). Ce modèle est applicable dans tous les cas où aucun entraînement n'a lieu et où l'on s'intéresse essentiellement à la déposition;
3. traverser librement le fond dans les deux sens, la somme des flux $(-E+D)$ est connue à chaque pas de temps et la matière solide reste disponible pour le transport à travers l'entraînement qui fait passer les particules des dépôts vers l'écoulement (\rightarrow **fully transmissible boundary layer model**). Ce modèle est applicable dans les cas où il y a déposition et érosion, il permet en plus d'effectuer un bilan sur la quantité de matière au fond. Comme énoncé précédemment, le calcul du flux d'érosion dans la cellule du fond à travers le coefficient d'entraînement E_s peut se faire par deux formulations de la vitesse de frottement sur le fond u_{*b} . Elles sont dénommées 3.1, resp. 3.2 dans le code FORTRAN.

C'est essentiellement le troisième modèle qui sera utilisé. Pour des cas spécifiques, les deux autres modèles plus simples (et donc plus rapides en temps de calcul) peuvent être appliqués. Pour des courants de turbidité principalement dépositifs ($D \gg E$), le modèle 2 est tout à fait applicable.

Le résultat est une modification de la concentration volumique de la cellule de fond avec un changement de son comportement physique. La cellule de bord ne subit aucun mouvement physique. Le contenu de cette dernière permet d'estimer le changement de la profondeur des dépôts pendant une simulation, connaissant la concentration solide des alluvions.

7.5.1 Déposition

Les principes de calcul sont identiques à ceux du modèle de sédimentation.

Chaque couple de cellules de fond et de bord a une interface commune, à travers laquelle les sédiments peuvent passer. Cette interface est définie par son vecteur normal \mathbf{n} ($= n_i$) montrant la cellule de bord pour conserver la définition de la sédimentation, les calculs s'effectuent dans la cellule du fond ($k=1$) uniquement. Il faut à nouveau préciser que le vecteur normal montre vers l'extérieur de la cellule uniquement s'il est rattaché à une face supérieure (high face). Comme le fond peut, dans un codage général, se trouver soit sur une face inférieure (low face), soit sur une face supérieure (high face), le flux dans le code en FORTRAN en sera de signe différent et le programme en tient compte.

La quantité de particules qui se déposent dans la direction de la vitesse de chute à travers l'interface fond, désignée par l'indice pf , a déjà été calculée dans le module de sédimentation. Cette valeur est reprise dans ce module et redéfinie comme le taux de déposition des particules D ($= S$ pour $k=1$; \rightarrow **OUTFLUX**).

$$D = F_{pf (k=1)} = OF_{pf} = c_s (\mathbf{n}_{pf} \bullet \mathbf{v}_{ss}) = \text{Déposition} \quad (7.26)$$

7.5.2 Erosion

Les particules sont entraînées par l'écoulement dans la direction opposée de la vitesse de chute. Le produit scalaire de \mathbf{n}_{pf} et de \mathbf{v}_{ss} multiplié par le coefficient d'entraînement des sédiments, E_s donne le taux d'érosion E des dépôts (\rightarrow **INFLUX**).

$$E = IF_{pf (k=1)} = E_s (\mathbf{n}_{pf} \bullet \mathbf{v}_{ss}) = \text{Erosion} \quad (7.27)$$

7.5.3 Bilan au fond

Le bilan des échanges au niveau du fond F s'écrit :

$$F_{pf} = \text{Erosion} - \text{Déposition} \quad (\mathbf{BDFLUX} = \mathbf{INFLUX} - \mathbf{OUTFLUX}) \quad (7.28)$$

A ce niveau un test est effectué pour vérifier si le matériel disponible dans les dépôts suffit à satisfaire le flux F_{pf} . La quantité de matériaux échangés par pas de temps ($F_{pf} \bullet \Delta t$) est comparée au volume de dépôt disponible dans la cellule de bord. S'il est suffisant, l'échange peut avoir lieu librement, autrement tout le dépôt est enlevé et le flux au niveau du fond F_{pf} est remplacé par le flux maximal correspondant au volume de sédiments disponibles dans la cellule de bord.

La valeur du flux au niveau du fond F_{pf} est par la suite introduite dans la mémoire à la place du flux de sédimentation F_p pour la face inférieure des cellules de fond ($k = 1$).

7.6 Combinaison des modules supplémentaires

Chaque face (p) d'une cellule (ijk) possède maintenant un flux déterminant $F_p = F_{ijkp}$ et à chaque pas de temps, la quantité de matériaux échangés $F = F_{ijk}$ est calculé pour chaque cellule:

$$F = F_{ijk} = \sum_{p=1}^6 F_{ijkp} \quad (7.29)$$

elle est ensuite additionnée (flux négatif ou positif) au volume de solides, $V_s = Vs_{ijk}$ dans la cellule:

$$Vs(t + \Delta t) = Vs(t) + F(t) \cdot \Delta t \quad (7.30)$$

La concentration volumique $c_s = c_{s\ ijk}$ est recalculée en divisant le nouveau volume de sédiments par le volume total de la cellule ijk , $V = V_{ijk}$:

$$c_s(t + \Delta t) = Vs(t + \Delta t) / V \quad (7.31)$$

La nouvelle concentration est ensuite injectée dans l'équation de transport à une seule phase avec densité et diffusion variables en gardant la somme des concentrations égale à l'unité.

7.7 Caractéristiques de CFX-F3D

Les caractéristiques du modèle numérique CFX-F3D sont brièvement présentées ci-après. Pour plus de précisions, on se référera au manuel de l'utilisateur.

7.7.1 Discrétisation, maillage

Les équations discrétisées sont résolues par une approche en volumes finis. Le domaine physique est constitué d'éléments de volumes. Les équations sont résolues de manière à garantir la conservation des flux des variables physiques qui sont toutes définies au centre des volumes de contrôle (collocated grid).

Tous les termes sont discrétisés dans l'espace en utilisant des différences centrées du deuxième ordre, sauf le terme de transport. Pour ce dernier, différents schémas d'advection sont à disposition. Dans le présent travail pour la modélisation de deux phases, essentiellement les schémas d'advection suivants ont été utilisés :

- upwind, premier ordre,
- différences centrées, et
- mixte avec un schéma aux différences centrées et un schéma upwind.

Le couplage entre la pression et la vitesse est assuré par l'algorithme itératif SIMPLE, voir Van Doormal et Raithby (1984).

Afin d'éviter les oscillations entre la pression et la vitesse, la méthode de Rhie et Chow (1993) est utilisée pour interpoler les composantes normales des vitesses aux faces des volumes de contrôle.

Pour un problème tridimensionnel, il faut définir un domaine de calcul constitué de volumes de contrôle. Le maillage physique est fait d'éléments de taille irrégulière dans les directions x , y et z . Dans chaque direction, la grille peut être déformée de manière à s'adapter à une surface quelconque (body fitted grid). Une représentation d'un tel maillage est donnée à la Figure 7.4.

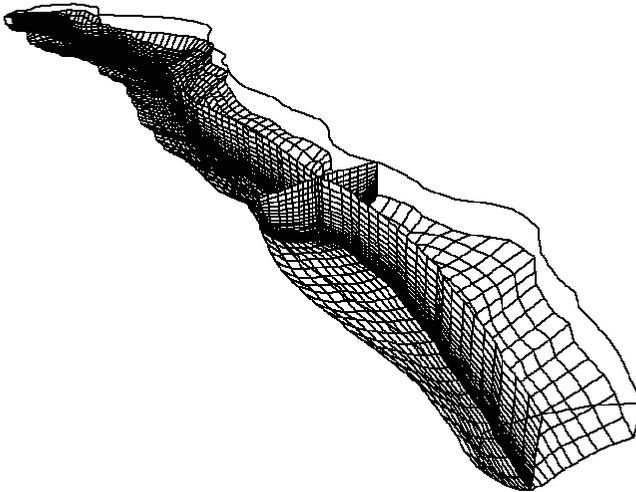


Figure 7.4: Maillage type pour la simulation tridimensionnelle des écoulements dans la retenue de Luzzone, dimension $100 \times 20 \times 18 = 36'000$ cellules, un profil en long du talweg, un profil en travers et le maillage au fond sont représentés

Pour la résolution des équations, le maillage physique est transformé en un maillage orthogonal, appelé maillage de calcul, dans lequel le calcul est effectué. Une transformation inverse permet d'obtenir la solution sur le maillage physique à la fin du calcul.

Dans le présent travail, le calcul se fait à maillage immobile, aucune modification des coordonnées du domaine physique (fond, berges, plan d'eau) n'est introduite durant le calcul.

7.7.2 Conditions de bord

Les conditions de bord utilisées dans les simulations pour les variables de vitesse, de température et de pression sont brièvement présentées dans le Tableau 7.1.

Le fond de l'eau est traité comme une surface avec condition d'adhérence. Des conditions de type Dirichlet, c'est-à-dire que la valeur de la variable en question est spécifiée, sont appliquées sur le bord d'entrée (affluents) ainsi qu'aux exutoires contrôlés du domaine tels la prise d'eau et la vidange de fond.

Afin de pouvoir garantir la continuité à niveau d'eau constant lorsque aucun organe de vidange n'est ouvert, une sortie par trop-plein artificiel sur la dernière rangée de cellules du bord aval (barrage) s'effectue. Ce bord a une longueur physique d'environ

300 m, la hauteur des cellules de bord est de l'ordre de 10 m. Les vitesses de sortie sont faibles (< 5 cm/s) et l'écoulement ainsi créé négligeable par rapport au courant de turbidité au fond de la retenue.

définition et noms F3D variable	fond du lac	affluent	vidange	trop-plein	surface d'eau
	wall	inlet	inlet (negatif) ou mass flow boundary	mass flow boundary	symmetry plane
vitesse (débit)	adhérence	Dirichlet	Dirichlet ou Neumann	Neumann	glissement libre
fraction volumique (concentration)	extrapolée par l'amont	Dirichlet	extrapolée par l'amont	extrapolée par l'amont	-
température	-	Dirichlet	extrapolée par l'amont	extrapolée par l'amont	-
pression	-	extrapolée par l'aval	extrapolée par l'amont	extrapolée par l'amont	atmosphère

Tableau 7.1: Types de conditions de bord utilisées aux différentes limites du domaine de calcul

Pour le bord de sortie par trop-plein, des conditions de bord de type von Neumann sont appliquées, la variation de la valeur de la variable en question est donc spécifiée. Ceci revient à faire l'hypothèse que l'on est en présence d'un écoulement complètement développé au bord de sortie.

Un exutoire contrôlé du domaine, une vidange de fond ou une prise d'eau par exemple, peut être défini par des conditions de bord de type Dirichlet ou von Neumann. Pour davantage de précisions, on se référera au manuel de l'utilisateur de CFX-F3D (1994).

8 VALIDATION DU CODE NUMERIQUE

8.1 Modélisation numérique des essais de laboratoire

La première application du code numérique a été orientée sur la simulation des écoulements observés dans le modèle physique. Les trois essais considérés comme déterminants, chacun avec une disposition des sondes UVP différente, ont été simulés numériquement, voir Tableau 8.1.

Essai No	Disposition des sondes	Éléments analysés
2	verticale ①	profils verticaux de vitesses
5	frontale ②	profils frontaux de vitesses
7	cadre ③	champs de vitesses 2D, limites du courant

Tableau 8.1: Essais physiques retenus pour la simulation numérique et liste des éléments analysés

Les dimensions hors tout du demi - bassin symétrique sont 3.00 x 0.75 x 0.65 m, découpé en $20 \times 15 \times 15 = 4'500$ cellules formant le maillage. Il a été choisi irrégulier, concentré à la sortie du courant avec 5×5 cellules formant la vanne ouverte, le tout s'élargit vers l'aval et vers la surface du bassin pour y devenir uniforme, voir Figure 8.1.

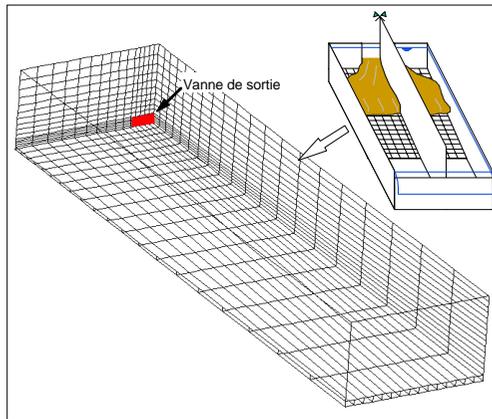


Figure 8.1: Maillage utilisé pour la simulation de courants de turbidité dans le modèle physique, plan de symétrie à droite, sortie du courant dans l'angle

Le plan de symétrie du modèle est traité de façon à avoir uniquement des vitesses parallèles, donc parfaitement dans l'axe, la surface de l'eau est modélisée de la même façon. La vitesse au fond et aux parois est mise à zéro par la condition d'adhérence. Comme la région avec distribution logarithmique tout près du fond a des dimensions faibles, quelques millimètres uniquement, le calcul numérique n'en tient pas compte.

La sédimentation est traitée de façon à ce que les particules restent toujours en suspension dans le courant de turbidité, aucun transfert vers les cellules de bord est possible, le flux à travers le fond est toujours nul, et la matière solide reste directement disponible pour le transport (→ non transmissible boundary layer model). Ce modèle est applicable pour des écoulements sur fond fixe. Les expériences faites montrent que les sédiments utilisés restent en majeure partie en suspension pendant toute la durée d'un essai, aucune sédimentation n'a donc été calculée.

Les conditions de simulation de l'essai N° 7 sont récapitulées dans le Tableau 8.2.

modèle de turbulence		$k - \epsilon$
schéma d'advection phases 1 et 2	vitesse pression concentration	hybride upwind et différences centrées différences centrées upwind
type de condition de bord :	entrée par vanne sortie par trop-plein fond / murs surface / symétrie	inlet outlet wall (adhérence) symmetry plane
facteurs de relaxation phases 1 et 2	vitesse pression concentration	0.65 1.00 0.65
pas de temps		1 s
nombre de pas de temps		60
concentration volumique		0.0036 -
température du courant		290 K
vitesse		0.10 m/s
ouverture de la vanne hauteur x largeur		0.05 x 0.125 m

Tableau 8.2: Conditions de simulation utilisées pour un cas d'écoulement de turbidité dans le modèle physique, essai N° 7

Les paramètres des autres essais ne diffèrent qu'en ce qui concerne les valeurs de vitesse et de concentration initiale et éventuellement de la durée de simulation.

Le seul modèle de turbulence disponible pour des écoulements à deux phases homogènes est celui de $k - \epsilon$.

Comme un seul champ de vitesses est calculé pour les deux phases, les schémas d'advection et les facteurs de relaxation pour la vitesse, la pression et la concentration volumique sont les mêmes pour les deux phases. Le pas de temps a été choisi à une seconde. Ainsi soixante à quatre-vingt dix secondes, suivant la vitesse initiale, ont permis la simulation du courant dans sa phase divergente jusqu'au stade d'un écoulement quasi uniforme sur toute la largeur du bassin.

Le fichier de commande de CFX-F3D permet de définir les conditions de base de la simulation, telles que :

- le type d'écoulement et le nombre de phases (>>OPTIONS),
- leurs caractéristiques physiques (>>PHYSICAL PROPERTIES),
- le pas de temps et le nombre de pas de temps (>>TRANSIENT PARAMETERS),
- la description des phases et du modèle multi-phases utilisé (>> MULTIPHASE PARAMETERS),
- les conditions aux limites, c'est-à-dire les vitesses et les concentrations initiales (>>MODEL BOUNDARY CONDITIONS),
- la spécification de résolution numérique (>>SOLVER DATA),
- les options de rendu des résultats (>>OUTPUT OPTIONS),
- etc.

La géométrie du domaine de calcul, son maillage et la définition des bords sont tous introduits dans un fichier créé à l'avance à l'aide d'un pre-processeur. (>>INPUT TOPOLOGY, >>INPUT GRID).

L'initialisation du champ de concentration, la définition des modules de sédimentation et d'entraînement, la définition supplémentaire de quelques grandeurs physiques comme le diamètre moyen des particules, et la gestion de la mémoire se fait à travers des routines en FORTRAN (>>USER FORTRAN). La Figure 8.2 donne un extrait partiel du fichier de commande pour CFX-F3D pour la simulation de l'essai N° 7.

```

/*****
/* Fichier de commande pour CFX-FLOW3D, version 4.1
/*
/* Simulation de courants de densite dans un model physique
/* Single Block, 20 x 15 x 15 = 4500 cells
/* Avec grille plus fine a la sortie, 5 x 5
/* Model symetrique
/* Simulation de l'essai n° 7, J=1%, T=17°C -> 290 K
/* Conc. 10 g/l -> 3.6 ml/l de particules solides a 2750 g/l
/*
/* 2-phase homogeneous model in CFX-FLOW3D
/*****
>>CFXF3D
>>OPTIONS
    TURBULENT FLOW
    NUMBER OF PHASES 2
    BUOYANT FLOW
    TRANSIENT FLOW
    END
>>MODEL DATA
>>PHYSICAL PROPERTIES
>>STANDARD FLUID
    PHASE NAME 'PHASE1'
    FLUID 'WATER'
    STANDARD FLUID REFERENCE TEMPERATURE 290.0
    END
>>FLUID PARAMETERS
    PHASE NAME 'PHASE2' /* OPALITE EN SUSPENSION */
    DENSITY 2.750E3
    VISCOSITY 1.0E-3
    END
>>TRANSIENT PARAMETERS
>>FIXED TIME STEPPING
    TIME STEPS 60 * 1.0
    END
>>MULTIPHASE PARAMETERS
>> PHASE DESCRIPTION
    PHASE NAME 'PHASE1'
    LIQUID
    CONTINUOUS
    PHASE NAME 'PHASE2'
    SOLID
    DISPERSE
    END
>> MULTIPHASE MODELS
>> MOMENTUM
    HOMOGENEOUS
    END
>> TURBULENCE
    HOMOGENEOUS
    END
>>MODEL BOUNDARY CONDITIONS
>>SET VARIABLES
    PATCH NAME 'SORTIE' /* VITESSE INITIALE */
    PHASE NAME 'PHASE1'
    U VELOCITY 0.10
    VOLUME FRACTION 0.9964
    END
>>SET VARIABLES
    PATCH NAME 'SORTIE' /* MEME VITESSE INITIALE POUR PARTICLULES */
    PHASE NAME 'PHASE2'
    U VELOCITY 0.10
    VOLUME FRACTION 0.0036 /* CORRESPOND A 3.6 ML/L DE PARTICULES SOLIDES */
    END
:

```

Figure 8.2: Extrait partiel du fichier de commande CFX-F3D, sans USER FORTRAN, GEOMETRY INPUT, GRID INPUT et OUTPUT OPTIONS

Le résultat direct de la simulation est donné dans deux fichiers :

- un fichier résultat en format texte (OUTPUT file, extension .out) contenant les conditions initiales, l'historique du calcul en un point choisi (Monitoring Point) ainsi que les variables de calcul sélectionnées aux pas de temps et aux endroits voulus,
- un fichier en format binaire ou texte (DUMP file, extension .dmp) avec le même contenu en variables physiques, mais sous format comprimé, essentiellement destiné au traitement graphique des résultats.

Au dernier pas de temps, toutes les variables dans tous les nœuds sont écrites, ceci afin de permettre l'utilisation du dump file pour redémarrer un calcul au dernier pas de temps de la simulation précédente (>>INPUT FROM FILE - READ DUMP FILE).

L'analyse d'une simulation est essentiellement graphique vu le grand nombre de valeurs disponibles. L'extraction de valeurs ponctuelles se fait pour avoir des valeurs précises sur un axe ou un plan donné afin de pouvoir les comparer aux valeurs de mesure ou de la littérature. La Figure 8.3 donne graphiquement les résultats de la simulation numérique pour l'écoulement dans le modèle physique. Les options graphiques les plus couramment utilisées sont les isolignes, les isosurfaces de concentration ou autre variable, et les champs de vecteurs vitesses. Ils permettent de visualiser l'énorme quantité de résultats disponibles.

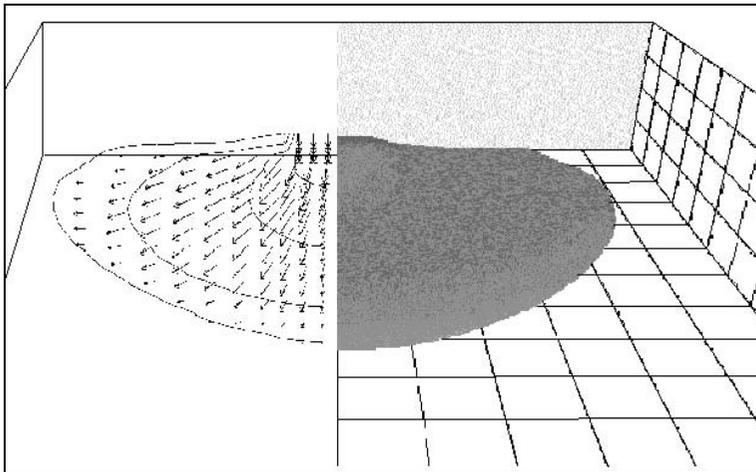


Figure 8.3: Résultats de la simulation numérique, essai N° 5, voir aussi Figure 6.7
à gauche : isolignes de concentration et champ de vitesse
à droite : isosurface de concentration correspondant à la surface du courant

8.1.1 Profil vertical de vitesses

Les profils de vitesses mesurés sur le modèle physique ont été comparés à la distribution théorique proposée au chapitre 2. Cette comparaison est illustrée à la Figure 8.4, qui montre les valeurs calculées à 8 distances différentes de la vanne superposées à une distribution théorique.

Deux remarques doivent être faites :

- par rapport aux mesures dans le modèle physique avec des sondes à ultrason, beaucoup moins de points sont calculés, il y a environ dix fois plus de points mesurés que calculés, voir Figure 6.9,
- la vitesse maximale qui délimite les deux zones distinctes du courant est atteinte sur la première ou la deuxième rangée de cellules du maillage numérique. La région pariétale du courant avec sa distribution logarithmique est relativement petite, quelques millimètres uniquement. Et ce n'est qu'au tout début qu'elle est visible dans le calcul numérique, vu que la résolution du maillage numérique est de l'ordre du centimètre.

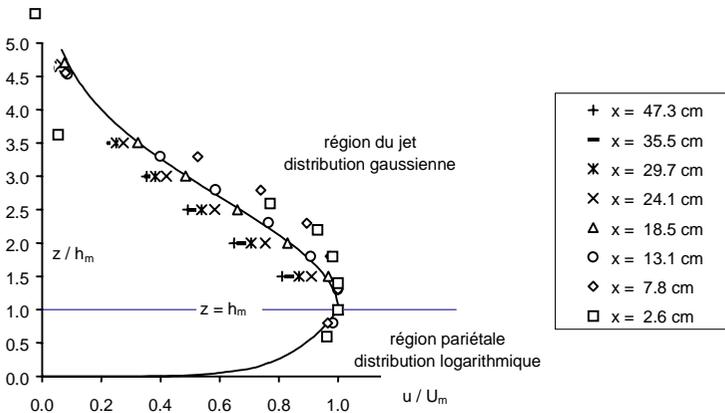


Figure 8.4: Comparaison entre les profils verticaux adimensionnels de vitesses du courant dans le modèle physique et celui simulé numériquement, essai N° 2, à 8 différentes distances de la vanne

8.1.2 Profil frontal de vitesses - avancement du courant

L'avancement du courant est un des résultats le plus intéressant pour l'exploitation pratique des essais et du calcul. Sa connaissance permet par exemple d'estimer le temps d'arrivée d'un courant de turbidité aux organes de vidange et de prise d'eau.

La Figure 8.5 présente la distribution de vitesses à l'intérieur du courant et la limite du front de celui-ci.

La résolution du maillage numérique étant de l'ordre de plusieurs centimètres dans l'axe, le modèle de turbulence $k-\varepsilon$ utilisé semble être trop diffusif avec le maillage choisi et ne permet donc pas de capter les turbulences à l'intérieur et en surface du courant de turbidité. L'interface et la distribution de vitesses y seront toujours lisses. Les mesures dans le modèle physique par contre permettent de saisir partiellement la turbulence dans l'écoulement aussi bien dans l'espace que dans le temps. La confrontation des résultats de mesure et de calcul montre bien ce fait.

A la sortie de la vanne, le courant est parfaitement uniforme dans la direction de l'axe. A cet endroit même, le modèle numérique ne semble pas être en mesure de simuler correctement les premiers centimètres. La mesure montre toujours des vitesses plus élevées juste après la sortie de la vanne pour ensuite rejoindre la distribution issue de la simulation.

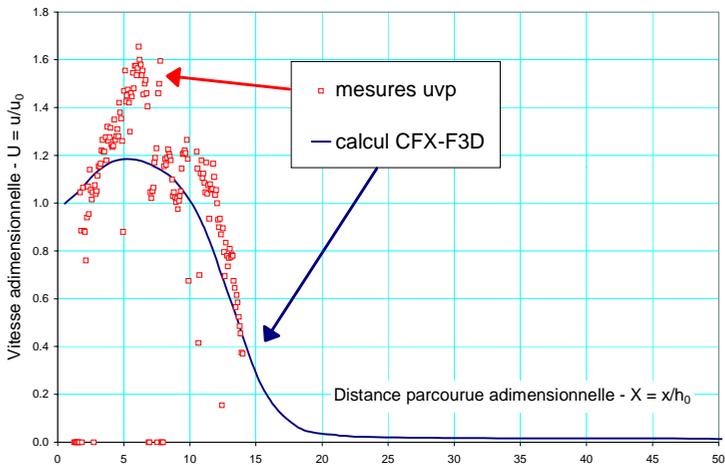


Figure 8.5: Comparaison entre les profils frontaux de vitesses du courant dans le modèle physique et celui simulé numériquement, essai N° 5, 15 s après ouverture de la vanne, profils rendus adimensionnels par la hauteur et la vitesse initiale du courant h_0 , resp, u_0

8.1.3 Champ de vitesses et limites du courant

La Figure 8.6 montre le champ de vitesses mesuré par UVP entre 5 et 20 secondes après le début de l'essai et les dimensions du courant calculé.

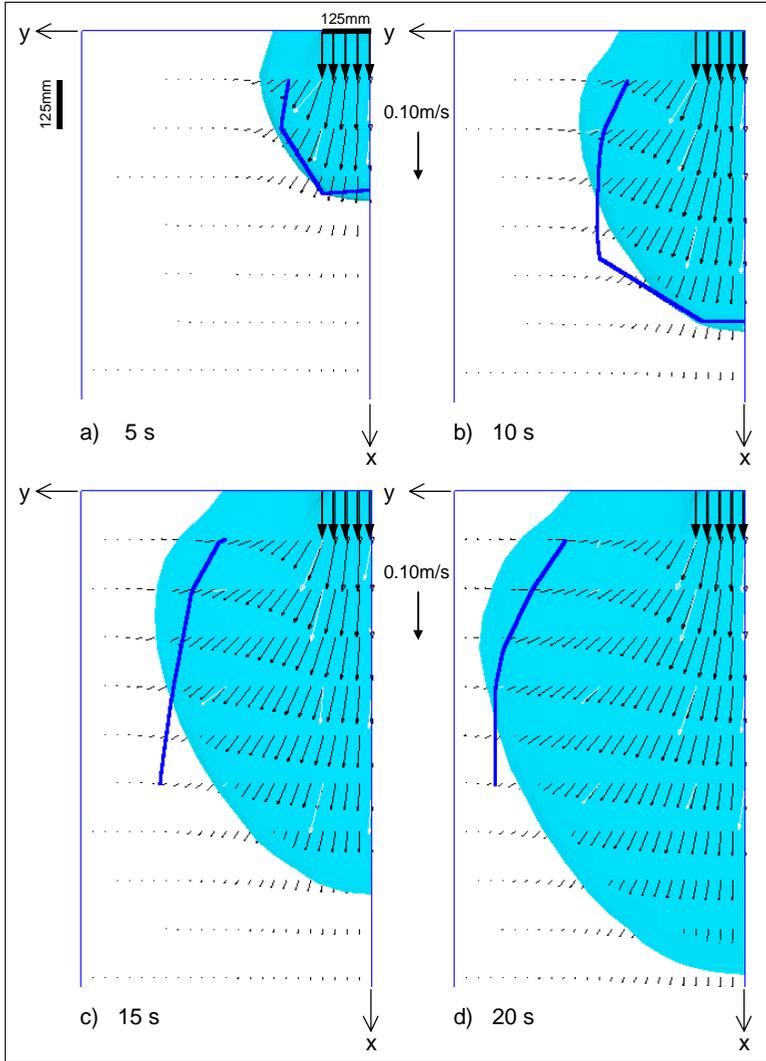


Figure 8.6: Comparaison entre les champs de vitesses 2D à 12 mm du fond et dimensions du courant, x est l'axe de symétrie du bassin, essai N° 7
modèle physique : vecteurs vitesse en blanc, limite du courant en ligne continue
simulation numérique : vecteurs vitesse en noir, étendue du courant tramée

Les images montrent la bonne correspondance entre les mesures et les calculs. L'orientation des vecteurs vitesse du courant correspond bien, les valeurs mesurées sont légèrement plus élevées que celles calculées.

Du fait que l'interface courant - eau stagnante fluctue beaucoup au cours d'un essai, il n'est jamais aussi lisse que le laisse penser l'image de la simulation numérique.

La limite mesurée dans le modèle est déformée par rapport aux dimensions réelles et calculées. Ceci est essentiellement lié au temps nécessaire pour balayer tout le courant en mouvement avec les sondes à ultrasons. Les mesures débutent aux deux extrémités du cadre de mesure 4x4, sondes s1 et ensuite s2, pour finir dans l'angle, sonde s8, environ 1½ seconde plus tard. Pendant ce temps, le courant avance et la limite du courant ainsi déterminée n'a pas été atteinte exactement en même temps, voir Figure 8.7.

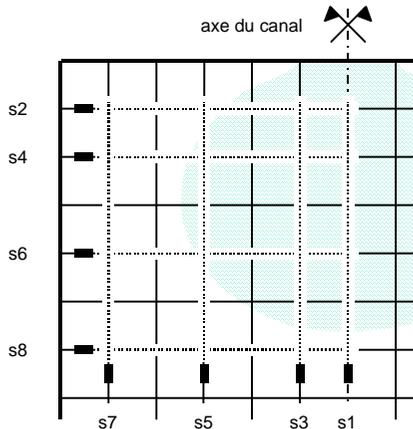


Figure 8.7: Méthode de balayage des sondes UVP positionnées en cadre 4x4, les mesures débutent sur l'axe du canal, sonde s1, pour finir dans l'angle, sonde s8

8.2 Modélisation des phénomènes observés in situ

Comme aucun événement significatif disposant de mesures des conditions d'entrée n'a eu lieu pendant la campagne de mesures in situ de 1995, et que les résultats n'étaient pas encore entièrement disponibles au moment du calcul, la simulation d'un cas réel s'est faite avec des données issues de la campagne 1992, réalisée avant le début de la thèse. En fait, au moins deux événements intéressants ont été enregistrés, avec des pointes de vitesse du courant allant jusqu'à 63 cm/s. Pour plus de détails, voir Sinniger et al. (1994).

Les deux stations de mesure se trouvaient dans la partie basse du lac, la simulation ne s'est par conséquent effectuée que sur environ 1.5 km à l'amont du barrage et non pas sur la totalité du bassin. La géométrie du fond du lac a été dans un premier temps approchée par des profils en travers trapézoïdaux issus de mesures bathymétriques. Les dimensions hors tout du domaine modélisé sont 1470 x 580 x 144 m, le maillage est de $50 \times 10 \times 20 = 10'000$ cellules.

Les conditions aux limites ne correspondent pas à l'affluent, mais aux valeurs mesurées à la station amont des courantomètres. La vitesse a été choisie constante sur une hauteur du courant estimée à environ 10 m, ce qui n'introduit pas une grande distorsion car la distribution de vitesse type d'un courant de turbidité s'établit assez rapidement après le point d'insertion. Cette vitesse est gardée constante sur toute la durée de la simulation. La valeur moyenne des vitesses maximales enregistrées par les deux instruments à 2 et 6 m, $u = 51$ cm/s a été introduite dans la simulation. Le début du calcul a été choisi au milieu de l'intervalle de 30 minutes, comme il ne s'agit pas des vitesses ponctuelles mesurées, mais des valeurs moyennes de la période précédente de 30 minutes.

La cote du lac a été choisie au niveau fourni par les OFIBLE pour la date de l'événement, soit 7 m en dessous du niveau normal d'exploitation.

La charge en suspension du courant étant a priori inconnue, elle a été estimée en fonction des caractéristiques du courant de turbidité enregistré. Une concentration de 12 g/l a été admise et introduite dans le calcul comme fraction volumique $c_s = 4$ ml/l = 0.4 %.

Les températures du lac et du courant correspondent à celles enregistrées pendant l'événement. La différence de température de 1.5°C est toutefois faible, son effet (-0.1 g/l) est négligeable par rapport à celui dû à la charge en suspension (+12 g/l).

Les conditions de simulation de l'événement du 1.9.1992 sont récapitulées dans le Tableau 8.3.

modèle de turbulence		$k - \varepsilon$
schéma d'advection phases 1 et 2	vitesse pression concentration	hybride upwind et différences centrées différences centrées upwind
type de condition de bord :	station amont sortie par trop-plein fond / rives surface	inlet sur hauteur du courant outlet wall (adhérence) symmetry plane
facteurs de relaxation phases 1 et 2	vitesse pression concentration	0.65 1.00 0.65
pas de temps		10 s
nombre de pas de temps		300
concentration volumique		0.004 -
température du courant		282 K
vitesse constante		0.51 m/s
section amont, hauteur courant x largeur talweg		$\approx 10 \times 80$ m

Tableau 8.3: Conditions utilisées pour la simulation d'un courant de turbidité dans la retenue de Luzzone, événement du 1.9.1992

Vu que le nombre de mesures in situ disponibles est très faible et que plusieurs paramètres importants, entre autre la concentration en sédiments du courant, ont dû être estimées, une confrontation directe n'est pas significative. Le fait également que seuls deux points de mesures sont disponibles à l'intérieur du courant ne permet pas d'évaluer valablement la qualité de la simulation. Toutefois une comparaison qualitative peut quand même être faite qui suscite les remarques suivantes :

- L'intervalle entre l'apparition de vitesses à la station amont et à la station aval est de 30 minutes dans le lac (en fait c'est le temps d'échantillonnage du courantomètre qui fourni une valeur moyenne sur 30 minutes) et 35 minutes dans la simulation numérique, voir Figure 8.8;
- pour une vitesse moyenne $u = 51$ cm/s du courant de turbidité introduite dans le domaine, la vitesse maximale à l'aval vaut $u = 45$ cm/s. Cette valeur est très proche de la vitesse $u = 48$ cm/s enregistrée dans le lac (il s'agit de la valeur moyenne sur les 30 minutes précédentes);

- au niveau de la station aval, le courant observé dans le lac dépassait le courantomètre le plus haut par rapport au fond et avait donc une hauteur supérieure à 15 mètres, hauteur qui n'a pas été atteinte dans la simulation numérique.

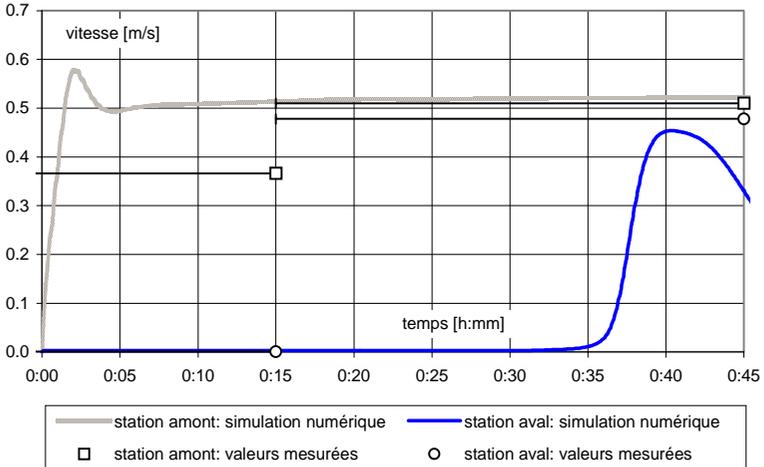


Figure 8.8: Comparaison entre les valeurs enregistrées in situ à intervalle de 30 minutes (moyenne sur la période précédente) et les résultats de la simulation numérique

Le courant de turbidité, une fois arrivé au barrage, remonte le long du parement amont pour ensuite retourner le long du talweg en direction de la station aval à vitesse négative, phénomène observé tel quel dans la retenue.

La Figure 8.9 donne une représentation graphique des résultats de la simulation numérique du courant de turbidité dans le lac. La position des deux chaînes de mesure est schématiquement illustrée dans la même figure. La vitesse ponctuelle calculée près du fond à la station aval a été extraite de la simulation et comparée à la valeur enregistrée par le courantomètre à 2 mètres du fond au même endroit.

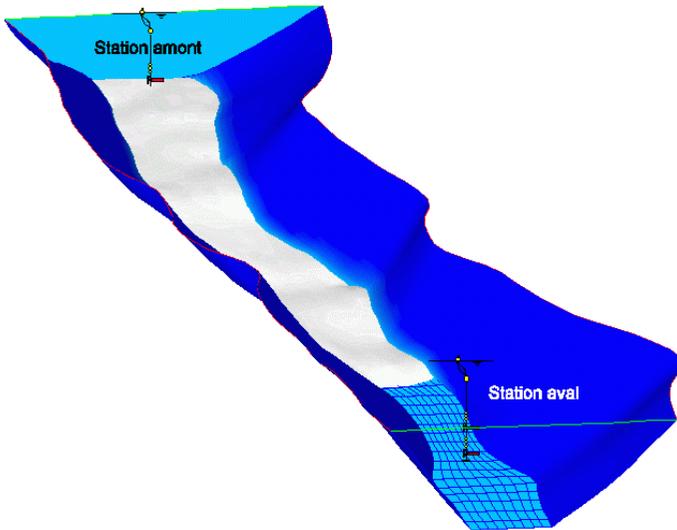


Figure 8.9: Courant de turbidité dans la partie basse de la retenue 25 minutes après son passage à la station amont. Isosurface correspondant à une dilution de la concentration initiale d'un facteur 25, maillage du fond environ 15 x 30 m, approximation de la géométrie par des profils en travers trapézoïdaux, vitesse à l'intérieur du courant de l'ordre de 0.50 m/s

8.3 Conclusions

La simulation numérique des courants de turbidité dans le modèle physique a donné des résultats très satisfaisants. Le modèle numérique se révèle capable de reproduire assez précisément les écoulements créés au laboratoire en ce qui concerne les paramètres mesurés. L'appréciation des résultats est facilitée par l'abondance et la bonne qualité des mesures disponibles. Comme il s'agit essentiellement de mesures des vitesses d'écoulement, la comparaison a surtout portée sur ce point.

L'évaluation des résultats de l'application numérique au cas réel de la retenue de Luzzone est d'autant plus difficile que le nombre d'événements observés est faible et que les quelques événements observés souffrent d'une insuffisance de mesures.

Néanmoins, les résultats montrent que les ordres de grandeur sont respectés en ce qui concerne la vitesse d'avancement et les dimensions des courants de turbidité.

D'une manière générale, la simulation numérique peut être considérée comme satisfaisante et le code apte à être utilisé pour des applications pratiques.

9 APPLICATION DU CODE NUMERIQUE

9.1 Calcul en 2D avec tous les algorithmes disponibles

9.1.1 Définition du domaine et conditions aux limites

Le domaine de calcul représente schématiquement un réservoir à largeur constante et dont le barrage est suffisamment éloigné pour ne pas avoir d'influence sur le courant de turbidité. Le calcul s'effectue sur une tranche longitudinale verticale de largeur unitaire.

Les trois modèles principaux d'interaction courant – dépôts sont utilisés, soit :

- cas 1: flux zéro au niveau du fond;
- cas 2: flux libre en sédimentation uniquement;
- cas 3: flux libre en sédimentation et en érosion.

A titre de comparaison, un courant de densité conservatif sans sédimentation, donc à diamètre moyen $d_{50} = 0$ mm est calculé comme

- cas 0: sans sédimentation, flux zéro au niveau du fond.

Afin de garantir librement le flux dans le cas 3, une couche d'un mètre de sédiments a été ajoutée en phase d'initialisation du calcul, cette quantité étant suffisante pour soutenir les échanges de matières solides au fond.

Dans le cas 3, le calcul du flux d'érosion dans la cellule du fond, par l'intermédiaire du coefficient d'entraînement E_s dépendant de la vitesse de frottement u_{*b} , se fait par les méthodes suivantes :

- cas 3.1: calcul de la vitesse de frottement sur le fond u_{*b} en tenant compte de l'énergie turbulente k , le coefficient de proportionnalité α doit être précisé ;
- cas 3.2: calcul de la vitesse de frottement sur le fond u_{*b} en tenant compte de l'énergie cinétique moyenne U^2 , le coefficient de frottement f doit être précisé.

Trois diamètres de particules ont été introduits dans le cas 3.2 afin de pouvoir se rendre compte de l'influence de la vitesse de sédimentation sur l'avancement général et les interactions dépôt - courant. Si rien n'est spécifié, les résultats se rapportent au diamètre moyen $d_{50a} = d_{50} = 0.02$ mm.

Les caractéristiques physiques, géométriques et les conditions aux limites introduites dans le calcul sont résumées dans le Tableau 9.1.

diamètre moyen des particules a)	d_{50a}	0.02×10^{-3}	[m]
diamètre moyen des particules b)	d_{50b}	0.2×10^{-3}	[m]
diamètre moyen des particules c)	d_{50c}	0.002×10^{-3}	[m]
masse volumique des sédiments	ρ_s	2650	[kg/m ³]
température de l'eau ambiante	T_a	18	[°C]
masse volumique du fluide ambiant	ρ_a	998.2	[kg/m ³]
viscosité cinématique du fluide ambiant	ν_a	1.08×10^{-6}	[m ² /s]
angle d'inclinaison du fond	θ	2.86	[-]
pente de fond correspondante	J_s	5	[%]
profondeur du réservoir à l'entrée	H	20	[m]
longueur du réservoir	L	1000	[m]
profondeur initiale du courant	h_0	1.00	[m]
débit unitaire	q_0	1.00	[m ² /s]
concentration initiale du matériel granulaire	C_{s0}	0.025	[-]

cas 3.1 uniquement

coefficient de proportionnalité	α	0.1	[-]
---------------------------------	----------	-----	-----

cas 3.2 uniquement

coefficient de frottement	f	0.03	[-]
---------------------------	-----	------	-----

Tableau 9.1: Caractéristiques physiques, géométriques et conditions aux limites pour la simulation 2D

Le domaine est découpé en 200 cellules dans la direction du courant, distribué en progression géométrique avec un facteur de 1.01, cela donne des longueurs de cellules entre 1.4 m à l'entrée et 10 m au barrage. Verticalement, le domaine est découpé en 15 cellules en distribution uniforme sur la profondeur initiale du courant et en progression géométrique par la suite avec un facteur de 1.2. La même distribution est appliquée au niveau du barrage à l'aval. La résolution spatiale initiale à l'intérieur du courant est de 0.2 m. Le pas de temps du calcul est de 1 seconde. La limite aval du domaine est formée d'un barrage avec trop plein sur les deux dernières cellules en surface, ceci afin de garantir la continuité. Le calcul des interactions courant – dépôts s'effectue sur le fond uniquement. L'évolution des dépôts est écrite dans un fichier de sortie à pas de temps constant.

Les effets thermiques sont négligeables, la température choisie ne joue pas un rôle déterminant.

Concernant la comparaison avec GRAVIT, la même viscosité du fluide, en fonction de la température, est prise en considération.

Vu que la présence du barrage influence le courant de turbidité et que c'est l'écoulement quasi stationnaire qui nous intéresse pour la comparaison, le domaine analysé ne s'étend pas jusqu'au barrage, ceci afin de garantir le passage du front du courant, sans que ce dernier soit réfléchi au barrage. En plus, ce calcul permet d'analyser l'importance des dimensions du maillage. Il est souhaitable du point de vue pratique et de temps du calcul d'avoir un maillage plutôt grossier, pour autant que les résultats de calcul valables. La comparaison avec les résultats issus du programme GRAVIT, voir le chapitre suivant, permet de confirmer la validité du calcul.

9.1.2 Le programme GRAVIT

Un programme en FORTRAN a été écrit par Graf et Altinakar (1996) pour résoudre simultanément le système d'équations différentielles ordinaires issu des équations du mouvement par la méthode de Runge-Kutta d'ordre 4. Les grandeurs caractéristiques du courant sont moyennées par une échelle intégrale sur la profondeur de l'écoulement de turbidité. La profondeur de l'écoulement de turbidité est définie par la hauteur où la vitesse ponctuelle est zéro. Les équations différentielles ordinaires qui en découlent représentent l'évolution du courant de turbidité en 2D et donnent la position de l'interface entre le courant et le fluide ambiant. Le système est complété par des relations empiriques supplémentaires pour E_w , u_{-b} , v_{ss} , E_s et c_b . Le coefficient d'entraînement des sédiments E_s est déterminé en tenant compte de l'énergie cinétique moyenne de l'écoulement, ce qui revient au cas 3.2 des modèles d'interaction courant - dépôts utilisés dans la présente étude.

Etant donné que les équations sont intégrées sur la profondeur, l'axe z , perpendiculaire à l'axe du fond du réservoir, n'entre pas dans les calculs. L'écoulement est admis se produire dans une couche suffisamment profonde pour pouvoir négliger les effets de la surface libre du réservoir et les courants de retour. Pour plus de détails quant aux équations utilisées et aux autres paramètres de calcul, on se référera à Graf et Altinakar (1996).

Les caractéristiques physiques à introduire sont :

- angle d'inclinaison du lit, θ
- coefficient de frottement, f
- diamètre moyen des sédiments, d_{50}
- masse volumique des sédiments, ρ_s
- masse volumique du fluide ambiant, ρ_a

- viscosité cinématique du fluide ambiant, ν_a

Les conditions aux limites à introduire sont :

- profondeur initiale du courant, h_0
- débit unitaire initial du courant, q_0
- concentration initiale du matériel granulaire, C_{s0}

Les informations sur le tronçon de calcul à introduire sont :

- coordonnées de début et de fin du domaine, x_0 et x_{fin}
- discrétisation spatiale, Δx

Les mêmes données ont été utilisées dans CFX-F3D et pour le calcul avec GRAVIT. La discrétisation spatiale est de 0.05 m.

Un fichier de sortie est créé, contenant toutes les grandeurs caractéristiques du courant de densité calculé, permettant ainsi la visualisation graphique et la comparaison directe avec les calculs faites par CFX-F3D.

9.1.3 Analyse des résultats et commentaires

A partir des valeurs calculées, une représentation graphique de l'évolution des divers paramètres est possible. Pour contrôler la stationnarité de la solution, l'évolution de la vitesse locale u et de la concentration locale c_s est examinée à quatre stations différentes, soit immédiatement après l'entrée du courant et ensuite tous les 200 m, $x_1 = 1$ m, $x_2 = 200$ m, $x_3 = 400$ m et $x_4 = 600$ m. Les Figures 9.1 à 9.5 montrent les courbes correspondant aux différents cas calculés, toutes suivies de commentaires sur les résultats.

Il apparaît clairement pour tous les cas sans entraînement des sédiments, qu'après le passage du front, la concentration et la vitesse se stabilisent et que le courant peut être admis comme stationnaire dans le domaine entre 0 et 600 m environ après un temps de 1000 secondes. Il ressort de la littérature qu'un courant de densité atteint rapidement un état d'équilibre pour des conditions initiales stationnaires. Les résultats montrent qu'un courant de turbidité à sédimentation faible peut être assimilé sans autre à un courant de densité, car les différences sont faibles. S'il y a une sédimentation forte ou de l'érosion, l'écoulement n'atteint pas un état stationnaire.

Pour les cas sans entraînement de sédiments au fond, cas 0 à 2, la diminution de la concentration locale c_s est bien visible. Sur 600 m, elle est réduite d'un facteur 3.2 environ. La dilution d'un facteur 3.5 est la plus élevée pour le cas 2, où les sédiments en décantation quittent le domaine de calcul sans possibilité de remise en suspension. Elle est quasiment identique pour les cas 0 et 1, où la décantation fait augmenter la concentration au fond.

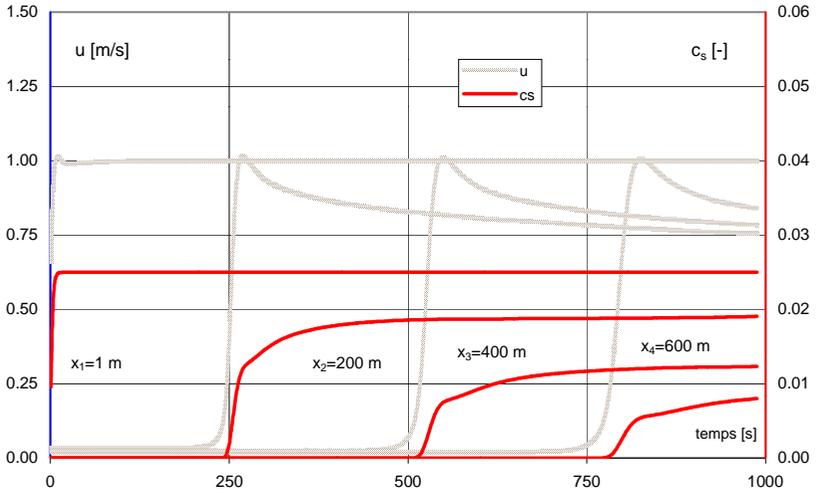


Figure 9.1 : Evolution de la vitesse locale u et de la concentration locale c_s à quatre stations différentes près du fond pour le cas sans sédimentation, cas 0

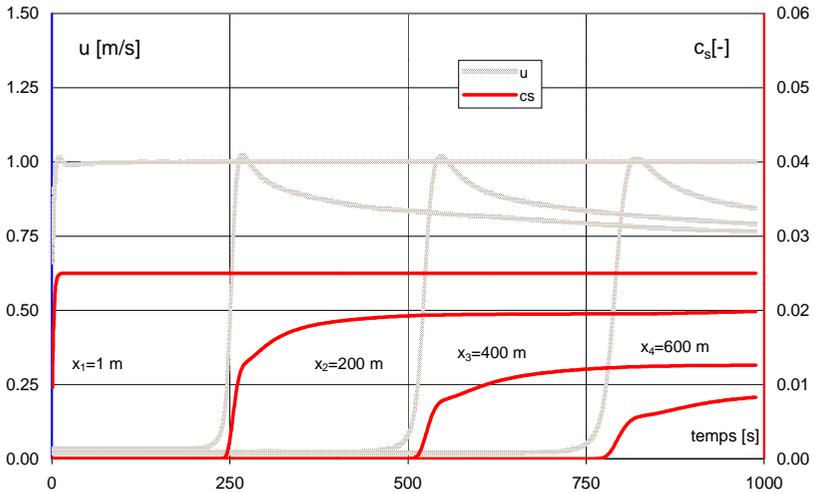


Figure 9.2 : Evolution de la vitesse locale u et de la concentration locale c_s à quatre stations différentes près du fond pour le cas avec sédimentation et flux nul au niveau du fond, cas 1

Si le courant a la possibilité de remettre en suspension les dépôts déjà constitués, cas 3.1 et 3.2, la concentration locale près du fond peut augmenter considérablement, et ce n'est que la diffusion dans un corps de courant plus étendu qui réduit cette dernière. Sur 600 m, la concentration locale se voit donc que légèrement diminuée d'un facteur 1.1 à 1.2.

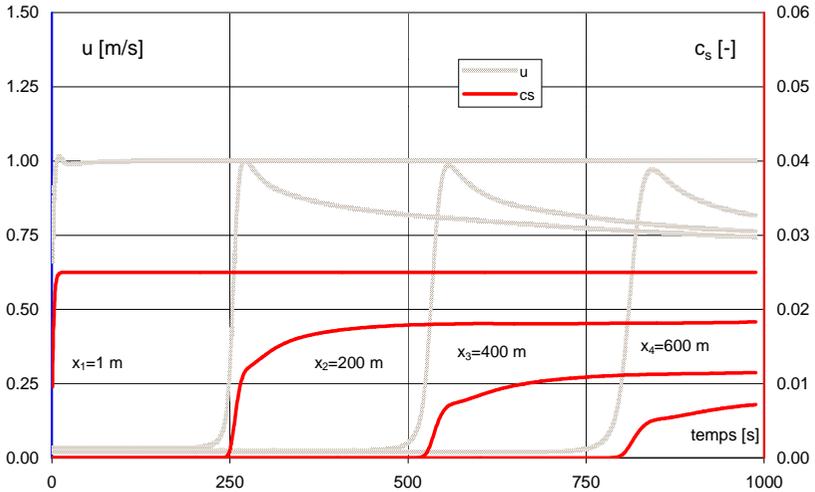


Figure 9.3 : Evolution de la vitesse locale u et de la concentration locale c_s à quatre stations différentes près du fond pour le cas avec sédimentation et flux libre en sédimentation uniquement, cas 2

La vitesse n'est que peu influencée par les faibles différences de concentration rencontrées dans les cas sans entraînement, cas 0 à 2. L'écoulement au fond est légèrement ralenti à environ $\frac{3}{4}$ de la vitesse initiale, pour ensuite augmenter de façon graduelle, mais sans retrouver la vitesse initiale sur 600 m. La vitesse locale au passage du front est pratiquement égale à la vitesse initiale même après une longue distance parcourue.

L'entraînement des sédiments aux cas 3.1 et 3.2 accélère l'écoulement, il est environ 20% plus rapide après 600 m. Après une réduction de la vitesse sur les premiers 300 m, elle augmente quasi linéairement sur le fond sans pour autant atteindre un état stationnaire.

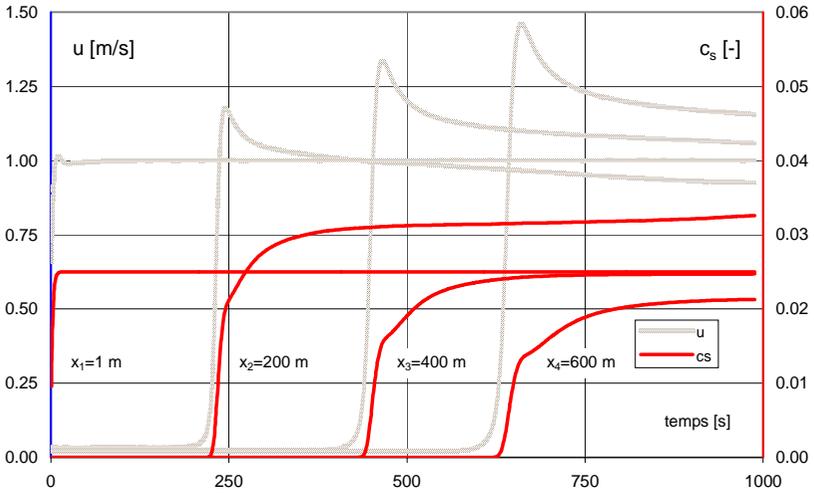


Figure 9.4 : Evolution de la vitesse locale u et de la concentration locale c_s à quatre stations différentes près du fond pour le cas avec sédimentation et entraînement en tenant compte de l'énergie turbulente, cas 3.1

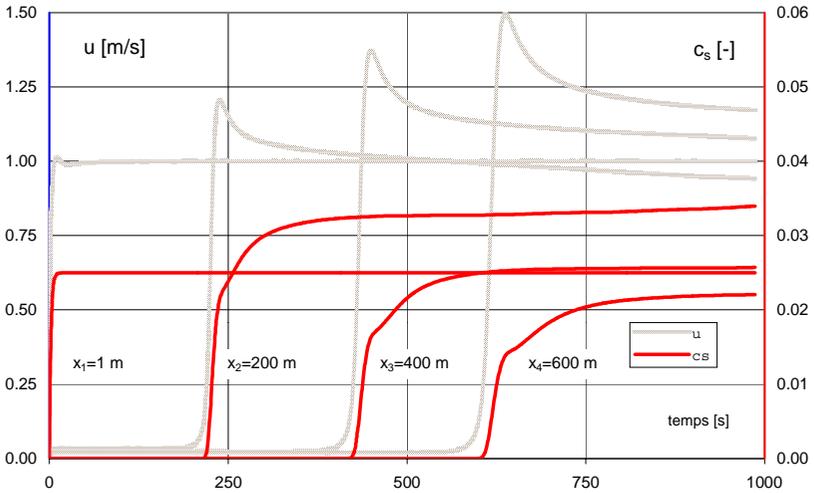


Figure 9.5 : Evolution de la vitesse locale u et de la concentration locale c_s à quatre stations différentes près du fond pour le cas avec sédimentation et entraînement maximal, cas 3.2

Dans les cas 3.1 et 3.2, le coefficient d'entraînement E_s croît rapidement jusqu'à une valeur quasi stable. En cas d'utilisation de l'énergie turbulente pour la détermination de E_s , cas 3.1, sa valeur atteint un maximum d'environ 0.26 pour une énergie turbulente de l'ordre de $k = 0.007 \text{ m}^2/\text{s}^2$. Dans le cas 3.2, où l'énergie cinétique moyenne U^2 de l'écoulement entre en ligne de compte, le coefficient d'entraînement E_s approche sa valeur maximale de 0.30, pour une énergie cinétique supérieure à $1 \text{ m}^2/\text{s}^2$. Cette comparaison montre que les deux méthodes fournissent des résultats semblables pour l'écoulement considéré.

Le calcul de l'évolution de l'épaisseur des dépôts permet à l'ingénieur de faire une évaluation rapide de l'incidence du passage d'un courant. Dans la simulation CFX-F3D en 2D, le calcul fournit la ligne du fond à des pas de temps prédéfinis, voir Figure 9.6 et suivantes.

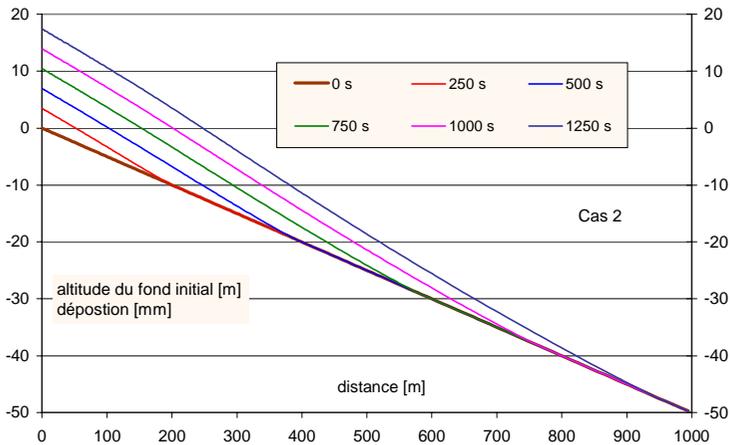


Figure 9.6: Evolution de la profondeur des dépôts le long du talweg tous les 250 s pour le cas avec sédimentation et flux libre en sédimentation uniquement, cas 2. L'échelle verticale des dépôts est distordue d'un facteur 1000, la modification de la profondeur des sédiments est donnée en mm

Pour les cas sans entraînement de sédiments au fond, mais avec flux libre en décantation, cas 2, la quantité de matière déposée n'est pas très importante avec un volume de 2.9 m^3 .

Après une durée de passage du courant de 1000 secondes, celui-ci ne fait monter le fond que de 14 mm par décantation. Le matériel perdu pour le transport correspond à environ 12% du total des sédiments introduits dans le domaine par l'affluent, qui

s'élève à 25 m^3 . Ces chiffres expliquent la faible différence des résultats du cas 1 sans flux en déposition et du cas 2.

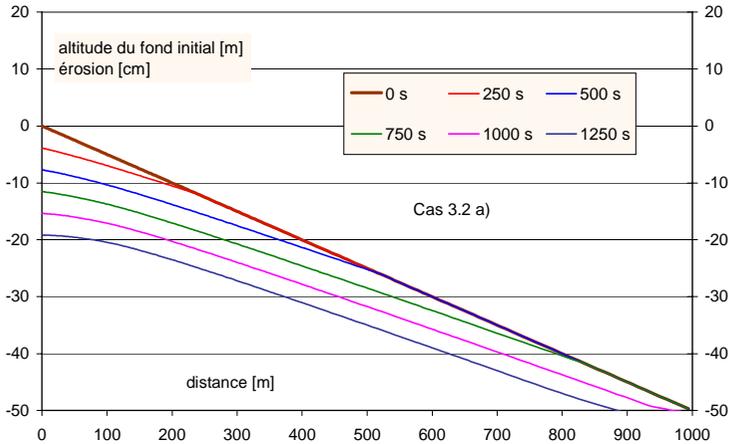


Figure 9.7: Evolution de la profondeur des dépôts le long du talweg tous les 250 s pour le cas avec sédimentation et entraînement maximal, pour un diamètre moyen $d_{50a} = 0.02 \text{ mm}$, cas 3.2 a). L'échelle verticale des dépôts est distordue d'un facteur 100, l'érosion des sédiments est donnée en cm

Si le courant a la possibilité de remettre en suspension les dépôts déjà constitués comme dans le cas 3.2, le courant rapide érode le fond, et la profondeur d'érosion augmente considérablement.

Après une durée de passage de 1000 secondes, l'érosion atteint plus de 15 cm au début du domaine pour le diamètre moyen $d_{50a} = 0.02 \text{ mm}$. Le volume total de matière érodée par unité de largeur sur toute la longueur du réservoir atteint 42.5 m^3 . Par rapport à une quantité de sédiment introduite dans le domaine par l'affluent de 25 m^3 , le volume de sédiments entraînés devient très important.

Le Tableau 9.2 donne les vitesses de sédimentation selon Stokes pour les trois diamètres utilisés dans le cas 3.2.

cas	diamètre moyen des particules d_{50} en [mm]	vitesse de sédimentation v_{ss} en [mm/s]
3.2 a)	0.02	0.335
3.2 b)	0.2	33.5
3.2 c)	0.002	0.00335

Tableau 9.2: Vitesses de sédimentation selon Stokes pour les trois diamètres utilisés dans le cas 3.2

Les Figures 9.8 et 9.9 montrent l'évolution de la profondeur des dépôts le long du talweg en fonction du diamètre moyen d_{50} .

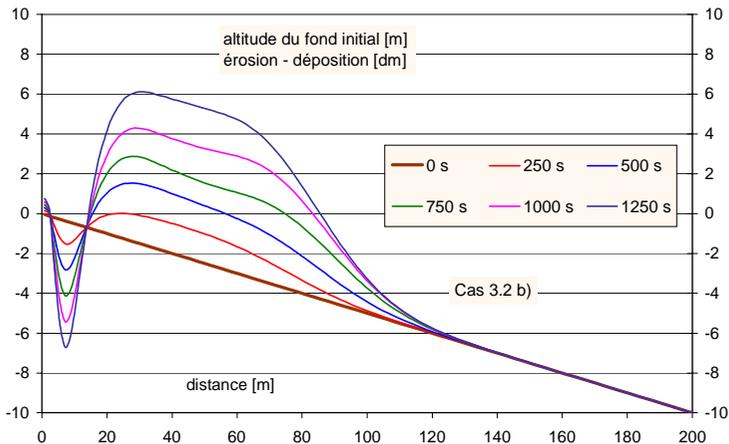


Figure 9.8: Evolution de la profondeur des dépôts le long des 200 premiers mètres du talweg tous les 250 s pour le cas avec sédimentation et entraînement maximal, pour un diamètre moyen $d_{50b} = 0.2$ mm, cas 3.2 b). L'échelle verticale des dépôts est distordue d'un facteur 10, l'érosion des sédiments est donnée en décimètres

Après une durée de passage de 1000 secondes, la déposition atteint plus de 60 cm au début du domaine pour le diamètre moyen $d_{50b} = 0.2$ mm. Le volume global de matières déposées par unité de largeur sur toute la longueur du réservoir atteint 23.8 m^3 . Le volume de sédiments déposés correspond donc plus ou moins à la quantité de sédiment introduite dans le domaine par l'affluent qui est de 25 m^3 . Ce n'est que dans la partie immédiatement après l'entrée à forte vitesse que l'érosion se produit.

Le courant de turbidité ne parcourt qu'une distance de 120 mètres environ avant de s'arrêter complètement. Cette distance n'augmente quasi plus même pour des durées d'écoulement plus longues. Il faudra une énergie de transport beaucoup plus forte pour pouvoir transporter des particules d'un tel diamètre. De plus, le coefficient d'entraînement des sédiments E_s décroît fortement en fonction du diamètre des particules considérées, voir Figure 9.9.

Pour une énergie turbulente $k = 0.040 \text{ m}^2/\text{s}^2$ donnée (qui correspond à une vitesse moyenne d'écoulement turbulent voisine de 1 m/s), il n'y aura plus d'entraînement pour des sédiments d'un diamètre moyen supérieur à $d_{50} = 0.4 \text{ mm}$.

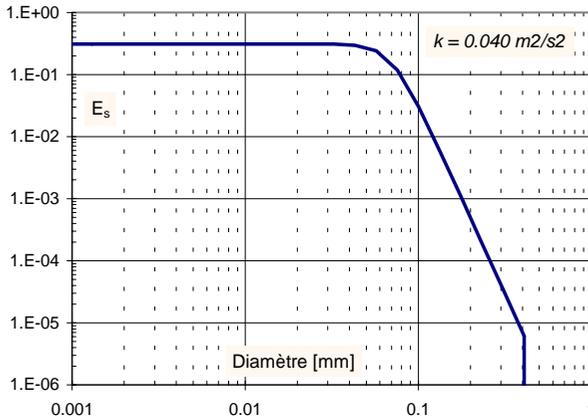


Figure 9.9: Coefficient d'entraînement des sédiments E_s en fonction du diamètre moyen de sédiments d_{50} pour une énergie turbulente k donnée

Le cas avec un faible diamètre $d_{50c} = 0.002 \text{ mm}$ est purement érosif, car la vitesse de sédimentation est très petite et le coefficient d'entraînement des sédiments E_s a atteint sa valeur maximale, voir Figure 9.9.

La quantité de matière érodée n'est pourtant que de 0.8 m^3 ce qui est faible en comparaison des 25 m^3 introduits dans le domaine par l'affluent durant les premières 1000 secondes du calcul. Le courant se comporte quasi comme un courant de densité conservatif.

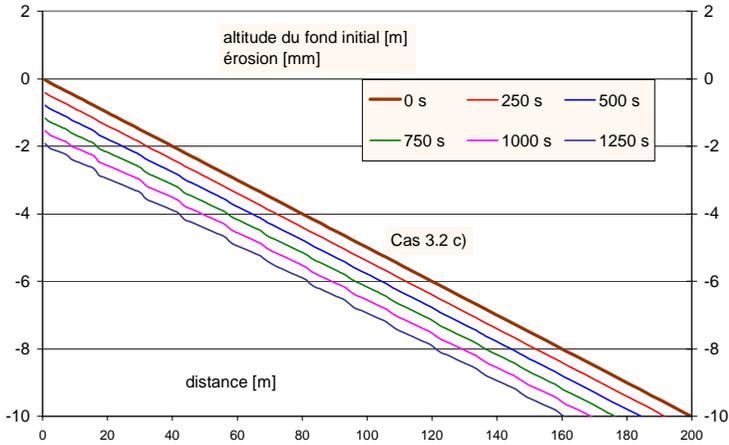


Figure 9.10: Evolution de la profondeur des dépôts le long du talweg tous les 250 s pour le cas avec sédimentation et entraînement maximal, pour un diamètre moyen $d_{50c} = 0.002$ mm, cas 3.2 c). L'échelle verticale des dépôts est distordue d'un facteur 1000, l'érosion des sédiments est donnée en mm

9.1.4 Comparaison avec la solution de GRAVIT

Afin de pouvoir comparer la solution du calcul CFX-F3D avec celle de GRAVIT, les résultats doivent être adaptés. La différence fondamentale entre les deux solutions réside dans le fait que dans GRAVIT les équations sont intégrées sur la profondeur, le calcul est en réalité 1D et l'évolution de la profondeur du courant h suit une courbe continue. Le calcul CFX-F3D est quant à lui véritablement 2D, l'évolution de la profondeur du courant h est donc discrète et dépend du choix d'une limite entre le courant de turbidité et le fluide ambiant. Une résolution spatiale plus fine permettra de rendre les sauts dans la courbe d'évolution de la profondeur moins marqués, ils seront cependant plus nombreux.

Les résultats de CFX-F3D ont été traités de la façon suivante :

1. Choix d'une valeur limite de vitesse ou de concentration qui caractérise la frontière entre le courant et le fluide ambiant, les postprocesseurs graphiques permettent en général par des modules d'interpolation de rendre lisse la limite courant – eau ambiante, voir Figure 9.11. Il s'est rapidement avéré plus judicieux de prendre comme valeur limite celle de la concentration locale $c_{slim} = 0.001$, correspondant à une diminution de la concentration initiale d'un facteur 25. C'est aussi autour de cette valeur que se trouve le plus grand gradient de

concentration. Choisir une limite de vitesse conduit à des courants d'une profondeur considérable, car une partie importante concerne l'eau ambiante entraînée. Une matrice composée de zéros en dehors du courant et unitaire à l'intérieur caractérise le domaine découpé en courant et eau ambiante. Le produit matriciel de cette dernière avec les valeurs de la vitesse locale u et de la concentration locale c_s annule les valeurs en dehors du courant.

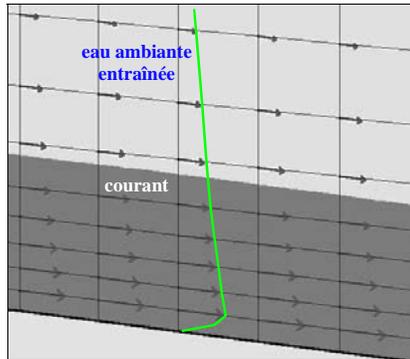


Figure 9.11: Visualisation graphique du courant de turbidité à env. 80 m de l'entrée, maillage 1.50 x 0.25 m, limite entre eau ambiante et courant à $c_{s\text{lim}} = 0.001$, trame foncée – trame claire

2. Ensuite les valeurs de la vitesse locale u et de la concentration locale c_s ont été intégrées selon les équations 2.5 et 2.8 sur toute la profondeur du domaine pour obtenir les valeurs moyennes U et C_s ;
3. Calcul des grandeurs caractéristiques suivantes :
 - profondeur adimensionnelle du courant, H/H_0 ;
 - nombre de Richardson et nombre de Richardson normalisé, Ri et Ri/Ri_0 ;
 - concentration en sédiments adimensionnelle, C_s/C_{s0} ;
 - vitesse adimensionnelle, U/U_0 ;
 - débit liquide adimensionnel, Q/Q_0 ;
 - débit solide adimensionnel, Q_s/Q_{s0} .

Les valeurs ainsi déterminées sont résumées dans les Tableaux 9.3 à 9.5 pour trois distances différentes après l'entrée du courant. La Figure 9.12 illustre l'évolution dans l'espace des diverses grandeurs adimensionnelles pour le cas F3D-3.2 et GRAVIT-3.2. Les "sauts" dans la solution de CFX-F3D sont clairement visibles par rapport à la solution continue de GRAVIT, la tendance générale donnée par GRAVIT est très bien vérifiée par CFX-F3D.

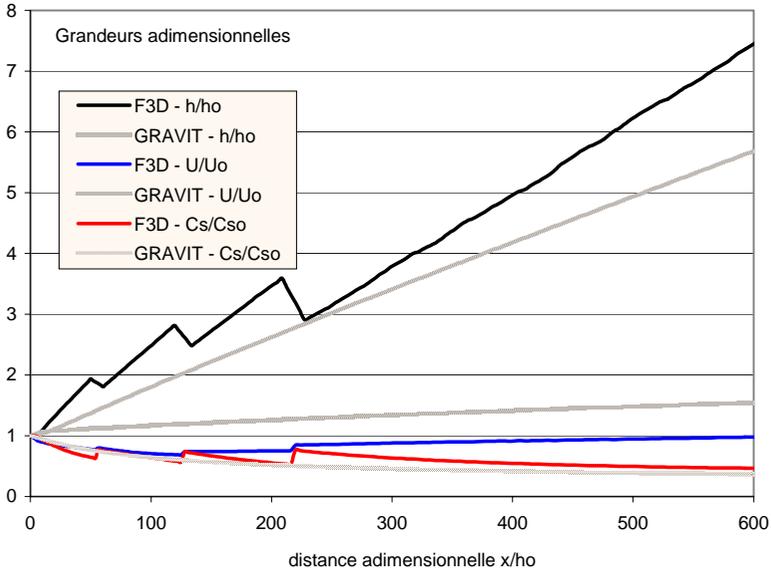


Figure 9.12: Evolution dans l'espace des diverses grandeurs adimensionnelles pour le cas F3D-3.2 et GRAVIT-3.2 pour un courant de turbidité avec des particules d'un diamètre moyen $d_{50a} = 0.02$ mm

200m	F3D- Cas 0	Gravit- Cas 0	F3D- Cas 1	F3D- Cas 2	F3D- Cas 3.1	F3D- Cas 3.2	Gravit- Cas 3.2
H/H_0	3.396	3.040	3.411	3.399	3.482	3.488	2.620
Ri	0.986	0.324	0.972	0.597	1.116	1.136	0.349
Ri/Ri₀	2.502	0.800	2.465	1.515	2.826	2.867	0.862
C_s/C_{s0}	0.471	0.304	0.466	0.448	0.631	0.650	0.520
U/U_0	0.623	1.080	0.626	0.614	0.739	0.750	1.260
Q/Q_0	2.116	3.283	2.135	2.088	2.572	2.616	3.301
Q_s/Q_{s0}	0.997	0.998	0.996	0.935	1.623	1.701	1.717

Tableau 9.3: Evolution des grandeurs caractéristiques adimensionnelles, profondeur H , nombre de Richardson Ri , concentration des sédiments C_s , vitesse U , débit liquide Q et débit solide Q_s pour tous les cas analysés, 200 m après l'entrée du courant

400m	F3D-Cas 0	Gravit-Cas 0	F3D-Cas 1	F3D-Cas 2	F3D-Cas 3.1	F3D-Cas 3.2	Gravit-Cas 3.2
H/H ₀	4.761	5.190	4.797	4.762	4.943	7.458	4.180
RI	0.798	0.324	0.791	0.504	1.051	1.284	0.353
RI/RI₀	2.023	0.800	2.006	1.281	2.662	3.240	0.872
C _s /C _{s0}	0.341	0.180	0.340	0.315	0.600	0.543	0.416
U/U ₀	0.668	1.080	0.673	0.649	0.895	0.977	1.410
Q/Q ₀	3.182	5.605	3.231	3.091	4.423	7.286	5.894
Q _s /Q _{s0}	1.084	1.009	1.099	0.974	2.653	3.955	2.452

Tableau 9.4: Evolution des grandeurs caractéristiques adimensionnelles, profondeur H, nombre de Richardson **RI**, concentration des sédiments C_s, vitesse U, débit liquide Q et débit solide Q_s pour tous les cas analysés, 400 m après l'entrée du courant

600m	F3D-Cas 0	Gravit-Cas 0	F3D-Cas 1	F3D-Cas 2	F3D-Cas 3.1	F3D-Cas 3.2	Gravit-Cas 3.2
H/H ₀	7.148	7.330	7.189	7.138	7.455	12.562	5.680
RI	0.799	0.324	0.804	0.495	1.258	1.946	0.354
RI/RI₀	2.026	0.800	2.038	1.256	3.186	4.910	0.874
C _s /C _{s0}	0.233	0.128	0.235	0.211	0.526	0.388	0.368
U/U ₀	0.670	1.080	0.672	0.646	0.962	0.898	1.540
Q/Q ₀	4.792	7.916	4.830	4.615	7.172	11.286	8.747
Q _s /Q _{s0}	1.116	1.013	1.135	0.972	3.770	4.382	3.219

Tableau 9.5: Evolution des grandeurs caractéristiques adimensionnelles, profondeur H, nombre de Richardson **RI**, concentration des sédiments C_s, vitesse U, débit liquide Q et débit solide Q_s pour tous les cas analysés, 600 m après l'entrée du courant

L'évolution des grandeurs caractéristiques adimensionnelles est analysée pour tous les cas traités. Les résultats du cas 0 et du cas 3.2, calculés par CFX-F3D et GRAVIT sont comparés sur l'ensemble des paramètres.

Profondeur adimensionnelle du courant, H/H_0

Si la sédimentation est négligée, cas 0, le courant de densité est conservatif. La profondeur H croît plus rapidement au début pour se faire dépasser par le courant érosif du cas 3.2, celui-ci atteint une profondeur 12.6 fois plus grande qu'à l'entrée.

A l'exception du courant érosif, tous les autres, cas 0 à cas 2 croissent à une vitesse semblable qui se situe en moyenne à un facteur 7.

La croissance du courant est quasi identique entre CFX-F3D et GRAVIT pour le cas d'un courant de densité, cas 0. Le courant érosif du cas 3.2 croît davantage dans le calcul avec CFX-F3D.

Nombre de Richardson, Ri et Ri/Ri_0

Le nombre de Richardson décroît pour tous les courants sans érosion possible, pour devenir pratiquement constant après 400 m. Sa valeur se situe entre 0.32 et 0.80, les courants restent donc torrentiels ($Ri < 1$). Ce ne sont que les courants à fort pouvoir érosif et donc à croissance plus rapide qui deviennent fluviaux ($Ri > 1$) après avoir parcouru une certaine distance.

Comme le nombre de Richardson dépend de tous les autres paramètres qui eux subissent de grandes variations, les écarts sont également considérables, du simple au double pour le cas 0, et d'un facteur 5.5 pour le cas 3.2.

Concentration en sédiments adimensionnelle, C_s/C_{s0}

La concentration en sédiments diminue dans tous les cas calculés avec CFX-F3D. Après 600 m, les courants sont dilués d'un facteur 0.21 pour les cas 2 avec perte de sédiments jusqu'à 0.53 pour le cas 3.2 à forte érosion.

La dilution est deux fois plus forte dans le calcul avec GRAVIT pour le cas 0, elle est par contre du même ordre de grandeur pour le cas 3.2.

Vitesse adimensionnelle, U/U_0

Contrairement aux calculs du cas 3.2 avec GRAVIT, la vitesse ne croît pas si fortement dans le calcul CFX-F3D, où elle reste pratiquement constante et ne dépasse pas la vitesse initiale. Le courant calculé dans GRAVIT accélère passablement pour le cas 3.2, il reste à vitesse constante pour le cas 0.

Débit liquide adimensionnel, Q/Q_0

Vu que la vitesse est toujours plus grande dans les résultats issus du calcul avec GRAVIT, et que l'évolution de la profondeur est semblable dans la plupart des cas sans érosion, le débit liquide Q est aussi plus important. C'est le courant fortement érosif, cas 3.2, qui met en mouvement la plus grande quantité d'eau, soit 11.3 fois

plus qu'à l'entrée, néanmoins les autres conditions font aussi croître considérablement le débit liquide, d'un facteur 4.6 à 8.7.

Débit solide adimensionnel, Q_s/Q_{s0}

C'est le paramètre prédestiné au contrôle de la qualité du calcul, car le débit solide ne doit pas changer dans tous les cas sans entraînement de sédiments, cas 0 et 1, il doit même être inférieur à l'unité dans le cas à flux libre en sédimentation uniquement, cas 2. Ceci est effectivement le cas aux erreurs d'arrondi près. A part les courants érosifs calculés par CFX-F3D, les différences entre les divers modèles et programmes de calcul sont relativement faibles. Il est intéressant de voir que par le biais de l'entraînement des sédiments, le débit solide peut augmenter d'un facteur 4 ou plus.

Influence du diamètre moyen des particules

La comparaison des résultats du calcul avec divers diamètres de particules est présentée ci-après.

Comme on l'a déjà vu dans l'analyse de l'interaction courant – dépôts, le courant de turbidité avec des particules d'un diamètre moyen $d_{50b} = 0.2$ mm, présentant une vitesse de sédimentation élevée $v_{ss} = 33.5$ mm/s, n'atteint pas le bas du réservoir. Admettons la même concentration limite comme précédemment entre l'eau ambiante et le courant $c_{lim} = 0.001$, ce dernier s'arrête alors après un parcours d'environ 55 m selon GRAVIT et de 120 m dans la solution CFX-F3D.

Etant donné que le coefficient d'entraînement des sédiments est toujours inférieur à $E_s = 0.0008$ dans GRAVIT et en conséquence toujours plus faible que la concentration près du fond c_b , l'écoulement appartient à la catégorie des courants de turbidité dépositifs ($E_s < c_b$). Les hautes vitesses en début de parcours dans CFX-F3D le rendent localement érosif sur environ 20 m ce qui n'est pas le cas dans GRAVIT. La vitesse d'écoulement diminue graduellement, mais elle reste élevée même lorsqu'il n'y a pratiquement plus de sédiments en suspension. L'écoulement continue en conservant sa quantité de mouvement même au-delà de l'endroit de fin de décantation. L'entraînement d'eau ambiante via le coefficient E_w continue d'être important dans GRAVIT. Dans CFX-F3D, l'écoulement ne continue pratiquement pas au-delà de la position où il s'est débarrassé de ses sédiments.

Le courant de turbidité avec des particules d'un diamètre moyen $d_{50c} = 0.002$ mm, présentant une vitesse de sédimentation très faible $v_{ss} = 0.00335$ mm/s, a un comportement semblable à un courant de turbidité conservatif. La croissance de la profondeur du courant est donc plus élevée que celle avec $d_{50a} = 0.02$ mm, voir Figure 9.1. La profondeur croît d'un facteur 11 après 600 m dans la solution CFX-F3D et de 7.5 dans GRAVIT.

L'écoulement atteint dans les deux programmes pratiquement la même vitesse après 600 m. La diminution de la concentration est plus forte dans la solution GRAVIT.

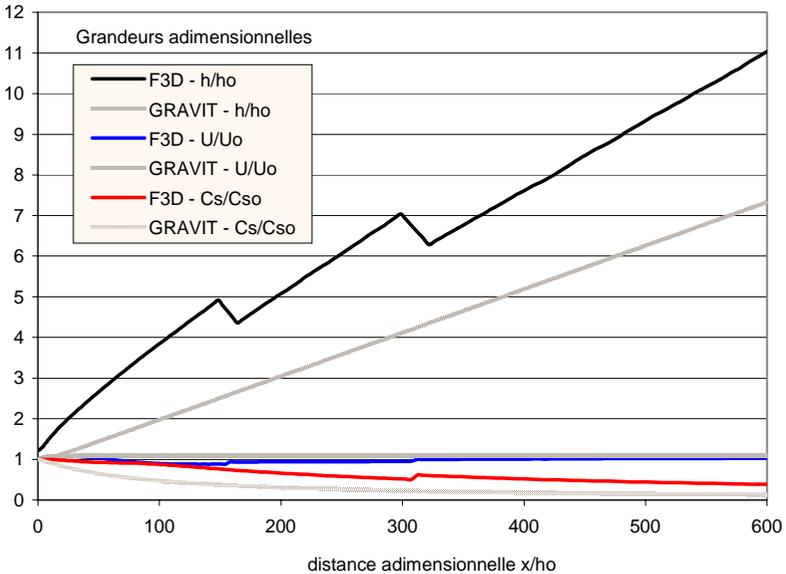


Figure 9.13: Evolution dans l'espace des diverses grandeurs adimensionnelles pour le cas F3D-3.2 et GRAVIT-3.2 pour un courant de turbidité avec des particules d'un diamètre moyen $d_{50c} = 0.002$ mm

9.1.5 Conclusion

La comparaison des différences entre les résultats des deux programmes de calcul, CFX-F3D en 2D et GRAVIT, montre que ce sont essentiellement les modèles eux-mêmes et les hypothèses de calcul qui sont à l'origine des divergences constatées et beaucoup moins les codes de calcul, qui résolvent en principe les mêmes équations avec des degrés de simplification plus ou moins forts et des méthodes de résolution différentes.

9.2 Calcul de l'effet d'une crue extrême à Luzzone

9.2.1 Définition du domaine et conditions aux limites

Le domaine de calcul représente la retenue de Luzzone avec la géométrie du fond correspondant à son état de 1994. Il est fermé à l'aval par le barrage voûte de Luzzone. Vu que le domaine doit être topologiquement rectangulaire, les rivages du bassin ont été découpés des deux cotés, voir Figure 9.14 et Figure 9.15. Le calcul s'effectue sur la partie du réservoir ainsi découpée.

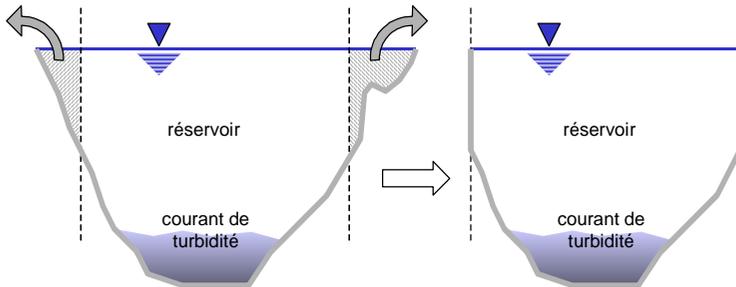


Figure 9.14: Méthode de découpage du réservoir conduisant à ne retenir que la partie profonde du réservoir de Luzzone, un profil en travers type du domaine de calcul est représenté à droite

Le domaine est découpé en 100 cellules dans la direction du courant, distribué en progression géométrique avec un facteur de 1.01. Verticalement, le domaine est découpé en 18 cellules en progression géométrique avec un facteur de 1.1. Une distribution symétrique à 20 éléments est appliquée dans les profils en travers avec des largeurs des cellules en croissance géométrique avec un facteur de 1.15 du centre vers les bords. Il en résulte 36'000 cellules de calcul. Une cellule au fond sur le talweg présente donc les dimensions approximatives suivantes :

- $\sim 25 \times 5 \times 2 \text{ m}^3 = \sim 250 \text{ m}^3$ par rapport au 87 Mio. m^3 du lac total

La limite aval du domaine est formée d'un barrage avec trop plein sur les deux dernières cellules de surface, ceci afin de garantir la continuité. Le calcul des interactions courant – dépôts s'effectuent sur le fond uniquement. L'évolution des dépôts est écrite dans un fichier de sortie à pas de temps constant.

Le modèle d'interaction courant – dépôts suivant est utilisé :

- calcul de la vitesse de frottement sur le fond $u_{\tau b}$ en tenant compte de l'énergie turbulente k .

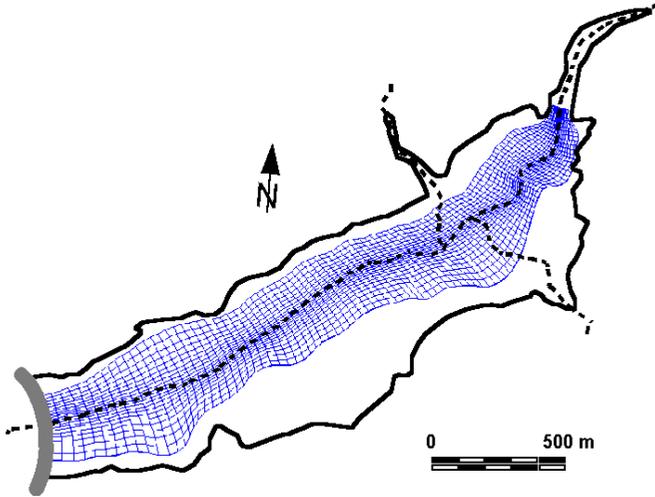


Figure 9.15: Vue en plan du maillage sur le fond du domaine de calcul représentant la partie profonde du réservoir de Luzzone

Les analyses hydrologiques effectuées dans le cadre de la surélévation du barrage de Luzzone donnent un débit de crue millennale $Q_{1000} = 290 \text{ m}^3/\text{s}$ pour le bassin versant de 36 km^2 et un temps de montée $t_p = 60 \text{ min}$ environ. Le même temps de montée t_p est pris en considération pour les différents sous-bassins, qui ont des temps de concentration comparables. Rapporté au sous-bassin versant de Garzora avec sa surface de 17 km^2 le débit de crue introduit dans la simulation vaut $Q_{1000} = 137 \text{ m}^3/\text{s}$ pour l'affluent précité.

Il résulte de l'étude sur site un rapport moyen de décalage des temps de montée de l'hydrogramme et du solidogramme de $t_{sp}/t_p = 0.85$. Le temps de montée de la charge en suspension est estimé de cette façon, $t_{sp} = 51 \text{ min}$. La charge en suspension maximale de la crue étudiée est évaluée selon l'équation 5.2 en fonction du débit de pointe Q_p . La concentration ainsi déterminée $C_{sp} = 696 \text{ g/l} = 26\%_{\text{vol}}$ est très élevée et dépasse les limites imposées au modèle de transport solide en suspension. Il est important de mentionner que la relation entre le débit Q et la quantité de matières en suspension MES trouvée (équation 5.2) se base sur des débits qui ne dépassaient jamais $40 \text{ m}^3/\text{s}$. La valeur maximale admise dans les hypothèses de la modélisation numérique $C_{sp} = 265 \text{ g/l} = 10\%_{\text{vol}}$ a de ce fait été adoptée pour le calcul.

La crue ainsi définie présente une pointe de débit solide $Q_{sp} = 11.3 \text{ m}^3/\text{s}$ et apporte environ $226'000 \text{ m}^3$ d'eau et $9'000 \text{ m}^3$ de sédiments. A première vue cela paraît peu, mais il ne faut pas oublier qu'elle ne provient que d'un sous-bassin.

La Figure 9.16 illustre les deux relations retenues pour la simulation de la crue millénaire. Comme la montée de l'hydrogramme ne commence qu'après 2'000 secondes environ, le calcul débute à ce moment uniquement et le temps indiqué dans la discussion des résultats se réfère à cet instant.

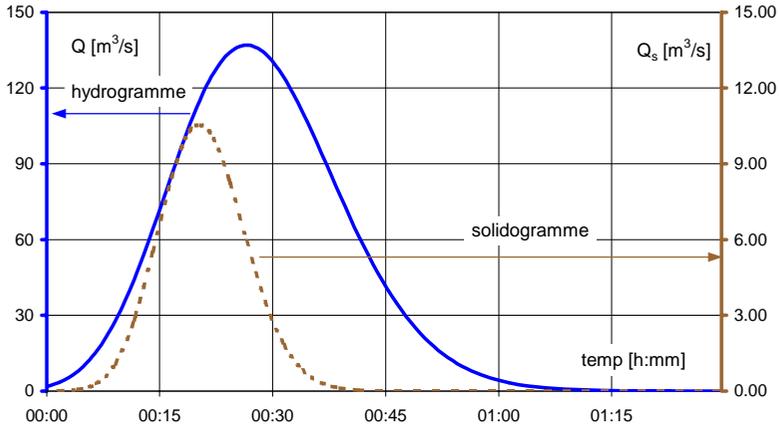


Figure 9.16: Relations analytiques de l'évolution du débit et des matières en suspension retenue pour la simulation

$$Q_p = 137 \text{ m}^3/\text{s}, t_p = 3600 \text{ s}, n = 30 \quad \text{pour l'hydrogramme}$$

$$Q_{sp} = 11.3 \text{ m}^3/\text{s}, t_{sp} = 3060 \text{ s}, n_s = 60 \quad \text{pour le solidogramme}$$

Le courant est supposé avoir déjà plongé au-dessous de la surface d'eau. Il est introduit dans le domaine sur une surface de $1'600 \text{ m}^2$, cela donne une valeur maximale de la vitesse de 0.09 m/s à des composantes pratiquement horizontales.

Les calculs se poursuivront même au-delà de l'arrivée du courant de turbidité contre le barrage afin de pouvoir évaluer sa réflexion et la remontée dans le réservoir jusqu'à un état où la vitesse d'écoulement devient négligeable. Le pas de temps du calcul est variable en fonction de l'écoulement :

- les 600 premiers pas de temps sont de 10 secondes, ensuite
- 100 pas de temps à 30 secondes et pour finir
- 100 pas de temps à 60 secondes.

Cela donne une durée totale de $15'000$ secondes, respectivement. 4 heures 10 minutes à partir du point de montée de l'hydrogramme. Le choix du pas de temps provient du fait que vers la fin, il n'y a pratiquement plus d'écoulement et ce n'est que

le calcul de la sédimentation qui se fait. Le pas de temps choisi suffit alors pour garantir la stabilité de la simulation.

Un seul diamètre moyen représentatif de $d_{50} = 0.02 \text{ mm}$ a été utilisé.

Les caractéristiques physiques, géométriques et les conditions aux limites introduites dans le calcul sont résumées dans le Tableau 9.6. Le fichier de commande pour la simulation de la crue millennale à Luzzone se trouve dans l'Annexe B.2.

diamètre moyen des particules	d_{50}	0.02×10^{-3}	[m]
masse volumique des sédiments	ρ_s	2650	[kg/m ³]
température de l'eau ambiante	T_a	8	[°C]
masse volumique du fluide ambiant	ρ_a	999.7	[kg/m ³]
viscosité cinématique du fluide ambiant	ν_a	1.39×10^{-6}	[m ² /s]
profondeur du réservoir à l'entrée	H	~ 50	[m]
longueur du réservoir le long du talweg	L	~ 2'600	[m]
débit de pointe de l'hydrogramme	Q_p	137	[m ³ /s]
temps de montée de l'hydrogramme	t_p	3600	[s]
facteur de forme de l'hydrogramme	n	30	[-]
charge en MES de pointe du solidogramme	C_{sp}	10	[%]
débit de pointe correspondant du solidogramme	Q_{sp}	11.3	[m ³ /s]
temps de montée du solidogramme	t_{sp}	3060	[s]
facteur de forme du solidogramme	n_s	60	[-]

Tableau 9.6: Tableau récapitulatif des caractéristiques physiques, géométriques et les conditions aux limites pour la simulation

9.2.2 Analyse des résultats de calcul, commentaires

Aperçu global de la progression du courant

L'analyse de la simulation est essentiellement graphique. Il s'agit de représentations de la surface du courant de turbidité en 3D, voir Figure 9.17, ou de projections sur le fond du lac ou de profils en long du talweg. Des graphiques d'évolution des paramètres principaux sont également présentés. La valeur de concentration correspondant à la surface est choisie au droit du plus grand gradient de

concentration. Celle-ci se trouve en l'occurrence autour de $c_{slim} = 0.002$, ce qui correspond à une dilution de la concentration initiale maximale d'un facteur 50.

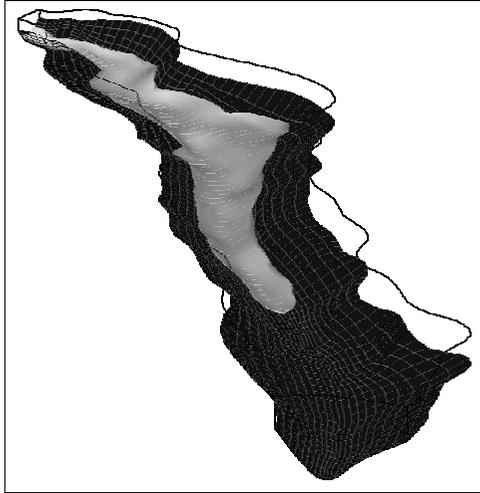
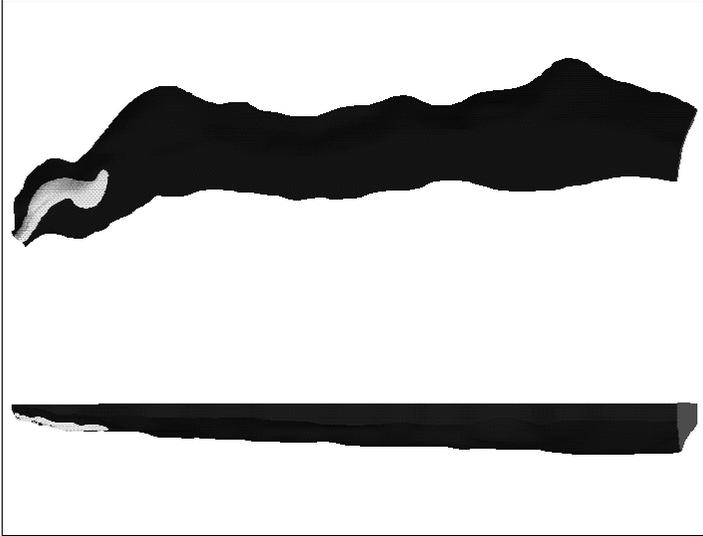


Figure 9.17: Vue globale du fond du lac avec le courant de turbidité comme isosurface avec $c_{slim} = 0.002$, 30 minutes après le début de la crue

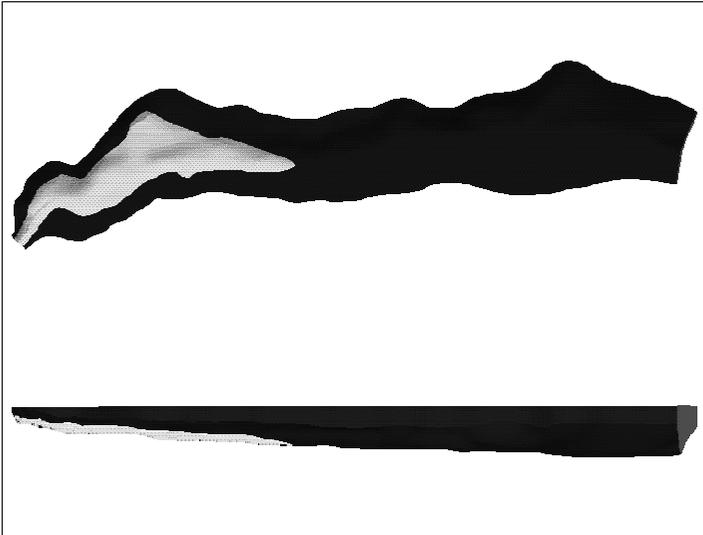
Les sept figures qui suivent montrent l'évolution du courant de turbidité en situation et en profil en long dans l'axe du talweg du réservoir. Le temps écoulé depuis le début de la montée en crue, ainsi que le temps référé à la pointe de l'hydrogramme sont indiqués pour chaque image.

L'effet de guidage des flancs du lac est bien visible, le courant suit parfaitement la gorge à l'entrée du réservoir, Figure 9.18 a), s'élargit au passage de l'ancien alpage de Luzzone, Figure 9.18 b), et une fois arrivé au barrage, il est réfléchi et remonte le réservoir pour former après, arrêt de l'écoulement, un lac intérieur d'eau chargée en sédiments. Ce lac à surface pratiquement horizontale s'abaisse progressivement avec la décantation des particules en suspension, Figure 9.18 f).

Le courant atteint le barrage environ 40 minutes après le début de la crue, respectivement 14 minutes après la pointe de l'hydrogramme. Les vitesses d'écoulement dépassent 2.5 m/s dans la gorge et atteignent des pointes de 1.5 m/s dans la partie élargie du réservoir. L'écoulement remontant le lac après avoir touché le barrage atteint une vitesse maximale de 0.3 m/s et ne s'arrête qu'environ 2 heures et demi après le début de la crue, instant où les vitesses d'écoulement tombent en dessous de 0.1 m/s. De légères oscillations de masse persistent jusqu'à la fin de la simulation.

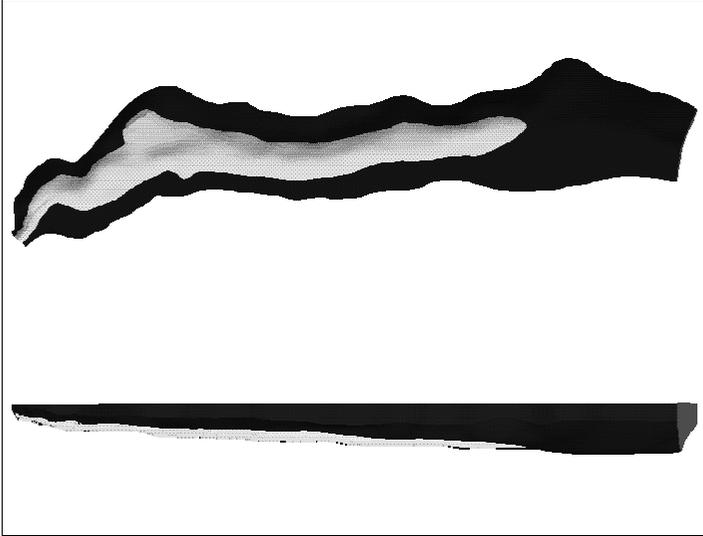


a) 10 min. après le début de la crue, 16 min. avant la pointe de l'hydrogramme

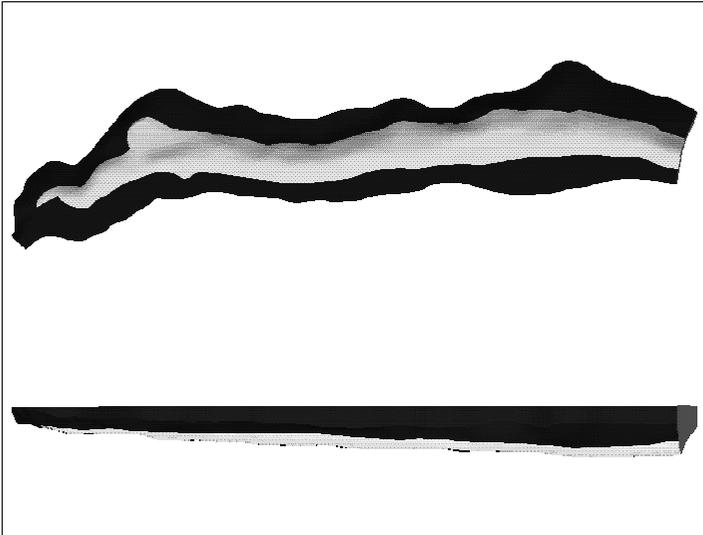


b) 20 min. après le début de la crue, 6 min. avant la pointe de l'hydrogramme

Figure 9.18: a) et b) Courant de turbidité en situation et en profil en long dans l'axe du talweg du réservoir, isosurface avec $c_{slim} = 0.002$ en fonction du temps écoulé depuis le début de la crue

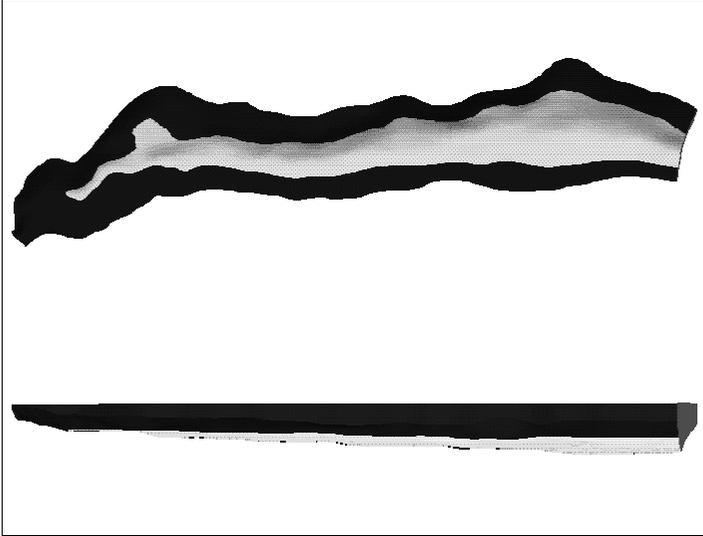


c) 30 min. après le début de la crue, 4 min. après la pointe de l'hydrogramme

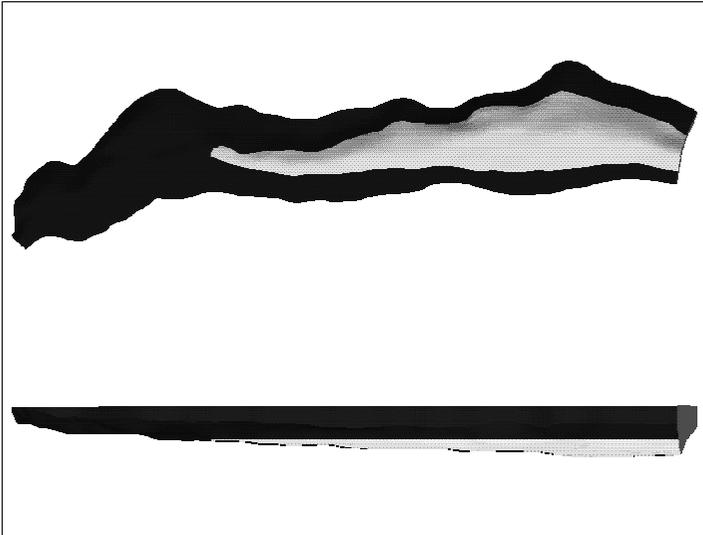


d) 40 min. après le début de la crue, 14 min. après la pointe de l'hydrogramme

Figure 9.18: c) et d) Courant de turbidité en situation et en profil en long dans l'axe du talweg du réservoir, isosurface avec $c_{slim} = 0.002$ en fonction du temps écoulé depuis le début de la crue



e) 50 min. après le début de la crue, 24 min. après la pointe de l'hydrogramme



f) 210 min. après le début de la crue, 184 min. après la pointe de l'hydrogramme

Figure 9.18: e) et f) Courant de turbidité en situation et en profil en long dans l'axe du talweg du réservoir, isosurface avec $c_{slim} = 0.002$ en fonction du temps écoulé depuis le début de la crue

Extraction de valeurs ponctuelles

Six "stations de référence", s11 à s61, voir Figure 9.19, ont été choisies dans le domaine de calcul afin d'y extraire les valeurs prises par différents paramètres de la simulation, en l'occurrence les trois composantes de la vitesse et la concentration volumique en matière solide. Le point s61 se trouve juste à l'amont du barrage. L'orientation du talweg a été extraite dans les six points, afin de pouvoir déterminer le sens de l'écoulement.

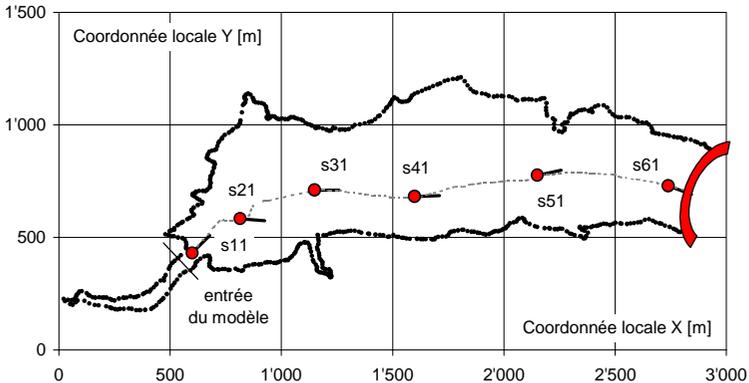


Figure 9.19: Emplacements et directions le long du talweg des six "stations de référence" s11 à s61, où les vitesses et les concentrations issues de la simulation ont été extraites

Evolution de la vitesse et de la concentration

La Figure 9.20 montre l'évolution de la vitesse horizontale projetée dans la direction du talweg aux six stations mentionnées. Il est intéressant de voir la forte vitesse juste à l'aval de l'embouchure alors que l'affluent est introduit dans le domaine de calcul avec une vitesse maximale de 0.09 m/s uniquement. Le courant plonge immédiatement au fond du réservoir et atteint rapidement des vitesses considérables. La direction de l'écoulement suit pratiquement le talweg tel qu'il est donné dans la Figure 9.19.

Comme le retour du courant s'effectue par-dessus l'écoulement encore en progression vers l'aval, ce dernier ne se manifeste pas par des vitesses négatives au fond aux stations s51 et s61. L'avancement n'est que freiné par le courant de retour dans la partie basse de la retenue. Le courant réfléchi n'apparaît que plus à l'amont aux stations s31 et s41 et, de façon très faible, même à la station s21 après deux heures environ.

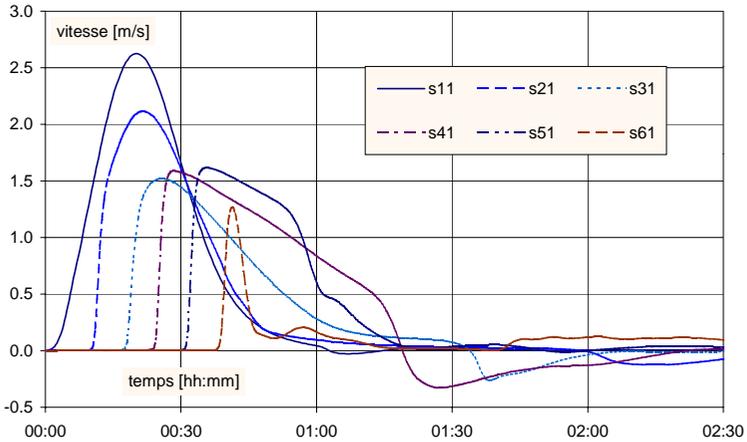


Figure 9.20: Vitesses horizontales au fond du lac projetées dans la direction du talweg aux six stations s11 à s61

A l'endroit de la station s51, un profil vertical sur les 53 premiers mètres décrit par 11 points, s51 à s511, a été extrait du domaine. Sur les cinquante premiers mètres du courant les vitesses d'écoulement diminuent progressivement, la valeur maximale passe de 1.62 m/s à 0.34 m/s, voir Figure 9.20. Le temps de passage de la vitesse maximale est légèrement décalé, de 12 minutes environ, du bas vers le haut. La concentration suit à peu près la même distribution dans l'espace et dans le temps. Par rapport à la valeur maximale au fond de $c_s = 1.56\%$, elle est environ dix-sept fois plus faible à 34 m, $c_s = 0.09\%$. Sur la base de la concentration limite admise de $c_{slim} = 0.2\%$, le courant a une hauteur estimée entre $h = 32$ m et 38 m à cet endroit juste après le passage du courant. Une zone à écoulement inversé causée par le passage de la tête du courant s'installe pendant quelques 10 minutes au-dessus de 32 m environ.

L'évolution temporelle de la concentration en sédiments le long du talweg est montrée à la Figure 9.22. La forme en distribution de Maxwell reste bien apparente dans la gorge, station s11. La majeure partie de la dilution s'effectue juste après l'entrée de l'affluent avec un facteur 5 environ. Le courant préserve par la suite sa concentration en sédiments. Par la suite il la fait même augmenter par érosion des dépôts existants.

Après arrêt du courant, la matière solide en suspension est réduite graduellement par décantation en milieu calme. La quantité de dépôts ainsi constituée ne dépend que de la colonne d'eau chargée en sédiments au-dessus de la surface en question.

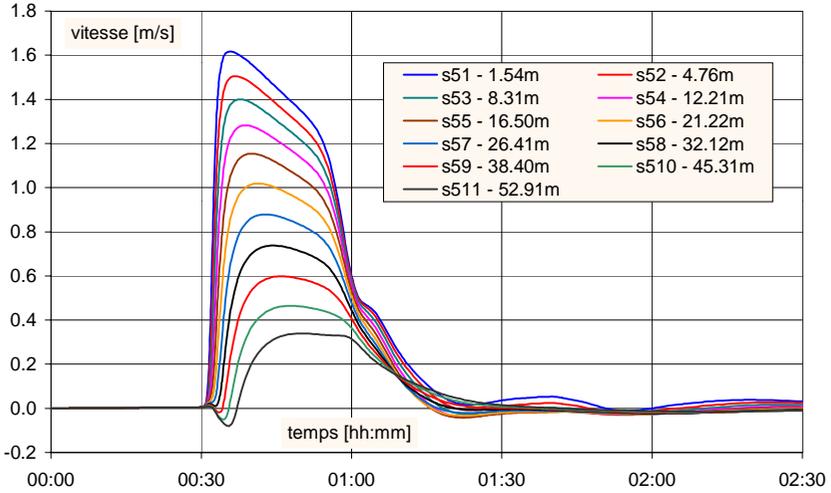


Figure 9.21: Vitesses horizontales projetées dans la direction du talweg dans un profil vertical sur les 50 premiers mètres défini par 11 points, s51 à s511

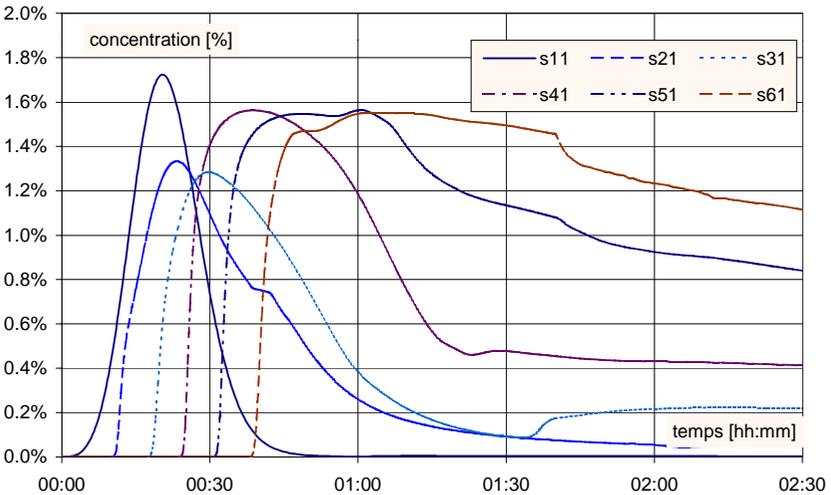


Figure 9.22: Evolution temporelle de la concentration de matière en suspension au fond du lac aux six stations s11 à s61

Interactions courant – dépôt

L'évaluation globale de tous les échanges au niveau du fond effectuée tous les 25 pas de temps aboutit à un débit solide intégral provenant de l'interaction courant – dépôt. Le débit positif traduit l'apport supplémentaire en matière solide dans l'écoulement par l'érosion des dépôts existants, négatif il exprime la diminution de la quantité de sédiments dans le courant par décantation. Le cumul du débit solide sur l'intervalle de temps donne le volume total échangé, voir Figure 9.23. Le débit solide provenant du bassin versant par l'affluent et son cumul sont également représentés dans la figure.

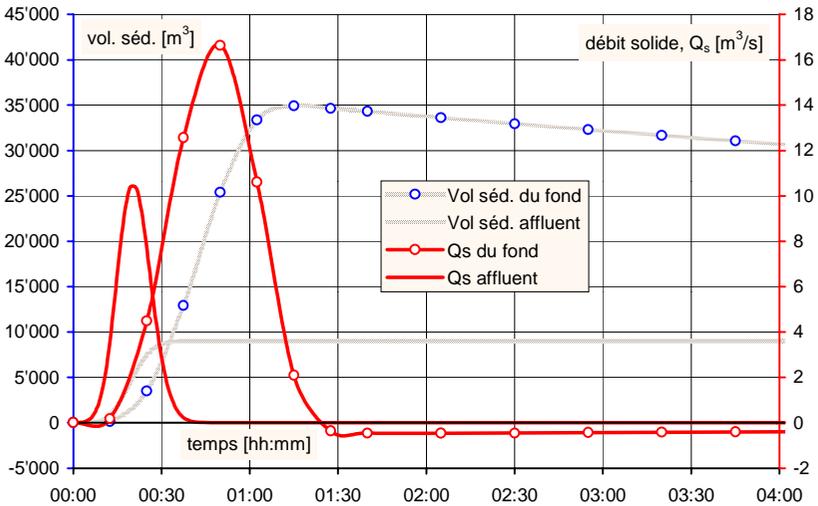


Figure 9.23: Débit solide de l'affluent et provenant de la totalité du fond du à l'interaction courant – dépôt, positif pour l'érosion des dépôts existants et négatif pour la décantation, et volume de sédiment entrant et échangé au fond

Le courant de turbidité est globalement érosif pendant une heure et demie environ, la forme du débit solide suit approximativement la forme de l'hydrogramme entrant de manière décalée et plus étendue. Aux 9'000 m³ de sédiments qui entrent dans le lac s'ajoutent environ 35'000 m³ provenant de l'érosion des dépôts existants, soit près de 4 fois plus. Lorsque l'écoulement est immobilisé après le passage du courant de turbidité, la décantation s'effectue à flux pratiquement constant de l'ordre de $Q_s = 0.4 \text{ m}^3/\text{s}$.

La localisation des interactions courant – dépôts est présentée sur une carte du fond de la retenue indiquant la modification de la hauteur des dépôts sur l'intervalle de temps donné, en l'occurrence toutes les 12.5 minutes et, vers la fin de la simulation, toutes les 25 minutes.

Pendant la durée de simulation, de 4 heures et 10 minutes, l'érosion est la plus grande le long du talweg et atteint une valeur maximale de 35 cm approximativement au droit de la station s41 au centre du réservoir. L'endroit de décantation maximale de 5 cm se trouve au pied amont du barrage, voir Figure 9.24.

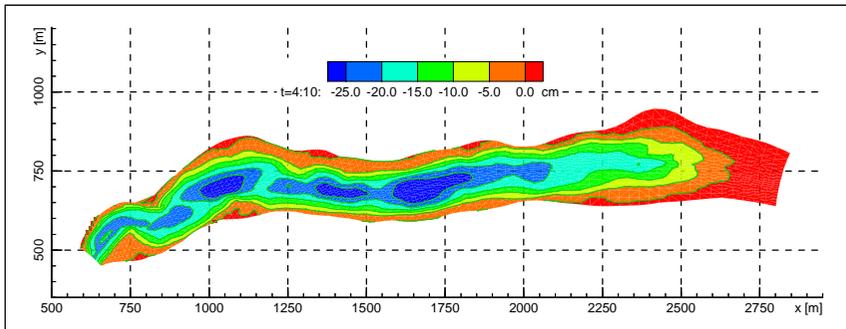
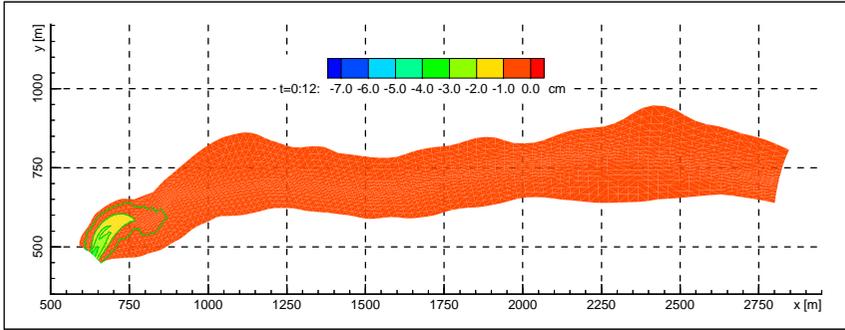


Figure 9.24: Localisation des zones d'érosion et de décantation globale sur la durée totale de la simulation de 4 heures et 10 minutes (érosion max= -33 cm; décantation max = 5 cm)

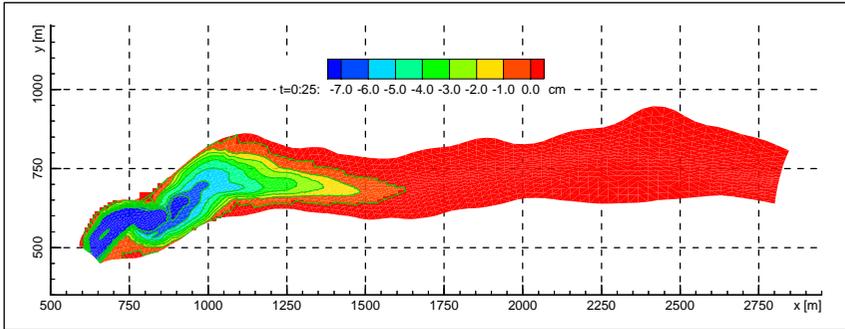
L'évolution du fond suit le mouvement du corps du courant de turbidité, la variation maximale dans l'intervalle de 12.5 minutes est de 9 cm en érosion et de 1 cm en décantation. Les 4 figures qui suivent, Figure 9.25 a) à f) montrent l'évolution de la profondeur des dépôts en fonction du temps écoulé depuis le début de la montée en de la crue.

L'étendue du courant de turbidité au fond du lac est à nouveau bien visible sur le champ de l'évolution de la profondeur des dépôts. L'érosion suit parfaitement le fond de la gorge à l'entrée du réservoir, Figure 9.25 a) et b), la zone d'interaction s'élargit au niveau de l'ancien alpage de Luzzone, Figure 9.25 c), et l'entraînement des sédiments est fortement atténué par le courant remontant le réservoir immédiatement après sa réflexion par le barrage, Figure 9.25 e).

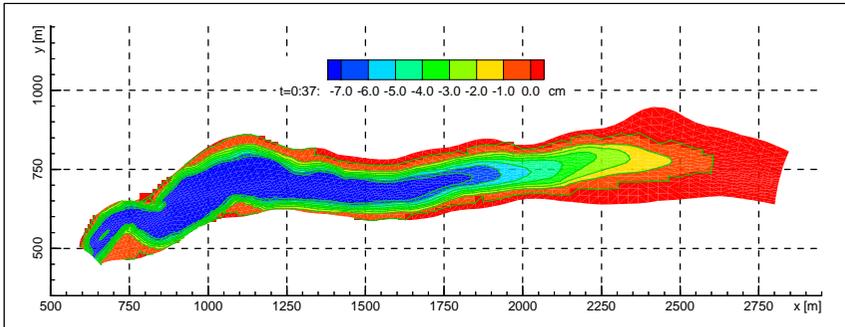
La Figure 9.26 montre l'accroissement de la couche des dépôts dans le dernier intervalle d'une durée de 25 minutes. A ce moment, le courant de turbidité est quasi immobile et décante progressivement ses particules.



a) entre $t = 0$ et $t = 12.5$ minutes après le début de la crue (érosion max=-3 cm)

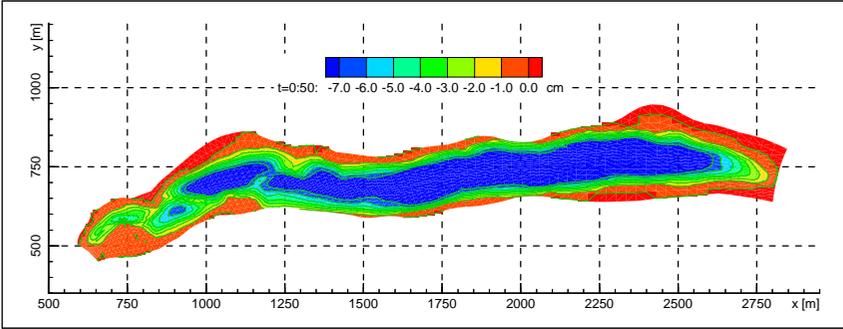


b) entre $t = 12.5$ et $t = 25$ minutes après le début de la crue (érosion max=-9 cm)

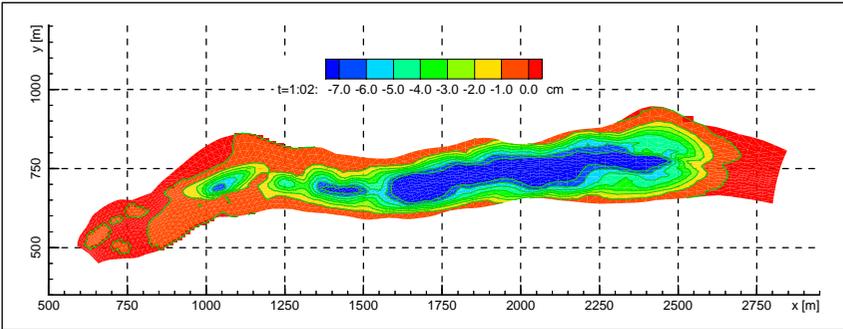


c) entre $t = 25$ et $t = 37.5$ minutes après le début de la crue (érosion max=-9 cm)

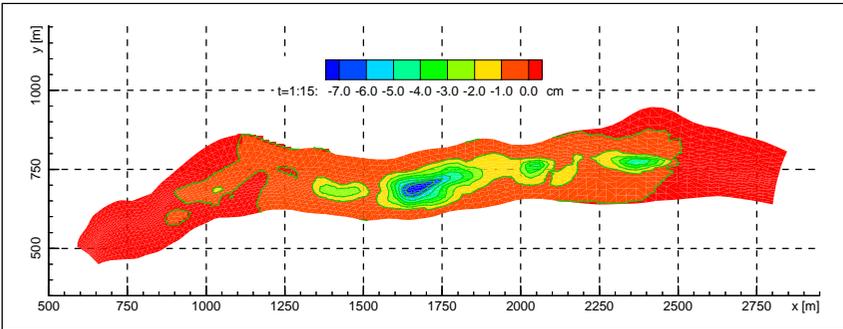
Figure 9.25: a) à c) Evolution de la profondeur des dépôts pendant le passage du courant de turbidité en fonction du temps



d) entre t = 37.5 et t = 50 minutes après le début de la crue (érosion max=-9 cm)



e) entre t = 50 et t = 62.5 minutes après le début de la crue (érosion max=-9 cm)



f) entre t = 62.5 et t = 75 minutes après le début de la crue (érosion max=-8 cm)

Figure 9.25: d) à f) Evolution de la profondeur des dépôts pendant le passage du courant de turbidité en fonction du temps

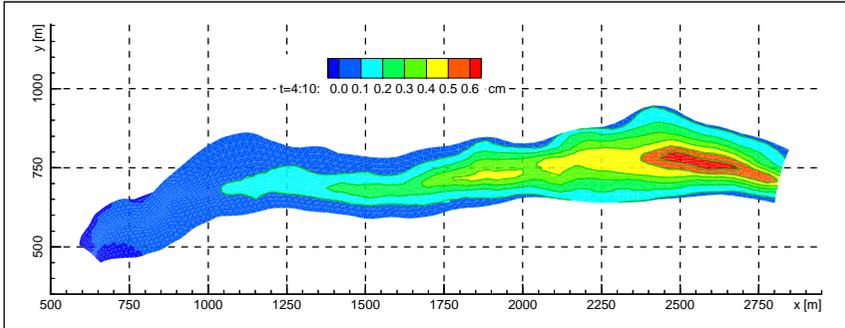


Figure 9.26: Evolution de la profondeur des dépôts dans le dernier intervalle de la simulation entre $t = 3$ heures 45 minutes et $t = 4$ heures 10 minutes après le début de la crue, lorsque le courant de turbidité quasi immobile décante ses particules (décantation max = 0.6 cm)

La quantité de sédiments encore en suspension après arrêt de l'écoulement est directement introduite dans le dépôt se trouvant en dessous de la colonne d'eau chargée en matière solide.

Le bilan global ainsi effectué dans la totalité du domaine de calcul démontre que le courant de turbidité simulé n'est non seulement vecteur de transport des sédiments provenant de la crue même, mais il est à l'origine d'un transfert massif de sédiments des dépôts constitués surtout dans la partie amont de la retenue par des événements mineurs vers l'aval du bassin, voir Figure 9.27.

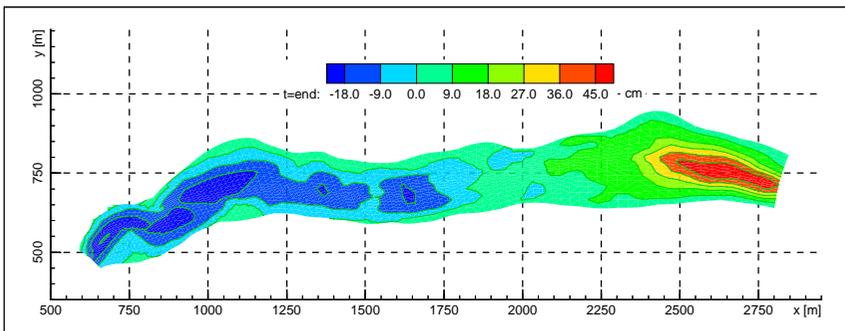


Figure 9.27: Localisation des zones d'érosion et de décantation globales sur la durée totale de la simulation avec, à la fin, les dépôts créés par la sédimentation de la totalité des matériaux encore en suspension dans le domaine de calcul (érosion max=-27 cm; décantation max = 53 cm)

La profondeur maximale d'érosion de 33 cm est réduite par la décantation au même endroit à 27 cm. L'augmentation maximale des dépôts a lieu juste à l'amont du barrage sur environ 300 m au centre du talweg, elle est estimée à 53 cm pour l'événement étudié.

9.2.3 Conclusion

L'application du programme développé dans le cadre de ce travail de thèse à une situation hypothétique correspondant à une crue extrême dans la retenue de Luzzone montre bien les capacités de la simulation numérique. Elle permet de décrire l'évolution d'un certain nombre de paramètres comme la concentration de matières en suspension et la vitesse d'écoulement en fonction de la géométrie du réservoir et des caractéristiques des apports. Le calcul de l'évolution de l'épaisseur des dépôts en tout point du fond permet de faire une évaluation rapide de l'incidence du passage d'un courant de turbidité. Des informations importantes à la compréhension du phénomène peuvent ainsi être tirées pour chaque cas particulier. D'éventuelles propositions pour la maîtrise de l'alluvionnement des retenues peuvent immédiatement être testées et leur impact sur le réservoir évalué.

10 RECHERCHE DE SOLUTIONS

10.1 Sédimentation à l'intérieur du réservoir

La présence d'un lac d'une certaine taille, qu'il soit d'origine naturelle ou artificielle, interrompt la continuité du transport solide. A condition que la vitesse moyenne dans le lac soit proche de zéro pendant un temps suffisamment long, les sédiments y sont entièrement déposés. Dans un tel contexte, les résultats du travail effectué montrent clairement la façon dont les dépôts se constituent dans une retenue fermée.

Pour contrôler l'alluvionnement à l'intérieur d'une retenue, des mesures constructives peuvent être appliquées afin de :

1. guider l'écoulement chargé de sédiments vers un organe de vidange permettant de procéder ultérieurement à des opérations de purge;
2. favoriser les dépôts dans des zones faciles d'accès pour un éventuel dragage, non préjudiciable à l'exploitation;
3. maintenir la suspension introduite par les courants de turbidité, afin de prévenir la décantation.

10.1.1 Effet d'un obstacle solide

Guider un courant de turbidité n'est pas une opération aisée, car il est capable de franchir ou de contourner sans difficulté des obstacles de grandes dimensions, voir à ce sujet Alexander et al. (1994). Une digue de taille raisonnable construite sur le fond d'un lac ne permet pas, en général, d'arrêter un courant de turbidité. Les petits obstacles utilisés par Alexander et al. (1994), de dimension verticale approchant la hauteur du courant de turbidité modifient passablement les dépôts constitués autour de l'obstacle par le passage de courant à haute concentration, $c_s \geq 10\%$.

C'est en fait la partie dense du courant proche du fond qui se voit retenue par l'obstacle, tandis que la partie haute, moins dense, continue son chemin sans aucun empêchement visible. Il faut préciser ici que la partie amont de l'obstacle présentait toujours un mur vertical. L'obstacle provoque la formation d'un ressaut hydraulique à l'amont, et c'est essentiellement la réduction locale de la vitesse d'écoulement qui conduit à une sédimentation plus forte à l'amont du mur. Après le passage de l'obstacle, il se crée rapidement un écoulement à flux constant, voir Figure 10.1. L'éventuel ressaut hydraulique à l'extrémité aval de l'obstacle crée une deuxième zone de dépôts locaux.

L'effet d'un obstacle à extrémité amont inclinée telle une digue en enrochement par exemple, n'a pas été documenté.

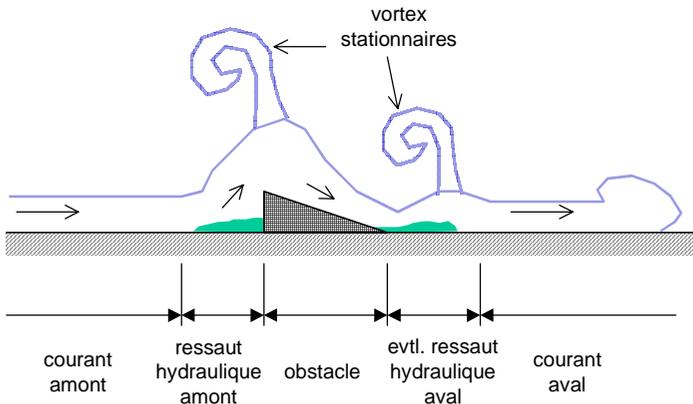


Figure 10.1: Courant de turbidité franchissant un obstacle en forme de cale de hauteur approchant la profondeur de l'écoulement turbulent, d'après Alexander et al. (1994). Les zones de dépôts se trouvent au droit des ressauts hydrauliques amont et éventuellement aval

10.1.2 Effet d'un rideau à bulles d'air

Une solution envisageable consiste à alléger le courant par injection d'air à partir du fond, pour interrompre sa progression. Cette méthode, testée en laboratoire sur des courants de turbidité, voir Sinniger et Boillat (1994), a donné des résultats satisfaisants, montrant qu'un courant de turbidité peut être complètement arrêté, ne laissant qu'un volume fortement réduit de sédiments transiter vers l'aval. Cette méthode est brièvement décrite dans la Figure 10.2. Le panache créé par l'injection d'air peut atteindre sans difficulté la surface de la retenue et une circulation s'installe à l'amont du profil en travers où l'injection d'air est réalisée. Le réservoir est ainsi découpé en deux zones distinctes et les dépôts se forment essentiellement à l'amont par décantation lente d'un grand volume d'eau chargée de matière en suspension et localement par réduction de la vitesse d'écoulement due à la diffusion du courant.

La mise en œuvre de cette technique dans une retenue reste à mettre au point. L'efficacité de la méthode dépend du taux d'allégement du courant de turbidité, dont la densité doit être ramenée au moins à celle du fluide ambiant. Le débit d'air nécessaire pour le courant de turbidité observé à Luzzzone est estimé à plus de 1% du débit liquide, soit environ 4 m³/s d'air pour 400 m³/s de courant de turbidité. En plus, le moment opportun pour mettre en marche l'installation ainsi que la durée de l'opération doivent être judicieusement choisis.

Ce procédé permettra également de maintenir la suspension en réduisant en même temps la concentration.

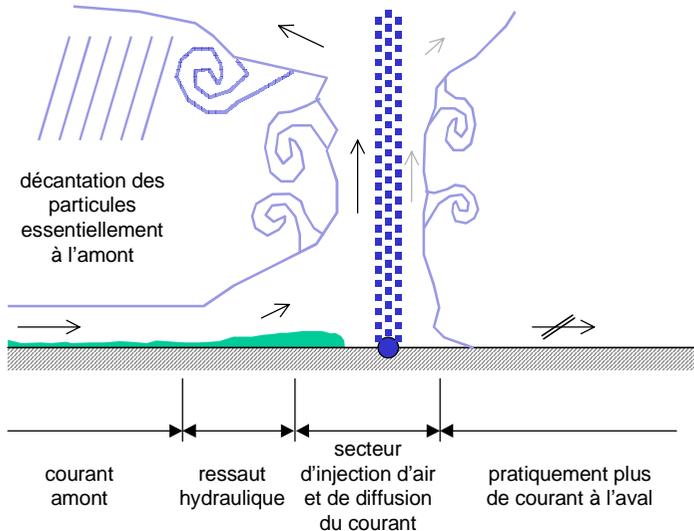


Figure 10.2: Schéma du principe d'injection d'air à partir du fond à l'occasion du passage d'un courant de turbidité, d'après Sinniger et Boillat (1994), les zones de dépôts se trouvent principalement à l'amont du rideau de bulles d'air

10.2 Transit de sédiments

Quatre méthodes principales de transit des sédiments peuvent être distinguées :

1. contournement du réservoir dans une galerie ou un canal de dérivation, activé manuellement ou automatiquement en cas de crue à fort transport solide;
2. guidage des courants de turbidité qui se développent en situation de crue à l'intérieur de la retenue et leur évacuation par des organes prévus à cet effet;
3. purges régulières appropriées en période de crue afin d'évacuer les sédiments déposés à proximité de l'ouvrage de vidange. L'effet reste pourtant limité aux zones à fortes vitesses d'écoulement;
4. évacuation des sédiments fins par la prise d'eau usinière, en maintenant la suspension introduite par les courants de turbidité pendant une durée suffisamment longue avec une dilution suffisante pour ne pas dépasser la concentration maximale admissible dans les eaux turbinées.

10.2.1 Galerie de dérivation

La réalisation d'un ouvrage de prise d'eau sur l'affluent en amont du lac suivi d'une galerie de dérivation permet de détourner une partie du transport solide et de le restituer au cours d'eau à l'aval du barrage. Cette méthode est efficace, les sédiments étant évacués dans l'écoulement aval qui retrouve son équilibre naturel. La dérivation ne fonctionne que lors des crues de manière à limiter les pertes en eau.

Afin de garantir une dérivation sélective, l'exploitant doit apprécier le moment opportun d'ouverture ou de fermeture de la prise d'eau lorsque celle-ci est équipée d'un organe de contrôle. Pour une prise à seuil non contrôlé, la dérivation n'est guère sélective, car l'eau non chargée en décrue est aussi dérivée tant que le seuil est dépassé. Il peut toutefois s'avérer nécessaire de laisser couler de l'eau propre à fort débit pour libérer la galerie d'éventuels dépôts solides qui s'y sont constitués. Pour que la faune et la flore du cours d'eau aval puissent s'adapter à la crue, la dérivation doit se faire de façon graduelle.

Le charriage peut être presque entièrement dérivé par une prise contrôlée. La part de matières en suspension transite au prorata du débit dérivé. On peut citer ici l'ouvrage de dérivation du Flon vers la Vuachère à Lausanne, voir Sinniger et Boillat (1994), où la dérivation se fait sans organe mobile par lancement progressif de l'écoulement vers la prise en fonction du débit total. Dans ce cas, la part de matières solides, transportées par charriage et en suspension, transite au prorata du débit dérivé.

La dérivation en galerie de contournement de la retenue de Palagnedra au Tessin peut être citée comme exemple d'une dérivation équipée d'organes de contrôle fonctionnant qu'en période de crue, voir Martini (1981) et Bruschin et al. (1982).

Les méthodes de dimensionnement des galeries de dérivation et la détermination des consignes d'exploitation ne sont pas traitées ici.

10.2.2 Transit par courant de turbidité

Cette technique de transit s'applique principalement aux aménagements à basse chute dans lesquels le volume d'eau retenu est faible par rapport au volume d'une crue.

Un transit efficace de sédiments nécessite des organes de contrôle permettant une évacuation de débits importants, proches des débits de pointe des crues entrantes. Ceci exige également une capacité du lit aval, permettant le passage des crues «naturelles» telles qu'elles se produisaient avant la réalisation de l'aménagement.

Un transit par courant de turbidité est également possible pour une retenue dans une vallée en forme de V, lorsque la capacité de l'organe de vidange est proche du débit maximum entrant et que le cours d'eau aval possède une capacité d'accueil adéquate. Si ces conditions sont remplies, il est possible de faire transiter une

grande partie du transport solide à travers le bassin, même à niveau de retenue élevé, par des organes de vidange fonctionnant en charge. Si la vallée est plus large, le courant de turbidité s'écoulant au fond du lac peut être guidé soit par des endiguements, soit par creusement d'un canal guidant l'écoulement vers les organes de vidange. Cette méthode, déjà appliquée en pratique, nécessite toutefois des organes de vidange de grande capacité et ne s'applique qu'à des bassins de faibles dimensions.

La plupart des retenues alpines servent à accumuler de l'eau, et celle apportée par les crues représentent une part importante des apports totaux. Elles remplissent ainsi une fonction de protection contre les crues, qui s'est avérée bénéfique à maintes occasions pour les territoires situés à l'aval des retenues.

Les vidanges de fond de ces aménagements sont donc conçues dans un tout autre but que le transit des crues. Il s'agit d'organes de sécurité, permettant l'abaissement complet du plan d'eau du réservoir comme mesure préventive ou partiel pour des contrôles dans le bassin et pour la révision des prises d'eau. L'évacuation des sédiments généralement pratiquée actuellement se fait par des purges en nappe libre ou en charge. Si la première méthode permet l'évacuation d'une grande quantité de sédiments avec certaines conséquences écologiques pour l'aval, la deuxième ne permet de dégager que le voisinage immédiat de l'entrée de la vidange. Ces purges sont le plus souvent planifiées bien à l'avance, ce qui ne permet que rarement de profiter de conditions météorologiques favorables à la dilution de la charge en suspension dans les cours d'eau aval.

Des propositions pour des purges plus efficaces et plus judicieuses sont formulées dans le chapitre suivant.

10.2.3 Purges régulières appropriées

La notion de purge décrite par la suite, concerne la manœuvre d'organes mobiles immergés fonctionnant en charge.

L'objectif principal est l'évacuation des dépôts à proximité des organes vitaux de l'aménagement. Dans une retenue classique, le transit de courants de turbidité en totalité à travers la vidange de fond est difficilement réalisable. La sédimentation dans la zone proche du barrage, très sensible à l'alluvionnement, peut toutefois être contrôlée par des purges de courte durée en périodes de crues. La mise en application de cette suggestion aura des effets positifs du point de vue sédimentologique, écologique, économique, et de sécurité.

L'état actuel des connaissances permet de formuler des consignes de purge plus appropriées que celles pratiquées jusqu'ici. Comme déjà mentionné, le choix du moment de purge est lié le plus souvent à l'autorisation d'un organisme de contrôle, l'hydrologie n'étant que rarement considérée. Pourtant, la prévision du débit dans le

cours d'eau aval au moment de la purge est très difficile, voire impossible longtemps à l'avance. Lors de la purge, il arrive fréquemment qu'il n'y ait pas suffisamment d'eau pour garantir une dilution optimale. Des dégâts à la faune et la flore du système écologique aval peuvent en résulter.

Les matériaux transportés à l'intérieur de la retenue par des courants de turbidité et déposés après la crue n'ont pas le temps de se consolider. Il est facile de les évacuer par une purge, mais l'effet reste limité à une zone proche de la vidange de fond, le reste du bassin n'étant pas touché. Le volume éliminé reste cependant faible par rapport au volume total de sédiments apportés. A Luzzone, par exemple, il n'est pas possible d'extraire plus que 10 % environ du total annuel, pour autant que cette quantité se dépose dans le cône formé à l'entrée de la vidange. De plus, la purge n'a aucune influence sur les dépôts accumulés devant la prise d'eau, ouvrage menacé d'ensablement.

Néanmoins, des purges plus fréquentes, mais de courte durée, permettent de mieux répartir la charge solide dans le temps et dans l'espace, grâce à la capacité de transport et de dilution du cours d'eau aval.

Les purges réalisées en situation de crue surviennent à des instants favorables quant à la présence éventuelle de personnes dans le cours d'eau aval. L'effet de laminage des crues du réservoir reste à tout moment garanti. L'exploitant a le choix du décalage temporel pour évacuer des sédiments à travers la vidange de fond. Le moment le plus favorable se trouve souvent en phase de décrue, lorsque le cours d'eau possède encore sa capacité de transport et de dilution, mais où l'adjonction d'un débit supplémentaire ne conduit pas à une éventuelle situation de danger à l'aval.

Des purges de courte durée, bien que plus fréquentes, conduisent à une diminution des coûts actuels de l'opération, qui sont non seulement liés aux pertes d'eau, mais aussi à la main d'oeuvre nécessaire à l'exécution et au contrôle du cours d'eau aval, ainsi qu'à d'éventuels frais de dédommagement pour des dégâts causés.

10.2.4 Evacuation avec les eaux turbinées

Les prises d'eau usinières sont le plus souvent réalisées dans la partie profonde du bassin afin de profiter au maximum du volume d'eau disponible, à l'exception de celui disponible dans la tranche morte réservée à l'accumulation des sédiments.

De par leur position, ces organes sont par conséquent en mesure d'évacuer les sédiments en suspension au voisinage du fond. Toutefois, les exigences sur la qualité des eaux turbinées ne permettent pas d'envisager le transit des courants de turbidité en raison de leur concentration élevée en matières solides. La limite de concentration acceptable est liée à l'usure des turbines. Elle dépend principalement

des caractéristiques pétrographiques des sédiments, des vitesses d'écoulement dans la turbine et des caractéristiques de cette dernière.

Un ordre de grandeur de la charge en sédiments encore acceptable peut être trouvé dans Schleiss et al (1996), où une concentration autour de 10 ml/l (1 %) a été turbinée pendant l'abaissement progressif du lac de Mauvoisin en Suisse sans qu'une usure particulière ait pu être observé sur les turbines.

En référence aux concentrations mesurées et calculées des courants de turbidité dans la retenue de Luzzzone, qui sont de l'ordre de quelques pour-cent en volume à proximité du barrage, une dilution d'un facteur 2 à 5 serait donc nécessaire pour pouvoir continuer le turbinage sans problème. Un tel résultat peut être atteint par la génération de turbulence pour favoriser le mélange.

Une possibilité technique déjà énoncée consiste à injecter de l'air depuis le fond du réservoir pour disperser et maintenir les particules fines en suspension. Un effet semblable pourrait être obtenu par des brasseurs mécaniques disposés sur le fond.

Par le fonctionnement simultané de la prise d'eau usinière et du système de brassage, il serait possible d'éliminer une partie importante de sédiments et de les rejeter en concentration uniforme dans le milieu naturel à l'aval de l'usine. Cette façon de faire revêt un avantage environnemental indiscutable en comparaison des opérations classiques de purge.

11 SYNTHÈSE ET CONCLUSIONS

11.1 Rappel des objectifs et de la démarche

Les retenues créées par des barrages sur les cours d'eau naturels sont toutes confrontées au problème de l'alluvionnement. Les matériaux solides déposés dans les retenues peuvent porter préjudice à l'exploitation et réduire de manière significative la capacité d'accumulation d'eau. Le thème du présent travail de thèse concerne l'analyse du transport solide, de la décantation et de l'évacuation de sédiments dans une retenue.

La recherche proposait de mettre en évidence et de mieux définir le rôle des nombreux paramètres qui caractérisent ces phénomènes. Le comportement d'un mélange eau - sédiments dans une retenue a ainsi été étudié.

Dans ce contexte, la recherche s'est appuyée sur une revue bibliographique, sur des campagnes de terrain, sur des essais de laboratoire et sur la simulation numérique. Sur le terrain, les apports liquides et solides dans le lac de Luzzone ainsi que les courants de turbidité au fond du réservoir ont été mesurés.

La suite de l'étude des courants de turbidité a été conduite sur une base expérimentale en laboratoire puis par simulation numérique des phénomènes observés sur le terrain et en laboratoire.

L'analyse des résultats obtenus débouche sur une meilleure compréhension des mécanismes de l'alluvionnement et sur leur simulation numérique non-stationnaire en trois dimensions. Des recommandations concernant le transport solide à l'intérieur du réservoir ont finalement été formulées. Elles posent les bases d'une meilleure gestion de l'alluvionnement des retenues.

11.2 Campagnes de terrain

En collaboration avec les Forces Motrices de Blenio SA (OFIBLE) et le Service Hydrologique et Géologique National (SHGN), trois stations ont été installées sur le site expérimental de Luzzone pour mesurer simultanément les précipitations, les apports solides et liquides ainsi que les courants de turbidité dans le réservoir.

Du point de vue hydrologique, aucun événement significatif n'a été observé durant la période de mesure des années 1995 et 96 sur le bassin versant test de Luzzone. La relation "pluie - débits liquide et solide - température de l'eau - courant dans le lac" a tout de même pu être mise en évidence et une relation adimensionnelle simple décrivant les apports liquides et solides dans la retenue a été établie. Les paramètres

utilisés sont le débit de pointe, le temps de montée et un facteur de forme pour l'hydrogramme comme pour le solidogramme, tous deux définis par une fonction "en cloche" correspondant à la distribution de Maxwell. L'analyse des mesures in situ indique clairement que la pointe du solidogramme arrive pratiquement toujours avant que l'hydrogramme ait atteint son débit maximal.

Le volume de sédiments en suspension transportés par l'affluent principal a été estimé à environ 14'600 m³/an en 1996. La valeur moyenne trouvée par analyse des levés bathymétriques effectués dans la retenue depuis 1985, rapportée au sous-bassin jaugé donne environ 17'300 m³/an, valeur légèrement supérieure à celle trouvée par la mesure directe.

Les courantomètres placés à la confluence des cours d'eau du bassin versant, endroit actuellement immergé, ont permis de distinguer clairement l'origine des courants (plutôt Nord ou Est). Aucun courant de turbidité n'est parvenu du bassin versant sud. Les directions des courants enregistrées par les instruments situés à l'aval au fond de la retenue étaient toujours orientées dans l'axe du talweg. A proximité du barrage, des courants de retour ont été constatés.

Il convient de remarquer que les événements observés ne portent que sur une durée de deux ans pendant laquelle aucun événement majeur a été mesuré. Dans ces conditions, les résultats issus de l'analyse doivent être relativisés. L'établissement de règles fiables pour l'extrapolation des résultats trouvés à des crues extrêmes nécessiterait de poursuivre les mesures in situ.

11.3 Essais de laboratoire

L'installation expérimentale construite à l'EPFL permet d'étudier en continu des courants de turbidité dans un bassin de 1.5 m de largeur et 6 m de longueur. Dès le départ, la recherche a été orientée vers des essais de nature essentiellement quantitative. La raison de ce choix est liée au besoin de disposer d'un certain nombre d'essais physiques avec des conditions d'alimentation bien définies et documentés par un grand nombre de mesures pour la vérification du calcul numérique. L'avancement de courants de turbidité sur plan incliné, le comportement en élargissement libre et le passage de l'élargissement vers une section à largeur constante (de 3D à 2D) ont ainsi été étudiés.

Les mélanges utilisés étaient constitués d'argile homogène et d'eau. Ils présentaient une concentration volumique de 2 à 20 ml/l, soit des masses volumiques allant de 1'002 à 1'034 kg/m³.

L'avancement et la distribution de vitesse à l'intérieur du courant ont été mesurés à l'aide de huit transducteurs à ultrasons par mesure non-invasive. Trois dispositions de sondes ont permis de mesurer des profils de vitesse verticaux, frontaux et le

champ d'écoulement en 2D dans l'élargissement. Pour chaque disposition des sondes, plusieurs essais ont été effectués, et ceux présentant des conditions initiales et aux limites les plus stables ont ensuite été simulés numériquement pour la comparaison.

Les observations faites lors des essais en laboratoire ont montré que dans la zone de divergence, l'élargissement du courant de turbidité est quasi radial. Après que le courant ait atteint les bords du canal, le passage de l'écoulement divergent à un écoulement uniforme guidé par les bords du canal s'effectue rapidement.

Les mesures effectuées confirment la distribution théorique verticale des vitesses et l'avancement en écoulement uniforme suit bien les valeurs issues de la théorie et de la simulation numérique.

11.4 Modélisation numérique

La modélisation numérique qui a été développée est basée sur les équations de Navier-Stokes pour des fluides réels à comportement newtonien et suffisamment dilués.

Les équations standard de la mécanique des fluides, c'est-à-dire la conservation de masse, de quantité de mouvement et d'énergie sont résolues par une approche en volumes finis en trois dimensions dans le code CFX-F3D. Ce modèle numérique général a été développé par Computational Fluid Dynamics Services et commercialisé par AEA Technology en Angleterre. La simulation numérique tient également compte de la turbulence via le modèle $k-\varepsilon$ qui se base sur la conservation et la dissipation de l'énergie cinétique turbulente k par son taux de dissipation ε .

La suspension est traitée directement dans le code CFX-F3D par son module à phases multiples. Des modules additionnels programmés par l'auteur permettent de tenir compte de la sédimentation, traitée sous l'hypothèse d'une chute libre des particules, ainsi que de l'interaction courant - sol, simulant la déposition et l'entraînement de particules du fond.

Les essais de laboratoire ainsi qu'un événement enregistré in situ à Luzzone ont été simulés numériquement avec les mêmes conditions de bords et les résultats ont été comparés. La simulation numérique des courants de turbidité mesurés dans le modèle physique donne des résultats très satisfaisants. L'application au cas réel de la retenue de Luzzone s'est révélée plus difficile en raison, d'une part du faible nombre d'événements significatifs et d'autre part de certaines lacunes dans les mesures disponibles pour les quelques événements observés. Les résultats peuvent néanmoins être considérés comme satisfaisants.

11.5 Recommandations pour l'exploitation

Sur la base des connaissances acquises dans le cadre de cette étude, quelques solutions concrètes ont été proposées pour la maîtrise de l'alluvionnement. Les mesures qui peuvent être prises pour réduire l'érosion du bassin versant ne sont pas traitées ici. Il faut toutefois admettre que, quelles que soient ces mesures, il subsistera toujours une quantité importante de sédiments qui parviennent dans la retenue.

Le phénomène naturel de transport des sédiments est interrompu partiellement, voire totalement par la présence d'un barrage. Le transit d'une partie des sédiments à travers la vidange de fond peut toutefois être rétabli en choisissant le moment approprié, c'est-à-dire pendant les crues.

Si pour des raisons économiques, techniques ou de sécurité à l'aval, le transit intégral des sédiments n'est pas réalisable, l'exploitant peut alors favoriser des zones de dépôt à l'intérieur de la retenue pour un éventuel dragage ultérieur. L'écoulement chargé de sédiments peut par exemple être guidé vers un endroit non préjudiciable à l'exploitation. Cet effet est cependant difficile à obtenir.

La méthode la plus performante pour la maîtrise de l'alluvionnement est certainement le transit des sédiments. Ce transfert d'une partie des apports solides directement vers l'aval du barrage peut être obtenu par :

- la construction d'une galerie de dérivation: méthode coûteuse, elle reste pourtant le seul moyen pour le transfert du charriage;
- le transit des sédiments à l'intérieur du réservoir par courants de turbidité et évacuation partielle les organes de vidange;
- la réalisation de purges régulières appropriées en période des crues, pour dégager les zones à l'amont immédiat des organes de prise et de vidange;
- l'évacuation des sédiments fins par la prise d'eau usinière, en maintenant la suspension introduite par les courants de turbidité.

A part le dernier procédé, toutes ces méthodes exigent une capacité suffisante du lit aval, permettant le passage de crues «naturelles» telles qu'elles se produisaient avant la réalisation de l'aménagement.

La présente étude fournit un outil performant de prévision de l'écoulement de turbidité au fond d'une retenue. Il est possible de déterminer le moment opportun d'ouverture et de fermeture des organes de vidange pour réduire au minimum les pertes d'eau. La rétention des crues reste garantie à tout instant, et la quantité de sédiments déposés dans le réservoir en sera réduite.

11.6 Perspectives, recherches futures

11.6.1 Observation et maîtrise des courants de turbidité

Les mesures et essais in situ resteront toujours lacunaires et non-reproductibles, car dépendant des aléas de la nature. A part quelques exceptions, il n'est pas envisageable de créer des courants de turbidité artificiellement à grande échelle, et le hasard seul permet d'en observer.

Du fait que la mesure complète de courants de turbidité exige pour l'instant la mise en œuvre de moyens considérables, il reste difficile de connaître d'une manière fiable et complète les caractéristiques cinématiques et dynamiques d'un courant de turbidité dans la nature.

Néanmoins, la compréhension de ce phénomène a été fortement élargie par la recherche conduite sur le site de Luzzone, mais aussi par les essais de laboratoire et la simulation numérique.

La réalisation de campagnes de mesure à Luzzone dans le cadre de ce travail de thèse a permis de se familiariser avec les différentes techniques d'auscultation à l'amont et à l'intérieur des retenues. Ces travaux et les résultats qui en sont issus constituent une base de connaissances directement utilisable pour toute future campagne de mesure dans d'autres retenues artificielles. Les limites des mesures in situ et les points à améliorer ressortent clairement de l'étude.

L'application des consignes d'exploitation précitées dans un cas concret, sous forme de lâchés contrôlés de courants de turbidité parvenant à la vidange de fond en situation de crue, permettra de tester la validité de la méthode in situ avec une instrumentation adéquate.

La recherche et l'application pratique d'une instrumentation capable de détecter de façon fiable des courants de turbidité dans des conditions réelles doivent se faire en parallèle, car les consignes d'exploitation doivent encore être étudiées plus en détail.

11.6.2 Simulation numérique de courants de turbidité

La simulation numérique déjà bien maîtrisée permet de suivre l'évolution d'un courant de turbidité dans une retenue, alors qu'il ne sera que partiellement ausculté par des mesures in situ.

Le grand défi consiste à rendre plus convivial l'utilisation du logiciel de simulation numérique. A l'heure actuelle, le logiciel ne tourne que sur le CRAY de l'EPFL, ce qui permet des temps de calcul raisonnables. Le logiciel de simulation a été récemment implémenté sur un nouveau serveur UNIX DEC-Alpha local au département, et les temps de calcul ne sont plus très différents de ceux du CRAY. Les pré- et postprocesseurs sont installés sur des stations de travail sous UNIX. L'autre partie de

l'analyse s'effectue sur PC avec toutes les difficultés liées au transfert de fichiers entre les divers systèmes informatiques utilisés.

Avec le développement rapide de moyens informatiques, tant au niveau du matériel qu'au niveau des logiciels et des systèmes d'exploitation, l'utilisation deviendra de plus en plus facile et rapide. Le code commercial CFX-F3D est en constant développement. Sa nouvelle version CFX4.2 qui est sortie en février 1998, permet déjà une utilisation plus conviviale et des définitions de conditions de bord enrichies, la simulation numérique est actuellement en migration vers cette nouvelle version. Et CFX5 vient de sortir.

Il n'est pas envisageable de simplifier sensiblement le calcul numérique, les équations sont imposées, la résolution géométrique ne peut pas être beaucoup plus grossière que celle utilisée actuellement. Il est possible par contre d'effectuer la simulation de courants de turbidité dans une géométrie tridimensionnelle, en la calculant en 2D uniquement sur l'axe du talweg en prenant des paramètres moyennés sur la largeur. Ceci permet une simulation beaucoup plus rapide, avec une précision souvent suffisante pour l'exploitant, mais elle ne remplace pas la résolution calculée en 3D, surtout pour les phénomènes locaux.

Il est donc préférable de rester à une simulation tridimensionnelle en l'adoptant aux progrès rapides des développements informatiques.

11.7 Valorisation de la recherche

Afin de faire connaître les travaux effectués dans le cadre de ce travail de thèse et de créer une synergie avec d'autres études en cours dans le même domaine, le LCH a organisé des séminaires sur les thèmes de l'érosion et de l'alluvionnement des retenues. Des présentations du projet avec visite des installations de mesure ont eu lieu à plusieurs reprises sur le site expérimental de Luzzone et au laboratoire du LCH. Ces divers contacts ont permis des échanges d'expérience fructueux en matière de mesure du transport solide dans les cours d'eau alpins et de l'expérimentation des courants de turbidité en laboratoire.

Dans l'objectif d'une plus grande diffusion des résultats obtenus, quelques publications en rapport avec l'alluvionnement des retenues par courants de turbidité ont été faites entre 1994 et aujourd'hui par l'auteur de la thèse et ses supérieurs. Il s'agit notamment de :

- Sinniger R., Martini O., De Cesare G : *Apports de sédiments dans une retenue par courant de densité*, Mesures in situ, XVIIIe Congrès ICOLD, Q.69-R.7, Durban, 1994

- Boillat J.-L., De Cesare G.: *Dichteströmungen im Bereich des Grundablasses des Stausees Luzzone - Modellversuche*, Tagungsband des Symposiums "Betrieb, Erhaltung und Erneuerung von Talsperren und Hochdruckanlagen", pp. 183-192, Graz, 1994
- Sinniger R., De Cesare G.: *Spülung von Grundablassstollen - Theorie und Modellversuche*, Internationales Symposium « Verlandung von Stauseen und Stauhaltungen, Sedimentprobleme in Leitungen und Kanälen », Mitteilungen der VAW Nr. 142, Teil 1, pp. 93-110, Zürich, März 1996
- Sinniger R., De Cesare G.: *Kraftwerkstechnik - Verlandung von Stauseen*, Schweizerische Technische Zeitung, STZ 4/97, 1997

Le savoir acquis par ce travail est également profitable à l'enseignement, ainsi qu'à des recherches et activités de service, comme en témoignent certains travaux réalisés ou en cours pour les OFIBLE, les EEF et autres exploitants de retenues artificielles :

- Sinniger R., Boillat J.-L.: *Barrage de Luzzone. Analyse de la stabilité des dépôts*, LCH-EPF Lausanne, rapport interne 6/95, 1995
- Sinniger R., Boillat J.-L.: *Alluvionnement du lac du Vernex - étude préliminaire*, LCH-EPF Lausanne, rapport interne 9/97, 1997
- Schleiss A., Boillat J.-L.: *Etude de l'alluvionnement du bassin de compensation des Esserts*, LCH-EPF Lausanne, rapport interne, à paraître

En ce qui concerne l'intérêt général, l'outil informatique développé est applicable de manière très large à l'ensemble des aménagements hydrauliques, ceci dans des contextes existants ou au stade du projet. Il est dès lors possible, sur la base d'informations sur la topographie d'une retenue, sur l'hydrologie et sur les apports solides du bassin versant, de calculer l'incidence à court terme d'un courant de turbidité dans le lac. Le moment de passage du courant, sa concentration en matières solides, sa vitesse et d'autres paramètres peuvent être obtenus à tout endroit au fond du lac et notamment près des ouvrages annexes, tels que prises d'eau et vidanges de fond. De plus, le logiciel permet d'évaluer l'incidence du passage d'un courant de turbidité sur l'épaisseur des dépôts.

Les résultats du présent travail peuvent contribuer en particulier à définir des consignes d'ouverture et de fermeture des organes de vidange pour favoriser le transit des sédiments tout en réduisant les pertes d'eau au strict minimum.

Le vif intérêt des exploitants d'aménagements hydroélectriques au sujet de l'alluvionnement des retenues se manifeste sous forme d'une bourse allouée au LCH par le Comité National Suisse des Grands Barrages (CNSGB) en juillet 1997, afin de

consolider les recherches réalisées dans le domaine. Cette contribution rend possible la poursuite de l'étude des courants de turbidité.

Une publication sur la mesure des courants de turbidité en laboratoire par ultrasons est en préparation, d'autres présentations dans des congrès internationaux sont prévues, traitant de l'alluvionnement des retenues par courants de turbidité. Il s'agit notamment de :

- Beyer Portner N. A., De Cesare G., Schleiss A., Boillat J.-L. : *Erosion and sedimentation in mountainous environment - physical and numerical modelling*, Proceedings of Humid Tropics '98, Pangkor Island, Perak, Malaysia, November, 1998
- De Cesare G., Beyer Portner N. A., Boillat J.-L., Schleiss A. : *Modelling of erosion and sedimentation based on field investigation in Alpine hydropower schemes*, Proceedings of 3rd International Conference on Hydrosience and Engineering, Cottbus/Berlin, September, 1998
- De Cesare G., Boillat J.-L. : *Trübestrome im Stausee Luzzone - Vergleich zwischen numerischer Modellierung und Naturmessungen*, Tagungsband des Symposiums "Planung und Realisierung im Wasserbau – Modellierung im wasserbaulichen Versuchswesen", Garmisch-Partenkirchen, Oktober, 1998

Finalement, les acquis scientifiques de la thèse seront publiés dans des revues référées.



NOTATIONS ET ABREVIATIONS

Notations

Dans le texte, un vecteur est désigné soit en gras, p. ex. $\mathbf{g} = (0, 0, -g)$, soit par flèche superposée, p. ex. \vec{g} . Le vecteur vitesse est désigné en gras, $\mathbf{U} = (u, v, w)$. Une vitesse quelconque pour la définition d'un nombre adimensionnel est désignée par U .

Les termes physiques dépendant d'une direction sont donnés sous forme indexée dans les équations de la dynamique des fluides au chapitre 7.

Une quantité moyennée dans le temps ou dans l'espace est désignée soit spécialement, p. ex. C_s , soit en la surmontant d'une barre, p. ex. $\bar{\rho}$. Une grandeur initiale dans le temps ou dans l'espace porte l'indice 0, p. ex. h'_0 .

Au cas où plusieurs unités sont utilisées couramment dans la pratique pour un même paramètre, l'unité spécifique à utiliser est indiquée ou ressort du contexte, p. ex. angle de pente de fond $\theta = 3^\circ$ ou $\theta = 0.05$ (rad), température $T = 15^\circ\text{C}$ ou $T = 238$ (K).

Il se peut que plusieurs symboles désignent la même grandeur physique, ceci parce que l'auteur est souvent contraint à utiliser les notations usuelles dans un domaine spécifique telle que la modélisation numérique par exemple.

Le numéro du paragraphe indiqué dans le tableau ci-dessous donne l'endroit de la définition du terme où il apparaît la première fois. Un symbole peut être réutilisé dans les chapitres suivants.

Symbole	Unité	Nom, définition, valeur d'une constante	§
B	[m ³ /s ³]	flux sédimentaire réduit, $B = g' h U$	2.3
B	[m]	Largeur du réservoir	2.3
C	[-]	coefficient reliant la hauteur et la densité du front à sa vitesse, $U_f = C\sqrt{g'H_f}$	2.3
C _D	[-]	coefficient de frottement sur le fond, p. ex. $C_{D} = f/8$	2.3
C _D	[-]	coefficient de traînée d'une particule solide	2.3
C _p	[J/kg K]	coefficient de chaleur massique à pression constante	7.2

C_s	[-], [ml/l], [%]	concentration volumique moyenne du matériel granulaire	2.3
D	[m]	diamètre, dimension caractéristique	2.3
E_s	[-]	coefficient d'entraînement des sédiments	2.3
E_w	[-]	coefficient d'entraînement du fluide ambiant	2.3
F_i	[N]	vecteur des forces sous forme indexée	7.2
F_p	[m ³ /s]	flux de sédiments à travers chaque face p	7.4
F_{pf}	[m ³ /s]	flux de sédiments à travers l'interface du fond pf	7.5
Fr	[-]	nombre de Froude, $\mathbf{Fr} = U / \sqrt{g h \cos\theta}$	2.2
Fr_d	[-]	nombre de Froude densimétrique, $\mathbf{Fr}_d = U / \sqrt{g' h \cos\theta}$	2.2
G	[kg/ms ³]	produit intermédiaire dans le modèle de turbulence $k - \epsilon$, tenant compte des forces de volume (body forces - buoyancy production)	7.2
H	[m]	profondeur d'eau	2.2
H	[J/kg]	enthalpie totale	7.2
H_f	[m]	hauteur du front du courant	2.3
IF_{pf}	[m ³ /s]	érosion de sédiments à travers l'interface du fond pf, influx	7.5
J_s	[-], [%]	pente du fond, $J_s = \tan(\theta)$	2.2
MES	[g/l] [mg/l]	matières en suspension	2.9
N_p	[-]	nombre de phases présentes dans l'écoulement	7.3
OF_{pf}	[m ³ /s]	déposition de sédiments à travers l'interface du fond pf	7.5
P	[kg/ms ³]	produit intermédiaire P dans le modèle de turbulence $k - \epsilon$, tenant compte de l'état de contrainte (shear production)	7.2
Q	[m ³ /s]	débit	5.2
Q_{1000}	[m ³ /s]	débit de pointe d'une crue de temps de retour 1000 ans	5.2
Q_p	[m ³ /s]	débit de pointe de l'hydrogramme	5.2
Q_s	[m ³ /s]	débit solide	5.2
Q_{sp}	[m ³ /s]	débit solide (charge en MES) de pointe du solidogramme	5.2

R	[-]	densité spécifique du matériel granulaire immergé, $R = \rho_s - \rho_a / \rho_a$	2.3
Re	[-]	nombre de Reynolds, $\mathbf{Re} = (Uh) / \nu$	2.2
Re_p	[-]	nombre de Reynolds de la particule, $\mathbf{Re}_p = (Ud) / \nu$	2.3
Ri	[-]	nombre de Richardson, $\mathbf{Ri} = 1 / \mathbf{Fr}_d^2 = g' h \cos\theta / U^2$	2.2
S _α	[kg/m ³ s]	terme source (resp. puits) pour la variable ψ _α	7.3
T	[K], [°C]	température	2.3
T _a	[K], [°C]	température de l'eau ambiante	2.3
T _e	[K], [°C]	température de l'eau porteuse de sédiments	2.3
U	[m/s]	vitesse moyenne selon l'axe de coordonnée x	2.3
U ²	[m ² /s ²]	énergie cinétique moyenne	2.3
U _a	[m/s]	vitesse du fluide ambiant	2.2
U _f	[m/s]	vitesse du front du courant	2.3
U _m	[m/s]	vitesse maximale du courant	2.3
V	[m/s]	vitesse moyenne selon l'axe de coordonnée y	2.3
V = V _{ijk}	[m ³]	volume total de la cellule ijk	7.6
V _p	[mm]	volume de précipitation	2.6
V _s = V _{S_{ijk}}	[m ³]	volume de sédiments dans la cellule ijk	7.6
-W _h	[m/s]	vitesse d'entraînement du fluide ambiant dans le courant	2.3
W	[m/s]	vitesse moyenne selon l'axe de coordonnée z	2.3
X	[-]	distance adimensionnelle	8.2
<hr/>			
a	[-]	paramètre de régression de la relation Q - MES	5.2
b	[m]	largeur	2.3
b	[-]	paramètre de régression de la relation Q - MES	5.2
c	[m/s]	vitesse du son dans un fluide	6.2
c	[kN/m ²]	cohésion d'un sol	3.1
c _{1,2,3}	[-]	coefficients dans le modèle de turbulence k - ε	7.2
c _{αβ}	[kg/m ³ s]	transfert entre les phases α et β	7.3

C_b	[-], [ml/l], [%]	concentration volumique de référence près du fond, $C_b / C_s \cong 2$	2.3
C_e	[-], [ml/l], [%]	concentration volumique de l'eau	7.3
C_s	[-], [ml/l], [%]	concentration volumique locale du matériel granulaire	2.3
C_{slim}	[-], [ml/l], [%]	valeur limite de la concentration locale qui caractérise la frontière entre le courant et le fluide ambiant	9.1
C_s'	[-], [ml/l], [%]	fluctuation de la concentration volumique du matériel granulaire locale	2.3
$(\overline{c'_s w'})$	[m/s]	flux de Reynolds de la phase solide	2.3
$(\overline{c'_s w'})_{z=b}$	[m/s]	terme d'entraînement de sédiments du fond	2.3
d	[m]	diamètre	2.3
d_{50}	[m]	diamètre moyen, définition voir d_{xx}	2.3
d_{xx}	[m]	diamètre d'un grain à xx % sur la courbe granulométrique	2.3
f	[-]	coefficient de frottement de Darcy-Weisbach	2.3
f_D	[Hz]	décalage de fréquence (effet Doppler)	6.2
f_0	[Hz]	fréquence émise	6.2
g	[m/s ²]	constante de gravitation, $g = 9.81$	2.2
g'	[m/s ²]	accélération de la gravité réduite, $g' = g \Delta\rho / \rho_a$	2.2
h	[m]	hauteur caractéristique d'écoulement	2.2
h	[J/kg]	enthalpie thermodynamique	7.2
h_m	[m]	hauteur d'écoulement où la vitesse est maximale	2.3
h_t	m	hauteur d'écoulement où la vitesse est zéro	2.2
$i_{x \text{ min}}$	[mm/h]	intensité de pluie sur x minutes	2.6
k	[m ² /s ²]	énergie turbulente de l'écoulement, $k = \frac{1}{2} (u'^2 + v'^2 + w'^2)$	2.3
$m_{\alpha\beta}$	[kg/m ³ s]	taux d'échange de masse entre les espèces β et α	7.3
$m_{\beta\alpha}$	[kg/m ³ s]	taux d'échange de masse entre les espèces α et β	7.3
n	[-]	facteur de forme de l'hydrogramme	5.2
$n_{ijk p}$	[m ²]	vecteur normal à la face p (de 1-6) de la cellule ijk	7.4

n'	[-]	exposant dans la distribution logarithmique de vitesse, $n' = 1/6$	2.3
n_s	[-]	facteur de forme du solidogramme	5.2
p	[N/m ²]	pression	7.2
p'	[N/m ²]	pression totale du fluide	7.2
q	[m ³ /s m]	débit unitaire, $q = Q / b$	2.3
r_α	[-]	fractions volumiques de l'espèce α	7.3
t	[s]	temps	5.2
t_p	[-]	temps de montée de l'hydrogramme	5.2
t_{sp}	[-]	temps de montée du solidogramme	5.2
u	[m/s]	vitesse ponctuelle selon l'axe de coordonnée x	2.3
u'	[m/s]	vitesse ponctuelle (turbulente) due aux fluctuations selon l'axe de coordonnée x	2.3
$u_{\alpha i}$	[m/s]	vitesse de l'espèce α sous forme indexée	7.3
u_i	[m/s]	vitesse sous forme indexée, $u_i = (u_1, u_2, u_3) = (u, v, w)$	7.2
$u_{\tau b}$	[m/s]	vitesse de frottement sur le fond, $u_{\tau b}^2 = \tau_o / \rho$, $u_{\tau b}^2 = C_{\tau D} \cdot U^2$	2.3
v	[m/s]	vitesse ponctuelle selon l'axe de coordonnée y	2.3
v'	[m/s]	vitesse ponctuelle (turbulente) due aux fluctuations selon l'axe de coordonnée y	2.3
v_c	[m/s]	vitesse critique d'entraînement de sédiments	7.5
v_{ss}	[m/s]	vitesse de sédimentation	2.3
$-\overline{(v_{ss} c_s)}_{z=b}$	[m/s]	terme d'entraînement de sédiments du fond	2.3
w	[%]	teneur en eau du sol	3.1
w	[m/s]	vitesse ponctuelle selon l'axe de coordonnée z	2.3
w'	[m/s]	vitesse ponctuelle (turbulente) due aux fluctuations selon l'axe de coordonnée z	2.3
x	[m]	axe ou distance selon l'axe de coordonnée x	2.3
x_i	[m]	coordonnées physiques sous forme indexée, $x_i = (x_1, x_2, x_3) = (x, y, z)$	7.2
y	[m]	axe ou distance selon l'axe de coordonnée y	2.3

z	[m]	axe ou distance selon l'axe de coordonnée z	2.3
Γ	[kg/ms]	coefficient de diffusion pour grandeurs scalaires passives	7.2
Γ_α	[kg/ms]	coefficient de diffusion pour grandeurs scalaires passives α	7.3
α	[-]	coefficient de proportionnalité entre k et u_b^2 , $u_b^2 = \alpha k$	2.3
α_c	[-]	coefficient de forme dans la distribution gaussienne de vitesse, $\alpha_c \cong 1.4$	2.3
β	[K ⁻¹]	coefficient de dilatation volumique de l'eau, $\beta = 2.10^{-4}$	2.3
$\Delta\rho$	[kg/m ³]	différence de masse volumique en un point, $\Delta\rho = \rho_m - \rho_a$	2.3
Δt	[s]	pas de temps	7.6
γ	[kN/m ³]	poids volumique apparent	3.1
γ_s	[kN/m ³]	poids volumique des grains	3.1
ε	[m ³ /s ³]	coefficient de dissipation de l'énergie turbulente k	7.2
ε_s	[m ² /s]	coefficient de diffusion du matériel granulaire	2.3
φ	[°]	angle de frottement interne du sol	3.1
λ	[W/mK]	conductivité thermique	7.2
μ	[kg/ms]	viscosité dynamique	2.3
μ_α	[kg/ms]	viscosité dynamique de l'espèce α	7.3
μ_T	[kg/ms]	viscosité dynamique turbulente	7.2
μ_{eff}	[kgm/s ²]	viscosité dynamique effective, $\mu_{\text{eff}} = \mu + \mu_T$	7.2
ν	[m ² /s]	viscosité cinématique, $\nu = \mu / \rho$	2.2
θ	[-], [°]	angle de pente du fond	2.2
θ_c	[-], [°]	angle de pente du fond critique	2.3
ρ	[kg/m ³]	masse volumique en un point	2.3
ρ_a	[kg/m ³]	masse volumique du fluide ambiant	2.2

ρ_α	[kg/m ³]	masse volumique de l'espèce α	7.3
ρ_d	[kg/m ³]	masse volumique apparente des dépôts de sédiments	5.2
ρ_e	[kg/m ³]	masse volumique du fluide porteur des sédiments	2.3
ρ_m	[kg/m ³]	masse volumique du mélange	2.2
ρ_s	[kg/m ³]	masse volumique des sédiments	2.3
σ	[N/m ²]	contrainte normale	7.2
$\sigma_{T,k,\epsilon}$	[-]	coefficients de diffusion dans le modèle de turbulence k - ϵ	7.2
σ_{ij}	[N/m ²]	tenseur de contraintes	7.2
σ_H	[-]	nombre de Prandtl pour la chaleur	7.2
τ	[N/m ²]	contrainte tangentielle	7.2
τ_o	[N/m ²]	tension due aux forces de frottement proches du fond	2.3
ξ	[-]	facteur intervenant dans la détermination du coefficient d'entraînement des sédiments E_s	2.3
ξ_c	[-]	valeur critique de ξ au-dessous de laquelle le coefficient d'entraînement des sédiments E_s vaut zéro	2.3
ξ_m	[-]	valeur de ξ à partir de laquelle le coefficient d'entraînement des sédiments E_s atteint une valeur maximale de 0.3	2.3
ψ	[-]	grandeurs scalaires passives	7.2
ψ_α	[-]	grandeurs scalaires passives α, β, γ , etc	7.3

Abréviations

Les abréviations et autres termes spécifiques suivants ont été utilisés dans le contexte :

Abréviation	Description
1D, 2D, 3D	à une dimension, à deux, resp. trois dimensions
C	Langage de programmation
CAD	Computer aided design
CFD	Computational Fluid Dynamics – calcul numérique des écoulements des fluides
CFX4	Nouvelle version de CFX-F3D, sortie en février 1998
CFX5	Autre code numérique proposé dans la gamme CFX avec interface CAD
CFX-F3D	Nom d'un code numérique pour la simulation 3D de l'écoulement
CRAY	Nom donné aux super-ordinateurs de Cray Research
CTDT	Conductivity, Temperature, Depth, Turbidity
D	Terme pour la déposition de sédiments
DEC	Digital Equipment Corporation – fournisseur des stations de travail sous UNIX
E	Terme pour l'érosion ou l'entraînement de sédiments
EAWAG	Institut fédéral pour l'aménagement, l'épuration et la protection des eaux
EEF	Entreprises électriques fribourgeoises
EPFL	Ecole polytechnique fédérale de Lausanne
ETHZ	Eidgenössische Technische Hochschule Zürich
FORTRAN	Langage de programmation
GRAVIT	Programme purement 2D pour la simulation des courants de turbidité
IATE	Institut d'aménagement des terres et des eaux de l'EPFL
ICOLD	International committee on large dams – Commission internationale des grands barrages
K-H	Instabilités de Kelvin-Helmoltz
LCH	Laboratoire de constructions hydrauliques de l'EPFL
LRH	Laboratoire de recherches hydrauliques de l'EPFL
MES	Matières en suspension
NTU	Normal turbidity unit – mesure de la turbidité optique
OFIBLE	Officine idroelettrica di Blenio SA - Forces Motrices de Blenio SA

OPALIT	Opalinus Ton, argile homogène du Jura suisse
PIV	Particle image velocimetry – méthode de mesure de vitesse par analyse d'images de particules en mouvement
PSI	Paul Scherrer Institut
SEDIDEP	Nom que l'utilisateur de la simulation numérique doit donner au bord du domaine de calcul où l'interaction courant – dépôt a lieu
SHGN	Service hydrologique et géologique national
SIMPLE	Nom d'un algorithme itératif pour couplage entre la pression et la vitesse dans un schéma numérique
UNIX	Système d'exploitation principalement pour stations de travail et serveurs
US	Ultrasons
UVP	Ultrasonic velocity profiler – instrument de mesure de vitesse par US à effet Doppler
VAW	Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie der ETHZ

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Ackers P., White W. R.:** *Sediment Transport; new Approach and Analysis*, Journal of the Hydraulics division, ASCE, Vol. 99, 1973
- Aissi M.:** *Dévasement des retenues: cas des barrages Zamrine et Sidi Driss*, Revue marocaine du génie civil, spécial érosion du sol et envasement des barrages, No 38, 1992
- Akiyama J., Stefan H. G.:** *Prediction of Turbidity Currents in Reservoirs and Coastal Regions*, Third international Symposium on River Sedimentation, University of Mississippi, Miss., pp. 1295-1305, 1986
- Akiyama J., Stefan H. G.:** *Turbidity Current with Erosion and Deposition*, Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 111, No. 12, 1985
- Alexander J., Morris S.:** *Observations on experimental, nonchannelized, high-concentration turbidity currents and variations in deposits around obstacles*, Journal of Sedimentary Research, Vol. A64, No. 4, pp. 899-909, 1994
- Altinakar M. S.:** *Weakly depositing turbidity current on a small slope*, Thèse No 738, Sciences techniques, EPF Lausanne, 1988
- Altinakar M., Graf W. H., Hopfinger E. J.:** *Weakly depositing turbidity current on a small slope*, Journal of Hydraulic Research, Vol. 28, No. 1, 1990
- Ancey Ch.:** *Modélisation des avalanches denses, approches théorique et numérique*, La Houille Blanche, No. 5/6, 1994
- Balmer A.:** *Mesures d'envasement des barrages, wasser, energie, luft - eau, énergie, air; cahier 1/2*, Baden, 1994
- Beyer Porner N.:** *Erosion des bassins versant alpins suisses par ruissellement de surface*, Thèse à paraître, Sciences techniques, EPF Lausanne, 1998
- Boillat J.-L., De Cesare G.:** *Dichteströmungen im Bereich des Grundablasses des Stausees Luzzzone - Modellversuche*, Tagungsband des Symposiums "Betrieb, Erhaltung und Erneuerung von Talsperren und Hochdruckanlagen", pp. 183-192, Graz, 1994
- Britter R. E., Linden P.:** *The motion of the front of a gravity current travelling down an incline*, Journal of Fluid Mechanics, Vol. 99, part 3, pp. 531-543, 1980
- Britter R. E., Simpson J. E.:** *Experiments on the dynamics of a gravity current head*, Journal of Fluid Mechanics, Vol. 88, part 2, pp. 223-240, 1978
- Bruschin J., Bauer S., Delley P. et Trucco G.:** *The overtopping of the Palagnedra dam*, Water Power & Dam Construction, January 1982

- CFDS-CFX4:** *Release 4.1 ; User Guide*, Computational Fluid Dynamics Services, Harwell Laboratory, Oxfordshire OX11 0RA, UK, 1995
- CFX-F3D:** *Release 3.3 ; User Manual*, Computational Fluid Dynamics Services, Harwell Laboratory, Oxfordshire OX11 0RA, UK, 1994
- Charafi M., Kamal A., Sadok A.:** *Modélisation numérique du dépôt de sédiments dans un lac*, Conférence Internationale de Mathématique appliquées et Sciences de l'Ingénieur, CIMASI 96, Casablanca, pp. 365-371, Tome 2, 1996
- Cheng N.-S.:** *Effects of Concentration on Settling Velocity of Sediment Particles*, Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 123, No. 8, 1997
- Chikita K., Okumura Y.:** *Dynamics of river-induced turbidity currents in Katsurazawa Reservoir, Hokkaido*, Laboratory of Hydrology, Hokkaido University, Sapporo, 1987
- Chu F. H., Pilkey W. D., Pilkey O. H.:** *An analytical Study of Turbidity Current Steady Flow*, Marine Geology, No. 33, pp. 205-220, 1979
- Edwards D. A., Leeder M. R. et al.:** *On experimental reflected density currents and the interpretation of certain turbidities*, Sedimentology, No. 41, pp. 437-461, 1994
- Fan J., Morris G. L.:** *Reservoir Sedimentation. I: Delta and Density Current Deposits*, Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 118, No. 3, 1992
- Fan J., Morris G. L.:** *Reservoir Sedimentation. II: Reservoir Desiltation and Long-Term Storage Capacity*, Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 118, No. 3, 1992
- Fan J.:** *Experimental Studies on the Density Currents in Settling Basins*, Scientia Sinica, Series A, Vol. XXVIII, No. 3, 1985
- Fan J.:** *Turbid Density Currents in Reservoirs*, Water International, No. 11, pp. 107-116, 1986
- Ford D. E., Johnson M. C.:** *Field Observations of Density Currents in Impoundments*, U.S. Army Engineer Waterways Experiment Station, Vicksburg, Paper No. 7-2, pp. 1239-1248, 1987
- Frenette M., Julien P. Y.:** *Advances in predicting reservoir sedimentation*, Third international Symposium on River Sedimentation, University of Mississippi, Miss., pp. 26-46, 1986
- Garcia M. H., Parker G.:** *Experiments on the entrainment of sediment into suspension by a dense bottom current*, Journal of Geophysical Research, Vol. 98, No. C3, pp. 4793-4807, 1993
- Garcia M. H.:** *Hydraulic Jumps in sediment-driven Bottom Currents*, Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 119, No. 10, 1993
- Garcia M. H.:** *Turbidity Currents*, Encyclopedia of Earth System Science, Vol. 4, pp. 399-408, 1992

- Gögüs M., Yener A. G.:** *Estimation of sediment yield rates of reservoirs in Turkey*, XIXe congrès ICOLD, Q.74-R.78, Florence, 1997
- Graf W. H., Altinakar M.S.:** *Courants de turbidité*, La Houille Blanche, No. 7, 1995
- Graf W. H., Altinakar M.S.:** *Hydraulique fluviale, Tome 1, écoulement permanent uniforme et non uniforme*, Traité de Genie Civil de l'EPFL, Vol. 16, 1996
- Graf W. H., Altinakar M.S.:** *Hydraulique fluviale, Tome 2, écoulement non permanent et phénomènes de transport*, Traité de Genie Civil de l'EPFL, Vol. 16, 1996
- Graf W. H.:** *Hydraulics of reservoir sedimentation*, International Water Power & Dam Construction, Vol. 35, N° 4, April 1983
- Graf W. H.:** *Hydraulics of sediment transport*, McGraw-Hill, New York, 1971 - Water Resources Publications, Littleton, Colorado (Reprinted), 1984
- Graf W. H.:** *Storage losses in reservoirs*, International Water Power & Dam Construction, Vol. 36, N° 4, April 1984
- Graf W. H.:** *The behaviour of a silt-laden current*, International Water Power & Dam Construction, Vol. 35, N° 9, September 1983
- Grover N. C. Howard C. L.:** *The passage of Turbid Water through Lake Mead*, Trans. ASCE, Vol. 103, 1938
- Guan Y. et al.:** *A numerical model for sedimentation in Fenhe reservoir and the adjoining reaches*, International Journal of Sediment Research, Vol. 6, No. 1, 1991
- Gupta J. P., Singhal H. S.:** *Sedimentation in Matatila Reservoir*, XIX Congress IAHR, New Delhi, 1991
- Hager W. H.:** *A simplified rainfall-runoff model*, Journal of Hydrology, Vol. 74, pp. 151-170, 1984, and Vol. 80, pp. 395-398, 1985
- Hermann F., Issler D., Keller S.:** *Towards a Numerical Model of Powder Snow Avalanches*, ECCOMAS, 1994
- Hermann F.:** *Experimente zur Dynamik von Staublawinen in der Auslaufzone*, PhD Thesis, Mitteilung No. 107 der VAW, ETH-Zürich, 1990
- Hertig J.-A.:** *Algebraic equation for drainage flow, thermal boundary layer and cross flow*, Paper for Climod Project, Institut d'économie et de technologies énergétiques, EPFL, 1979
- Hindley M.:** *Judge dredge, the syphoning principle*, International Water Power & Dam Construction, December 1994
- Hinselmann M., Anliker M., Meudt R.:** *Ultraschalldiagnostik in der Medizin, gemeinsame Tagung der deutschsprachigen Gesellschaften für Ultraschalldiagnostik, Drei-Laender-Treffen Davos 1979, Stuttgart, New York, 1980*

- Hondzo M., Stefan H. G.:** *Lake water temperature simulation model*, Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 119, No. 11, 1993
- Howard C. S.:** *Density currents in Lake Mead*, V Congres IAHR, Minnesota, pp. 335-368, 1953
- Hoyal D. C., Depinto J. V., Atkinson J. F. et al.:** *The effect of turbulence on sediment deposition*, Journal of Hydraulic Research, Vol. 33, No. 3, 1995
- Hu C.:** *Controlling reservoir sedimentation in China*, Hydropower & Dams, Vol. 2, No. 2, 1995
- Huang P., DiLorenzo J. L., Najarian T. O.:** *Mixed-layer hydrothermal reservoir model*, Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 120, No. 7, 1994
- Hürzeler B. E., Imberger J., Ivey G. N.:** *Dynamics of Turbidity Current with Reversing Buoyancy*, Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 122, No. 5, 1996
- ICOLD-CIGB:** *Maîtrise de l'alluvionnement des retenues; Recommandations*, Bulletin 67, International Commission on Large Dams, 1989
- Jervez L. E.:** *Corrientes de Densidad en el Embalse Amaluza del Proyecto Hidroeléctrico Paute*, Asociacion Ecuatoriana de Hidraulica, IV Congreso Nacional De Hidraulica, Portoviejo, 1985
- Karpik S. R., Raithby G. D.:** *Laterally averaged hydrodynamics model for reservoir predictions*, Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 116, No. 6, 1990
- Keller S.:** *Measurements of powder snow avalanches - Laboratory*, Surveys in Geophysics 16, pp. 661-670, Kluwer Academic Publishers, 1995
- Keller S.:** *Physikalische Simulation von Staublawinen, Experimente zur Dynamik im dreidimensionalen Auslauf*, PhD Thesis, Mitteilung No. 141 der VAW, ETH-Zürich, 1996
- King G., Le Gal P., Takeda Y, Bauer G., Tokuhiko A.:** Proceedings of the 1st International Symposium on Ultrasonic Doppler method in Fluid Mechanis and Fluid Engineering, Paul Scherrer Institute (PSI), September 1996
- Klucovska J., Holubova K., Holubec M.:** *Sedimentation and Water Quality in Nosice Reservoir*, Conference "Modelling, Testing & Monitoring for Hydro Powerplants", Conference Papers, Budapest, pp. 583-590, 1994
- Lambert A., Giovanoli F.:** *Records of riverborne turbidity currents and indications of slope failures in the Rhone delta of Lake Geneva*, Limnology and Oceanography, Vol. 33, No. 3, 1988
- Lambert A.:** *Deltas alpiner Flüsse in Seen : Spuren des Gebirgsabtrags*, Konferenz "Flussmündungen in Seen und Stauseen" vom 17./18. September 1992 in Bregenz, 1992

- Lambert A.:** *Trübestrome des Rheins am Grunde des Bodensees*, Wasserwirtschaft, Vol. 72, No. 4, 1982
- Lauder B. E., Spalding D. B.:** *Mathematical models of turbulence*, Academic Press, 1972
- Lysne D. K., Olsen N. R. B. et al.:** *Sediment control: recent developments for headworks*, Hydropower and Dams, pp. 46-49, march 1995
- Martini O.:** *Die Hochwasserkatastrophe 1978 am Ausgleichsbecken Palagnedra; Verlandung und Spülproblemem*, Mitteilung No. 53 der VAW, ETH-Zürich, pp. 233-239, 1981
- Marzouki T.:** *Diagnostique de l'envasement des grands barrages marocains*, Revue marocaine du génie civil, spécial érosion du sol et envasement des barrages, No 38, 1992
- Met-Flow SA:** *Ultrasonic Velocity Profil Monitor - Operation Manual, Model UVP X-3*, May 1996
- Middleton G. V.:** *Experiments on Density and Turbidity Currents, Motion of the Head*, Canadian Journal of Earth Science, No. 3, pp. 523-546, 1966
- Middleton G. V.:** *Sediment Deposition from Turbidity Currents*, Annual Review of Earth and Planetary Science, Vol. 22, pp. 89-114, 1993
- Müller I.:** *Thermodynamik, Grundlagen der Materialtheorie*, Bertelsmann Universitätsverlag, Düsseldorf, 1973
- Naaim M.:** *Modélisation numérique des avalanches aérosols*, La Houille Blanche, No. 5/6, 1995
- Nakamura S., Yotsukura N.:** *New method of turbidity attenuation by optimum use of selective withdrawals in reservoirs*, XVIe congrès ICOLD, Q.60-R.19, San Francisco, 1988
- Nizery A., Braudeau G., Bonnin J.:** *La station du Sautet pour l'étude de l'alluvionnement des réservoirs*, Deuxièmes journées de l'hydraulique, transport hydraulique et décantation des matériaux solides, pp. 180-215, 1953
- Olsen N. R. B., Jimenez O. F., Løvoll A., Abrahamsen L.:** *Calculation of Water and Sediment Flow in Hydropower Reservoirs*, Conference "Modelling, Testing & Monitoring for Hydro Powerplants", Conference Papers, Budapest, pp. 571-581, 1994
- Olsen N., Skoglund M.:** *Three-dimensional numerical modeling of water and sediment flow in a sand trap*, Journal of Hydraulic Research, Vol. 32, No. 6, 1994
- Parhami F.:** *Sediment control methods in Sefid-Rud reservoir dam - Iran*, Third international Symposium on River Sedimentation, University of Mississippi, Miss., pp. 1047-1055, 1986

- Parker G., Fukushima Y., Pantin H. M.:** *Self-accelerating turbidity currents*, Journal of Fluid Mechanics, Vol. 171, pp. 145-181, 1986
- Parker G., Garcia M., Fukushima Y. et al.:** *Experiments on turbidity currents over an erodible bed*, Journal of Hydraulic Research, Vol. 25, No. 1, 1987
- Paul T. C., Dhillon G. S.:** *Sluice dimensioning for desilting reservoirs*, Water Power & Dam Construction, May 1988
- Plapp J. E., Mitchell J. P.:** *A hydrodynamic Theory of Turbidity Currents*, Journ. of Geophys. Res., Vol. 6, pp. 983-992, 1960
- Pyркин Y. G., Самолубов B. I., Лашченко S. Y. et al.:** *Transport of suspended Sediments in the Nurek Hydroelectric Station Reservoir by a Density Current and Calculation of Siltation of the reservoir*, Translated from Gidrotekhnicheskoe Stroitel'stvo, No. 5, pp. 9-12, Plenum Publishing Corporation, 1978
- Quian N.:** *Reservoir sedimentation and slope stability, technical and environmental effects*, General report Q54, 14th Congress on Large Dams, Rio de Janeiro, 1982
- Raffel M.:** *PIV-Messungen instationärer Geschwindigkeitsfelder an einem schwingenden Rotorprofil*, Forschungsbericht / Deutsche Forschungsanstalt für Luft- und Raumfahrt, Zugl. Diss., Univ. Hannover, 1993
- Rambaud J., Khalanski M. et al.:** *Expérience acquise dans les vidanges de retenues par Electricité de France et la Compagnie Nationale du Rhône*, XVIe congrès ICOLD, Q.60-R.30, San Francisco, 1988
- Remini B., Avenard J.-M., Kettab A.:** *Evolution dans le temps de l'envasement dans une retenue de barrage dans lequel est pratiquée la technique de soutirage*, La Houille Blanche, No. 6, 1997
- Rhie C. M., Chow W. L.:** *Numerical study of the turbulent flow past an airfoil with trailing edge separation*. AIAA J1, 21 pp. 1527-1532, 1983
- Scheuerlein H.:** *Le désablement des réservoir par la chasse*, Revue marocaine du génie civil, spécial érosion du sol et envasement des barrages, No 38, 1992
- Schleiss A., Feuz B., Aemmer M., Zünd B.:** *Verlandungsprobleme im Stausee Mauvoisin - Ausmass, Auswirkungen und mögliche Massnahmen*, Internationales Symposium «Verlandung von Stauseen und Stauhaltungen, Sedimentprobleme in Leitungen und Kanälen», Mitteilungen der VAW Nr. 142, Teil 1, pp. 37-58, Zürich, März 1996
- Sigenthaler C., Kenneth J. H., Kleboth P.:** *Longitudinal transport of turbidity currents, a model study of Horgen events*, Sedimentology, No. 31, pp. 187-193, 1984
- Simpson J. E.:** *Effects of the lower boundary on the head of a gravity current*, Journal of Fluid Mechanics, Vol. 53, pp. 759-768, 1972

- Simpson J. E.:** *Gravity Currents in the Environment and the Laboratory*, Ellis Horwood Ltd, Chichester, 1987
- Sinniger R., Boillat J.-L., Beyer Portner N., De Cesare G.:** *Alluvionnement des retenues*, Rapport final PSEL N° 31 / Rapport LCH N° 15/97, 1997
- Sinniger R., Boillat J.-L., De Cesare G.:** *Barrage de Luzzzone. Étude de la formation des dépôts et du dégravement de la retenue*, LCH-EPF Lausanne, rapport interne, 1993
- Sinniger R., Boillat J.-L.:** *Alluvionnement du lac du Vernex - étude préliminaire*, LCH-EPF Lausanne, rapport interne 9/97, 1997
- Sinniger R., Boillat J.-L.:** *Barrage de Luzzzone. Analyse de la stabilité des dépôts*, LCH-EPF Lausanne, rapport interne 6/95, 1995
- Sinniger R., Boillat J.-L.:** *Barrage de Luzzzone. Campagnes de mesures 1992*, LCH-EPF Lausanne, rapport interne, 1992
- Sinniger R., Boillat J.-L.:** *Barrage de Luzzzone. Courant de densité à l'approche et à l'intérieur de la vidange de fond*, LCH-EPF Lausanne, rapport interne 13/94, 1994
- Sinniger R., Boillat J.-L.:** *Dérivation Flon-Vuachère, Ouvrage de prise - étude expérimentale sur modèle hydraulique*, LCH-EPF Lausanne, rapport interne 4/94, 1994
- Sinniger R., Boillat J.-L.:** *Etude de l'alluvionnement du bassin de compensation des Esserts*, LCH-EPF Lausanne, rapport interne, à paraître
- Sinniger R., De Cesare G.:** *Spülung von Grundablassstollen - Theorie und Modellversuche*, Internationales Symposium «Verlandung von Stauseen und Stauhaltungen, Sedimentprobleme in Leitungen und Kanälen», Mitteilungen der VAW Nr. 142, Teil 1, pp. 93-110, Zürich, März 1996
- Sinniger R., De Cesare G.:** *Verlandung von Stauseen*, Schweizerische Technische Zeitung «Kraftwerkstechnik», STZ 4/97, 1997
- Sinniger R., Martini O., De Cesare G.:** *Apports de sédiments dans une retenue par courant de densité. Mesures in situ*, XVIIIe Congrès ICOLD, Q.69-R.7, Durban, 1994
- Soo S. L.:** *Multiphase fluid dynamics*, Science Press, Beijing, 1990
- Stacey M. W., Bowen A. J.:** *The Vertical Structure of Turbidity Currents and a Necessary Condition for Self-Maintenance*, Journal of Geophysical Research, Vol. 93, No. C4, pp. 3543-3553, 1988
- Stow D. A., Bowen A. J.:** *A physical model for the transport and sorting of fine-grained sediment by turbidity currents*, Sedimentology, No. 27, pp. 31-46, 1980

- Takeda Y., Kobayashi K.:** *Ultrasonic Flow Visualization of Transient Behaviour of Taylor Vortex Flow*, Experimental and Numerical Flow visualization, FED-Vol. 128, 1991
- Takeda Y.:** *Instantaneous Velocity Profile Measurement by Ultrasonic Doppler Method*, JSME, Series B, Vol. 38, N. 1, 1995
- Takeda Y.:** *Velocity Profile Measurement by Ultrasonic Doppler Method*, Experimental Thermal and Fluid Science, Elsevier Science, New York, 1995
- Tesaker E.:** *Modelling of Sediment Movement and Scour by artificial Materials. Limitations and Pitfalls*, Conference "Modelling, Testing & Monitoring for Hydro Powerplants", Conference Papers, Budapest, pp. 559-570, 1994
- Thévenin M. J.:** *La sédimentation des barrages-réservoirs en Algérie et les moyens mis en oeuvre pour préserver les capacités*, Annales de l'institut technique du bâtiment et des travaux publics, N° 156, Alger, 1960
- Van Doormal J. P., Raithby G. D.:** *Enhancement of the SIMPLE method for predicting incompressible fluid flows*, Numer. Heat Transfer, Vol. 7 , pp. 147-163, 1984
- Weirich F. H.:** *The record of density-induced underflows in a glacial lake*, Sedimentology, No. 33, pp. 261-277, 1986
- Weirich F. H.:** *Turbidity currents: Monitoring their Occurrence and Movement with a three-dimensionnal Sensor Network*, Science, Vol. 224, pp. 384-387, 1984
- Willemetz J.-C.:** *Etude quantitative de l'hémodynamique de vaisseaux sanguins profonds par échographie Doppler ultrasonore*, These, Sciences, EPF Lausanne, No 893, 1990
- Yang G.:** *Study of Methodology for Physical Modeling of Sedimentation in Reservoir*, International Journal of Sediment Research, Vol. 9, No. 2, 1994
- Young D. L., Lin Q. H.:** *Density currents during a storm in Te-Chi reservoir of Taiwan*, Proceedings of the XXIV IAHR Congress, pp. 801-810, Madrid, 1991

INDEX DES FIGURES

Figure 1.1 : Schéma du flux de matières solides depuis son arrivée dans le lac (a), son transport à l'intérieur du réservoir par courant de turbidité (b), sa déposition (c) dans la retenue et son évacuation (d) par les organes de vidange.....	3
Figure 1.2 : Calendrier du travail de thèse	4
Figure 1.3 : Situation de l'aménagement hydroélectrique du Val Blenio au Tessin... 5	5
Figure 1.4 : Photo du barrage et de la retenue de Luzzzone	5
Figure 1.5 : Barrage de Luzzzone et ses principaux ouvrages annexes. 1) barrage voûte 2) prise d'eau usinière 3) vidange de fond 4) vidange intermédiaire 5) évacuateur de crues	6
Figure 1.6 : Evolution du volume des dépôts de sédiments accumulés dans la retenue test de Luzzzone. Le saut de 1985 correspond à la vidange complète du bassin avec évacuation d'environ 0.3 Mio. m ³ . Echelle gauche : volume absolu en 103 m ³ Echelle droite : volume en % du volume utile de la retenue.....	8
Figure 2.1 : Courant de densité sous forme de a) courant de fond (underflow), b) courant de surface (overflow) et c) courant intermédiaire (interflow)...	11
Figure 2.2: Schéma d'un courant de densité, notations : voir texte.....	12
Figure 2.3: Profil de vitesse schématique adimensionnel avec deux régions à distribution distinctes, selon Graf et Altinakar (1996).....	14
Figure 2.4: Schéma d'un courant de turbidité, notations : voir texte	15
Figure 2.5: Ecoulement autour de la tête avec les instabilités caractérisant le front du courant et favorisant le mélange : (1) instabilités convectives (2) instabilités de Kelvin-Helmholz (K-H).....	17
Figure 2.6: Vitesse adimensionnelle du front $U_f / B_o^{1/3}$ en fonction de l'angle d'inclinaison θ en degré, selon Altinakar et Graf (1990).....	20
Figure 2.7: Interactions du courant de turbidité avec le fond et le fluide ambiant, notations: voir texte ci-dessous, l'entraînement du fluide ambiant dans le courant, W_h est traité plus loin	21
Figure 2.8: Coefficient d'entraînement de sédiments du fond du lit E_s , lié au nombre de Reynolds des particules Re_p , à la vitesse de frottement sur le fond u_{*b} et à la vitesse de chute des particules v_{ss} . a) relation empirique (2.37) de Parker et al. (1987) avec résultats d'essais en	

	laboratoire; b) comparaison des relations empiriques (2.35) et (2.37) de Parker et al. (1986 et 87) pour un diamètre donné	24
Figure 2.9:	Relation entre la concentration de sédiments et la vitesse des courants de densité observés, réf. voir texte.....	29
Figure 2.10:	Images d'un courant de turbidité plongeant dans un lac. Le Rhône à son embouchure dans le Léman	30
Figure 2.11:	Schéma du mouvement des apports solides dans la retenue	32
Figure 2.12:	Evolution type de la concentration en matières en suspension (MES), de l'oxygène dissous O_2 et de l'ammoniaque NH_4 lors d'une vidange, selon Rambaud et al. (1988).....	42
Figure 3.1:	Courant de fond mesuré à 1 km à l'amont du barrage de Luzzone lors des événements pluvieux de fin août 1992 : ① ↓ précipitation [mm/h]; ② ↓ débit [m^3/s]; ③ ↑ vitesse du courant [cm/s]	46
Figure 3.2:	Distribution thermique dans la retenue le 1.6.1992, lac à 1542.6 ms.m. ① ↑ Altitude [ms.m.]; ② → Distance au barrage [m]; ③ courbes isothermes [$^{\circ}C$]	47
Figure 3.3:	Distribution thermique dans la retenue le 14.10.1992, lac à 1589.5 ms.m.: ① ↑ Altitude [ms.m.]; ② → Distance au barrage [m]; ③ courbes isothermes [$^{\circ}C$]	47
Figure 3.4:	Faisceau granulométrique de tous les échantillons prélevés au fond de la retenue de Luzzone, ① ↑ pourcentage poids [%]; ② → diamètre des grains [mm]	50
Figure 3.5 :	Distribution granulométrique le long du talweg: uniforme sur environ 1'500 m, ensuite delta des affluents nord et sud avec granulométrie plus grossière, ① ↑ diamètre des grains [mm]; ② → distance le long du talweg [m]	51
Figure 4.1:	Carte des emplacements des stations de mesure sur le bassin expérimental : ① Pluviomètre LCH ② Station SHGN ③ Courantomètres ④ Pluviomètre OFIBLE ⑤ Station aval OFIBLE Reproduit avec l'autorisation de l'Office fédéral de topographie du 25.6.1997.....	54
Figure 4.2:	Schéma des grandeurs mesurées et de l'emplacement des sites de mesure : ① Pluviomètre LCH; ② Station SHGN; ③ Courantomètres ④ Pluviomètre OFIBLE; ⑤ Station aval OFIBLE	54

Figure 4.3:	Chaîne de courantomètres posée au fond du réservoir et positions A, B et C des chaînes de mesure dans la retenue de Luzzone ① Bouée de sub-surface ② Enregistreur ③ Direction du courant ④ Vitesse du courant ⑤ Lest	55
Figure 5.1	Vitesses du courant de densité enregistrées aux trois stations de mesure dans le lac A, B et C durant l'événement du 26 mai 1995, avec la précipitation correspondante sur le bassin versant	58
Figure 5.2	Direction du courant au point C à la confluence des trois affluents, à 2 mètres du fond, directions classées selon les vitesses de pointe atteintes en pourcentage. Les bassins versants, Nord et Est contribuent principalement à la création des courants de turbidité	59
Figure 5.3	Direction du courant au point C à la confluence des trois affluents, à 4 mètres du fond. Le bassin versant Est contribue principalement à la création des courants de turbidité.....	59
Figure 5.4	Direction du courant au point B, à 2 mètres du fond, directions classées selon les vitesses de pointe atteintes en pourcentage	60
Figure 5.5	Direction du courant au point A près du barrage, à 2 mètres du fond, directions classées selon les vitesses de pointe atteintes en pourcentage, deux orientations remontant le réservoir peuvent être observées	60
Figure 5.6	Relation débit liquide Q - quantité de matières en suspension, MES... 62	
Figure 5.7	Relation précipitation, débit, turbidité en NTU, matières en suspension de l'événement du 8 août 1995 à Luzzone sur le Ri di Garzora.....	62
Figure 5.8	Relation entre mesure de turbidité NTU et quantité de matières en suspension, MES	63
Figure 5.9	Relations analytiques adimensionnelles pour l'évolution du débit liquide et du débit solide, t_p étant le temps de montée de l'hydrogramme, t_{sp} celui du solidogramme, le rapport étant $t_{sp}/t_p = 0.85$	66
Figure 6.1:	Installation d'essais pour l'étude expérimentale de courants de turbidité, description des éléments numérotés dans le texte	67
Figure 6.2:	Disposition de tubes horizontaux de 20 cm de longueur chacun et de diamètres croissants de la base vers le haut, favorisant un écoulement directionnel à vitesse constante.....	68

Figure 6.3:	Illustration schématique du principe de mesure de profils de vitesses par échographie Doppler ultrasonore (US) pulsée, sur une ligne de mesure (Lm) dans un écoulement en nappe libre.....	72
Figure 6.4:	Disposition ① des sondes UVP pour la mesure de profils de vitesses sur des verticales à intervalle de 25 cm	74
Figure 6.5:	Disposition ② des sondes UVP pour la mesure de la vitesse frontale du courant dans l'axe de symétrie du modèle, une sonde tous les 50 cm sur toute la longueur.....	74
Figure 6.6:	Disposition ③ en cadre 4x4 des sondes UVP pour la détermination du champ des vitesses dans la zone d'élargissement libre	75
Figure 6.7:	Photo du courant lors de l'essai N° 5, 25 s après l'ouverture de la vanne, maillage du fond 125 x 125 mm, ouverture de 250 x 50 mm, l'élargissement du courant de turbidité est quasi radial avant d'atteindre les bords du bassin	76
Figure 6.8:	Vitesses mesurées et calculées à immédiatement après la sortie des tubes horizontaux.....	77
Figure 6.9:	Profil vertical de vitesses du courant après passage du front environ 5 secondes après l'ouverture de la vanne à 50 cm de la sortie du courant. A gauche: valeurs brutes le long de la ligne de mesure avec écart – type sur huit prises successives de profil, les vitesses mesurées sont négatives, car le front s'approche de la sonde. A droite: vitesses moyennes projetées sur l'horizontale à écart - type < 15 mm/s.....	79
Figure 6.10:	Profils frontaux de vitesses sur l'axe x mesurés par les transducteurs s1 et s2 placés respectivement à des distances de 500 et 1000 mm de la sortie à 12 mm du fond a) 5, b) 10, c) 15 et d) 20 secondes après ouverture de la vanne	81
Figure 6.11:	Disposition et dimensions du cadre 4x4 pour la mesure du champ de vitesses 2D	82
Figure 6.12:	Schéma illustrant la méthode de calcul pour l'extraction des composantes u et v du vecteur vitesse.....	83
Figure 6.13:	Champ de vitesse 2D à 12 mm du fond et limites du courant, a) 5, b) 10, c) 15 et d) 20 secondes après ouverture de la vanne. La taille du maillage est 125 x 125 mm, l'axe x est l'axe de symétrie du bassin	84
Figure 7.1:	Schéma de principe (en 2D) du modèle de sédimentation, l'advection définie par le terme A est automatiquement effectuée dans le code	

CFX-F3D, la sédimentation définie par le terme S est traitée dans ce chapitre	92
Figure 7.2: Formulation utilisée dans le modèle d'érosion numérique du coefficient d'entraînement de sédiments du fond du lit, E_s , lié au nombre de Reynolds des particules, Re_p , à la vitesse de frottement sur le fond, u_{τ_0} et à la vitesse de chute des particules, v_{ss}	95
Figure 7.3: Schéma de principe (en 2D) du modèle d'entraînement et de déposition sur la première rangée de cellules, l'advection définie par le terme A est automatiquement effectuée dans le code CFX-F3D, la déposition D est définie de la même façon que la sédimentation S du chapitre précédent, l'érosion E est traité dans ce chapitre	96
Figure 7.4: Maillage type pour la simulation tridimensionnelle des écoulements dans la retenue de Luzzone, dimension 100x20x18 = 36'000 cellules, un profil en long du talweg, un profil en travers et le maillage au fond sont représentés.....	100
Figure 8.1: Maillage utilisé pour la simulation de courants de turbidité dans le modèle physique, plan de symétrie à droite, sortie du courant dans l'angle	103
Figure 8.2: Extrait partiel du fichier de commande CFX-F3D, sans USER FORTRAN, GEOMETRY INPUT, GRID INPUT et OUTPUT OPTIONS	106
Figure 8.3: Résultats de la simulation numérique, essai N° 5, voir aussi Figure 6.7 à gauche : isolignes de concentration et champ de vitesse à droite : isosurface de concentration correspondant à la surface du courant.....	107
Figure 8.4: Comparaison entre les profils verticaux adimensionnels de vitesses du courant dans le modèle physique et celui simulé numériquement, essai N° 2, à 8 différentes distances de la vanne	108
Figure 8.5: Comparaison entre les profils frontaux de vitesses du courant dans le modèle physique et celui simulé numériquement, essai N° 5, 15 s après ouverture de la vanne, profils rendus adimensionnels par la hauteur et la vitesse initiale du courant h_0 , resp, u_0	109
Figure 8.6: Comparaison entre les champs de vitesses 2D à 1 cm du fond et dimensions du courant. Essai N° 7, modèle physique : vecteurs vitesse en blanc, limite du courant en ligne continue; simulation numérique : vecteurs vitesse en noir, étendue du courant tramée.....	110

Figure 8.7: Méthode de balayage des sondes UVP positionnées en cadre 4x4, les mesures débutent sur l'axe du canal, sonde s1, pour finir dans l'angle, sonde s8.....	111
Figure 8.8: Comparaison entre les valeurs enregistrées in situ à intervalle de 30 minutes (moyenne sur la période précédente) et les résultats de la simulation numérique.....	114
Figure 8.9: Courant de turbidité dans la partie basse de la retenue 25 minutes après son passage à la station amont. Isosurface correspondant à une dilution de la concentration initiale d'un facteur 25, maillage du fond environ 15 x 30 m, approximation de la géométrie par des profils en travers trapézoïdaux, vitesse à l'intérieur du courant de l'ordre de 0.50 m/s.....	115
Figure 9.1 : Evolution de la vitesse locale u et de la concentration locale c_s à quatre stations différentes près du fond pour le cas sans sédimentation, cas 0.....	121
Figure 9.2 : Evolution de la vitesse locale u et de la concentration locale c_s à quatre stations différentes près du fond pour le cas avec sédimentation et flux nul au niveau du fond, cas 1.....	121
Figure 9.3 : Evolution de la vitesse locale u et de la concentration locale c_s à quatre stations différentes près du fond pour le cas avec sédimentation et flux libre en sédimentation uniquement, cas 2.....	122
Figure 9.4 : Evolution de la vitesse locale u et de la concentration locale c_s à quatre stations différentes près du fond pour le cas avec sédimentation et entraînement en tenant compte de l'énergie turbulente, cas 3.1.....	123
Figure 9.5 : Evolution de la vitesse locale u et de la concentration locale c_s à quatre stations différentes près du fond pour le cas avec sédimentation et entraînement maximal, cas 3.2.....	123
Figure 9.6: Evolution de la profondeur des dépôts le long du talweg tous les 250 s pour le cas avec sédimentation et flux libre en sédimentation uniquement, cas 2. L'échelle verticale des dépôts est distordue d'un facteur 1000, la modification de la profondeur des sédiments est donnée en mm.....	124
Figure 9.7: Evolution de la profondeur des dépôts le long du talweg tous les 250 s pour le cas avec sédimentation et entraînement maximal, pour un diamètre moyen $d_{50a} = 0.02$ mm, cas 3.2 a). L'échelle verticale des dépôts est distordue d'un facteur 100, l'érosion des sédiments est donnée en cm.....	125

- Figure 9.8: Evolution de la profondeur des dépôts le long des 200 premiers mètres du talweg tous les 250 s pour le cas avec sédimentation et entraînement maximal, pour un diamètre moyen $d_{50b} = 0.2$ mm, cas 3.2 b). L'échelle verticale des dépôts est distordue d'un facteur 10, l'érosion des sédiments est donnée en décimètres 126
- Figure 9.9: Coefficient d'entraînement des sédiments E_s en fonction du diamètre moyen de sédiments d_{50} pour une énergie turbulente k donnée 127
- Figure 9.10: Evolution de la profondeur des dépôts le long du talweg tous les 250 s pour le cas avec sédimentation et entraînement maximal, pour un diamètre moyen $d_{50c} = 0.002$ mm, cas 3.2 c). L'échelle verticale des dépôts est distordue d'un facteur 1000, l'érosion des sédiments est donnée en mm..... 128
- Figure 9.11: Visualisation graphique du courant de turbidité à env. 80 m de l'entrée, maillage 1.50×0.25 m, limite entre eau ambiante et courant à $c_{silm} = 0.001$, trame foncée – trame claire..... 129
- Figure 9.12: Evolution dans l'espace des diverses grandeurs adimensionnelles pour le cas F3D-3.2 et GRAVIT-3.2 pour un courant de turbidité avec des particules d'un diamètre moyen $d_{50a} = 0.02$ mm..... 130
- Figure 9.13: Evolution dans l'espace des diverses grandeurs adimensionnelles pour le cas F3D-3.2 et GRAVIT-3.2 pour un courant de turbidité avec des particules d'un diamètre moyen $d_{50c} = 0.002$ mm..... 134
- Figure 9.14: Méthode de découpage du réservoir conduisant à ne retenir que la partie profonde du réservoir de Luzzone, un profil en travers type du domaine de calcul est représenté à droite..... 135
- Figure 9.15: Vue en plan du maillage sur le fond du domaine de calcul représentant la partie profonde du réservoir de Luzzone 136
- Figure 9.16: Relations analytiques de l'évolution du débit et des matières en suspension retenue pour la simulation $Q_p = 137$ m³/s, $t_p = 3600$ s, $n = 30$ pour l'hydrogramme $Q_{sp} = 11.3$ m³/s, $t_{sp} = 3060$ s, $n_s = 60$ pour le solidogramme..... 137
- Figure 9.17: Vue globale du fond du lac avec le courant de turbidité comme isosurface avec $c_{silm} = 0.002$, 30 minutes après le début de la crue .. 139
- Figure 9.18: a) à f) Courant de turbidité en situation et en profil en long dans l'axe du talweg du réservoir, isosurface avec $c_{silm} = 0.002$ en fonction du temps écoulé depuis le début de la crue 140

Figure 9.19: Emplacements et directions le long du talweg des six "stations de référence" s11 à s61, où les vitesses et les concentrations issues de la simulation ont été extraites	143
Figure 9.20: Vitesses horizontales au fond du lac projetées dans la direction du talweg aux six stations s11 à s61	144
Figure 9.21: Vitesses horizontales projetées dans la direction du talweg dans un profil vertical sur les 50 premiers mètres défini par 11 points, s51 à s511	145
Figure 9.22: Evolution temporelle de la concentration de matière en suspension au fond du lac aux six stations s11 à s61	145
Figure 9.23: Débit solide de l'affluent et provenant de la totalité du fond du lac à l'interaction courant – dépôt, positif pour l'érosion des dépôts existants et négatif pour la décantation, et volume de sédiment entrant et échangé au fond	146
Figure 9.24: Localisation des zones d'érosion et de décantation globale sur la durée totale de la simulation de 4 heures et 10 minutes (érosion max= -33 cm; décantation max = 5 cm)	147
Figure 9.25: a) à f) Evolution de la profondeur des dépôts pendant le passage du courant de turbidité en fonction du temps	148
Figure 9.26: Evolution de la profondeur des dépôts dans le dernier intervalle de la simulation entre t = 3 heures 45 minutes et t = 4 heures 10 minutes après le début de la crue, lorsque le courant de turbidité quasi immobile décante ses particules (décantation max = 0.6 cm)	150
Figure 9.27: Localisation des zones d'érosion et de décantation globales sur la durée totale de la simulation avec, à la fin, les dépôts créés par la sédimentation de la totalité des matériaux encore en suspension dans le domaine de calcul (érosion max=-27 cm; décantation max = 53 cm).....	150
Figure 10.1: Courant de turbidité franchissant un obstacle en forme de cale de hauteur approchant la profondeur de l'écoulement turbulent, d'après Alexander et al. (1994). Les zones de dépôts se trouvent au droit des ressauts hydrauliques amont et éventuellement aval	154
Figure 10.2: Schéma du principe d'injection d'air à partir du fond à l'occasion du passage d'un courant de turbidité, d'après Sinniger et Boillat (1994), les zones de dépôts se trouvent principalement à l'amont du rideau de bulles d'air	155

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE A	A.1
A.1 Mesures courantométriques à Luzzone, été 1995	A.1
A.1.1 Informations sur les instruments et les mesures effectuées.....	A.1
A.1.2 Mesures courantomètre A-2: 2300.....	A.1
A.1.3 Mesures courantomètre B-2: 2302.....	A.2
A.1.4 Mesures courantomètre C-2: 2304.....	A.3
A.1.5 Mesures courantomètre C-4: 4013.....	A.4
A.2 Relation précipitations – débit – courants dans le lac, été 1995	A.6
A.2.1 Précipitations dans bassin versant – débit dans l'affluent – courant et température au fond du lac aux stations A, B et C, été 1995.....	A.6
A.2.2 Précipitations dans bassin versant – courant et température au fond du lac aux stations A, B et C, événements de fin mai 1995.....	A.7
A.2.3 Précipitations dans bassin versant – courant et température au fond du lac à la station C à 2 et 4 m du fond en fonction de la direction, événements de fin mai 1995.....	A.8
A.3 Mesures des apports à Luzzone, été 1995	A.9
A.3.1 Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour juin 1995.....	A.9
A.3.2 Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour juillet 1995.....	A.10
A.3.3 Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour août 1995.....	A.11
A.3.4 Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour septembre 1995.....	A.12
A.3.5 Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour octobre 1995.....	A.13
A.4 Mesures des apports à Luzzone, été 1996	A.14
A.4.1 Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour juin 1996.....	A.14
A.4.2 Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour juillet 1996.....	A.15
A.4.3 Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour août 1996.....	A.16
A.4.4 Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour septembre 1996.....	A.17

A.4.5	<i>Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour octobre 1996</i>	A.18
A.5	Mesures des apports solides à Luzzone	A.19
A.5.1	<i>Mesures de turbidité vs matières en suspension MES, événements choisis 95: 27.07.95, 08.08.95 et 12.09.95</i>	A.19
A.5.2	<i>Mesures de turbidité vs matières en suspension MES, événements choisis 96: 21.06.96, 05.07.96 et 11.08.96</i>	A.20
A.5.3	<i>Mesures de débit vs matières en suspension MES, événements choisis 95: 27.07.95, 08.08.95 et 12.09.95</i>	A.21
A.5.4	<i>Mesures de débit vs matières en suspension MES, événements choisis 96: 21.06.96, 05.07.96 et 11.08.96</i>	A.22
A.5.5	<i>Toutes les valeurs de débit, de turbidité et de matières en suspension MES</i>	A.23
A.6	Calage des facteurs de forme n et n_s et t_{sp}/t_s	A.26
A.6.1	<i>Graphique des événements choisis, Q adim 1 à 3, d'apparences représentatives de l'hydrogramme pour le calage visuel du facteur de forme n</i>	A.26
A.6.2	<i>Graphique des événements choisis, Q_s adim 1 à 2, d'apparences représentatives de l'évolution de la turbidité pour le calage visuel du facteur de forme n_s</i>	A.26
A.6.3	<i>Tableau des temps de montée de l'hydrogramme et de l'évolution de la turbidité correspondante pour 18 événements choisis</i>	A.27
A.6.4	<i>Graphique des temps de montée relatifs t_{sp}/t_s de l'hydrogramme et de l'évolution de la turbidité pour 18 événements choisis, avec valeur moyenne et écart-type</i>	A.27

ANNEXE B	B.1	
B.1	Modélisation numérique par USER FORTRAN routines	B.1
B.1.1	<i>Introduction aux USER FORTRAN routines</i>	B.1
B.1.2	<i>USRINT: USER FORTRAN routine pour la définition des paramètres de calcul et création des champs de variables supplémentaires</i>	B.3
B.1.3	<i>USRWRK: USER FORTRAN routine pour la gestion de la place mémoire disponible</i>	B.14
B.1.4	<i>USRTRN: USER FORTRAN routine pour calcul à la fin de chaque pas de temps des échanges de matières solides entre cellules et au fond, ainsi que de l'évolution des dépôts de sédiments</i>	B.15
B.1.5	<i>USRBCS: USER FORTRAN routine pour le calcul des grandeurs caractéristiques, débit et concentration en matières solides de l'affluent à chaque pas de temps</i>	B.19

<i>B.1.6 USRSRC: USER FORTRAN routine pour calcul des échanges de matières solides entre cellules et au fond, modification du terme source à chaque itération</i>	<i>B.22</i>
<i>B.1.7 USRPRT: USER FORTRAN routine pour l'écriture de l'évolution des dépôts de sédiments, profondeur et volume par cellule de fond, ainsi que volume total des dépôts</i>	<i>B.29</i>
B.2 Fichier de commande type pour la modélisation numérique	B.31

ANNEXE A

A.1 Mesures courantométriques à Luzzone, été 1995

A.1.1 Informations sur les instruments et les mesures effectuées

no instr.	position		mesures		durée de fonctionnement	remarques
	profil	niveau	début	fin		
2300	5	2m	10.05.95 17:30	27.08.95 12:00	109 jours	-
2301	5	4m	-	-	-	rotor cassé
2302	10	2m	11.05.95 07:00	06.09.95 21:30	119 jours	-
2303	10	4m	10.05.95 17:30	29.09.95 05:00	141 jours	rotor cassé
2304	8-12	2m	10.05.95 17:30	02.09.95 20:00	115 jours	-
4013	8-12	4m	10.05.95 17:30	01.09.95 04:00	113 jours	-

Les instruments présentant des rotors cassés n'ont soit rien enregistré (2301), soit les mesures sont incertaines et inexploitable (2303).

La mise à l'eau a eu lieu le : 22.05.95 14:30
 Les instruments ont été retirés le : 30.11.95 14:00
 Nombre total de jours dans l'eau : 192

A.1.2 Mesures courantomètre A-2: 2300

à partir du				Nombre	Vitesse max
23.05.95				d'événements	[cm/s]
événements avec u > 0.1 cm/s!				10	38.5
Date	Heure	Température	Profondeur	Direction	Vitesse
jj.mm.aa	hh:mm	[°C]	[m]	[°N]	[cm/s]
23.05.95	14:30	4.8	70.1	254.3	3.8
27.05.95	00:00	5	72	284.8	6.1
27.05.95	00:30	5	72	259.9	8.4
27.05.95	01:00	5	72	248.4	8.4
27.05.95	01:30	5	72	245.2	8.4
06.06.95	02:00	5.1	88.2	85.7	3.8

25.06.95	21:00	5.2	101.8	246.6	8.4
27.07.95	21:30	6.3	128.5	61	6.1
17.08.95	08:30	6.7	136.4	240.7	38.5
17.08.95	09:00	6.7	136.4	248	29.2

A.1.3 Mesures courantomètre B-2: 2302

à partir du				Nombre	Vitesse max
23.05.95				d'événements	[cm/s]
événements avec u > 33 cm/s!				40	73.1
Date jj.mm.aa	Heure hh:mm	Temp [°C]	Prof [m]	Direct [°N]	Vitesse [cm/s]
26.05.95	21:00	5.1	41.3	227.8	73.1
26.05.95	21:30	5.1	41.3	227.8	56.9
26.05.95	20:30	5	40.9	223.7	50
26.05.95	22:00	5.2	41.3	229.2	45.4
26.05.95	22:30	5.2	41.3	229.5	38.5
26.05.95	23:00	5.2	41.7	229.9	33.8
26.05.95	23:30	5.2	41.7	230.2	33.8
28.05.95	17:00	5.1	46.2	240.9	33.8
28.05.95	17:30	5.1	46.2	240.9	33.8
28.05.95	18:00	5	46.2	245.3	33.8
28.05.95	16:00	5.3	45.8	243.6	31.5
30.05.95	08:00	4.9	49.1	238.1	66.2
30.05.95	07:00	5.2	49.1	230.9	47.7
30.05.95	07:30	5.1	49.1	232.3	47.7
30.05.95	02:00	5.3	48.3	238.5	45.4
30.05.95	02:30	5.2	48.7	231.3	45.4
30.05.95	01:00	5.3	48.3	223.4	43.1
30.05.95	01:30	5.3	48.3	238.5	43.1
30.05.95	08:30	5	49.5	244.6	43.1
30.05.95	06:30	5.1	49.1	236.4	36.1
30.05.95	03:00	5.2	48.7	232.6	33.8
30.05.95	03:30	5.2	48.7	237.8	31.5
30.05.95	04:00	5.2	48.7	238.8	31.5
30.05.95	04:30	5.2	48.7	242.9	31.5
15.06.95	05:30	5.2	61	235.4	38.5

15.06.95	04:30	5.2	61	229.5	36.1
15.06.95	05:00	5.2	61	234	36.1
15.06.95	06:00	5.2	61	238.8	36.1
15.06.95	07:30	5.2	61	240.9	36.1
15.06.95	04:00	5.2	61	233.3	33.8
15.06.95	07:00	5.2	61	239.2	33.8
15.06.95	02:30	5.2	61	236.8	31.5
15.06.95	03:00	5.2	61	237.4	31.5
15.06.95	03:30	5.2	61	236.4	31.5
15.06.95	06:30	5.2	61	241.6	31.5
16.06.95	17:00	5.2	61.4	239.2	33.8
22.07.95	10:30	7	93.4	242.9	40.8
22.07.95	10:00	7	93.4	237.8	38.5
22.07.95	09:30	6.9	93.4	235.7	33.8
17.08.95	19:30	7.3	104.9	245	33.8

A.1.4 Mesures courantomètre C-2: 2304

à partir du				Nombre	Vitesse max
23.05.95				d'événements	[cm/s]
évènements avec u > 34 cm/s!				40	80
Date	Heure	Temp	Prof	Direct	Vitesse
jj.mm.aa	hh:mm	[°C]	[m]	[°N]	[cm/s]
26.05.95	20:00	5.4	19.7	222.1	63.9
26.05.95	19:30	5.2	19.7	223.8	56.9
26.05.95	20:30	5.4	20.1	221.4	50
26.05.95	21:00	5.4	20.1	224.5	47.7
26.05.95	21:30	5.4	20.1	220	38.5
26.05.95	22:00	5.5	20.1	223.8	38.5
26.05.95	19:00	5.2	19.7	221.1	36.1
26.05.95	23:00	5.4	20.5	217.6	33.8
29.05.95	23:00	5.4	27	232.7	80
29.05.95	23:30	5.4	27.4	232.4	75.4
30.05.95	01:00	5.1	27.4	230.6	70.8
30.05.95	07:00	4.9	28.5	231	68.5
30.05.95	06:30	4.9	28.5	231	63.9
30.05.95	01:30	5.2	27.4	233.7	61.6

30.05.95	02:00	5.1	27.8	233	54.6
30.05.95	05:30	5	28.1	227.9	52.3
30.05.95	05:00	5	28.1	231	52.3
30.05.95	02:30	5.2	27.8	234.1	52.3
30.05.95	06:00	4.8	28.5	226.5	50
30.05.95	07:30	5	28.5	231	50
30.05.95	00:30	5.2	27.4	232.7	47.7
30.05.95	00:00	5.4	27.4	231.3	43.1
30.05.95	10:30	5	28.9	233	43.1
30.05.95	08:00	5	28.5	235.1	43.1
30.05.95	03:00	5.1	27.8	232	40.8
30.05.95	09:30	4.9	28.9	236.1	40.8
30.05.95	04:00	5.1	28.1	233.4	38.5
30.05.95	10:00	5	28.9	233.4	38.5
30.05.95	03:30	5.1	27.8	234.8	36.1
30.05.95	04:30	5.1	28.1	235.1	36.1
30.05.95	08:30	5	28.5	235.8	36.1
30.05.95	09:00	5	28.9	237.8	36.1
30.05.95	11:30	4.9	28.9	233.4	33.8
03.07.95	22:00	6.6	59.9	218.3	61.6
03.07.95	22:30	6.6	60.3	220	56.9
03.07.95	23:00	6.6	60.3	215.2	45.4
03.07.95	23:30	6.5	60.3	215.2	45.4
04.07.95	00:30	6.5	60.3	216.3	38.5
04.07.95	00:00	6.5	60.3	217.6	38.5
04.07.95	01:00	6.5	60.3	214.2	36.1

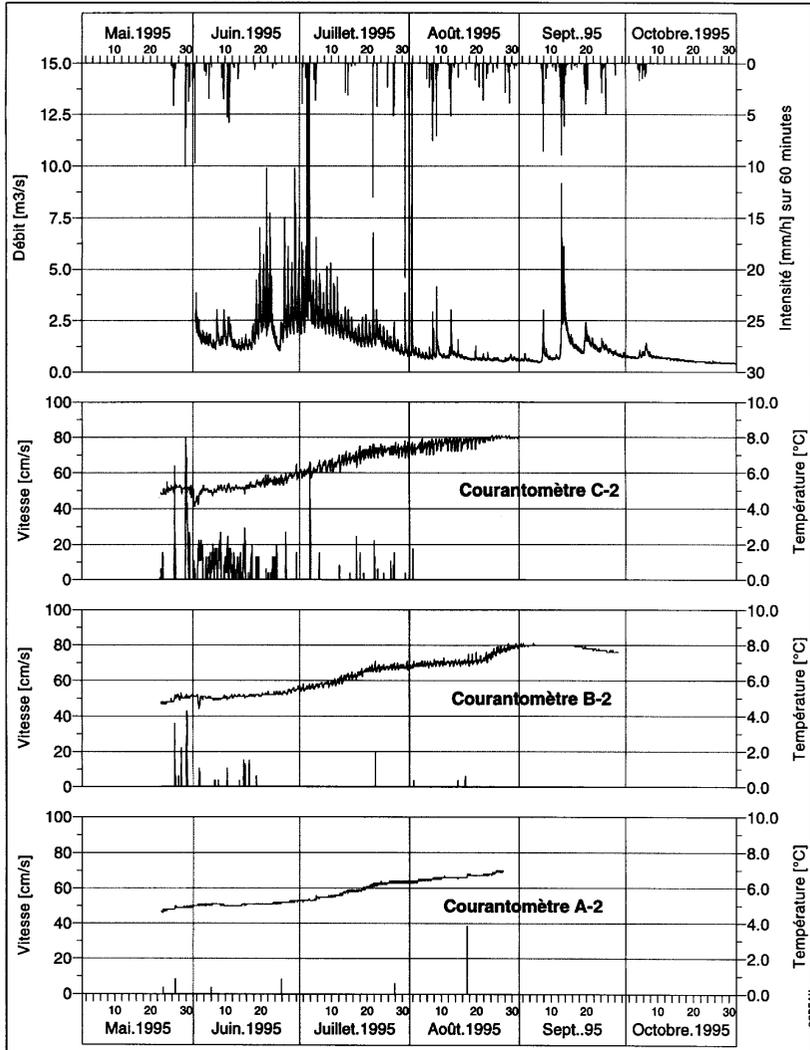
A.1.5 Mesures courantomètre C-4: 4013

à partir du				Nombre	Vitesse max
23.05.95				d'événements	[cm/s]
événements avec u > 6 cm/s!				40	54.6
Date	Heure	Temp	Prof	Direct	Vitesse
jj.mm.aa	hh:mm	[°C]	[m]	[°N]	[cm/s]
29.05.95	23:30	5.4	23.5	245.2	45.4
29.05.95	23:00	5.4	23.5	282.2	10.7
30.05.95	00:00	5.4	23.5	257.3	29.2
30.05.95	05:30	5.1	24.2	242.8	29.2

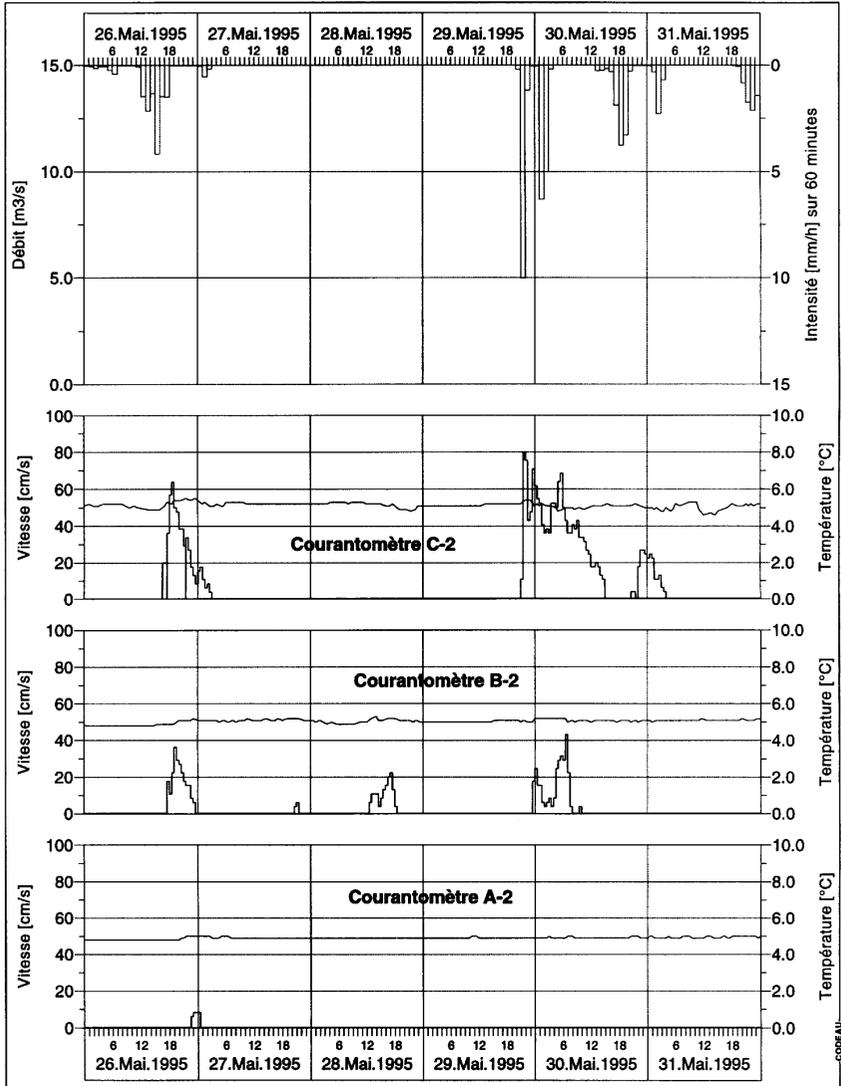
30.05.95	06:00	5.1	24.6	244.2	29.2
30.05.95	05:00	5.2	24.2	249.7	22.3
30.05.95	00:30	5.4	23.5	255.6	15.4
30.05.95	06:30	5.1	24.6	245.2	15.4
30.05.95	07:00	5.2	24.6	254.2	10.7
30.05.95	03:00	5.2	23.9	252.5	8.4
30.05.95	02:00	5.3	23.9	267	6.1
30.05.95	07:30	5.1	24.6	243.1	6.1
31.05.95	00:30	5.1	26.1	253.5	6.1
31.05.95	01:00	5.2	26.1	253.5	6.1
15.06.95	13:30	5.2	38	218.5	8.4
15.06.95	14:00	5.2	38	223.7	8.4
24.06.95	12:30	5.8	46.7	259.7	10.7
24.06.95	12:00	5.7	46.7	258.7	6.1
27.06.95	02:00	6.1	48.2	240	17.7
27.06.95	02:30	6.1	48.6	248	8.4
27.06.95	03:30	6.1	48.6	250	8.4
03.07.95	22:00	6.7	56.2	239.3	54.6
03.07.95	22:30	6.7	56.2	240	40.8
03.07.95	23:00	6.7	56.2	239.7	33.8
03.07.95	21:30	6.7	56.2	235.1	26.9
03.07.95	23:30	6.7	56.2	235.5	17.7
04.07.95	01:00	6.6	56.6	241.7	29.2
04.07.95	00:30	6.7	56.2	244.2	26.9
04.07.95	01:30	6.7	56.6	243.5	26.9
04.07.95	02:00	6.6	56.6	242.8	20
04.07.95	06:00	6.3	56.6	221.6	20
04.07.95	00:00	6.6	56.2	247.6	15.4
04.07.95	05:30	6.4	56.6	227.2	15.4
04.07.95	04:30	6.4	56.6	236.2	13
04.07.95	02:30	6.6	56.6	242.4	10.7
04.07.95	04:00	6.5	56.6	240	8.4
04.07.95	05:00	6.4	56.6	240.3	8.4
06.07.95	12:30	6.7	58.9	256.3	15.4
06.07.95	13:00	6.7	58.9	259	10.7
06.07.95	14:00	6.7	58.9	264.2	10.7

A.2 Relation précipitations – débit – courants dans le lac, été 1995

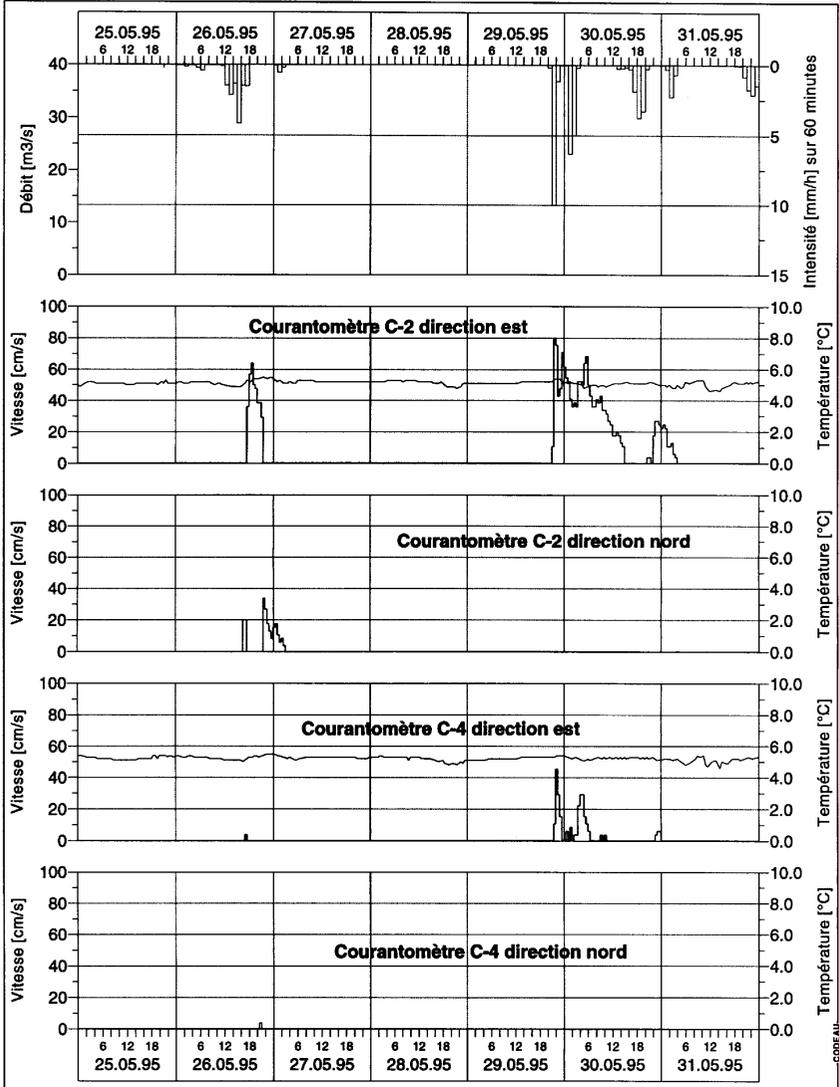
A.2.1 Précipitations dans bassin versant – débit dans l'affluent – courant et température au fond du lac aux stations A, B et C, été 1995



A.2.2 Précipitations dans bassin versant – courant et température au fond du lac aux stations A, B et C, événements de fin mai 1995

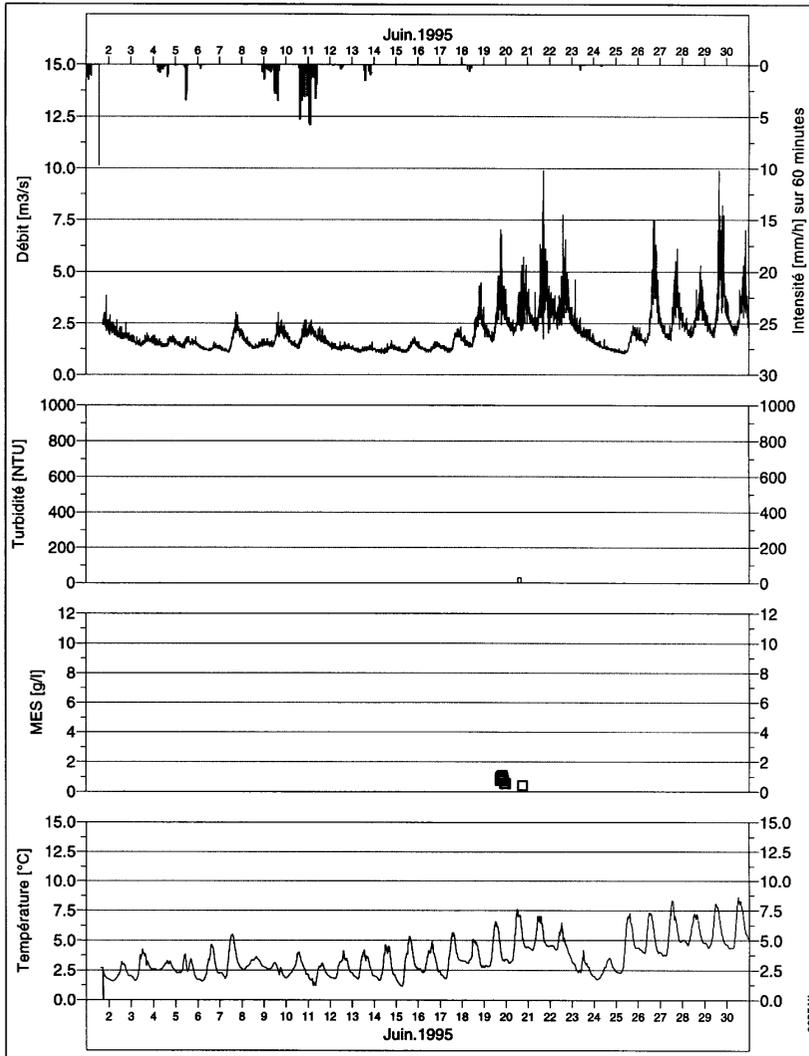


A.2.3 Précipitations dans bassin versant – courant et température au fond du lac à la station C à 2 et 4 m du fond en fonction de la direction, événements de fin mai 1995

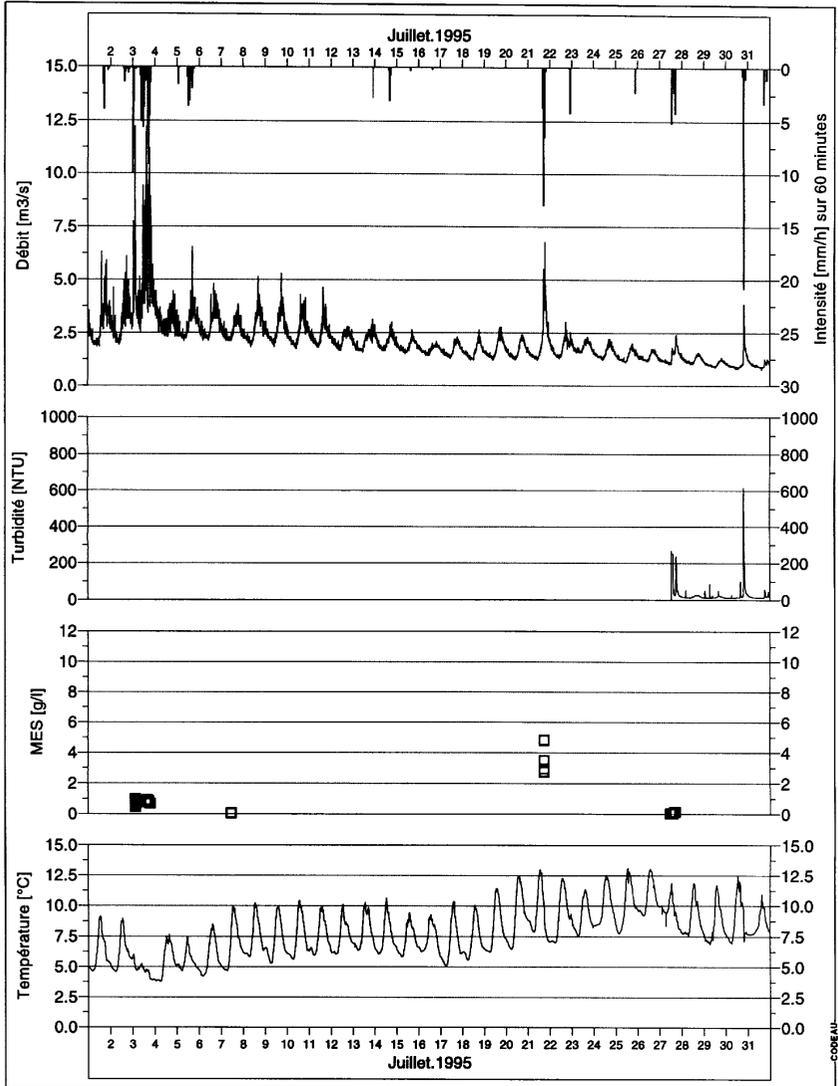


A.3 Mesures des apports à Luzzone, été 1995

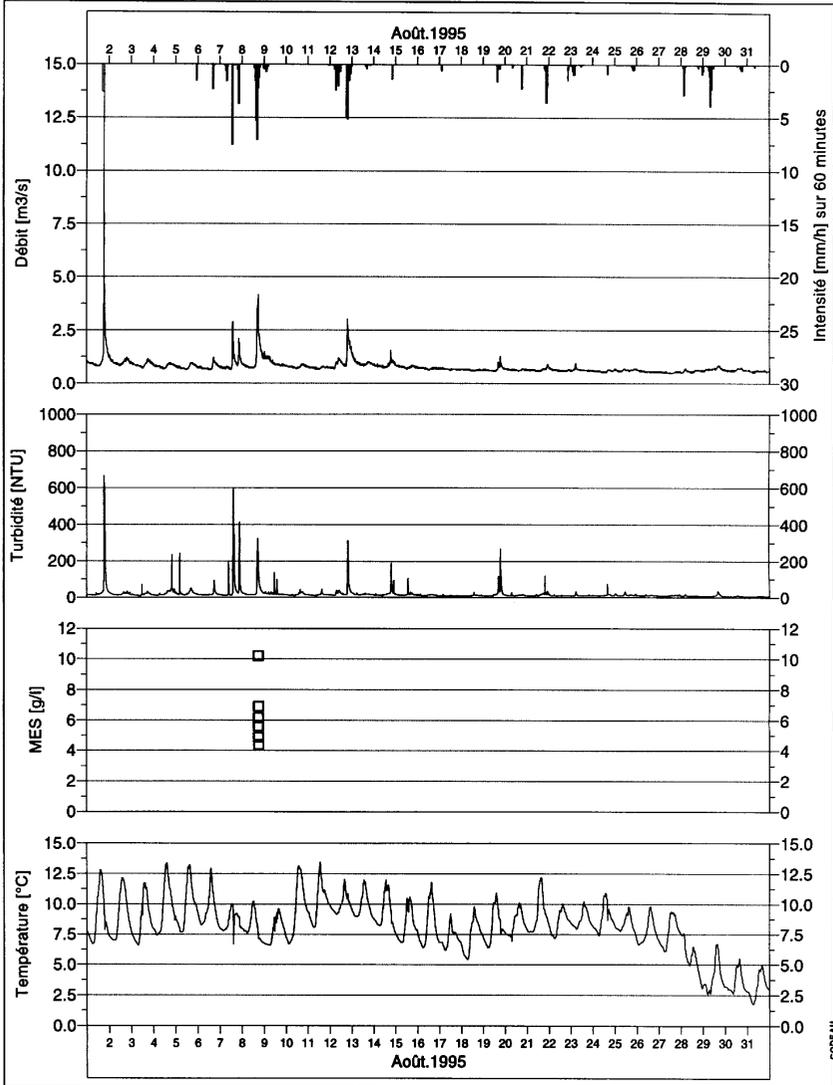
A.3.1 Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour juin 1995



A.3.2 Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour juillet 1995

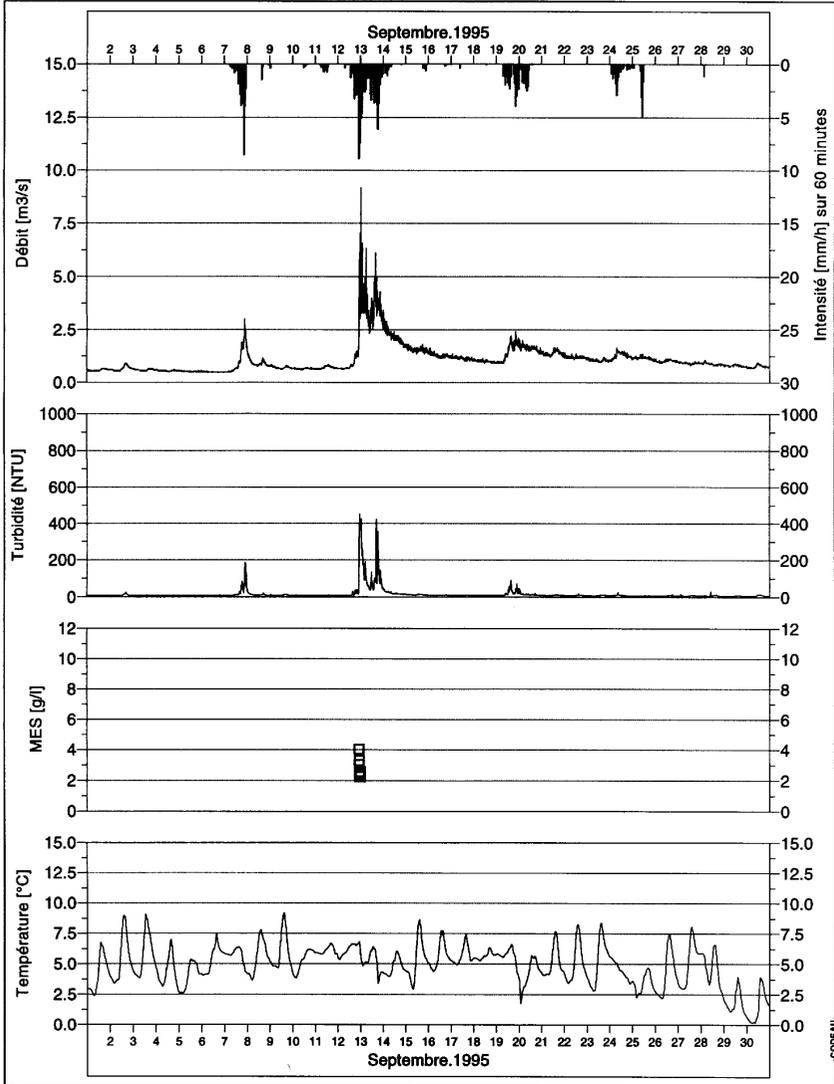


A.3.3 Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour août 1995

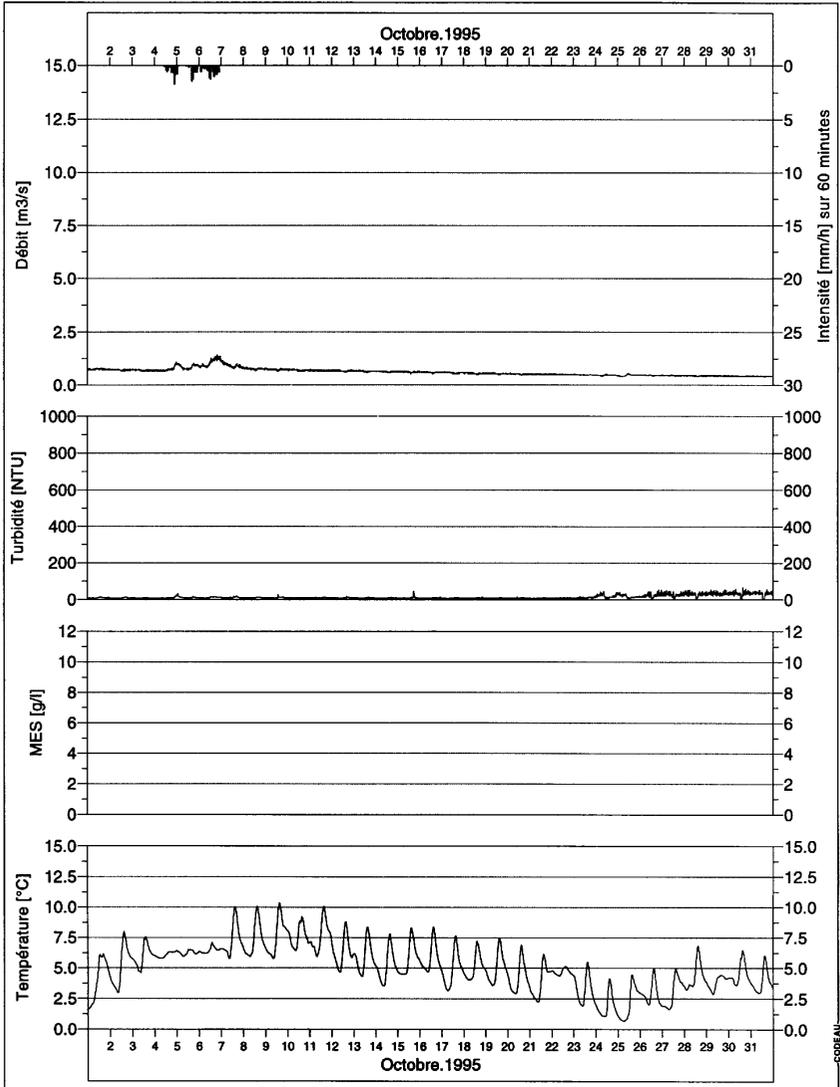


CODEAU

A.3.4 Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour septembre 1995

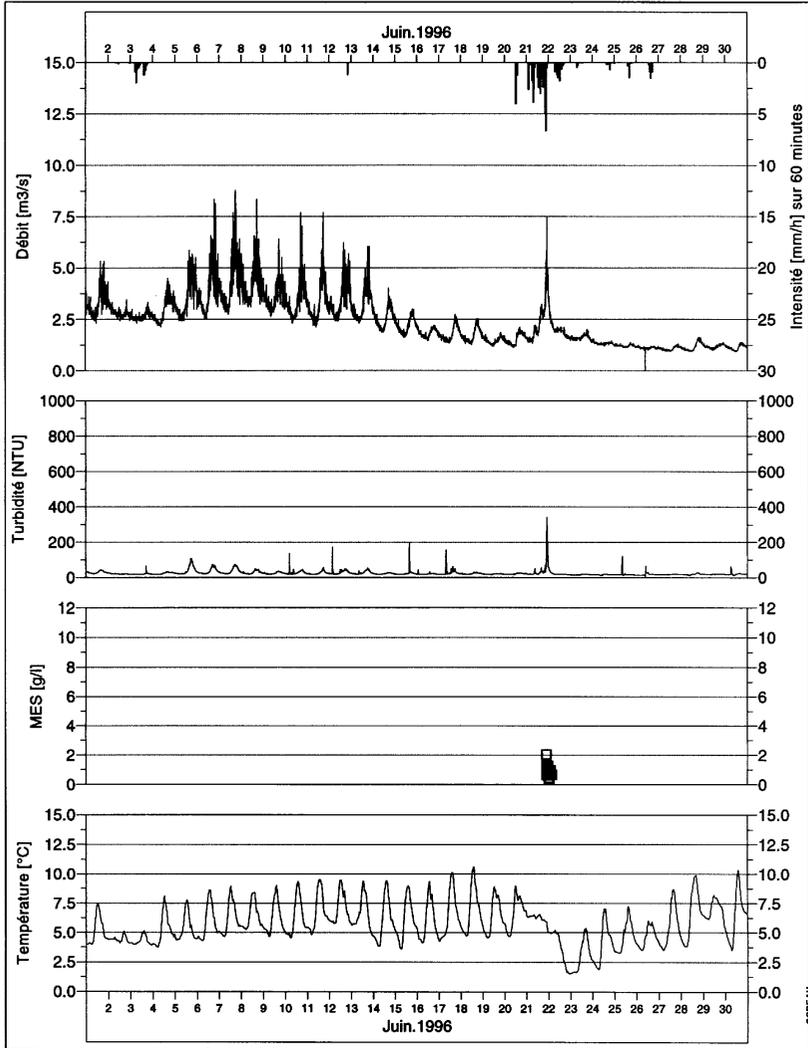


A.3.5 Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour octobre 1995

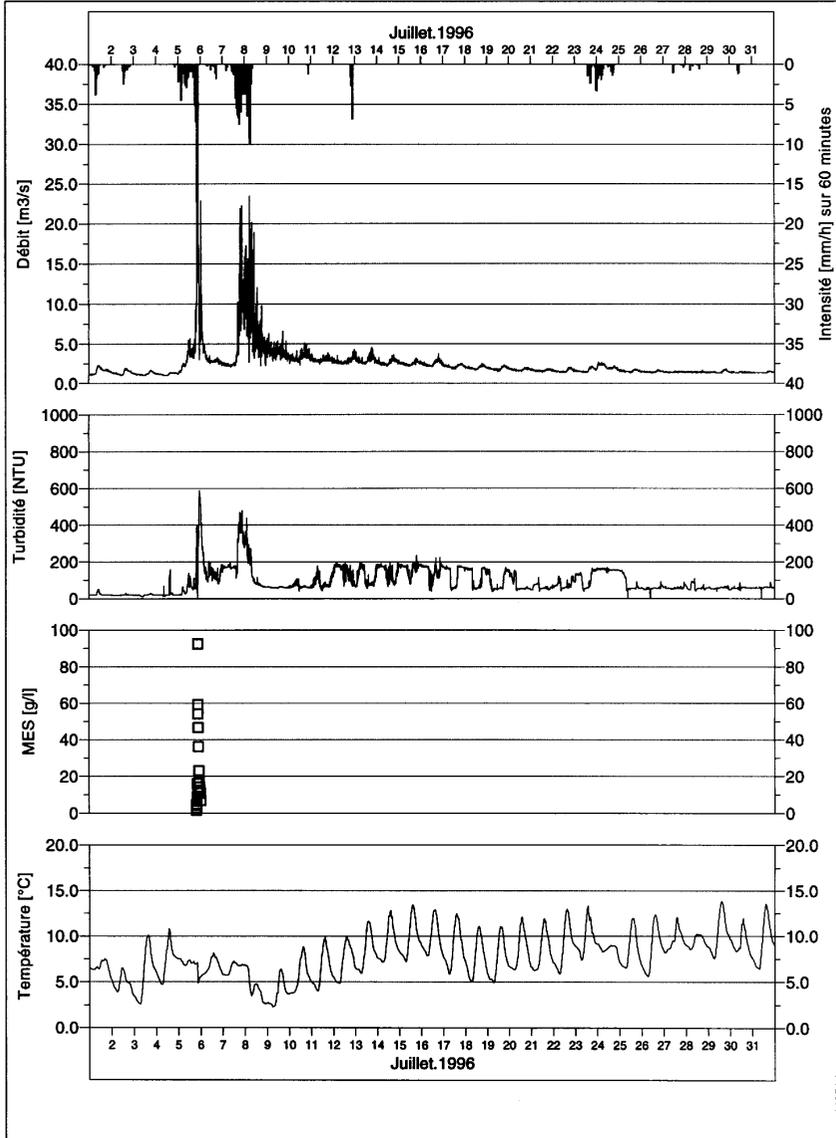


A.4 Mesures des apports à Luzzone, été 1996

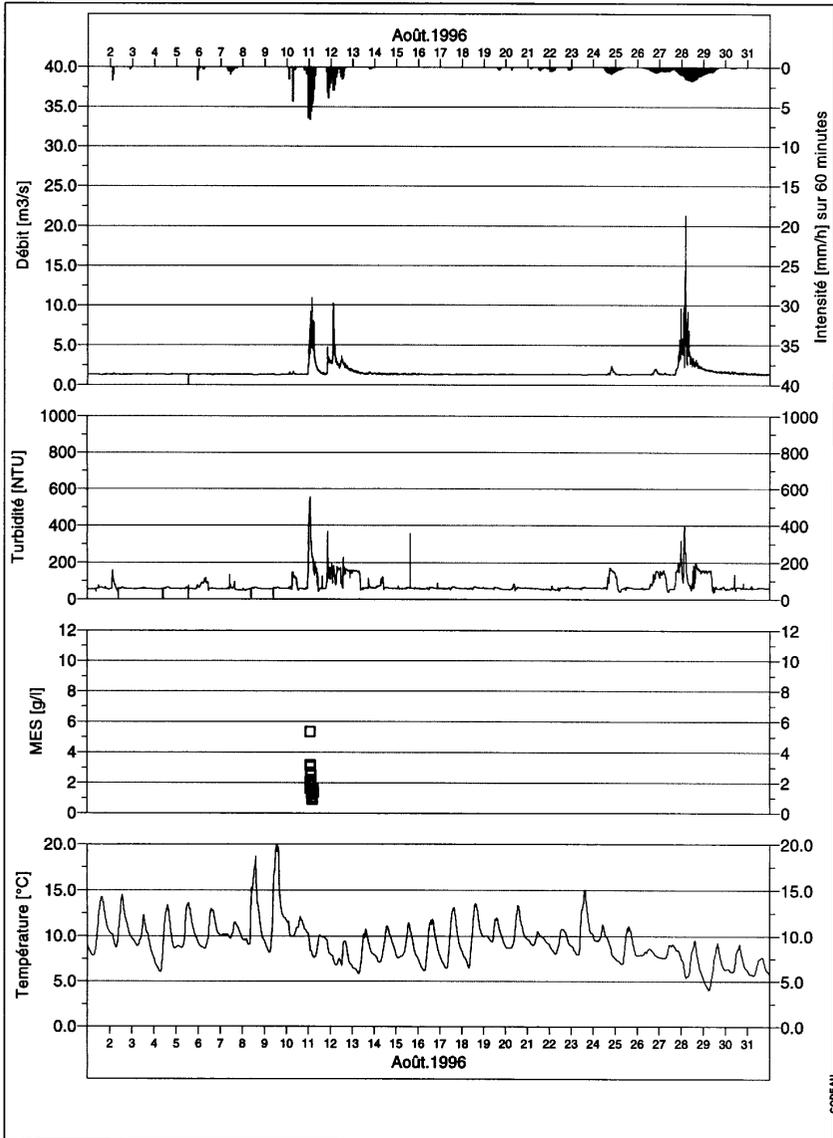
A.4.1 Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour juin 1996



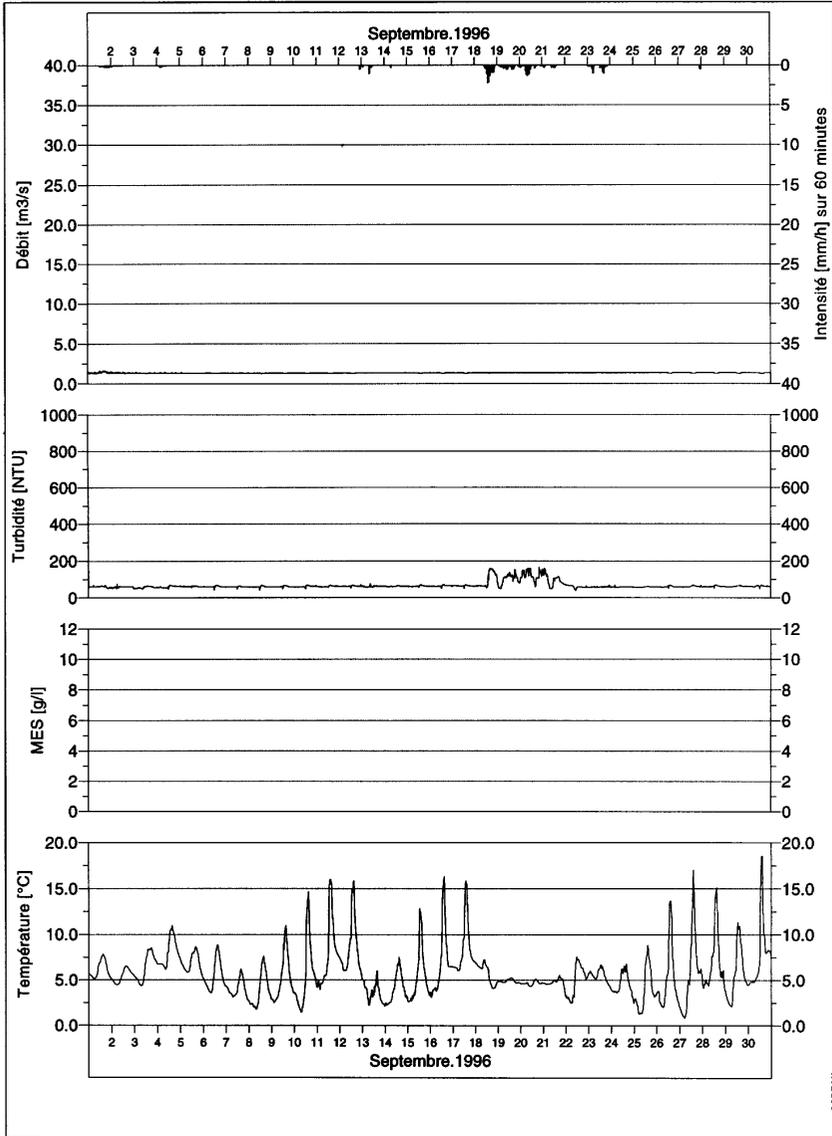
A.4.2 Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour juillet 1996



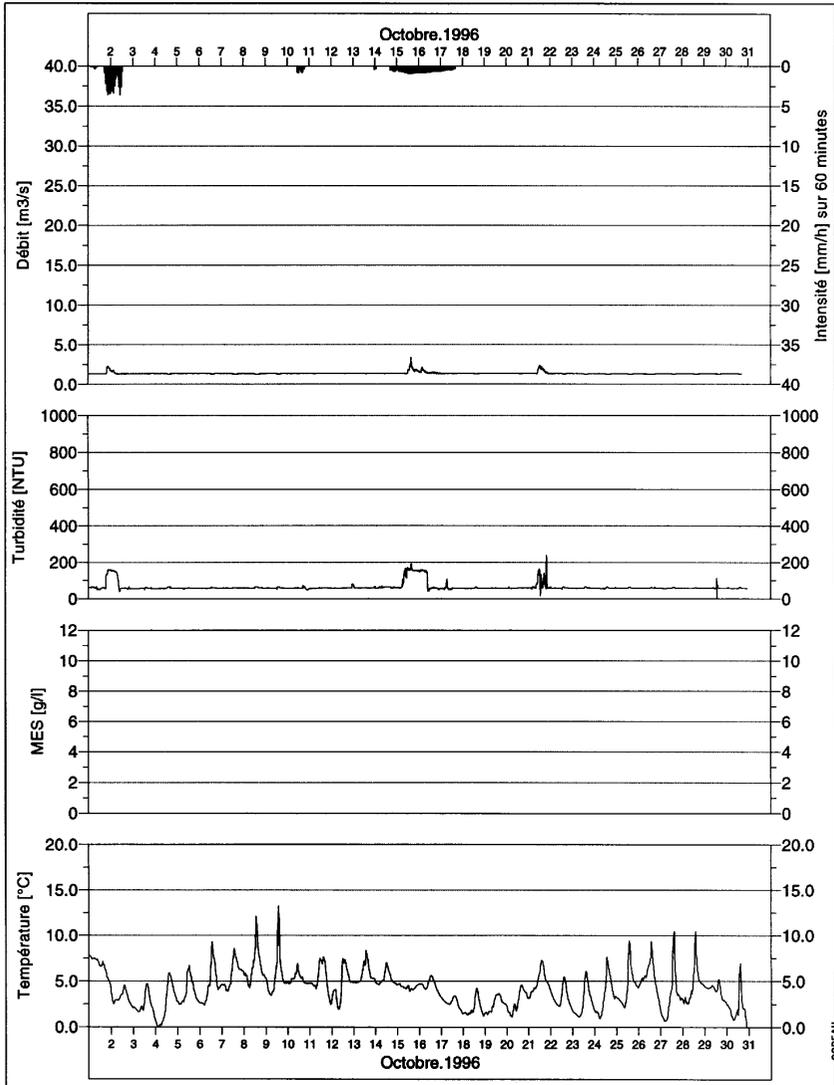
A.4.3 Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour août 1996



A.4.4 Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour septembre 1996

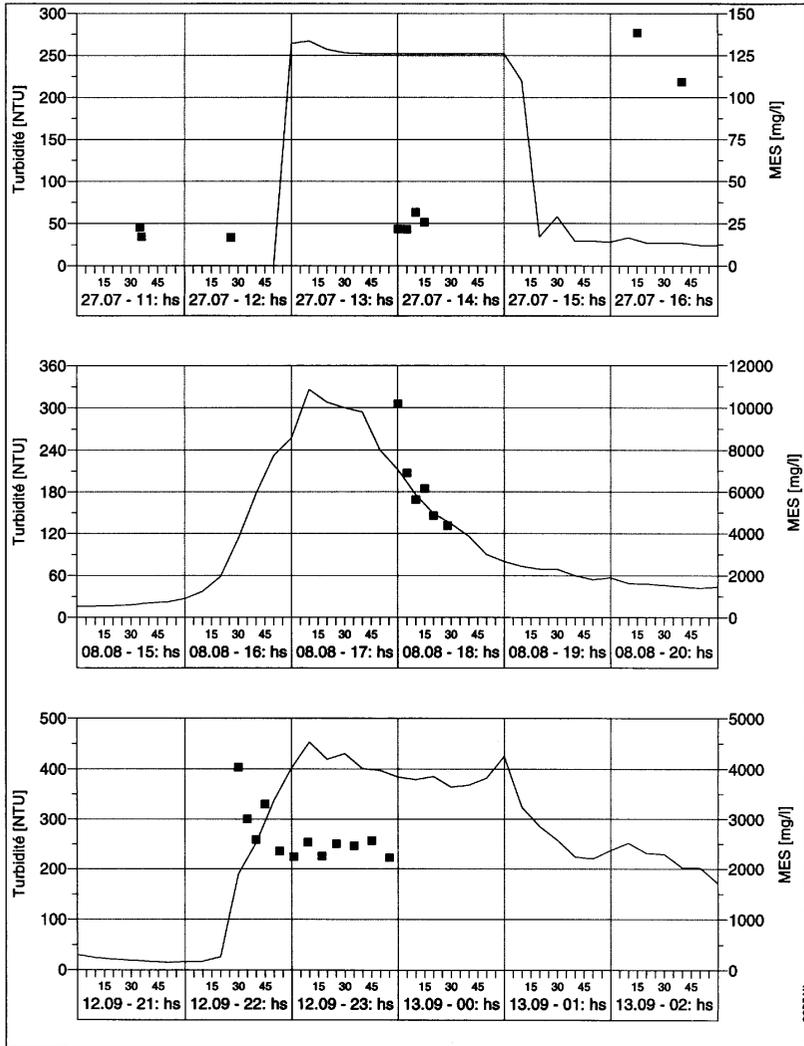


A.4.5 Précipitations, débit, turbidité, matières en suspension MES, température pour octobre 1996

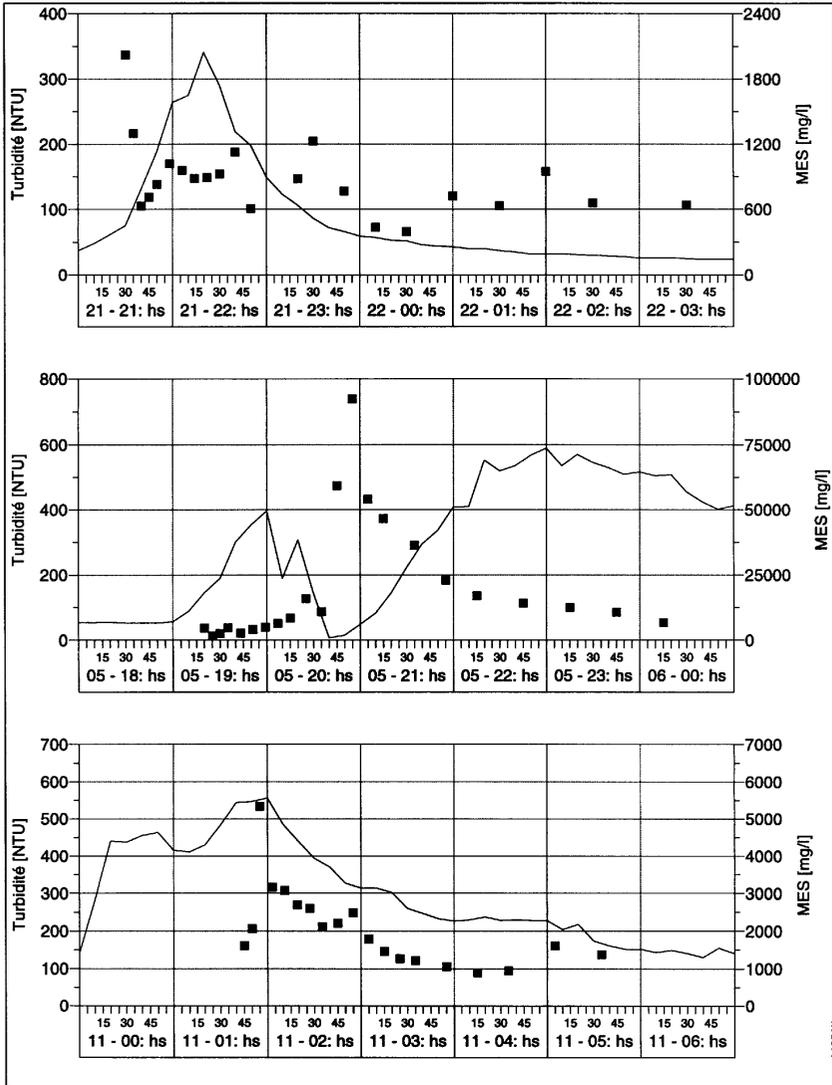


A.5 Mesures des apports solides à Luzzone

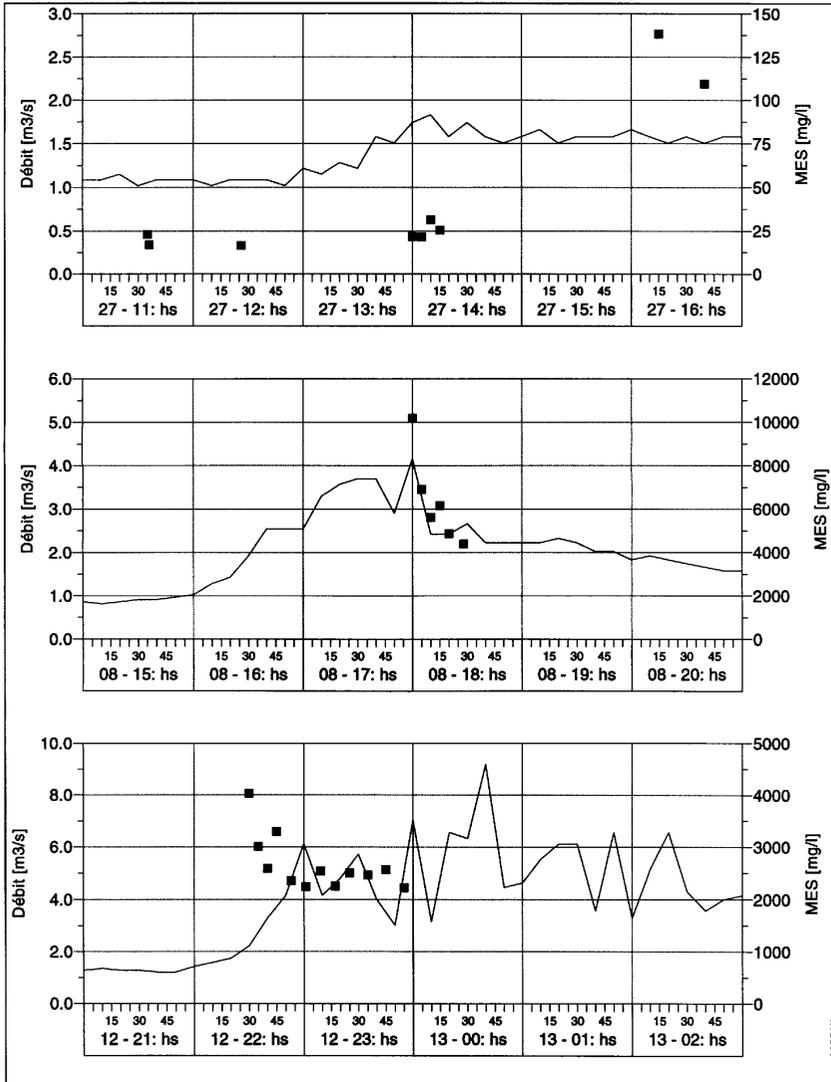
A.5.1 Mesures de turbidité vs matières en suspension MES, événements choisis 95: 27.07.95, 08.08.95 et 12.09.95



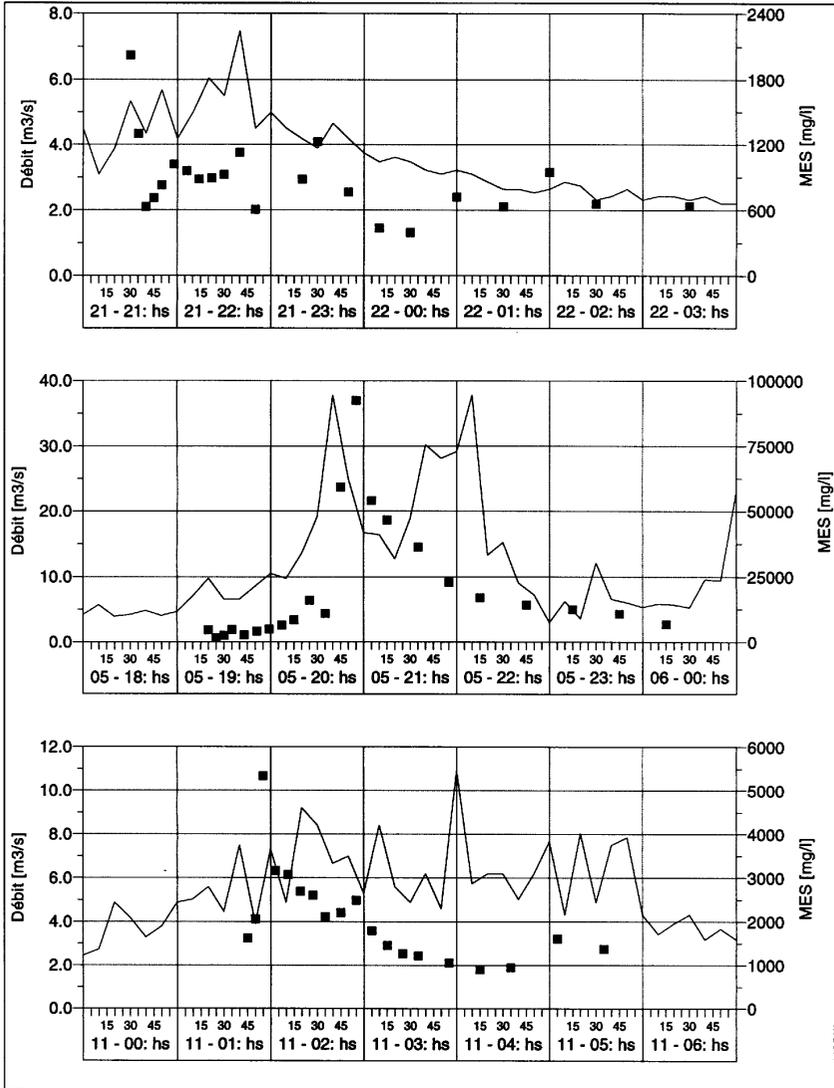
A.5.2 Mesures de turbidité vs matières en suspension MES, événements choisis 96: 21.06.96, 05.07.96 et 11.08.96



A.5.3 Mesures de débit vs matières en suspension MES, événements choisis
95: 27.07.95, 08.08.95 et 12.09.95



A.5.4 Mesures de débit vs matières en suspension MES, événements choisis
96: 21.06.96, 05.07.96 et 11.08.96



COOREAU

A.5.5 Toutes les valeurs de débit, de turbidité et de matières en suspension MES

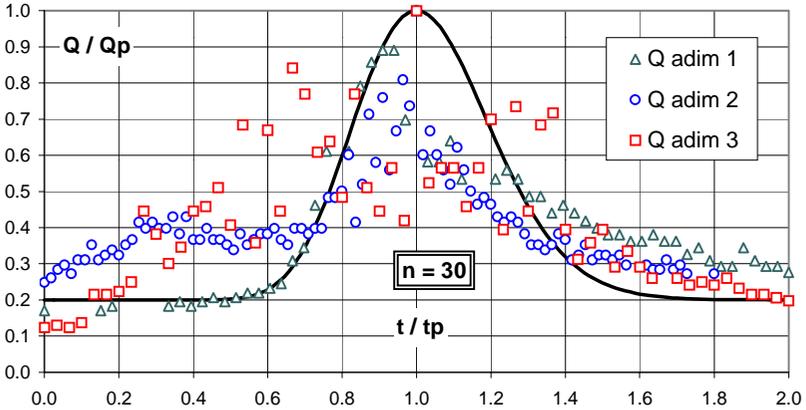
Date et Heure	Débit [m3/s]	Turbidité [NTU]	MES [mg/l]
27.7.95 14:00	1.74	252	22
27.7.95 14:05	1.79	252	21
27.7.95 14:10	1.83	252	31
27.7.95 14:15	1.71	252	25
27.7.95 16:15	1.54	30	138
27.7.95 16:40	1.51	27	109
8.8.95 18:00	4.16	212	10170
8.8.95 18:05	3.29	194	6888
8.8.95 18:10	2.42	176	5605
8.8.95 18:15	2.42	163	6140
8.8.95 18:20	2.42	149	4848
8.8.95 18:28	2.61	137	4372
12.9.95 22:30	2.22	189	4027
12.9.95 22:35	2.76	221	3000
12.9.95 22:40	3.29	253	2587
12.9.95 22:45	3.72	295	3290
12.9.95 22:53	4.75	357	2351
12.9.95 23:01	5.92	407	2238
12.9.95 23:09	4.35	448	2531
12.9.95 23:17	4.61	429	2250
12.9.95 23:25	5.26	425	2499
12.9.95 23:35	4.86	416	2459
12.9.95 23:45	3.51	399	2564
12.9.95 23:55	5.02	391	2217

Date et Heure	Débit [m3/s]	Turbidité [NTU]	MES [mg/l]
21.6.96 21:30	5.33	75	2020
21.6.96 21:35	4.83	103	1296
21.6.96 21:40	4.34	130	628
21.6.96 21:45	5.01	160	706
21.6.96 21:50	5.68	189	825
21.6.96 21:58	4.48	249	1016
21.6.96 22:06	4.66	271	955
21.6.96 22:14	5.41	301	879
21.6.96 22:22	5.93	331	887
21.6.96 22:30	5.51	290	921
21.6.96 22:40	7.48	219	1123
21.6.96 22:50	4.49	198	604
21.6.96 23:20	4.18	106	877
21.6.96 23:30	3.88	86	1223
21.6.96 23:50	4.18	66	761
22.6.96 0:10	3.47	57	433
22.6.96 0:30	3.47	52	392
22.6.96 1:00	3.21	43	717
22.6.96 1:30	2.63	37	628
22.6.96 2:00	2.63	32	943
22.6.96 2:30	2.32	30	655
22.6.96 3:30	2.32	25	634

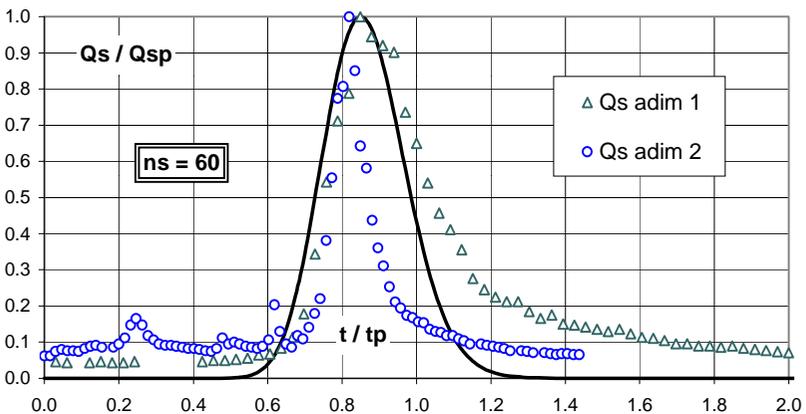
Date et Heure	Débit [m3/s]	Turbidité [NTU]	MES [mg/l]
5.7.96 19:20	9.76	145	4521
5.7.96 19:25	8.17	167	1413
5.7.96 19:30	6.58	189	2300
5.7.96 19:35	6.58	245	4597
5.7.96 19:43	7.18	316	2557
5.7.96 19:51	8.77	357	4024
5.7.96 19:59	10.33	392	4742
5.7.96 20:07	9.99	252	6331
5.7.96 20:15	11.65	249	8380
5.7.96 20:25	16.34	225	15870
5.7.96 20:35	28.47	75	10780
5.7.96 20:45	31.40	11	59140
5.7.96 20:55	20.85	32	92350
5.7.96 21:05	16.55	66	53930
5.7.96 21:15	14.55	114	46490
5.7.96 21:35	24.51	259	36120
5.7.96 21:55	28.63	372	22850
5.7.96 22:15	25.53	481	16870
5.7.96 22:45	8.15	552	14090
5.7.96 23:15	4.91	553	12390
5.7.96 23:45	6.31	519	10600
6.7.96 0:15	5.80	506	6621
11.8.96 1:45	5.70	546	1609
11.8.96 1:50	3.91	547	2052
11.8.96 1:55	5.61	552	5327
11.8.96 2:03	6.58	535	3154
11.8.96 2:11	5.30	480	3064
11.8.96 2:19	8.77	444	2684

A.6 Calage des facteurs de forme n et n_s et t_{sp}/t_s

A.6.1 Graphique des événements choisis, Q adim 1 à 3, d'apparences représentatives de l'hydrogramme pour le calage visuel du facteur de forme n



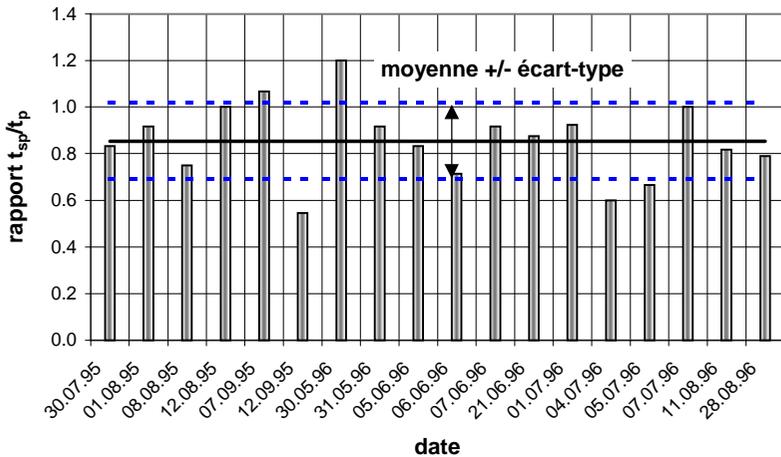
A.6.2 Graphique des événements choisis, Q_s adim 1 à 2, d'apparences représentatives de l'évolution de la turbidité pour le calage visuel du facteur de forme n_s



A.6.3 Tableau des temps de montée de l'hydrogramme et de l'évolution de la turbidité correspondante pour 18 événements choisis

Date	tp [min]	tsp [min]	tsp / tp [-]	Date	tp [min]	tsp [min]	tsp / tp [-]
30.07.95	60	50	0.833	01.07.96	130	120	0.923
01.08.95	240	220	0.917	04.07.96	300	180	0.600
08.08.95	240	180	0.750	05.07.96	180	120	0.667
12.08.95	120	120	1.000	07.07.96	270	270	1.000
07.09.95	450	480	1.067	11.08.96	220	180	0.818
12.09.95	220	120	0.545	28.08.96	190	150	0.789
30.05.96	300	360	1.200				
31.05.96	360	330	0.917	moyenne	254	219	0.85
05.06.96	360	300	0.833	écart-type	107	112	0.16
06.06.96	420	300	0.714	min			0.55
07.06.96	360	330	0.917	max			1.20
21.06.96	160	140	0.875	nombre			18

A.6.4 Graphique des temps de montée relatifs t_{sp}/t_p de l'hydrogramme et de l'évolution de la turbidité pour 18 événements choisis, avec valeur moyenne et écart-type




```
C
C SUBROUTINE ARGUMENTS PRECEDED WITH A '*' ARE ARGUMENTS THAT MUST
C BE SET BY THE USER IN THIS ROUTINE.
C
C LOGICAL VARIABLE LRDISK IN COMMON BLOCK IOLOGC INDICATES WHETHER
C THE RUN IS A RESTART AND CAN BE USED SO THAT INITIAL INFORMATION
C IS ONLY SET WHEN STARTING A RUN FROM SCRATCH.
C
C NOTE THAT OTHER DATA MAY BE OBTAINED FROM CFX-F3D USING THE
C ROUTINE GETADD, FOR FURTHER DETAILS SEE THE VERSION 4
C USER MANUAL.
C
C*****
C LOGICAL LDEN, LVIS, LTURB, LTEMP, LBUOY, LSCAL, LCOMP
C      , LRECT, LCYN, LAXIS, LPOROS, LTRANS
C LOGICAL LRDISK, LWDISK
C
C CHARACTER*(*) CWORK
C
C***** USER AREA 1 *****
C--- AREA FOR USERS EXPLICITLY DECLARED VARIABLES
C
C***** END OF USER AREA 1 *****
C
COMMON
+ /ALL/ NBLOCK, NCELL, NBDRY, NNODE, NFACE, NVERT, NDIM
+ /ALLWRK/ NRWS, NIWS, NCWS, IWRPRE, IWIPRE, IWCPRE
+ /ADDIMS/ NPHASE, NSCAL, NVAR, NPROP
+      , NDVAR, NDPROP, NDXNN, NDGEOM, NDCOEF, NILIST, NRLIST, NTOPOL
+ /CHKUSR/ IVERS, IUCALL, IUSED
+ /DEVICE/ NREAD, NWRITE, NRDISK, NWDISK
+ /IDUM/ ILEN, JLEN
+ /IOLOGC/ LRDISK, LWDISK
+ /LOGIC/ LDEN, LVIS, LTURB, LTEMP, LBUOY, LSCAL, LCOMP
+      , LRECT, LCYN, LAXIS, LPOROS, LTRANS
+ /MLTGRD/ MLEVEL, NLEVEL, ILEVEL
+ /SGLDBL/ IFLGPR, ICHKPR
+ /TRANSI/ NSTEP, KSTEP, MF, INCORE
+ /TRANSR/ TIME, DT, DTINVF, TPARM
+ /BUOY/ GX, GY, GZ
C
C***** USER AREA 2 *****
C--- AREA FOR USERS TO DECLARE THEIR OWN COMMON BLOCKS
C THESE SHOULD START WITH THE CHARACTERS 'UC' TO ENSURE
C NO CONFLICT WITH NON-USER COMMON BLOCKS
C
C***** END OF USER AREA 2 *****
C
DIMENSION
+ U (NNODE, NPHASE), V (NNODE, NPHASE), W (NNODE, NPHASE)
+ , P (NNODE, NPHASE), VFRAC (NNODE, NPHASE)
+ , TE (NNODE, NPHASE), ED (NNODE, NPHASE), RS (NNODE, NPHASE, 6)
+ , T (NNODE, NPHASE), H (NNODE, NPHASE), RF (NNODE, NPHASE, 4)
+ , SCAL (NNODE, NPHASE, NSCAL)
+ , DEN (NNODE, NPHASE), VIS (NNODE, NPHASE), CONV (NFACE, NPHASE)
DIMENSION
+ XC (NVERT), YC (NVERT), ZC (NVERT), XP (NNODE), YP (NNODE), ZP (NNODE)
+ , VOL (NCELL), AREA (NFACE, 3), VPOR (NCELL), ARPOR (NFACE, 3)
+ , WFACT (NFACE), DISWAL (NCELL)
DIMENSION
+ IPT (*), IBLK (5, NBLOCK)
+ , IPVERT (NCELL, 8), IPNODN (NCELL, 6), IPFACN (NCELL, 6), IPNODF (NFACE, 4)
+ , IPNODB (NBDRY, 4), IPFACB (NBDRY)
DIMENSION
+ IWORK (NIWS), WORK (NRWS), CWORK (NCWS)
C
```



```
C
PRINT *
PRINT *, '-----'
PRINT *, 'USRINT STARTED'
PRINT *

C
CALL GETWRK('USRINT', 'WORK ', 'USAUX ', IUSAUX, JUSAUX)
CALL GETWRK('USRINT', 'WORK ', 'USINF ', IUSINF, JUSINF)

C
C --- PHYSICAL VARIABLES ---
C
C -> DENSITIES, VISCOSITIES OF FLUIDS
C -> GRAVITY VECTOR FOR BUOANT FLOW
C
C ** FIND ADDRESSES OF DENSIT, VISCOS AND GRAVITY
C
CALL GETADD('USRINT', 'RPHYS ', 'DENSIT', ILEVEL, JDENSI)
DENSI1 = WORK(JDENSI)
DENSI2 = WORK(JDENSI+1)
CALL GETADD('USRINT', 'RPHYS ', 'DIPLAM', ILEVEL, JVISCO)
VISCO1 = WORK(JVISCO+1)
VISCO2 = WORK(JVISCO+1+NVAR)
GRAV=SQRT(GX**2+GY**2+GZ**2)

C
IF (DEBUG.NE.0) THEN
PRINT *
PRINT *, '-----'
PRINT *, 'PHYSICAL PARAMETERS OF FLUIDS'
PRINT *, 'DENSI WATER, DENSI SEDIMENT'
PRINT *, DENSI1, DENSI2
PRINT *, 'VISCO WATER, <VISCO SEDIMENT>'
PRINT *, VISCO1, VISCO2
PRINT *, 'GRAVITY VECTOR COMPONENTS'
PRINT *, GX, GY, GZ
PRINT *, 'GRAVITY = ', GRAV
PRINT *, 'PHYSICAL PARAMETERS DONE'
PRINT *, '-----'
PRINT *
ENDIF

C
C --- HYDRO VARIABLES ---
C
C -> MAX INFLOW, TIME TO PEAK, FORM PARAMETER FOR WATER
C -> MAX VOL FRAC, TIME TO PEAK, FORM PARAMETER FOR SEDIMENT
C -> TIME TO START FOR HYDROGRAPH (TIME+TSTART)
C
C ** SET INFLOW PARAMETERS AND CALCULATE INFLOW VELOCITY
C ** VECTOR ON PATCH "INRIVER"
C
QMAX = 137
TP = 3600
NFORM = 30
VFSMAX = 0.107
TSP = 3060
NSFORM = 60
TSTART = 2000.

C
C ** USE IPALL TO FIND ADDRESSE ON PATCH
C
CALL IPALL('INRIVER', 'INLET', 'PATCH', 'CENTRES', IPT, NPT,
+
CWORK, IWORK)
C
C ** CALCULATE AREA OF PATCH "INRIVER" VARIABLE 'TAREA'
C
TAREA = 0.0
C
```

```
DO I=1, NPT
C   ** USE STATEMENT FUNCTION IPT TO GET ADDRESSES
      INODE=IPT(I)
      IBDRY=INODE-NCELL
C   ** USE STATEMENT FUNCTION IPFACB TO GET ADDRESSES
C   ** OF CELL FACES
      IFACE=IPFACB(IBDRY)
      CELLAREA=SQRT(AREA(IFACE,1)**2 +
+                 AREA(IFACE,2)**2 +
+                 AREA(IFACE,3)**2)
      TAREA = TAREA + CELLAREA
ENDDO

C
C   ** CALCULATE NORM OF INFLOW VELOCITY
C
      VELOCIN = QMAX / TAREA

C
C   ** CALCULATE VECTOR COMPONENTS OF INFLOW VELOCITY
C
      UINMAX = VELOCIN / CELLAREA * AREA(IFACE,1)
      VINMAX = VELOCIN / CELLAREA * AREA(IFACE,2)
      WINMAX = VELOCIN / CELLAREA * AREA(IFACE,3)
C
      IF (DEBUG.NE.0) THEN
        PRINT *
        PRINT *, '=====
        PRINT *, 'COMPONENTS OF INFLOW VELOCITY ON INFLOW PATCH'
        PRINT *, 'AREA OF INFLOWPATCH, INFLOW VELOCITY'
        PRINT *, TAREA, VELOCIN
        PRINT *, 'COMPONENTS OF INFLOW VELOCITY VECTOR'
        PRINT *, UINMAX, VINMAX, WINMAX
        PRINT *, 'INFLOW HYDROGRAPH PARAMETER CALCULATED'
        PRINT *, '=====
        PRINT *
      ENDIF
C
C   THE CALCULATED VARIABLES NEEDED FOR INFLOW HYDROGRAPH
C   ARE FILLES INTO THE ARRAY "USINF" IN THE FOLLOWING ORDER:
C
C       0      1      2      3      4      5      6      7      8
C   TSTART, UINMAX, VINMAX, WINMAX, VFSMAX, TP, NFORM, TSP, NSFORM
C
      WORK(JUSINF) = TSTART
      WORK(JUSINF+1) = UINMAX
      WORK(JUSINF+2) = VINMAX
      WORK(JUSINF+3) = WINMAX
      WORK(JUSINF+4) = VFSMAX
      WORK(JUSINF+5) = TP
      WORK(JUSINF+6) = NFORM
      WORK(JUSINF+7) = TSP
      WORK(JUSINF+8) = NSFORM
C
C   --- SEDIM VARIABLES ---
C
C   -> CONSIDERED MEAN DIAMETER OF SEDIMENT PARTICLES, DS
C   -> CONCENTRATION INSIDE SEDIMENT DEPOSIT COVER, CSC
C   -> HEIGHT OF SEDIMENT DEPOSIT COVER, SCH
C   -> BUOUYANT DENSITY, RR
C   -> PARTICLE REYNOLDS NUMBER, RP
C   -> COMPONENTS OF FALL VELOCITY OF SEDIMENT PARTICLES
C   -> NORM OF FALL VELOCITY OF SEDIMENT PARTICLE
C   -> COEFFICIENT FOR SEDIMENT ENTRAINMENT ALPHA
C       OR PRIFCTION FACTOR
C   -> CRITICAL VALUE FOR SEDIMENT ENTRAINMENT
C
      DS = 0.00002
```

```
CSC = 0.6
SCH = 5.0
RR = (DENSI2-DENSI1)/DENSI1
RP = DS*SQRT(GRAV*RR*DS)*DENSI1/VISCO1
TEMP = RR*DS*DS*DENSI1/(18.0*VISCO1)
WSX = GX*TEMP
WSY = GY*TEMP
WSZ = GZ*TEMP
WS = GRAV*TEMP
ACOEFF = 0.1
ZZCRIT = 5

C
IF (DEBUG.NE.0) THEN
  PRINT *
  PRINT *, '===== '
  PRINT *, 'SEDIMENTATION PARAMETERS'
  PRINT *, 'DIAMETER OF SEDIMENT PARTICLES = ',DS
  PRINT *, 'BUOYANT DENSITY, PARTICLE REYNOLDS NUMBER'
  PRINT *, RR,RP
  PRINT *, 'COMPONENTS OF FALL VELOCITY OF SEDIMENT PARTICLES'
  PRINT *, WSX,WSY,WSZ
  PRINT *, 'NORM OF FALL VELOCITY OF SEDIMENT PARTICLES'
  PRINT *, WS
  PRINT *, 'SEDIMENTATION PARAMETERS DONE'
  PRINT *, '===== '
  PRINT *
ENDIF

C
C
C ** SET CONTROL CELL FOR ALL SUBROUTINES
C
C
C IBLOCK = 1
C ITEST = 50
C JTEST = 10
C KTEST = 2

C
C THESE VARIABLES TOGETHER WITH PHYSICAL PARAMETERS ARE
C FILLED INTO THE USAUX-ARRAY IN THE FOLLOWING ORDER:
C
C
C 0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12
C WS,WSX,WSY,WSZ,DS,RR,RP,ACOEFF,ZZCRIT,SCH,CSC,DENSI1,DENSI2
C 13 14 15 16 17 18
C VISCO1,VISCO2,IBLOCK,ITEST,JTEST,KTEST
C
C
C WORK(JUSAUX) = WS
C WORK(JUSAUX+1) = WSX
C WORK(JUSAUX+2) = WSY
C WORK(JUSAUX+3) = WSZ
C WORK(JUSAUX+4) = DS
C WORK(JUSAUX+5) = RR
C WORK(JUSAUX+6) = RP
C WORK(JUSAUX+7) = ACOEFF
C WORK(JUSAUX+8) = ZZCRIT
C WORK(JUSAUX+9) = SCH
C WORK(JUSAUX+10) = CSC
C WORK(JUSAUX+11) = DENSI1
C WORK(JUSAUX+12) = DENSI2
C WORK(JUSAUX+13) = VISCO1
C WORK(JUSAUX+14) = VISCO2
C WORK(JUSAUX+15) = IBLOCK
C WORK(JUSAUX+16) = ITEST
C WORK(JUSAUX+17) = JTEST
C WORK(JUSAUX+18) = KTEST

C
C --- SEDIM FILED ---
C
C IF (DEBUG.NE.0) THEN
```

```
      PRINT *
      PRINT *, '===== '
      PRINT *, 'INITIALIZATION OF THE UNIT SEDIMENTATION MATRIX'
      ENDIF
C
C
C   ** NOW THE ARRAY UAMWS IS FILLED WITH THE VALUE OF UNIT
C   ** SEDIMENTATION PER FACE, CONSTANT IN TIME, VARIABLE IN SPACE
C   ** USFLX WILL BE FILLED LATER IN USRSRC, VARIABLE IN TIME
C
C
C   ** FIND ADDRESS OF UAMWS
C
      CALL GETWRK('USRINT','WORK ', 'UAMWS ', NCELL*3, JUAMWS)
C
C   ** FILL IT WITH THE SCALAR PRODUCT OF WS AND AREA
C   ** ON ALL FACES FOR ALL INTERIOR CELLS, THIS IS SOMEWHAT
C   ** REDUNDANT, BUT IT ASSURES THE GOOD FUNCTIONING ON PATCHES
C
C   ** USE IPALL TO FIND 1D ADDRESSES OF ALL CELL CENTRES
C
      CALL IPALL(' ', ' ', 'BLOCK', 'CENTRES', IPT, NPT, CWORK, IWORK)
C
C   ** PUT SEDIMENTATION MATRIX DIMENSION IN ISDIM VARIABLE
C   ** FOR LATER USE IN COMMENT
      ISMDIM = NPT
C
      DO I = 1, NPT
         INODE = IPT(I)
C
C
C         ** ADDRESSES OF ALL NEIGHBOURING FACES
         IFAC1 = IPFACN(INODE,1)
         IFAC2 = IPFACN(INODE,2)
         IFAC3 = IPFACN(INODE,3)
         IFAC4 = IPFACN(INODE,4)
         IFAC5 = IPFACN(INODE,5)
         IFAC6 = IPFACN(INODE,6)
C
C         ** ADDRESSES OF ALL NEIGHBOURING CELLS
         INOD1 = IPNODN(INODE,1)
         INOD2 = IPNODN(INODE,2)
         INOD3 = IPNODN(INODE,3)
         INOD4 = IPNODN(INODE,4)
         INOD5 = IPNODN(INODE,5)
         INOD6 = IPNODN(INODE,6)
C
C         ** CALCULATE SCALAR PRODUCT ON ALL FACES
C
C         ** HIGH I FACE / UP SIDE, IFAC1
C
         WORK(IFAC1+JUAMWS) = AREA(IFAC1,1) * WSX +
+                               AREA(IFAC1,2) * WSY +
+                               AREA(IFAC1,3) * WSZ
C
C         ** HIGH J FACE / NORTH SIDE, IFAC2
C
         WORK(IFAC2+JUAMWS) = AREA(IFAC2,1) * WSX +
+                               AREA(IFAC2,2) * WSY +
+                               AREA(IFAC2,3) * WSZ
C
C         ** HIGH K FACE / EAST SIDE, IFAC3
C
         WORK(IFAC3+JUAMWS) = AREA(IFAC3,1) * WSX +
+                               AREA(IFAC3,2) * WSY +
+                               AREA(IFAC3,3) * WSZ
C
C         ** LOW I FACE / DOWN SIDE, IFAC4
```

```

C      WORK(IFAC4+JUAMWS) = AREA (IFAC4,1) * WSX +
+      AREA (IFAC4,2) * WSY +
C      +      AREA (IFAC4,3) * WSZ
C
C      ** LOW J FACE / SOUTH SIDE, IFAC5
C
C      WORK(IFAC5+JUAMWS) = AREA (IFAC5,1) * WSX +
+      AREA (IFAC5,2) * WSY +
C      +      AREA (IFAC5,3) * WSZ
C
C      ** LOW K FACE / WEST SIDE, IFAC6
C
C      WORK(IFAC6+JUAMWS) = AREA (IFAC6,1) * WSX +
+      AREA (IFAC6,2) * WSY +
C      +      AREA (IFAC6,3) * WSZ
C
C      IF (DEBUG.NE.0) THEN
C          CALL BLKIJK (IBLK, INODE, NBLK, I1, J1, K1)
C
C      ** VALUES IN TESTCELL
C
C      IF (NBLK.EQ.IBLOCK.AND.
+      I1.EQ.ITEST.AND.J1.EQ.JTEST.AND.K1.EQ.KTEST) THEN
C          PRINT *
C          PRINT *, '***** T E S T C E L L *****'
C          PRINT *, '*****'
C          PRINT *, 'TESTBLOCK, ITEST, JTEST, KTEST, INODE'
C          PRINT *, NBLK, I1, J1, K1, INODE
C          PRINT *, 'POINTERS TO ALL NEIGHBOURING FACES'
C          PRINT *, 'HIGH I, J, K: ', IFAC1, IFAC2, IFAC3
C          PRINT *, 'LOW I, J, K: ', IFAC4, IFAC5, IFAC6
C          PRINT *, 'POINTERS TO ALL NEIGHBOURING CELLS'
C          PRINT *, 'HIGH I, J, K: ', INOD1, INOD2, INOD3
C          PRINT *, 'LOW I, J, K: ', INOD4, INOD5, INOD6
C          PRINT *, 'NORMAL VECTOR ON HIGH I FACE'
C          PRINT *, AREA (IFAC1,1), AREA (IFAC1,2), AREA (IFAC1,3)
C          PRINT *, 'NORMAL VECTOR ON HIGH J FACE'
C          PRINT *, AREA (IFAC2,1), AREA (IFAC2,2), AREA (IFAC2,3)
C          PRINT *, 'NORMAL VECTOR ON HIGH K FACE'
C          PRINT *, AREA (IFAC3,1), AREA (IFAC3,2), AREA (IFAC3,3)
C          PRINT *, 'NORMAL VECTOR ON LOW I FACE'
C          PRINT *, AREA (IFAC4,1), AREA (IFAC4,2), AREA (IFAC4,3)
C          PRINT *, 'NORMAL VECTOR ON LOW J FACE'
C          PRINT *, AREA (IFAC5,1), AREA (IFAC5,2), AREA (IFAC5,3)
C          PRINT *, 'NORMAL VECTOR ON LOW K FACE'
C          PRINT *, AREA (IFAC6,1), AREA (IFAC6,2), AREA (IFAC6,3)
C          PRINT *, 'UNIT SEDIMENTATION FLUX IN CONTROL CELL'
C          PRINT *, ' HIGH I FACE , HIGH J FACE , HIGH K FACE'
C          PRINT *, WORK (JUAMWS+IFAC1), WORK (JUAMWS+IFAC2),
+      WORK (JUAMWS+IFAC3)
C          PRINT *, ' LOW I FACE , LOW J FACE , LOW K FACE'
C          PRINT *, WORK (JUAMWS+IFAC4), WORK (JUAMWS+IFAC5),
+      WORK (JUAMWS+IFAC6)
C          PRINT *
C      ENDIF
C
C      ENDIF
C
C      ENDDO
C
C      ** PRINTOUT VALUES ON SEDIDEP PATCH
C
C      IF (DEBUG.NE.0) THEN
C
C      ** USE IPALL TO FIND 1D ADDRESSES OF ALL CELL CENTRES ON PATCH
C
C
```

```
C      CALL IPALL('SEDIDEP','*','PATCH','CENTRES',IPT,NPT,CWORK,IWORK)
C
C      DO I = 1, NPT
C          ** USE STATEMENT FUNCTION IPT TO GET ADDRESSES
C          ** OF DUMMY NODE IDNODE
C          INODE = IPT(I)
C          IBDRY = INODE - NCELL
C          ** USE STATEMENT FUNCTION IPFACB TO GET ADDRESSES
C          ** OF CELL FACES ON PATCH
C          IFACE = IPFACB(IBDRY)
C          ** USE STATEMENT FUNCTION IPNOB TO GET ADDRESSES OF
C          ** NEIGHBOURING INTERIOUR CELL 'INTNODE' AND
C          ** DUMMY CELL 'IDNODE'
C          INTNODE = IPNOB(IBDRY,1)
C          IDNODE = IPNOB(IBDRY,2)
C
C          ** ADDRESSES OF ALL NEIGHBOURING FACES OF INTERIOUR CELLS
C          IFAC1 = IPFACN(INTNODE,1)
C          IFAC2 = IPFACN(INTNODE,2)
C          IFAC3 = IPFACN(INTNODE,3)
C          IFAC4 = IPFACN(INTNODE,4)
C          IFAC5 = IPFACN(INTNODE,5)
C          IFAC6 = IPFACN(INTNODE,6)
C
C          ** ADDRESSES OF ALL NEIGHBOURING CELLS
C          INOD1 = IPNODN(INTNODE,1)
C          INOD2 = IPNODN(INTNODE,2)
C          INOD3 = IPNODN(INTNODE,3)
C          INOD4 = IPNODN(INTNODE,4)
C          INOD5 = IPNODN(INTNODE,5)
C          INOD6 = IPNODN(INTNODE,6)
C
C          CALL BLKIJK(IBLK,INTNODE,NBLK,I1,J1,K1)
C
C          ** VALUES IN TESTCELL ON PATCH
C          ** THIS WORKS ONLY WHEN I IS THE MAIN FLOW DIRECTION
C          ** PARALLEL TO BOTTOM, SEDIDEP PATCH ON BOTTOM CAN
C          ** BE IN J OR K DIRECTION, OTHERWISE CHANGE IF TEST
C
C          IF (NBLK.EQ.IBLOCK.AND.I1.EQ.ITEST.AND.J1.EQ.JTEST) THEN
C              PRINT *
C              PRINT *,'**** T E S T C E L L O N P A T C H ****'
C              PRINT *,'*****'
C              PRINT *,'TESTBLOCK, ITEST, J, K, INODE, DUMMY NODE'
C              PRINT *,NBLK,I1,J1,K1,INTNODE,IDNODE
C              PRINT *,'PATCH FACE NUMBER: ',IFACE
C
C              ** PERFORM TEST ON PATCH FACE SIDE
C
C              IF(IFACE.EQ.IFAC1) PRINT *,'PATCH IS ON: HIGH I FACE'
C              IF(IFACE.EQ.IFAC2) PRINT *,'PATCH IS ON: HIGH J FACE'
C              IF(IFACE.EQ.IFAC3) PRINT *,'PATCH IS ON: HIGH K FACE'
C              IF(IFACE.EQ.IFAC4) PRINT *,'PATCH IS ON: LOW I FACE'
C              IF(IFACE.EQ.IFAC5) PRINT *,'PATCH IS ON: LOW J FACE'
C              IF(IFACE.EQ.IFAC6) PRINT *,'PATCH IS ON: LOW K FACE'
C              PRINT *,'POINTERS TO ALL NEIGHBOURING FACES'
C              PRINT *,'HIGH I,J,K: ', IFAC1,IFAC2,IFAC3
C              PRINT *,'LOW I,J,K: ', IFAC4,IFAC5,IFAC6
C              PRINT *,'POINTERS TO ALL NEIGHBOURING CELLS'
C              PRINT *,'HIGH I,J,K: ', INOD1,INOD2,INOD3
C              PRINT *,'LOW I,J,K: ', INOD4,INOD5,INOD6
C              PRINT *,'NORMAL VECTOR ON HIGH I FACE'
C              PRINT *,AREA(IFAC1,1),AREA(IFAC1,2),AREA(IFAC1,3)
C              PRINT *,'NORMAL VECTOR ON HIGH J FACE'
C              PRINT *,AREA(IFAC2,1),AREA(IFAC2,2),AREA(IFAC2,3)
C              PRINT *,'NORMAL VECTOR ON HIGH K FACE'
```

```
PRINT *,AREA (IFAC3,1),AREA (IFAC3,2),AREA (IFAC3,3)
PRINT *,'NORMAL VECTOR ON LOW I FACE'
PRINT *,AREA (IFAC4,1),AREA (IFAC4,2),AREA (IFAC4,3)
PRINT *,'NORMAL VECTOR ON LOW J FACE'
PRINT *,AREA (IFAC5,1),AREA (IFAC5,2),AREA (IFAC5,3)
PRINT *,'NORMAL VECTOR ON LOW K FACE'
PRINT *,AREA (IFAC6,1),AREA (IFAC6,2),AREA (IFAC6,3)
PRINT *,'UNIT SEDIMENTATION FLUX IN CONTROL CELL'
PRINT *,' HIGH I FACE , HIGH J FACE , HIGH K FACE'
PRINT *,WORK (JUAMWS+IFAC1),WORK (JUAMWS+IFAC2),
+ WORK (JUAMWS+IFAC3)
PRINT *,' LOW I FACE , LOW J FACE , LOW K FACE'
PRINT *,WORK (JUAMWS+IFAC4),WORK (JUAMWS+IFAC5),
+ WORK (JUAMWS+IFAC6)
PRINT *
ENDIF
ENDDO
ENDIF
C
IF (DEBUG.NE.0) THEN
PRINT *,'DIMENSION OF THE SEDIMENTATION MATRIX: ',ISMDIM
PRINT *,'UNIT SEDIMENTATION MATRIX UAMWS DONE'
PRINT *,'===== '
PRINT *
C
PRINT *
PRINT *,'===== '
PRINT *,'INITIALIZATION OF THE VOLUME FRACTION FIELD'
ENDIF
C
C --- INIT VARIABLES ---
C
TINY = 1.0E-10
C
** USE IPALL TO FIND 1D ADDRESSES OF ALL CELL CENTRES
CALL IPALL ('*', '*', 'BLOCK', 'CENTRES', IPT, NPT, CWORK, IWORK)
C
** LOOP OVER ALL INTERIOR CELLS
C
DO I = 1, NPT
INODE = IPT (I)
VFRAC (INODE, 1) = 1.0 - TINY
VFRAC (INODE, 2) = TINY
C
IF (YP (INODE) .LT. 1.5) THEN
C
VFRAC (INODE, 2) = 0.01
C
VFRAC (INODE, 1) = 1.0 - VFRAC (INODE, 2)
C
ENDIF
ENDDO
C
IF (DEBUG.NE.0) THEN
PRINT *,'VOLUME FRACTION FIELD INITIALIZED TO ', TINY
PRINT *,'VOLUME FRACTION FIELD DONE'
PRINT *,'===== '
C
PRINT *
PRINT *,'===== '
PRINT *,'INITIALIZATION OF EXISITNG SEDIMENT DEPOSIT COVER'
ENDIF
C
C --- SEDIMENT COVER ---
C
** FIND ADDRESS OF USDEP
C
CALL GETWRK ('USRINT', 'WORK ', 'USDEP ', NCELL, JUSDEP)
C
** INSTALL A SEDIMENT DEPOSIT COVER IN THE BOUNDARY LAYER
```



```
C      KTEST = WORK(JUSAUX+18)
C
C      IPHASE = 2
C
C      ** LOOP OVER ALL SEDIMENTATION BOUNDARIES CALLED "SEDIDEP"
C
C      ** USE IPALL TO FIND 1D ADDRESSES OF ALL CELL CENTRES ON PATCH
C      CALL IPALL('SEDIDEP', '*', 'PATCH', 'CENTRES', IPT, NPT, CWORK, IWORK)
C
C      DO I = 1, NPT
C          ** USE STATEMENT FUNCTION IPT TO GET ADDRESSES
C          INODE = IPT(I)
C          IBDRY = INODE - NCELL
C          ** USE STATEMENT FUNCTION IPFACB TO GET ADDRESSES OF CELL
C          ** FACES ON PATCH
C          IFACE = IPFACB(IBDRY)
C          -> NEIGHBOURING ACTIVE CELL 'INTNODE'
C          INTNODE = IPNOB(I, IBDRY)
C          -> NEIGHBOURING DUMMY CELL 'IDNODE'
C          IDNODE = IPNOB(I, IBDRY)
C
C          CALL BLKIJ(K, IBLK, INTNODE, NBLK, I1, J1, K1)
C
C          IF (NBLK.EQ.IBLOCK.AND.I1.EQ.ITEST.AND.J1.EQ.JTEST) THEN
C              ** ADDRESSES OF ALL NEIGHBOURING FACES OF INTERIOUR CELLS
C              IFAC1 = IPFACN(INTNODE, 1)
C              IFAC2 = IPFACN(INTNODE, 2)
C              IFAC3 = IPFACN(INTNODE, 3)
C              IFAC4 = IPFACN(INTNODE, 4)
C              IFAC5 = IPFACN(INTNODE, 5)
C              IFAC6 = IPFACN(INTNODE, 6)
C
C              ** ADDRESSES OF ALL NEIGHBOURING CELLS
C              INOD1 = IPNODN(INTNODE, 1)
C              INOD2 = IPNODN(INTNODE, 2)
C              INOD3 = IPNODN(INTNODE, 3)
C              INOD4 = IPNODN(INTNODE, 4)
C              INOD5 = IPNODN(INTNODE, 5)
C              INOD6 = IPNODN(INTNODE, 6)
C
C              ** CALCULATE SOME VALUES (EG. KINETIC ENERGY) FOR PRINTOUT
C              XKE = U(INTNODE, 1)**2 + V(INTNODE, 1)**2 + W(INTNODE, 1)**2
C
C              PRINT *
C              PRINT *, '**** TESTFACE ON PATCH ****'
C              PRINT *, '*****'
C              PRINT *, 'TESTBLOCK, ITEST, J, K, INODE, DUMMY NODE'
C              PRINT *, NBLK, I1, J1, K1, INTNODE, IDNODE
C              PRINT *, 'ALL NEIGHBOURING FACES'
C              PRINT *, IFAC1, IFAC2, IFAC3, IFAC4, IFAC5, IFAC6
C              PRINT *, 'ALL NEIGHBOURING CELLS'
C              PRINT *, INOD1, INOD2, INOD3, INOD4, INOD5, INOD6
C              PRINT *, 'CONCENTRATION IN TESTCELL',
+                 VFRAC(INTNODE, IPHASE)
C              PRINT *, 'CONCENTRATION, UNIT AND REAL SEDIMENT FLUX'
C              PRINT *, 'HIGH I: ', VFRAC(INOD1, IPHASE),
+                 WORK(IFAC1+JUAMWS),
+                 WORK(IFAC1+JUSFLX)
C              PRINT *, 'HIGH J: ', VFRAC(INOD2, IPHASE),
+                 WORK(IFAC2+JUAMWS),
+                 WORK(IFAC2+JUSFLX)
C              PRINT *, 'HIGH K: ', VFRAC(INOD3, IPHASE),
+                 WORK(IFAC3+JUAMWS),
+                 WORK(IFAC3+JUSFLX)
C              PRINT *, 'LOW I: ', VFRAC(INOD4, IPHASE),
```

```
+          WORK(IFAC4+JUAMWS),
+          WORK(IFAC4+JUSFLX)
PRINT *, 'LOW J: ', VFRAC(INOD5, IPHASE),
+          WORK(IFAC5+JUAMWS),
+          WORK(IFAC5+JUSFLX)
PRINT *, 'LOW K: ', VFRAC(INOD6, IPHASE),
+          WORK(IFAC6+JUAMWS),
+          WORK(IFAC6+JUSFLX)
PRINT *, '*****'
PRINT *, 'FACE ON SEDIDEP PATCH: ', IFACE
PRINT *, 'INTERIOUR CELLNODE: ', INTNODE
PRINT *, 'UNIT SEDIMENT FLUX: ', WORK(IFACE+JUAMWS)
PRINT *, 'CONCENTRATION IN LOWEST CELL: ',
+          VFRAC(INTNODE, IPHASE)
PRINT *, 'KE, TE: ', XKE, TE(INTNODE, 1)
PRINT *, 'BDPLUX = ', WORK(JUSFLX+IFACE)
PRINT *
ENDIF

C
ENDDO

C
C
C ** PRINT OUT VALUES IN TESTCELL
C
C ** USE IPALL TO FIND ADDRESSES
CALL IPALL(' ', '*', 'BLOCK', 'CENTRES', IPT, NPT, CWORK, IWORK)

C
C ** LOOP OVER ALL INTERIOUR CELLS IN ALL BLOCKS
C
DO I = 1, NPT
  INODE = IPT(I)

  C
  CALL BLKIKJ(IBLK, INODE, NBLK, I1, J1, K1)
  C
  ** ADDRESSES OF NEIGHBOURING FACES
  IFAC1 = IPFACN(INODE, 1)
  IFAC2 = IPFACN(INODE, 2)
  IFAC3 = IPFACN(INODE, 3)
  IFAC4 = IPFACN(INODE, 4)
  IFAC5 = IPFACN(INODE, 5)
  IFAC6 = IPFACN(INODE, 6)

  C
  C
  ** ADDRESSES OF NEIGHBOURING CELLS
  INOD1 = IPNODN(INODE, 1)
  INOD2 = IPNODN(INODE, 2)
  INOD3 = IPNODN(INODE, 3)
  INOD4 = IPNODN(INODE, 4)
  INOD5 = IPNODN(INODE, 5)
  INOD6 = IPNODN(INODE, 6)

  C
  IF (NBLK.EQ.IBLOCK.AND.
+    I1.EQ.ITEST.AND.J1.EQ.JTEST.AND.K1.EQ.KTEST) THEN
    PRINT *
    PRINT *, '***** T E S T C E L L *****'
    PRINT *, '*****'
    PRINT *, 'TESTBLOCK, ITEST, JTEST, KTEST, INODE'
    PRINT *, NBLK, I1, J1, K1, INODE
    PRINT *, 'ALL NEIGHBOURING FACES'
    PRINT *, IFAC1, IFAC2, IFAC3, IFAC4, IFAC5, IFAC6
    PRINT *, 'ALL NEIGHBOURING CELLS'
    PRINT *, INOD1, INOD2, INOD3, INOD4, INOD5, INOD6
    PRINT *, 'CONCENTRATION IN TESTCELL',
+      VFRAC(INODE, IPHASE)
    PRINT *, 'CONCENTRATION, UNIT AND REAL SEDIMENT FLUX'
    PRINT *, 'HIGH I: ', VFRAC(INOD1, IPHASE),
+      WORK(IFAC1+JUAMWS),
+      WORK(IFAC1+JUSFLX)
    PRINT *, 'HIGH J: ', VFRAC(INOD2, IPHASE),
```



```
C
C      IPHASE = 2
C
C      ** IF VFRAC EQUATION IN ITERATION ADD SOURCE TERM
C
C      IF (ICALL.EQ.1.AND.IVAR.EQ.IEQN) THEN
C
C      ** USE IPALL TO FIND ADDRESSES
C      CALL IPALL('*', '*', 'BLOCK', 'CENTRES', IPT, NPT, CWORK, IWORK)
C
C      ** LOOP OVER ALL INTERIOUR CELLS IN ALL BLOCKS
C
C      DO I = 1, NPT
C         INODE = IPT(I)
C
C         ** ADDRESSES OF NEIGHBOURING FACES
C         IFAC1 = IPFACN(INODE,1)
C         IFAC2 = IPFACN(INODE,2)
C         IFAC3 = IPFACN(INODE,3)
C         IFAC4 = IPFACN(INODE,4)
C         IFAC5 = IPFACN(INODE,5)
C         IFAC6 = IPFACN(INODE,6)
C
C         ** ADDRESSES OF NEIGHBOURING CELLS
C         INOD1 = IPNODN(INODE,1)
C         INOD2 = IPNODN(INODE,2)
C         INOD3 = IPNODN(INODE,3)
C         INOD4 = IPNODN(INODE,4)
C         INOD5 = IPNODN(INODE,5)
C         INOD6 = IPNODN(INODE,6)
C
C         ** CALCULATE FOR EACH SIDE (HIGH ONLY) THE RELEVANT CONCENTRATION
C         ** OF PHASE(IPHASE) WHICH IS THE VOLUME FRACTION OF THE
C         ** NEIGHBOURING CELL IF WS POINTS INWARDS (A * WS < 0) AND
C         ** THE VOLUME FRACTION OF THE CELL ITSELF IF WS POINTS
C         ** OUTWARDS (A * WS > 0) ON HIGH FACES
C
C         ** HIGH I FACE / UP SIDE, IFAC1 AND INOD1
C         IF (WORK(IFAC1+JUAMWS).LE.0) THEN
C            C1 = VFRAC(INOD1,IPHASE)
C         ELSE
C            C1 = VFRAC(INODE,IPHASE)
C         ENDIF
C
C         ** HIGH J FACE / NORTH SIDE, IFAC2 AND INOD2
C         IF (WORK(IFAC2+JUAMWS).LE.0) THEN
C            C2 = VFRAC(INOD2,IPHASE)
C         ELSE
C            C2 = VFRAC(INODE,IPHASE)
C         ENDIF
C
C         ** HIGH K FACE / EAST SIDE, IFAC3 AND INOD3
C         IF (WORK(IFAC3+JUAMWS).LE.0) THEN
C            C3 = VFRAC(INOD3,IPHASE)
C         ELSE
C            C3 = VFRAC(INODE,IPHASE)
C         ENDIF
C
C         ** CALCULATE FLUX THROUGH ALL SIDES
C
C         WORK(IFAC1+JUSFLX) = C1 * WORK(IFAC1+JUAMWS)
C         WORK(IFAC2+JUSFLX) = C2 * WORK(IFAC2+JUAMWS)
C         WORK(IFAC3+JUSFLX) = C3 * WORK(IFAC3+JUAMWS)
C
C         ** ALL FLUXES HAVE BEEN CALCULATED
```

```
C
ENDDO
C
C      ** LOOP OVER ALL SEDIMENTATION BOUNDARIES CALLED "SEDIDEP"
C
C      ** USE IPALL TO FIND 1D ADDRESSES OF ALL CELL CENTRES ON PATCH
C      CALL IPALL('SEDIDEP','*','PATCH','CENTRES',IPT,NPT,CWORK,IWORK)
C
C      DO I = 1, NPT
C          ** USE STATEMENT FUNCTION IPT TO GET ADDRESSES
C          INODE = IPT(I)
C          IBDRY = INODE - NCELL
C          ** USE STATEMENT FUNCTION IPFACB TO GET ADDRESSES OF CELL
C          ** FACES ON PATCH
C          IFACE = IPFACB(IBDRY)
C          -> NEIGHBOURING ACTIVE CELL 'INTNODE'
C          INTNODE = IPNODB(IBDRY,1)
C          -> NEIGHBOURING DUMMY CELL 'IDNODE'
C          IDNODE = IPNODB(IBDRY,2)
C
C          ** ADDRESSES OF ALL NEIGHBOURING FACES OF INTERIOUR CELLS
C          IFAC1 = IPFACN(INTNODE,1)
C          IFAC2 = IPFACN(INTNODE,2)
C          IFAC3 = IPFACN(INTNODE,3)
C          IFAC4 = IPFACN(INTNODE,4)
C          IFAC5 = IPFACN(INTNODE,5)
C          IFAC6 = IPFACN(INTNODE,6)
C
C          ** ADDRESSES OF ALL NEIGHBOURING CELLS
C          INOD1 = IPNODN(INTNODE,1)
C          INOD2 = IPNODN(INTNODE,2)
C          INOD3 = IPNODN(INTNODE,3)
C          INOD4 = IPNODN(INTNODE,4)
C          INOD5 = IPNODN(INTNODE,5)
C          INOD6 = IPNODN(INTNODE,6)
C
C          ** FIRST CALCULATE SEDIMENTATION FLUX 'OUTFLUX' ON PATCH
C          ** RELEVANT CONCENTRATION IS ALWAYS IN THE INTERIOUR NODE
C          ** NEGATIVE ON LOW FACES, OK IN SOURCE TERM
C          ** POSITIVE ON HIGH FACES, OK IN SOURCE TERM TAKEN NEGATIVE
C
C          WORK(IFACE+JUSFLX) = VFRAC(INTNODE,IPHASE)*WORK(IFACE+JUAMWS)
C
C          ** NOW APPLY BOUNDARY CONDITIONS BOUNDARY CONDITIONS MAY
C          ** OVERWRITE OR ADD TO A CERTAIN SIDE, DEPENDING ON THE TYPE
C          ** OF BOUNDARY REQUIRED. THEY WILL BE FILLED INTO
C          ** WORK(JUSFLX+...) AS ABOVE
C
C          THREE BOUNDARY LAYER MODELS MAY BE USED
C          *****
C
C          1) NONTRANSMISSIBLE BOTTOM LAYER, NO MATERIAL GOES THROUGH
C          ALL MATERIAL STAYS IN THE FLOW DOMAIN, BOTTOM LAYER MAY
C          GET VERY HIGH VOLUME CONCENTRATION, FLUX THROUGH
C          FACE BETWEEN DUMMY AND FIRST INTERIOUR CELL LAYER
C          IS PUT TO ZERO
C
C          -> BOUNDARY FLUX = 0.0
C
C          2) SEMI-TRANSMISSIBLE BOTTOM LAYER, MATERIAL GOES THROUGH
C          ONLY IN SEDIMENTATION DIRECTION, DEPOSITED MATERIAL IS
C          LOST FOR TRANSPORT, FLUX THROUGH FACE BETWEEN DUMMY AND
C          FIRST INTERIOUR CELL LAYER IS PUT EQUAL TO THE
C          SEDIMENTATION FLUX CALCULATED ABOVE
C
C          -> BOUNDARY FLUX = - OUTFLUX
```

```
C
C      3) FULLY TRANSMISSIBLE BOTTOM LAYER, MATERIAL GOES THROUGH
C      IN BOTH DIRECTION, SEDIMENTATION AND ENTRAINMENT
C      BY CURRENT OCCUR, FLUX THROUGH FACE ON DUMMY CELL
C      LAYER IS PUT EQUAL TO THE DIFFERENCE BETWEEN PARTICLE
C      ENTRAINMENT FLUX AND SEDIMENTATION FLUX CALCULATED ABOVE.
C      TWO ENTRAINMENT MODELS AVAILABLE:
C      FOLLOWING IDEAS OF AKIYAMA (1985), PARKER ET AL. (1986-87)
C      AND ALTINAKAR, GRAF (1990).
C
C      PARAMETERS USED:
C      - BOTTOM FRICTION VELOCITY, UFRICT
C      1) IN TERMS OF MEAN TURBULENT KINETIC ENERGIE
C      2) IN TERMS OF MEAN KINETIC ENERGIE USING A FRICTION
C      FACTOR STORED ALSO IN THE ACOEFF VARIABLE
C
C      - ZZ FACTOR IN FUNCTION OF PARTICLE
C      REYNOLDS NUMBER, RP
C      AND FALL VELOCITY, WS
C      - ENTRAINMENT COEFFICIENT, ES
C
C      CALCULATED INFLUX DUE TO EROSION IS ADDED (IF LOW FACE) OR
C      SUBTRACTED (IF HIGH FACE) FROM OUTFLOW BY SEDIMENTATION
C      AT THE LOWEST ACTIVE FIELD CELL
C
C      -> BOUNDARY FLUX = - OUTFLOW + INFLUX
C
C      ** SELECT BOUDARY TYPE DESCRIBED ABOVE: 1, 2 OR 3
C
C      IBLAYER = 3
C
C      SELECT CASE (IBLAYER)
C      CASE (1)
C          WORK(JUSFLX+IFACE) = 0.0
C          OUTFLOW = 0.0
C      CASE (2)
C          OUTFLOW = WORK(JUSFLX+IFACE)
C      CASE (3)
C          OUTFLOW = WORK(JUSFLX+IFACE)
C      ** SELECT TERMS FOR DETERMINING UFRICT
C      ** 1 OR 2 ACCORDING TO DESCRIPTION ABOVE
C      IFRICT = 1
C
C      IF (IFRICT.EQ.1) THEN
C          UFRICT = SQRT(ACOEFF*TE(INTNODE,1))
C      ELSE
C          XKE = U(INTNODE,1)**2 + V(INTNODE,1)**2 + W(INTNODE,1)**2
C          UFRICT = SQRT(ACOEFF/8*XKE)
C      ENDIF
C      ZZ = (UFRICT / WS) * RP**0.75
C      IF (ZZ.LE.ZZCRIT) THEN
C          ES = 0.0
C      ELSE
C          ES = (3.0E-11*ZZ**7) / (1+1.0E-10*ZZ**7)
C      ENDIF
C      XINFLU = - ES * WORK(JUAMWS+IFACE)
C
C      ** TEST IF PATCH IS ON A LOW (FIRST SET) OR HIGH FACE
C      ** CORRECTION TERM ICORR IS EITHER + (LOW) OR - (HIGH FACE)
C
C      ICORR = 1
C      IF (WORK(JUAMWS+IFACE).GT.0) ICORR = -1
C
C      BDFLUX = OUTFLOW + XINFLU
C
C      ** TEST IF ENOUGH MATERIAL AVAILABLE 'AVSED' IN EXISTING
```

```
C      ** SEDIMENT DEPOSIT
C
      AVSED = WORK(JUSDEP+IFACE)
      IF(ICORR * BDFLUX * DT.GT.AVSED) THEN
      BDFLUX = ICORR * AVSED/DT
C
      IF (DEBUG.NE.0) THEN
      CALL BLKIKJ(IBLK,INTNODE,NBLK,I1,J1,K1)
C
      IF (NBLK.EQ.IBLOCK.AND.I1.EQ.ITEST.AND.J1.EQ.JTEST) THEN
      PRINT *
      PRINT *, 'CORRECTION OF BOUNDARY FLUX ON PATCH'
      PRINT *, '=====
      PRINT *, 'DUMMYCELL, INTCELL, FACE'
      PRINT *, IDNODE,INTNODE,IFACE
      PRINT *, 'CORRECTION FACTOR',ICORR
      PRINT *, 'MAX AVAILABLE SEDIMENT GIVES MAX FLUX'
      PRINT *,AVSED,ICORR*AVSED/DT
      PRINT *, 'FROM: ',OUTFLUX+ICORR*XINFLU, ' TO: ',BDFLUX
      PRINT *
      ENDIF
      ENDIF
      ENDIF
C
      WORK(JUSFLX+IFACE) = BDFLUX
      END SELECT
C
      IF (DEBUG.NE.0) THEN
      CALL BLKIKJ(IBLK,INTNODE,NBLK,I1,J1,K1)
C
      IF (NBLK.EQ.IBLOCK.AND.I1.EQ.ITEST.AND.J1.EQ.JTEST) THEN
      PRINT *
      PRINT *, '**** T E S T F A C E O N P A T C H ****'
      PRINT *, '=====
      PRINT *, 'TESTBLOCK, ITEST, J, K, INTODE, DUMMY NODE'
      PRINT *,NBLK,I1,J1,K1,INTNODE,IDNODE
      PRINT *, 'ALL NEIGHBOURING FACES'
      PRINT *, IFAC1, IFAC2, IFAC3, IFAC4, IFAC5, IFAC6
      PRINT *, 'ALL NEIGHBOURING CELLS'
      PRINT *, INOD1, INOD2, INOD3, INOD4, INOD5, INOD6
      PRINT *, 'CONCENTRATION IN TESTCELL',
      +
      VFRAC(INTNODE,IPHASE)
      PRINT *, 'CONCENTRATION, UNIT AND REAL SEDIMENT FLUX'
      PRINT *, 'HIGH I: ',VFRAC(INOD1,IPHASE),
      +
      WORK(IFAC1+JUAMWS),
      +
      WORK(IFAC1+JUSFLX)
      PRINT *, 'HIGH J: ',VFRAC(INOD2,IPHASE),
      +
      WORK(IFAC2+JUAMWS),
      +
      WORK(IFAC2+JUSFLX)
      PRINT *, 'HIGH K: ',VFRAC(INOD3,IPHASE),
      +
      WORK(IFAC3+JUAMWS),
      +
      WORK(IFAC3+JUSFLX)
      PRINT *, 'LOW I: ',VFRAC(INOD4,IPHASE),
      +
      WORK(IFAC4+JUAMWS),
      +
      WORK(IFAC4+JUSFLX)
      PRINT *, 'LOW J: ',VFRAC(INOD5,IPHASE),
      +
      WORK(IFAC5+JUAMWS),
      +
      WORK(IFAC5+JUSFLX)
      PRINT *, 'LOW K: ',VFRAC(INOD6,IPHASE),
      +
      WORK(IFAC6+JUAMWS),
      +
      WORK(IFAC6+JUSFLX)
      PRINT *, '*****
      PRINT *, 'SEDIMENT ENTRAINMENT TYPE: ',IBLAYER
      PRINT *, 'CONSIDERED ENERGY (TE=1,KE=2)',IFRICT
      PRINT *, 'CORRECTION TERM',ICORR
      PRINT *, 'FACE ON SEDIDEF PATCH: ', IFACE
```

```
PRINT *, 'INTERIOUR CELLNODE: ', INTNODE
PRINT *, 'UNIT SEDIMENT FLUX: ', WORK (IFACE+JUAMWS)
PRINT *, 'CONCENTRATION IN LOWEST CELL: ',
+      VFRAC (INTNODE, IPHASE)
PRINT *, 'KE, TE: ', XKE, TE (INTNODE, 1)
PRINT *, 'WS, ZZ, ES: ', WS, ZZ, ES
PRINT *, 'INFLUX, OUTFLUX: ', XINFLU, OUTFLUX
PRINT *, 'BDFLUX = ', WORK (JUSFLX+IFACE)
PRINT *
      ENDIF
C
      ENDIF
C
      ENDDO
C
      ** PRINT OUT VALUES IN TESTCELL
C
      ** USE IPALL TO FIND ADDRESSES
      CALL IPALL ('*', '*', 'BLOCK', 'CENTRES', IPT, NPT, CWORK, IWORK)
C
      ** LOOP OVER ALL INTERIOUR CELLS IN ALL BLOCKS
C
      DO I = 1, NPT
        INODE = IPT (I)
C
        ** ADDRESSES OF NEIGHBOURING FACES
        IFAC1 = IPPACN (INODE, 1)
        IFAC2 = IPPACN (INODE, 2)
        IFAC3 = IPPACN (INODE, 3)
        IFAC4 = IPPACN (INODE, 4)
        IFAC5 = IPPACN (INODE, 5)
        IFAC6 = IPPACN (INODE, 6)
C
        ** ADDRESSES OF NEIGHBOURING CELLS
        INOD1 = IPNODN (INODE, 1)
        INOD2 = IPNODN (INODE, 2)
        INOD3 = IPNODN (INODE, 3)
        INOD4 = IPNODN (INODE, 4)
        INOD5 = IPNODN (INODE, 5)
        INOD6 = IPNODN (INODE, 6)
C
        IF (DEBUG.NE.0) THEN
          CALL BLKIKJ (IBLK, INODE, NBLK, I1, J1, K1)
C
          IF (NBLK.EQ.IBLOCK.AND.
+            I1.EQ.ITEST.AND.J1.EQ.JTEST.AND.K1.EQ.KTEST) THEN
            PRINT *
            PRINT *, '***** T E S T C E L L *****'
            PRINT *, '===== '
            PRINT *, 'TESTBLOCK, ITEST, JTEST, KTEST, INODE '
            PRINT *, NBLK, I1, J1, K1, INODE
            PRINT *, 'ALL NEIGHBOURING FACES '
            PRINT *, IFAC1, IFAC2, IFAC3, IFAC4, IFAC5, IFAC6
            PRINT *, 'ALL NEIGHBOURING CELLS '
            PRINT *, INOD1, INOD2, INOD3, INOD4, INOD5, INOD6
            PRINT *, 'CONCENTRATION IN TESTCELL',
+              VFRAC (INODE, IPHASE)
            PRINT *, 'CONCENTRATION, UNIT AND REAL SEDIMENT FLUX '
            PRINT *, 'HIGH I: ', VFRAC (INOD1, IPHASE),
+              WORK (IFAC1+JUAMWS),
+              WORK (IFAC1+JUSFLX)
            PRINT *, 'HIGH J: ', VFRAC (INOD2, IPHASE),
+              WORK (IFAC2+JUAMWS),
+              WORK (IFAC2+JUSFLX)
            PRINT *, 'HIGH K: ', VFRAC (INOD3, IPHASE),
+              WORK (IFAC3+JUAMWS),
```


B.2 Fichier de commande type pour la modélisation numérique

Exemple de fichier de commande pour la simulation de la crue millennale à Luzzone

```

/*****
/* Fichier de commande pour CFX-FLOW3D, version 4.2
/*
/* Simulation de courants de turbidite dans le lac de luzzone
/* Single Block
/* Parametres definis dans user fortran
/* 2-phase homogeneous model, with complete sedimentation code
*****/
>>CFXF3D
>>SET LIMITS
TOTAL REAL WORK SPACE 10000000
END
>>OPTIONS
TURBULENT FLOW
NUMBER OF PHASES 2
BUOYANT FLOW
TRANSIENT FLOW
END
>>USER FORTRAN
USRWRK
USRBCS
USRSRC
USRTRN
USRINT
USRPRP
END
>>MODEL TOPOLOGY
>>INPUT TOPOLOGY
READ GEOMETRY FILE
END
>>MODEL DATA
>>TITLE
PROBLEM TITLE '1000-YEAR FLOOD IN LUZZONE RESERVOIR'
END
>>PHYSICAL PROPERTIES
>>BUOYANCY PARAMETERS
GRAVITY VECTOR 0.0 0.0 -9.81
BUOYANCY REFERENCE TEMPERATURE 281.0
END
>>STANDARD FLUID
PHASE NAME 'PHASE1'
FLUID 'WATER'
STANDARD FLUID REFERENCE TEMPERATURE 281.0
END
>>FLUID PARAMETERS
PHASE NAME 'PHASE2' /* PARTICLES IN SUSPENSION */
DENSITY 2.650E3
VISCOSITY 1.0E-3
END
>>TRANSIENT PARAMETERS
>>FIXED TIME STEPPING
TIME STEPS (1 TO 600)=10.0 (601 TO 700)=30.0 (701 TO 800)=60.0
INITIAL TIME 0.0
END
>> MULTIPHASE PARAMETERS
>> PHASE DESCRIPTION
PHASE NAME 'PHASE1'
LIQUID

```

```
CONTINUOUS
END
>> PHASE DESCRIPTION
  PHASE NAME 'PHASE2'
  SOLID
  DISPERSE
  END
>> MULTIPHASE MODELS
  >> MOMENTUM
    HOMOGENEOUS
    END
  >> TURBULENCE
    HOMOGENEOUS
    END
>> SOLVER DATA
>> PROGRAM CONTROL
  MAXIMUM NUMBER OF ITERATIONS 40
  END
>> CREATE GRID
>> INPUT GRID
  READ GRID FILE
  END
>> PRINT OPTIONS
  >> WHAT
    GRID CENTRES
    END
  >> WHERE
    J PLANES 10
    END
>> PRINT OPTIONS
  >> WHAT
    PHASE NAME 'PHASE1'
    U VELOCITY
    V VELOCITY
    W VELOCITY
    PHASE NAME 'PHASE2'
    VOLUME FRACTION
    END
  >> WHEN
    EACH TIME STEP
    END
  >> WHERE
    J PLANES 10
    END
>> DUMP FILE FORMAT
  UNFORMATTED
  END
>> DUMP FILE OPTIONS
  TIME INTERVAL 60.0
  PHASE NAME 'PHASE1'
  U VELOCITY
  V VELOCITY
  W VELOCIT
  PHASE NAME 'PHASE2'
  VOLUME FRACTION
  END
>> STOP
```




ÉCOLE POLYTECHNIQUE
FÉDÉRALE DE LAUSANNE

Prof. Dr A. Schleiss
Laboratoire de constructions hydrauliques - LCH
EPFL, CH-1015 Lausanne
<http://lchwww.epfl.ch>
e-mail: secretariat.lch@epfl.ch