

DEVELOPPEMENT ET EXPLOITATION D'UN MODELE HYDROSEDIMENTAIRE EN TROIS DIMENSIONS SUR L'ESTUAIRE DE LA LOIRE

Lot 1 : Construction et exploitation du modèle

Phase1 : Construction du modèle

Construction et calage simple
1711822 R7 - Annexes

Décembre 2009

Programme de restauration de l'estuaire en aval de Nantes - études préalables à la tranche expérimentale - Année 2008



Financé cofinancé par l'Union européenne.
L'Europe s'engage en faveur de la Loire avec le Fonds européen de développement régional.



Établissement public du ministère
chargé du développement durable



PROGRAMME DE RESTAURATION DE LA LOIRE ESTUARIEENNE EN AVAL DE NANTES

DEVELOPPEMENT ET EXPLOITATION D'UN MODELE HYDROSEDIMENTAIRE EN TROIS DIMENSIONS SUR L'ESTUAIRE DE LA LOIRE



LOT 1 – PHASE 1

Construction et calage simple

DECEMBRE 2009

1 71 1822 R7 -ANNEXES

Suivi des versions

Définitif	décembre 2009	RWR	
VERSION	DATE	AUTEUR	COMMENTAIRES

SOMMAIRE

ANNEXE 1 : NOTE D'AVANCEMENT DU 27 MARS 2009.....	1
ANNEXE 2 : NOTE D'AVANCEMENT DU 7 MAI 2009.....	3
ANNEXE 3 : NOTE D'AVANCEMENT DU 5 AOUT 2009.....	5
ANNEXE 4 : NOTE D'AVANCEMENT DU 9 SEPTEMBRE 2009.....	7
ANNEXE 5 : NOTE D'AVANCEMENT DU 15 OCTOBRE 2009.....	9

oOo

ANNEXE 1 : NOTE D'AVANCEMENT DU 27 MARS 2009

LOT 1 – PHASE 1: CONSTRUCTION ET CALAGE SIMPLE

MEMO

A/TO: **GIP LOIRE ESTUAIRE**

N°FAX:

COPIE/
COPY:

N°FAX:

DE/FROM: REGIS WALTHER

REF.: MHL/RWR/SHF/1741097

N°TEL: 04 76 33 43 45

DATE: 27 MARS 2009

E-MAIL: Regis.walther@sogreah.fr

N/PAGES:

OBJET/
SUBJECT: Note d'avancement « calage simple »- calage en salinité

Le calage simple du modèle du modèle de la Loire s'effectue en 3 étapes :

- calage hydrodynamique pour plusieurs séries de débit ;
- calage en salinité ;
- calage en salinité et turbidité.

C'est la seconde étape qui est l'objet de cette note d'avancement.

Le calage en salinité devait s'effectuer sur les campagnes de mesures de septembre 1996, d'octobre 2000 et décembre 2000 (périodes déjà utilisées pour le modèle précédent).

La période de crue de janvier 2004 devait servir à la validation du modèle.

Les problèmes rencontrés durant le calage hydrodynamique ont été principalement rencontrés pour les débits d'étiage. De ce fait, les calculs hydrodynamiques en crue ont été opérationnels bien avant ceux d'étiage qui sont actuellement en cours de finalisation. Afin de gagner le plus de temps possible, nous avons commencé le calage sur la période de crue.

Les principaux paramètres à caler ou à tester leur sensibilité sont :

- la structure du maillage vertical,
- la turbulence et les fonctions d'amortissement associées.

1. STRUCTURE DU MAILLAGE

3 types de structure de maillage vertical ont été testés sur la crue de 2004.

1.1. DESCRIPTION DES STRUCTURES

1.1.1. MAILLAGE VERTICAL 1

Une structure de maillage basé sur des plans horizontaux fixes sous la cote -2m CM et une répartition sigma au-dessus, a été proposée dans la note de stratégie de décembre 2008. Cette répartition verticale est composée au total de 16 plans et sera dénommée maillage **vertical 1**.

L'utilisation de ces plans horizontaux fixes sous la cote -2m CM en comparaison à une répartition sigma peut permettre de maintenir plus facilement une forte stratification. L'utilisation d'une répartition sigma pour la partie haute de l'écoulement permet de mieux représenter les écoulements sur les zones peu immergées. La représentation de ce maillage vertical 1 est présentée ci-dessous :

En rouge les plans fixes, en noir les plans sigma. Les plans fixes « s'écrasent » avec une épaisseur constante de 0,25m. Lorsqu'il y a moins de 3,75m d'eau (15 fois 0,25m), les 16 plans « s'écrasent » en répartition sigma uniforme.

Pleine mer

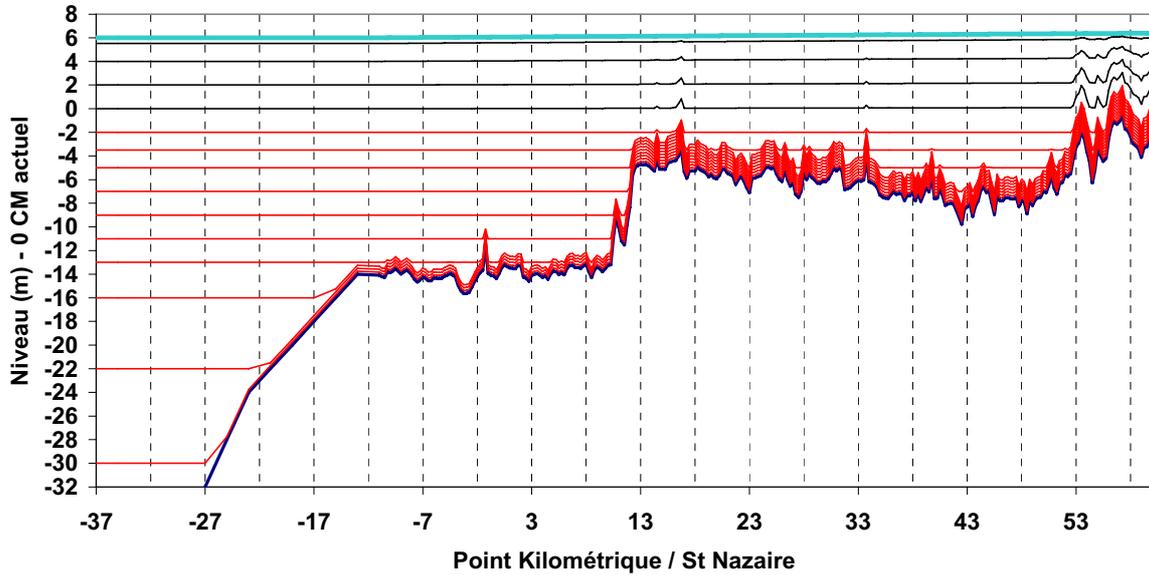


FIGURE 1 REPRESENTATION DU MAILLAGE N°1 A PM

Basse mer

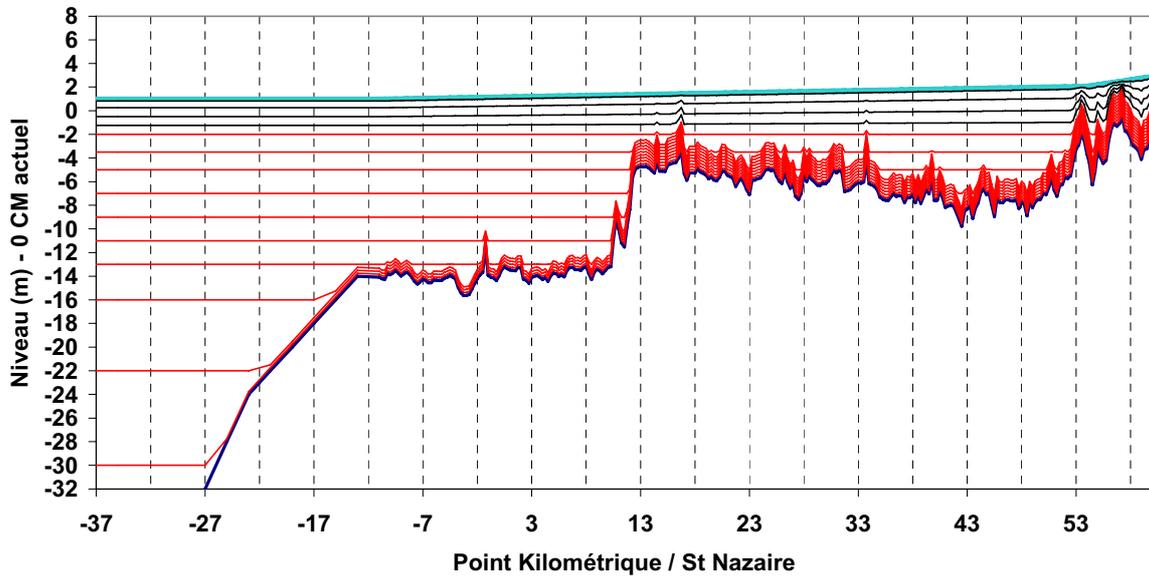


FIGURE 2 REPRESENTATION DU MAILLAGE N°1 A BM

1.1.2. *MAILLAGE VERTICAL 2*

Les problèmes rencontrés en janvier 2009 dans la version V5P9 beta de Telemac3D avec les plans horizontaux fixes (problèmes résolus depuis) nous ont conduits à commencer le calage hydrodynamique avec une répartition verticale des plans n'utilisant pas les plans horizontaux fixes.

Basse mer

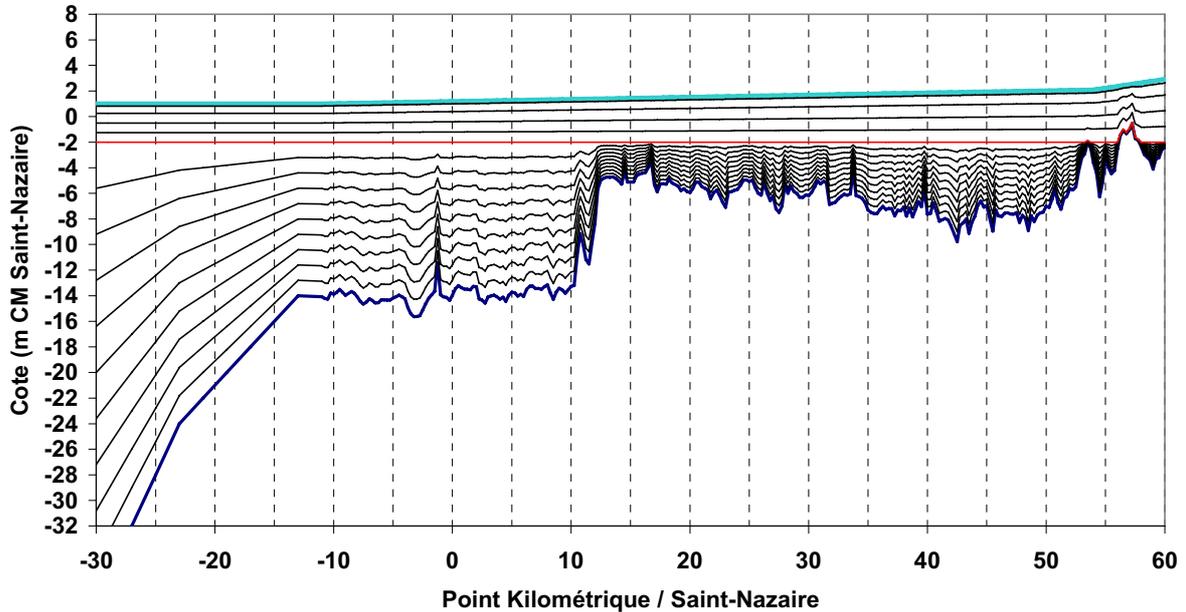


FIGURE 3 REPRESENTATION DU MAILLAGE N°2 A BM

Pleine mer

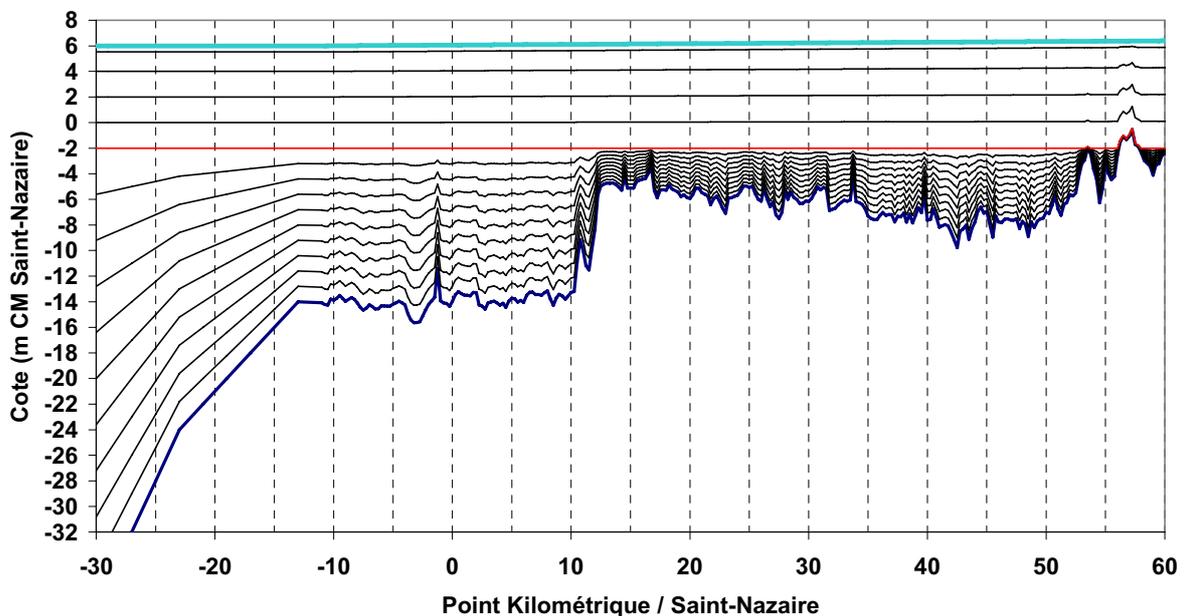


FIGURE 4 REPRESENTATION DU MAILLAGE N°2 A PM

Pour avoir un maillage le plus proche de la version avec les plans horizontaux fixes, nous avons utilisé un plan intermédiaire placé à -2m CM avec une répartition sigma au dessus et au dessous de ce plan. La représentation de ce maillage verticale 2 est présentée ci-dessous : En rouge le plans fixe intermédiaire, en noir les plans sigma.

1.1.3. MAILLAGE VERTICAL 3

La présentation du maillage vertical 2 lors de la réunion d'expert du 23 janvier 2009, a soumis quelques interrogations, à savoir si ce type de maillage ne serait pas plus adapté à la résolution de la sédimentologie sur la partie amont à Donges. Par contre, pour la partie aval à Donges, on perd l'avantage des plans horizontaux qu'apportait le maillage vertical 1.

Cette réflexion, nous a amené à réfléchir à une combinaison qui pourrait tirer le meilleur des 2 structures précédentes. Pour cela, nous avons travaillé par succession de plans horizontaux fixes séparés par des zones de plans sigma. On bénéficie ainsi du fait qu'entre 2 plans fixes non-« écrasés », les plans sigmas sont horizontaux.

En rouge les plans fixes horizontaux, en noir les plans sigma.

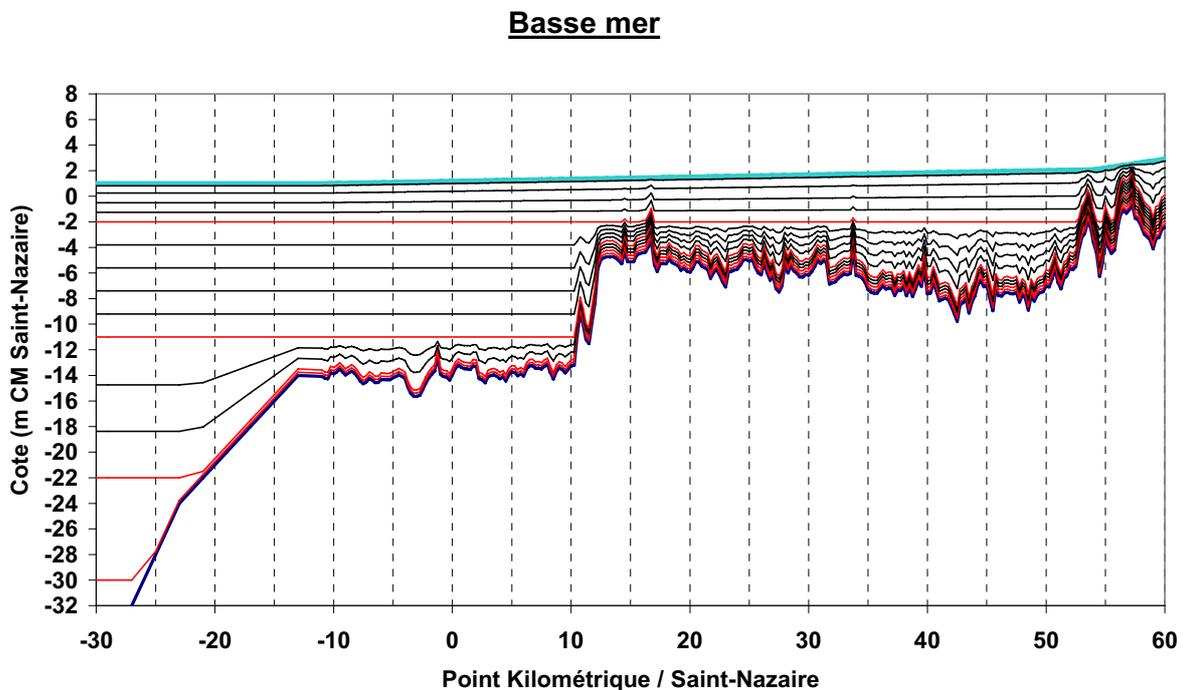


FIGURE 5 REPRESENTATION DU MAILLAGE N°3 A BM

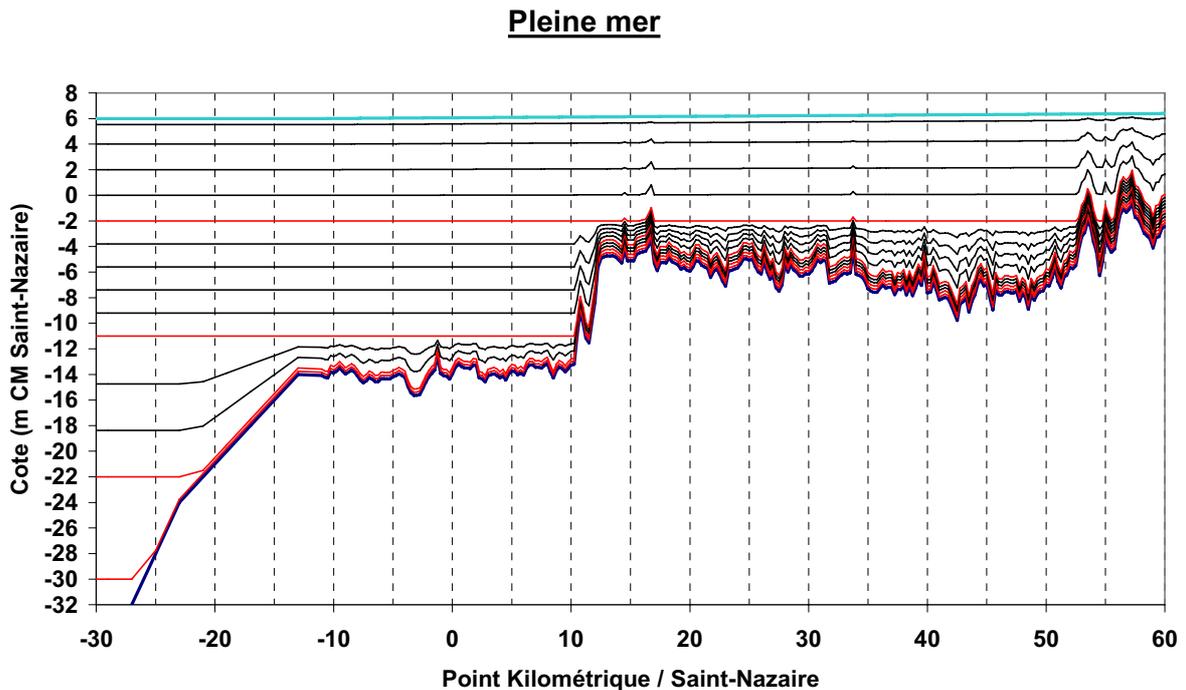


FIGURE 6 REPRESENTATION DU MAILLAGE N°3 A PM

1.2. COMPARAISON DES RESULTATS AVEC LES MAILLAGES UTILISES

Pour cette comparaison de maillage, le modèle de longueur de mélange (Nezu & Nakagawa) avec la fonction d'amortissement de Lehfeldt & Bloss a été choisie (a priori, des 3 fonctions testées par la suite, c'est celle qui permet les plus fortes stratifications).

Le modèle a simulé plus ou moins 45 jours à partir du 17/12/2003, ce qui laisse environ 15 jours d'initialisation et 30 jours d'exploitation.

Les graphiques sont centrés sur la période où il y a des mesures (du 19/01/2004 au 03/02/2004), cependant il est ajouté en « icône » à chaque fois le même graphique mais sur l'ensemble de la période simulée. Ce graphique miniature n'est pas là pour comparer le modèle aux mesures, mais pour apprécier les phénomènes à observer sur une plus grande période fonction des coefficients de marée et du débit de la Loire. Sur chaque graphique est ajouté, le débit de la Loire, la pleine mer et la basse mer mesurée à +/- 12h.

Pour chaque simulation est présenté les mesures et la simulation à Mindin, Montoir et Bilho. Les points de mesures sont localisés sur la carte de la **diapo n°1**.

Résultats avec le maillage n°1 : diapos n°2, 3 et 4

Résultats avec le maillage n°2 : diapos n°5, 6 et 7

Résultats avec le maillage n°3 : diapos n°8, 9 et 10

Les résultats montrent dans l'ensemble, une forte stratification (notamment dans les 15 premiers jours pour un débit de 1200 m³/s). Cependant, dès que les débits augmentent, le front salin recule beaucoup trop en aval, ce qui donne des courbes totalement dessalées en surface à Bilho et Montoir. Le but à ce stade n'est pas de comparer le modèle aux mesures, mais de comparer l'influence des maillages.

Dans les 3 cas, les courbes sont très similaires même dans les périodes très stratifiées. Le maillage vertical (entre ces 3 structures proposées) a très peu d'influence sur les résultats en salinité en crue. Cependant, il faut garder à l'esprit que cette stratification est imposée par des forçages importants (débit fort, contre flot de marée). Le maillage vertical aura certainement, plus d'importance dans des forçages faibles ou l'on doit obtenir aussi une forte stratification (débit d'étiage et morte-eau).

2. TURBULENCE ET FONCTIONS D'AMORTISSEMENT

2.1. DESCRIPTION DES MODELES UTILISES

Les nombres de Reynolds atteints par les courants en mer ou en estuaire sont extrêmement élevés et représentent des écoulements fondamentalement turbulents. L'utilisation de TELEMAC-3D dans le domaine côtier nécessite de définir un modèle de turbulence (et des coefficients de diffusion associés) à la fois horizontal et vertical. En effet, pour ce type d'application la notion d'échelle des tourbillons peut-être fortement différente en espace selon l'horizontale ou la verticale. Verticalement, la taille des tourbillons est contrainte par la hauteur d'eau et encore plus par d'éventuels effets de stratification. Horizontalement, un cap d'un kilomètre de long peut générer des tourbillons horizontaux dont la taille se rapporte à cette échelle. Il est donc usuel de séparer les échelles de turbulences verticale et horizontale qui ne répondent pas à la même dynamique.

Nous avons choisi un coefficient de diffusion constant selon l'horizontal. Ce choix repose sur une simplification du modèle et la relative faible influence de ce paramètre à l'échelle de l'estuaire.

Le modèle de turbulence verticale est de type longueur de mélange. Le modèle de longueur de mélange exprime la viscosité turbulente (ou coefficient de diffusion) en fonction du gradient des vitesses moyennes et de la longueur de mélange (théorie de Prandtl) :

$$\nu = L_m^2 \sqrt{2D_{ij}D_{ij}} \quad ; \quad \text{où } D_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{U}_j}{\partial x_i} \right)$$

En présence d'un gradient vertical de densité, la stabilité (respectivement l'instabilité) du milieu s'oppose (amplifie) aux échanges verticaux de masse et de quantité de mouvement. Les coefficients de diffusion ont alors des valeurs différentes mais dans des proportions inégales.

Pour quantifier l'influence des termes de gravité dans le bilan d'énergie turbulente, on utilise habituellement le nombre adimensionnel de Richardson. Ainsi, pour tenir compte de la réduction du mélange en écoulement stratifié stable, on introduit dans le modèle de turbulence une fonction d'amortissement calculée à partir du nombre de Richardson.

Les fonctions d'amortissement de la vitesse et du traceur permettent d'affiner le modèle et de l'adapter à des cas particuliers, notamment pour les stratifications. Si la stratification est stable, ce qui correspond à un nombre de Richardson positif, la fonction conduit à des valeurs proches de zéro. Si la stratification est instable, ce qui correspond à un nombre de Richardson négatif, les fonctions prennent une valeur entre 1 et l'infini, suivant les auteurs.

Nous testerons plusieurs lois d'amortissement pour modifier le calage du modèle. Toutes les lois utilisent une écriture commune des fonctions d'amortissement :

$$f(R_i) = (1 + a R_i)^b$$

a et b étant deux constantes dépendant de la nature du traceur (ou des vitesses).

Nous avons testé 3 lois parmi les plus connues :

- Munk & Anderson avec $a = 10$, $b = -0.5$ pour les vitesses et $a = 3.33$, $b = -1.5$ pour la salinité,
- Lehfeldt & Bloss avec $a = 3$, $b = -1$ pour les vitesses et $a = 3$, $b = -3$ pour la salinité,
- Toorman avec $a = 100$, $b = -0.333$ pour les vitesses et $a = 21$, $b = -0.8$ pour la salinité.

Pour la loi de Toorman $f(R_i)_{sal} = f(R_i)_{vit} \times (1 + a R_i)^b$

Les différentes lois sont reportées pour illustration sur le graphique ci-dessous.

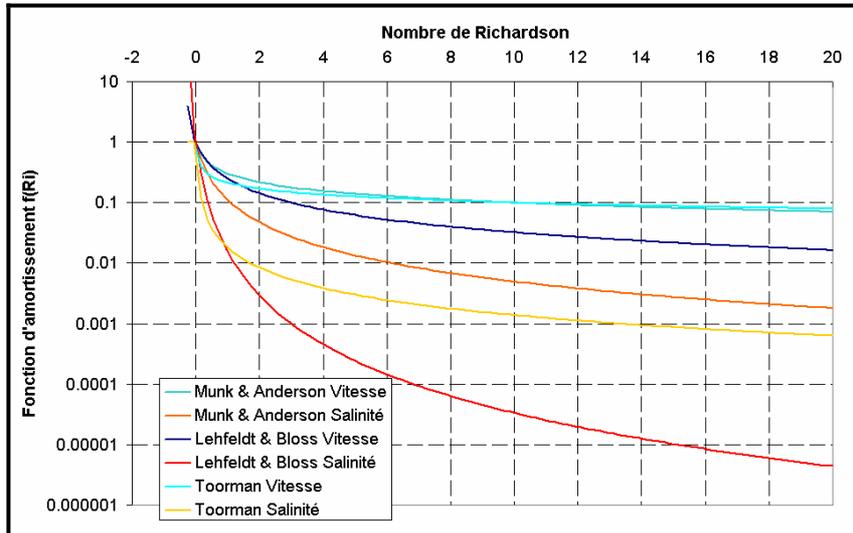


FIGURE 5 REPRESENTATION DES FONCTIONS D'AMORTISSEMENT

Dans un second temps, et à la demande des experts lors de la réunion du 17/10/2008, un modèle vertical k-epsilon a été testé en comparaison des résultats obtenus avec le modèle de longueur de mélange. L'avantage du modèle k-epsilon par rapport à un modèle de longueur de mélange est de ne pas supposer la turbulence à l'équilibre. Par contre, en temps de calcul cela revient à résoudre la convection et la diffusion de 2 traceurs en plus (soit un temps de calcul quasiment doublé)

2.2. COMPARAISON DES RESULTATS AVEC LES MODELES UTILISES

Pour cette comparaison de modèle de turbulence, nous avons choisi d'utiliser le maillage n°3, qui nous semble être le meilleur compromis pour la résolution de la salinité et de la sédimentologie à la fois.

Le modèle a simulé plus ou moins 45 jours à partir du 17/12/2003, ce qui laisse environ 15 jours d'initialisation et 30 jours d'exploitation.

Les graphiques sont centrés sur la période où il y a des mesures (du 19/01/2004 au 03/02/2004), cependant il est ajouté en « icône » à chaque fois le même graphique sur l'ensemble de la période simulée. Ce graphique miniature n'est pas là pour comparer le modèle aux mesures, mais pour apprécier les phénomènes à observer sur une plus grande période fonction des coefficients de marée et du débit de la Loire.

Pour chaque simulation est présenté les mesures et la simulation à Mindin, Montoir et Bilho. Les points de mesures sont localisés sur la carte de la **diapo n°1**.

Longueur de mélange et fonction d'amortissement de Lehfeldt & Bloss : diapos n°8, 9 et 10

Longueur de mélange et fonction d'amortissement de Munk & Anderson : diapos n°11, 12 et 13

Longueur de mélange et fonction d'amortissement de Toorman : **diapos n°14, 15 et 16**

Modèle k-epsilon sur la verticale : **diapos n°17, 18 et 19**

La comparaison des trois fonctions d'amortissement couplées au modèle de longueur de mélange (Nezu & nakagawa), montre clairement que le front salin se trouve trop à l'aval de l'entrée de l'estuaire. Les 3 fonctions d'amortissement réagissent comme on l'attend, c'est-à-dire que la stratification est la plus forte dans l'ordre : avec Lehfeldt & Bloss, Toorman puis Munk & Anderson. Ceci se voit très bien sur les mesures de Mindin, où les salinités de surface sont quasi identiques dans les trois cas, par contre les salinités de fond sont fortement différentes. Plus qu'un souci de stratification (le modèle stratifie énormément les 15 premiers jours), il s'agit d'un positionnement du front salin qui est situé trop en aval pour pouvoir caler aux mesures.

Bien que non présentés ici, il est à noter que d'autres tests ont été effectués avec la longueur de mélange, notamment avec une viscosité moléculaire plus importante, avec la fonction d'amortissement de Toorman uniquement sur la salinité (variante utilisée par EDF sur l'étang de Berre), qui pour l'instant n'ont pas apporté d'amélioration dans le sens des mesures.

Le modèle k-epsilon, place un front salin beaucoup plus à l'amont, ce qui donne une bien meilleure comparaison aux mesures, avec une stratification très correcte.

La stratification maximum observée n'est, par contre, pas plus importante qu'avec la longueur de mélange. Le travail consiste à savoir maintenant si les résultats en salinité sont meilleurs du fait du k-epsilon sur la salinité, ou si c'est un changement d'hydrodynamique dû au modèle k-epsilon. Un calage intermédiaire avec le modèle k-epsilon sur l'hydrodynamique sera peut être nécessaire pour confirmer les résultats. (En effet, le frottement étant calculée sur une vitesse de fond, qui elle-même dépend de la viscosité turbulente et donc du modèle de turbulence utilisé, la propagation peut être modifiée)

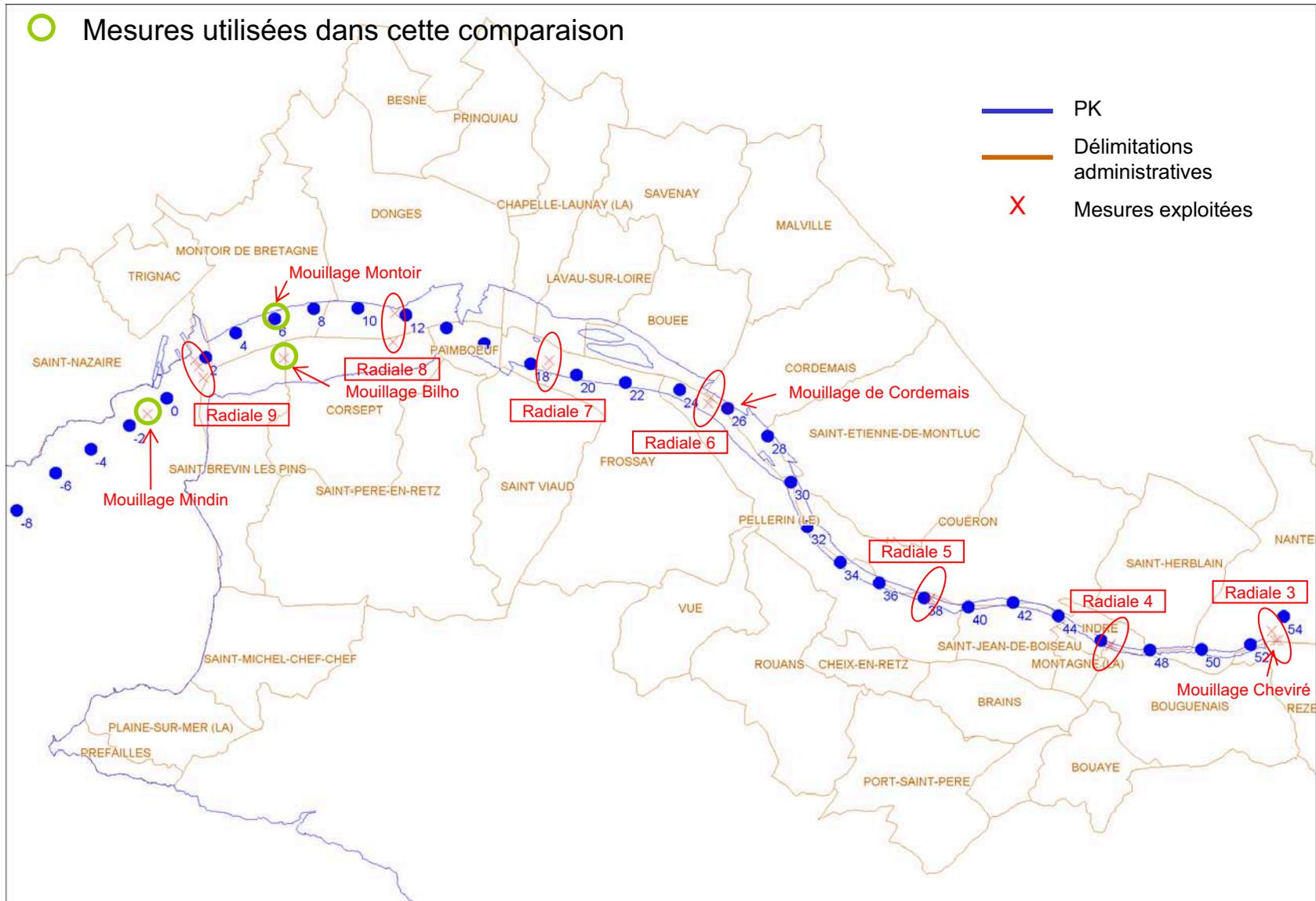
Etant donné les bons résultats obtenus avec ce modèle k-epsilon, d'autres tests en cours ont été lancés, notamment un modèle k-epsilon total (vertical et horizontal), et le modèle k-epsilon vertical avec une viscosité moléculaire plus importante que précédemment de 1.d-5, afin de limiter légèrement la stratification un peu forte calculée précédemment.

Les tests en cours (non finalisés) sur la période d'étiage tendraient à donner des résultats inverses à ceux de crue, avec de meilleurs résultats pour le modèle de longueur de mélange que pour le modèle k-epsilon. En même temps cela semblerait logique, qu'un modèle k-epsilon donne de meilleurs résultats dans une période de forte turbulence, que dans une période de faible turbulence. De même que pour la période de crue, un travail sur la différence de propagation va être nécessaire pour conclure.

Régis Walther



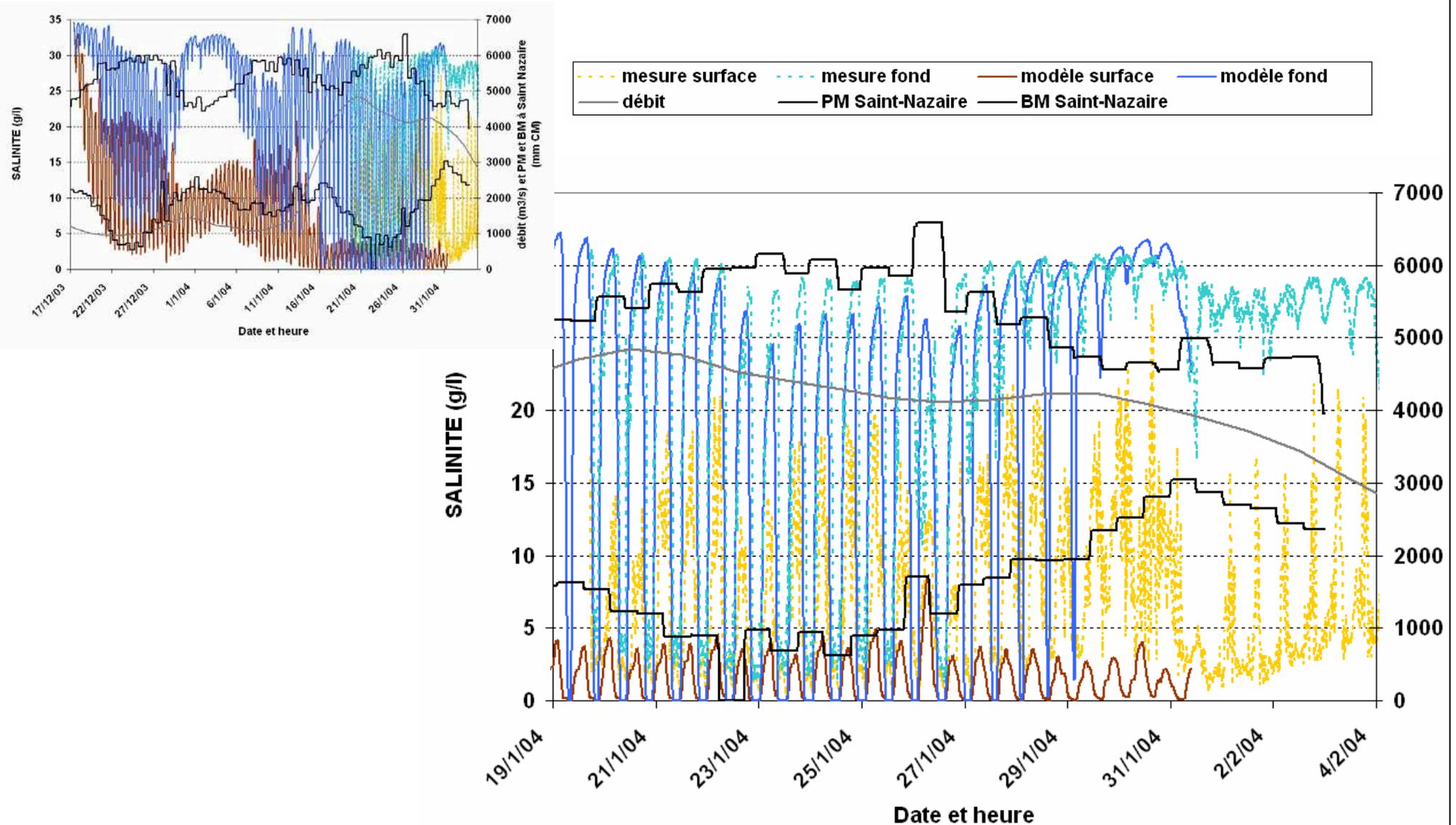
○ Mesures utilisées dans cette comparaison





Diapo n° 2

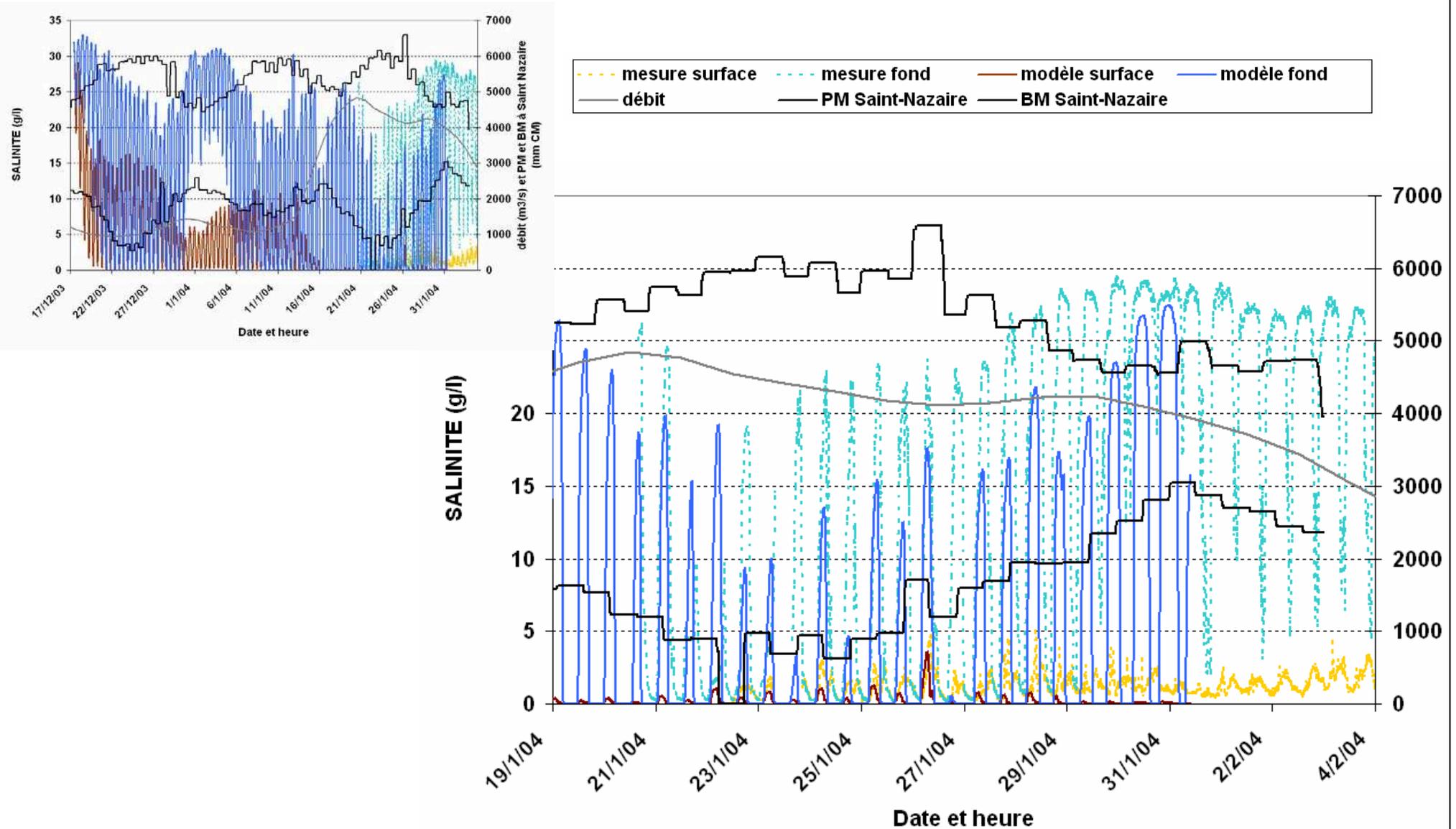
Maillage n°1 (Iehfeldt & Bloss) / Mindin





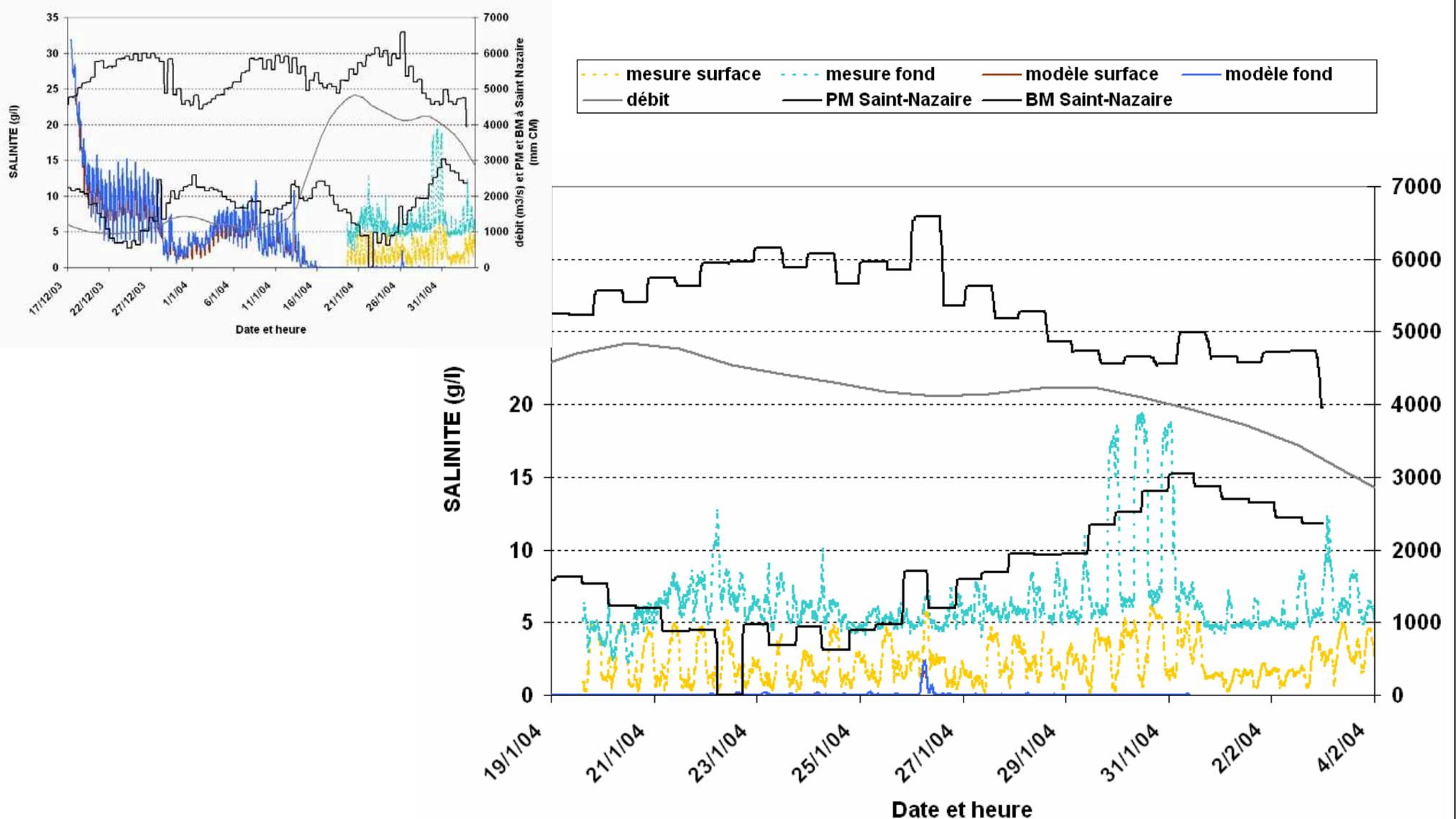
Diapo n° 3

Maillage n°1 (Iehfeldt & Bloss) / Montoir



Diapo n° 4

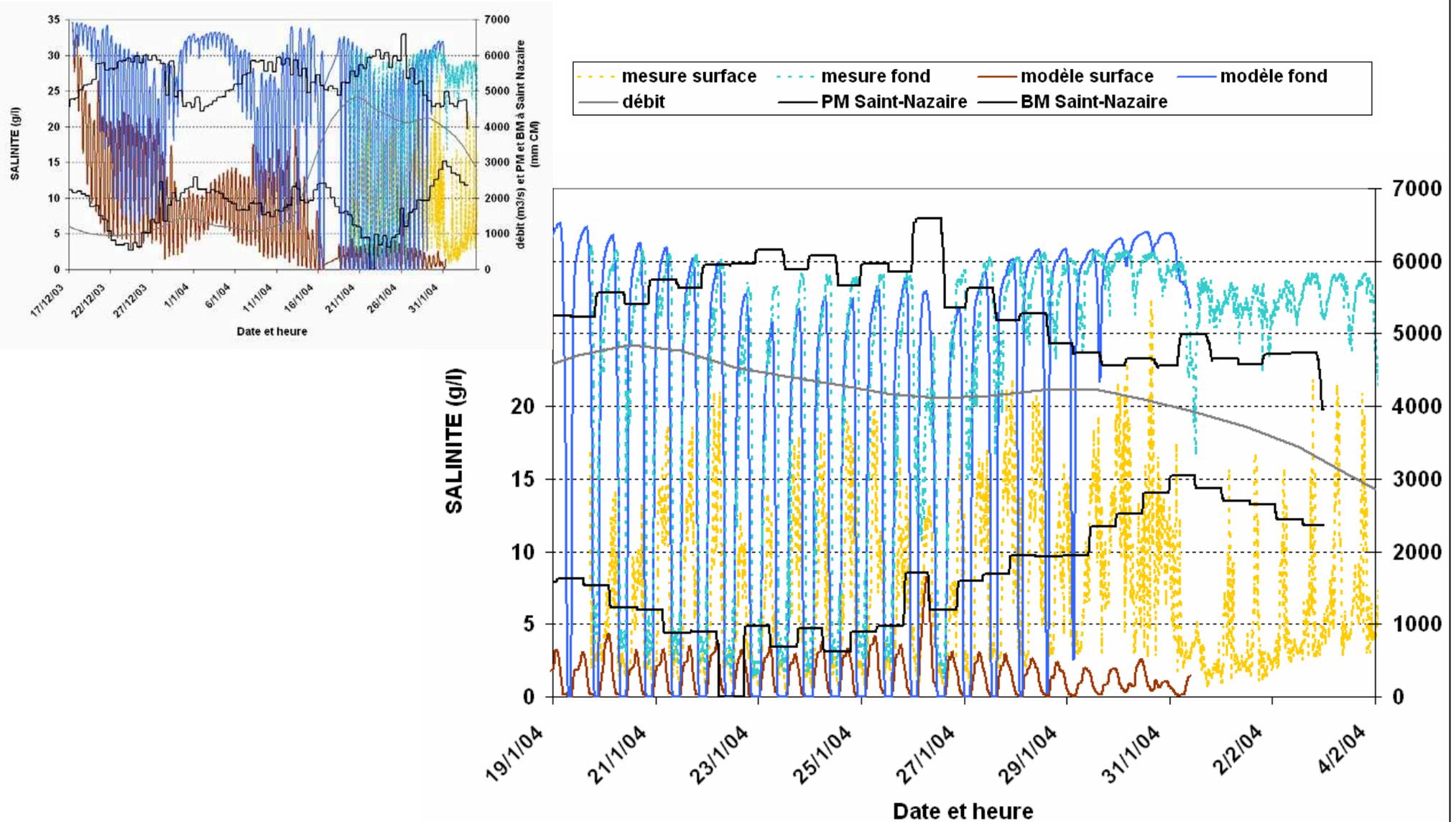
Maillage n°1 (Iehfeldt & Bloss) / Bilho





Diapo n° 5

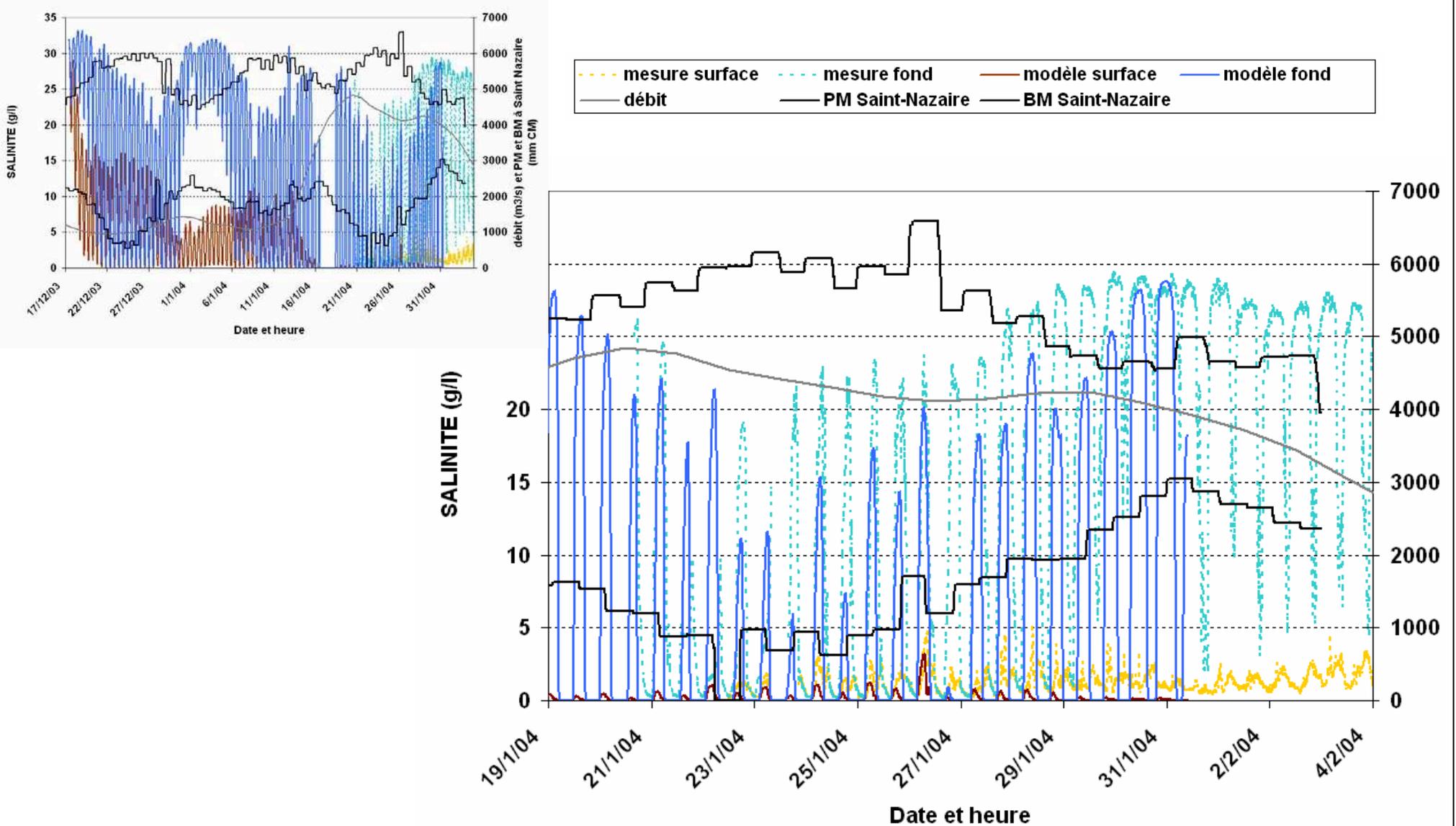
Maillage n°2 (Iehfeldt & Bloss) / Mindin





Diapo n° 6

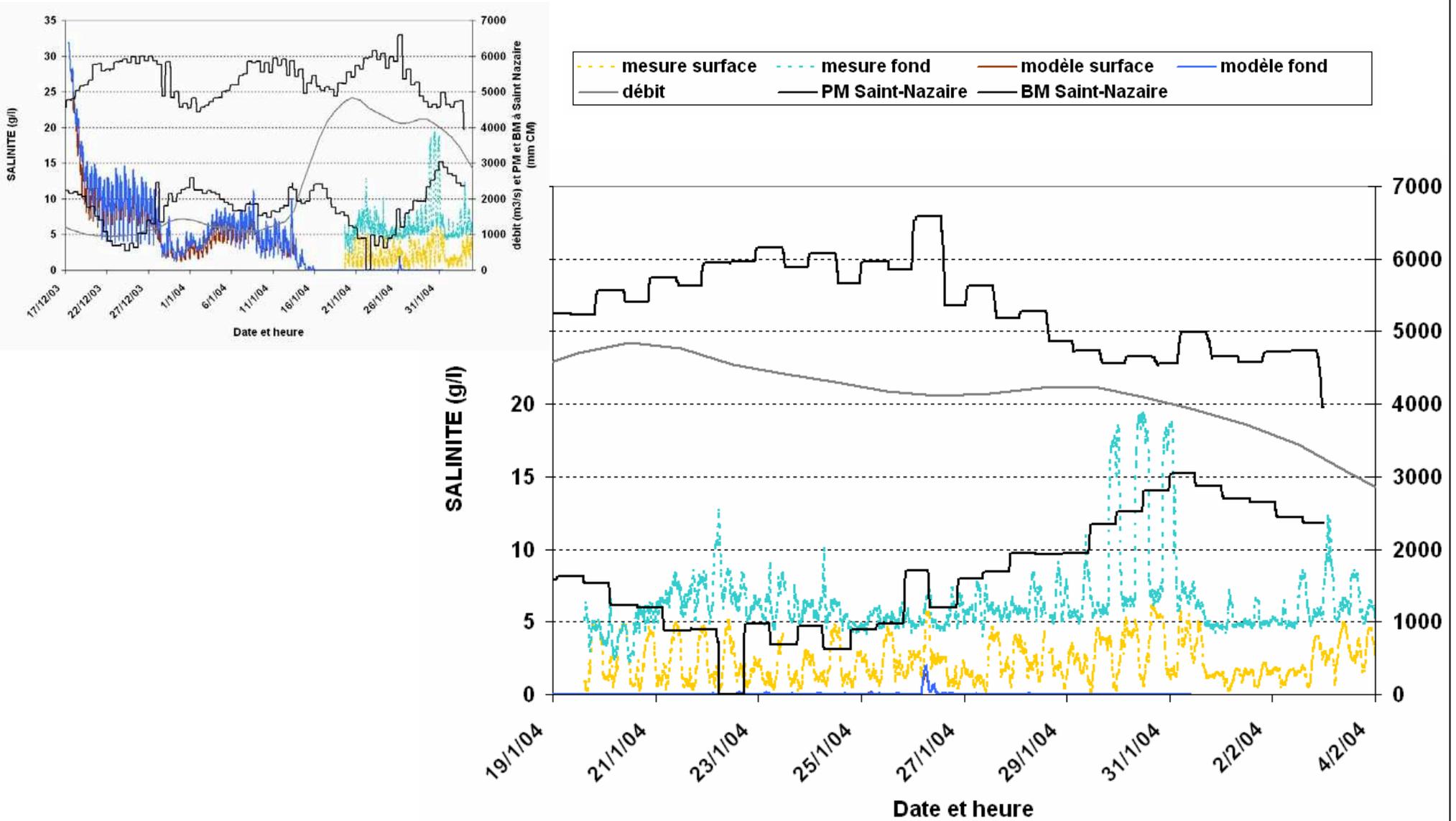
Maillage n°2 (Iehfeldt & Bloss) / Montoir





Diapo n° 7

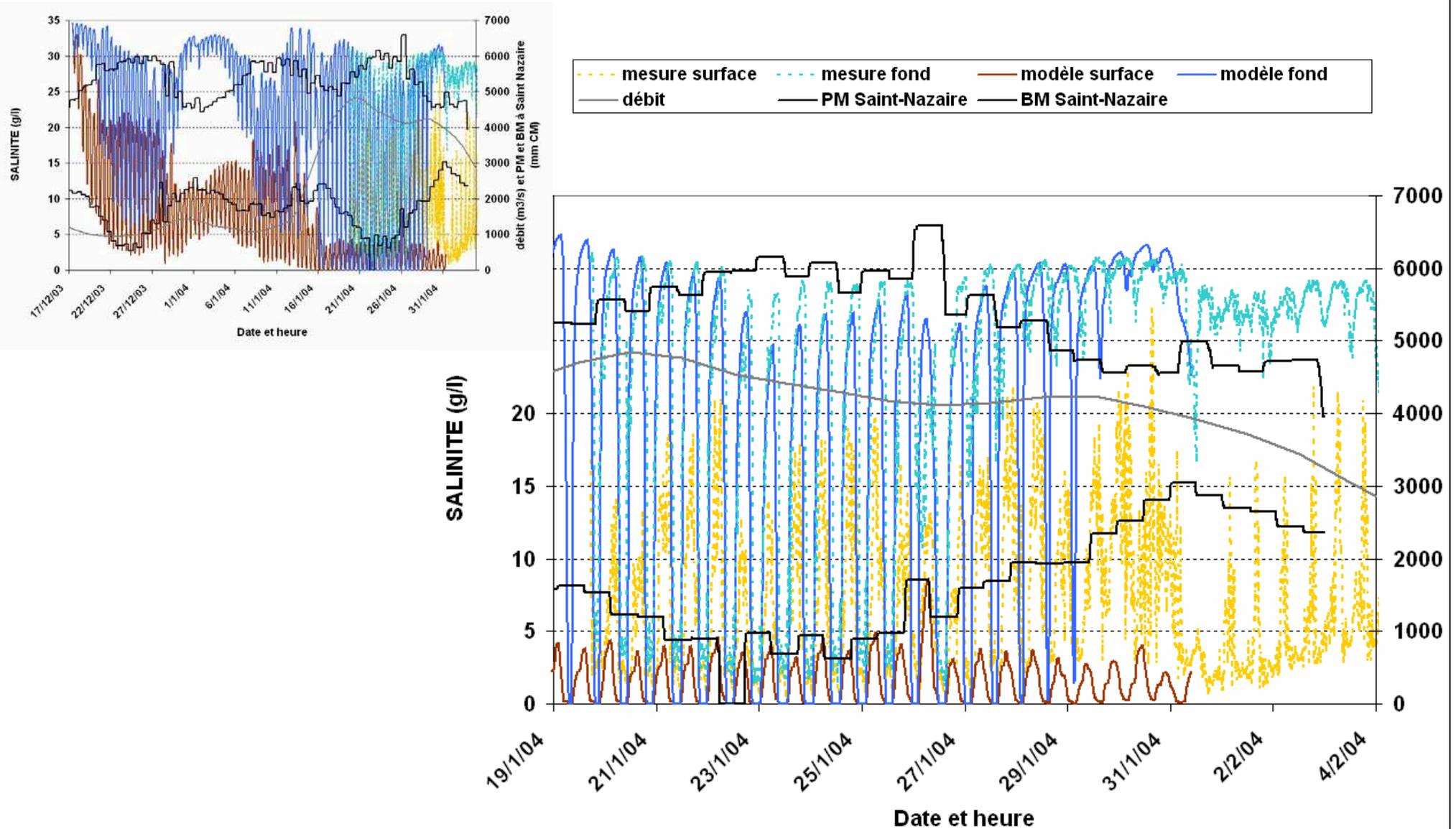
Maillage n°2 (Iehfeldt & Bloss) / Bilho





Diapo n° 8

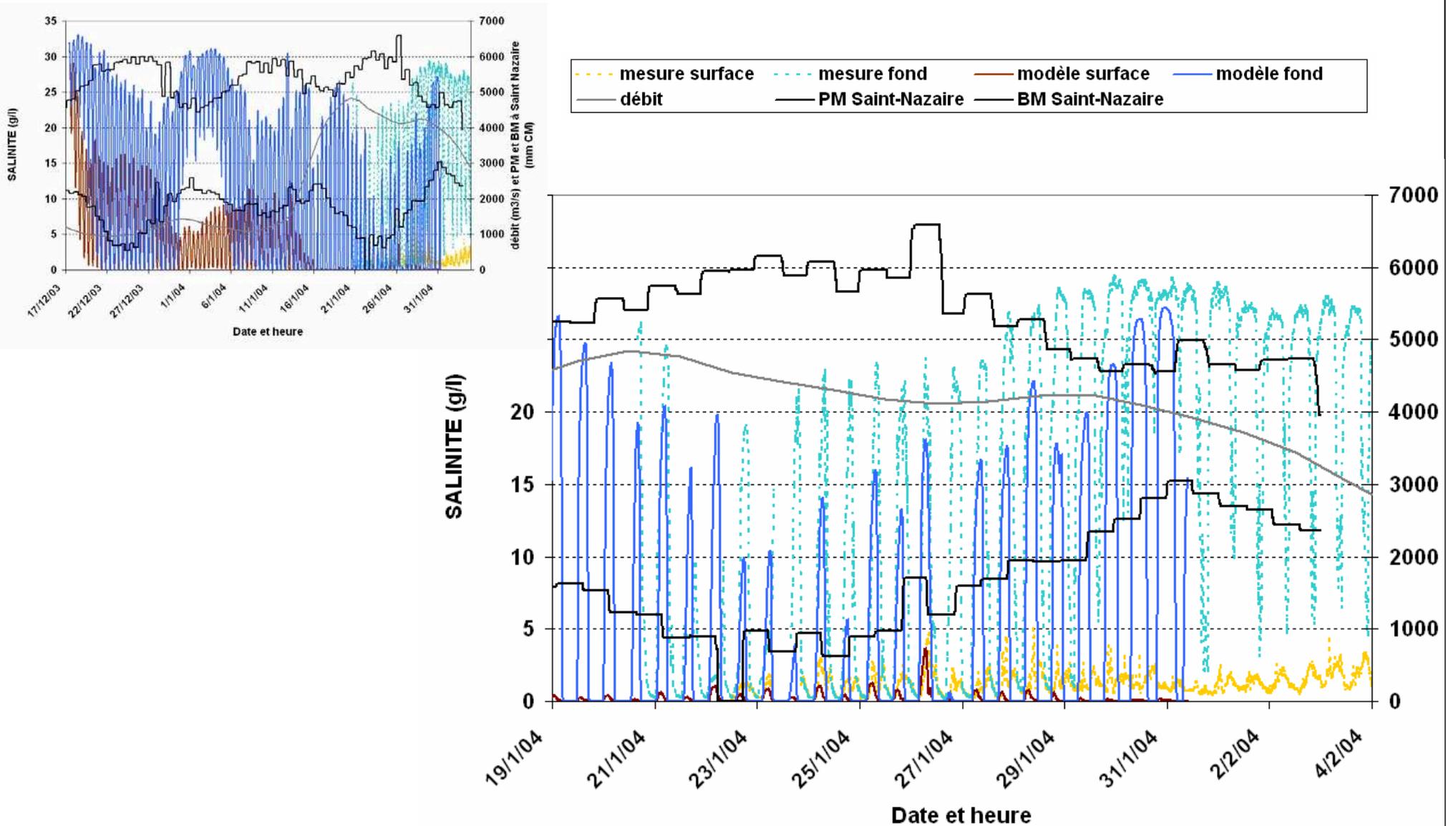
Maillage n°3 (Iehfeldt & Bloss) / Mindin





Diapo n° 9

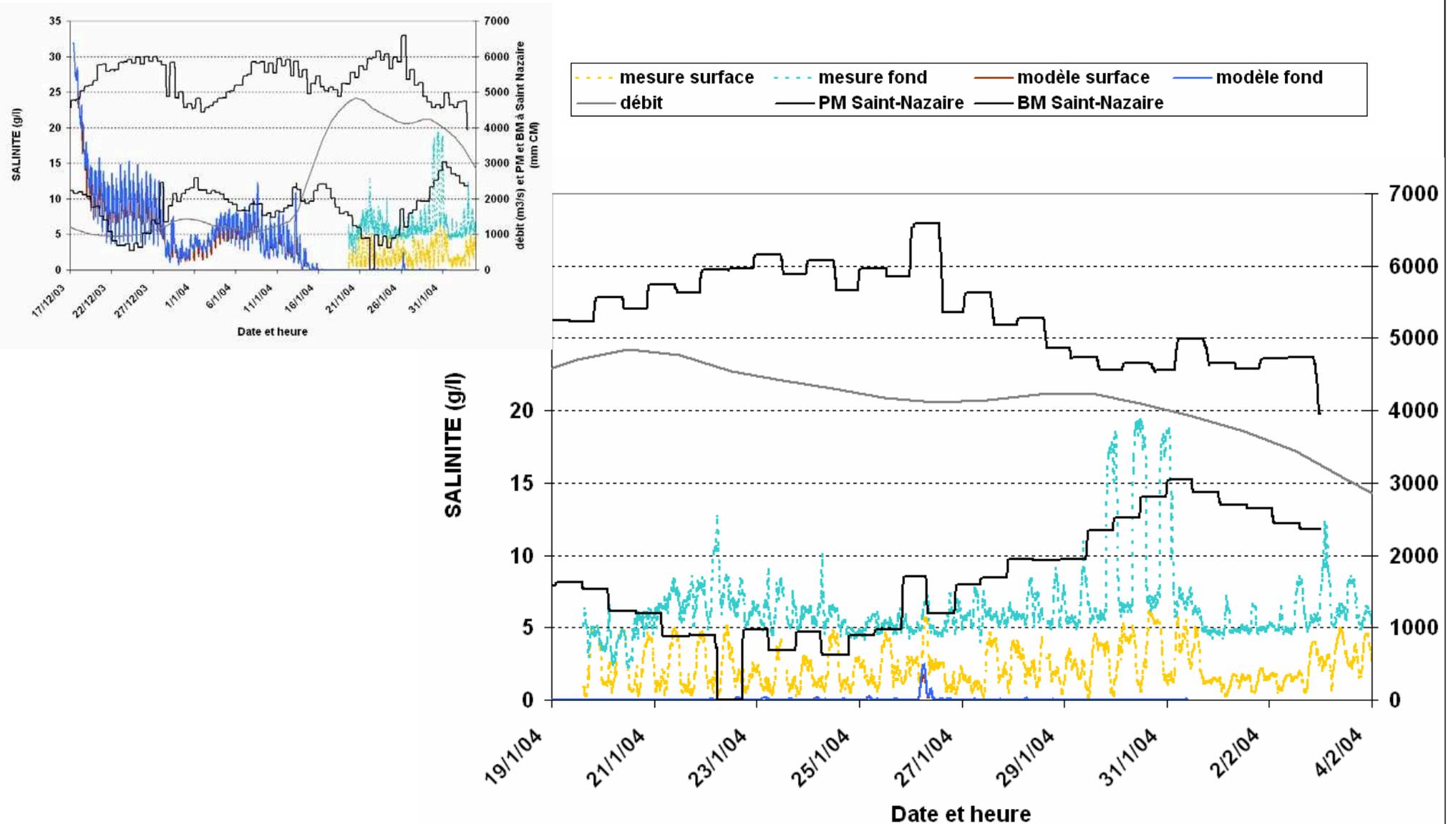
Maillage n°3 (Iehfeldt & Bloss) / Montoir





Diapo n° 10

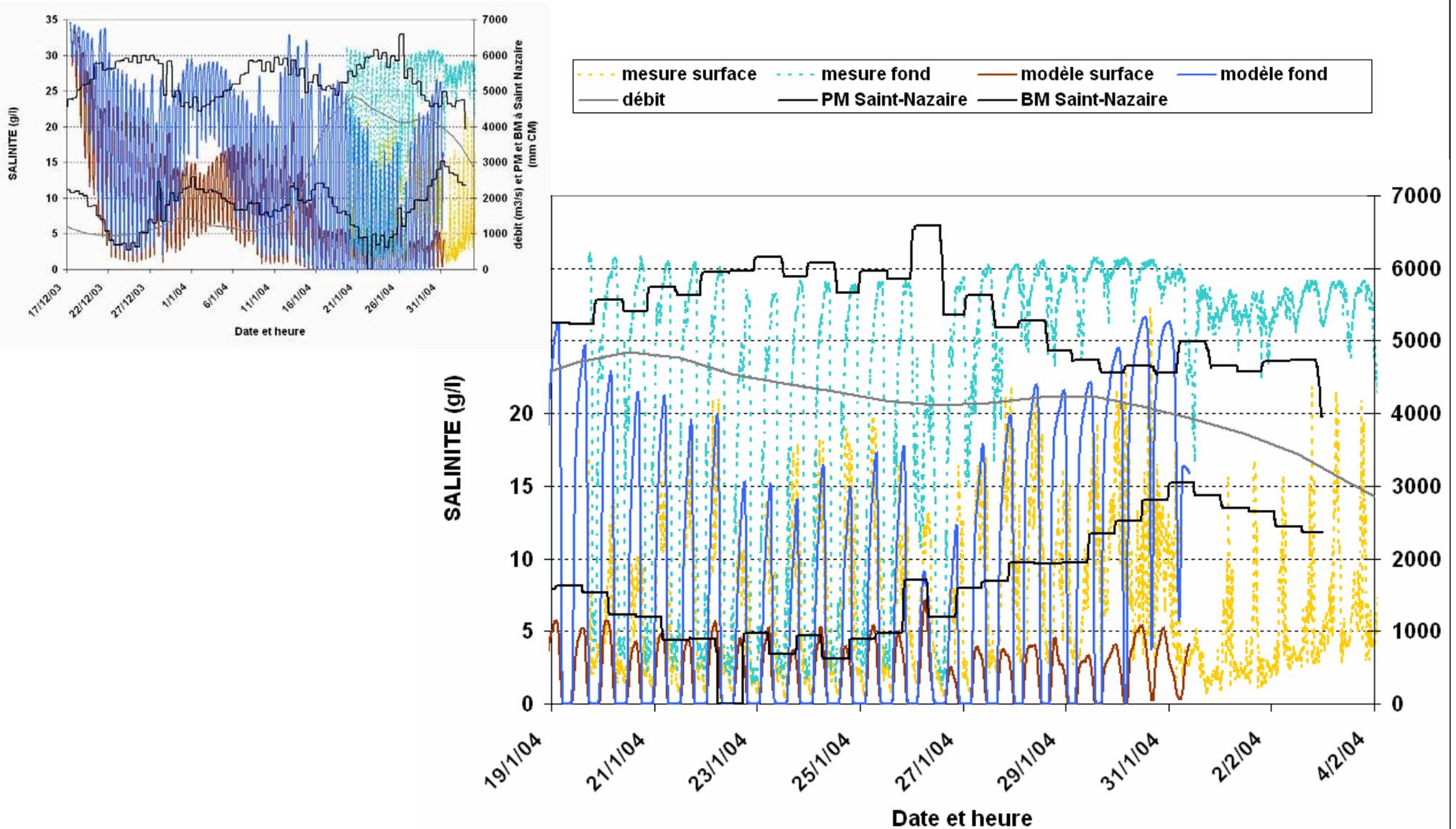
Maillage n°3 (Iehfeldt & Bloss) / Bilho





Diapo n° 11

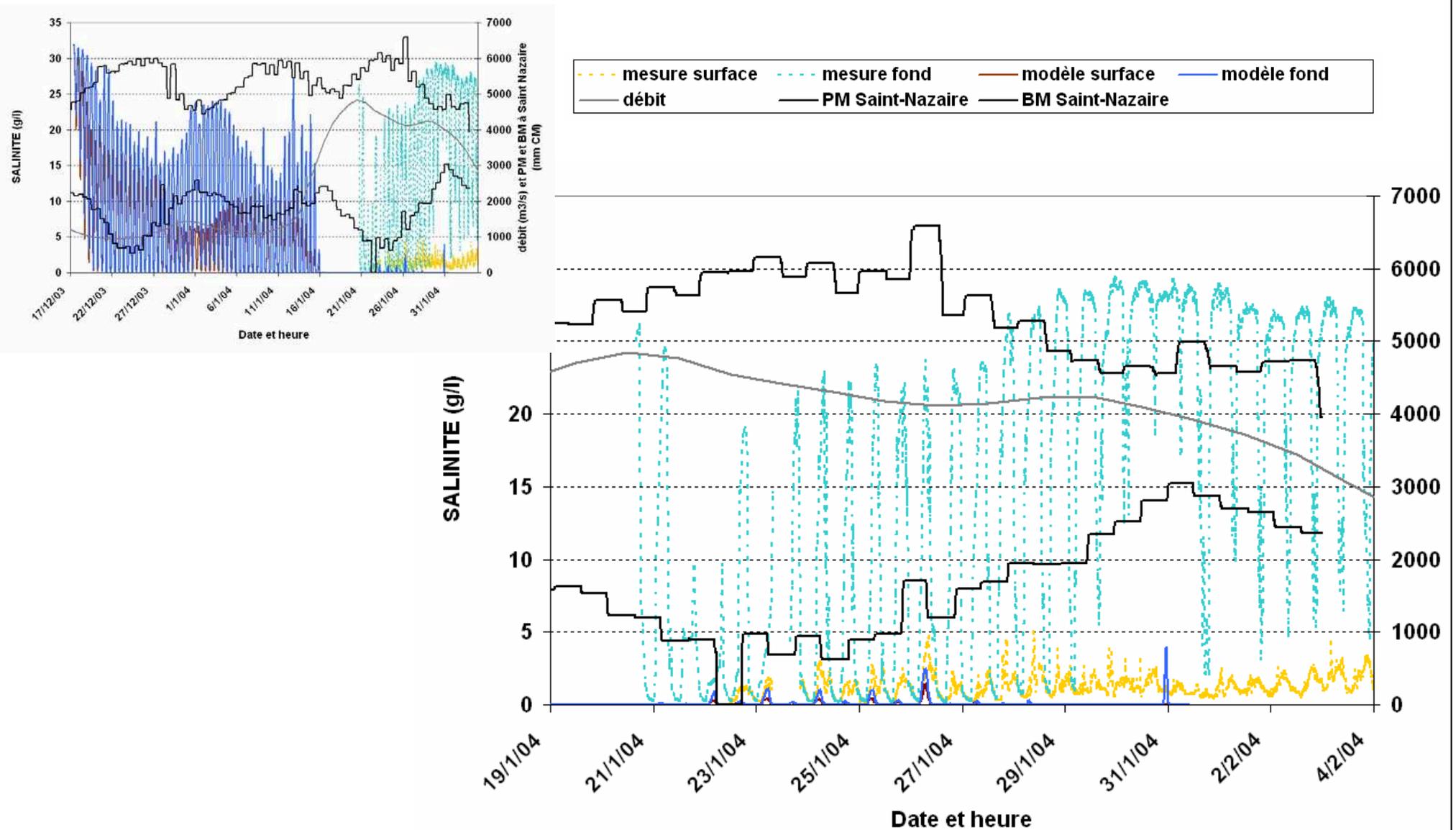
Maillage n°3 (Munk&Anderson) / Mindin





Diapo n° 12

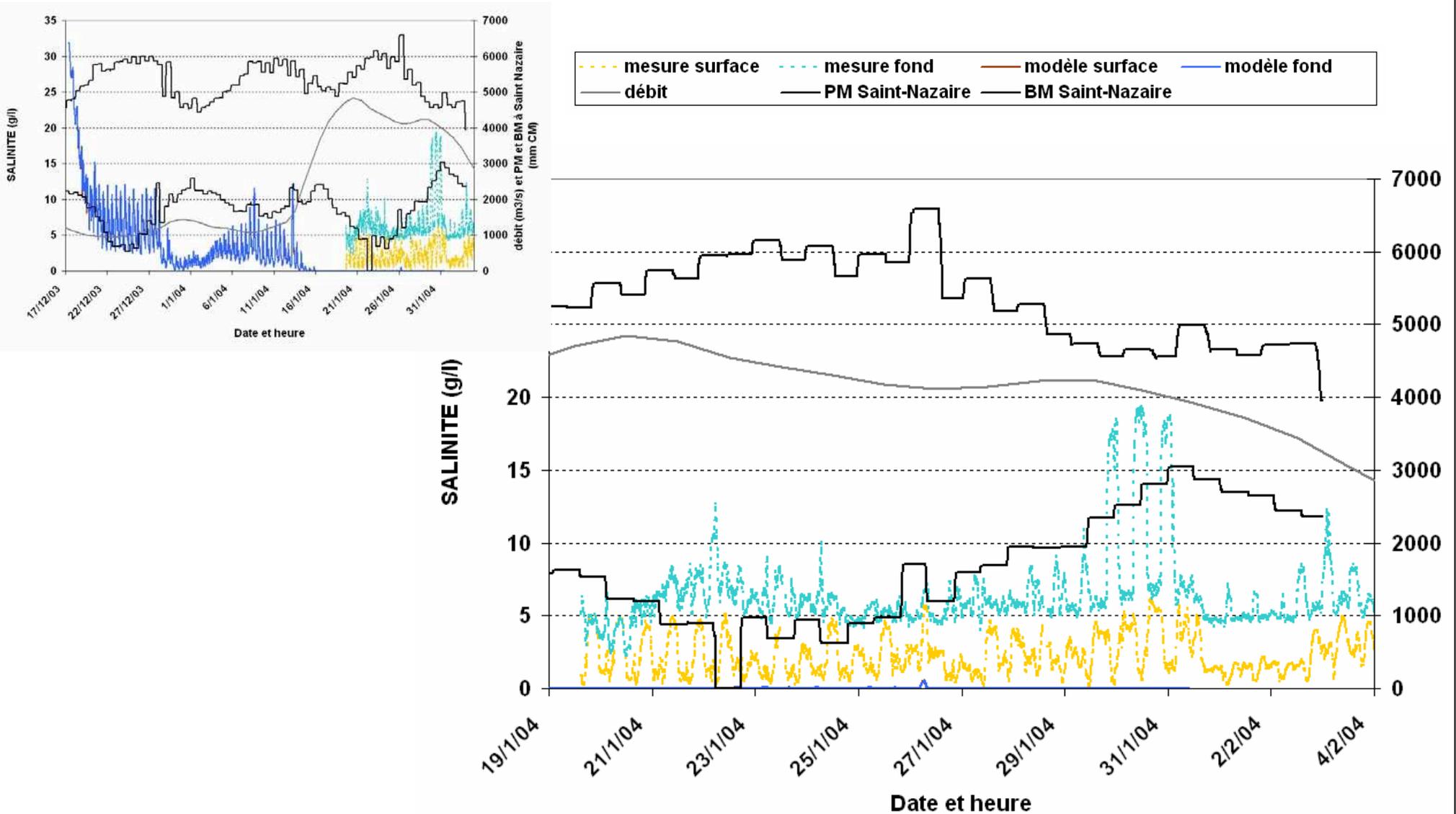
Maillage n°3 (Munk&Anderson) / Montoir





Diapo n° 13

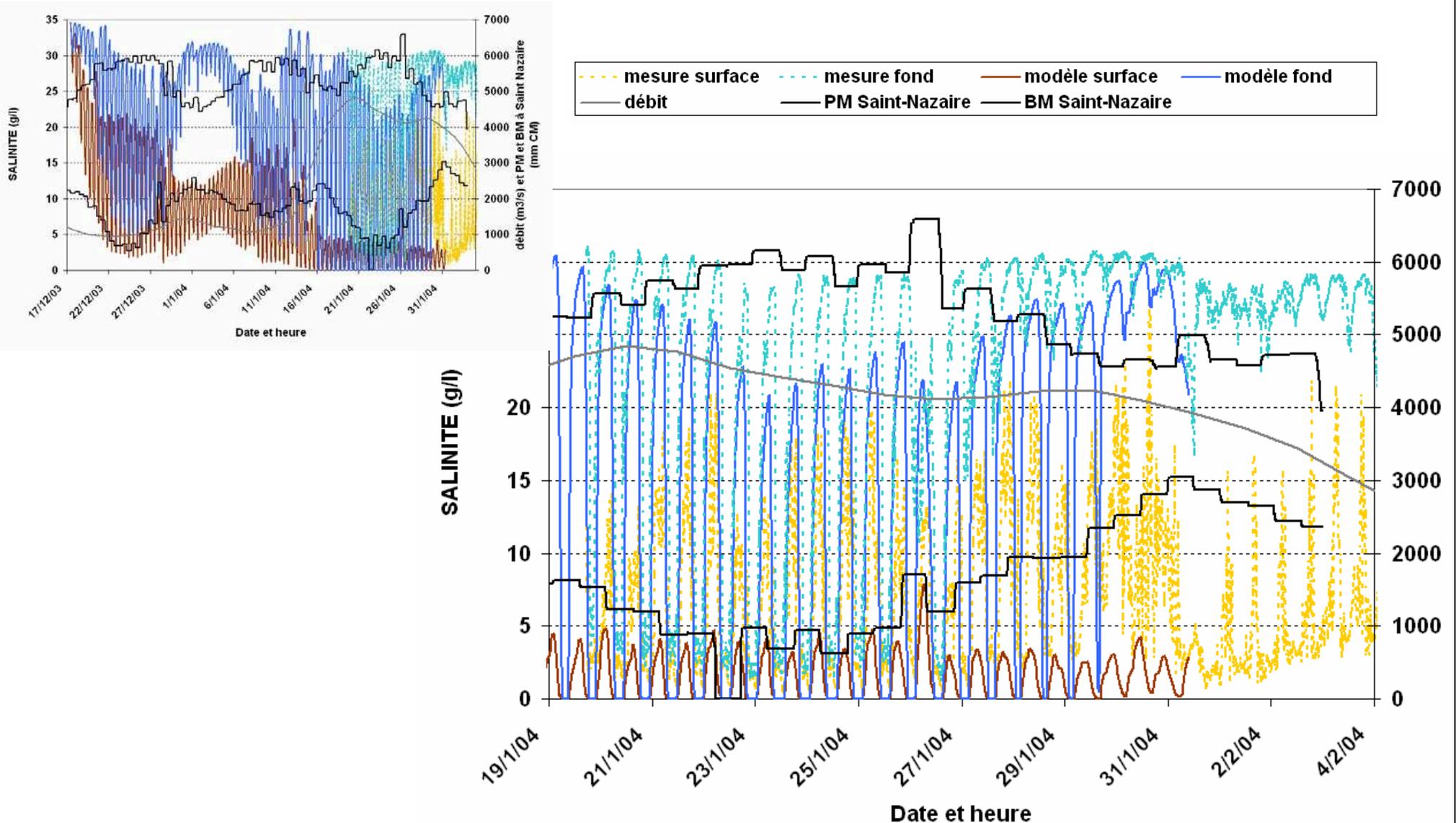
Maillage n°3 (Munk&Anderson) / Bilho





Diapo n° 14

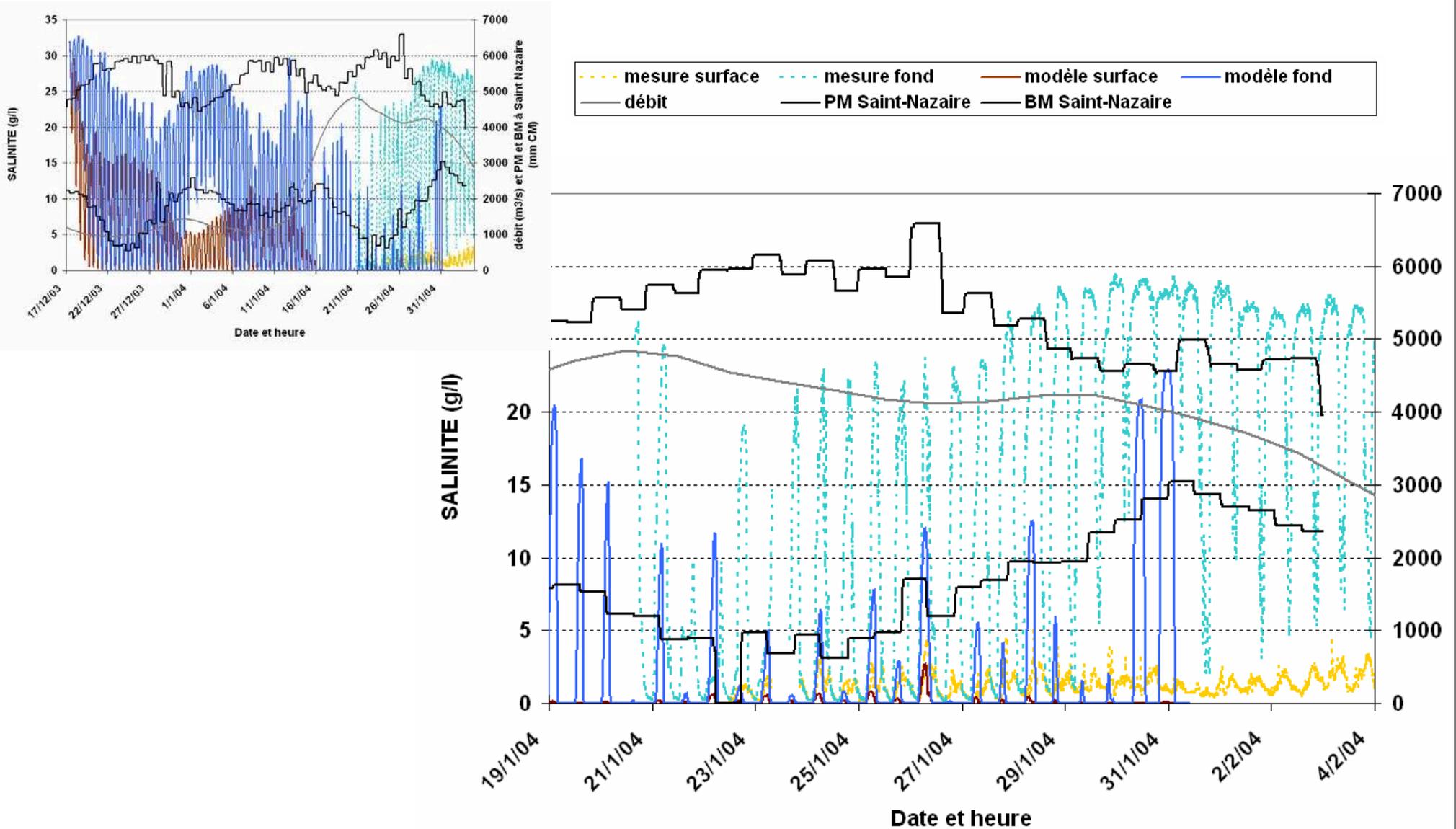
Maillage n°3 (Toorman) / Mindin

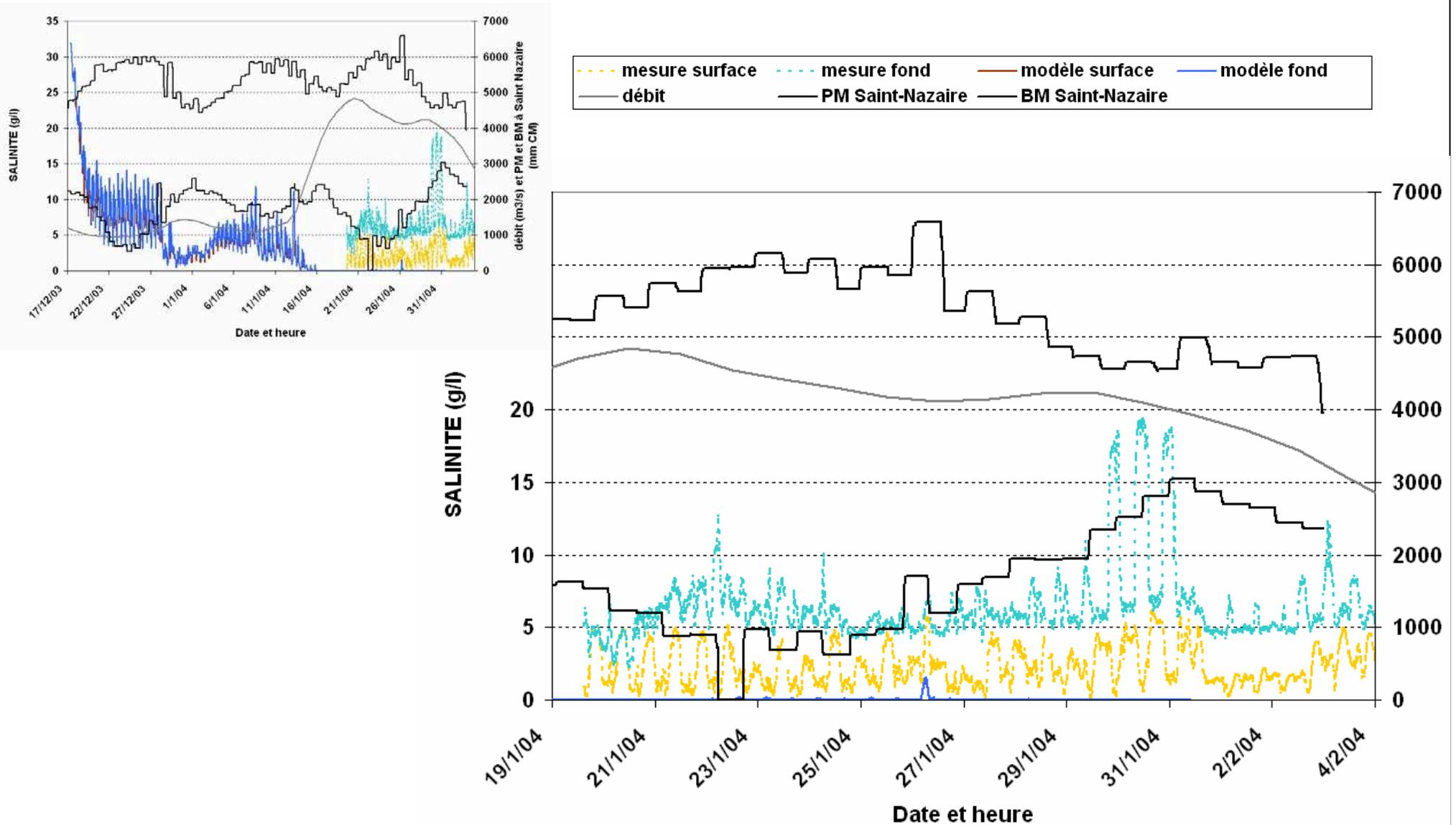




Diapo n° 15

Maillage n°3 (Toorman) / Montoir

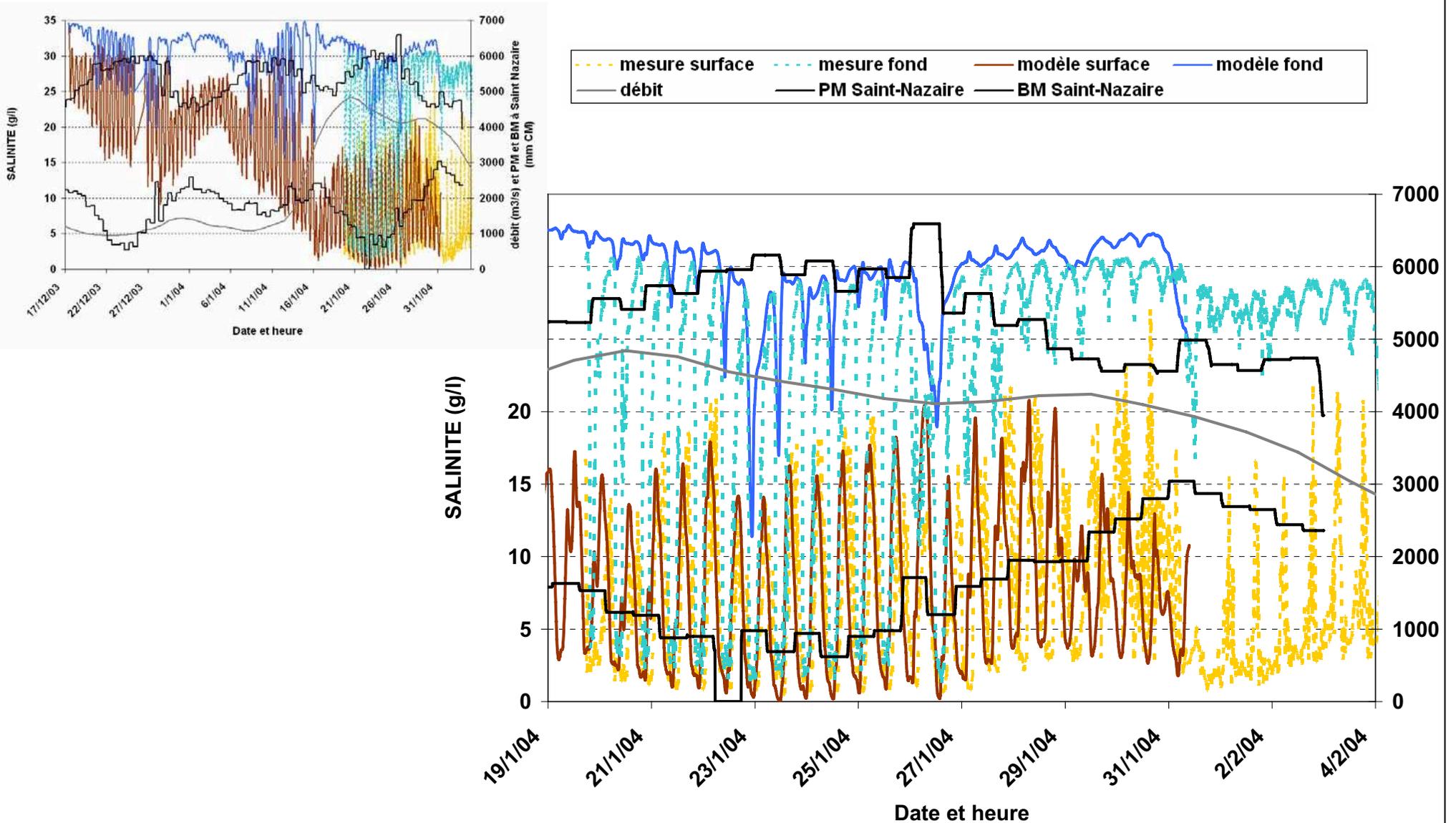






Diapo n° 17

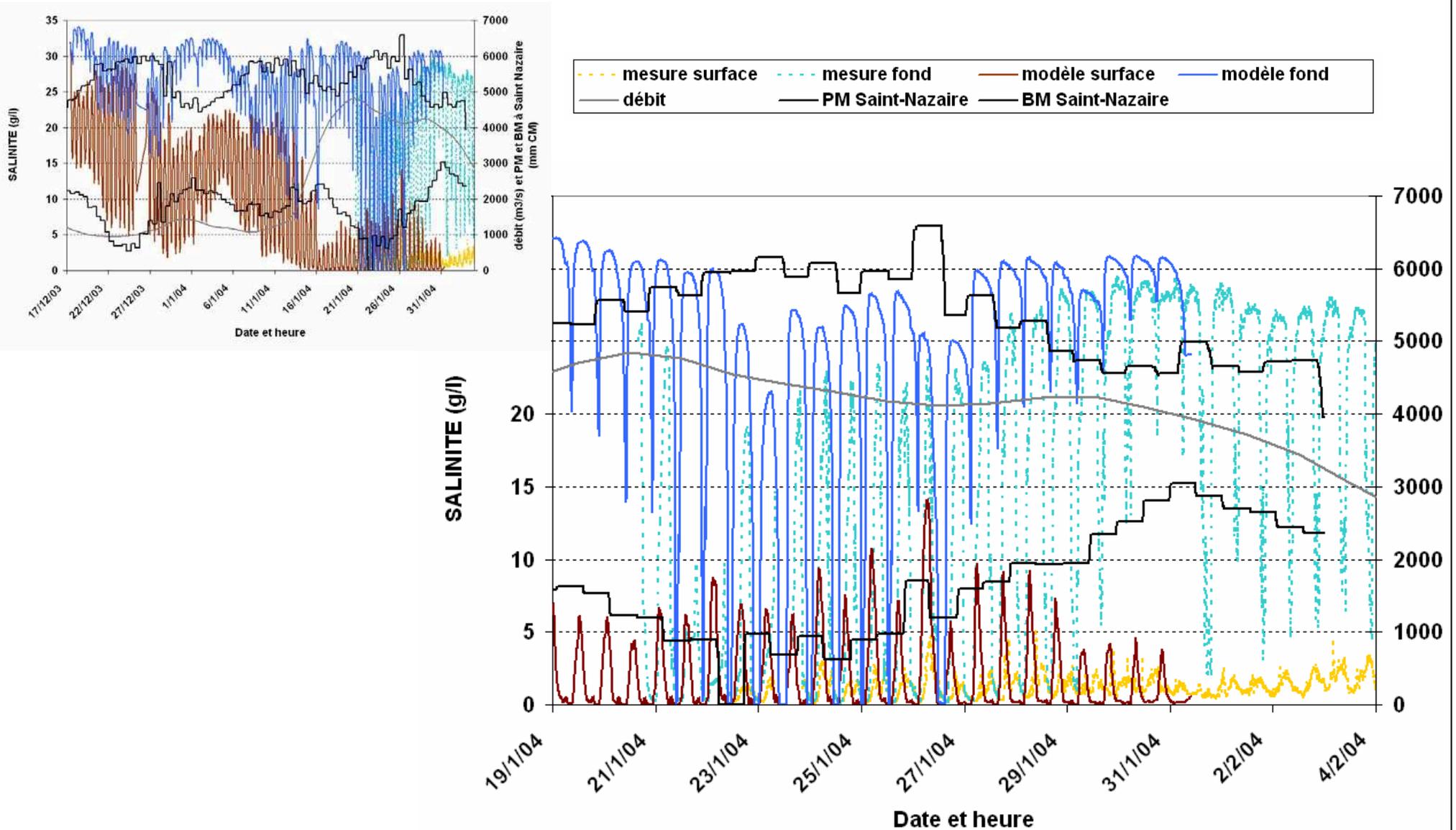
Maillage n°3 (k-epsilon) / Mindin





Diapo n° 18

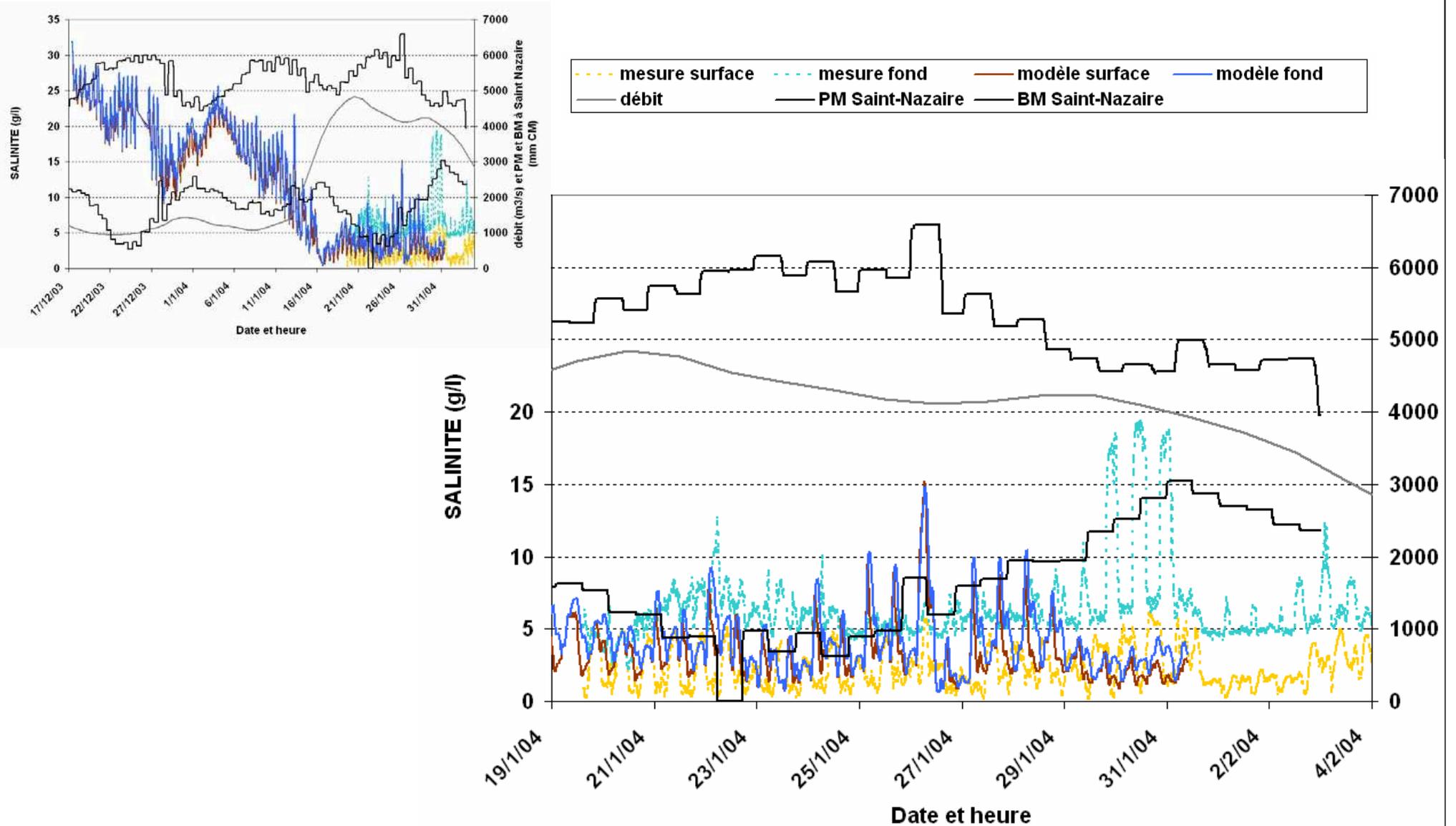
Maillage n°3 (k-epsilon) / Montoir





Diapo n° 19

Maillage n°3 (k-epsilon) / Bilho



ANNEXE 2 : NOTE D'AVANCEMENT DU 7 MAI 2009

A/TO: **P. BONA/ GIP LOIRE ESTUAIRE** *N°FAX:*
COPIE/ **REGIS WALTHER, JEROME RIEU, SEBASTIEN LEDOUX,** *N°FAX:*
COPY: **DOSSIER**

DE/FROM: **LUC HAMM** *RÉF :* **LHM/MAR/171 1822**
N°TEL: **33 (0)4 76 33 4188** *DATE:* **7 MAI 2009**
E-MAIL: **Luc.hamm@sogreah.fr** *N/PAGES:* **6**

**RESTAURATION DE LA LOIRE ESTUARIEENNE
MODELISATION 3D**

*OBJET/
SUBJECT:* **AVANCEMENT DU LOT 1 A FIN AVRIL 2008
NOTE DE SYNTHESE**

1. TRAVAIL EFFECTUE ENTRE JANVIER ET AVRIL 2008

Deux séries de tâches se sont poursuivies ces quatre derniers mois à savoir :

- l'analyse des données de terrain nécessaires à la modélisation; Cela concerne la bathymétrie et les données de crème de vase, les mesures de vitesses de chute et les données sur les taux d'érosion des vases.
- le calage simple du modèle du point de vue hydrodynamique, salinité et turbidité

2. ANALYSES BATHYMETRIQUES

2.1. LE MNTU 2002

La modélisation de 2006 s'est effectuée à partir du modèle numérique de terrain unifié (MNTU) du GIP dénommé MNTU2002 comprenant une série de levés bathymétriques et topographiques provenant de diverses époques et différentes sources. Ces données ont été réutilisées pour construire le nouveau modèle de 2008 en actualisant deux sections de l'estuaire (dénommées SGC5 et SGC6) par des levés effectués de 2003 à 2005 (les précédents qui dataient de 1987).

Deux difficultés importantes ont été rencontrées dans l'utilisation de ces données. Tout d'abord les données à l'amont de Nantes, comprenant 9 levés effectués en 1998 entre Nantes-Beaulieu et Saint-Florent-le-Vieil, n'étaient pas cohérentes entre elles et leur calage géographique était assez approximatif. De plus les variations saisonnières des fonds du lit mineur n'avaient pas fait l'objet d'une attention particulière. Les quelques dates disponibles précisant la période des levés laissent à penser qu'ils ont été effectués avec un débit de la Loire supérieure à la moyenne annuelle, débits pour lesquelles on n'observe plus les

incisions du lit mineur qui se produisent à l'étiage. L'analyse de levés et de profils plus récents datant de 2002 et 2006 n'a pas permis de lever les doutes précédents.

D'autre part les levés du chenal de navigation de la section aval et de l'estuaire externe présentait des cotes apparemment trop hautes correspondant vraisemblablement à la présence d'une couche de crème de vase dont nous avons estimé à l'époque l'épaisseur à 1,4m environ (voir notre rapport 1711457R4 de janvier 2007). L'analyse de levés plus récents n'a pas non plus permis de lever ce doute.

2.2. LE NOUVEAU LEVE BATHYMETRIQUE 2008

Le GIP, conscient de ces difficultés, a entrepris de refaire en 2008 une campagne bathymétrique entre Nantes et Saint-Nazaire en prenant bien soin de lever spécifiquement les fonds « stables » de l'estuaire hors la présence des couches de crème de vase rencontrées habituellement. C'est la société MESURIS qui a effectué ce travail (figure 1).

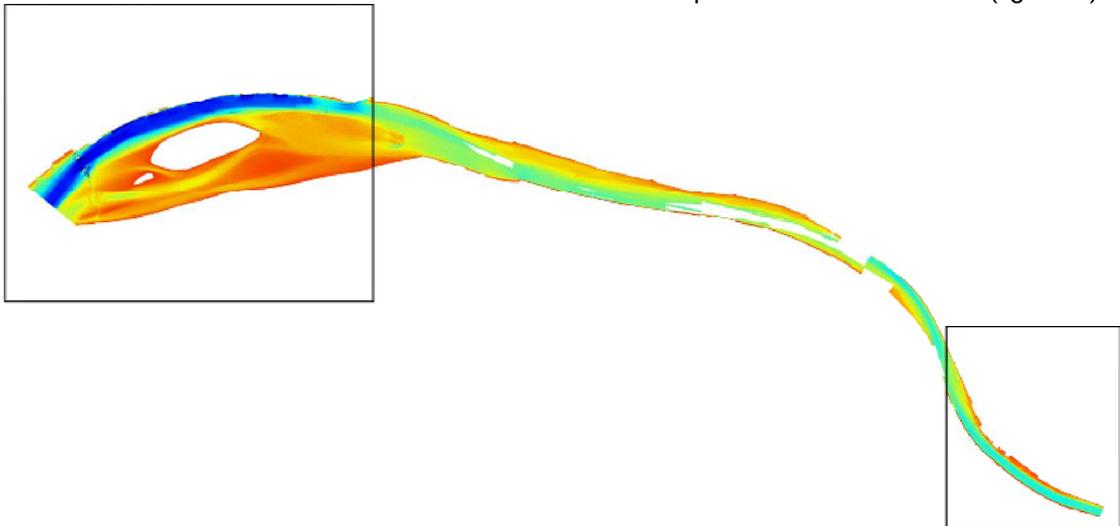


Figure 1 : levé MESURIS de 2008 : données reçues et validées (rectangles) en date du 7 janvier 2009

Le dépouillement de ces données et leur comparaison avec les levés précédents a mis en évidence un approfondissement du chenal aussi bien à l'amont qu'à l'aval confirmant par là même la présence d'une épaisseur importante de crème de vase dans les levés précédents. L'épaisseur observée n'est d'ailleurs pas constante et reste importante (de l'ordre de 2m) à la limite aval du levé MESURIS. Des données complémentaires devenaient donc nécessaires plus à l'aval. Elles ont été fournies par le port et là encore des épaisseurs de crème de vase comprises entre 0,7 et 1,5m sont observées.

2.3. LES DONNEES DE CREME DE VASE

La société HOCER a été chargée par le GIP d'effectuer une analyse des bandes de sondes du port permettant de détecter la crème de vase présente dans le chenal de navigation. Ce travail a fait l'objet d'un rapport d'HOCER que nous avons analysé dans la note de stratégie de calage simple ainsi que dans une note spécifique en date du 5 mai 2009.

Le résultat le plus probant de cette étude concerne la position de la crème de vase dans l'estuaire pour différentes conditions de débit qui a servi de base à la définition des cartes de frottement du calage hydrodynamique simple. L'autre information essentielle pour le modèle est l'estimation quantitative de la masse de matières sèches contenue dans les différentes couches de crème de vase identifiés sur les sondages. La méthode utilisée par HOCER aboutit à des chiffres qui globalement recourent les estimations précédentes mais qui localement conduit à des évolutions de masse peu crédibles pour les situations à caler et à valider dans le modèle.

2.4. LES ZONES SUBMERSIBLES

Les zones submersibles (ou inondables) sont constituées de terrains végétalisés situés au dessus de la cote +4,86mCM comprenant trois grands ensembles. Leur topographie a fait l'objet de 2 levés aérolaser en 2000 et en 2008 qui ont été utilisés pour la construction du modèle (voir note de construction du modèle en date du 23 décembre 2008). L'ensemble le plus important pour l'étude est le secteur Donges-Cordemais en rive droite dans lequel s'inscrit le projet de création d'estrans (voir les rapports R1 et R2 du lot 2). Cette zone a donc fait l'objet d'une visite de terrain le 12 mars 2009 lors de plus forte marée d'équinoxe au cours de laquelle l'inondation des terrains a été beaucoup moins importante qu'espéré au vu des levés aérolaser.

Sogreah a donc procédé une analyse détaillée des deux levés disponibles sur cette zone (note en date du 20 mars 2009) et a conclu à une sous-estimation des cotes du terrain naturel de 20 à 30, voire 40 cm. Cette valeur a été contesté par le GIP qui considère pour sa part que le levé reste dans les tolérances requises (10 cm). Le calcul de sensibilité effectué sans prise en compte des zones inondables (voir note de calage hydrodynamique en date du 3 avril 2009) confirme un écrêtement trop important des cotes de pleines mers exceptionnelles en présence des zones inondables.

3. PROPRIETES DES SEDIMENTS VASEUX

3.1. VITESSES DE CHUTE

Les mesures de vitesses de chute effectuées par HOCER en mai et août 2008 pour compléter celles acquises en décembre 2008 ont fait l'objet d'un analyse résumée dans une note spécifique en date du 5 mai 2009. Il en ressort que les mesures de mai 2008 sont tout à fait incohérentes entre elles ainsi qu'avec celles de décembre 2000. Elles ne peuvent donc pas être utilisées pour la modélisation.

Les mesures d'août 2008 sont de meilleure qualité mais cependant très dispersées par rapport aux mesures de décembre 2000 qui étaient de bien meilleure qualité. Elles semblent globalement confirmer les mesures précédentes avec cependant une augmentation générale qui pourrait être liée à l'augmentation de la température de l'eau qui diminue la viscosité.

3.2. LE TAUX D'EROSION DES VASES

Les données de Sanchez présentées le 23 janvier dernier ont fait l'objet d'une réanalyse

comme demandé par le comité d'experts, décrite dans une note spécifique en date du 5 mai 2009. Celle-ci aboutit à une nouvelle formulation empirique qui a été introduite dans le modèle de turbidité.

4. LE CALAGE SIMPLE DU MODELE

La stratégie de calage définie dans la note en date du 23 décembre 2008 et présentée au Comité d'experts du 23 janvier 2009 a été mise en œuvre au cours des 4 derniers mois. Nous en présentons ici les conclusions essentielles.

4.1. CALAGE HYDRODYNAMIQUE

Le premier calage hydrodynamique a fait l'objet d'une note de présentation en date du 3 avril 2009 et a fait l'objet de commentaires de la part du GIP et des experts auxquels Sogreah a répondu dans sa note en date du 7 mai 2009. D'autre part, la validation sur 2 mois de l'année 2007 a été présentée dans une seconde note en date du 4 mai 2009.

Il ressort de ce travail les points suivants :

Le modèle présente des limitations inhérentes aux conditions limites au large imposées qui présentent un défaut dans la reproduction des périodes de revif et de déchet observables à Saint-Nazaire. Ces défauts nous paraissent mineurs : ils ne sont pas de nature à compromettre le calage du modèle. Ces conditions limites ont été acquises auprès du LEGI lors de l'étude des scénarios de 2004. Ce sont à notre connaissance les meilleures données disponibles actuellement pour notre région d'étude. Il pourrait être possible d'améliorer ce point en phase 3 en fonction des progrès scientifiques dans le domaine.

La propagation de la marée entre Saint-Nazaire et Nantes s'avère satisfaisante comme en témoigne la diminution des erreurs quadratique moyenne et de l'écart-type lors qu'on remonte dans l'estuaire jusqu'au Pellerin. Nous avons juste noté un écrêtement des marées de très fort coefficient au droit des zones submersibles.

Le calage des lignes d'eau à Nantes et à l'amont a été long et difficile. Il est au final meilleur que dans le modèle de 2006. Cela a été obtenu en réduisant énormément le frottement sur le fond au-delà des valeurs physiquement raisonnables pour les périodes d'étiage ce qui s'explique par la mauvaise qualité de la bathymétrie disponible (voir chap. 2 ci-dessus). Il existe en effet une fluctuation saisonnière significative de la cote du lit mineur en Loire qui s'incise pendant les périodes d'étiage et sédimente lorsque le débit augmente. La simulation de la période de validation en septembre/octobre 2007 dégrade encore la qualité du calage obtenu précédemment. Cela s'explique une fois encore par la mauvaise représentation de la bathymétrie qui a probablement évolué sur les 10 dernières années. Nous sommes donc ici en attente d'une nouvelle bathymétrie plus fiable entre Nantes et Mauves en phase 3 pour améliorer ce calage.

Plus à l'amont, la mise à jour de la bathymétrie s'avère moins cruciale, car cette section du fleuve ne joue qu'un rôle secondaire (respect des volumes oscillants) dans le modèle.

Enfin, il est apparu que le choix de la loi de Nikuradse pour représenter le frottement local sur le fond n'était pas très adapté à notre modélisation. En effet, cette formulation est locale et peu compatible avec la schématisation bathymétrique et topographique importante qu'il a

fallu consentir dans cette étude pour réduire les temps de calcul. Cette schématisation, décrite en détail dans la note de construction du modèle, nécessite une approche globale du frottement du type Strickler comme cela avait été fait en 2006.

Cette conclusion a été renforcée ultérieurement par les tests effectués avec le modèle de turbulence vertical k-epsilon dont l'utilisation fragilise encore plus la formulation de Nikuradse conduisant à une forte dégradation de la représentation des lignes d'eau.

Nous recommandons donc fortement de revenir à une formulation globale de type Strickler pour la suite du calage.

4.2. CALAGE EN SALINITE

Le calage en salinité a fait l'objet d'une première note d'avancement en date du 27 mars 2009 qui a fait l'objet de commentaires de la part du GIP et des experts auxquels Sogreah a répondu dans sa note en date du 7 mai 2009. Une seconde note d'avancement de ce calage a été émise en date du 5 mai 2009.

Les calculs ont d'abord été effectués avec un modèle de turbulence de type longueur de mélange en faisant varier les paramètres de cette loi puis avec le modèle k-epsilon disponible dans la bibliothèque de calcul Telemac-3D. L'utilisation du modèle k-epsilon permet de mieux représenter les stratifications mesurées en périodes de crue ainsi qu'à l'étiage, notamment en morte-eau. Seules les stratifications à l'étiage en vive-eau sont surestimées.

Au final, nous recommandons d'abandonner la formulation de longueur de mélange et d'adopter une formulation de type k-epsilon. L'adoption d'un tel choix nécessitera de refaire le calage hydrodynamique et d'optimiser les temps de calculs qui sont actuellement trois fois plus importants qu'avec la longueur de mélange.

4.3. CALAGE EN TURBIDITE

Le calage en turbidité n'a démarré que récemment. Il a été précédé d'une analyse longue et détaillée des données nécessaires à sa mise en œuvre que nous avons résumée plus haut. Les premiers calculs ont permis de tester et d'ajuster les nombreuses formulations empiriques relatives au comportement mécanique des vases et de vérifier leur compatibilité avec la modélisation k-epsilon. Le détail de ce travail est décrit dans la première note d'avancement du calage en turbidité en date du 5 mai 2009. A ce stade et comme cela a été explicité plus haut, il reste encore des choix importants à faire notamment sur la bathymétrie des fonds durs et les épaisseurs initiales de crème de vase à introduire dans le modèle.

5. CONCLUSIONS

Le processus de calage du modèle 3D a connu d'importantes difficultés de mise en place mais aussi des avancées significatives. A ce jour, la question de la bathymétrie de l'estuaire s'avère cruciale car les nouveaux levés 2008 effectués avec toutes les précautions nécessaires pour éviter la présence de crème de vase divergent largement des levés précédents. A l'amont de Nantes, il est aussi très clair que l'évolution saisonnière des cotes du lit mineur n'a pas été appréciée. Enfin, des doutes persistent sur le calage en altitude du

levé aéro-laser 2008 des zones submersibles.

Dans ces conditions la question se pose d'évaluer l'intérêt de continuer la modélisation sur une bathymétrie qui pour l'essentiel paraît trop différente de la réalité de terrain.

Nous proposons donc d'activer la première tâche de la phase 3 de notre marché consistant à refaire la construction du modèle avec les nouvelles données topo-bathy et à refaire le calage simple en hydrodynamique et salinité.

Luc HAMM

Liste des notes techniques Sogreah associées

- Note d'avancement du calage hydrodynamique (3 avril 2009)
- Note d'avancement calage simple – calage en salinité (27 mars 2009)
- Réponses aux commentaires du comité d'experts sur ces deux notes (7 mai 2009)
- Note d'avancement de la validation du calage hydrodynamique (4 mai 2009)
- Deuxième note d'avancement du calage simple en salinité (5 mai 2009)
- Première note d'avancement du calage simple en turbidité (5 mai 2009)
- Analyse des données de crème de vase (5 mai 2009)
- Analyse des mesures d'érosion des vases de Sanchez (4 mai 2009)
- Analyse des deux campagnes de mesures de vitesses de chute de mai et août 2008 (5 mai 2009)



Echirolles, le 7 mai 2009

En bleu : commentaires du GIP Loire Estuaire et des experts sur la note d'avancement du 3 avril 2009.

En noir : réponses de SOGREAH à ces commentaires.

Commentaires de Pierre Bona :

Calage hydrodynamique (1741097_Note_avancement_v2_2009-04-03.pdf)

De manière générale, le calage hydrodynamique obtenu, qui constitue une étape intermédiaire avant le calage couplé, paraît suffisant pour envisager de poursuivre le travail sur le calage simple. J'espère que nos experts seront d'accord sur ce point! Les résultats sont encourageants mais l'adjectif « satisfaisant », que vous utilisez au chapitre 6 pour qualifier ce calage, me semble peut-être un peu exagéré, vu les différences obtenues par exemple à Nantes entre niveaux mesurés et niveau calculés par le modèle et les déphasages sur l'onde de marée à St Nazaire. Je suis bien conscient de l'ampleur du travail réalisé par Régis et Jérôme pour arriver à ce résultat.

Dans le détail :

- p 2 : vent : votre argumentaire sur votre décision d'appliquer un vent nul à l'amont de Donges est un peu simpliste et ne s'appuie sur aucune base scientifique ; je vous propose d'utiliser les résultats de l'analyse réalisée par Hydratec dans le cadre de l'étude sur les lignes d'eau de crue sur l'estuaire de la Loire (voir ci-dessous). Face aux incertitudes de l'analyse, il serait utile de réaliser un test de sensibilité sur l'effet du vent sur les processus hydrosédimentaires dans l'estuaire (effets des courants de surface et clapots générés par le vent) ;

Les bases scientifiques de notre schématisation du forçage du vent sont les suivantes : Dans l'estuaire externe, le vent génère des circulations d'eau tridimensionnelles susceptibles de modifier significativement les circulations résiduelles de la marée astronomique et notamment de ramener du sédiment en suspension de l'estuaire externe vers la section aval de l'estuaire ; Les tests effectués pour le Grand Port Maritime de Nantes St Nazaire avant de répondre à l'appel d'offres du GIP ont permis de vérifier cet effet (voir aussi la thèse de Caroline Teissier de l'Ifremer sur le sujet). Un tel effet du vent devient négligeable dans l'estuaire interne où les effets de stratification haline et turbide conjugués à la marée et aux débits de la Loire sont prépondérants.

L'autre effet du vent est de faire basculer le plan d'eau et de générer des surcotes à la côte. Cet autre effet est indésirable dans notre modélisation car les surcotes sont déjà prises en compte au niveau des conditions initiales des calculs hydrodynamiques. D'autre part, le modèle hydrosédimentaire n'a pas pour vocation de calculer le régime des surcotes dans l'estuaire. Il faudrait en effet développer un modèle hydro-météorologique beaucoup élaboré pour cela. Il se trouve que cet effet indésirable est très peu perceptible dans l'estuaire externe et dans la section aval car les profondeurs d'eau sont importantes. Par contre, cet effet indésirable est perceptible dans l'estuaire interne et doit donc être supprimé. C'est pourquoi, nous n'imposons pas de vent à l'amont de Donges. En conséquence, nous ne jugeons pas nécessaire de faire des calculs de sensibilité à l'effet du vent dans l'estuaire interne.

- p 3 : la position de la limite entre les deux systèmes de rugosité adoptés se situe à Sainte Luce sur Loire, quelle est la justification de cette position ? Pouvez-vous donner une explication physique à la nécessité d'adopter une formulation de rugosité de type Strickler ? Y a-t-il bien continuité des conditions hydrodynamiques entre les 2 systèmes ?

Tout d'abord, il faut bien se rappeler que le modèle global fait 130 km de long pour environ 7000 nœuds par plan horizontal. Si l'on modélise ce qui se passe à l'amont de Mauves, c'est simplement pour tenir compte du volume oscillant et non pas pour reproduire correctement les courants. Le volume oscillant ne dépend que des lignes d'eau et de la géométrie des sections mouillées et non pas du frottement imposé.

La limite de Sainte-Luce a été choisie c'est la dernière limite de zone de frottement avant le marégraphe de Mauves pour lequel il était difficile de caler le modèle en formulation de Nikuradse.

Pourquoi ce changement de formulation entre Strickler et Nikuradse ? Simplement puisqu'à partir de cette zone, le modèle réagit mal au coefficient de frottement k_s , avec un effet de saturation. C'est-à-dire qu'il faut augmenter de manière exagérée la valeur du k_s pour augmenter la ligne d'eau. Le profil de vitesse sur la maille du fond a en fait atteint un gradient maximum, ce qui conduit à un frottement qui varie peu malgré l'augmentation du k_s .

Il faut bien voir qu'avec un modèle en formulation de Nikuradse, on résout la physique à petite échelle, et cela marche bien sur des modèles précis pour lesquels le maillage est à l'échelle des phénomènes (je parle uniquement des modèles 3D, car en 2D la formulation de Nikuradse est peu différente de la formulation de Strickler, puisque l'on calcule la vitesse au fond d'après la vitesse moyenne avec un profil logarithmique). Je pense que dans le modèle que nous utilisons actuellement, on arrive à la limite de l'utilisation de ce type de formulation.

Il nous semble difficile de tenir compte d'une perte de charge générale (épaves, piles de ponts, végétation en crue) à travers la formulation du Nikuradse.

Pour aller plus loin par rapport à la question, la sensibilité du modèle à cette formulation (dans l'ensemble de l'estuaire) me semble même être inadéquate avec les objectifs d'opérationnalité du modèle. Le changement de ligne d'eau que l'on peut observer dans l'estuaire, simplement en changeant le modèle de turbulence verticale, me font dire que le modèle est trop sensible pour nous permettre d'être confiant dans les résultats de ligne d'eau que l'on obtiendra après avoir changé de configuration. Nous souhaiterions donc certainement passer en formulation de Strickler pour gagner un peu de robustesse sur le paramètre clé qui conditionne tout le reste : l'hydrodynamique.

Pour la continuité entre les deux types de formulation, cela n'est pas plus déroutant que lorsque l'on change de valeur de k_s entre deux points, il y a juste variation de la force de frottement calculée.

- p 4, para 3.1.3 : quel est le K_s utilisé pour les vasières ? Avez-vous réalisé un test de sensibilité sur le K_s utilisé sur les prairies inondables ?

Le k_s utilisé pour les vasières est le même que le k_s appliqué à la vase, soit $2E-5$.

Le k_s utilisé sur les prairies inondables n'a aucune incidence sur les lignes d'eau dans l'estuaire (comme cela avait déjà été montré lors de l'étude du modèle historique).

- p 4, para 3.2.1 : la visite de terrain a été réalisée le 12 mars et non le 11. L'hypothèse prise d'appliquer un frottement représentatif sur les zones marnantes comprises entre les cotes 1 m CM et 4,86 m CM est à justifier et devra être retravaillée dans la suite de l'étude avec la modélisation couplée (vérification d'une déposition effective de vases sur ces zones marnantes) ;

Le calage simple a nécessité d'appliquer un frottement lisse de type vases sur les zones marnantes comme cela a été expliqué dans la note de calage ce qui nous paraît cohérent avec nos observations de terrain (notamment visite du 1^{er} mars 2009)

- p 5, 3.2.2 : la version quasi définitive du rapport d'HOCER vous a été fournie le 11 mars, les résultats et conclusions contenus dans ce document ne vont pas être remis en cause par la version finale du rapport. Vous pouvez donc exploiter le dernier rapport en date qui vous a été remis.
- p 8, 4.2.1.1 : il serait intéressant de regarder ce que donne les différentes configurations testées sur les courants ;

Le temps et surtout les données pertinentes nous manquent pour examiner les courants à ce stade très préliminaire du calage.

- p 9, 4.2.2, dernier paragraphe : la formulation est surprenante dans la mesure où le résultat obtenu ne fait que confirmer un phénomène que l'on pressentait

Cette formulation ne figurera pas dans le rapport final de calage..

- p10 et 11 : les valeurs de rugosité données dans les colonnes « PK 72 » et « limite amont » des tableaux sont pour le moins surprenantes : elles paraissent particulièrement élevées, en particulier pour les débits 125 et 200 m³/s (à titre indicatif, le béton très lisse présente un Ks de 90). Habituellement, les valeurs de Ks augmentent avec le débit (ie la rugosité diminue), or vous trouvez le contraire; comment expliquer le changement marqué de rugosité entre le PK 70,5 et le PK 72 ?

Je pense que dans la question, il faut remplacer Ks par Strickler.

Tout d'abord je reprends un de mes premiers paragraphes de réponse : « Il faut bien se rappeler que le modèle global fait 130 km de long pour environ 7000 nœuds en horizontal. Si l'on modélise ce qu'il se passe à l'amont de Mauves, c'est simplement pour tenir compte du volume oscillant.»

Avec la faible résolution du modèle à l'amont, la valeur du frottement ne peut pas tenir compte uniquement d'un paramètre physique lié à ce qu'il y a sur le sol. Le frottement tient compte de tout ce que le maillage ne voit pas : végétation sur les berges, épis, pont (seuils et piles), différences entre sections modélisées et sections réelles, même si elles ont été approchées au mieux. La variation bathymétrique annuelle a aussi un impact très important qui est cependant compensé par le frottement. Les profils transversaux ont tendance à se creuser en étiage et à s'égaliser en crue. La respiration d'un fond de chenal peut varier annuellement de plus de 2 m entre crue et étiage (je pense par exemple à Chinon plus à l'amont pour lequel j'ai effectué une étude). Le sentiment de non cohérence du frottement pour obtenir une ligne d'eau est souvent lié à une incohérence bathymétrique.

Un modèle fluvial classique, représentant généralement une zone de 10 km pour un nombre de nœuds par plan horizontal voisin de celui de notre modèle, tient compte des piles de ponts, des seuils, des zones de végétation. Cela permet donc de mettre des coefficients de frottement très réalistes par rapport à ce que l'on trouve sur le sol (si la bathymétrie correspond effectivement aux mesures de lignes d'eau) puisque les autres sources de perte de charge sont explicitement considérées dans le maillage. Sur Chinon, par exemple, une bathymétrie d'étiage ne permettait pas d'obtenir de bons résultats sur des lignes d'eaux de crue.

- p 12, chapitre 5 : vous avez pris X égal à 20 cm soit un calage à + ou – 20 cm ; cela me paraît manquer d'ambition pour le calage final du modèle. Je ne vois pas bien l'intérêt de présenter les résultats de calage sur une période de 24 heures sur laquelle la propagation de la marée est plutôt bien représentée. Le zoom présente un intérêt je pense mais ne vaudrait-il pas mieux faire ce zoom un certain nombre de jours après le début de la période pour ne pas biaiser les résultats ?

Le + ou – 20 cm à l'échelle de l'estuaire nous semblait raisonnable d'après la précision atteinte à Saint-Nazaire, c'est-à-dire en début de propagation dans l'estuaire interne. Mais il suffit de nous indiquer la valeur que vous souhaitez pour les prochaines sorties.

Car en effet, on peut séparer le modèle en 2 parties :

- La partie maritime : de la frontière maritime à Saint-Nazaire
- La partie estuarienne : de Saint-Nazaire à l'amont

Sur la partie maritime, le frottement a très peu d'influence sur les résultats à Saint-Nazaire. La courbe de marée obtenue à Saint-Nazaire est principalement due à la bathymétrie et aux conditions aux limites. La bathymétrie étant issue des points de sonde du SHOM, il sera difficile de faire mieux. Si la marée n'est pas « parfaite » à Saint-Nazaire (on constate une dissymétrie récurrente sur les mesures entre revif et déchet, plus ou moins forte selon les périodes, que l'on ne retrouve pas sur les résultats du modèle), de notre avis, cela provient surtout des conditions aux limites.

Nous sommes toujours en veille pour l'acquisition possible de meilleures conditions aux limites.

Sur la partie estuarienne, le calage consiste à caler la propagation de l'onde de marée entre chaque marégraphe. Si la marée n'est pas parfaite à Saint-Nazaire, ce n'est pas la peine d'essayer de la caler sur les autres marégraphes (la propagation sera mal représentée si les marégraphes amont sont bien calés alors que le marégraphe aval ne l'est pas !). Cela explique le fait que si l'on est trop haut à Saint-Nazaire, par exemple, c'est normal que l'on soit trop haut à l'amont. Il faut se méfier des analyses statistiques dès lors que l'on n'a pas une erreur nulle à l'aval, car la propagation est finalement moins fautive que ce que peuvent laisser croire les statistiques.

Tout cela pour dire que les zooms de 24 heures sont centrés sur une marée qui est proprement représentée à Saint-Nazaire, pour montrer la bonne représentation de la propagation et de la déformation de l'onde le long de l'estuaire. Ce n'est pas dans un but de faire croire que toutes les

marées sont aussi bien représentées que celle-ci le long de l'estuaire alors qu'à Saint-Nazaire, on obtient déjà des différences visibles !

On peut toujours faire un zoom sur une marée qui est moins correcte à Saint-Nazaire et on aura des résultats moins corrects à l'amont, mais on ne pourra rien en conclure quant au calage de la propagation de la marée. Seule la différence en niveau d'eau par rapport à la mesure pourrait être intéressante dans ce cas là pour estimer l'erreur de prédiction, mais c'est précisément ce que donne l'analyse statistique. Il est donc sans intérêt de présenter une marée moins bien représentée à Saint-Nazaire.

Pour la période sur laquelle est effectué le zoom, elle se situe quelques jours après le début du graphique, mais la période d'initialisation n'est pas incluse dans le graphique.

- Fig B12, déphasage marqué de l'onde de marée à St Nazaire

OK, voir paragraphe précédent sur les conditions aux limites.

- Fig F3 : la sous-estimation des niveaux de Pleine Mer sur la période du 29/09 au 1/10 ne peut-elle pas s'expliquer par la présence d'une certaine épaisseur de CV non représentée par le modèle fond dur ?

Je ne le pense pas.

- Toutes figures à St Nazaire : il semblerait que les PM soient systématiquement surestimés au début de chaque période modélisée, y a-t-il une explication à cela ?

On ne commence les graphiques que par des périodes de revif, voir paragraphe sur les conditions aux limites.

Calage de la salinité (note_avancement_calage_salinite_27mars2009.pdf)

- Les résultats du modèle k-Epsilon semblent encourageants. Avez-vous regardé ce que donne ce modèle sur le calage hydrodynamique ?

On s'est surtout concentré à comprendre et faire marcher le modèle K-epsilon en étiage, qui sur les premiers tests se comportait de façon peu encourageante. Il faut savoir qu'à la base le modèle k-epsilon (qui n'était pas inclus dans notre proposition originale) n'est pas prévu pour fonctionner avec les bancs découvrant. Etant donné les résultats encourageants obtenus en crue, nous avons donc travaillé sur l'amélioration de sa robustesse avec les bancs découvrant.

Les résultats sont finalement aussi encourageants en étiage. Il faudrait retravailler le calage hydrodynamique actuellement. Comme cela est déjà dit dans les premiers paragraphes, je préconise le fait de passer en Strickler à cette occasion.

- Figures : à quelle profondeur correspond la courbe « modèle surface » ?

Les valeurs ont été prises à -1,5 m sous la surface dans le modèle.

Il est à noter que l'on vient de remettre à jour les hauteurs de points de sondes pour la période de crue pour les futurs graphiques (la hauteur de mesure sous la surface avait été prise égale à celle en étiage : 1,5 m) :

Sur tous les futurs graphiques :

- Pour la crue :

Mouillage Montoir fond : (estimée à) +0,5 m

Mouillage Montoir surface : - 1 m sous la surface

Mouillage Bilho fond : (estimée à) +0,5 m

Mouillage Bilho surface : -1 m sous la surface

Mouillage Mindin mi-hauteur : -9 m sous la surface

- Pour l'étiage :

Mouillage Montoir mi-hauteur : -7,7 m sous la surface

Mouillage Montoir surface : -1,4 m sous la surface

Mouillage Cordemais mi-hauteur : -3,6 m sous la surface

Mouillage Cordemais surface : -1,5 m sous la surface

Mouillage Cheviré mi-hauteur : -3,15 m
Mouillage Cheviré surface : -1,4 m
Mouillage Bilho fond : (estimée à) +0,5 m

Dans le rapport final de calage, il faudra bien lister toutes les hypothèses de modélisation prises en compte.

OK

Concernant la **vitesse du vent dans l'estuaire** : Hydratec a analysé une série d'évènements climatiques entre 1965 et 2006 présentant à St Nazaire des surcotes $I s I > 90$ cm et des décotes $I d I > 45$ cm et à St Gildas des surcotes $I s I > 70$ cm et des décotes $I d I > 50$ cm, voici les ajustements obtenus entre les différents sites de mesure :

- Vitesse du vent tri-horaire à St Nazaire-Montoir en m/s = 0,4872 (vitesse du vent tri-horaire à St Nazaire – Chemoulin en m/s) + 1,1897 ($R^2 = 0,69$)
- Vitesse du vent tri-horaire à Nantes-Bouguenais en m/s = 0,7079 (vitesse du vent tri-horaire à St Nazaire-Montoir en m/s) + 0,9816 ($R^2 = 0,66$)

On remarque donc un abattement marqué de la vitesse du vent entre St Nazaire – Chemoulin et St Nazaire-Montoir puis un abattement plus faible jusqu'à Nantes

De manière générale les évènements générant des surcotes proviennent des directions 180 à 340°.

Voir explications sur le vent plus haut

Nous allons demander à Hydratec de compléter cette analyse en ne considérant uniquement que les évènements produisant des surcotes.

Commentaires de Jean Berlamont :

Voici quelques remarques et questions :

- P. 1 Que signifie « la réponse du modèle arrive à saturation » ? Est ce que ça signifie que les niveaux d'eau ne changent plus après un changement du paramètre? Quelle pourrait être la raison? Ce genre de problème de calibration en cache souvent un autre : faute de géométrie/ bathymétrie ? Effet de Reynolds ? Il y a eu des problèmes justement avec « la prise en compte du frottement en formulation de Nikuradse » (p. 7, 4.1.1.) est ce qu'il a encore quelque part une erreur... ?

Le modèle réagit mal au coefficient de frottement k_s , avec un effet de saturation. C'est-à-dire qu'il faut augmenter de manière exagérée la valeur du k_s pour augmenter la ligne d'eau. Le profil de vitesse sur la maille du fond a en fait atteint un gradient maximum, ce qui conduit à un frottement qui varie peu malgré l'augmentation du k_s . Cela traduit effectivement un problème de bathymétrie, et de perte de charge (autre que le frottement sur le fond) que l'on fait prendre au k_s .

- Bien sûr, la formulation de Strickler est plus robuste que celle de Nikuradse
- p. 2 « Le choix d'appliquer un vent nul à l'amont de Donges se justifie... », mettez plutôt « est expliqué » ou « pour des raisons pragmatiques/ pratiques »...

Effectivement.

- 3.1.1. La séparation entre l'aval et l'amont de Nantes se situe au PK 52.75 dans les tableaux de la p. 3 et 10. Dans le texte en haut de la page 3 c'est entre PK 52 et 54, et un peu plus bas à Sainte-Luce (au PK 61) ...

En effet, la mise à jour de la note d'avancement du calage en hydrodynamique, entre première et deuxième version, n'est pas tout à fait rigoureuse à ce niveau. Cette non-concordance des valeurs seuils de PK sera corrigée dans le rapport final.

- P. 3 je ne comprends pas la dernière phrase (qui figure aussi à la p. 10) : « La présence de crème de vase étant bien plus faible qu'à l'aval, il devient alors difficile voir impossible d'utiliser une carte de frottement sableux indépendant du débit ». S'il n'y a pas d'effet de vase, pour quelle raison le coefficient de Strickler varierait-il avec le débit ? A cause de la quantité de sédiments en suspension ? N'est-ce pas une bizarre coïncidence que dans la même partie (en amont de Nantes) où la loi de Nikuradse ne peut plus être calibrée, le coefficient de Strickler doit varier avec le débit (fond sableux)?

A l'amont, (voir paragraphe pour le GIP), le modèle étant très simplifié, le frottement doit prendre en compte un grand nombre de phénomènes qui ne sont pas du frottement sur le fond : sections simplifiées, bathymétrie variable à l'échelle de l'année entre crue et étiage, pertes de charges dues aux épis, piles de ponts, végétation sur les berges, etc.

- P. 3 interpolation de coefficients de frottement = une amélioration
- 3.1.3. et 3.2.2.3. $k_s = 0.00002 \text{ m}$ signifie $k_s = 0$ (paroi lisse)

C'est très lisse, cela correspond à Strickler de 79 avec 15 m d'eau et 83 avec 10 m d'eau.

Pour comparaison, Sanchez a mesuré un k_s de $8,7E-4$ dans son canal.

Migniot indique dans son manuel de l'hydrosédimentaire que dans le cas des fonds de vase, le Strickler varie entre 85 et 95, la moyenne des points se regroupant autour de 90 (issu de Actions des courants à régimes variables sur les mouvements sédimentaires des vases- J Viguière, C. Migniot, LCHF-STC octobre 1985).

Les mesures ayant été faites avec 0,3 m d'eau (canal de 35 m de long sur de nombreuses mesures), cela donnerait un k_s d'environ $2E-4 \text{ m}$.

Dans tous les cas c'est très lisse et la valeur de $2E-4$ au lieu de $2E-5$ pourrait probablement être utilisée. Je pense en effet que le gradient vertical de vitesse au fond devant saturer à ce niveau là en formulation de Nikuradse, le frottement calculé serait quasi identique.

- Le calage s'est effectué sur les hauteurs d'eau. Nulle part une référence est faite aux vitesses. Ce sont cependant les vitesses qui sont importants pour l'intrusion saline, le transport de sédiments, etc. Je comprends bien qu'il y a peu de mesures de vitesses, mais même sans comparaison avec des mesures, une indication des vitesses obtenues avec le modèle, leur répartition latérale et leur variation dans le temps seraient peut-être utiles.

Effectivement, nous nous sommes focalisés sur le jeu de données de marégraphe mais nous allons sortir les points de mesure de vitesse qui sont disponibles et que nous avons utilisés pour l'ancien modèle.

- Au commentaire de Pierre B. sur la Fig B 12, je voudrais ajouter : déphasage ... : pas seulement à St. Nazaire, et pas seulement pour ce débit (regardez A12, D12, ...) !

La réponse est la même que pour la fig. B12, sans oublier le fait que ce n'est pas le calage du modèle qui pourra régler cela mais bien les conditions à la limite maritime.

- 4.3.3.1. Ici, la limite entre l'amont et l'aval de Nantes est apparemment au PK 52.5 (comme à la p. 3) mais la formulation de Nikuradse est maintenue jusqu'au PK 61. Ici au PK 53 $k_s = 0.4 \text{ m}$, tandis que à la p. 3 $k_s = 0.03 \text{ m}$ en aval du PK 52.75. Une grande différence ! Aussi la variation de 0.4 à 0.1 m du PK 53 au PK 59.5 vaut une explication.

L'explication la plus simple que l'on présentait (on a effectué des calculs pour en voir l'impact) est que les fonds que l'on a en aval de Nantes ne sont pas les fonds durs (ce qui semble se confirmer je crois). Hors, en crue, toute la vase est expulsée. Du coup, on se retrouve avec des fonds trop hauts dans le modèle, ce qui nous oblige à diminuer fortement le frottement pour retrouver la bonne ligne d'eau.

PS : on ne dit pas que c'est la bonne solution de diminuer le frottement pour compenser un effet bathymétrique, mais on est simplement obligé de passer par cette étape. On aurait pu mettre un frottement « physique » et dire que le calage n'est pas parfait, mais ça n'aurait pas fait avancer les choses.

- Au PK 61 et PK 70.5 les valeurs de Strickler diminuent avec une diminution du débit (P.ex. de 33 pour 4000 m³/s à 23 pour 125 m³/s). Au PK 72 et à la limite amont au contraire, il diminue d'abord de 51 pour 4000 m³/s pour atteindre un minimum de 40 pour 2000 m³/s et puis augmente de 40 à 42, 60 et même 90 pour 125 m³/s. Une explication ?

Pour le frottement en partie amont, se rapporter au premier paragraphe écrit pour le GIP.

Calage en salinité **27.03.2009**

- L'utilisation du modèle k – epsilon paraît prometteuse. Un calage avec le modèle k – epsilon sur l'hydrodynamique me paraît en effet souhaitable.

Cela devrait être effectué si l'utilisation du modèle k-epsilon est approuvée, ce qui sera certainement le cas d'après les résultats en étiage.

- Comme je l'ai déjà remarqué plusieurs fois : Il y a trop d'information, et surtout trop de couleurs dans les figures qui les rend (au moins pour moi, qui suis un peu daltonien) difficiles à déchiffrer.

Pour ma part, je vois difficilement comment mettre moins d'information pour analyser les résultats (coefficient de marée, débit concentration au fond et concentration en surface), mais si d'un commun accord vous souhaitez supprimer des informations, nous pouvons le faire. Sur la forme, couleurs etc..., vous pouvez m'envoyer des exemples de jeux de couleur qui se discernent mieux et on les utilisera. On avait essayé de varier les couleurs dans cette note suite à cette remarque en début d'étude, mais apparemment ce n'est pas convaincant. L'idéal serait que vous puissiez nous définir le contenu et la formes des figures qui vous semblerait les plus appropriées.

Commentaires de Job Dronkers :

D'abord sur le calage en salinité. Le modèle k-epsilon traite la turbulence de façon plus réaliste que les modèles utilisant une fonction de dissipation. Dans le modèle k-epsilon la turbulence se développe (ou s'amortit) progressivement et se propage dans l'estuaire. Ceci permet de comprendre pourquoi la circulation estuarienne se développe mieux dans un tel modèle que dans un modèle où la turbulence est localement et instantanément couplée aux gradients de la vitesse. Il n'est pas clair cependant, pourquoi le modèle k-epsilon marcherait mieux aux grands débits fluviaux qu'à l'étiage. Les paramètres du modèle k-epsilon (en rapport avec les taux de création et de dissipation de turbulence) sont-ils bien ajustés ? Je n'ai trouvé aucune remarque quant au calibrage du modèle k-epsilon. Les paramètres du modèle k-epsilon dépendent probablement de la stratification due à la crème de vase. A l'étiage, cette stratification est différente qu'aux grands débits. Est-ce que ceci a été pris en compte ?

Le modèle k-epsilon fonctionne bien aujourd'hui en étiage.

Le calage hydrodynamique. Le calage des paramètres de frottement se fait en 2D. En se faisant on ignore les effets de stratification due à la salinité et à la crème de vase. Cette stratification engendre une dissipation d'énergie et d'impulsion qui s'ajoute à la dissipation par frottement et qui opère d'une autre façon. Ceci pourrait expliquer les valeurs pas très réalistes qu'on trouve pour les hauteurs de rugosité ou pour les coefficients de Strickler. Je continue à me poser des questions quant à l'intérêt d'un calage de frottement en 2D, si de toute façon on est obligé de passer en 3D pour représenter correctement l'intrusion saline et la turbidité. L'effet de frottement au fond n'est pas le même en 2D et en 3D. Je comprends l'intérêt de disposer d'un modèle 'rapide' pour l'hydrodynamique. Mais ne serait-il pas mieux de construire un tel modèle à partir d'un modèle 3D, en faisant des tests sur le nombre de couches minimum nécessaires pour conserver une simulation peut-être moins parfaite mais raisonnable ?

Tous les calculs sont en 3D avec le même maillage que celui présenté dans la note de salinité (maillage n°3 avec 16 plans). Aucun 2D n'a été proposé ou exposé pour cette étude !

Commentaires de Pierre Le Hir :

Commentaires sur les notes Sogreah de mars/avril 2009 relatives au calage du modèle 3D en hydrodynamique et en salinité.

1- Calage hydrodynamique

Une phrase justifiant l'utilisation des enregistrements marégraphiques, et pas celle de mesures de courant pour le calage hydrodynamique pourrait être ajoutée.

Les courants vont être utilisés pour vérification. Mais effectivement, seul le jeu de marégraphes permettait un calage complet (spatialement) de l'estuaire.

La rédaction comporte de mon point de vue quelques maladresses de langage rectifiables. Ainsi dans le §1 la notion de « saturation » n'est probablement pas appropriée. Si les valeurs de calage en ks nécessaires pour reconstituer la courbe de marée en amont sont physiquement trop élevées, c'est que probablement d'autres effets de frottement que l'influence du fond interviennent, et seraient plutôt à attribuer au frottement latéral. Ainsi le choix d'attribuer le même coefficient en frottement latéral (§3.1.2) peut se comprendre dans un souci de simplification, mais n'est a priori pas justifié. Ce frottement latéral a une forte probabilité d'être plus important que le frottement au fond du lit mineur. L'importance du frottement latéral reviendra par la suite dans mes commentaires : il conviendrait donc de préciser (à l'aide d'un graphique représentant une coupe de l'estuaire) comment intervient ce frottement latéral, et tout particulièrement dans le cas de coordonnées verticales σ ou doubles σ , ou fixes, ou encore et surtout lorsque les couches « s'écrasent » avec une épaisseur constante de 0.25m comme indiqué dans la note sur le calage en salinité. Le cas des secteurs découvrants doit alors être traité très explicitement.

Le frottement latéral intervient uniquement sur les points de bords du modèle (dès que ceux-ci sont en eau sur la paroi verticale) et en aucun cas sur les points découvrant. Une loi de type Nikuradse est alors appliquée en utilisant le gradient de vitesse entre la paroi et les points voisins. Dans la suite de la question, je ne suis pas sûr de comprendre la subtilité avec le maillage sigma.

On observe par ailleurs que les valeurs de rugosité sont incroyablement fortes à Nantes (pour simuler sans doute des effets latéraux ? Question : est-ce que les épis sont explicitement introduits dans le maillage ?) tandis que les valeurs de Strickler en amont sont plutôt élevées, correspondant donc à un frottement (très) faible !

Les épis ne sont pas à l'échelle du maillage et ne sont donc pas pris en compte explicitement par le modèle, ce type de perte de charge passe donc forcément par le frottement. Si le frottement à l'amont du PK53 (Trentemoult) augmente fortement, c'est que l'on entre dans la zone urbaine de Nantes, dans laquelle il y a beaucoup de pertes de charges dues essentiellement aux installations sur les berges et aux ponts (seuils et piles).

Une valeur raisonnable en ks pour le frottement sur le fond jusqu'en amont, complétée par un frottement latéral élevé, aurait peut-être permis de reconstituer la variation souhaitée des frottements selon le débit pour tout le secteur amont de Nantes.

C'est exactement dans ce but que le frottement latéral a été ajouté dans ce modèle par rapport à l'ancien, c'est-à-dire pour ne pas inclure l'intégralité des pertes de charges dans le frottement au fond. Dans les faits, le frottement latéral a très peu d'influence lorsque l'on est proche de la basse mer et l'on est alors obligé de fortement augmenter le frottement au fond pour obtenir la cote de basse mer souhaitée.

La remarque en fin de §3.1.2 sur la variation de contrainte en fonction de la hauteur d'eau pour une même valeur du coefficient de frottement est maladroite et/ou discutable : à forçage égal selon la dimension transversale de l'estuaire (soit ~ pente longitudinale de la surface libre), le quasi équilibre entre pente et frottement sur le fond réparti sur toute la hauteur d'eau conduit à une contrainte

proportionnelle à la hauteur d'eau (et donc au 1^{er} ordre à un courant proportionnel à la racine carrée de la hauteur d'eau, cf e.g. Le Hir et al, Cont. Shelf Res., 2000).

OK

Les valeurs de frottement sur les zones submersibles mériteraient justification, à défaut de validation (référence en milieu fluvial ? en plaine inondable ?).

Nous avons utilisé ces valeurs « moyennes » sur conseil de nos collègues travaillant sur des modélisations d'inondation.

Si l'on compare ce que cela vaut par rapport aux abaques :

La valeur de $k_s = 0,1$ m (pris pour les prairies) correspond à un Strickler compris entre 23 et 37 pour un niveau d'eau qui varie entre 0,05 m et 1 m. Les abaques classiques de coefficients de Strickler donnerait pour « lit majeur en prairie : 20-30 ».

La valeur de $k_s = 0,4$ m pour les prairies correspond à un Strickler compris entre 5 et 26 pour un niveau d'eau qui varie entre 0,05 et 1 m. Les abaques classiques de coefficients de Strickler donnerait pour « lit majeur en vigne ou taillis : 10-15 ou lit majeur en forêt : <10 ».

Forçage en surface par le vent : est-ce que la corrélation entre vent en mer et vent sur les terres (Hsu & Powell : référence ? Il faut aussi préciser l'unité) a un caractère général ? Est-elle validée par les mises en œuvre récentes de modèles météo locaux (type WRF) de plus en plus nombreuses ? Si ce n'est pas le cas, ne vaut-il pas mieux ne pas appliquer de correction ? D'autant plus que l'hypothèse d'uniformité du champ de vent en zone littorale est aujourd'hui largement controversée, même lorsque le relief n'est pas prononcé (cf. application récente en baie de Quiberon faite par le B.E. ACTIMAR). Question : est-ce que dans les validations de l'hydrodynamique le vent réel au large a été pris en compte (ce n'est pas précisé...)? Mon propos n'est pas de pousser à en faire plus ou mieux concernant l'effet du vent, mais plutôt de rester cohérent dans les hypothèses simplificatrices.

Références Hsu & Powell : Coastal Engineering Manual, Part III-4-13.

Voir explications sur le vent plus haut

Les résultats du calage me paraissent dans l'ensemble satisfaisants, sauf à Nantes en crue, où le k_s est énorme (pourquoi ?)

et le niveau d'eau simulé trop élevé : n'eut-il pas mieux valu distinguer frottement sur le fond et frottement latéral ? ou tout simplement une réduction locale du frottement (actuellement excessive) n'abaisserait-elle pas la ligne d'eau ? A noter qu'une section d'écoulement élargie pour les niveaux d'eau supérieurs conduirait aussi à un abaissement de la ligne d'eau.... Ce décalage sur la ligne d'eau n'a guère d'importance pour la suite de la démarche de calibration hydrosédimentaire, mais devra sans doute être retravaillée compte tenu de l'enjeu fort de la problématique inondation.

Je pense que le frottement est fort sur le secteur de Nantes (mais plutôt pour les débits faibles que fort ?) puisque le k_s entre pk 53 et 61 vaut pour Q4000 : 0,4-0,1-0,1 et pour tous les autres débits : 0,4-0,6-0,6.

Si effectivement au regard des courbes en crue on aurait envie de diminuer le frottement et que cela n'a pas été fait au niveau du marégraphe de Nantes, c'est simplement parce que l'on s'était donné comme objectif d'être assez représentatif du large jusqu'au pk auquel la vase remonte (normalement ~pk55), pour que ne soit pris dans le frottement que le frottement au fond et non d'autres pertes de charges.

En effet, je rappelle la démarche : le frottement de Donges à Nantes est censé être représentatif en crue du « fond sans vase » et ne doit pas changer en fonction du débit, car pour des débits moins fort **seule l'avancée théorique de la crème de vase permet de caler le modèle !** Cette démarche ambitieuse l'est peut-être trop au-delà de Trentemoult (pk53) où l'on sent bien que d'autres pertes de charges que le seul frottement au fond sont déjà prises en compte dans le frottement. Cela ne permet pas d'avoir les meilleures courbes de calage, mais c'est le travail préparatoire nécessaire au modèle totalement couplé nous semble-t-il.

Quant à la problématique inondation à Nantes, il faut bien comprendre que le modèle est adapté, de part son échelle, à la dynamique global de l'estuaire. Il ne pourra répondre de façon sérieuse à la problématique d'inondation (même s'il pourra donner quelques informations à titre indicatif, comme dans la dernière étude), seul un modèle construit dans ce but pourrait le faire.

La variation de la cote du fond en dessous de laquelle la présence de crème de vase est supposée aurait mérité quelques justifications (nature du sédiment sur les rives ?).

Avec la profondeur, on a en fait réglé la largeur de l'emprise de la crème de vase, qui est plus que notre unique paramètre de calage pour tous les débits inférieurs à 4000 m³/s (avec la valeur du ks prise pour la vase qui est déjà très lisse). La cohérence serait à vérifier, en a-t-on les moyens ?

La démarche adoptée pour déterminer provisoirement l'emprise longitudinale de la crème de vase me convient (étant entendu qu'ultérieurement un vrai couplage sera appliqué). (La cohérence entre les explications du §3.2.2.1 et la fig. n'est pas très claire, mais cela n'est pas important).

Ok pour la démarche adoptée.

Pour la cohérence entre les explications du §3.2.2.1 et la fig., nous voulions simplement faire comprendre que pour des débits de 800 et de 2000 m³/s, nous avons dû réduire l'emprise longitudinale de la crème de vase par l'amont. Pour redéfinir une limite plus à l'aval, nous nous sommes donc basés sur les sondages pour lesquels la limite amont de la crème de vase est la plus à l'aval possible.

Est-ce que le coefficient de frottement en présence de crème de vase (20 μ) est exprimé sous forme de ks ? Le préciser, et rappeler que cela traduit l'amortissement des turbulences par les stratifications, la colonne d'eau « sentant » alors peu le fond...

C'est effectivement du ks (très lisse) à rapprocher des mesures de Migniot et Sanchez qui sont plus proches de 1E-4 (voir dans les paragraphes précédents).

Concernant le test sur les zones submersibles, l'écrêtement constaté des PM par le modèle lorsque les zones submersibles sont prises en compte ne pourrait-il pas être réduit par le biais d'un frottement accru sur ces zones (et peut-être encore un effet de frottement latéral ?).

Pour le frottement latéral, ce n'est pas possible car il n'y a pas de frottement latéral sur les bancs découvrant mis à part sur les points de bords. Pour le frottement fort sur les bancs découvrant, nous l'avons testé sans que cela ne change grand-chose. Les vitesses sont importantes dès lors qu'il y a franchissement, mais ensuite, il n'y a pas réellement d'écoulement comme dans le fleuve, cela se remplit paisiblement. Le frottement a donc très peu d'effet.

S'agissant du frottement à Nantes ou en amont, le tableau du 4.3.3.1 ne semble pas restituer les variations de la figure de l'annexe A où des ks très élevés apparaissent à Nantes (autour de 1 m) ; ce frottement très élevé contraste avec un frottement apparemment plus faible en amont, correspondant à des Strickler importants (donc frottement faible, qu'un frottement en ks devrait pouvoir simuler...). L'analyse quantitative du calage, utile, gagnerait à être présentée sous forme d'histogrammes (plus visuels) ; je n'ai pas vu comment intervenait la tolérance sur les déphasages ...

La tolérance sur le déphasage est de l'ordre de 10 mn : c'est-à-dire que l'erreur considérée sur l'amplitude est l'erreur minimum existant entre la mesure et la valeur du modèle à + ou - 10mn.

2- Choix du maillage (note Sogreah du 27 mars sur le calage en salinité)

La discussion sur les maillages est intéressante, et l'écrasement des couches près du fond doit être mieux illustré (par un zoom ?) ; il serait bon de montrer ce que deviennent les différents systèmes multicouches en zone découvrante, par exemple sur une section transversale. Cet écrasement des couches n'est pas anodin, et reste me semble-t-il une possibilité très intéressante du logiciel, puis qu'il devrait permettre de respecter les gradients de MES près du fond, voire de simuler directement la crème de vase.

Les plans fixes s'écrasent jusqu'à donner des couches d'épaisseur fixes de 0,25m. Lorsque l'on a exactement 3,75 m d'eau (=15*0,25 ce qui correspond à 16 plans) on est en sigma simple avec 15 couches de 0,25m, et lorsque le niveau continue de descendre les 15 couches s'écrasent ensuite uniformément en sigma.

La phrase du §1.1.1 mentionnant que « l'utilisation de plans horizontaux fixes sous la cote -2 m permet de maintenir plus facilement une forte stratification » porte à confusion. En effet les stratifications sont probablement plus importantes au-dessus de cette cote, donc dans tous les cas adoptés ici en résolution sigma à peu près identique. C'est sans doute ce qui explique que les résultats en salinité sont très similaires (fin §1.2). Vis-à-vis du maintien des stratifications, c'est plutôt l'introduction d'un plan fixe évitant d'épaissir excessivement les couches par grande profondeur qui permet de mieux respecter les stratifications halines. La configuration double sigma (maillage 2) suit ce critère. Quoi qu'il en soit, je souscris à la configuration N° 3 qui permet de combiner plusieurs avantages.

OK

3- Calage en salinité

Le temps d'initialisation du modèle est vraiment court, (un à deux mois auraient été préférables, d'autant plus s'il est prévu d'utiliser le modèle sur des simulations de plus d'un mois). Cela se voit bien sur les évolutions temporelles présentées en vignette, même si bien sûr la réduction de salinité est cohérente avec l'augmentation du débit ; l'optimisation de la phase d'initialisation aurait pu être préalablement établie en faisant des simulations à débit constant, pour une situation de crue et une situation d'étiage.

Le modèle s'initialise très rapidement en salinité, on a testé plusieurs conditions initiales différentes et elles ont convergées vers les mêmes résultats en moins de 5 jours. La diminution de la salinité observée est vraiment due à l'augmentation de débit.

De façon générale, il serait intéressant de montrer des coupes vertico-longitudinales de salinité, pour bien comprendre des gradients, et aussi « relativiser » les écarts constatés entre mesures et modèle : par exemple, sur la diapo 19, les fortes variations de salinité indiquées par les mesures autour du 30 janvier, non reproduites par le modèle, ne se seraient peut-être pas vues juste en amont (et réciproquement, une maille en aval, le modèle reproduit peut-être ces variations...).

Ces coupes verticales (qui sont des courbes) ne sont pas évidentes à produire du moins dans une phase exploratoire. Les mesures ponctuelles sont effectivement très dures avec les modèles !!! Car à quelques mètres près, on peut parfois atteindre le résultat sans que cela ne se voit sur le graphique ! On a quand même vérifié spatialement au fond et en surface les écarts entre mesures et modèle en longueur de mélange : cela se compte tout de même en kilomètre même si la stratification est bien présente.

Mon interprétation du positionnement trop aval du front salin simulé est une « évacuation insuffisante » des eaux douces, a priori par les couches de surface : ne faut-il donc pas chercher à renforcer les gradients de vitesse, par exemple en accroissant le terme d'amortissement pour la viscosité ? La fig. 5 montre que cet amortissement est classiquement moindre pour la viscosité (vitesse) que pour la diffusivité (salinité). A noter qu'après une étape d'intercomparaison d'effets d'amortissement de longueur de mélange, notre expérience a conduit au choix des coefficients de Lehfeldt & Bloss pour notre modèle 3D de l'estuaire de la Seine (Cugier & Le Hir, 2002).

Nous avons essayé d'augmenter et de diminuer séparément la fonction d'amortissement pour les vitesses et pour la salinité sans obtenir de résultats probants.

S'agissant du mélange horizontal, il serait opportun d'indiquer la valeur du coefficient constant retenu, et peut-être montrer le résultat pour un coefficient nul.

Nous utilisons effectivement un coefficient horizontal de viscosité de turbulence nul. La taille des mailles étant importantes, ce paramètre n'a quasiment pas d'influence (à part en temps de calcul) à moins d'augmenter exagérément sa valeur, ce qui n'a aucun intérêt dans notre cas

Les résultats avec fermeture de type k, ε sont très encourageants, et méritent d'être prolongés. Mais je n'ai pas compris si les simulations présentées étaient obtenues avec un transport 3D de k et ε , ou seulement un transport vertical (advection horizontale alors négligée) : il faut que le texte soit clair à ce sujet.

Le modèle k-epsilon est résolu en 3D dans tous les cas. Nous avons par contre la possibilité de ne l'utiliser pour le calcul de la turbulence que sur la verticale ou sur la verticale et l'horizontale. Nous avons effectué le test qui consiste à utiliser le modèle k-epsilon sur l'horizontale et la verticale. Il nous a donné des résultats similaires avec en revanche un temps de calcul encore supérieur, ce qui nous ramène à la réponse précédente.

Je ne suis pas convaincu par un calage intermédiaire où du k,ϵ serait choisi pour la quantité de mouvement, et une longueur de mélange pour la salinité : les temps calculs resteraient comparables puis qu'il faudra de toute façon transporter k et ϵ . Une stratégie « intermédiaire », classique, consiste à transporter seulement k , et utiliser une valeur paramétrique de l'échelle de mélange. Enfin, je n'ai pas compris la « logique » qui conduirait à une meilleure performance en condition de crue, et donc suis curieux de voir les résultats en condition d'étiage.

Les problèmes sont réglés en étiage, comme cela est expliqué dans les paragraphes précédents.

Quoi qu'il en soit, il me semble que l'état du modèle permet de poursuivre les investigations en transport sédimentaire, sous réserve que sa qualité en salinité ne se dégrade pas sur une échelle de plusieurs mois (test à effectuer).

Il n'y a pas de problème sur ce point de vue, j'espère que les figures en étiage vous convaincront, puisque l'on ne dessale pas l'estuaire.

Cet avis a été écrit indépendamment des commentaires fournis par les autres experts. L'examen a posteriori de ceux-ci montre que mes commentaires vont je crois dans le même sens. Je partage le point de vue exprimé par J. Dronkers sur le faible intérêt d'un calage en 2DH pour une utilisation ultérieure en 3D. En fait, j'avais oublié, ou pas compris, que le calage de l'hydrodynamique était fait en 2DH (ce n'est pas rappelé ?) : si c'est confirmé, il faut évidemment réinterpréter mes commentaires sur le frottement latéral, puisque celui-ci s'exprime très différemment dans un modèle 2DH et dans un modèle 3D ... justement ! [en 2DH, il faudrait que le frottement latéral dépende de la hauteur d'eau ...].

Pas de problème, nous n'avons toujours fait que du 3D !

Fin des réponses aux commentaires

A/TO: **GIP LOIRE ESTUAIRE**

N°FAX:

COPIE/
COPY:

N°FAX:

DE/FROM: JEROME RIEU

REF.: MHL/1741097/JRU

N°TEL: 33 (0)4 76 33 43 45

DATE: 04 MAI 2009

E-MAIL: jerome.rieu@sogreah.fr

N/PAGES: 5

OBJET/
SUBJECT: **MODELE DE L'ETAT ACTUEL – NOTE D'AVANCEMENT DE LA VALIDATION DU CALAGE
HYDRODYNAMIQUE**

Cette note d'avancement fait référence au modèle général de la Loire dans son état actuel, c'est-à-dire le modèle conçu pour le « Lot 1 ». Tout au long de cette note, il sera simplement nommé le « modèle ».

1. PREAMBULE

Conformément au cahier des charges, le calage simple en hydrodynamique passe par une étape de validation du modèle.

Ce calcul de validation est effectué sur la période réelle couvrant les mois de septembre et octobre 2007, au cours de laquelle le débit de la Loire varie entre 310 et 862 m³/s.

Nous rappelons cependant qu'il a été fait le choix en début d'étude d'utiliser pour cette phase 1, les bathymétries qui se rapprochent le plus des dates de période de calage (1996-2000).

2. CONDITIONS DE FORÇAGE

2.1. FRONTIERES LIQUIDES DU MODELE

Que ce soit à la limite avale ou amont du modèle, le forçage hydrodynamique est analogue à celui employé pour le calage du modèle :

- Frontière maritime (limite aval) : le modèle étant construit en prédictif, il suffit de modifier la date de démarrage de calcul pour imposer hauteur d'eau et composantes horizontales de la vitesse sur la période étudiée.
- Frontière fluviale (limite amont) : le débit imposé correspond aux valeurs moyennes journalières disponibles auprès de la Banque Hydro sur la période de septembre-octobre 2007.

2.2. FORÇAGE EN SURFACE PAR LE VENT

Contrairement aux calculs de calage pour lesquels les mesures de vent utilisées étaient celles de la Pointe de Chemoulin, ce calcul de validation met en jeu les mesures de vent réalisées à la station de Montoir, comme cela nous a été demandé récemment par le GIP Loire Estuaire.

Le principe d'imposition dans le modèle de la direction et de l'intensité du vent est en revanche identique à celui développé lors de la phase de calage.

Quant à la décroissance du vent le long de l'estuaire, nous avons réutilisé celle mise en œuvre lors des calculs de calage pour lesquels le vent s'annule à Donges.

2.3. FROTTEMENT

2.3.1. METHODOLOGIE

Les valeurs du frottement appliquées à chaque pas de temps du calcul et en chaque nœud du modèle proviennent désormais d'une bibliothèque de frottement. Celle-ci est construite en interpolant le frottement en fonction du débit à partir des cinq cartes de frottement définies à l'issue du calage en débits « fixes ».

Une telle interpolation permet donc, entre autres, de représenter la variation de l'emprise longitudinale de crème de vase en fonction du débit amont de la Loire.

Cependant, comme nous l'avons déjà détaillé dans la note de calage du modèle, la procédure globale de mise en œuvre du frottement est longue et complexe puisqu'elle intègre pour rappel ces différentes étapes successives :

- Application du frottement au fond considéré dans l'hypothèse de fonds sableux ;
- Affectation du frottement latéral sur les frontières solides du modèle, sur la base du frottement au fond appliqué dans l'hypothèse de fonds sableux ;
- Modification du frottement au fond pour une prise en compte de la présence de crème de vase.

Mise en œuvre à chaque pas de temps du calcul, elle serait donc relativement lourde et coûteuse en ressource informatique. C'est pourquoi il a été décidé de générer au démarrage du calcul une bibliothèque de frottement qui puisse être ensuite utilisée par un simple accès en lecture. Elle a été construite par pas de $25 \text{ m}^3/\text{s}$ pour des débits allant de 125 à $4\,000 \text{ m}^3/\text{s}$.

Le choix du pas de $25 \text{ m}^3/\text{s}$ découle d'une limitation volontaire de notre part de la taille des deux matrices qui constituent cette bibliothèque de frottement. Un tel étagement de débit constitue donc une bibliothèque à 156 entrées. En conséquence :

- La matrice de frottement latéral, couvrant les 1 265 nœuds frontière du modèle, contient presque 200 000 valeurs ;
- Et la matrice du frottement au fond, couvrant les 7 052 nœuds du plan du fond du maillage tridimensionnel, contient un peu plus de 1 100 000 de valeurs.

Une illustration de l'évolution du frottement en fonction du débit est présentée en **[Annexe A]**. Une animation, présentée lors de la prochaine réunion le 15 mai 2009, sera remise au format informatique avec le rapport final.

2.3.2. COMBINAISON NIKURADSE / STRICKLER

Le principe d'interpolation du frottement sur la base des cartes de frottement définies en débits « fixes » n'influe en rien sur la distinction de formulation de frottement existant au niveau de Sainte-Luce-sur-Loire.

Les valeurs du frottement contenues dans la bibliothèque de frottement seront donc représentatives :

- D'une formulation Nikuradse à l'aval de Sainte-Luce-sur-Loire ;
- D'une formulation Strickler à l'amont de Sainte-Luce-sur-Loire.

3. RESULTATS

3.1. PRESENTATION

Les résultats de ce calcul de validation en termes de niveaux d'eau sont présentés en **[Annexe B]**.

Pour des raisons de lisibilité, les graphiques exposés distinguent les mois de septembre et octobre. L'analyse quantitative sur cette période de validation distingue donc également les mois de septembre et octobre.

3.2. ANALYSE QUALITATIVE

3.2.1. GLOBALE

Mis à part en termes d'amplitude, le modèle reproduit convenablement la propagation de la marée le long de l'estuaire, de Saint-Nazaire à Nantes, que ce soit en termes de phase et de profil global à l'échelle des deux mois de marée modélisés.

Au-delà de Nantes, le constat est plus mitigé puisqu'il existe un déphasage compris entre 20 et 40 minutes au niveau des stations de Sainte-Luce-sur-Loire et Mauves-sur-Loire. A Ancenis, malgré un décalage systématique de 20 à 30 cm entre mesures et modèle, le profil global de la marée à l'échelle des deux mois modélisés est similaire à celui des mesures.

3.2.2. A SAINT-NAZAIRE

Le signal de marée à Saint-Nazaire est en grande partie caractéristique des conditions imposées à la limite maritime du modèle. Ainsi, ce dernier :

- surestime les pleines-mers au déchet de 15 à 25 cm ;
- tandis qu'il sous-estime légèrement les basses-mers au revif de 10 à 20 cm ;



- et qu'il surestime les basses-mers au cours de certaines phases de déchet. Cette tendance se dégage clairement du 31 août au 6 septembre, du 29 septembre au 5 octobre et du 28 au 31 octobre, c'est-à-dire un cycle de marée sur deux. Sur les deux autres cycles de marée reproduits par le modèle, la surestimation des basses-mers par le modèle a lieu sur une période plus courte, de deux à trois jours seulement, à cheval sur la fin du revif et le début du déchet.

Ces constatations nous font clairement penser, de part leur périodicité, à une défaillance des conditions à la limite aval du modèle, ou plus précisément une combinaison incomplète des harmoniques de marée utilisées pour la recombinaison du signal imposé à la frontière maritime.

3.2.3. DE SAINT-NAZAIRE A NANTES

La tendance observée à Saint-Nazaire s'accroît progressivement au fil de l'estuaire. Ainsi, à Nantes, on observe :

- une nette surestimation des pleines-mers au cours des phases de déchet, qui peut atteindre 40 cm ;
- mais une quasi-disparition de la sous-estimation des basses-mers au revif ;
- au profit d'une nette surestimation des basses-mers, plus ou moins centrée sur la transition revif / déchet, qui frôle par moment les 50 cm.

3.2.4. DE NANTES A ANCENIS

La tendance observée à Nantes est toujours visible à Sainte-Luce-sur-Loire mais elle disparaît ensuite à Mauves-sur-Loire et à Ancenis, stations au niveau desquelles l'influence de la marée se fait de moins en moins sentir.

A Ancenis, même si le signal de marée reproduit par le modèle apparaît conforme aux mesures en termes de phase et d'amplitude à l'échelle des deux mois modélisés, il n'en est pas moins surélevé en amplitude de 20 à 30 cm, probablement plus du fait de la bathymétrie que du fait du frottement. En effet, d'une part la bathymétrie à ce niveau de l'estuaire peut varier de l'ordre de 2 mètres entre étiage et crue, et d'autre part la bathymétrie utilisée pour la construction du modèle est certainement différente de celle du lit de la Loire en septembre 2007 au moment de la période simulée pour la validation.

3.3. ANALYSE QUANTITATIVE

Les résultats de l'analyse quantitative du calage, réalisée avec la même valeur pour X que celle employée lors de la phase de calage (0,20 m), appuient l'analyse quantitative faite ci-dessus.

En effet, que ce soit sur le mois de septembre ou le mois d'octobre, le pourcentage de temps pendant lequel l'erreur est comprise dans l'intervalle $[-X ; X]$ est bon de Saint-Nazaire à Nantes avec toutefois une légère décroissance vers l'amont. Cette tendance traduit bien le fait que le modèle reproduit bien le signal de marée à l'échelle des deux mois modélisés, que ce soit en termes d'enveloppe ou en termes de phase. En termes d'amplitude, les écarts existant entre modèle et mesures sont majoritairement inférieurs à 0,20 m à Saint-Nazaire avant de dépasser plus fréquemment ce seuil lorsqu'on se rapproche de Nantes.

Au-delà de Nantes, le pourcentage de temps pendant lequel l'erreur est comprise dans l'intervalle $[-X ; X]$ est nettement moins bon. Ainsi :

- A Sainte-Luce-sur-Loire, l'amplitude et la phase du signal reproduit par le modèle en sont la cause ;
- A Mauves-sur-Loire, bien que l'amplitude semble meilleure, c'est cette fois le déphasage existant entre mesures et modèle qui est la cause principale de la baisse des résultats de l'analyse quantitative ;
- Enfin, à Ancenis, le décalage en amplitude entre mesures et modèle explique le faible résultat atteint.

Jérôme Rieu



Modèle de l'état actuel - Note d'avancement sur le calcul de validation

Annexe A – Cartes de frottement

Fig. A.1

Calcul de validation du modèle en hydrodynamique Carte de frottement – $Q = 125 \text{ m}^3/\text{s}$

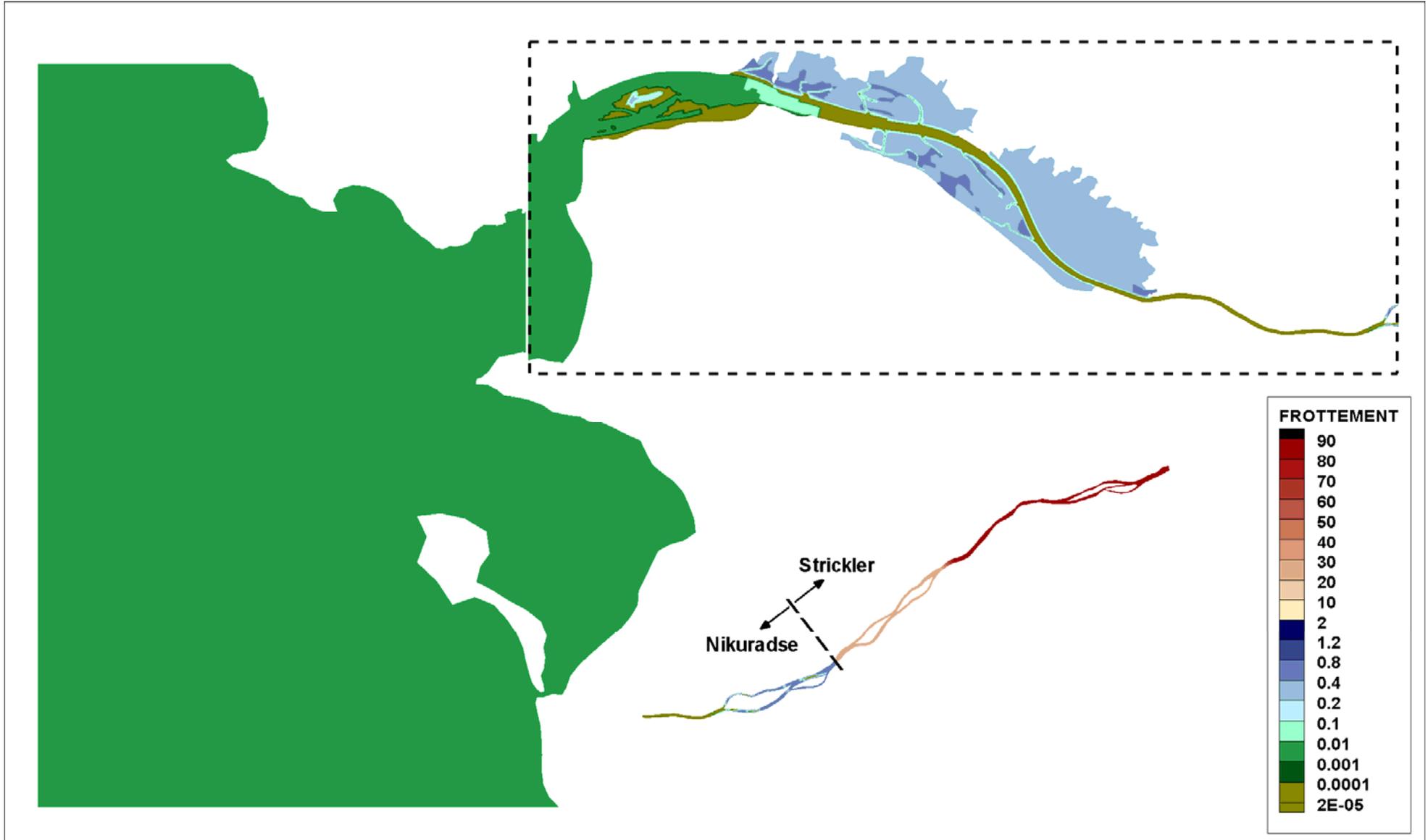


Fig. A.2

Calcul de validation du modèle en hydrodynamique Carte de frottement – Q = 200 m³/s

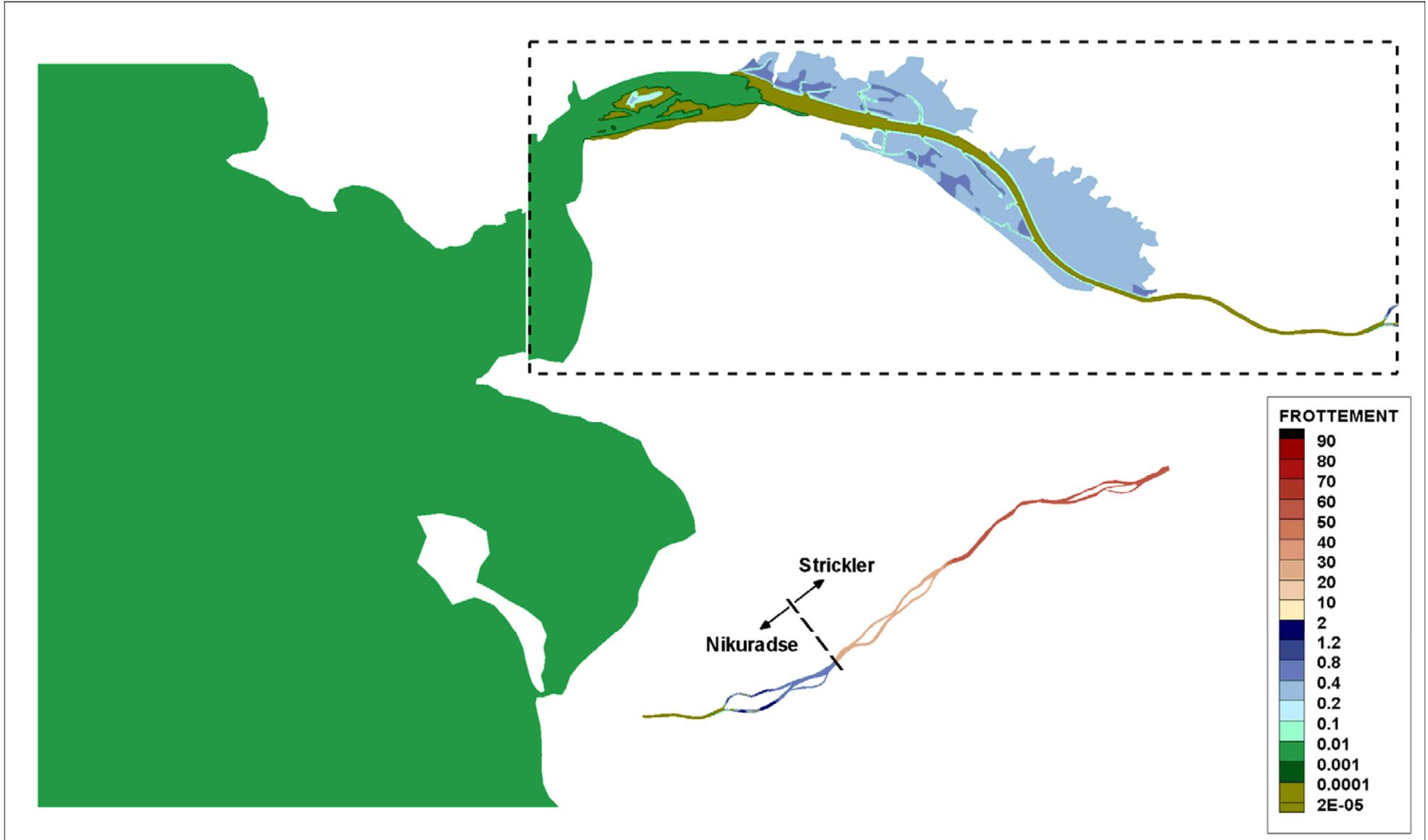


Fig. A.3

Calcul de validation du modèle en hydrodynamique Carte de frottement – Q = 400 m³/s

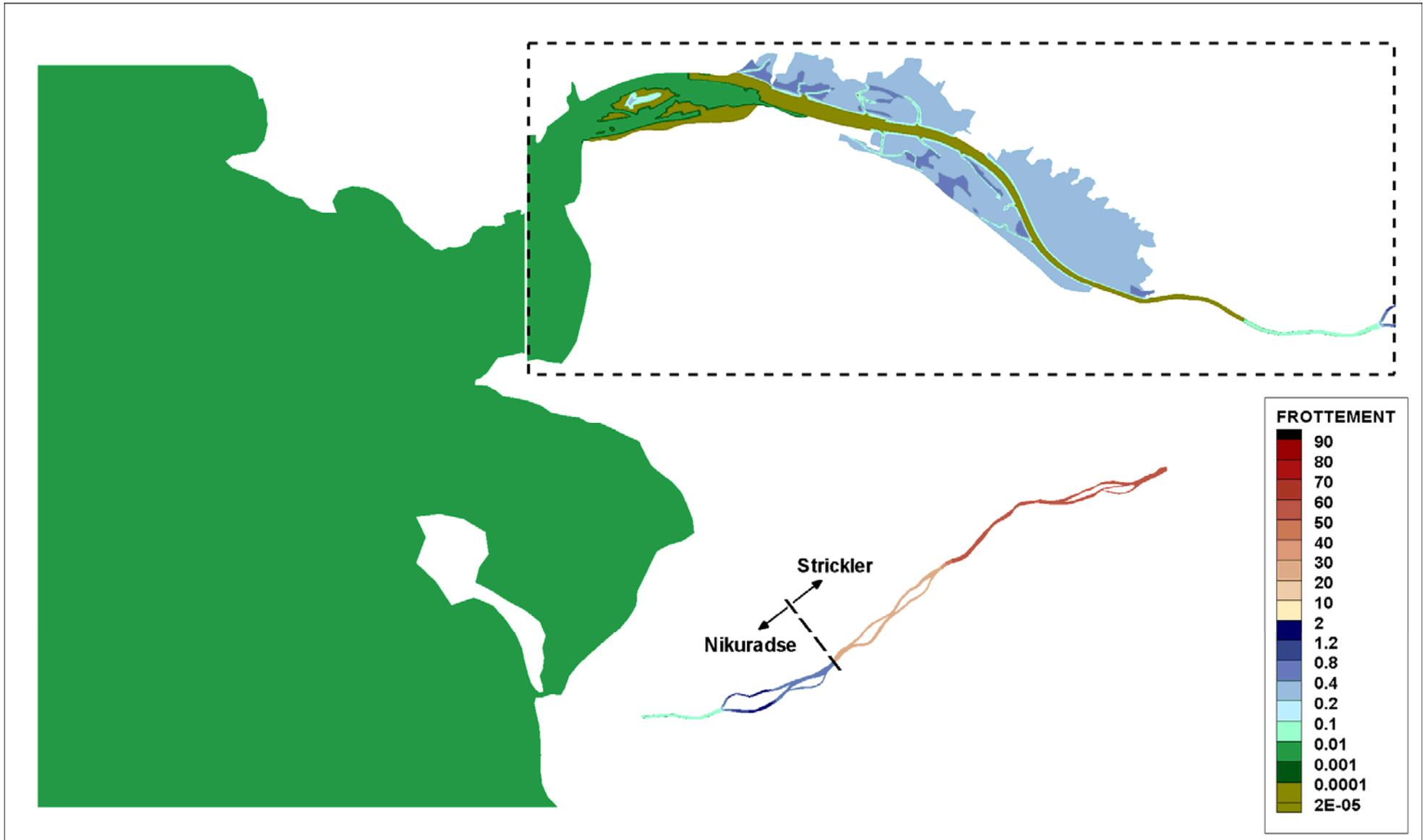


Fig. A.4

Calcul de validation du modèle en hydrodynamique Carte de frottement – Q = 600 m³/s

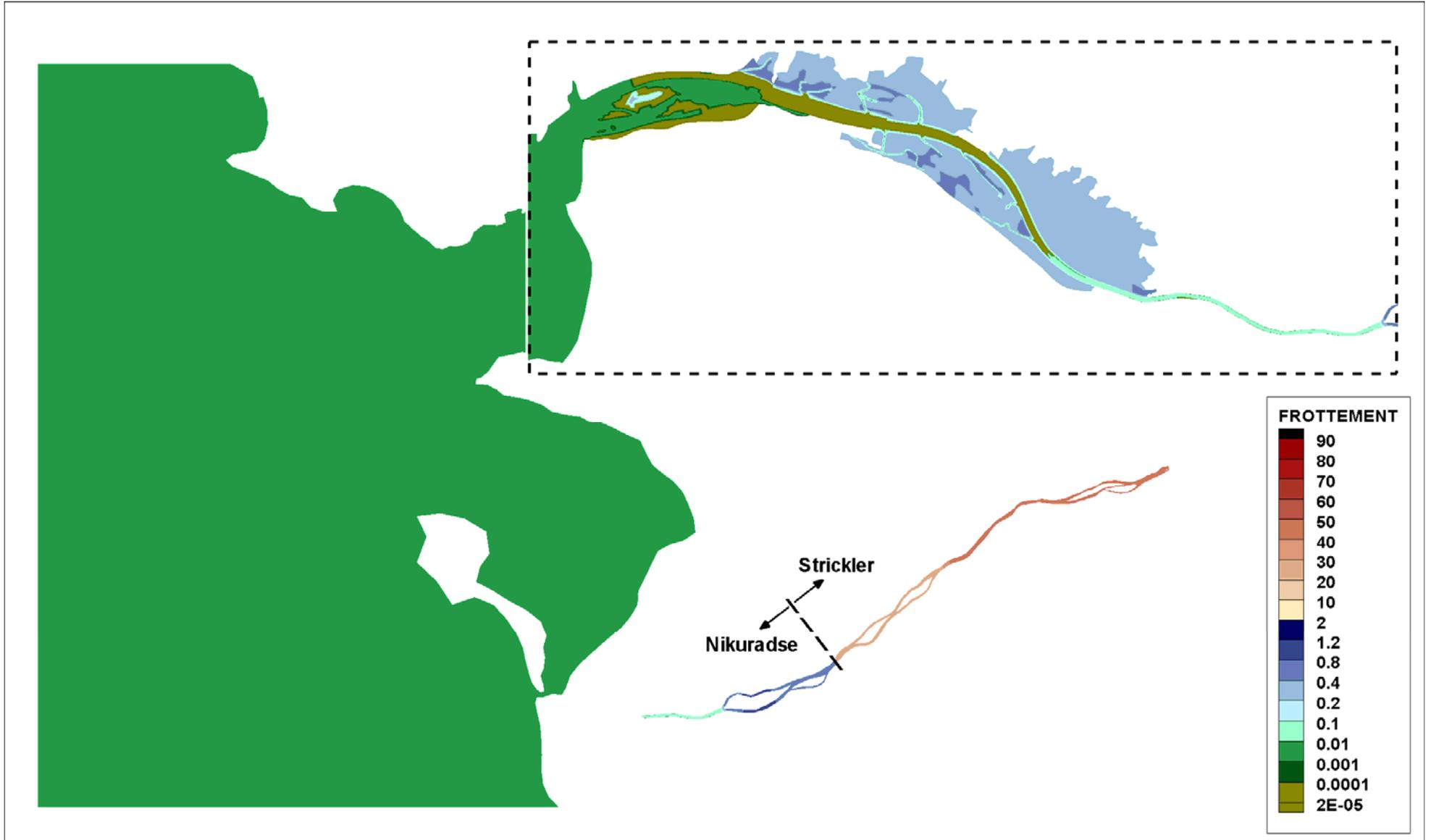


Fig. A.5

Calcul de validation du modèle en hydrodynamique Carte de frottement – Q = 800 m³/s

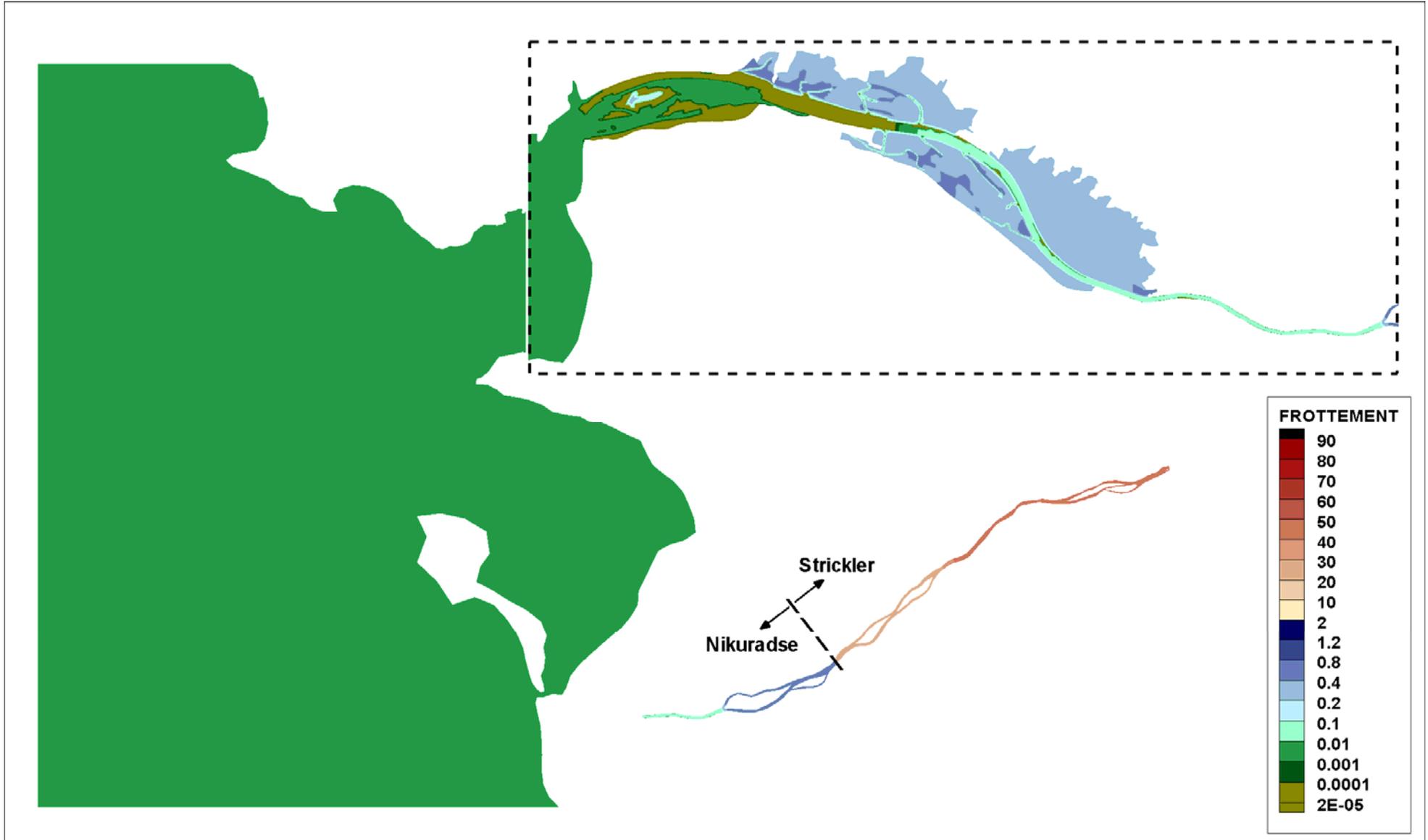


Fig. A.6

Calcul de validation du modèle en hydrodynamique Carte de frottement – $Q = 1000 \text{ m}^3/\text{s}$

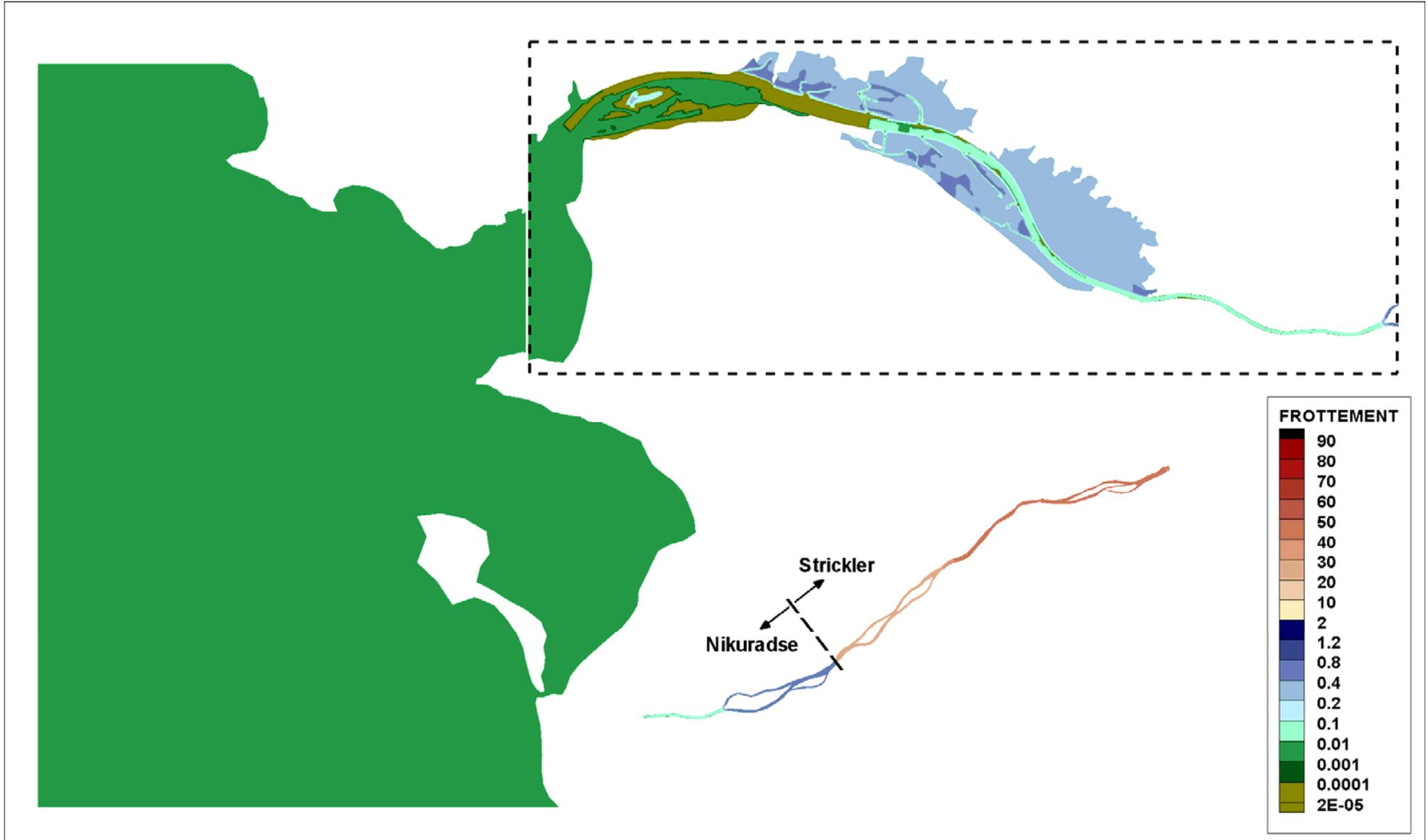


Fig. A.7

Calcul de validation du modèle en hydrodynamique Carte de frottement – $Q = 1500 \text{ m}^3/\text{s}$

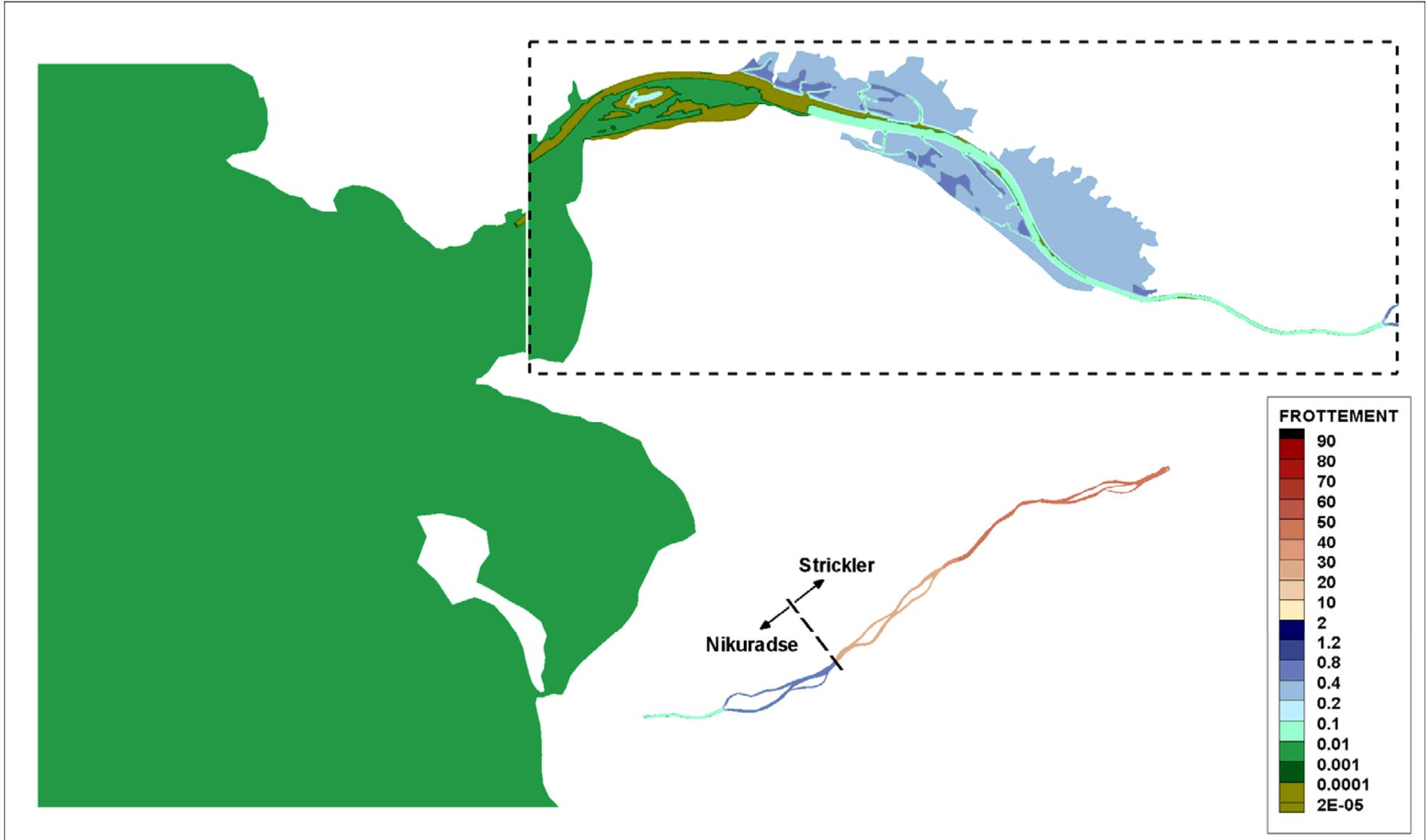


Fig. A.8

Calcul de validation du modèle en hydrodynamique Carte de frottement – $Q = 2000 \text{ m}^3/\text{s}$

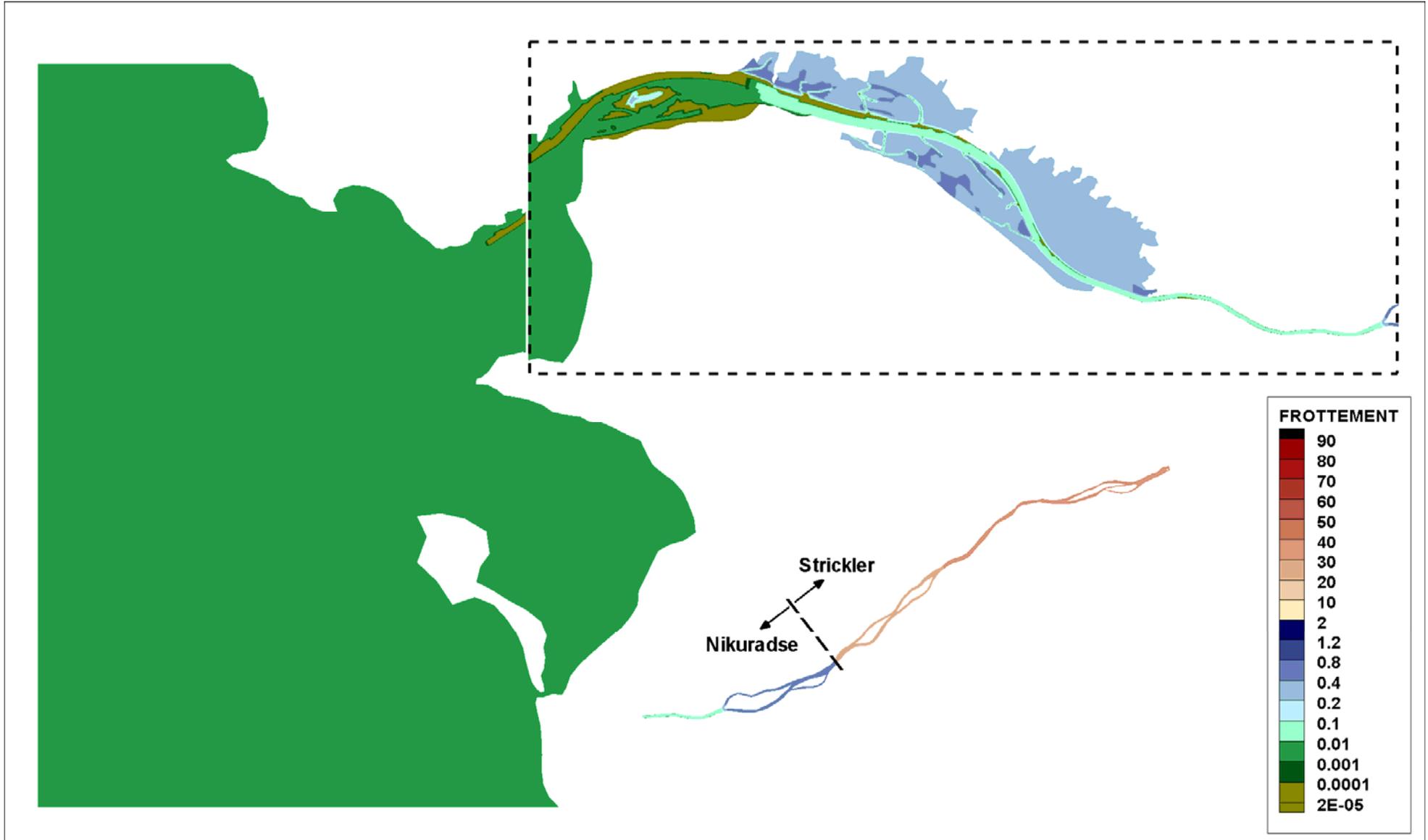


Fig. A.9

Calcul de validation du modèle en hydrodynamique Carte de frottement – $Q = 2500 \text{ m}^3/\text{s}$

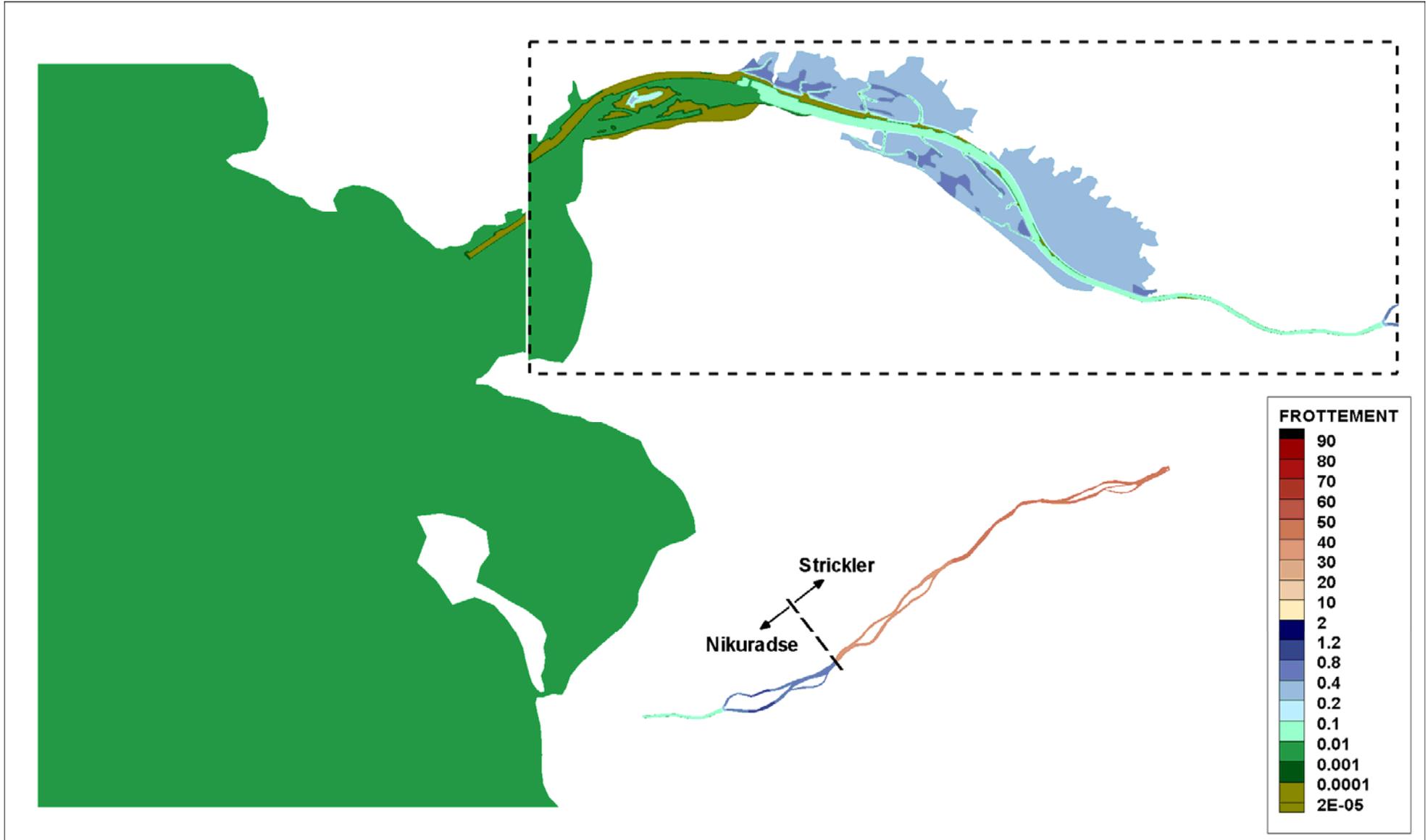


Fig. A.10

Calcul de validation du modèle en hydrodynamique Carte de frottement – $Q = 3000 \text{ m}^3/\text{s}$

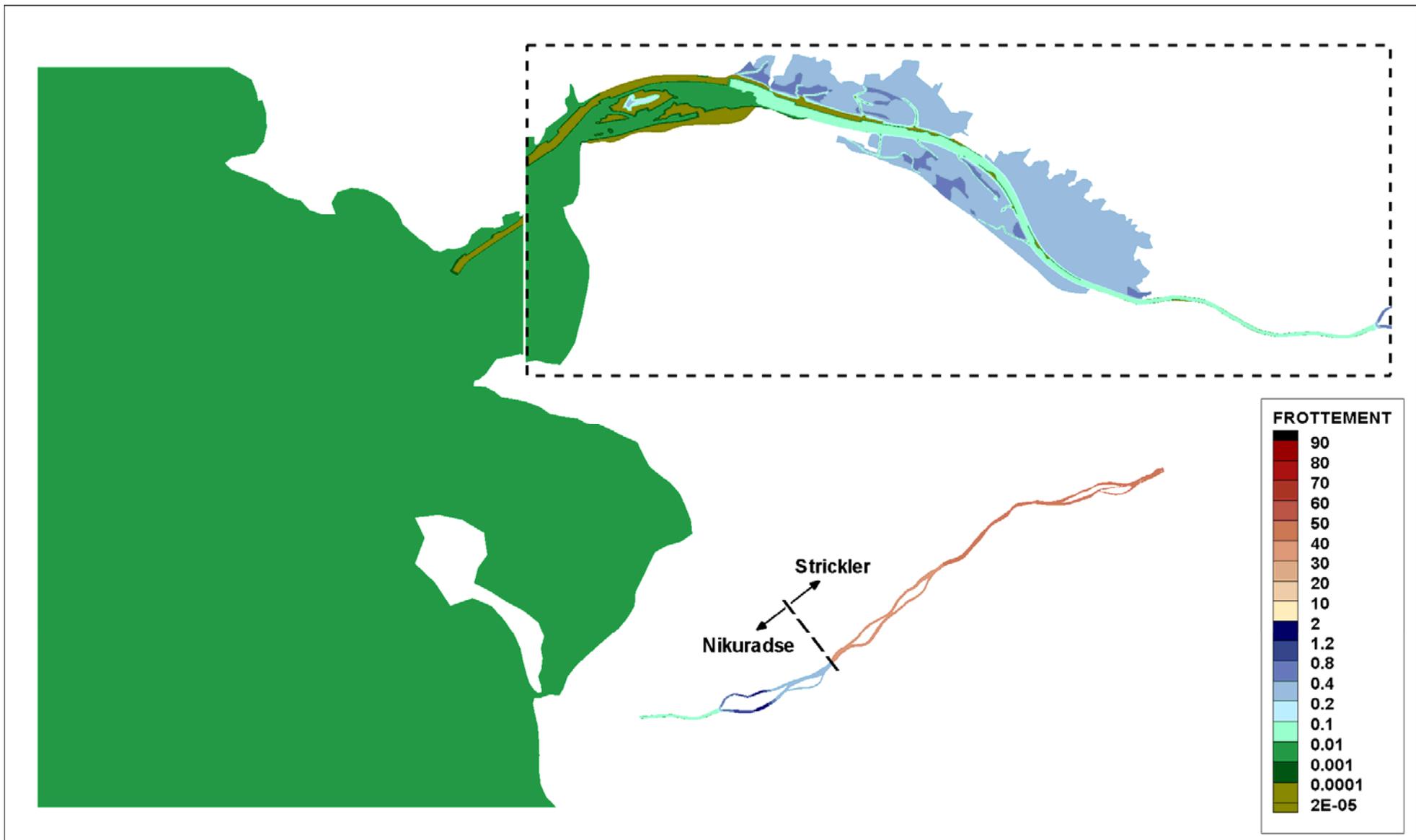


Fig. A.11

Calcul de validation du modèle en hydrodynamique Carte de frottement – $Q = 3500 \text{ m}^3/\text{s}$

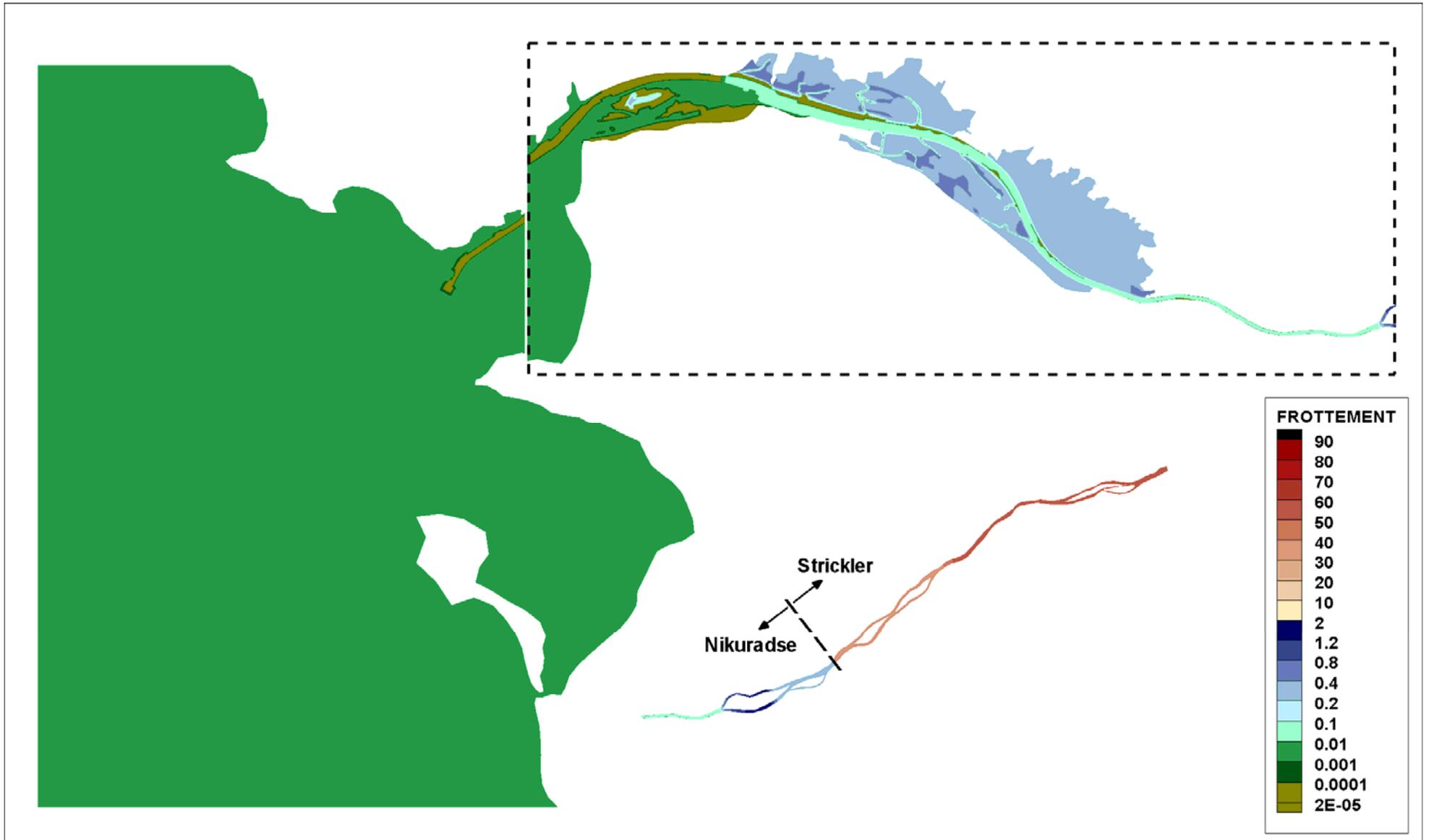
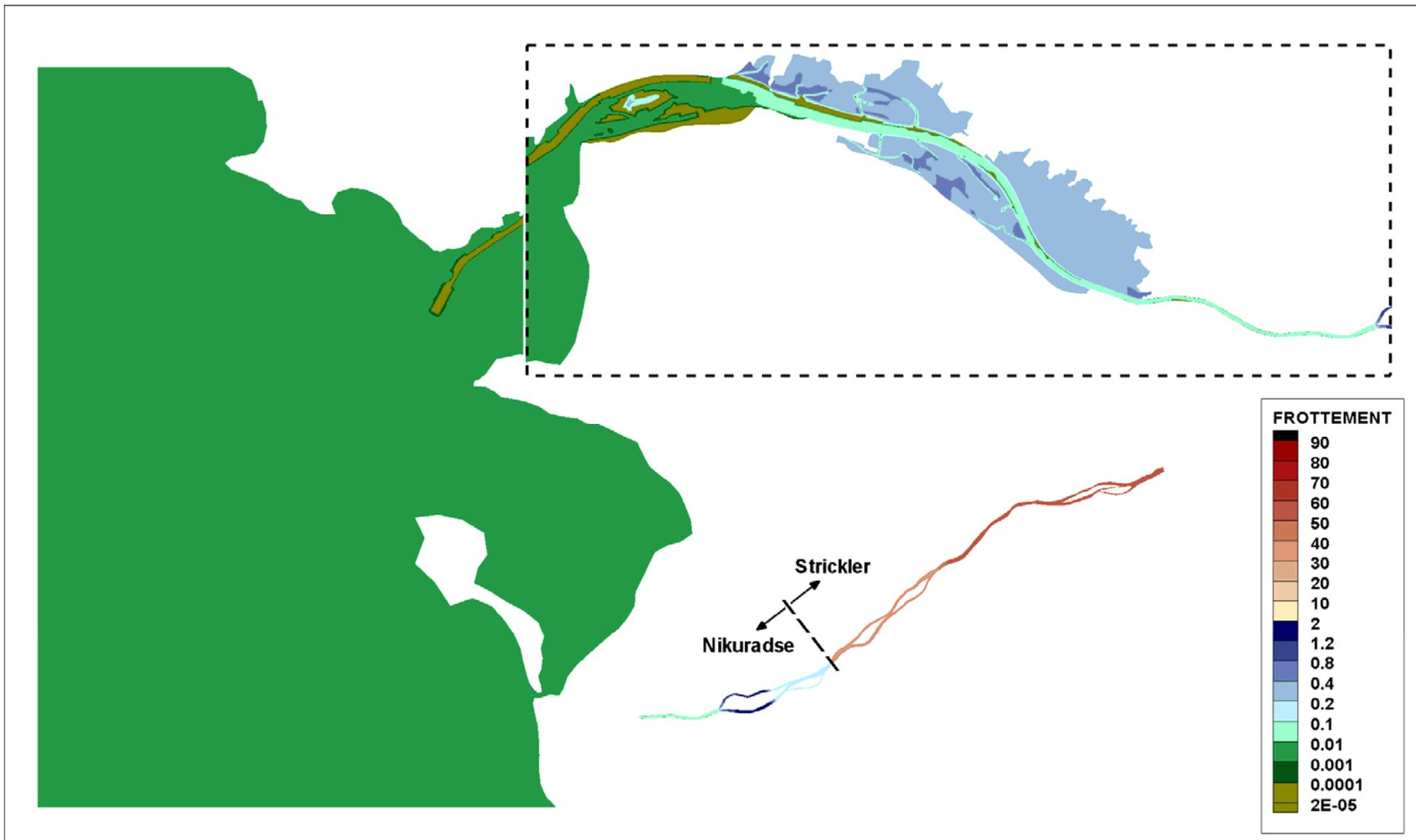


Fig. A.12

Calcul de validation du modèle en hydrodynamique Carte de frottement – $Q = 4000 \text{ m}^3/\text{s}$



Modèle de l'état actuel - Note d'avancement du calage hydrodynamique

Annexe A – Période de validation

Fig. A.1

Position des marégraphes utilisés pour le calage
Période de septembre 2007

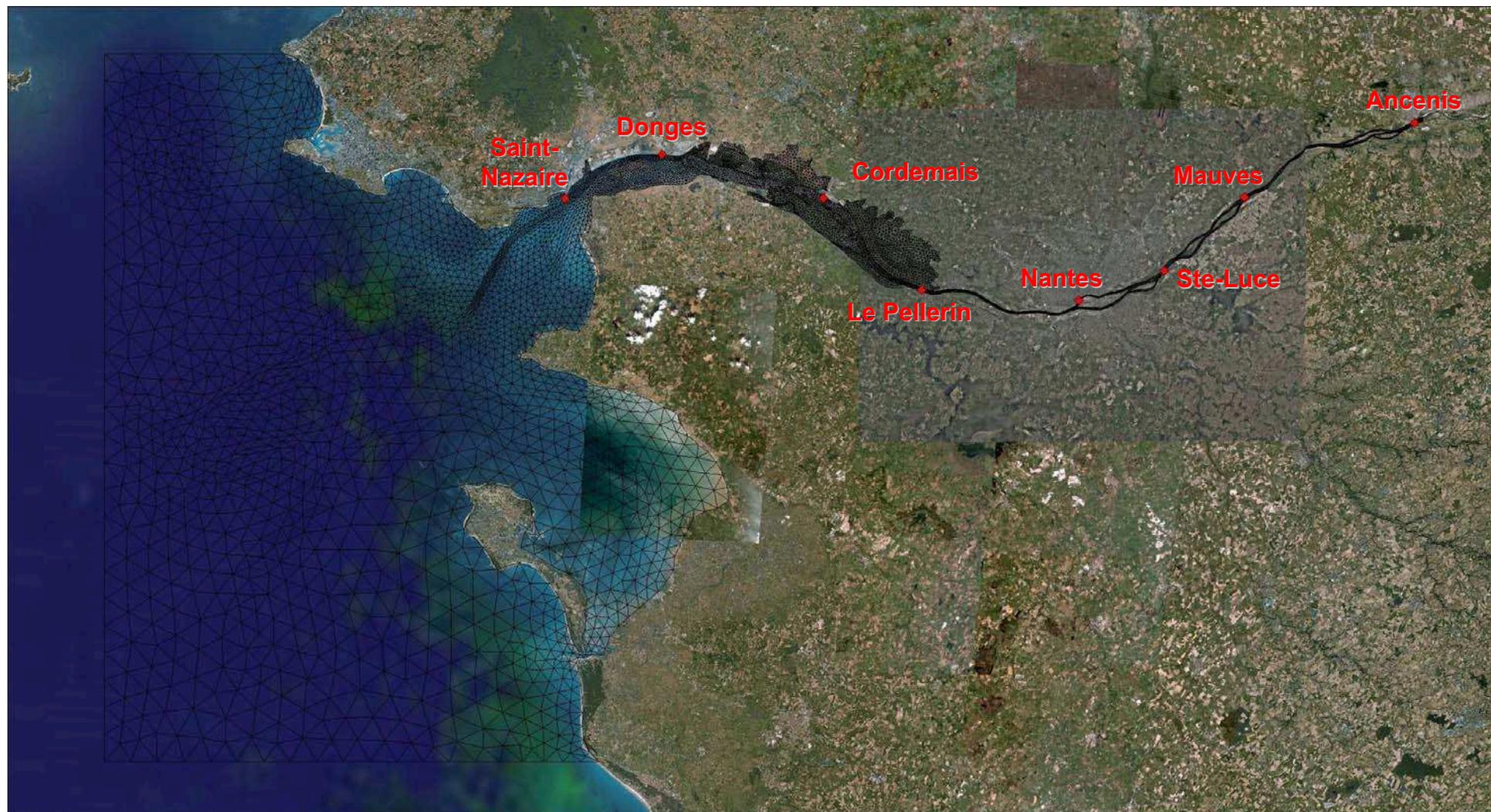


Fig. A.2

Validation du modèle en hydrodynamique
Période de septembre 2007

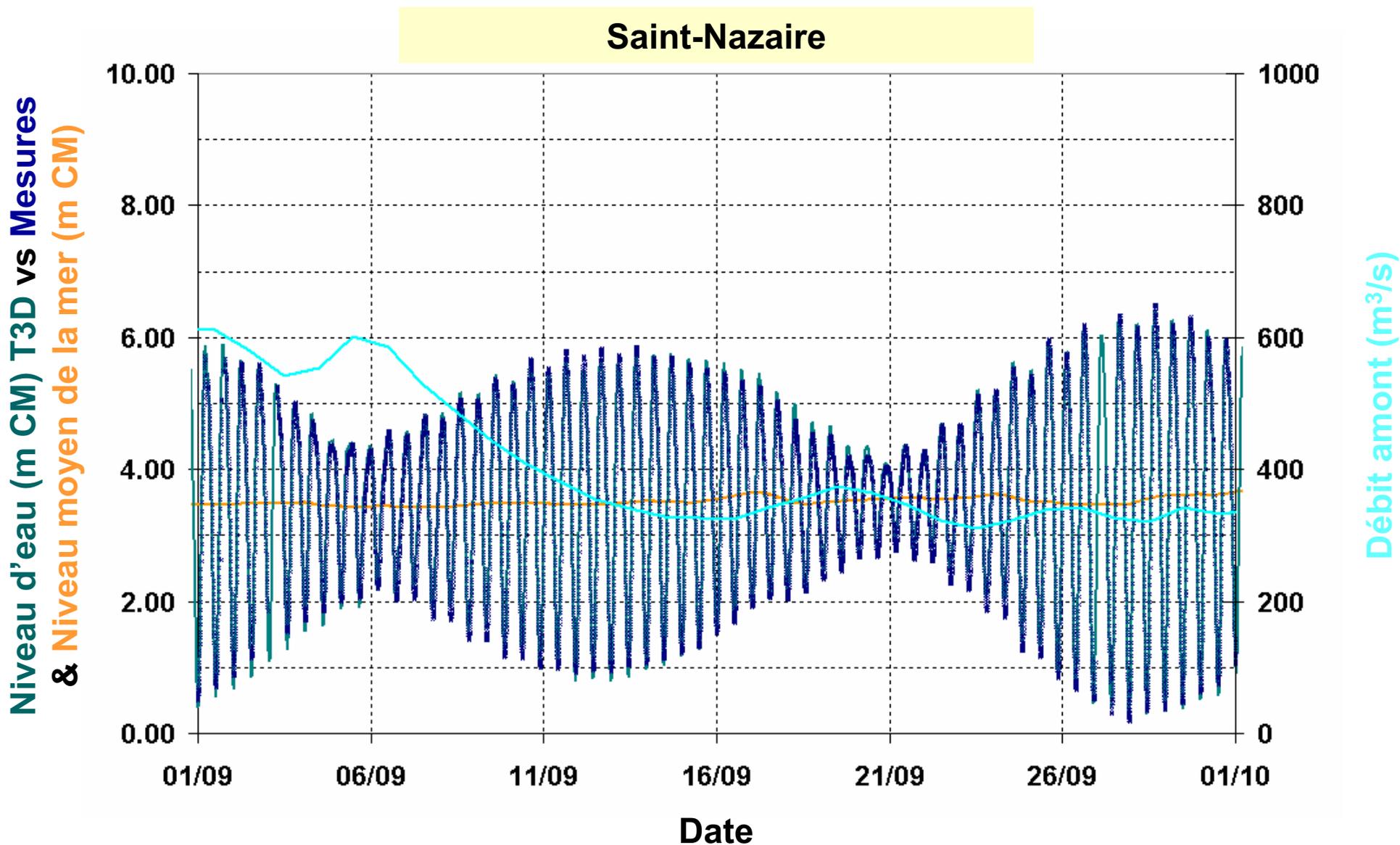


Fig. A.3

Validation du modèle en hydrodynamique
Période de septembre 2007

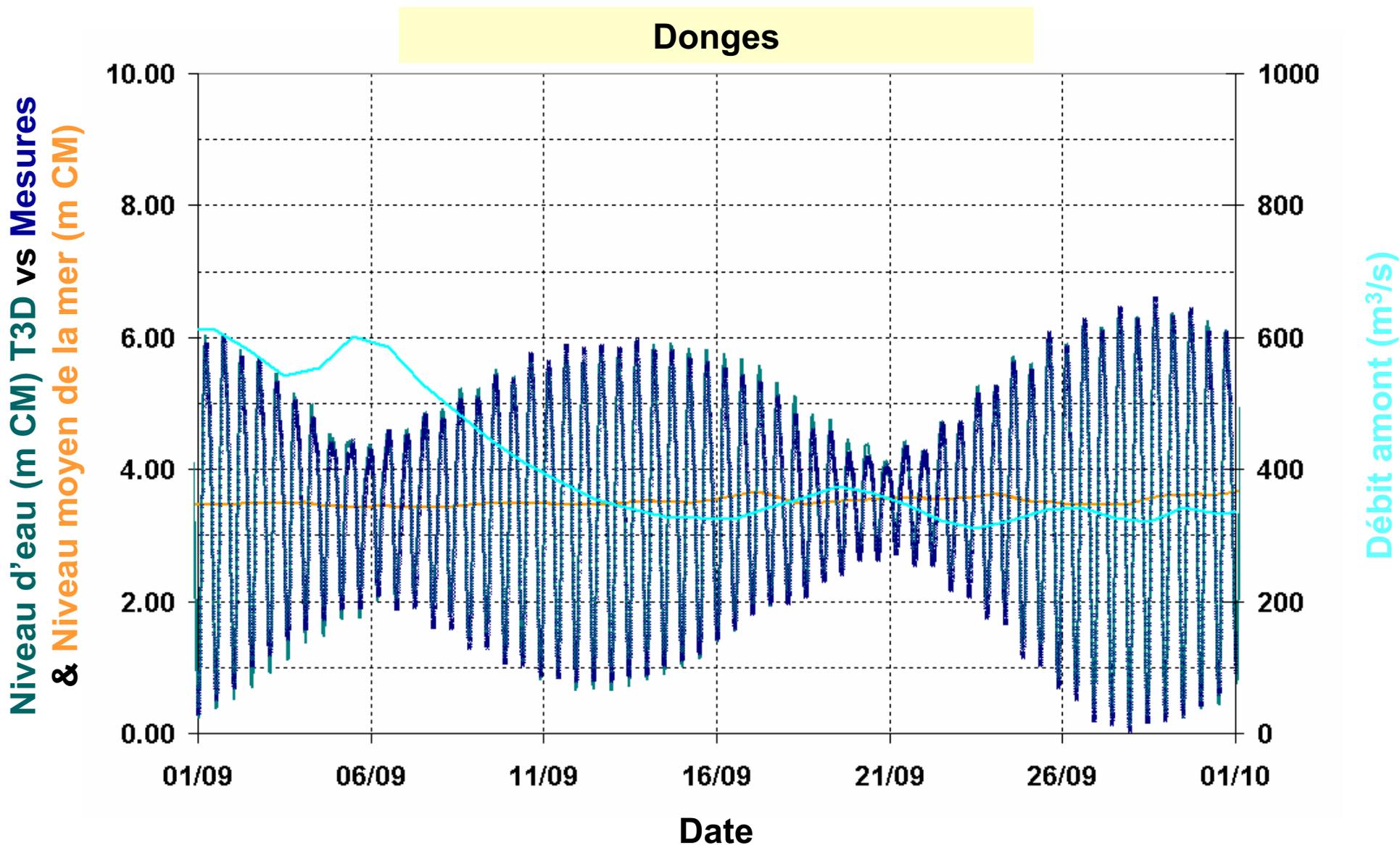


Fig. A.4

Validation du modèle en hydrodynamique
Période de septembre 2007

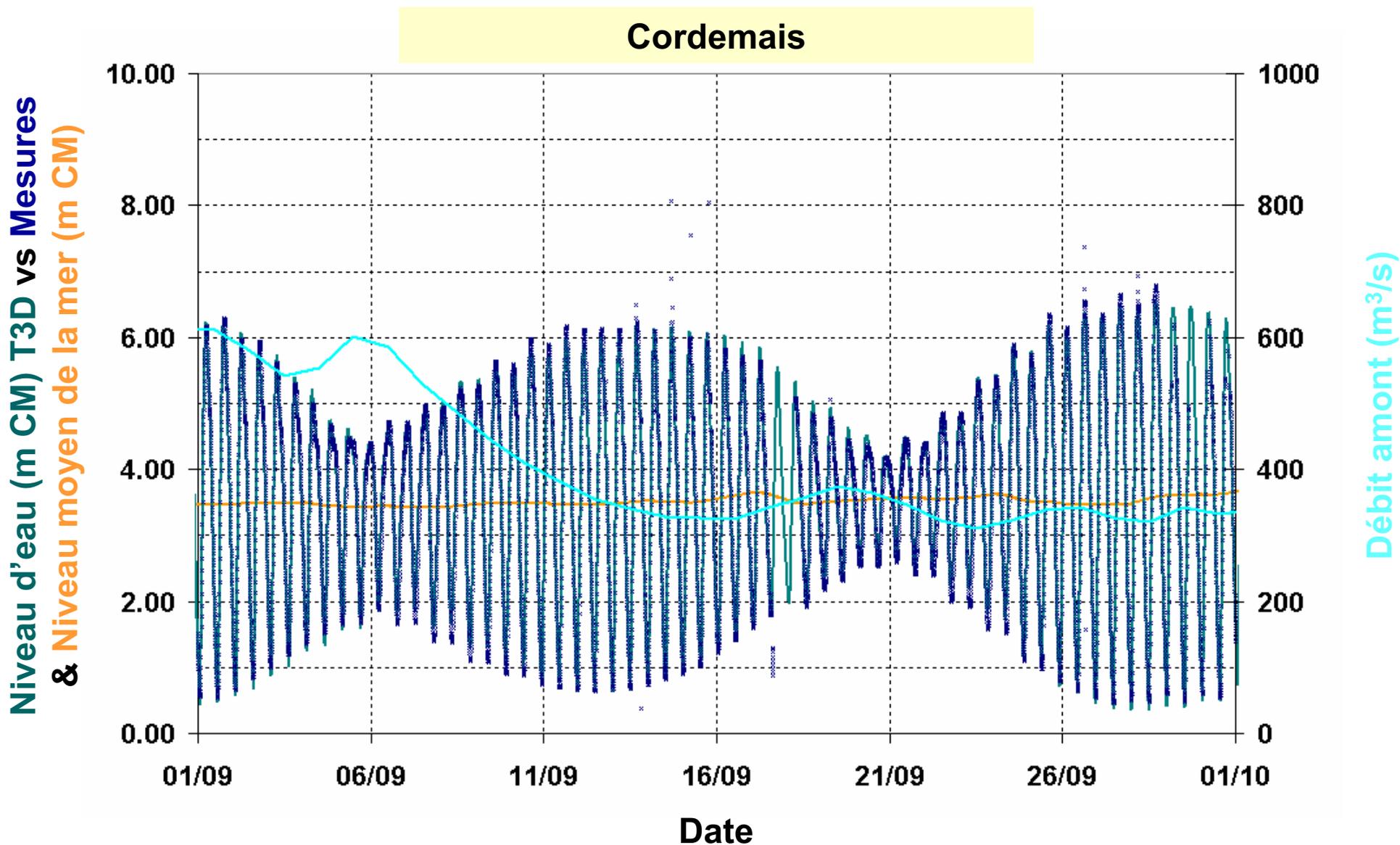


Fig. A.5

Validation du modèle en hydrodynamique
Période de septembre 2007

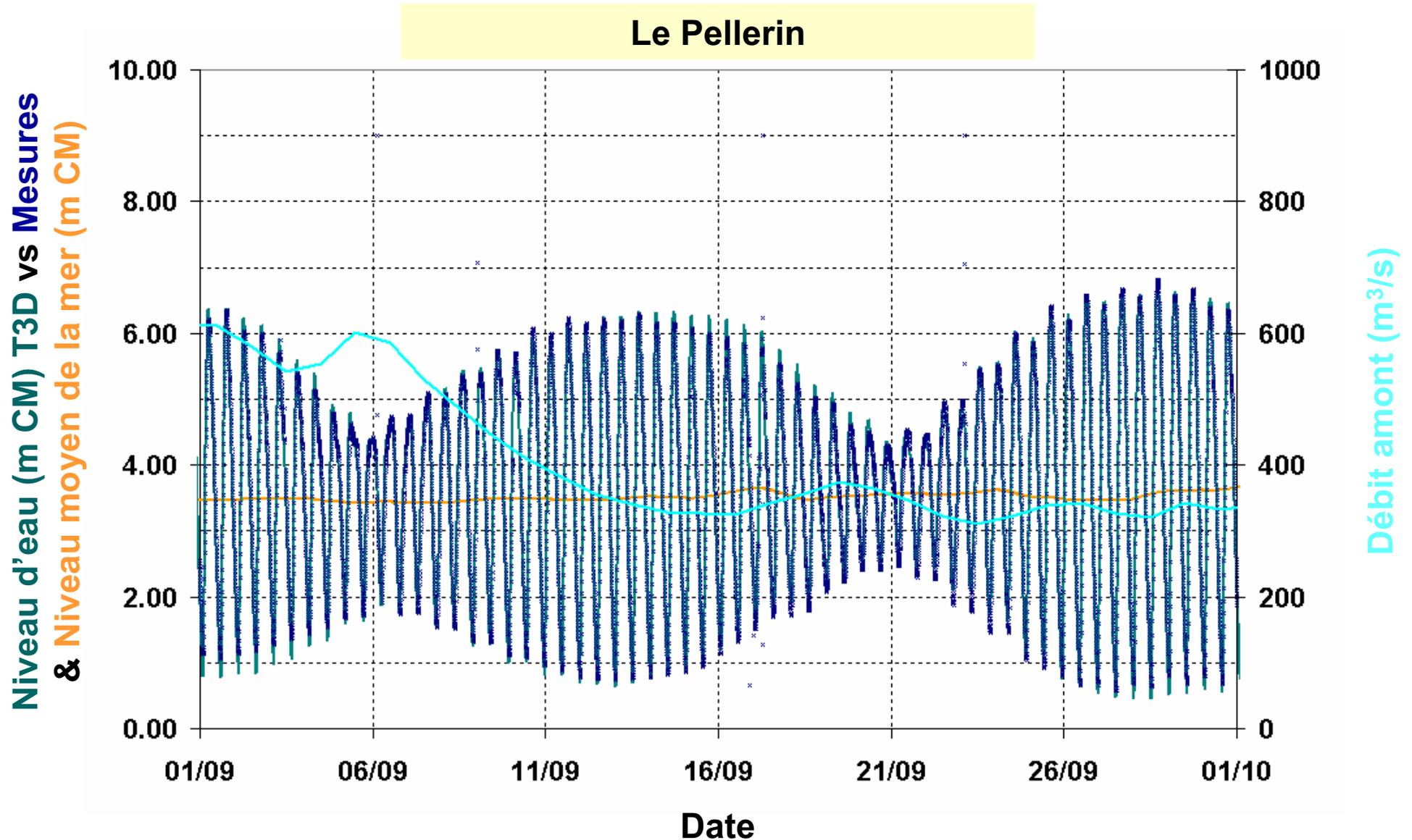


Fig. A.6

Validation du modèle en hydrodynamique
Période de septembre 2007

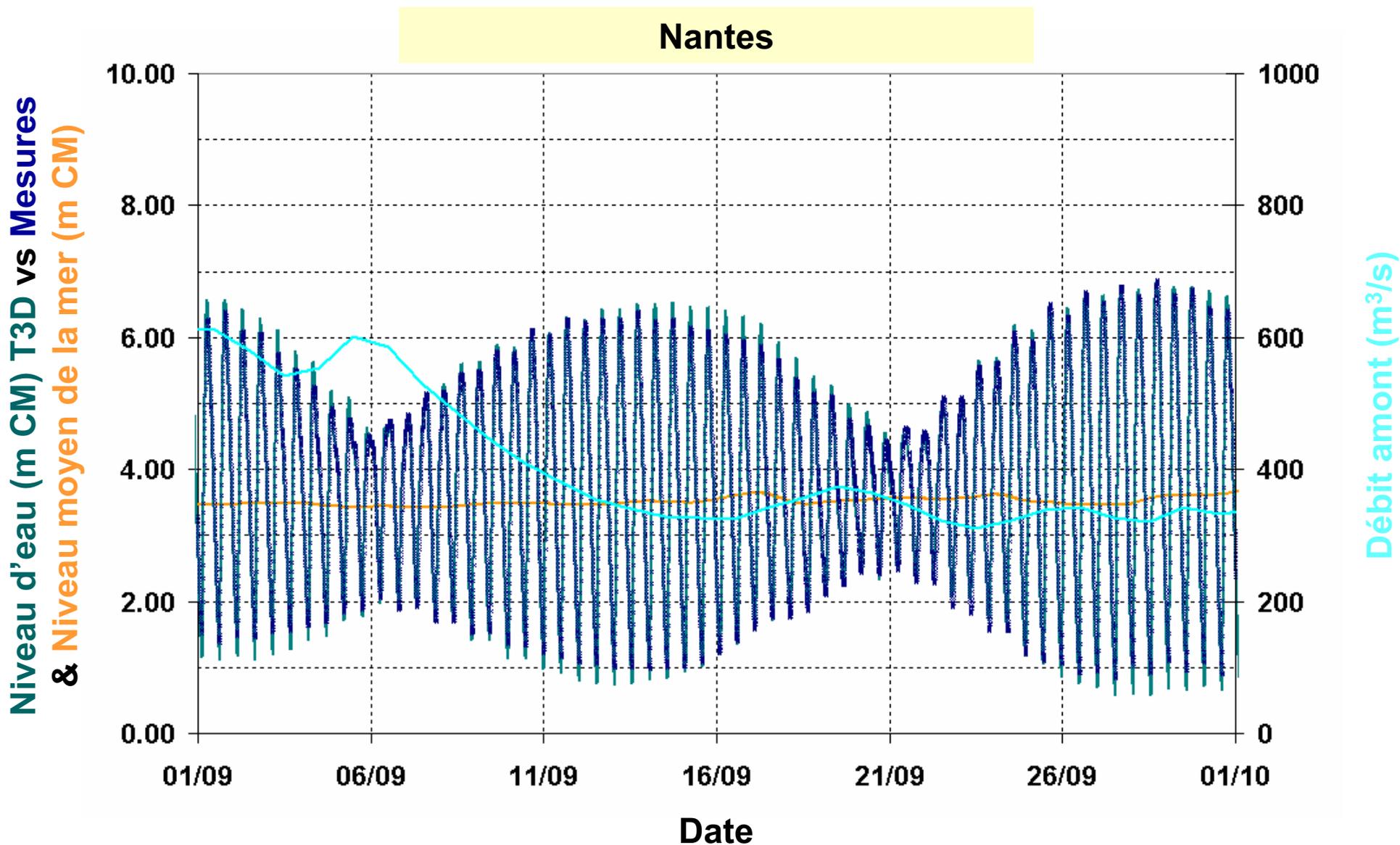


Fig. A.7

Validation du modèle en hydrodynamique
Période de septembre 2007

Sainte-Luce-sur-Loire

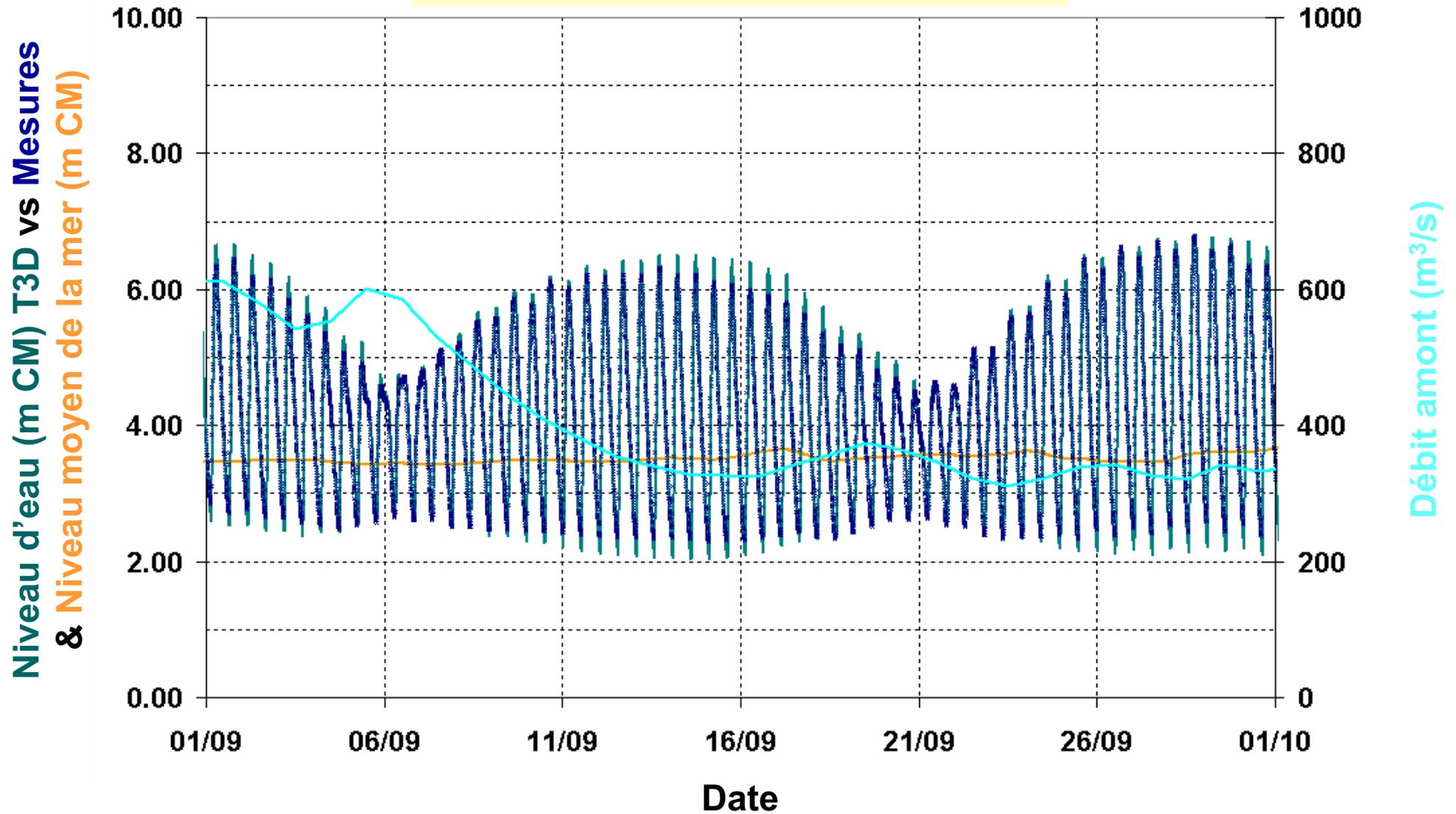


Fig. A.8

Validation du modèle en hydrodynamique
Période de septembre 2007

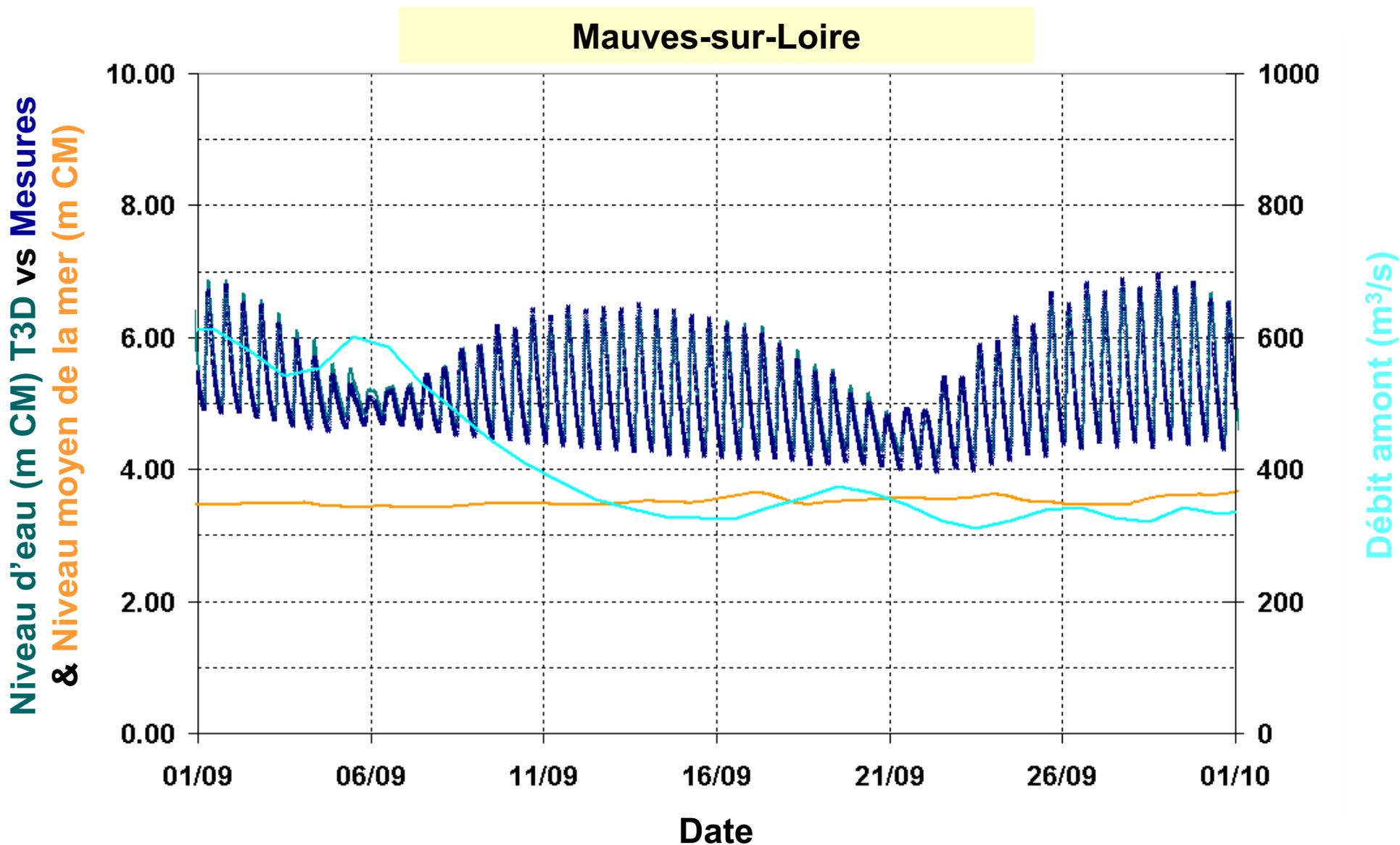


Fig. A.9

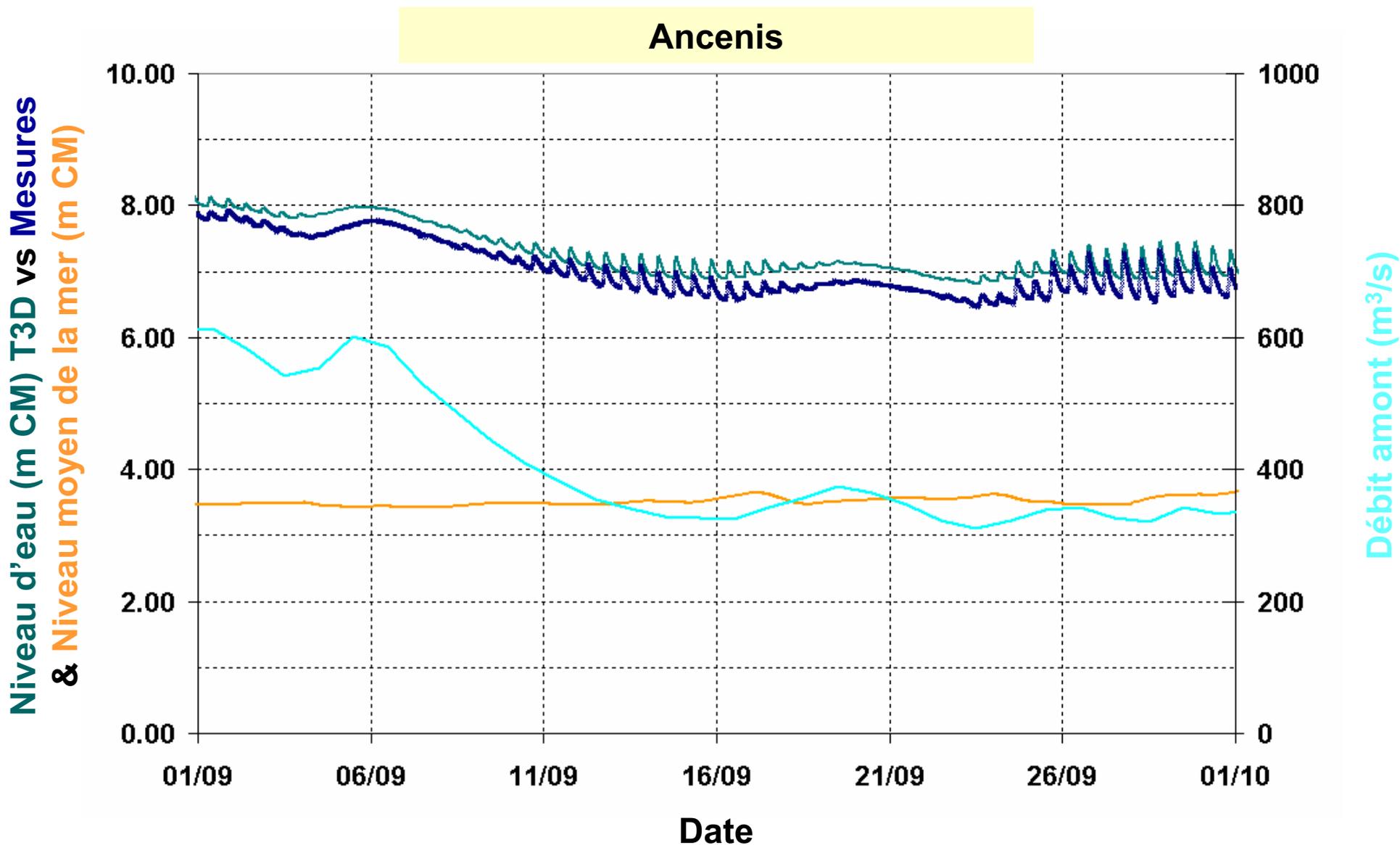


Fig. A.10

**Validation du modèle en hydrodynamique – Analyse quantitative
Période de septembre 2007**

X=0.20m	St-Nazaire	Donges	Cordemais	Le Pellerin	Nantes	Ste-Luce	Mauves	Ancenis
Ecart type	0.08	0.08	0.08	0.08	0.10	0.36	0.22	0.06
RMSE	0.09	0.09	0.09	0.08	0.10	0.36	0.23	0.25
CF(X)	96%	94%	95%	95%	91%	54%	60%	19%
POF(X)	4%	6%	4%	5%	7%	29%	26%	81%
NOF(X)	0%	0%	1%	1%	2%	17%	14%	0%
POF(2X)	0%	0%	0%	0%	0%	6%	1%	0%
NOF(2X)	0%	0%	0%	0%	0%	12%	6%	0%

- RMSE** Erreur quadratique moyenne
- CF(X)** Pourcentage du temps pendant lequel l'erreur est comprise dans l'intervalle [-X;X]
- POF(X)** Pourcentage du temps pendant lequel l'erreur est supérieure à X
- NOF(X)** Pourcentage du temps pendant lequel l'erreur est inférieure à -X
- POF(2X)** Pourcentage du temps pendant lequel l'erreur est supérieure à 2X
- NOF(2X)** Pourcentage du temps pendant lequel l'erreur est inférieure à -2X
- N/A** Pas de mesures disponibles

Fig. A.11

Validation du modèle en hydrodynamique
Période d'octobre 2007

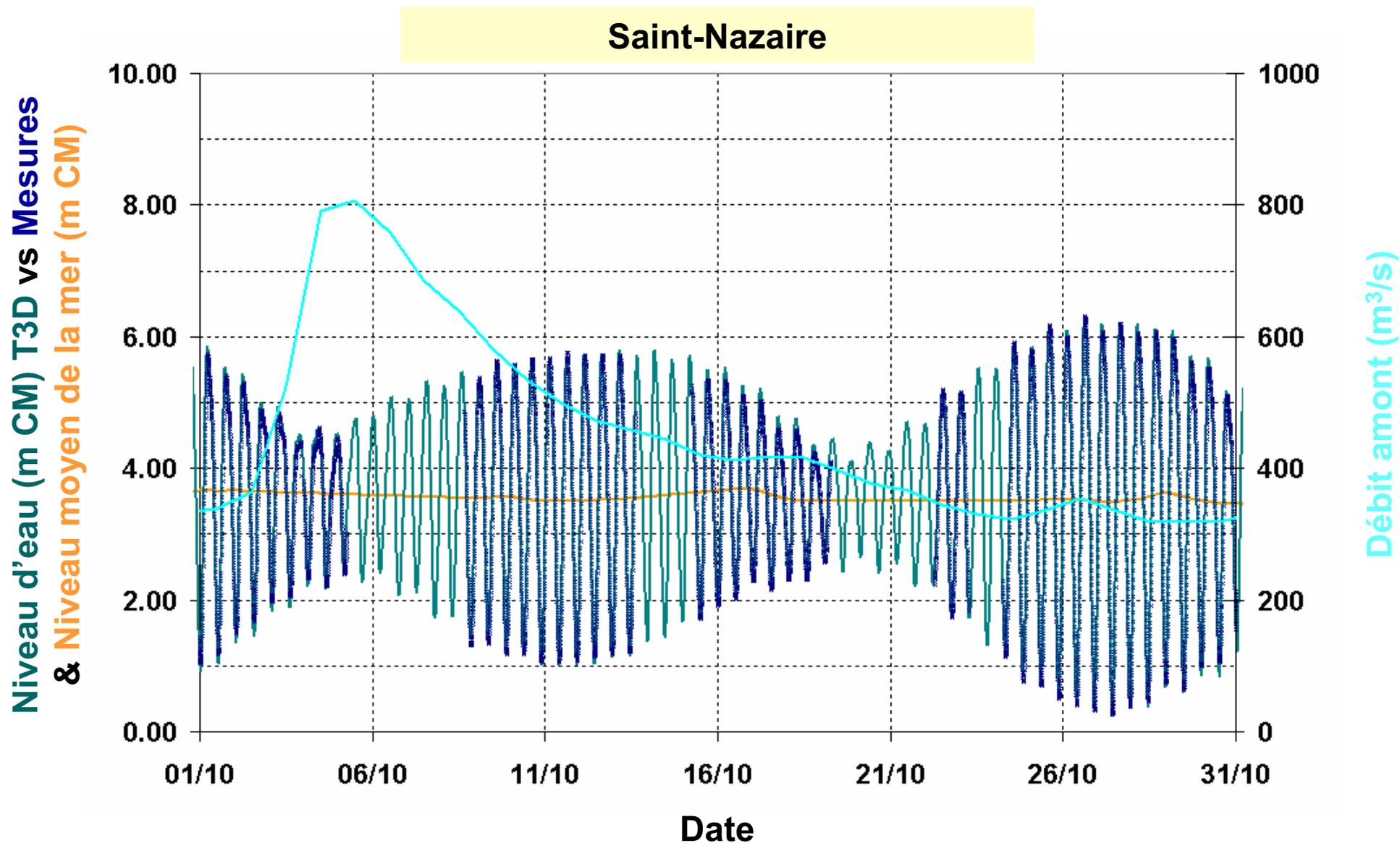


Fig. A.12

Validation du modèle en hydrodynamique
Période d'octobre 2007

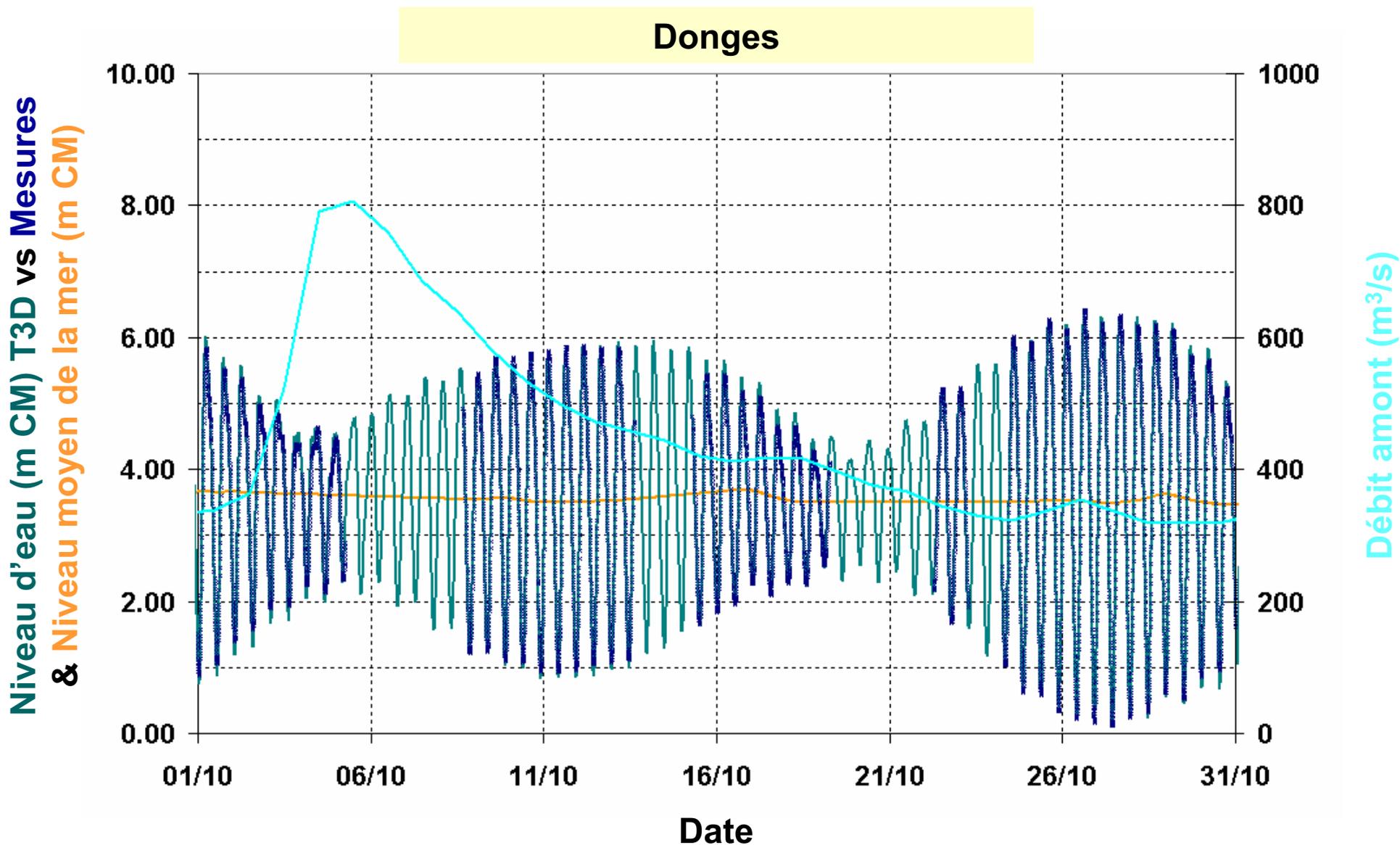


Fig. A.13

Validation du modèle en hydrodynamique
Période d'octobre 2007

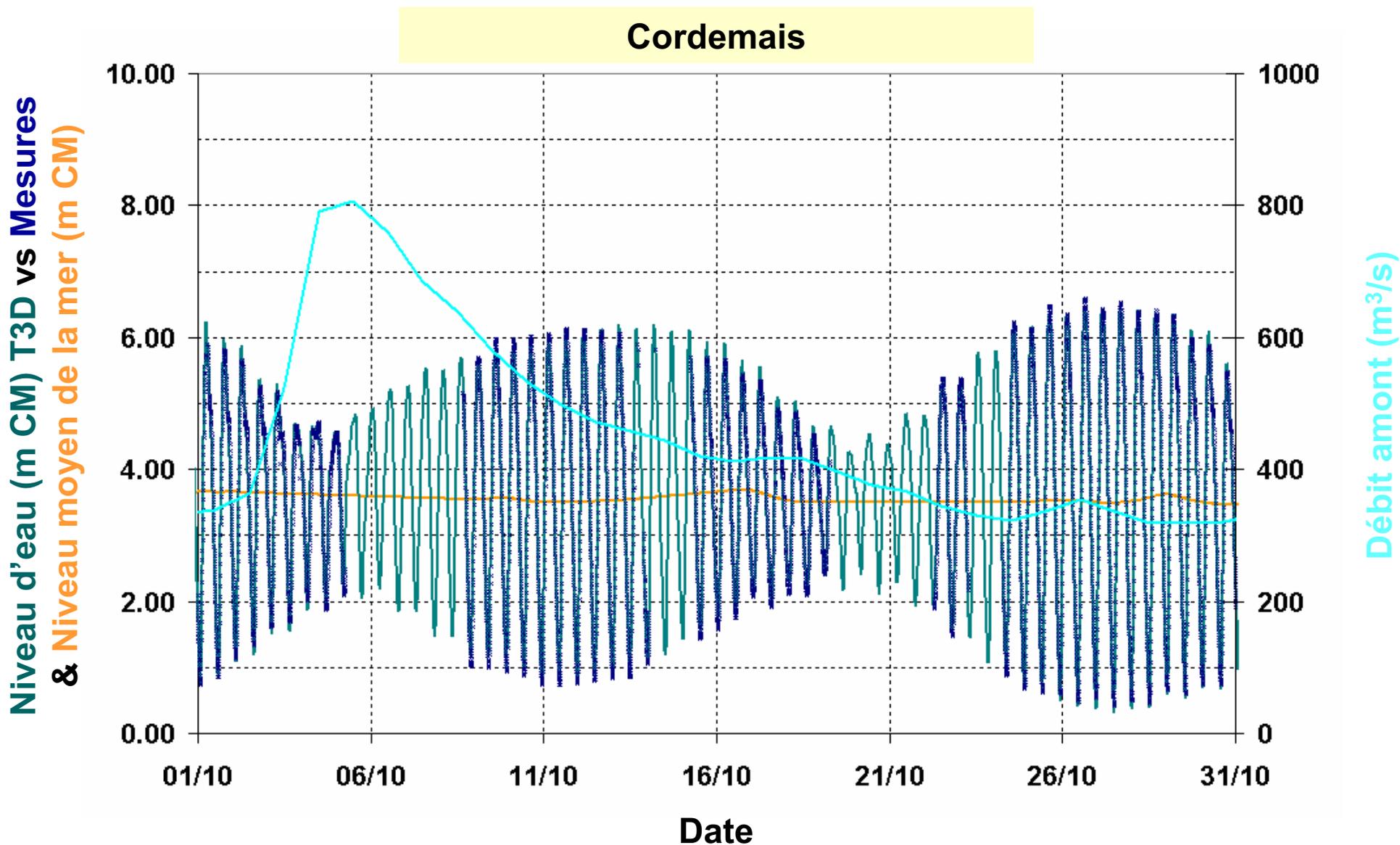


Fig. A.14

Validation du modèle en hydrodynamique
Période d'octobre 2007

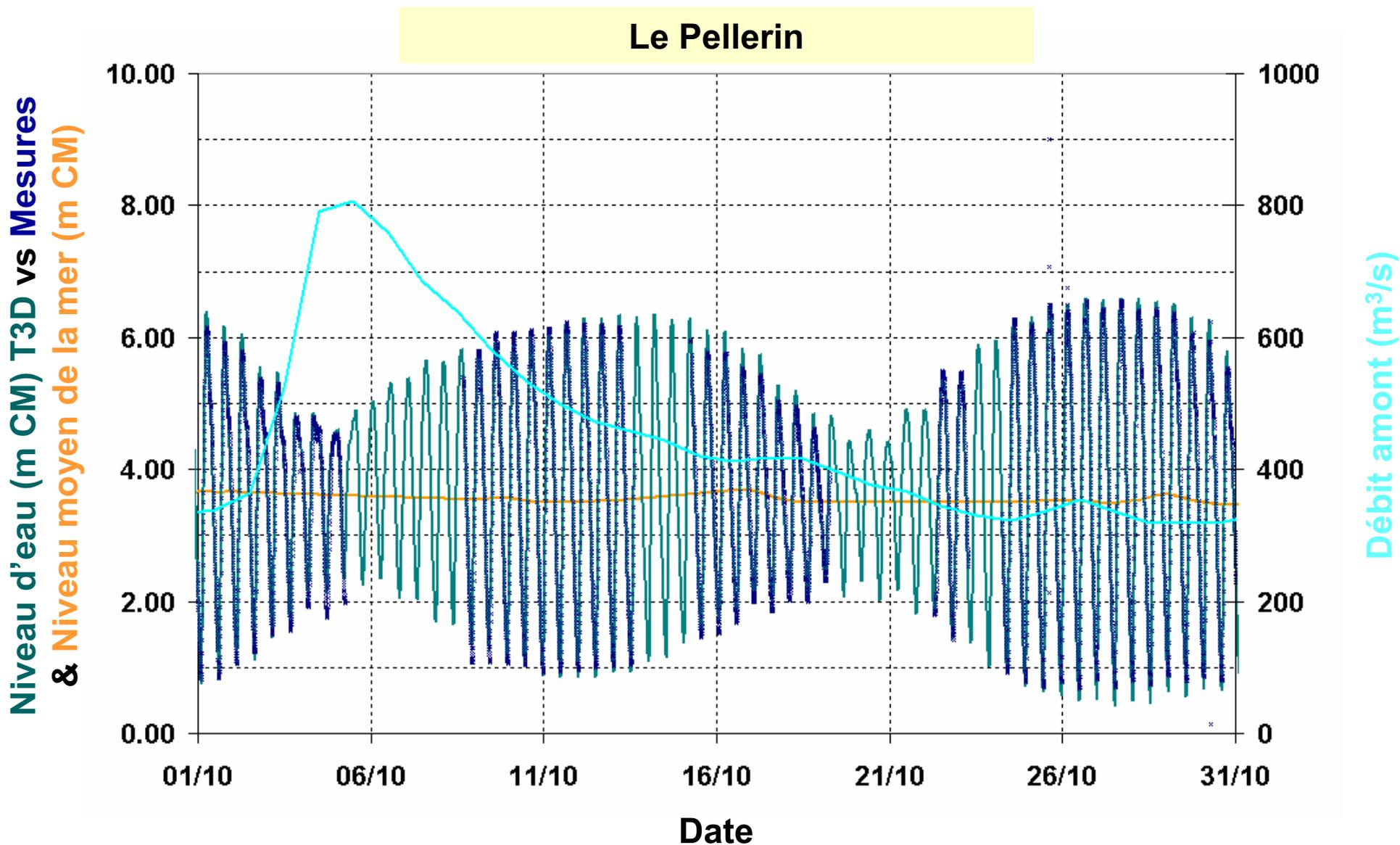


Fig. A.15

Validation du modèle en hydrodynamique
Période d'octobre 2007

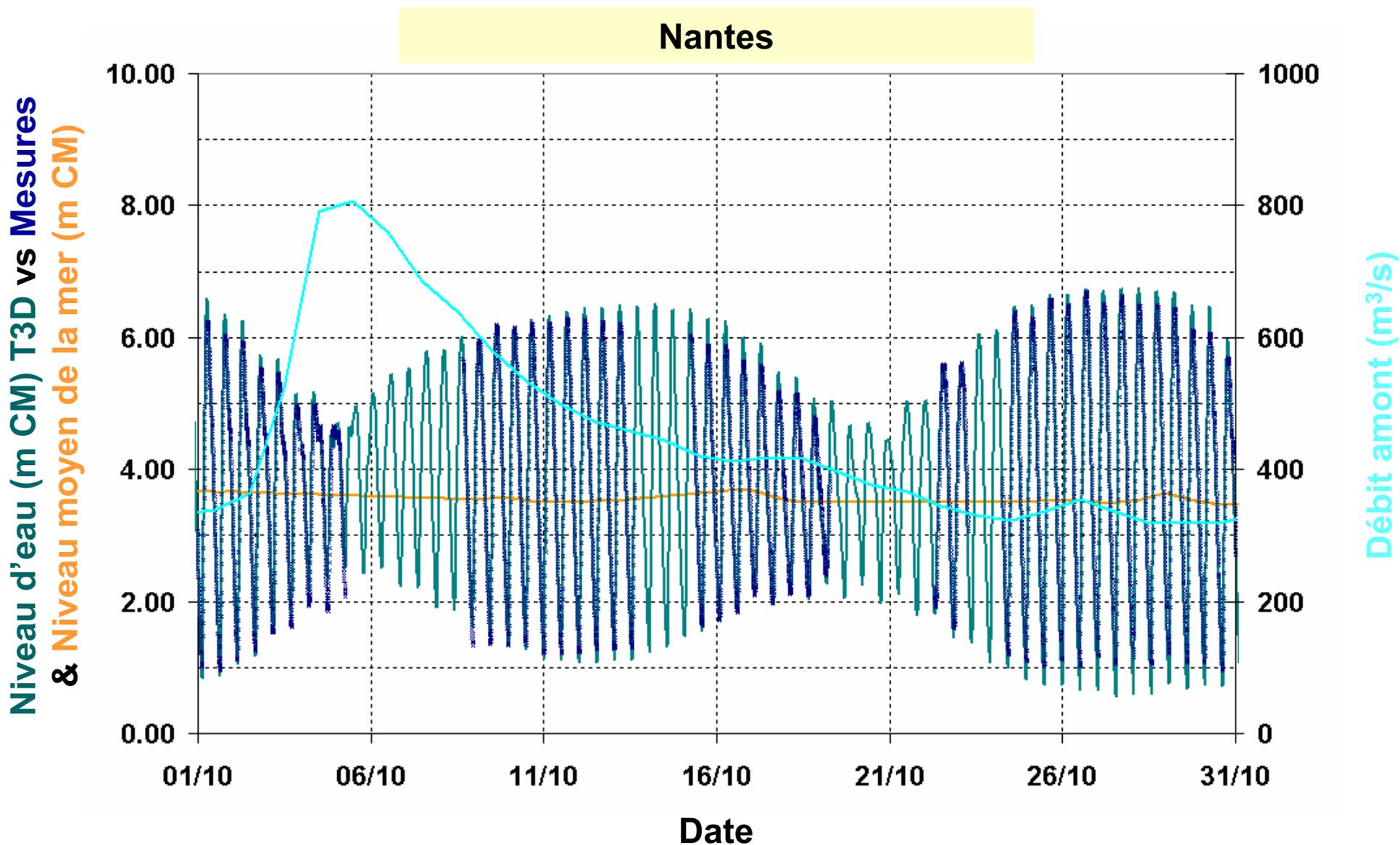


Fig. A.16

Validation du modèle en hydrodynamique
Période d'octobre 2007

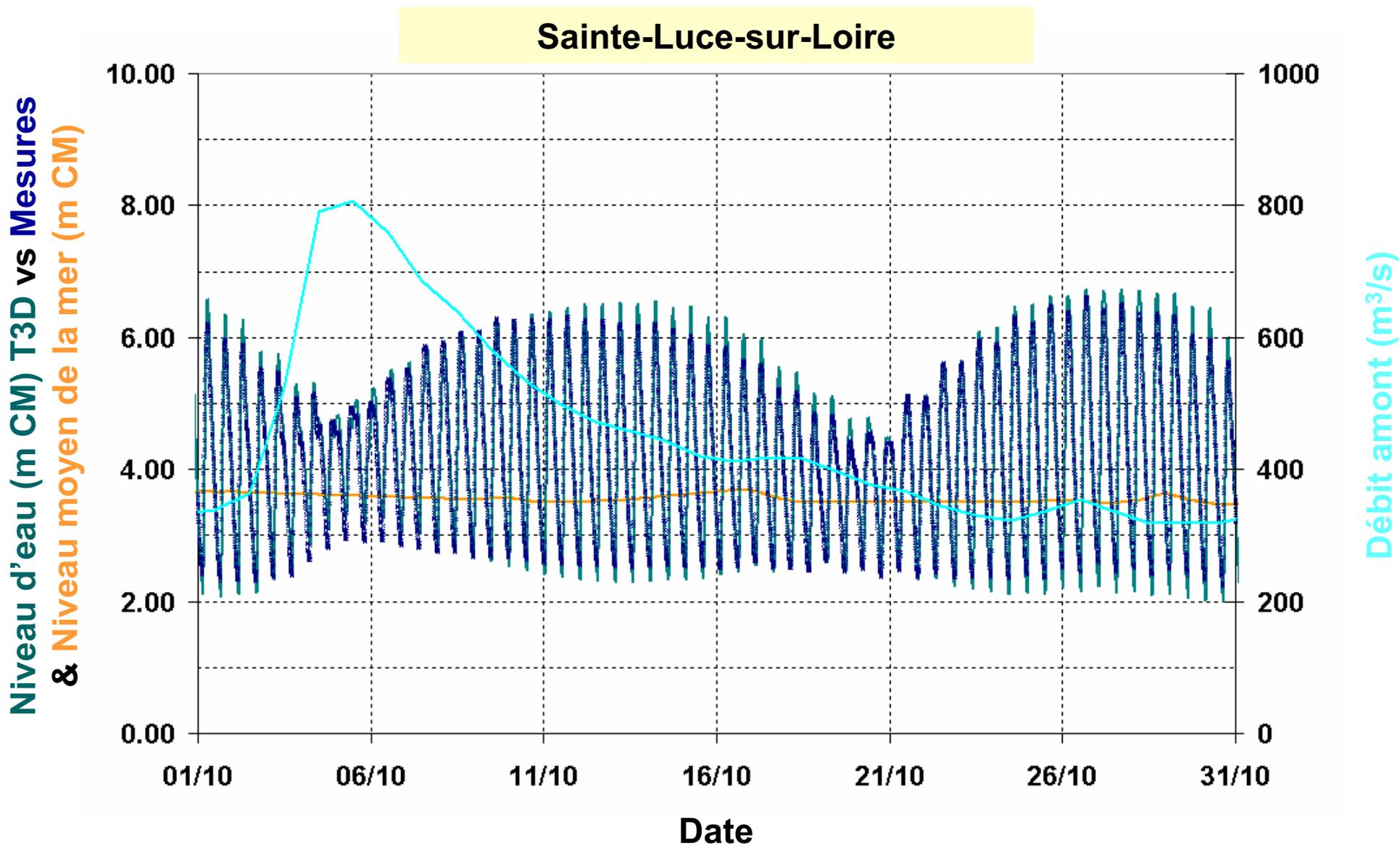


Fig. A.17

Validation du modèle en hydrodynamique
Période d'octobre 2007

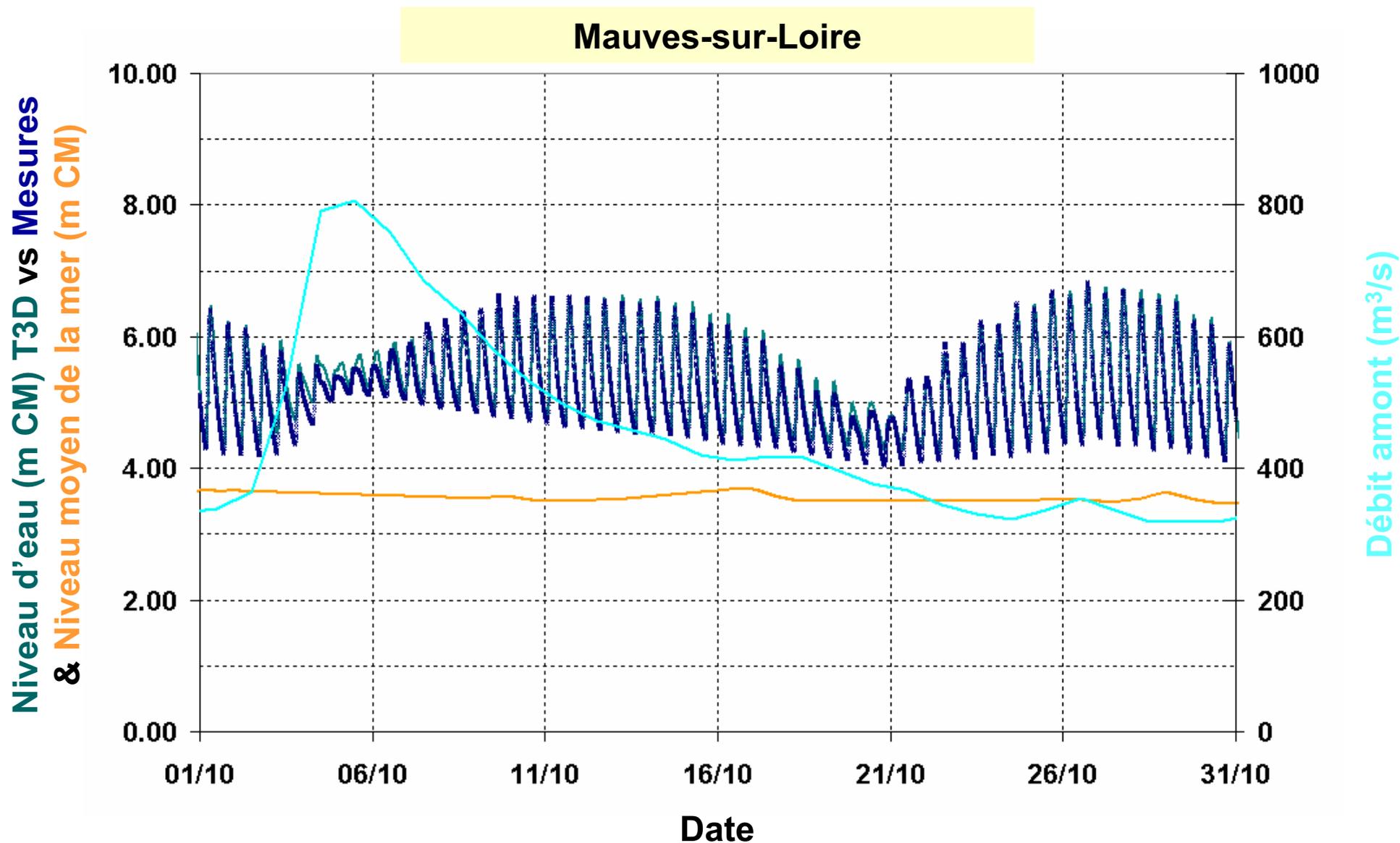


Fig. A.18

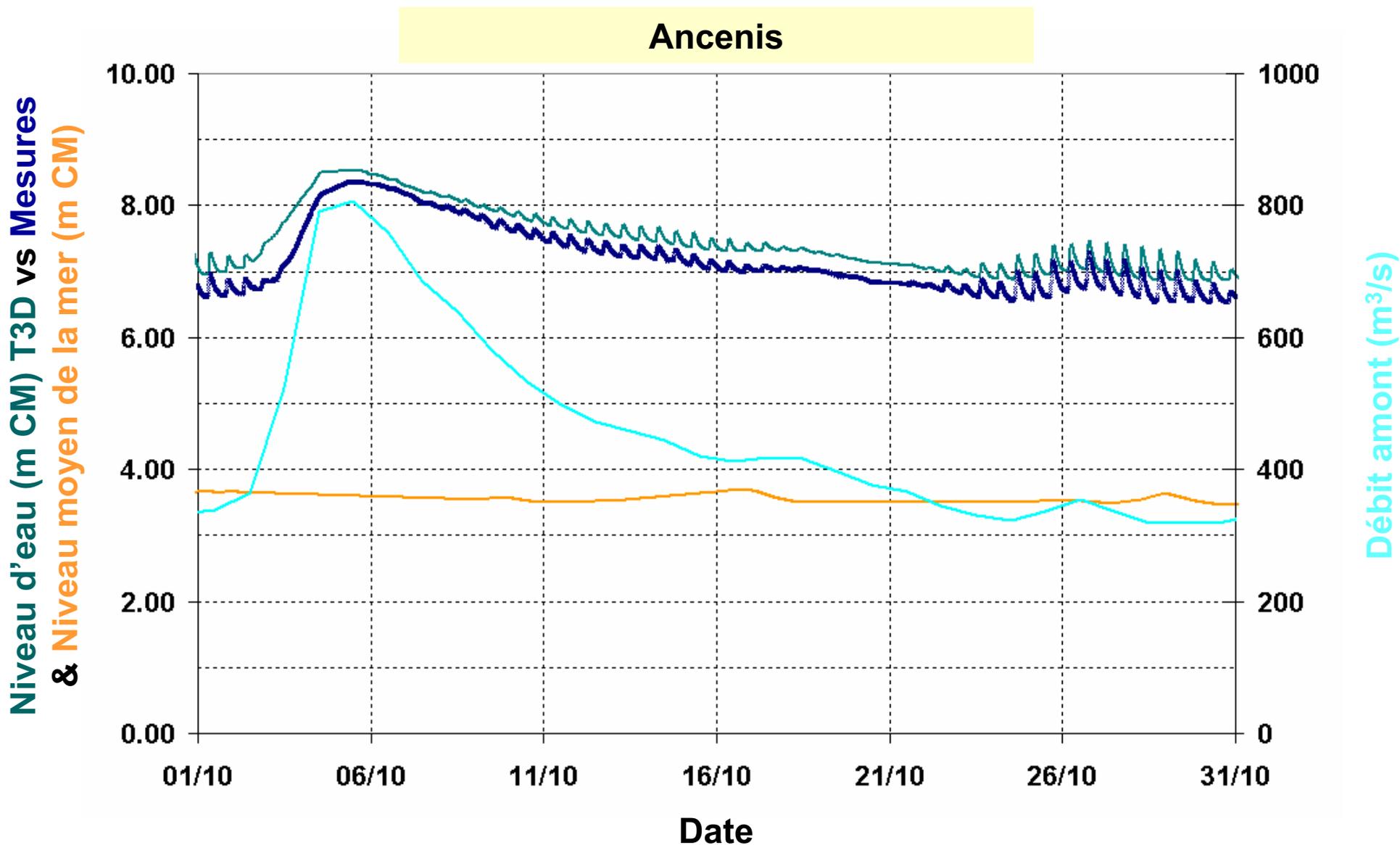


Fig. A.19

**Validation du modèle en hydrodynamique – Analyse quantitative
Période d'octobre 2007**

X=0.20m	St-Nazaire	Donges	Cordemais	Le Pellerin	Nantes	Ste-Luce	Mauves	Ancenis
Ecart type	0.08	0.08	0.08	0.09	0.13	0.37	0.21	0.10
RMSE	0.09	0.09	0.08	0.09	0.13	0.37	0.23	0.29
CF(X)	94%	93%	96%	94%	85%	48%	56%	18%
POF(X)	6%	7%	3%	5%	9%	33%	32%	82%
NOF(X)	0%	0%	0%	1%	5%	18%	13%	0%
POF(2X)	0%	0%	0%	0%	1%	11%	1%	5%
NOF(2X)	0%	0%	0%	0%	0%	13%	5%	0%

- RMSE** Erreur quadratique moyenne
- CF(X)** Pourcentage du temps pendant lequel l'erreur est comprise dans l'intervalle [-X;X]
- POF(X)** Pourcentage du temps pendant lequel l'erreur est supérieure à X
- NOF(X)** Pourcentage du temps pendant lequel l'erreur est inférieure à -X
- POF(2X)** Pourcentage du temps pendant lequel l'erreur est supérieure à 2X
- NOF(2X)** Pourcentage du temps pendant lequel l'erreur est inférieure à -2X
- N/A** Pas de mesures disponibles

A/TO: **GIP LOIRE ESTUAIRE**

N°FAX:

COPIE/
COPY:

N°FAX:

DE/FROM: REGIS WALTHER

REF.: MHL/1741097/RWR

N°TEL: 33 (0)4 76 33 43 45

DATE: 05 MAI 2009

E-MAIL: regis.walther@sogreah.fr

N/PAGES: 7

OBJET/
SUBJECT: **MODELE DE L'ETAT ACTUEL – DEUXIEME NOTE D'AVANCEMENT DU CALAGE SIMPLE EN SALINITE**

Cette note d'avancement fait référence au modèle général de la Loire dans son état actuel, c'est-à-dire le modèle conçu pour le « Lot 1 ». Tout au long de cette note, il sera simplement nommé le « modèle ».

1. PREAMBULE

Le calage simple du modèle de la Loire s'effectue en trois étapes successives :

- Calage hydrodynamique pour plusieurs séries de débits fixes ;
- Calage en salinité ;
- Calage en salinité et turbidité.

C'est la seconde étape qui fait l'objet de cette note d'avancement.

Le calage en salinité devait être réalisé sur les campagnes de mesures de septembre 1996, d'octobre 2000 et décembre 2000 (périodes déjà utilisées pour le modèle précédent) tandis que la période de crue de janvier 2004 devait être utilisée pour la validation du modèle.

Toutefois, la majorité des difficultés rencontrées au cours du calage hydrodynamique l'ont été pour les débits d'étiage. Les calculs hydrodynamiques en débit de crue ont donc été opérationnels bien avant les calculs en débit d'étiage. Afin de gagner du temps, nous avons commencé le calage sur la période de crue qui ont été présentés dans une première note de d'avancement.

Dans cette première note, il avait été testé

- 3 variantes du maillage vertical
- 3 fonctions d'amortissement en longueur de mélange
- Un modèle K-epsilon

Dans cette seconde note les calculs en étiage sont ajoutés et nous avons laissé pour complément les calculs en crue avec le modèle k-epsilon et avec le modèle de longueur de mélange (seulement avec la meilleur des fonctions d'amortissement pour obtenir les périodes de fortes stratifications).

2. TURBULENCE ET FONCTIONS D'AMORTISSEMENT

Les simulations présentées ont été réalisées :

- dans un premier temps sur la crue de 2004 ;
- dans un second temps sur le débit d'étiage d'octobre 2000.

2.1. DESCRIPTION DES MODELES UTILISES

Les nombres de Reynolds atteints par les courants en mer ou en estuaire sont extrêmement élevés et représentent des écoulements fondamentalement turbulents.

L'utilisation de TELEMAC-3D dans le domaine côtier nécessite de définir un modèle de turbulence (et les coefficients de diffusion associés) différent selon la verticale et l'horizontale. En effet, pour ce type d'application, la notion d'échelle des tourbillons peut-être fondamentalement différente en espace selon l'horizontale ou la verticale. Verticalement, elle est contrainte par la hauteur d'eau et encore plus par d'éventuels effets de stratifications tandis qu'horizontalement, un cap d'un kilomètre de long peut générer des tourbillons horizontaux dont la taille se rapporte à cette échelle. Il est donc usuel de séparer les échelles de turbulence verticale et horizontale qui ne répondent pas à la même dynamique.

2.1.1. MODELE DE TURBULENCE HORIZONTALE

Nous avons choisi un coefficient de diffusion constant selon l'horizontale. Ce choix repose d'une part sur une simplification du modèle et d'autre part sur la faible influence de ce paramètre à l'échelle de l'estuaire.

2.1.2. MODELE DE TURBULENCE VERTICALE

2.1.2.1. MODELE DE LONGUEUR DE MELANGE

Le premier modèle de turbulence verticale testé est de type longueur de mélange. Un tel modèle exprime la viscosité turbulente (ou coefficient de diffusion) en fonction du gradient des vitesses moyennes et de la longueur de mélange (théorie de Prandtl) :

$$\nu = L_m^2 \sqrt{2D_{ij}D_{ij}} \quad ; \quad \text{où } D_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{U}_j}{\partial x_i} \right)$$

Le modèle de longueur de mélange utilisé est celui de Nezu & Nakagawa.

Les résultats présentés sont ceux obtenus avec la fonction d'amortissement de Lefheldt & Bloss. (Les fonctions d'amortissement de Toorman et Munk & Anderson ont également été testées mais elles stratifient moins dans les périodes recherchées)

$$f(R_i) = (1 + a R_i)^b$$

a et b étant deux constantes dépendantes de la nature du traceur (ou des vitesses).

Pour Lefheldt & Bloss avec a = 3, b = -1 pour les vitesses et a = 3, b = -3 pour la salinité

Les différentes lois sont reportées à titre d'illustration sur le graphique ci-dessous :

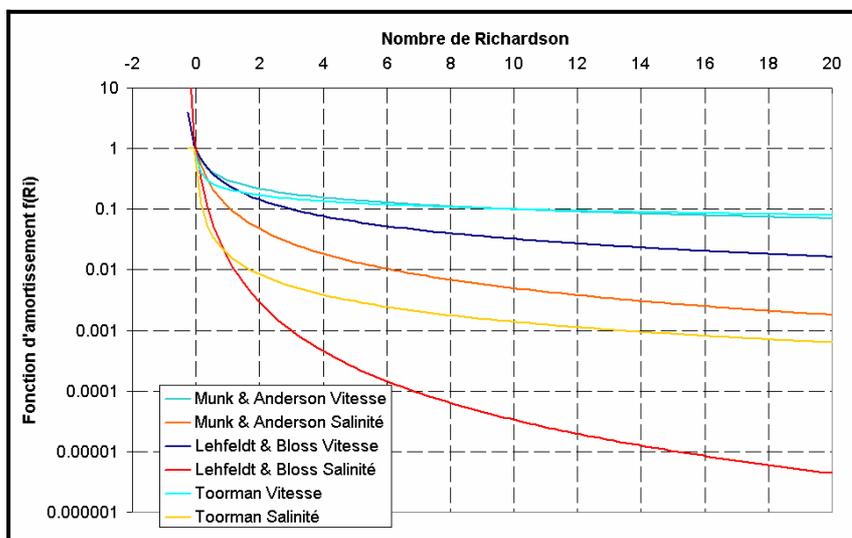


FIGURE 5 – REPRESENTATION DES FONCTIONS D'AMORTISSEMENT

2.1.2.2. MODELE K-EPSILON

Dans un second temps, à la demande des experts lors de la réunion du 17/10/2008, un modèle de turbulence verticale k-epsilon a été testé en comparaison avec les résultats obtenus avec le modèle de longueur de mélange.

L'avantage du modèle k-epsilon par rapport à un modèle de longueur de mélange est de ne pas supposer la turbulence à l'équilibre.

La **diapo n° A.1** expose un scan de quelques pages du livre de Jean-Michel Hervouet, « *Hydrodynamique des écoulements à surface libre* », sur la théorie du modèle de turbulence k-epsilon tel qu'il est formulé dans TELEMAC-3D.

Toutefois, l'emploi d'un tel modèle revient à résoudre la convection et la diffusion de deux traceurs supplémentaires en 3D. Le temps de calcul est donc quasiment doublé en comparaison avec un modèle de longueur de mélange.

2.2. COMPARAISON DES RESULTATS OBTENUS POUR CHACUN DE CES MODELES DE TURBULENCE

2.2.1. PRINCIPE

Pour cette comparaison de l'influence du modèle de turbulence, nous avons utilisé le **maillage vertical 3** (présenté dans la note précédente) puisqu'il nous semble être le meilleur compromis pour une résolution optimale de la salinité et de la sédimentologie.

Période de simulation :

- Crue de 2004 : le modèle a simulé approximativement 45 jours à partir du 17/12/2003, ce qui laisse environ 30 jours d'exploitation passé les 15 jours d'initialisation.

- Débit d'étiage d'octobre 2000 : le modèle a simulé approximativement 40 jours à partir du 22/09/2000, ce qui laisse environ 25 jours d'exploitation passé les 15 jours d'initialisation.

Les graphiques présentés sont centrés sur la période pour lesquelles il y a des mesures. Cependant il est ajouté en « icône » à chaque fois le même graphique mais sur l'ensemble de la période simulée. Ce graphique miniature n'est pas là pour comparer le modèle aux mesures, mais pour apprécier les phénomènes à observer sur une plus grande période fonction des coefficients de marée et du débit de la Loire. Sur chaque graphique sont ajoutés le débit de la Loire et l'enveloppe de la marée, c'est-à-dire la pleine mer et la basse mer mesurées à +/- 12h

2.2.2. RESULTATS

Pour chaque simulation, les résultats du modèle sont comparés aux mesures lorsqu'elles sont disponibles :

- A Mindin, Montoir et Bilho pour la période de crue de 2004 ;
- A Cordemais, Montoir et Bilho pour le débit d'étiage d'octobre 2000.

Les points de mesures sont localisés sur les cartes de la **diapo n° B.1** pour la période de crue de 2004 et sur la **diapo n° C.1** pour la période d'étiage d'octobre 2000.

Viennent ensuite les résultats avec :

- Longueur de mélange et fonction d'amortissement de Lehfeldt & Bloss :
 - ⇒ **Diapos n° B.2, B.3 et B.4** pour la crue de 2004 ;
 - ⇒ **Diapos n° C.2, C.3 et C.4** pour le débit d'étiage d'octobre 2000.
- Modèle k-epsilon sur la verticale :
 - ⇒ **Diapos n° B.5, B.6 et B.7** pour la crue de 2004 ;
 - ⇒ **Diapos n° C.5, C.6 et C.7** pour le débit d'étiage d'octobre 2000.

Remarque :

Il est à noter que les résultats présentés à Mindin pour la crue de 2004 reflètent la salinité calculée au fond alors que les mesures sont celles mesurées à mi-hauteur : 9 m sous la surface (ce qui explique l'amplitude de salinité mesurée). Les résultats n'étant pas conservés à ce stade, il nous est malheureusement pas possible de mettre les graphiques à jour pour cette note. Les nouveaux graphiques seront corrigés.

2.2.3. ANALYSE DES RESULTATS

2.2.3.1. CRUE DE 2004

2.2.3.1.1. MODELES DE LONGUEUR DE MELANGE

Le modèle de longueur de mélange avec la fonction d'amortissement de Lefheldt & Bloss stratifie assez fortement l'estuaire, ce que l'on peut voir sur les 15 premiers jours de calcul,

par contre dès que le débit augmente, le positionnement du front salin se situe bien trop en aval pour pouvoir caler le modèle aux mesures.

Bien qu'ils ne soient pas présentés, il est à noter que d'autres tests ont été effectués avec le modèle de longueur de mélange :

- Test avec une viscosité moléculaire plus importante ;
- Test avec la fonction d'amortissement de Toorman uniquement sur la salinité (variante utilisée par EDF sur l'étang de Berre).
- Test en augmentant ou diminuant séparément la fonction d'amortissement sur la vitesse et sur le traceur

Ces tests n'ont malheureusement pas apporté d'amélioration notable allant dans le sens des mesures.

2.2.3.1.2. MODELE K-EPSILON

Le modèle k-epsilon place quant à lui un front salin beaucoup plus à l'amont, ce qui donne une bien meilleure comparaison avec les mesures, avec de plus une stratification très correcte.

La stratification maximum observée n'est par contre pas plus importante qu'avec la longueur de mélange. Etant donné les bons résultats obtenus avec ce modèle k-epsilon, d'autres tests avaient été lancés :

- Ajout de l'application du modèle k-epsilon sur l'horizontal;
- un modèle k-epsilon sur la verticale avec une viscosité moléculaire plus importante.

Les résultats obtenus montrent que le modèle est très peu sensible à ces paramètres

2.2.3.2. DEBIT D'ETIAGE D'OCTOBRE 2000

2.2.3.2.1. MODELES DE LONGUEUR DE MELANGE

Comme pour le débit de crue, la position du coin salé calculée par le modèle se trouve trop à l'aval de l'estuaire. Les résultats à Cordemais le montrent clairement.

Si on analyse maintenant les résultats obtenus à Montoir, on constate que le modèle représente bien le mélange entre surface et fond en période de vive-eau tandis qu'il représente moins bien la stratification en période morte-eau et sous-estime la salinité, au fond et en surface.

Les résultats à Bilho, malgré l'absence de mesures en surface, vont dans le même sens que le constat déjà fait à Montoir. Celle-ci est donc bien représentée en période de vive-eau, aussi bien en termes de variation que de valeur absolue, tandis qu'en période de morte-eau, d'une part la salinité est sous-estimée, d'autre part la dynamique saline de l'estuaire n'est pas non plus conforme aux mesures.

2.2.3.2.2. MODELE K-EPSILON

Comparativement aux résultats obtenus avec le modèle de longueur de mélange sur la même période, le modèle k-epsilon place quant à lui un front salin plus à l'amont. Comme en crue, la comparaison avec les mesures est donc meilleure, même si le modèle place cette

fois le coin salé légèrement trop à l'amont, ce qui donne une salinité supérieure aux mesures. La stratification est quant à elle bien représentée, au décalage près avec les mesures.

A Montoir, les résultats du modèle k-epsilon sont moins bons que ceux du modèle de longueur de mélange en période de vive-eau. En effet, la stratification calculée est plus forte que celle mesurée et elle s'accompagne d'une salinité trop élevée au fond alors que la salinité en surface est bien représentée. En période de morte-eau, en revanche, le modèle k-epsilon donne de très bons résultats, d'une part en termes de stratification et d'autre part en termes de variation de la salinité et de valeurs absolues, que ce soit au fond ou en surface.

Finalement, la salinité calculée au fond à Bilho est quant à elle moins bien représentée qu'avec le modèle de longueur de mélange. En effet, on retrouve la tendance obtenue avec ce dernier modèle en termes de variation temporelle de la salinité sur un cycle de marée mais les valeurs absolues sont par contre surestimées par le modèle k-epsilon, notamment en période de vive-eau.

2.3. IMPACT SUR LES NIVEAUX D'EAU

La salinité et le modèle de turbulence verticale utilisé influant sur l'hydrodynamique, il convient de vérifier la représentation des niveaux d'eau pour chacun des deux modèles de turbulence verticale mis en œuvre.

Pour cela, nous avons comparé les niveaux d'eau obtenus en présence de salinité avec ceux obtenus lors du calage simple en hydrodynamique sur la période de 24h retenue, et pour chacun des huit marégraphes présentés sur la **diapo n° D.1**.

2.3.1. MODELE DE LONGUEUR DE MELANGE

Les résultats sont exposés sur les **diapos n° D.2 à D.9**.

Ils montrent que l'ajout de la salinité dans le modèle, influe peu sur la représentation des niveaux d'eau dans l'estuaire, puisque le modèle de turbulence verticale utilisé sur l'hydrodynamique lors du calcul de calage était déjà la longueur de mélange de Nezu et Nakagawa.

2.3.2. MODELE K-EPSILON

Les résultats sont exposés sur les **diapos n° D.10 à D.17**.

Contrairement aux résultats obtenus avec le modèle de longueur de mélange, le modèle k-epsilon influe grandement sur la représentation des niveaux d'eau dans l'estuaire. La modification de la turbulence verticale vient changer les profils de vitesses sur la maille du fond et donc le frottement calculé par une formulation de Nikuradse. Ceci est complètement normal, cependant l'intensité avec laquelle cela vient modifier la surface libre nous rend perplexe quant à la sensibilité due à cette formulation dans un tel environnement.

La sensibilité de la formulation de Nikuradse déjà senti lors du calage hydrodynamique, se confirme fortement par ce test. Il nous semble à ce stade, qu'il faut réeffectuer un calage hydrodynamique avec le modèle k-epsilon, mais que nous devrions le faire en Strickler.

Les objectifs d'opérationnalité du modèle, ne nous permettent pas d'avoir un doute constant sur l'hydrodynamique dès que l'on s'écarte de la condition pour laquelle on l'a calée. Un minimum de robustesse sur l'hydrodynamique qui est un paramètre clé pour la toute la suite nous semble nécessaire.

2.4. CONCLUSIONS SUR LE MODELE DE TURBULENCE VERTICAL

Les résultats obtenus avec le modèle k-epsilon, bien que surestimant la stratification et les valeurs absolues de la salinité en période de vive-eau, sont clairement encourageants puisqu'ils permettent une très bonne représentation de la dynamique saline en période de morte-eau, ce qui n'était pas le cas avec le modèle précédent.

Nous estimons donc qu'il est intéressant de poursuivre avec ce modèle de turbulence vertical et de passer en formulation Strickler pour le frottement. Toutefois, il nous semble important d'aborder le sujet en présence des experts avant de prendre une telle décision, puisqu'elle ne sera pas sans conséquence sur la suite de l'étude.

En effet, si nous conservons ce modèle de turbulence verticale, il faudra alors refaire le calage hydrodynamique avant d'implanter la turbidité dans le modèle.

D'autre part, si on considère la problématique du temps de calcul, un calcul réalisé avec le modèle de turbulence verticale k-epsilon est approximativement trois fois plus lent que le même calcul avec le modèle de longueur de mélange. Ainsi, simuler la période de 40 jours d'étiage en octobre 2000 sur 4 processeurs en parallèle nécessite environ 6 jours de calcul en k-epsilon, et donc environ deux jours en longueur de mélange.

Si le choix est fait de garder le modèle k-epsilon, il faudra passer du temps à optimiser les temps de calculs afin de s'approcher des chiffres imposés par le cahier des charges.

Régis Walther & Jérôme Rieu



Modèle de l'état actuel - Note d'avancement sur le calage simple en salinité

Annexe A – Extrait de :

« *Hydrodynamique des écoulements à surface libre* », Jean-Michel Hervouet



Diapo n° A.1 Modèle K-Epsilon implanté dans TELEMAC-3D

2.4.4 Equations du modèle k-epsilon

Modèle k-epsilon en dimension 3

Ce modèle est fondé sur le calcul de grandeurs physiques représentatives de la turbulence dans l'écoulement. Il s'agit de k et de ϵ qui désignent respectivement l'énergie cinétique turbulente et sa dissipation :

$$k = \frac{1}{2} \overline{u'_i u'_i} \quad (2.251)$$

$$\epsilon = \nu \overline{\frac{\partial u'_i}{\partial x_j} \frac{\partial u'_i}{\partial x_j}} \quad (2.252)$$

où u'_i est la fluctuation turbulente de la vitesse et où la barre représente l'opération de moyenne.

Equations de k et epsilon : en dimension 3, les grandeurs k et ϵ sont obtenues par la résolution des équations suivantes (références [32] et [62]) :

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \overline{U}_i \frac{\partial k}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\nu_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_i} \right) + P - G - \epsilon \quad (2.253)$$

$$\frac{\partial \epsilon}{\partial t} + U_i \frac{\partial \epsilon}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\nu_t}{\sigma_\epsilon} \frac{\partial \epsilon}{\partial x_i} \right) + C_{1\epsilon} \frac{\epsilon}{k} [P + (1 - C_{3\epsilon}) G] - C_{2\epsilon} \frac{\epsilon^2}{k} \quad (2.254)$$

où :

P est le terme de production d'énergie turbulente :

C_μ	$C_{\mu T}$	Pr_t	$C_{1\epsilon}$	$C_{2\epsilon}$	$C_{3\epsilon}$	σ_k	σ_ϵ
0,09	0,09	1,0	1,44	1,92	0 si $G > 0$ et 1 si $G \leq 0$	1,0	1,3

TAB. 2.1 - constantes du modèle k-epsilon

$$P = \nu_t \left(\frac{\partial \overline{U}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{U}_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial \overline{U}_i}{\partial x_j} = 2\nu_t D_{ij} D_{ij} \quad (2.255)$$

G est un terme source dû aux forces de gravité en cas de variations thermiques :

$$G = \beta \frac{\nu_t}{Pr_t} g \frac{\partial T}{\partial z}$$

avec : $\beta = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial T}$, Pr_t étant le nombre de Prandtl.

Connaissant k et ϵ , ν_t est alors déduit de la formule : $\nu_t = C_\mu \frac{k^2}{\epsilon}$, qui provient essentiellement de l'analyse dimensionnelle. On a de même :

$$\nu_{tT} = C_{\mu T} \frac{k^2}{\epsilon}$$

C'est l'hypothèse d'un équilibre entre création de turbulence et dissipation qui conduit au modèle de longueur de mélange. En effet, en prenant $P = \epsilon$, et comme $\nu_t \approx \frac{k^2}{\epsilon}$ on trouve immédiatement $\nu_t \approx \frac{k^2}{\epsilon}$. Par ailleurs $\nu_t \approx \sqrt{k} L_t$, où L_t est la taille caractéristique des tourbillons. On a ainsi :

$$\nu_t^2 \approx \frac{k^2}{2D_{ij}D_{ij}}$$

d'une part et $\nu_t^4 \approx k^2 L_t^4$. En divisant membre à membre la seconde équation par la première, il vient finalement :

$$\nu_t \approx L_t \sqrt{2D_{ij}D_{ij}}$$

Les constantes du modèle k-epsilon ont été déterminées par comparaison avec des situations simples. Les constantes C_μ et $C_{1\epsilon}$ sont obtenues à partir de données pour un écoulement turbulent proche d'une paroi solide. La décroissance libre de turbulence de grille permet de trouver une valeur pour $C_{2\epsilon}$ à partir de données expérimentales bien documentées. Les constantes σ_k et σ_ϵ ont été "optimisées", en se basant sur la performance du modèle dans les deux cas-tests que l'on vient de citer. L'obtention de $C_{3\epsilon}$ est détaillée dans les références [32] et [84]. On retiendra que $C_{3\epsilon}$ est égal à 1 pour une situation stable, c'est à dire si G est négatif, et à 0 pour une stratification instable. σ_k est parfois appelé "nombre de Prandtl turbulent pour l'énergie cinétique de la turbulence".

Toutes ces constantes sont résumées dans le tableau 2.1.

Dans les codes d'écoulements internes, le terme $-\frac{2}{3}k\delta_{ij}$ est souvent omis car il joue le même rôle qu'une pression. Ici la pression est supposée hydrostatique, il n'est plus possible d'y intégrer ce terme qui devra donc apparaître dans la résolution numérique.

Conditions aux limites du modèle k-epsilon

Frontières solides : pour la définition des conditions aux limites solides, on considère qu'il y a, à la paroi, un équilibre local de la turbulence tel que la production (par cisaillement à la paroi et sur le fond) est égale à la dissipation et que le profil de vitesse y est localement logarithmique. Cette idée a d'ailleurs été exploitée par Mellor et Yamada pour établir un modèle de turbulence à 0 équation (voir la référence [33]).

Avec notre hypothèse d'équilibre les équations du modèle k-epsilon se ramènent à une distance δ de la paroi à :

$$k = \frac{u_*^2}{\sqrt{C_\mu}} \quad (2.256)$$

$$\epsilon = \frac{u_*^3}{k \delta} \quad (2.257)$$

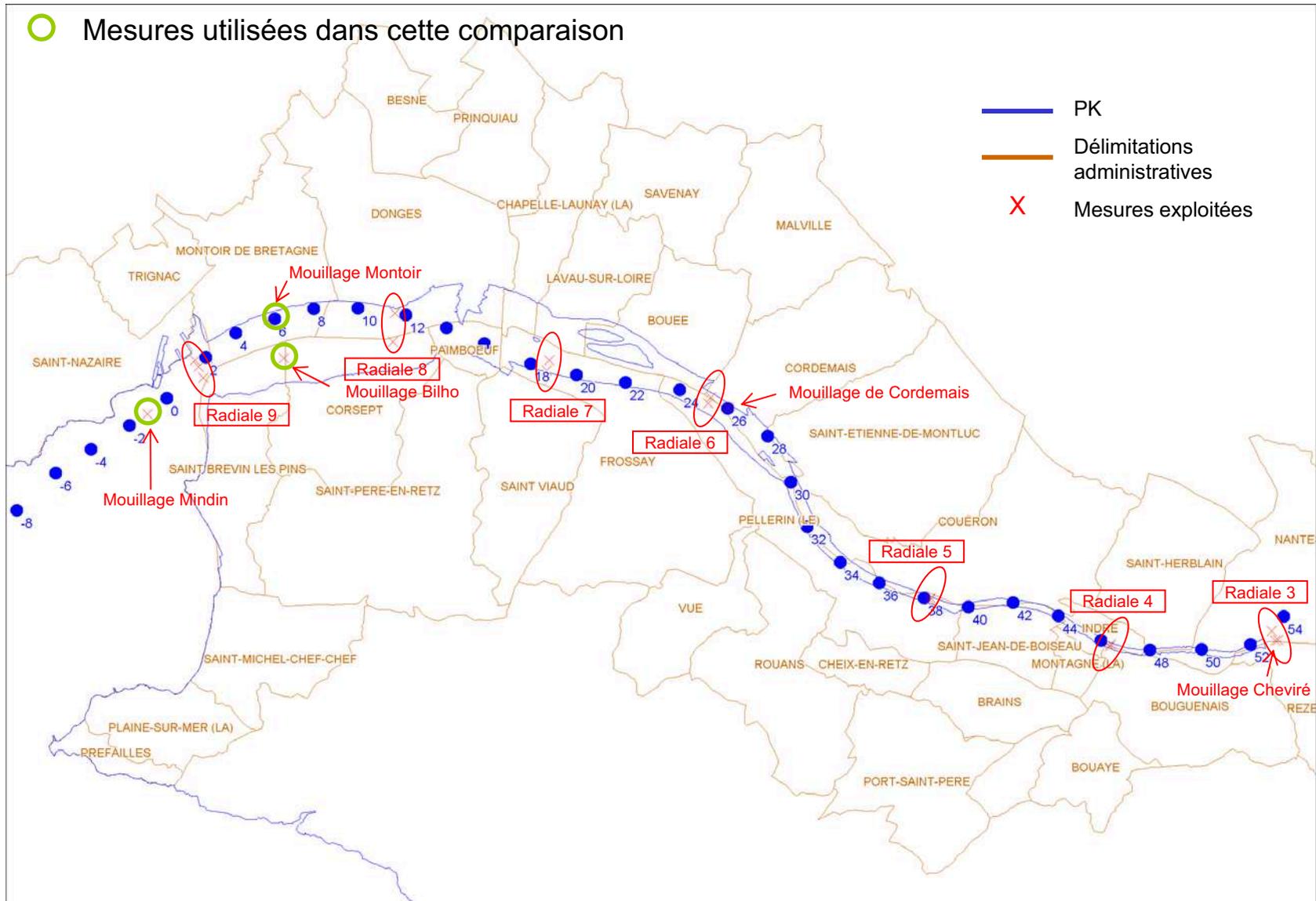
On choisit pour la distance δ le dixième de la taille locale des mailles, dans une direction normale à la paroi. Avec la turbulence, la condition à la limite pour la vitesse s'écrit maintenant $\nu_t \frac{\partial u}{\partial n} = -u_*^2$, ν étant remplacée par ν_t .

Frontières liquides : sans information supplémentaire sur la valeur de k et epsilon sur une frontière liquide, on impose une condition "faible", à savoir $\nu_t \frac{\partial k}{\partial n} = 0$ et $\nu_t \frac{\partial \epsilon}{\partial n} = 0$. Une telle condition peut cependant poser des problèmes numériques sur une entrée de domaine.

Modèle de l'état actuel - Note d'avancement sur le calage simple en salinité

Annexe B – Résultats en salinité sur la crue de 2004

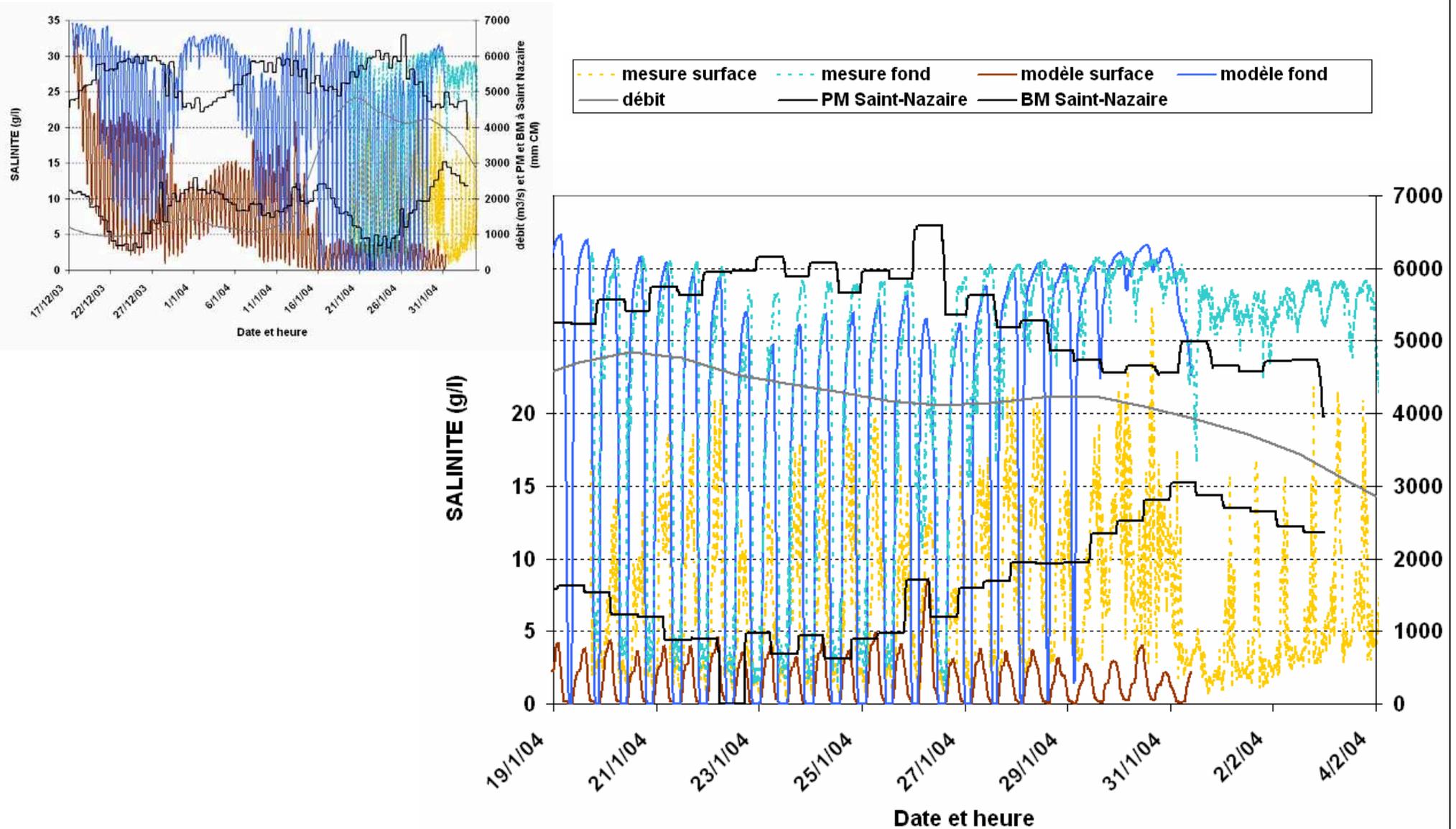
○ Mesures utilisées dans cette comparaison





Diapo n° B.2

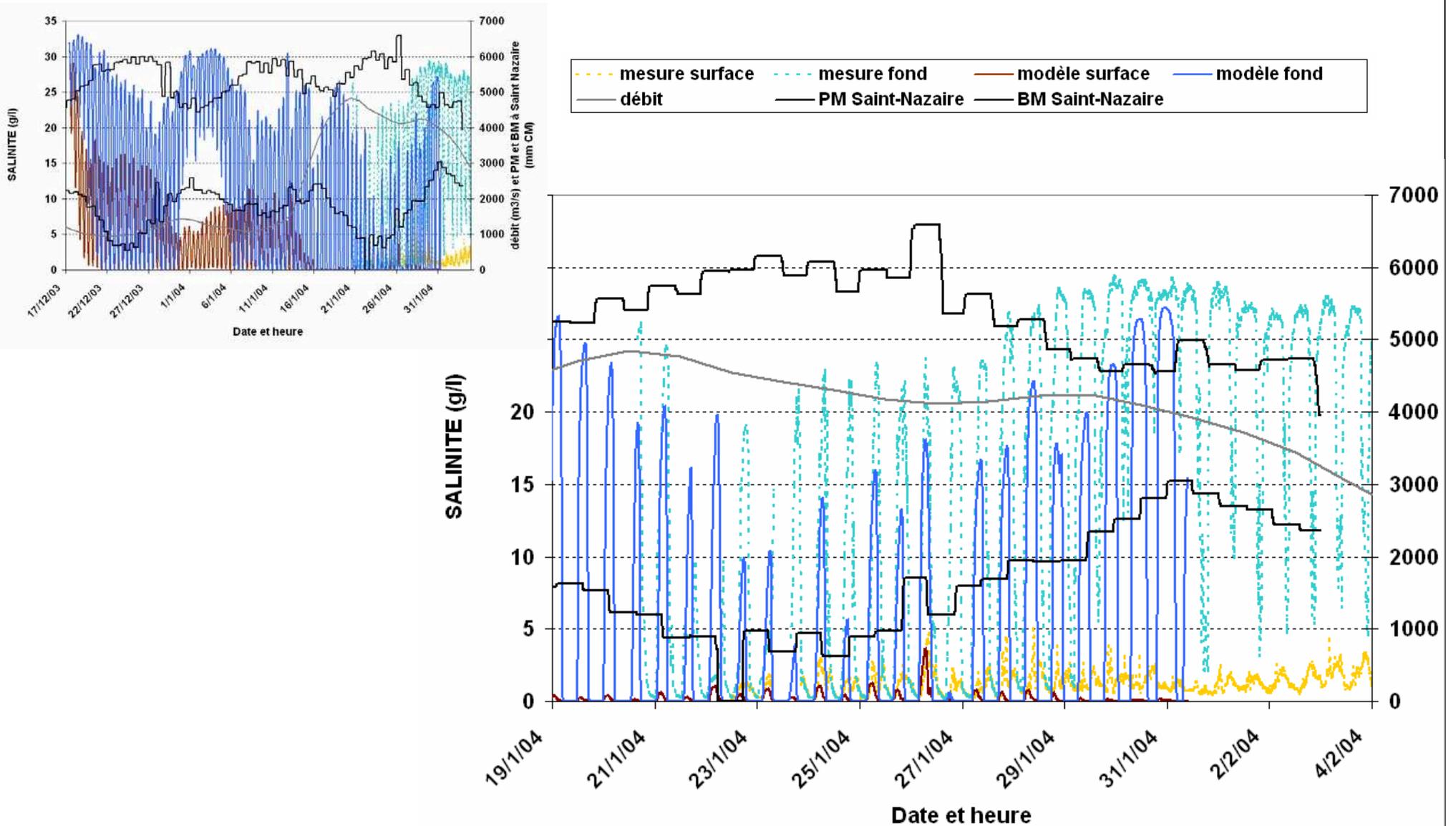
Lehfeldt & Bloss / Mindin





Diapo n° B.3

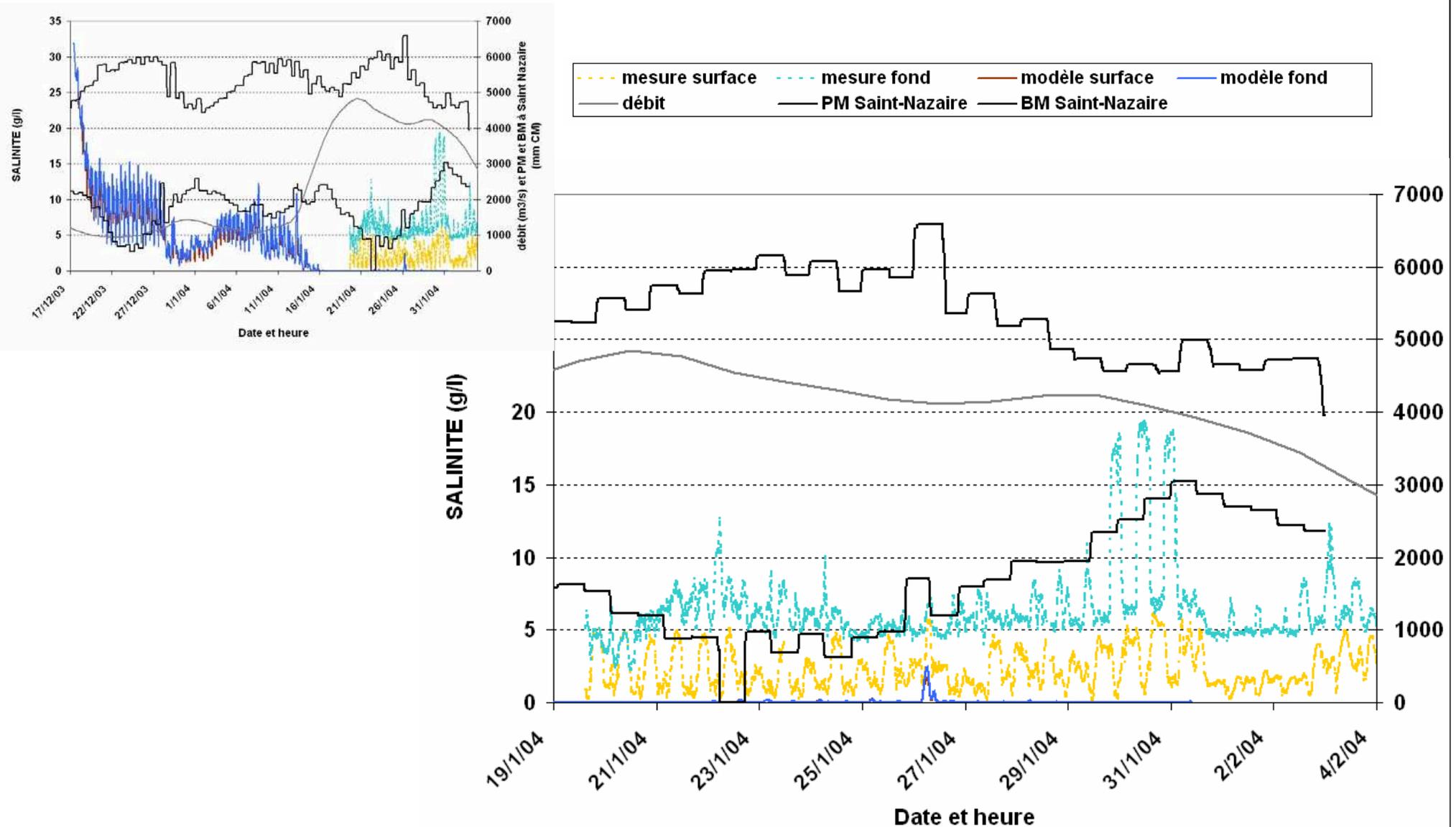
Lehfeldt & Bloss / Montoir





Diapo n° B.4

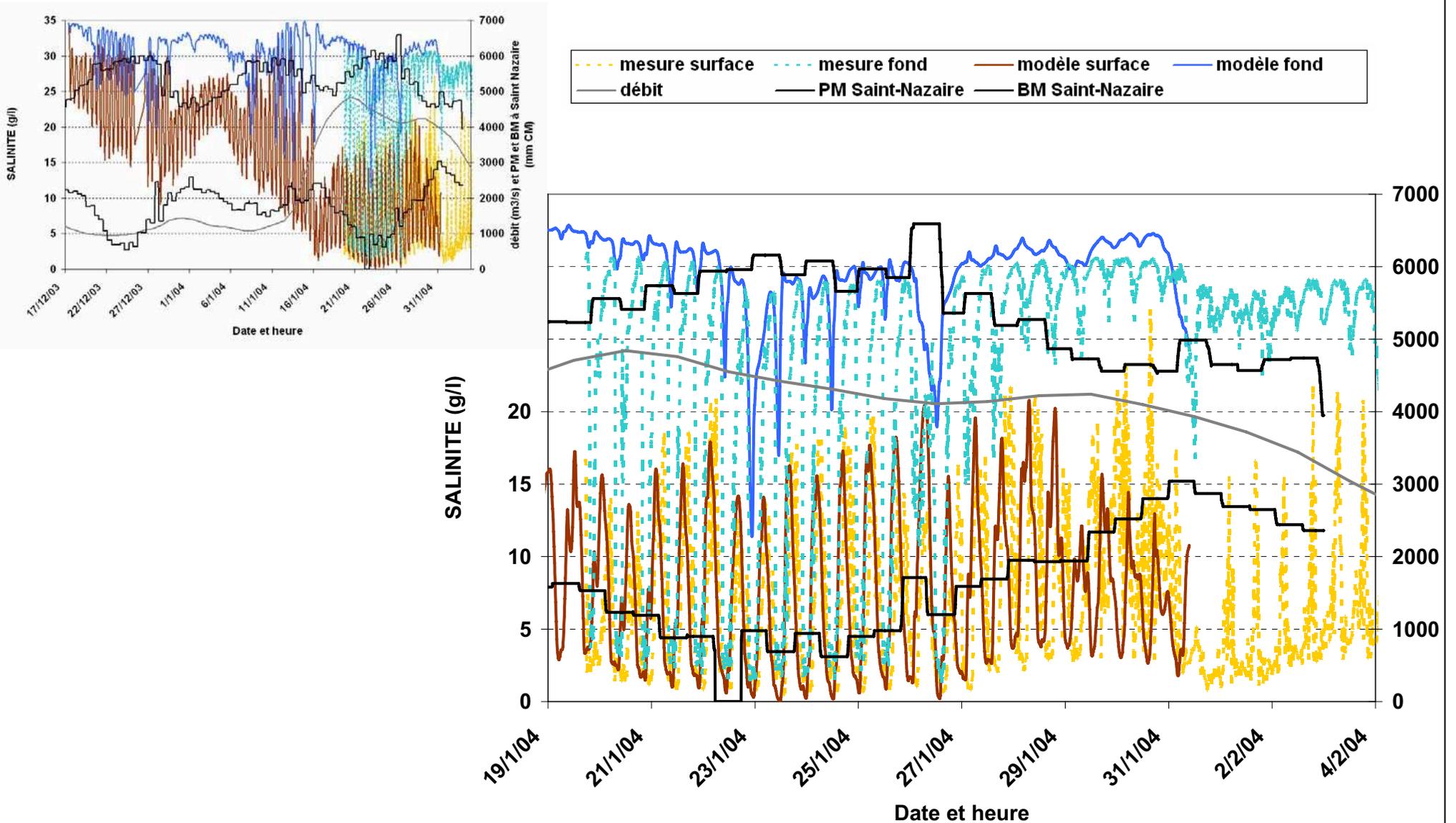
Lehfeldt & Bloss / Bilho





Diapo n° B.5

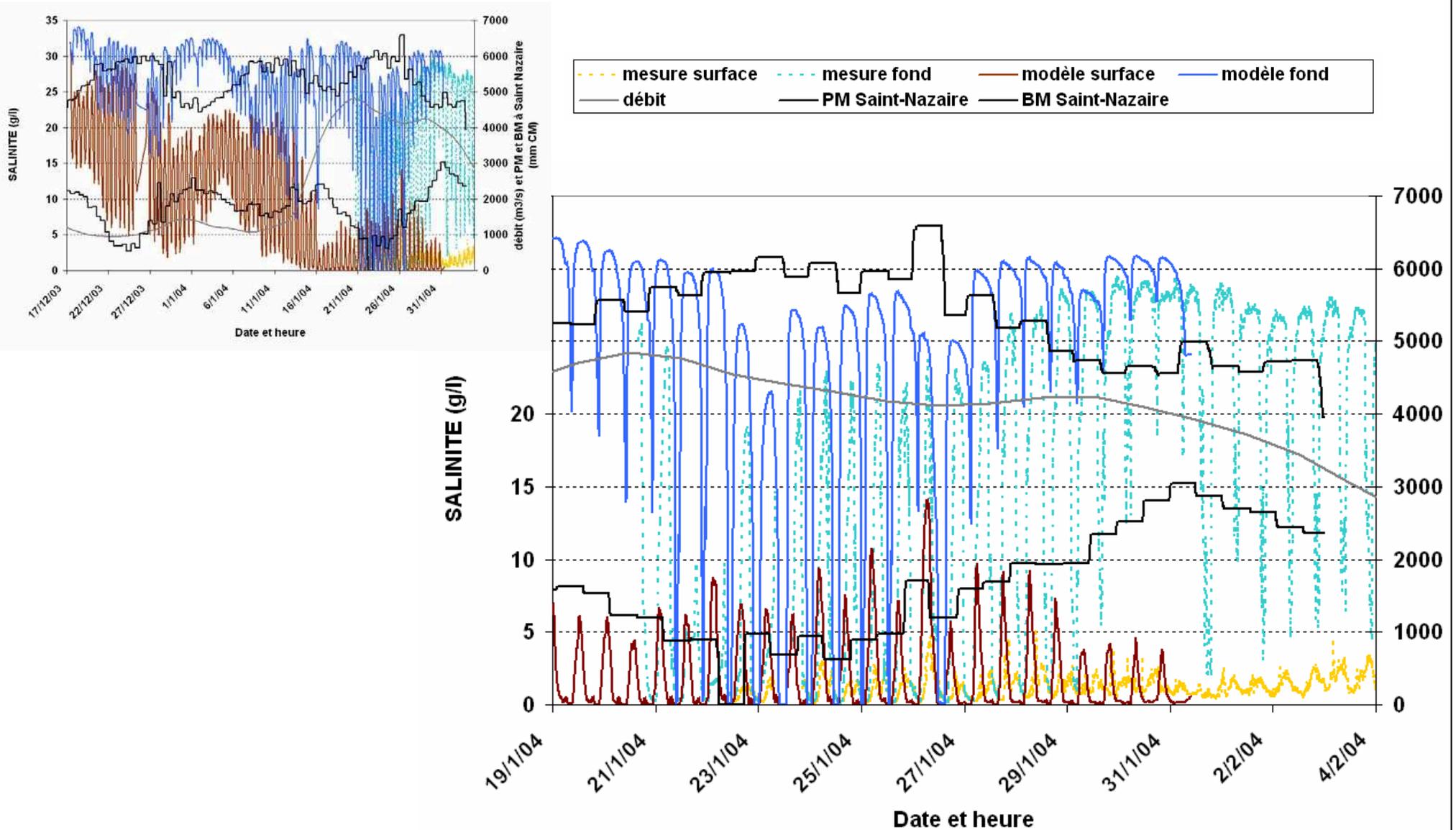
k-epsilon / Mindin





Diapo n° B.6

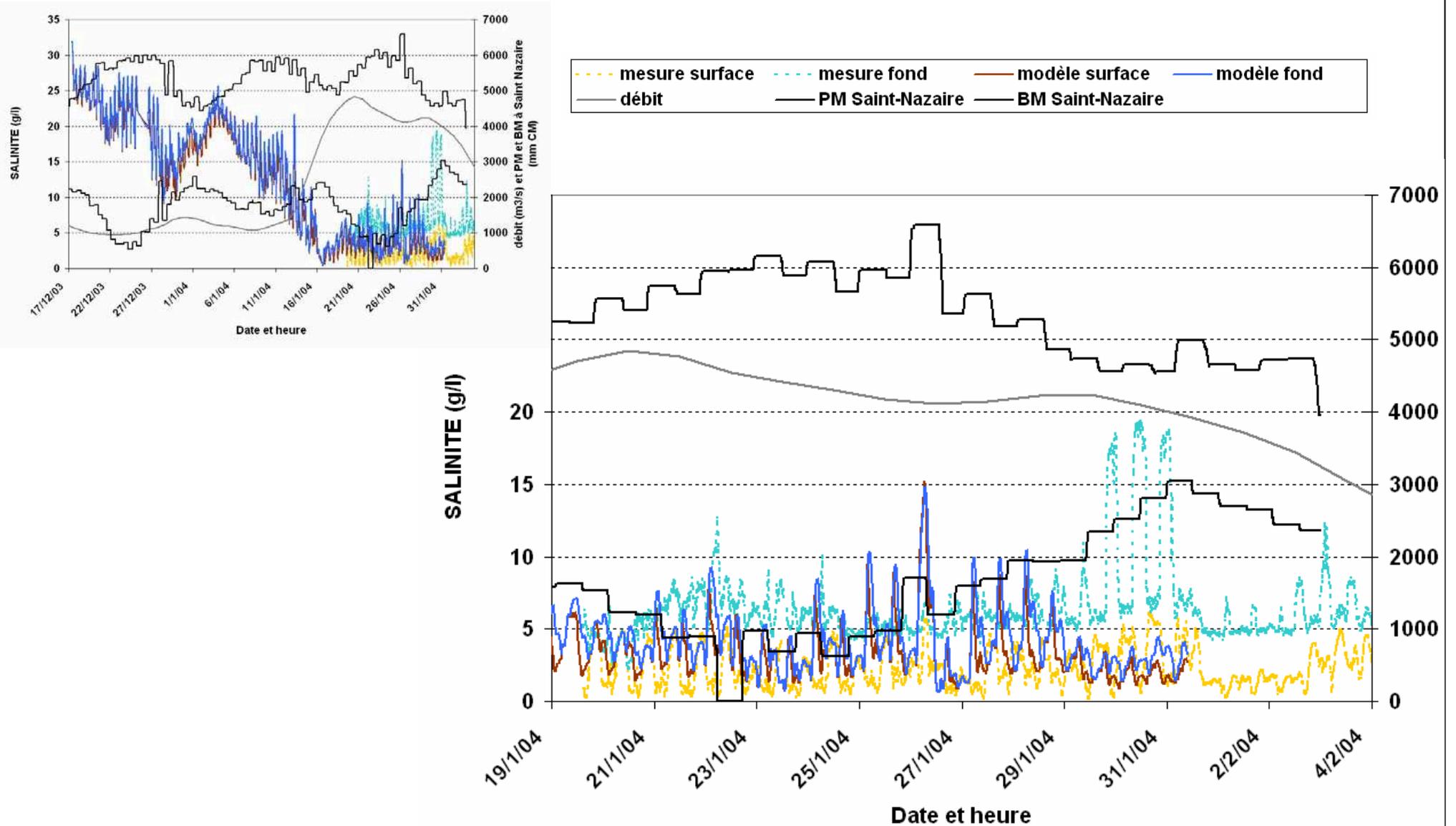
k-epsilon / Montoir





Diapo n° B.7

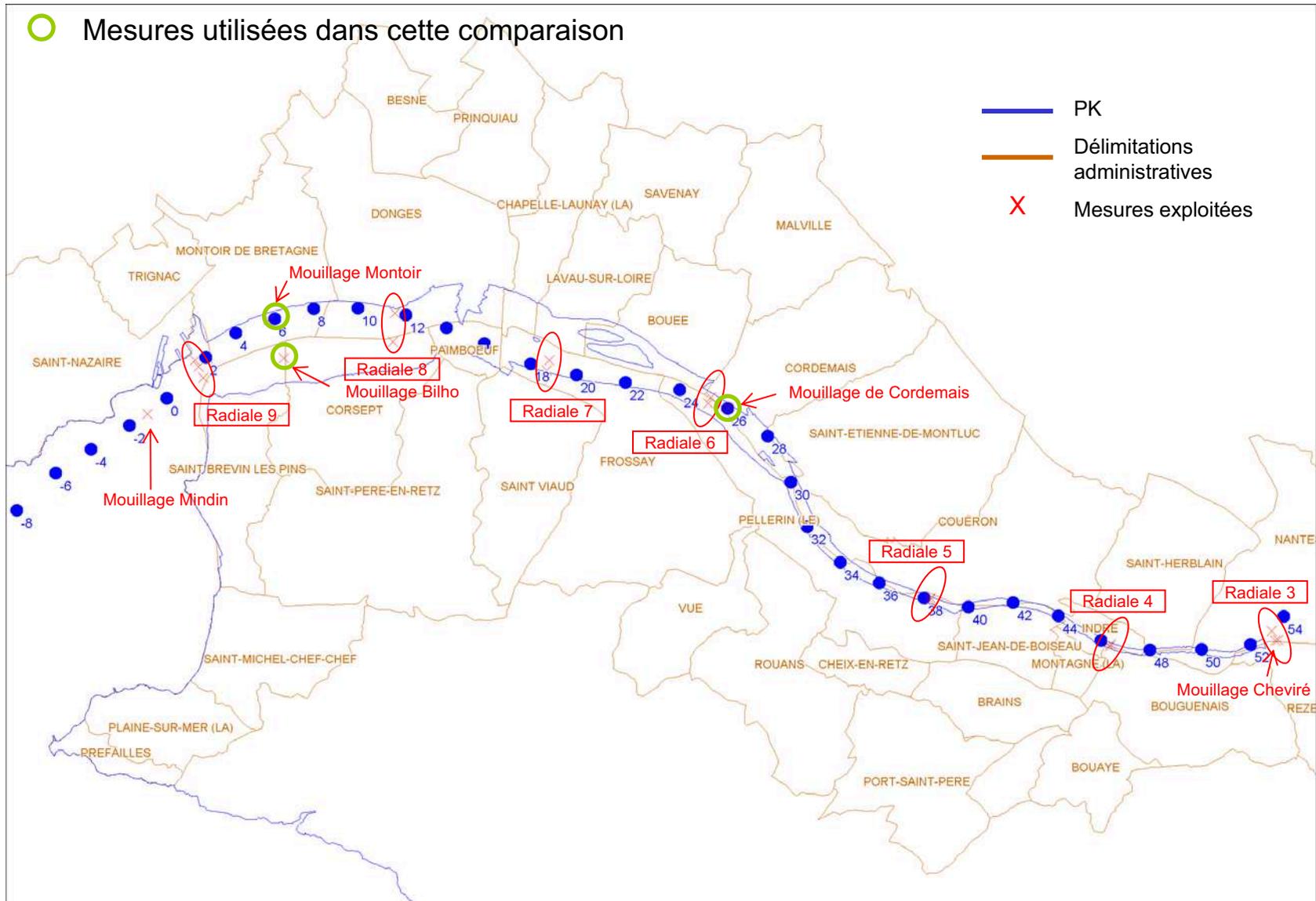
k-epsilon / Bilho



Modèle de l'état actuel - Note d'avancement sur le calage simple en salinité

Annexe C – Résultats en salinité sur le débit d'étiage d'octobre 2000

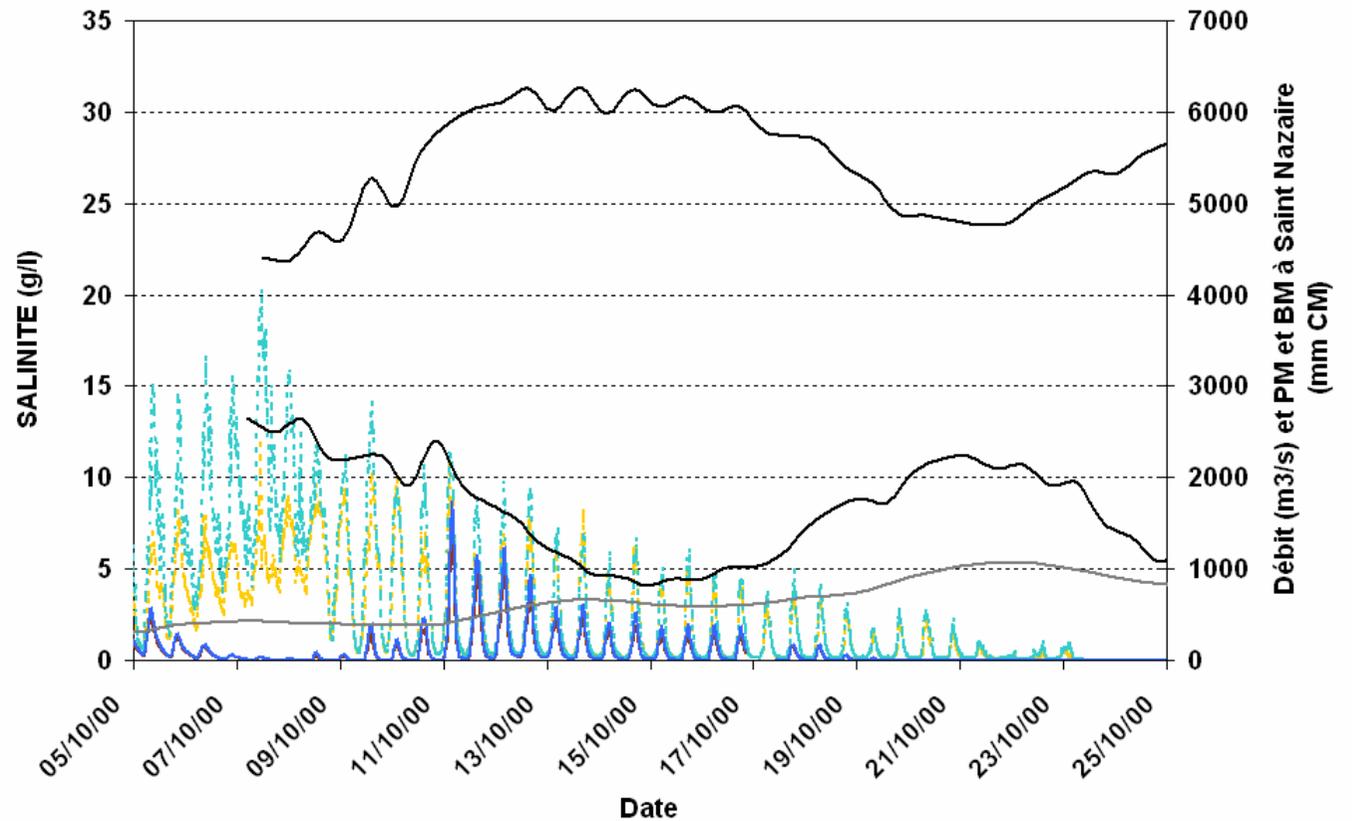
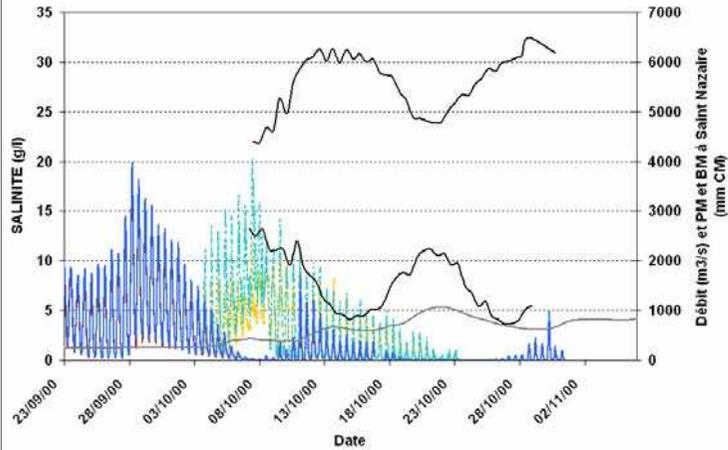
○ Mesures utilisées dans cette comparaison





Diapo n° C.2

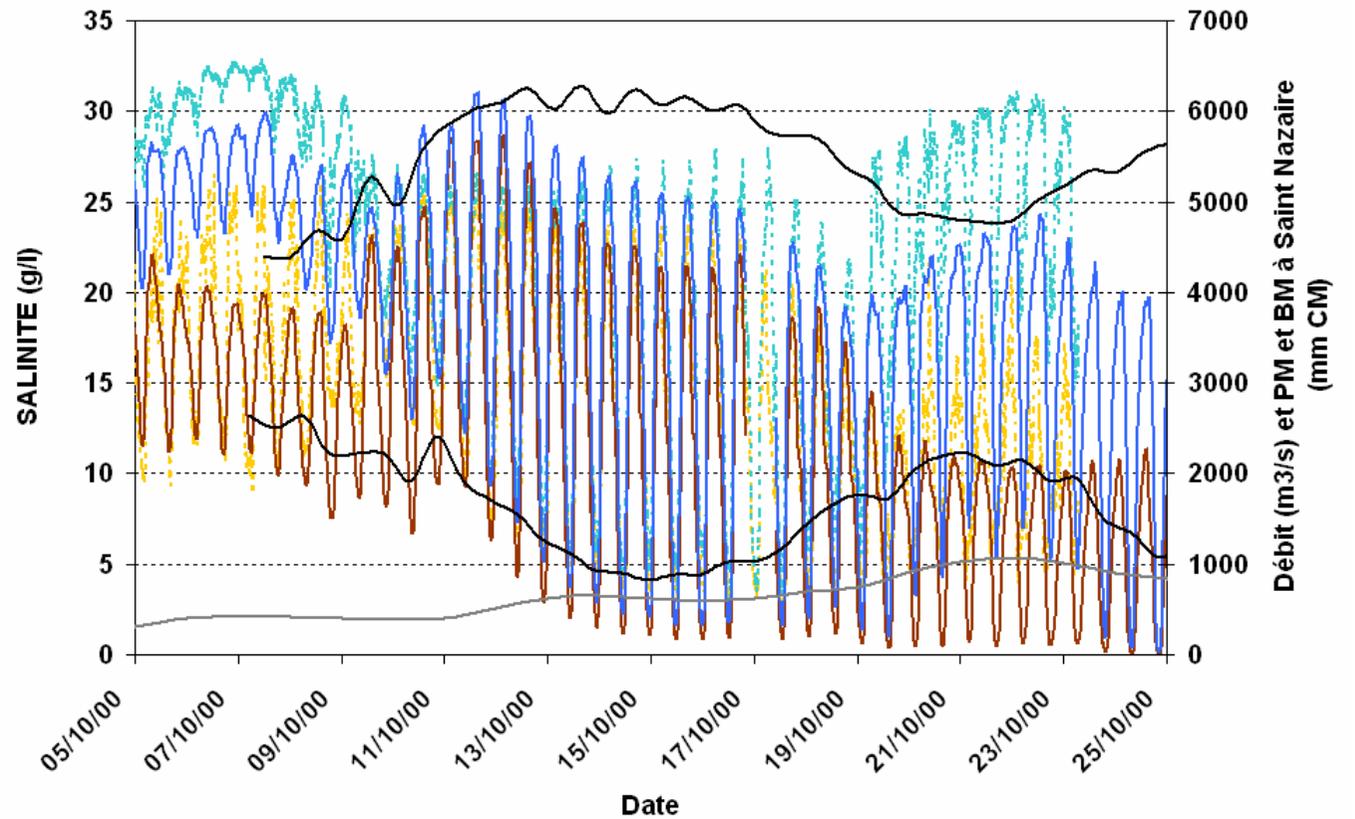
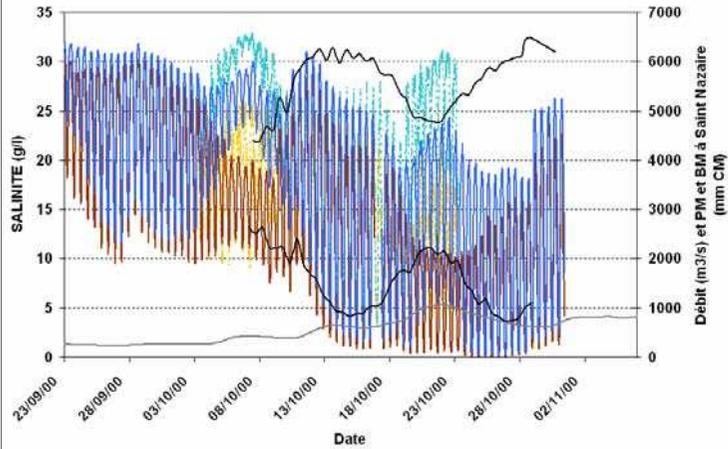
Lehfeldt & Bloss / Cordemais





Diapo n° C.3

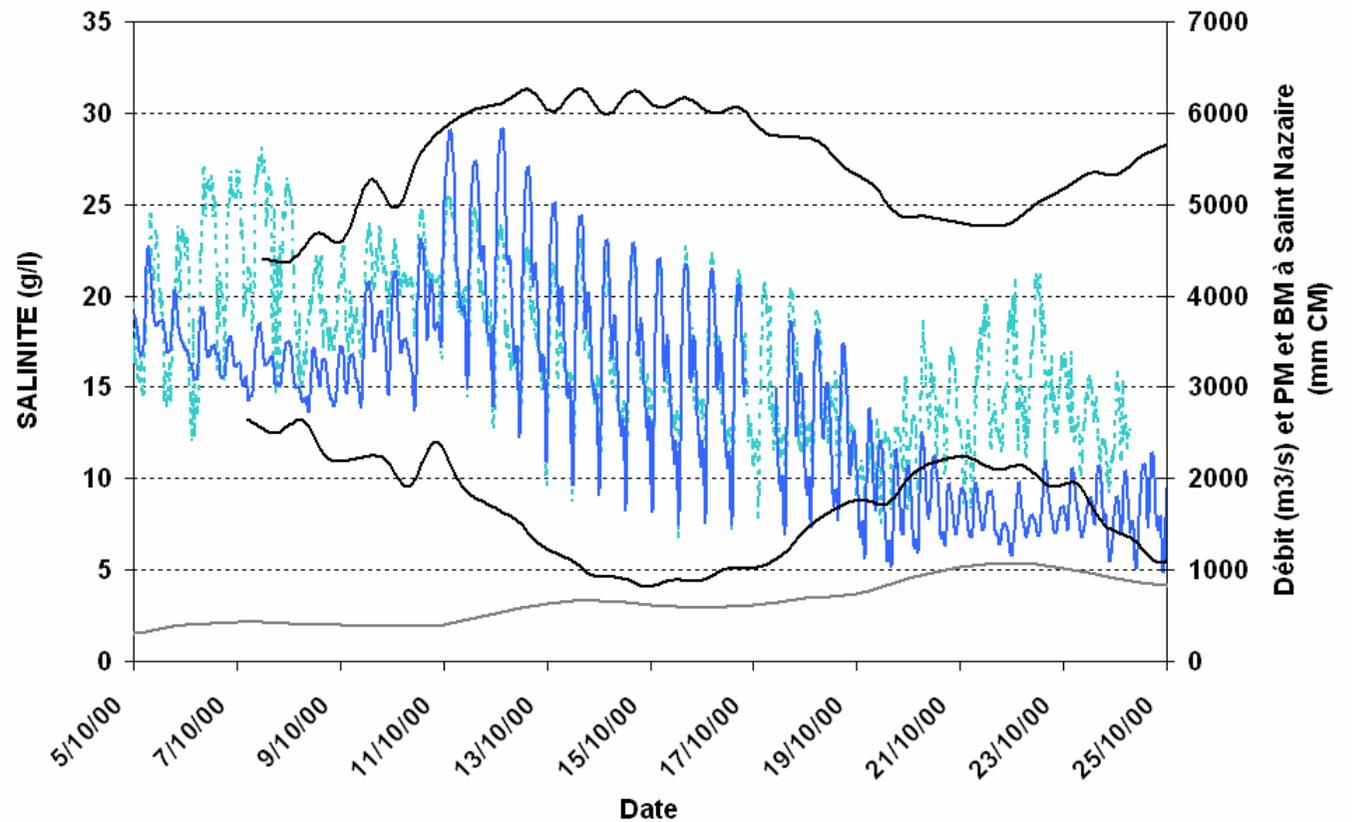
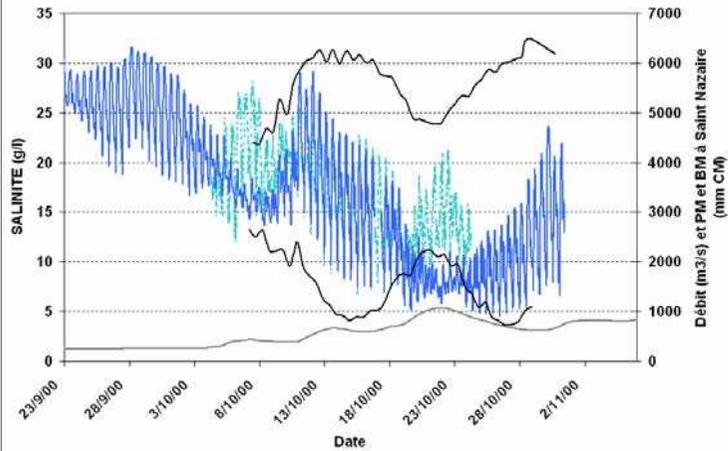
Lehfeldt & Bloss / Montoir





Diapo n° C.4

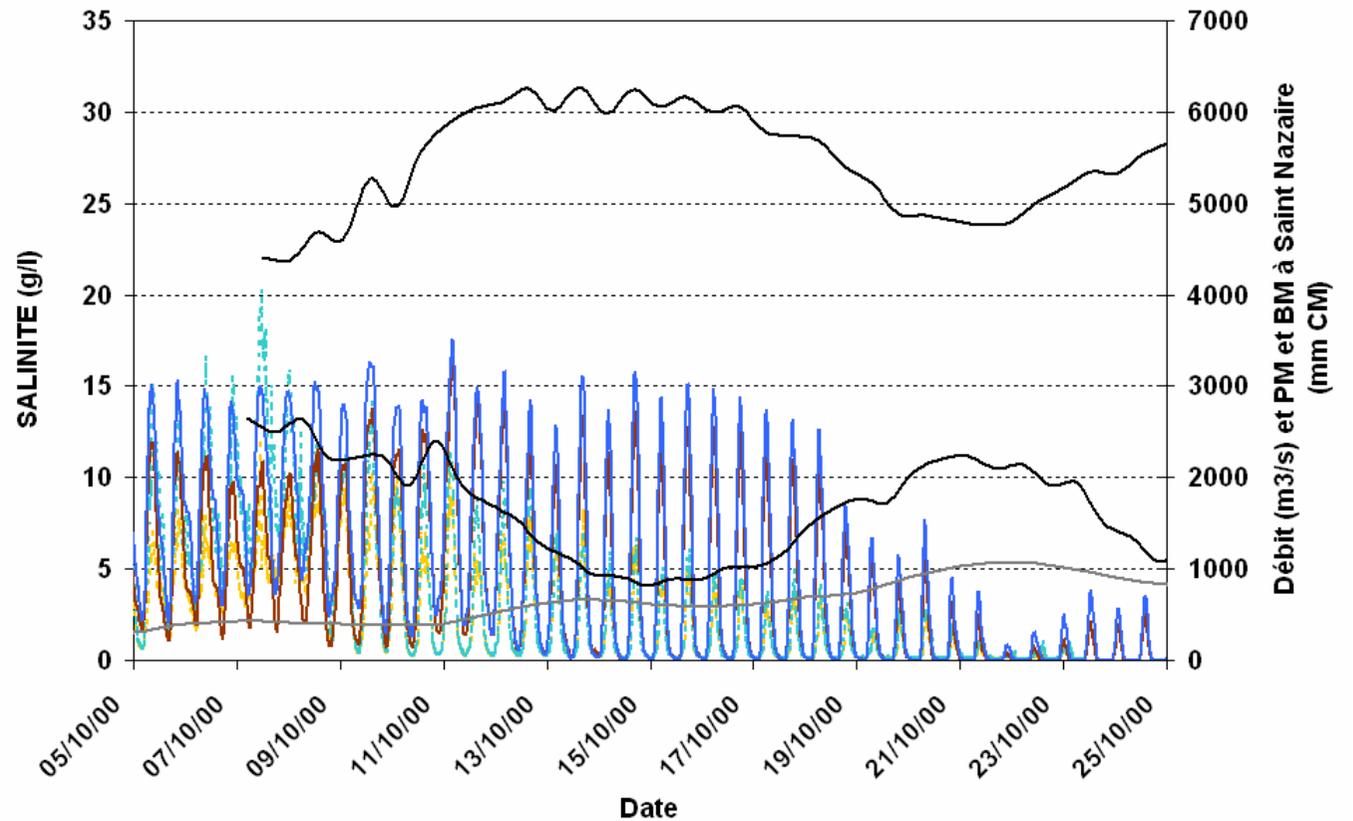
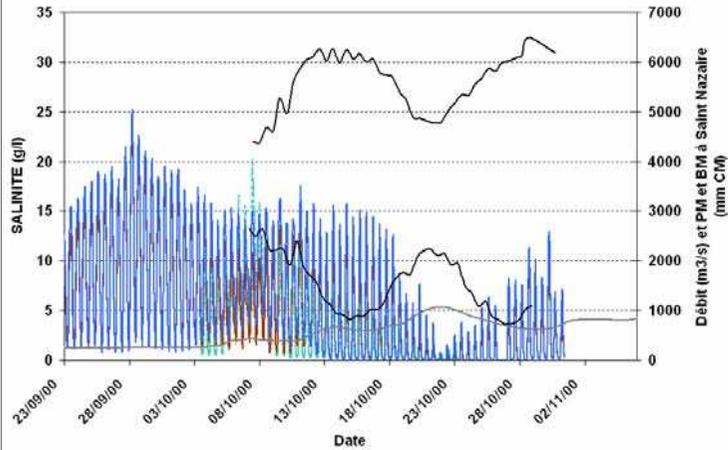
Lehfeldt & Bloss / Bilho





Diapo n° C.5

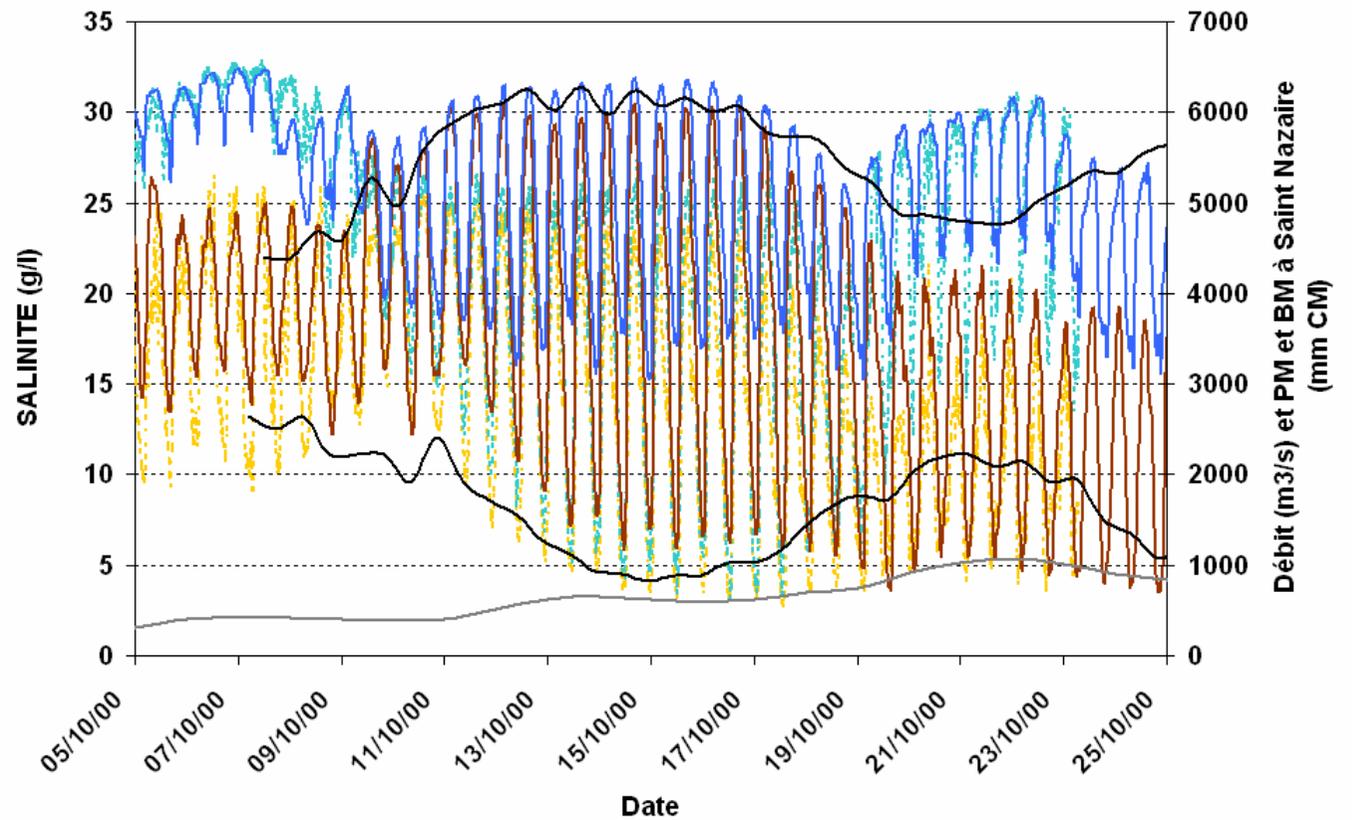
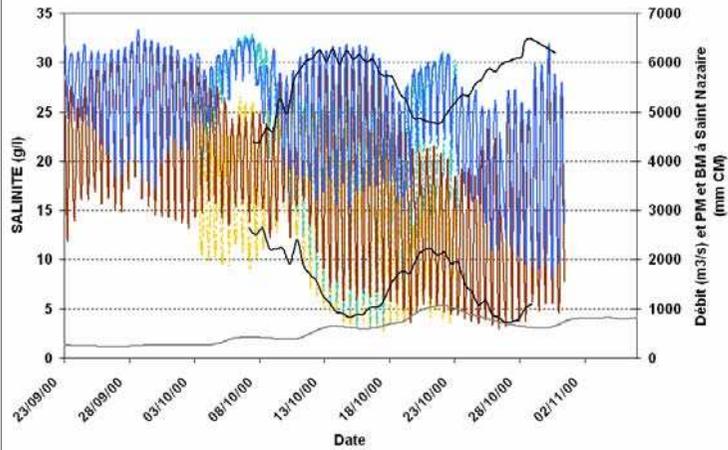
k-epsilon / Cordemais





Diapo n° C.6

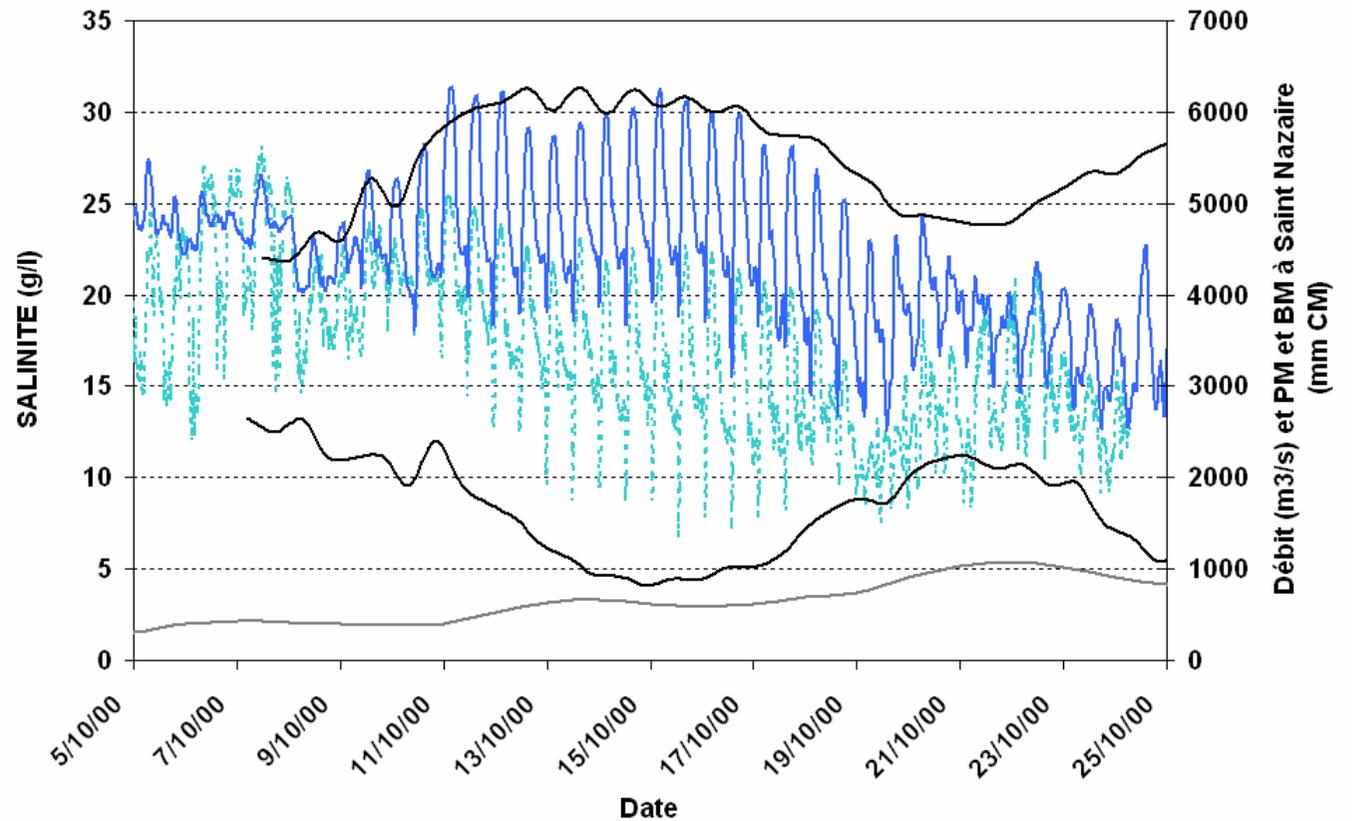
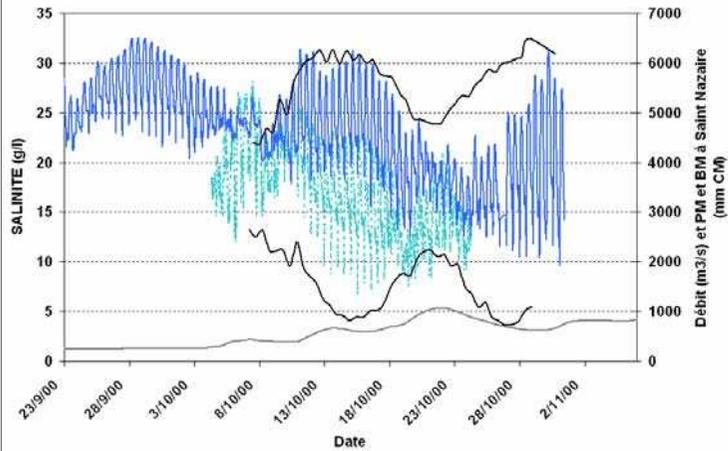
k-epsilon / Montoir





Diapo n° C.7

k-epsilon / Bilho

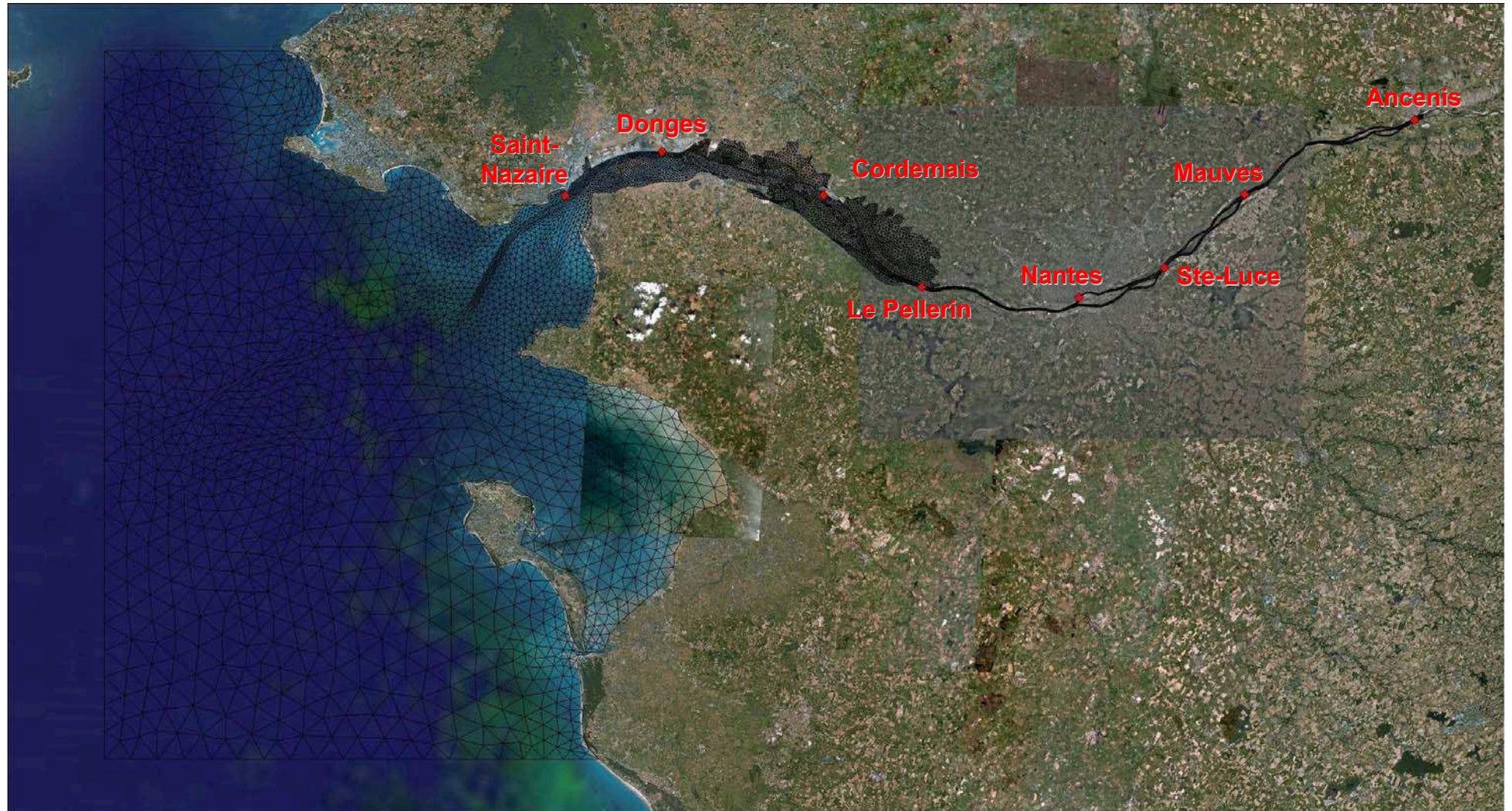


Modèle de l'état actuel - Note d'avancement sur le calage simple en salinité

Annexe D – Impact du modèle de turbulence vertical et de la salinité sur les niveaux d'eau

Diapo n° D.1

Position des marégraphes

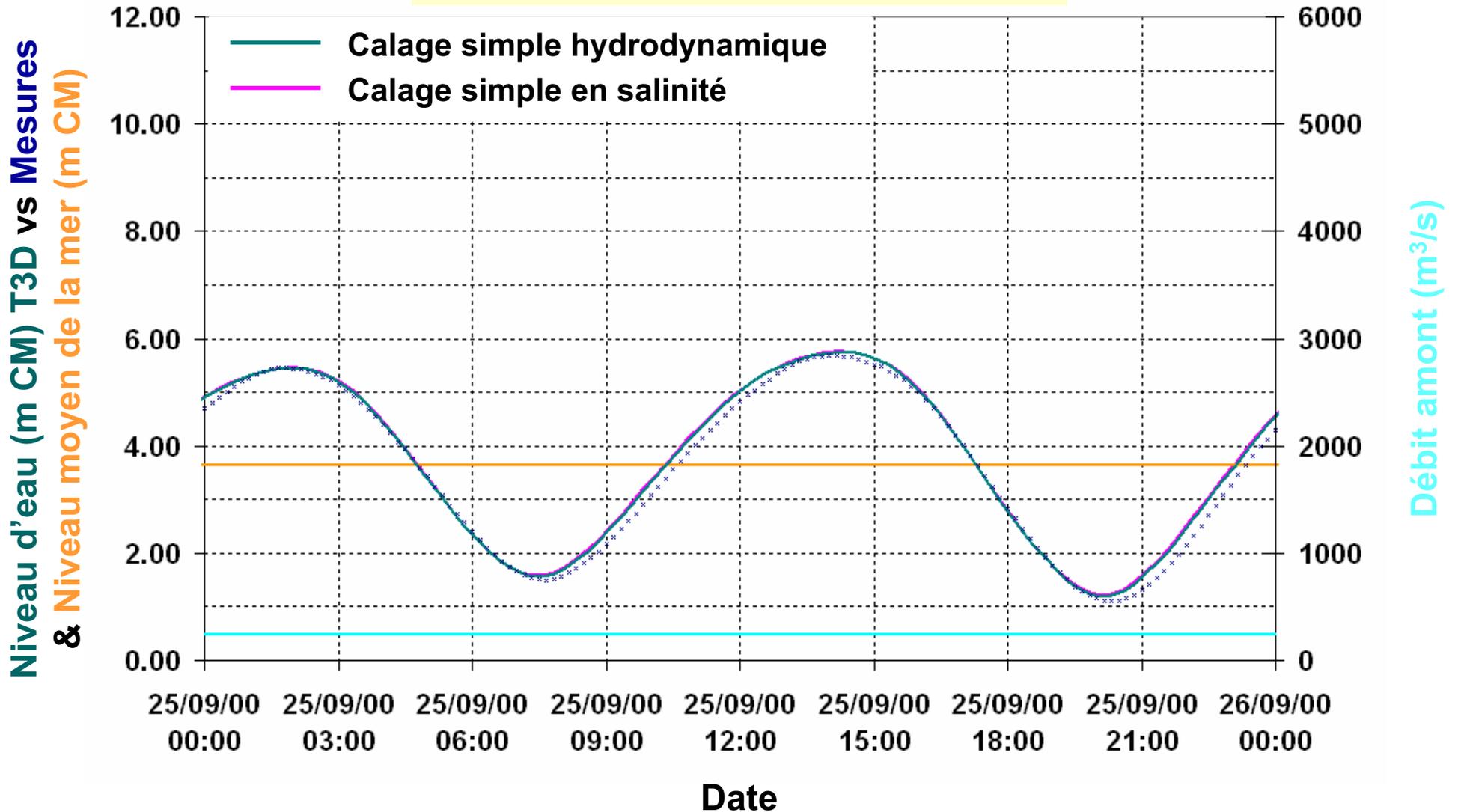




Diapo n° D.2

Lehfeldt & Bloss
Impact sur les niveaux d'eau

Saint-Nazaire

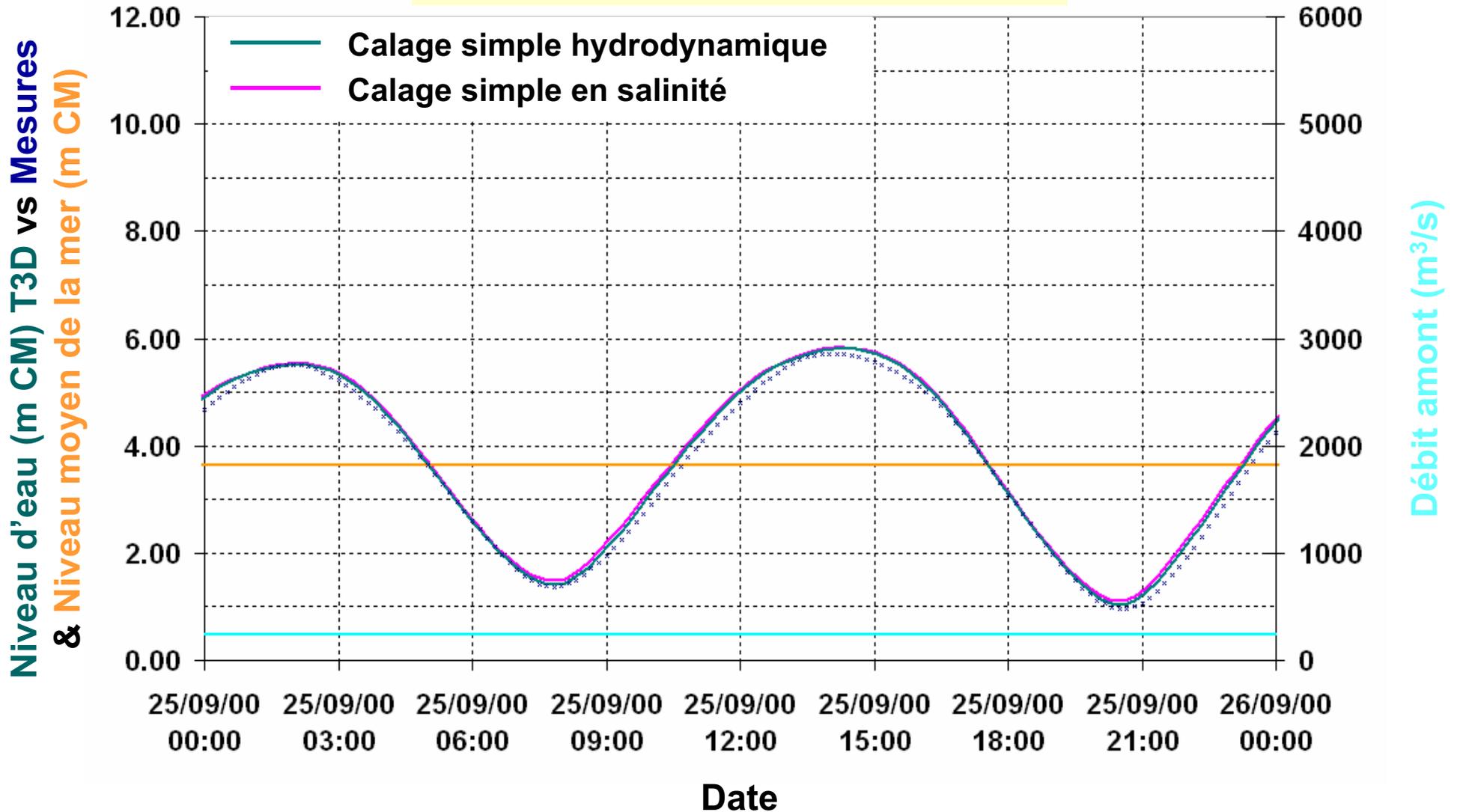




Diapo n° D.3

Lehfeldt & Bloss
Impact sur les niveaux d'eau

Donges

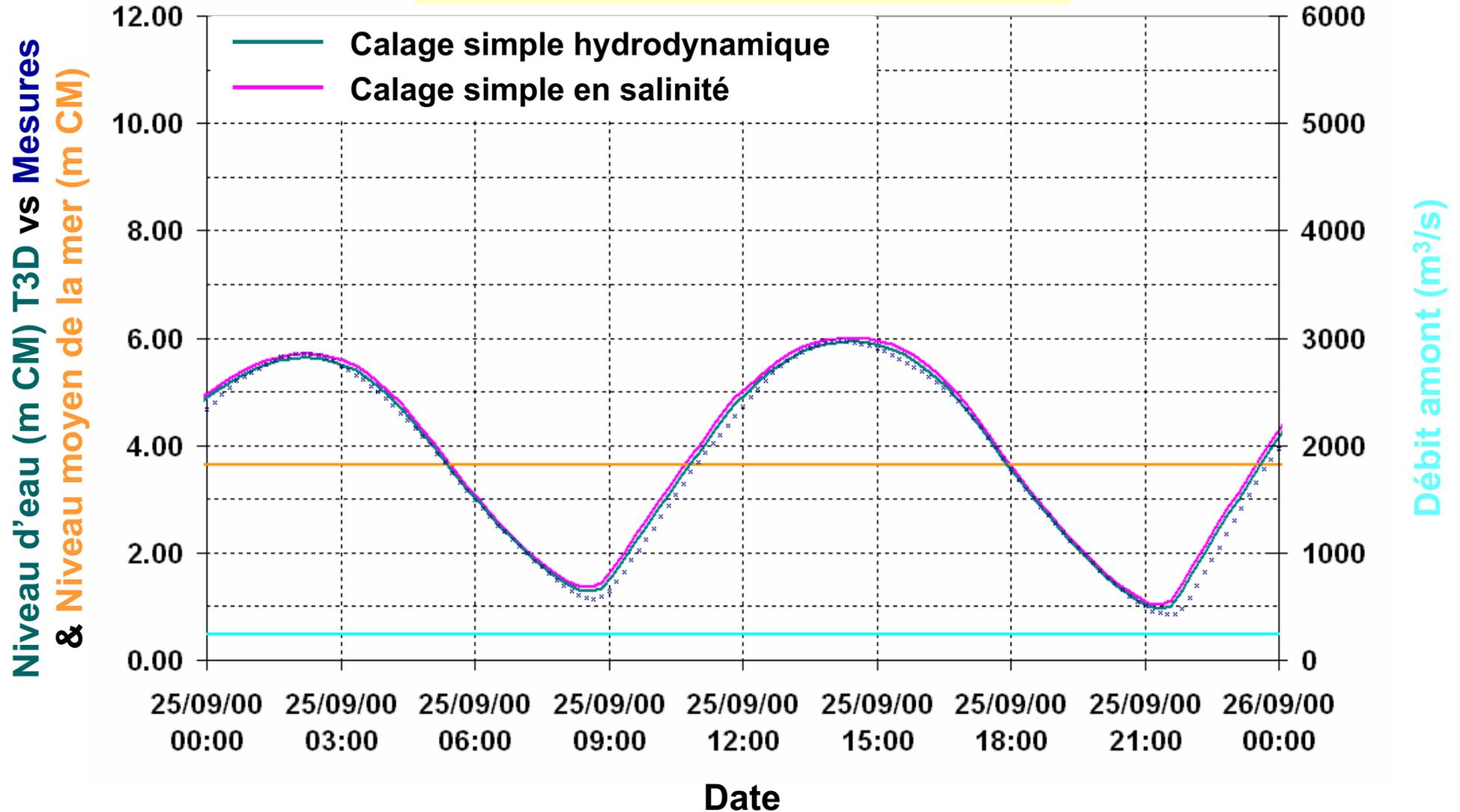




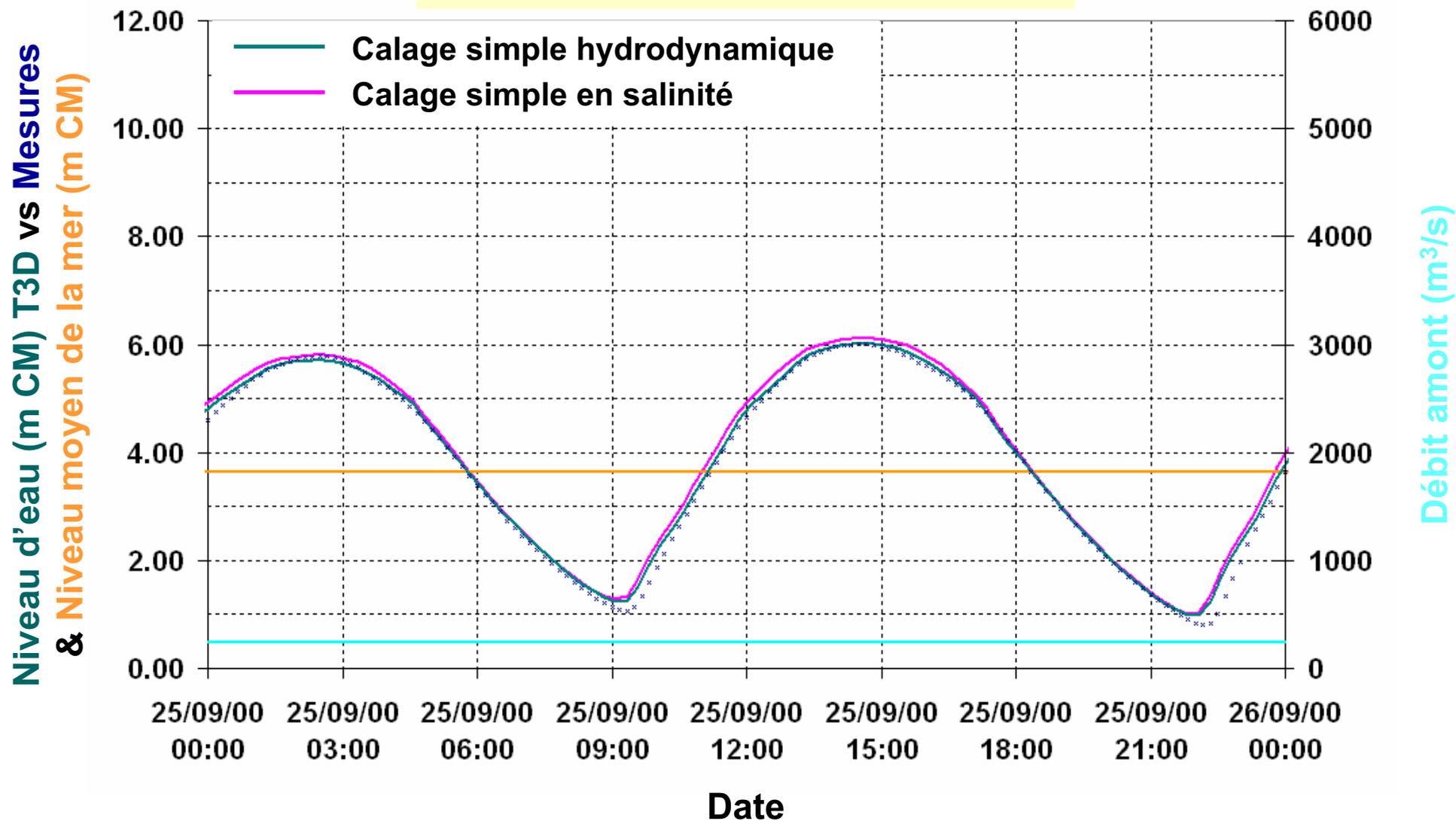
Diapo n° D.4

Lehfeldt & Bloss
Impact sur les niveaux d'eau

Cordemais



Le Pellerin

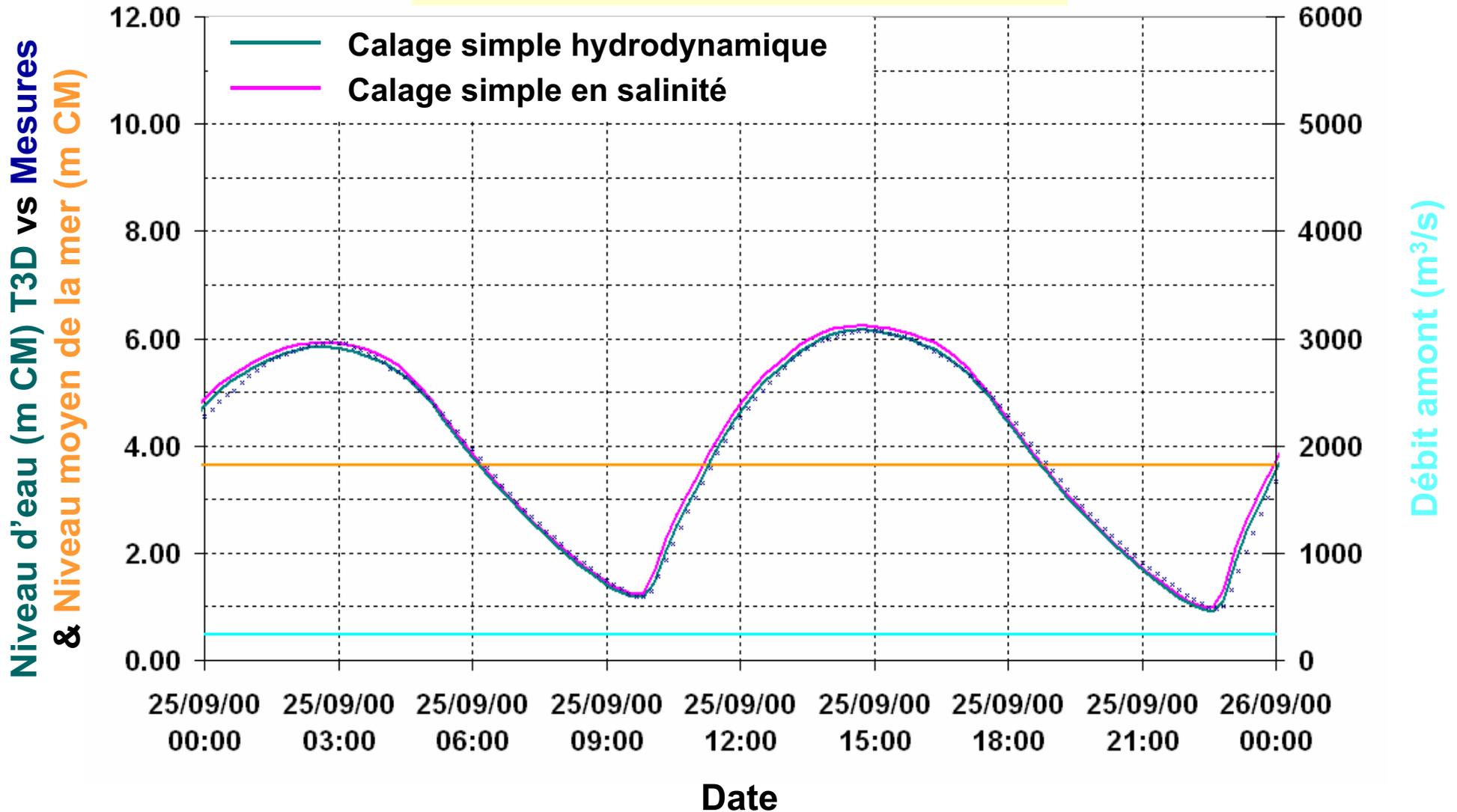




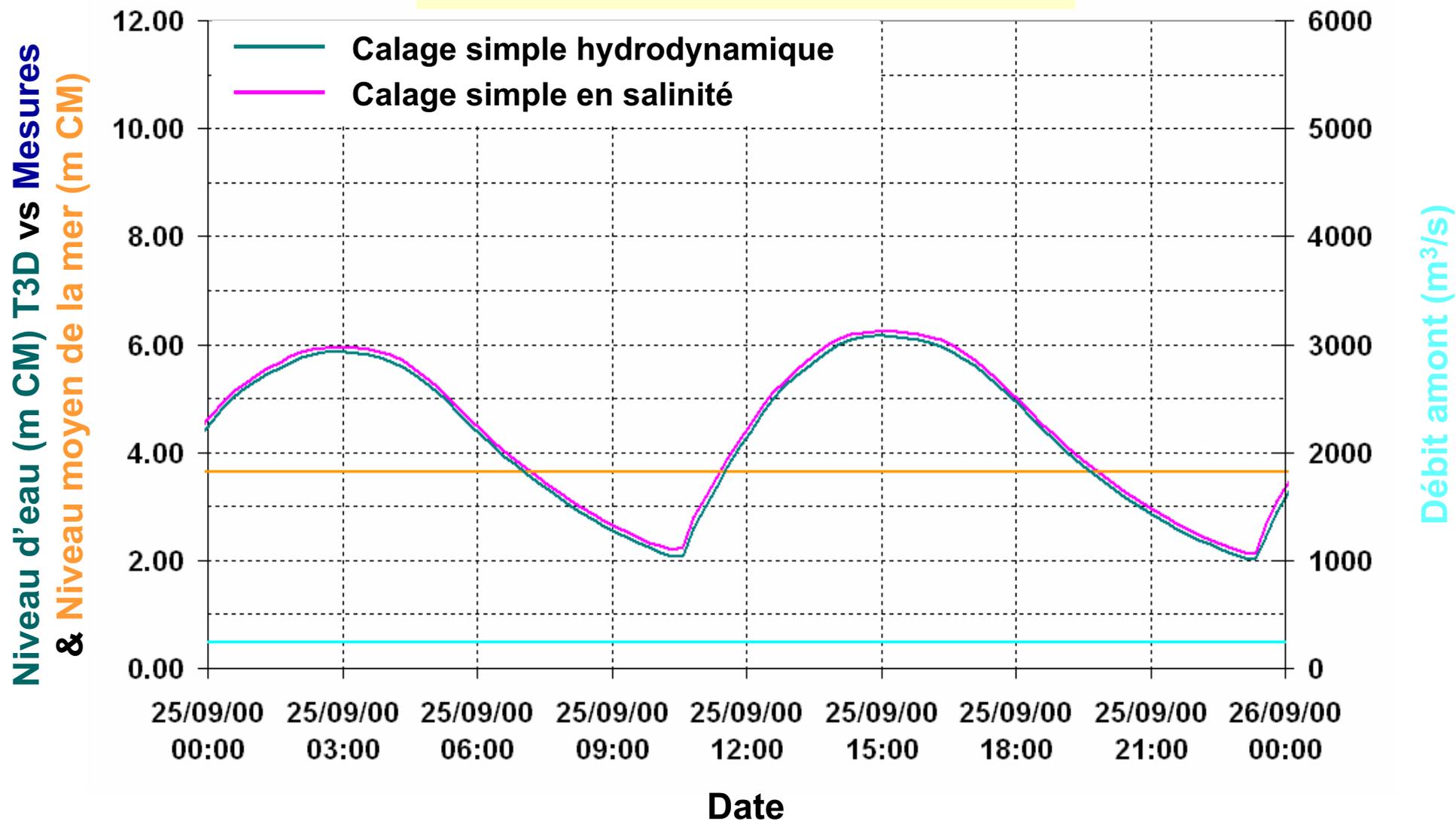
Diapo n° D.6

Lehfeldt & Bloss
Impact sur les niveaux d'eau

Nantes



Sainte-Luce-sur-Loire

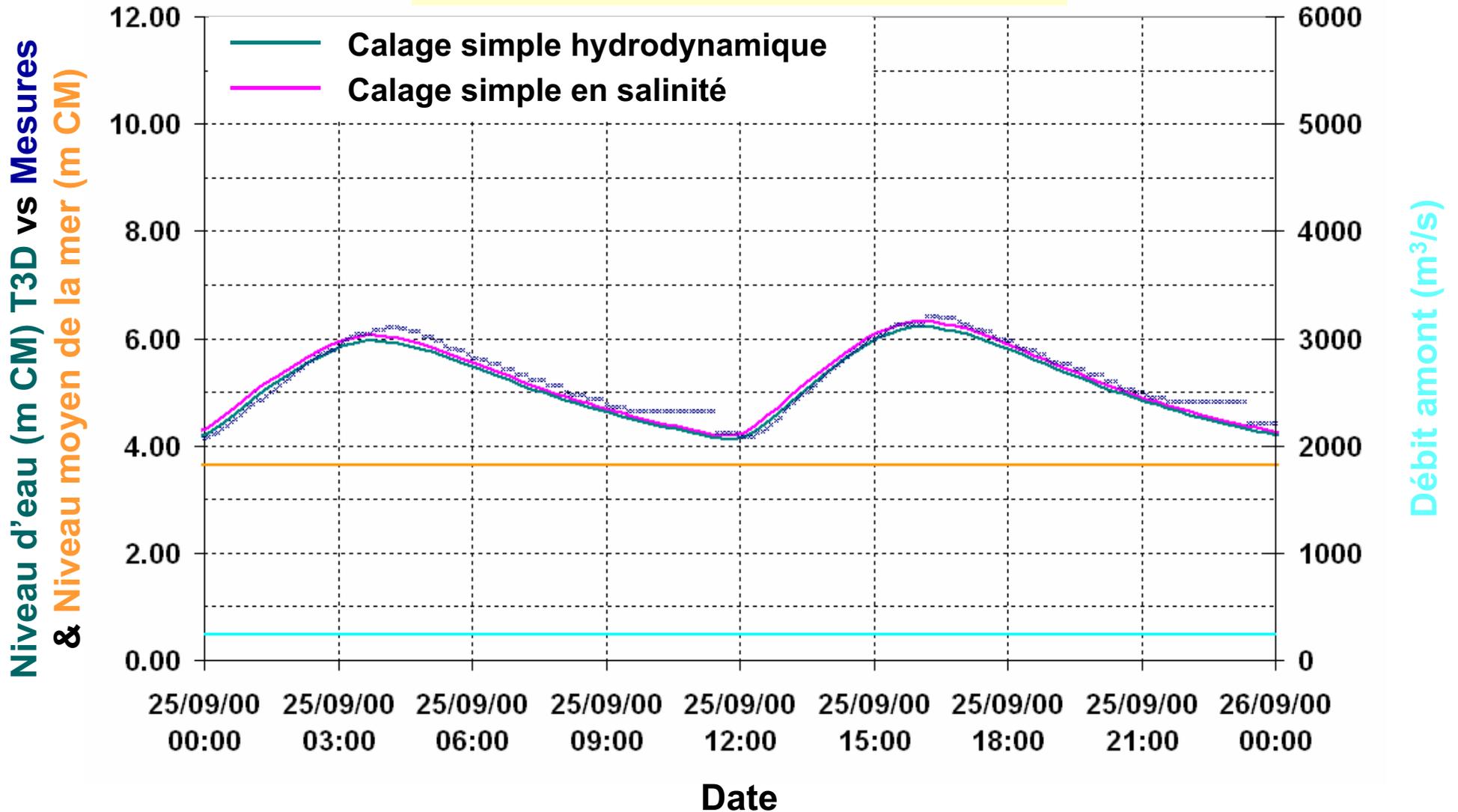




Diapo n° D.8

Lehfeldt & Bloss
Impact sur les niveaux d'eau

Mauves-sur-Loire

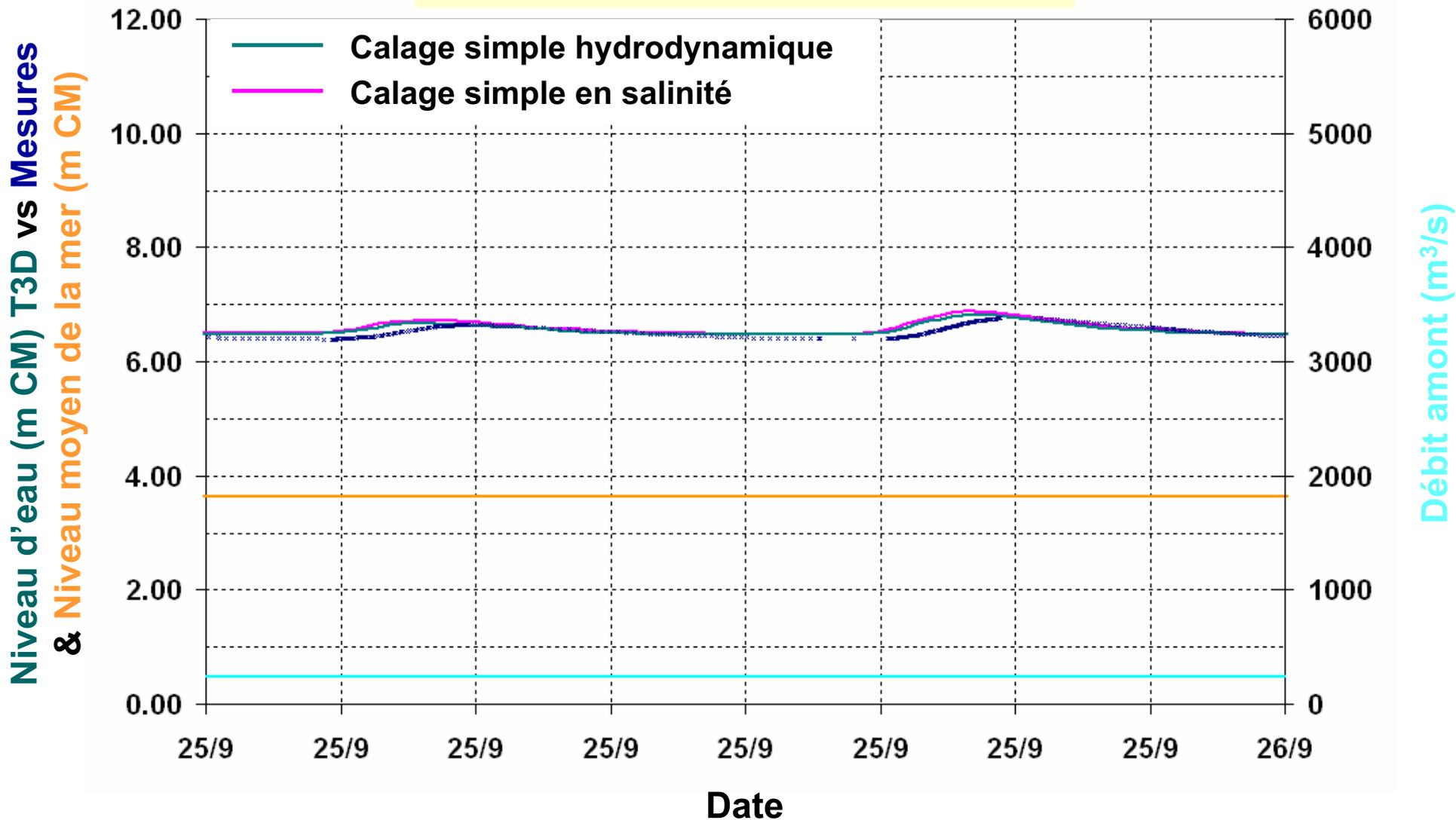




Diapo n° D.9

Lehfeldt & Bloss
Impact sur les niveaux d'eau

Ancenis

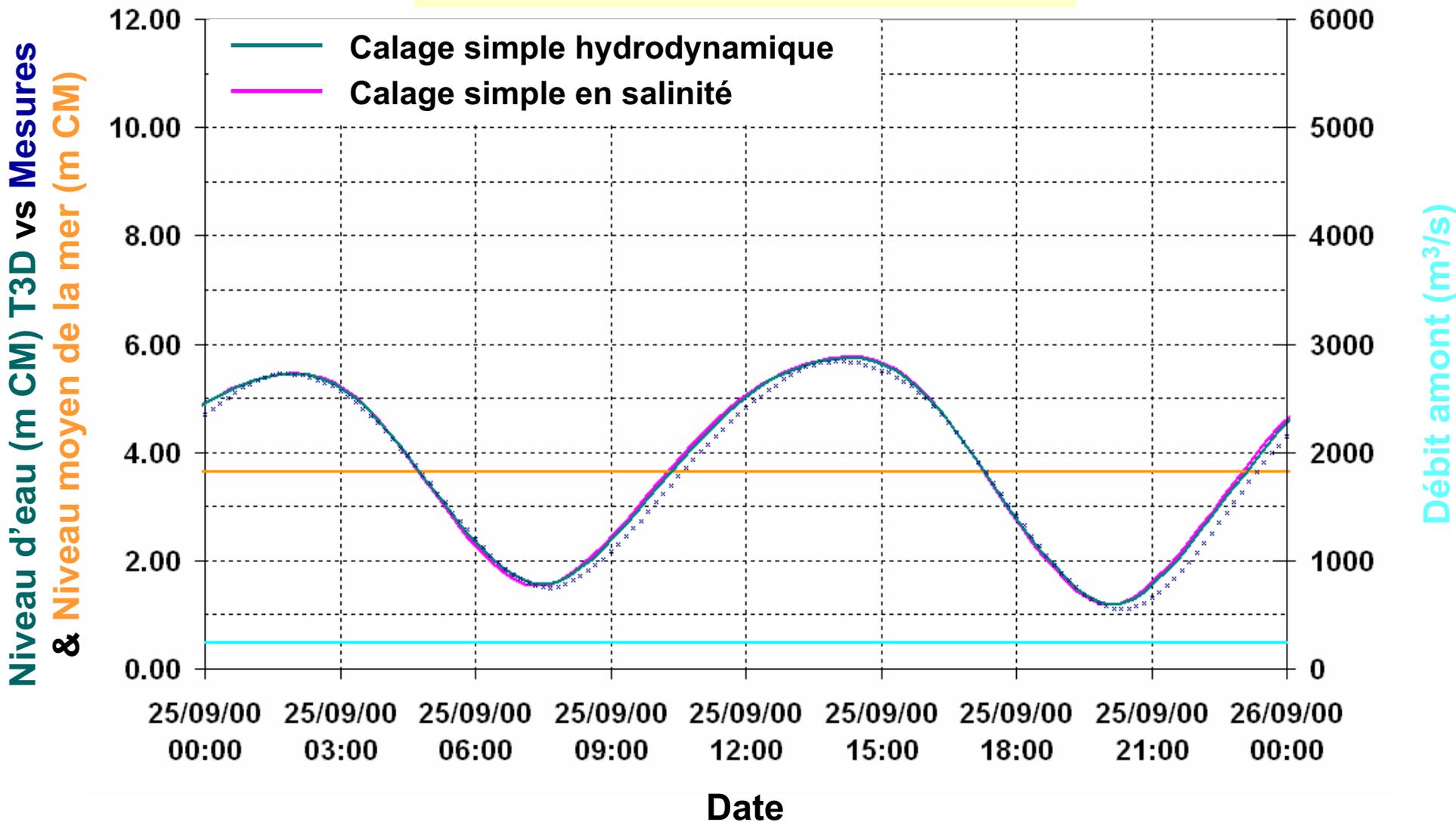




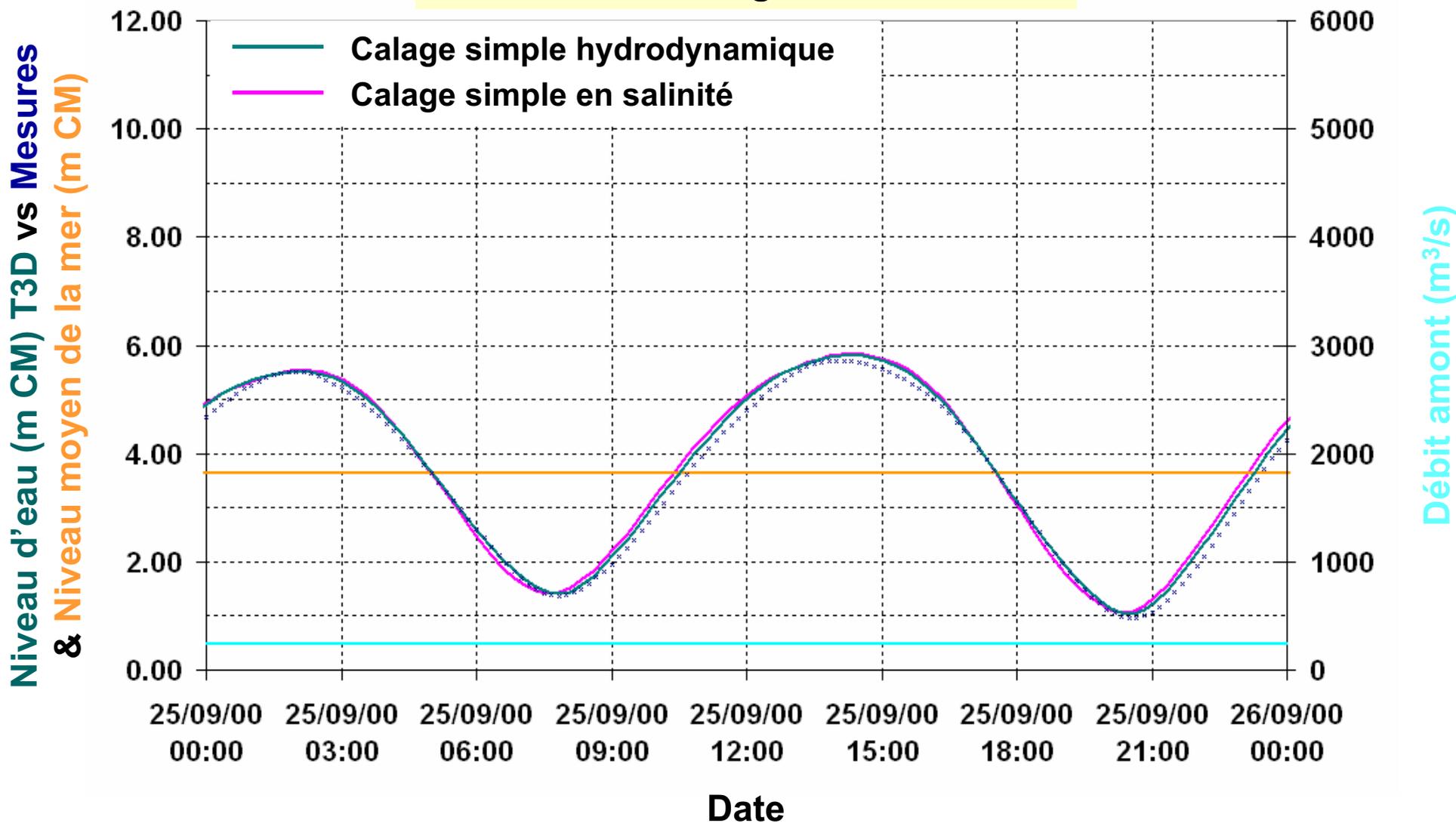
Diapo n° D.10

k-epsilon
Impact sur les niveaux d'eau

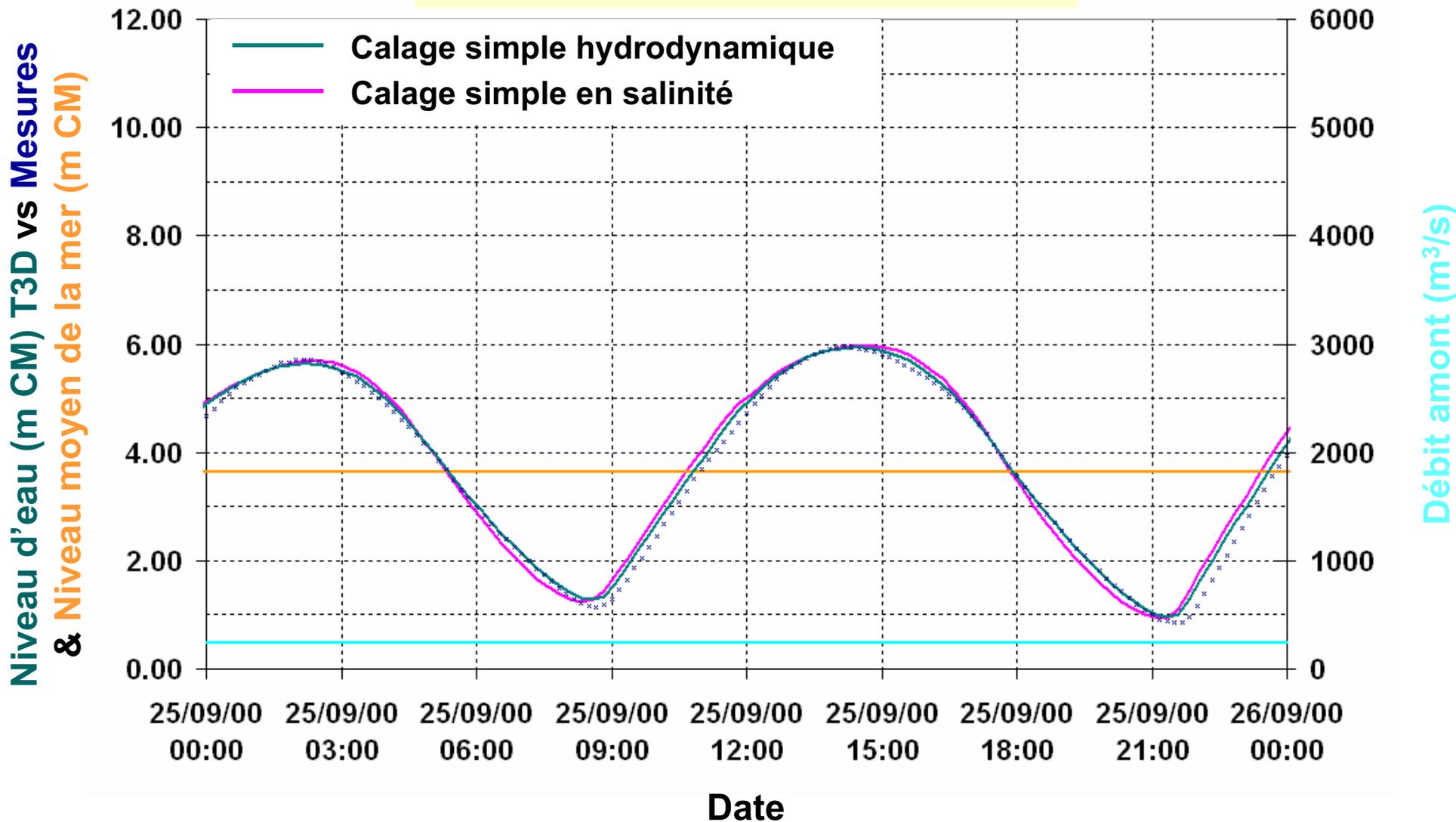
Saint-Nazaire



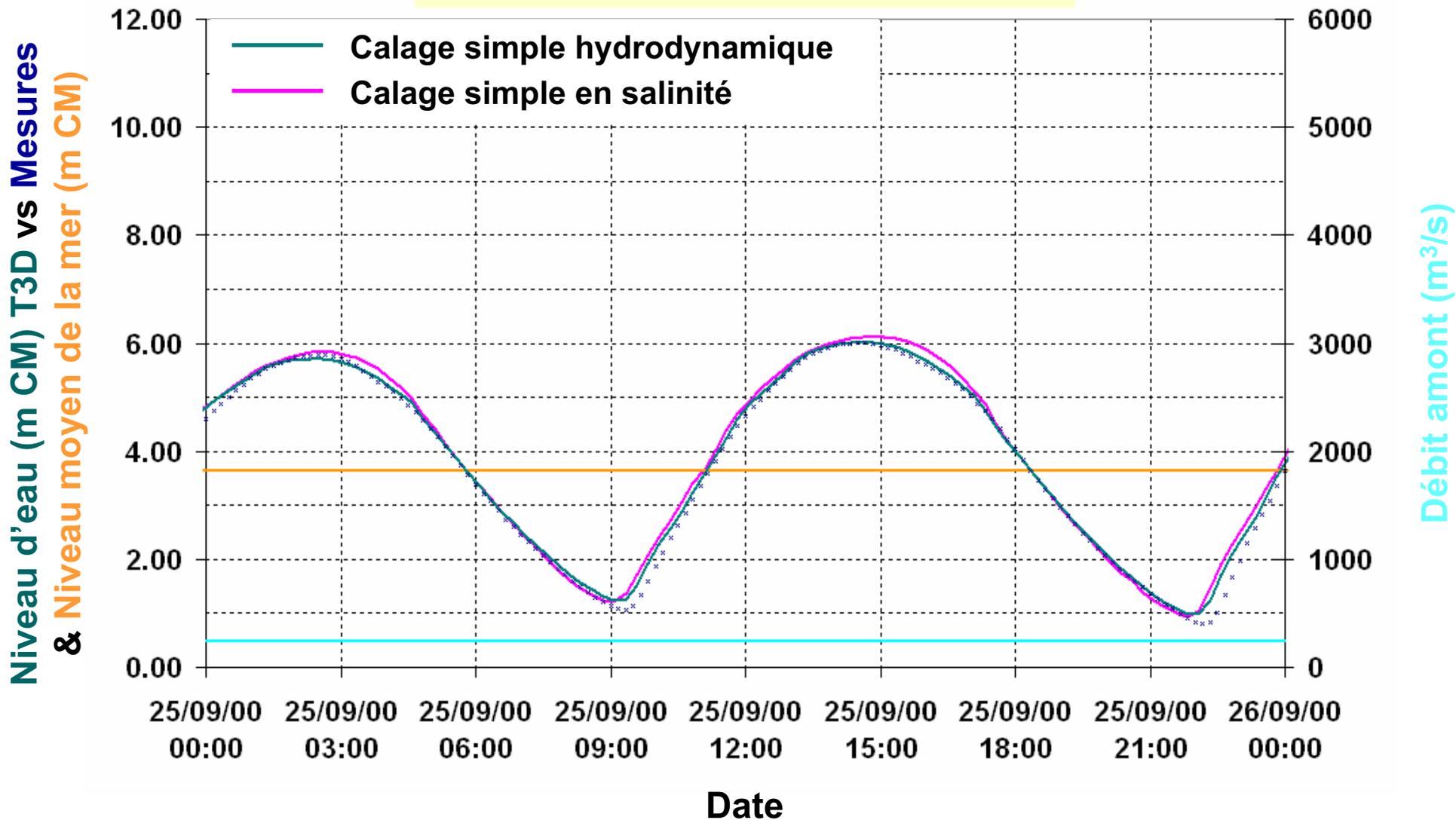
Donges

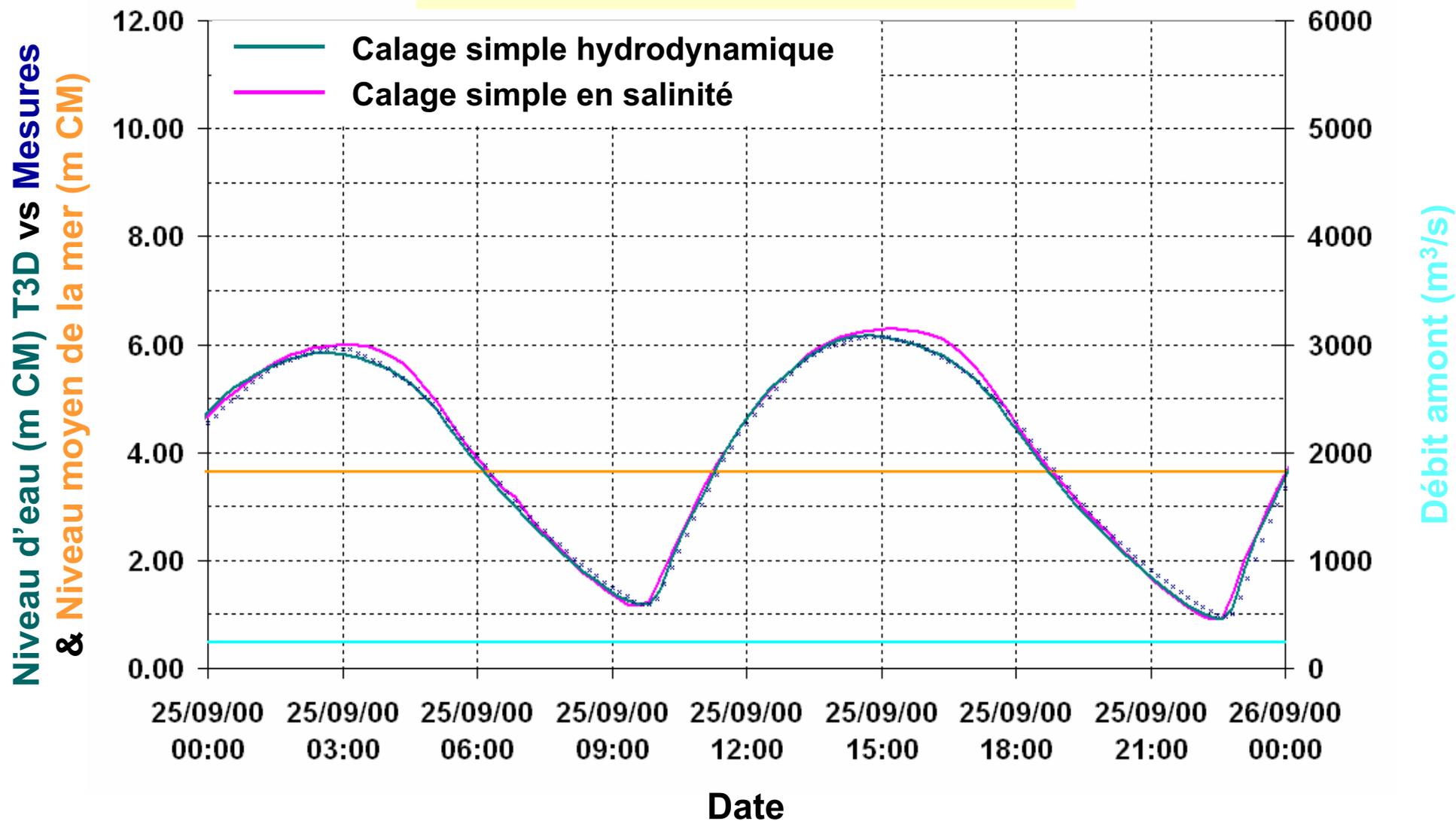


Cordemais

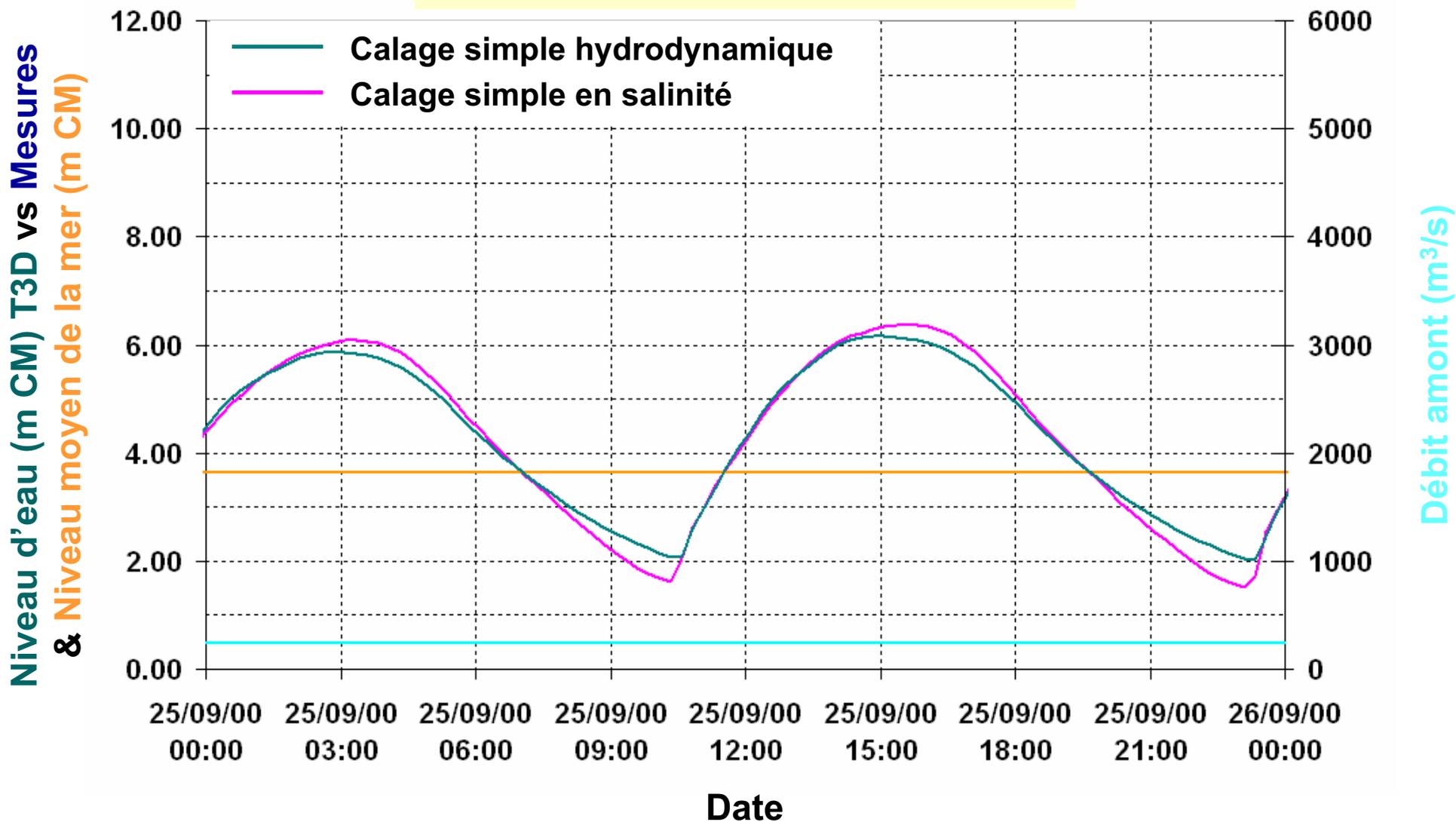


Le Pellerin

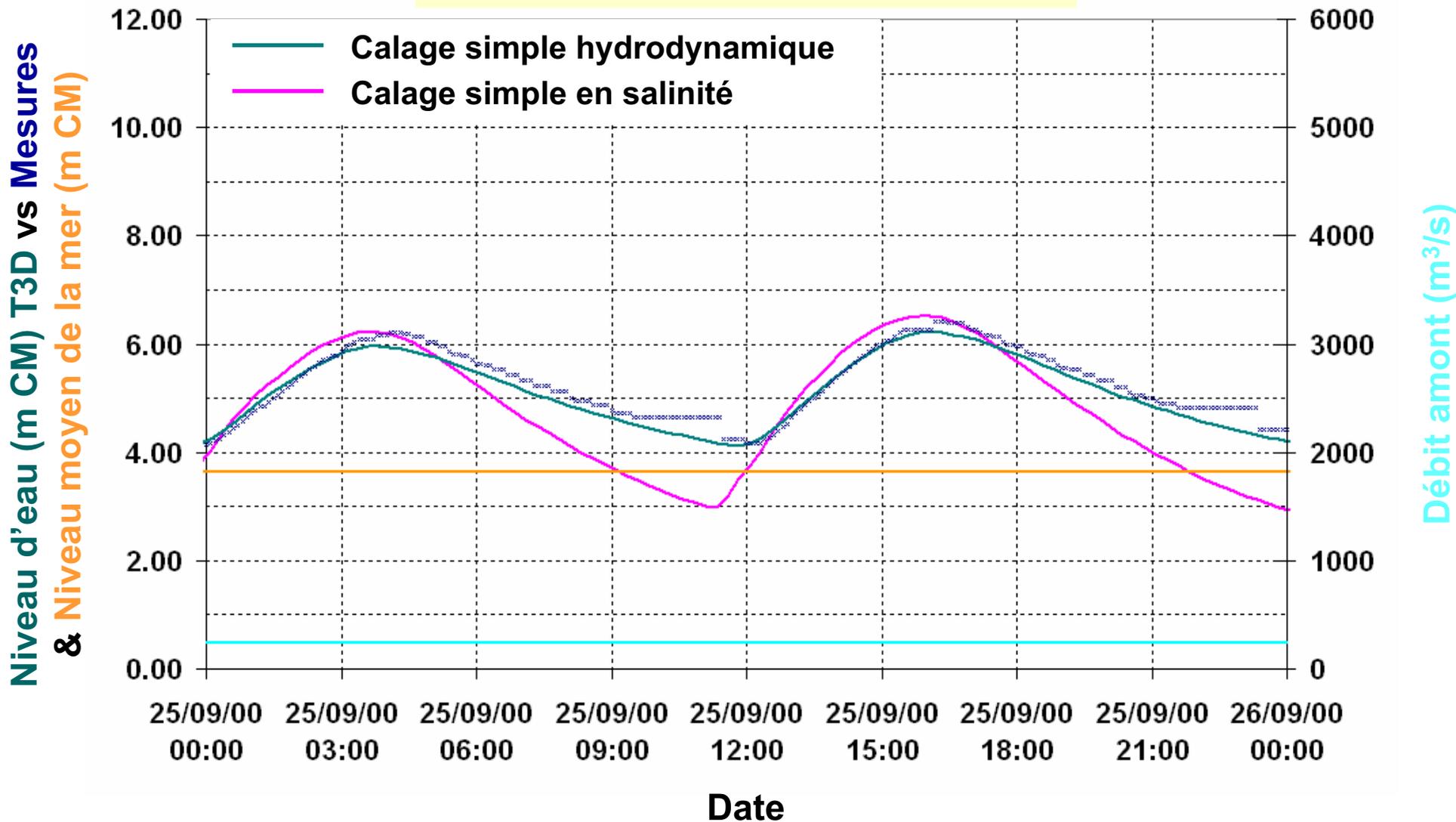


Nantes

Sainte-Luce-sur-Loire



Mauves-sur-Loire

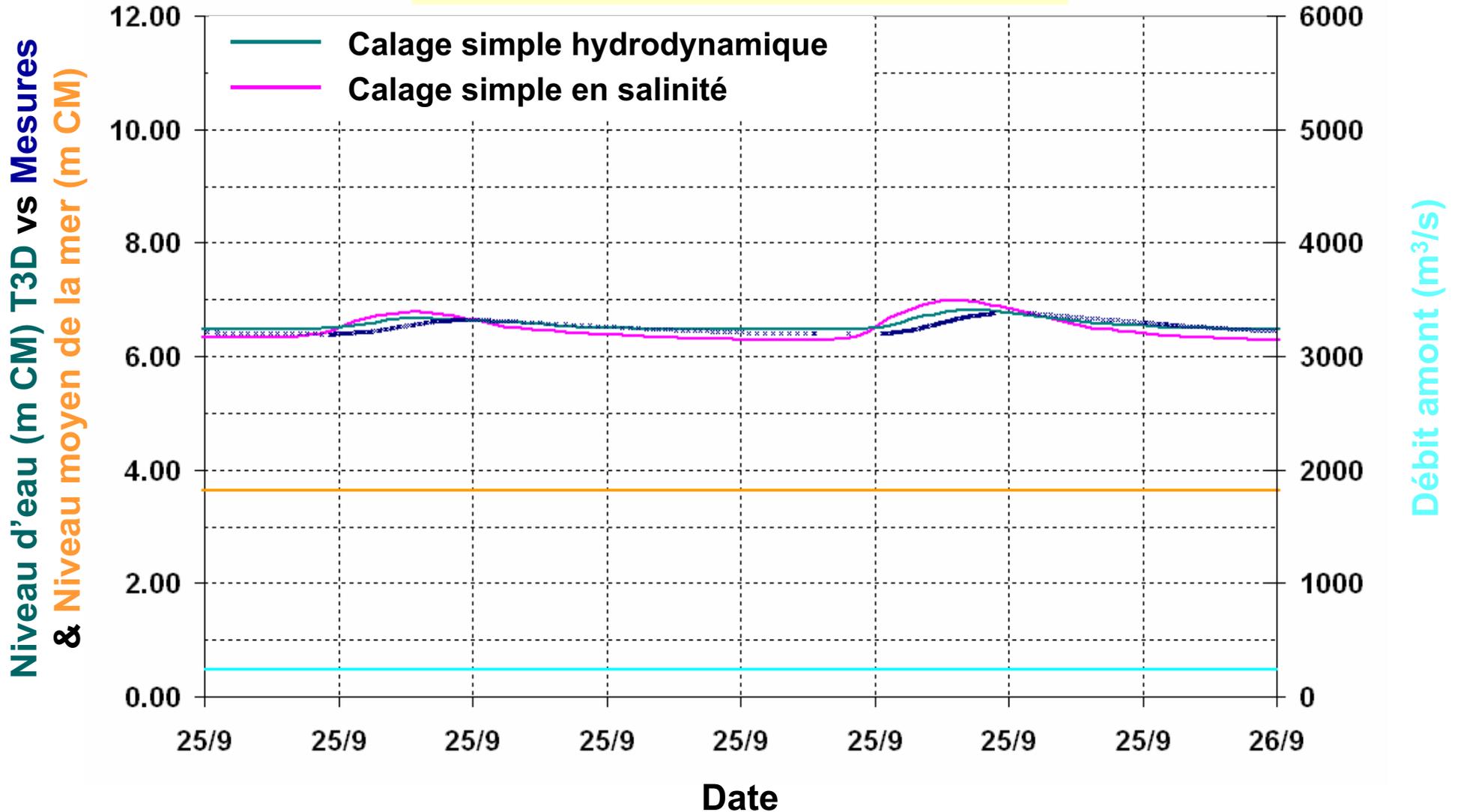




Diapo n° D.17

k-epsilon Impact sur les niveaux d'eau

Ancenis



A/TO: **GIP LOIRE ESTUAIRE**

N°FAX:

COPIE/
COPY:

N°FAX:

DE/FROM: REGIS WALTHER

REF.: MHL/RWR/SHF/1741097/1

N°TEL: 04 76 33 43 45

DATE: 5 MAI 2009

E-MAIL: Regis.walther@sogreah.fr

N/PAGES: 11

OBJET/ SUBJECT: **MODELE DE L'ETAT ACTUEL – PREMIERE NOTE D'AVANCEMENT DU CALAGE SIMPLE EN TURBIDITE**

1. RAPPELS DE LA STRATEGIE GENERALE

Le calage simple du modèle de la Loire s'effectue en 3 étapes :

- calage hydrodynamique pour plusieurs séries de débit ;
- calage en salinité ;
- calage en salinité et turbidité.

Il est effectué principalement sur la base des campagnes de mesures déjà effectuées lors de la précédente étude. Il s'agit de cycles courts réels d'un mois exploitable.

La validation du modèle se fait quant à elle sur des mesures plus récentes de 2007 issues du réseau de mesure en continu, toujours sur une période complète de 2 mois exploitables.

Le calage hydrodynamique et le calage en salinité fait l'objet actuellement de 3 notes d'avancement. La présente note porte sur la troisième partie du calage qui est le calage en turbidité (couplé avec la salinité).

2. LE CALAGE EN TURBIDITE

Le calage en turbidité s'effectue en ajoutant la sédimentologie au modèle hydrodynamique/salinité. Le modèle sera une nouvelle fois calé sur les campagnes d'octobre 2000.

La validation du modèle s'effectuera quant à elle sur les deux mêmes périodes que celles qui serviront à réaliser la validation en salinité (crue de janvier 2004 et mois de septembre et octobre 2007 issus du réseau de mesure en continu)

La façon de prendre en compte les processus sédimentaires dans le modèle avaient été présentés lors de la note de stratégie de calage simple v4 (datant de décembre 2008) et lors de la réunion EXP2 du 22 janvier 2009.

L'analyse des mesures de vitesses de chute, de taux d'érosion et de suivi de la crème de vase, rapportées dans des notes séparées, ont fait évoluer les formulations empiriques

proposées dans la stratégie. D'autre part, la programmation et les tests effectués en sédimentologie en parallèle du calage hydrodynamique et en salinité, ont permis de faire évoluer et/ ou modifier, cette stratégie.

3. LES PREMIERS CALCULS EFFECTUES

Des premiers calculs exploratoires ont été effectués sur la base des éléments fournis dans la note de stratégie et des formulations empiriques découlant des nouvelles analyses de données effectuées entre janvier et avril 2009.

Des choix préliminaires ont également été faits sur les points laissés en suspens dans la note de stratégie. C'est ainsi que la condition aux limites en concentration de MES au large a été mise à zéro et qu'une masse initiale de crème de vase a été mise en place sur la bathymétrie fixe du modèle utilisée pour le calage hydrodynamique entre les PK 0 et 33 de la façon suivante :

- Dépôt d'un mètre d'épaisseur de crème de vase liquide entre 40 et 100 g/l en 4 couches supérieures,
- Dépôt de 0,18m de crème de vase comprise entre 100 et 300 g/l en 9 couches de 0,02m d'épaisseur chacune,
- Dépôt de 0,06 m de vase consolidée supérieure à 300 g/l en 3 couches de 0,02m d'épaisseur chacune.

Des premiers calculs ont été effectués avec le modèle de turbulence en longueur de mélange puis avec le modèle K-epsilon suivant en cela les évolutions du calage en salinité. Ces calculs ont ainsi permis de vérifier que le modèle de turbidité fonctionnait bien avec les deux formulations.

Par contre, des difficultés ont été rencontrées principalement dans le modèle de tassement et dans le modèle de dépôt. Ce sont ces deux difficultés et leur résolution qui sont détaillées dans la présente note.

4. MODIFICATIONS DU MODELE DE TASSEMENT

4.1. RAPPELS SUR LE MODELE ANTERIEUR DE 2006

Le modèle de tassement qui avait été utilisé dans le modèle 3D précédent était basé sur un système de nombre de couches fixes dont la concentration moyenne et la contrainte critique sont fixes dans le temps. Seule la masse dans chaque couche varie dans le temps via une fonction de transfert de masse définie pour chaque couche qui permet de lisser temporellement le tassement par rapport à un modèle dont les couches sont définies par un

temps de séjour. La fonction de transfert était de la forme : $\frac{dh}{dt} = ah$, avec « h » la hauteur

de sédiments dans la couche et « a » un coefficient en jours⁻¹ à caler pour chaque couche. Les dépôts provenant de la matière en suspension se faisaient toujours dans la couche supérieure

4.2. NOUVEAU MODELE PROPOSE DANS LA NOTE DE STRATEGIE

Nous avons proposé dans la note de stratégie V4 du 22 décembre 2008 et lors de la réunion EXP2 de janvier 2009, de réutiliser le même type de modèle multicouche mais avec un taux de transfert entre chaque couche de la forme « a » (proposé par les experts et appuyé par les travaux de Sanchez) au lieu d'un taux de transfert de la forme « ah ».

Les taux de transfert avaient été approfondi avec notamment la publication de Sanchez M., Grimigni P et Delanoe Y., « Distribution des sédiments cohésifs en relation avec la vitesse de la phase solide dans l'estuaire de la Loire », VIII journées Nationales Génie Civil-Génie Côtier, Compiègne 7 et 9 septembre 2004, fournie en annexe. En effet, le chapitre 3 de la publication traite de la suspension fortement concentrée ou crème de vase définie comme : $40 \text{ kg/m}^3 < C < 325 \text{ kg/m}^3$.

Pour cette gamme de concentration, le débit solide Q_c à travers une interface de concentration C constante dans le temps à l'intérieur d'une crème de vase en cours de tassement est donnée par :

$$Q_c = VC \left[A_2 A_1 \left(\frac{C}{\rho_s} \right)^{A_3} - 1 \right]$$

Avec $A_1 = 1.60 \text{ m.s}^{-1}$, $A_2 = 72$ et $A_3 = 0.65$ pour une vase de la Loire.

Cette valeur Q_c correspond exactement au taux de transfert entre 2 couches du modèle de tassement, et correspond au paramètre 'a'.

L'ensemble des six essais de Migniot (étude sur l'envasement du port de Donges) avaient alors été comparés au nouveau modèle qui donnait des résultats très corrects (voir note de stratégie V4).

4.3. LES DIFFICULTES RENCONTREES ET LEUR RESOLUTION

L'utilisation de ce modèle de tassement dans le modèle 3D à cependant vu rapidement ces limites, en conditions réelles, c'est-à-dire hors colonne de tassement.

En effet, en colonne de tassement, chaque couche de sédiment est remplie d'une quantité non négligeable de sédiment, avec des masses de sédiment bien supérieures aux taux de transfert 'a' calculés. Par contre, lorsque l'on réalise une simulation dans des conditions réelles, à chaque pas de temps les quantités de sédiment déposées sont faibles et bien souvent inférieures aux taux de transfert 'a', ce qui revient à consolider instantanément l'ensemble des dépôts dans la couche inférieure. Les dépôts se retrouvent donc rapidement totalement consolidés.

En plus d'être peu réaliste, tant que les masses de dépôt sont inférieures aux paramètres 'a' de taux de transfert, le tassement devient totalement lié au pas de temps puisque le passage à la couche inférieure est instantané.

Il conviendrait donc, de diminuer les taux de transfert, lorsque les masses dans les couches sont inférieures au temps de transfert 'a'. Nous proposons donc réutiliser un taux de transfert dépendant de la hauteur de la forme 'ah', tant que 'ah' est inférieur à 'a'.

Pour rester cohérent avec les taux de transfert 'a' calculés par Sanchez, un paramètre 'b'

multiplicateur sera utilisé : ainsi le taux de transfert entre chaque couche sera :

$$dh/dt = a \min(1, bh)$$

Nous avons calé le paramètre 'b' à la valeur 4 sur les mesures de concentration moyenne des colonnes ayant les hauteurs les plus faibles et les concentrations les plus faibles en favorisant le tassement à l'ordre de la journée :

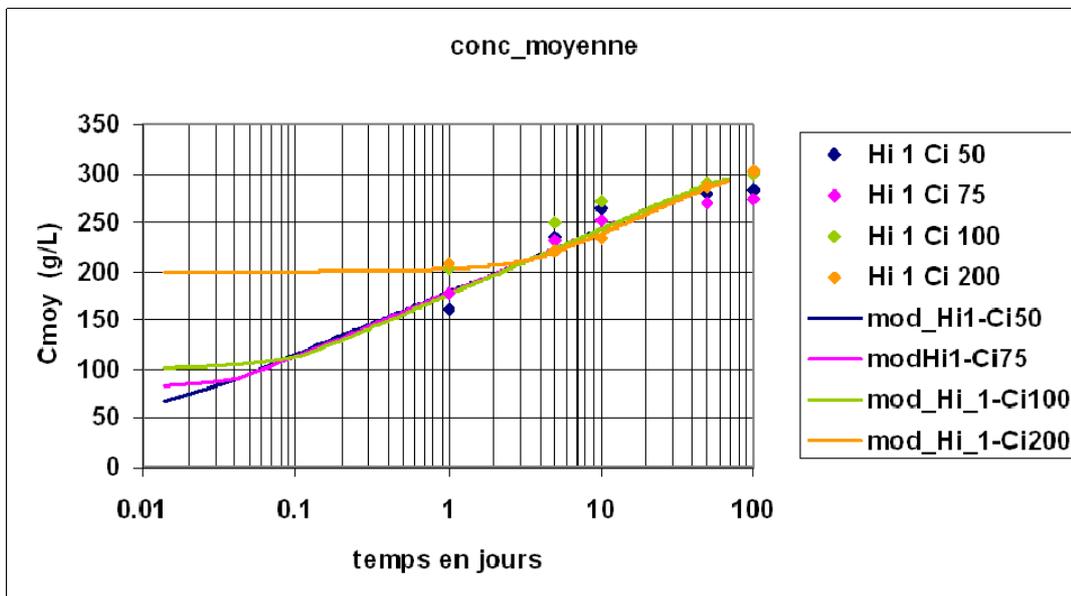


FIGURE 1

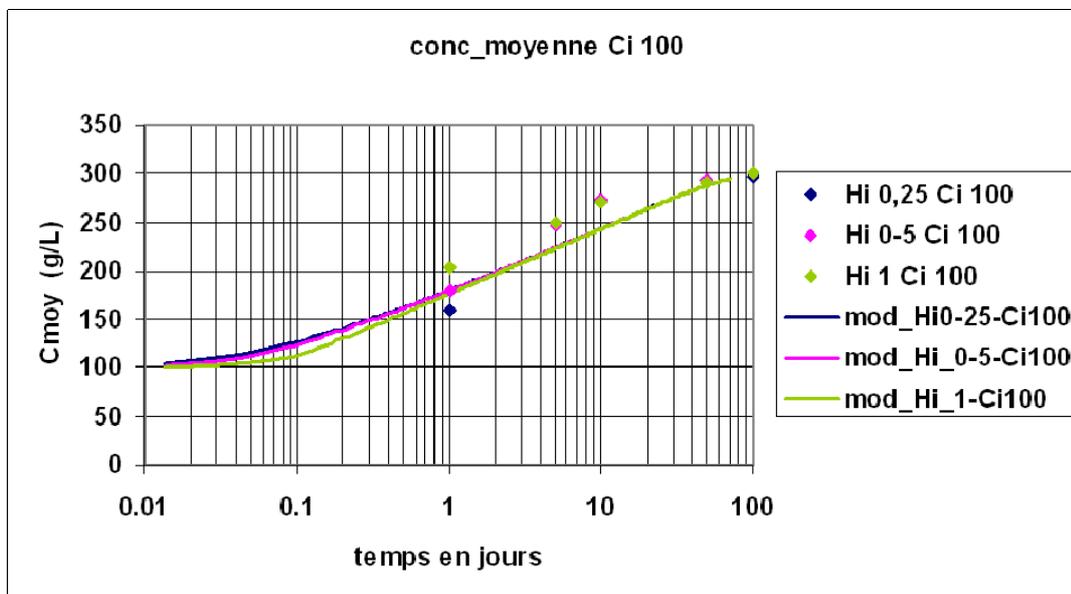


FIGURE 2

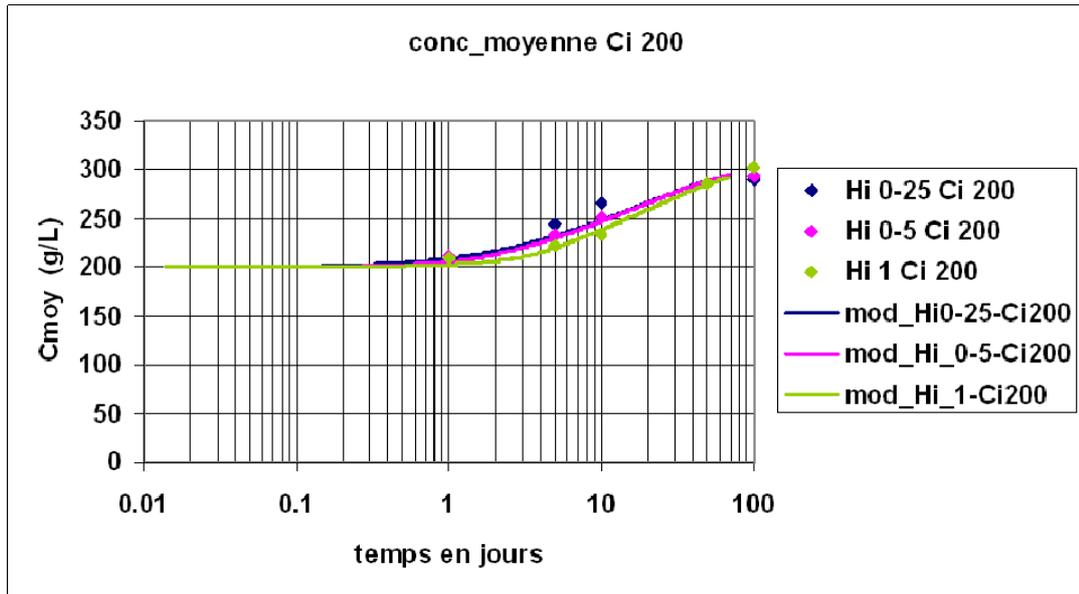


FIGURE 3

Pour information, voila ce que l'on aurait obtenu en utilisant le modèle unique $dh/dt=a$ avec un pas de temps de 1200 s (avec un pas de temps de 10s comparable au modèle 3D le tassement serait encore plus rapide):

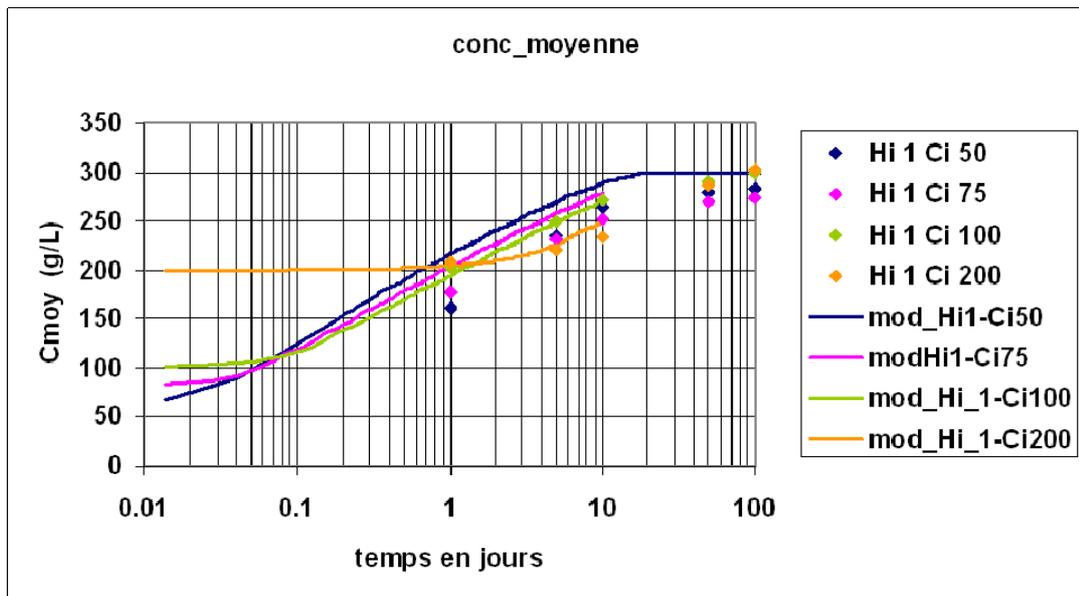


FIGURE 4

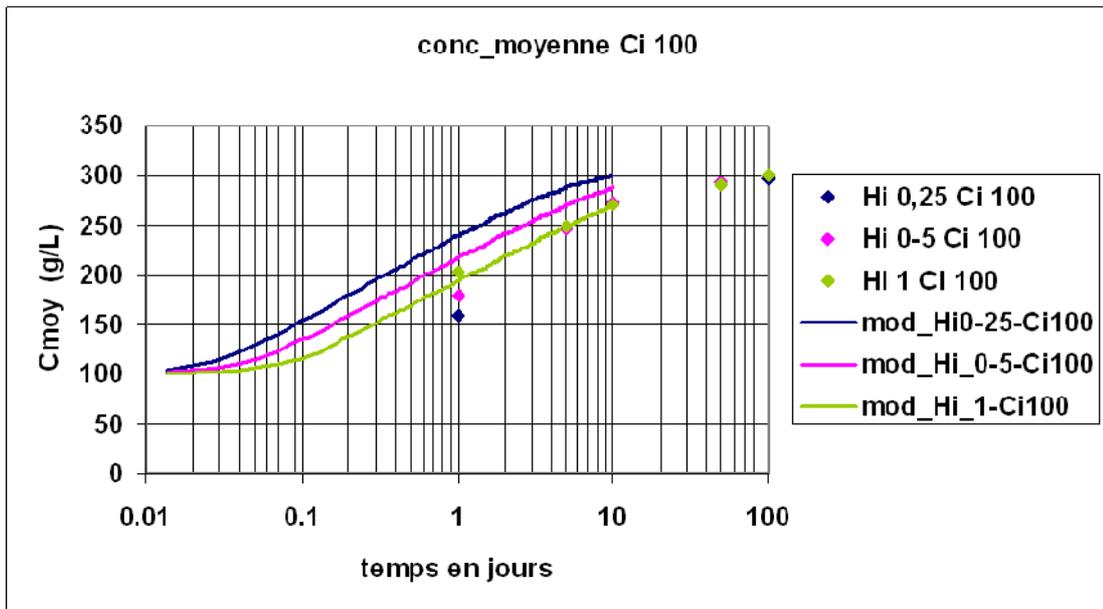


FIGURE 5

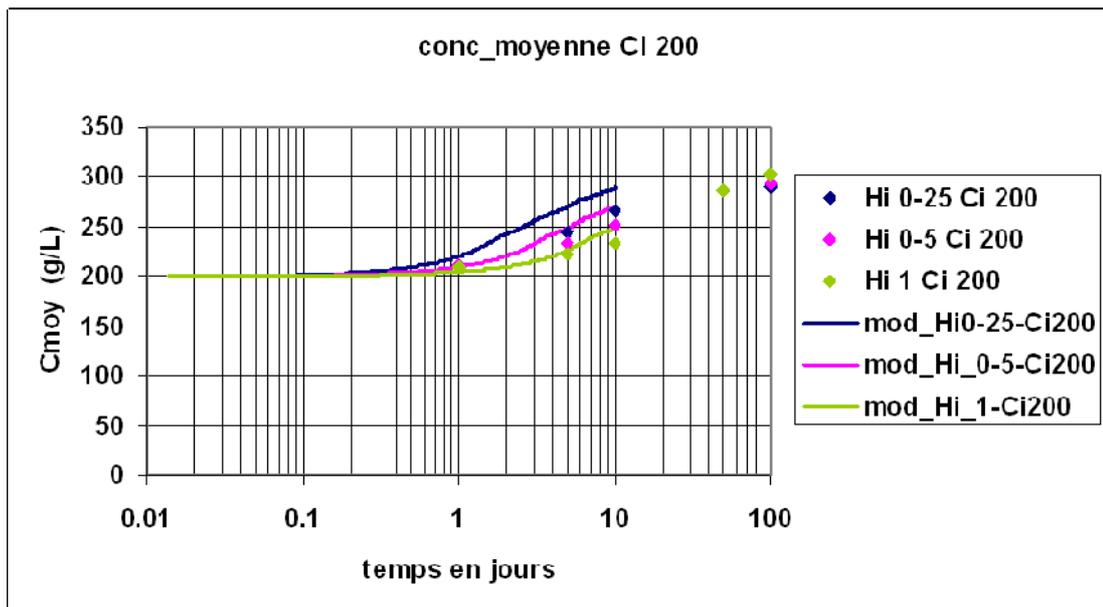


FIGURE 6

Nous avons suite vérifié que sur les 6 colonnes tests présentées lors de la note de stratégie précédente, les résultats obtenus étaient corrects avec le modèle de la forme $dh/dt = a \min(1, bh)$:

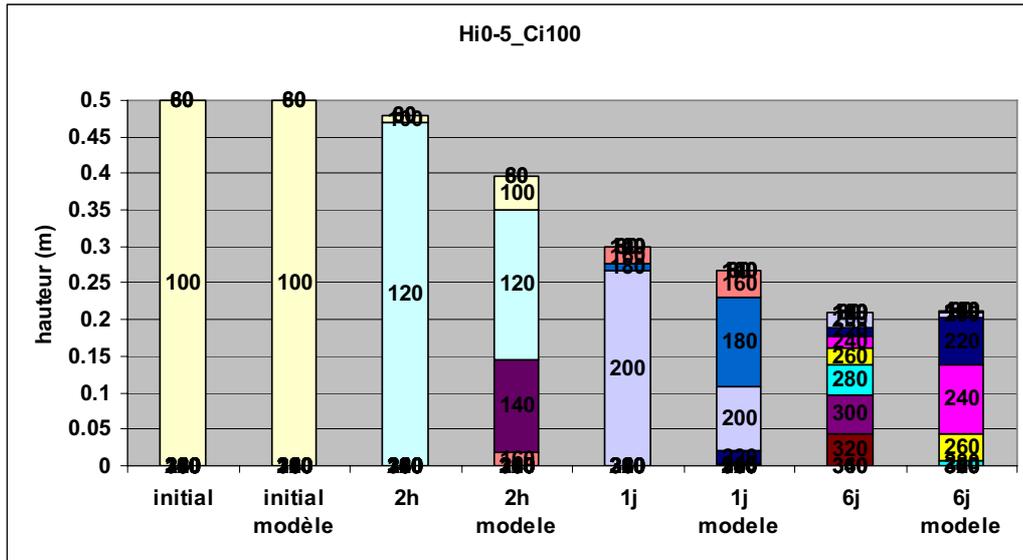


FIGURE 7 COMPARAISON DES PROFILS DE CONSOLIDATIONS MESURES ET CEUX CALCULE PAR LE MODELEPOUR UNE HAUTUER INITIALE DE 0,5M ET UNE CONCENTRATION INITIALE DE 100G/L

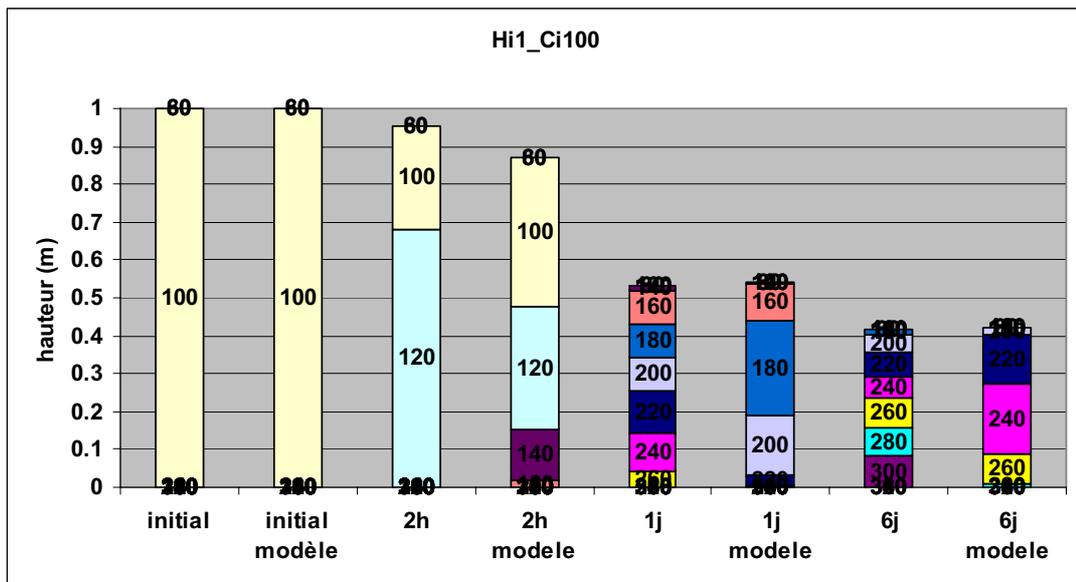


FIGURE 8 COMPARAISON DES PROFILS DE CONSOLIDATIONS MESURES ET CEUX CALCULE PAR LE MODELEPOUR UNE HAUTUER INITIALE DE 1M ET UNE CONCENTRATION INITIALE DE 100G/L

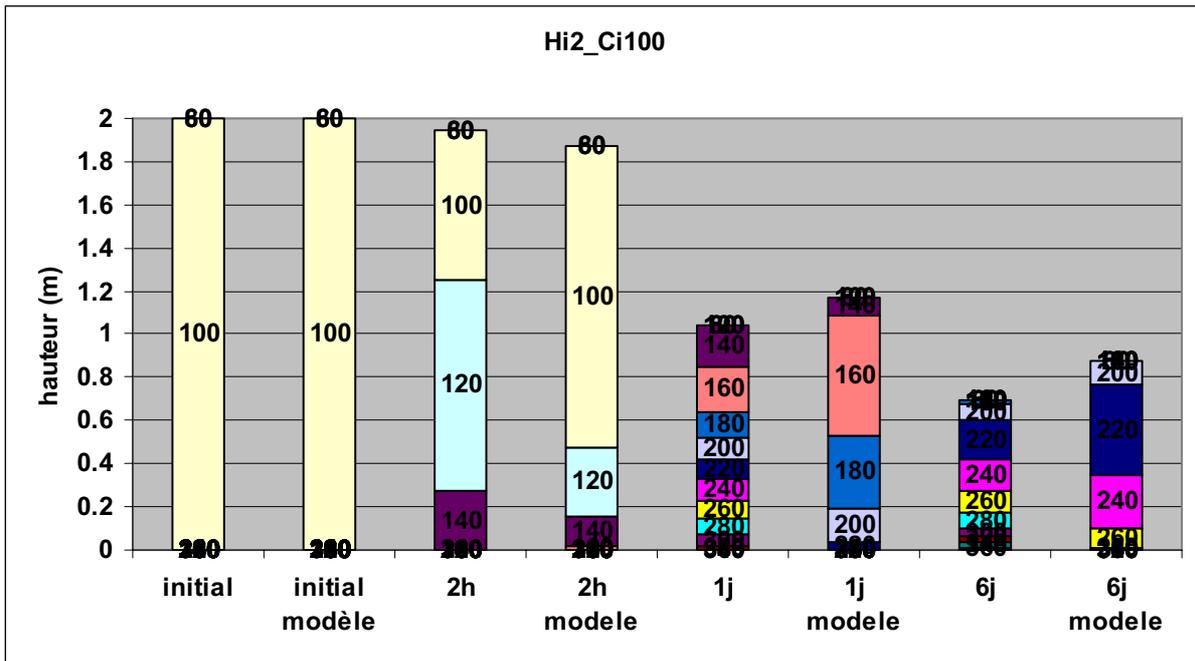


FIGURE 9 COMPARAISON DES PROFILS DE CONSOLIDATIONS MESURES ET CEUX CALCULE PAR LE MODELE POUR UNE HAUTUER INITIALE DE 2M ET UNE CONCENTRATION INITIALE DE 100G/L

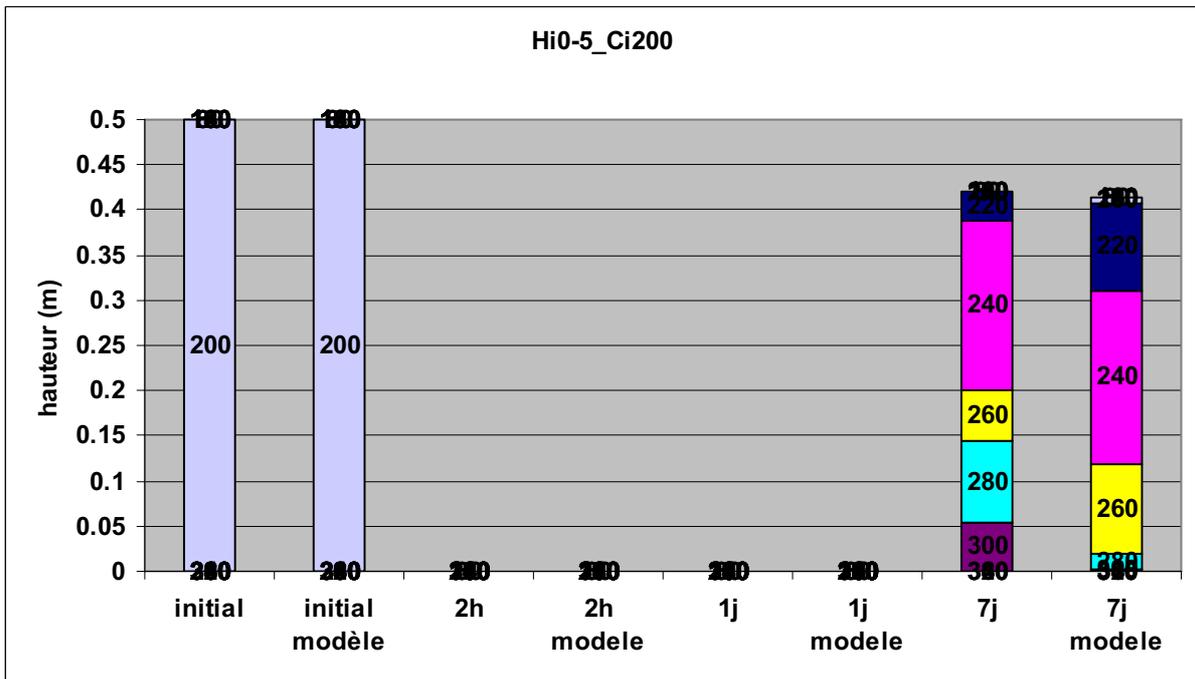


FIGURE 10 COMPARAISON DES PROFILS DE CONSOLIDATIONS MESURES ET CEUX CALCULE PAR LE MODELE POUR UNE HAUTUER INITIALE DE 0,5M ET UNE CONCENTRATION INITIALE DE 200G/L

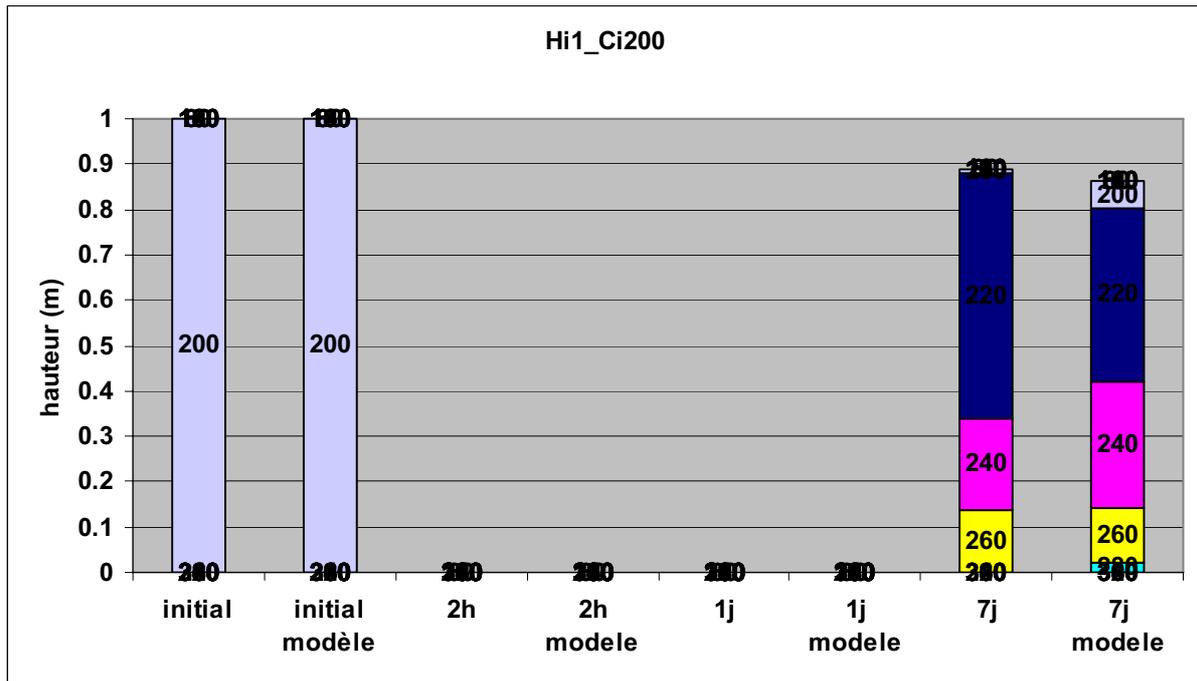


FIGURE 11 COMPARAISON DES PROFILS DE CONSOLIDATIONS MESURES ET CEUX CALCULE PAR LE MODELE POUR UNE HAUTUER INITIALE DE 1M ET UNE CONCENTRATION INITIALE DE 200G/L

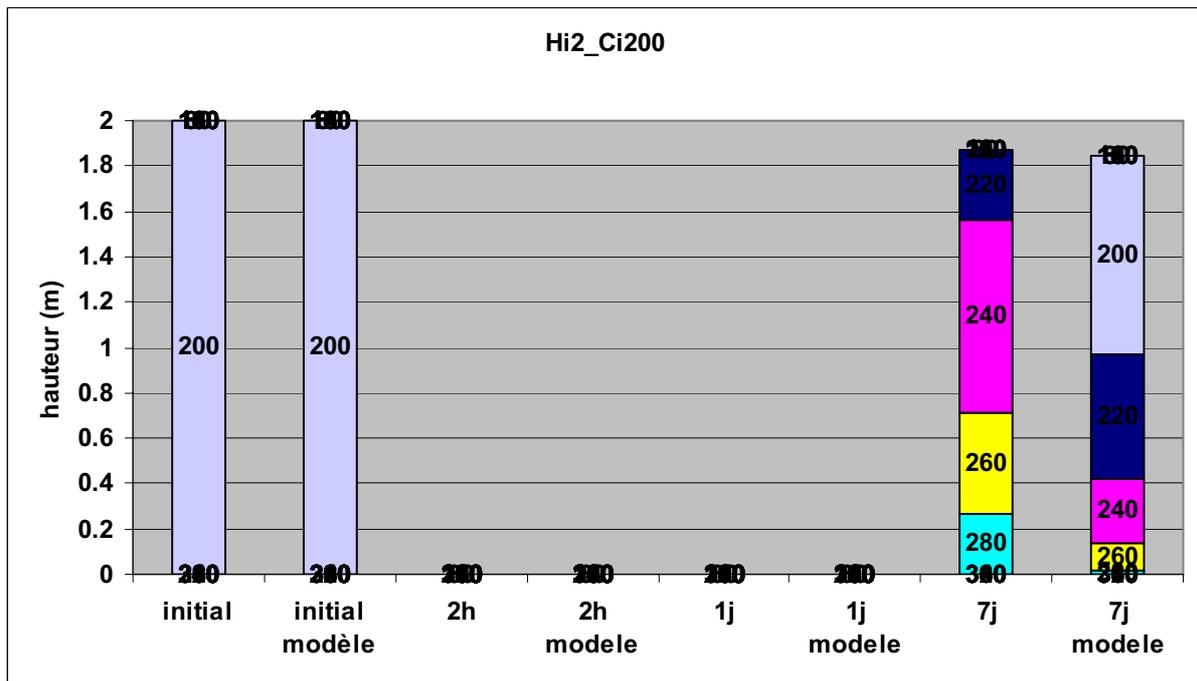


FIGURE 12 COMPARAISON DES PROFILS DE CONSOLIDATIONS MESURES ET CEUX CALCULE PAR LE MODELE POUR UNE HAUTUER INITIALE DE 2M ET UNE CONCENTRATION INITIALE DE 200G/L

5. CALCUL DES FLUX DE DEPOT

Pour être cohérent avec tout ce qui avait été décrit dans la nouvelle stratégie (V4) pour l'érosion et le tassement, il était proposé d'utiliser l'interface « suspension / crème de vase », (qui correspond dans le modèle à l'interface « eau / sol »), qui est définie par une concentration fixe de 40 g/l. Le flux de dépôt entre le fond de la partie en suspension et la première couche du sol devrait être donc calculé de manière à respecter cette définition d'interface.

Pour cela il avait été proposé d'appliquer un flux de dépôt constant égal au flux de dépôt pour une concentration équivalent à 40g/l et de transférer la matière dès que la concentration du sédiment au fond de la phase en suspension dépasse 40 g/l .

Cependant, lorsque l'on trace la courbe de flux de dépôt fonction de la concentration en utilisant la loi de vitesse de chute proposée, on s'aperçoit que même si la vitesse de chute est bien plus importante pour des concentrations de 2 g/l, c'est pour les fortes concentrations (30 à 40g/l) que les flux de dépôts sont les plus importants. Ainsi, dans un faible volume près du fond, le flux de dépôt est borné par le flux calculé avec la concentration moyenne sur le volume et non par le flux calculé à 40 g/l (même si pour 40 g/l les vitesses de chute sont plus faibles).

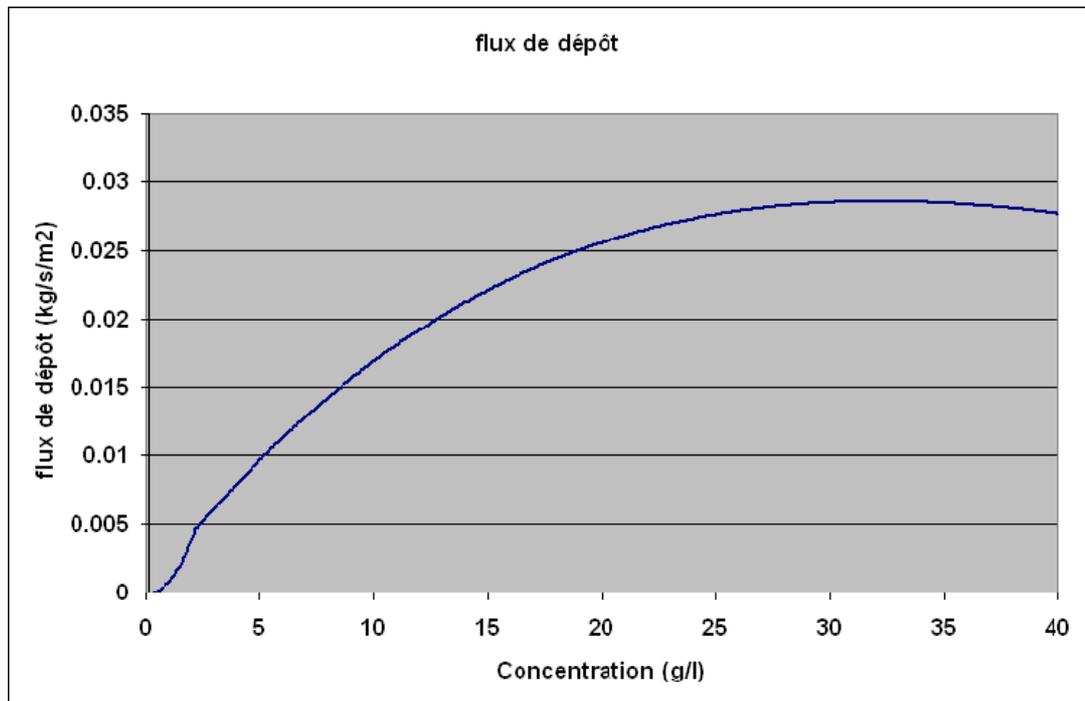


FIGURE 13

Ces tests et ces analyses nous font donc revenir à un traitement classique du flux de dépôt : $Wc \cdot C_{\text{fond}}$. La différence par rapport à un modèle classique et au modèle précédent, est que les couches de fond décrivent la crème de vase jusqu'à 40 g/l. Les contraintes d'érosion pour ces concentrations sont très faibles, et des concentrations atteignant 40 g/l dans les couches du fond du modèle sont courantes, ce que l'on ne pouvait pas obtenir dans l'ancien modèle. Il convient par contre de gérer en plus, le fait que la concentration ne dépasse pas

40 g/l en suspension, par un transfert de masse dans la couche 40g/l du fond si c'est le cas.

Régis Walther



MEMO

A/TO: **GIP LOIRE ESTUAIRE**

N°FAX:

COPIE/
COPY:

N°FAX:

DE/FROM: LUC HAMM/ REGIS WALTHER

REF.: MHL/RWR/SHF/1741097/1

N°TEL: 04 76 33 43 45

DATE: 5 MAI 2009

E-MAIL: Regis.walther@sogreah.fr

N/PAGES: 3

OBJET/ **GIP Loire estuaire – Modélisation 3D de l'estuaire de la Loire**
SUBJECT: **Analyse des données de crème de vase – rapport HOCER– version du 10 mars 2009**

1. HISTORIQUE DE NOTRE ANALYSE

Sogreah a analysé en novembre 2008 la première version du rapport d'Hocer daté de septembre 2008 et avait émis deux remarques.

- La première portait sur la difficulté de lecture des tableaux C-27 et C-28 qui comportait un nombre très important de chiffres non significatifs nuisant fortement à sa lisibilité.
- La seconde portait sur le facteur 30 d'écart entre l'estimation par la sonde gammadensimétrique du CEA les 20,21 et 22 octobre 2000 (1,2:1,3 millions de tonnes de matières sèches) et l'estimation Hocer du 26 octobre 2000 à partir des sondes qui s'élève à 0,045 millions de tonnes.

Une réunion a été organisée par le GIP à Nantes le 11 mars dernier à la suite de la publication de la version finale du rapport d'hocer le 10 mars 2009 pour tenter de répondre aux interrogations de Sogreah. La fiche annexe correspondant à l'évènement du 26 octobre 2000 qui manquait dans la première version du rapport a été fournie. Elle confirme bien la faible étendue spatiale de la crème de vase à cette date. Les écarts entre les mesures gammadensimétriques et la méthode d'Hocer ont été expliqués dans le rapport par une nette différence des conditions de marée, des dragages d'entretien effectués sur la zone et des emprises différentes de zones de mesures.

Enfin HOCER a maintenu dans les tableaux C28 et C29 l'intégralité des dix chiffres significatifs qui ne nous paraissent pas pertinents. Compte-tenu des méthodes utilisées, nous pensons que seuls les deux premiers chiffres sont réellement crédibles.

2. ANALYSE DES BANDES LES PLUS PERTINENTES

Le GIP nous ayant confirmé qu'Hocer n'apporterait pas d'éléments complémentaires à son analyse, nous avons donc repris les résultats d'Hocer pour préparer le calage en turbidité et sélectionnés deux évènements qui se trouvent à l'intérieur des périodes d'exploitation pour comparaison des résultats, et 3 autres se trouvant à des dates correspondant à la période de validation.

Période de calibration :

Bande du 26/10/2000 : 0.045 Mtonnes sèche

Bande du 28/11/2000 : 0.332 Mtonnes sèche

Période de validation :

Bande du 28/08/2007 : 0.317 Mtonnes sèche

Bande du 24/10/2007 : 2.090 Mtonnes sèche

Bande du 28/11/2007 : 0.129 Mtonnes sèche

On note pour la période de calibration des valeurs très faibles de la masse de crème de vase en contradiction avec les mesures effectuées à la sonde gammadensimétrique qui nous paraissent plus réalistes. Nous proposons de ne pas tenir compte de ces deux bandes pour le calage du modèle car cela conduirait à une sous-estimation trop forte des conditions initiales de crème de vase.

Si on analyse maintenant la période de validation, on observe que le passage de la bande du 28/08/2007 (0,31 Mtonnes sèche) à la bande du 24/10/2007 (2,1 Mtonnes sèche) s'effectue essentiellement dans la couche dite F4 (c'est-à-dire dans la couche pour laquelle les concentrations sont supérieures à 300 g/l) qui passe de 0,19 Mtonnes à 1,8 Mtonnes.

Sachant qu'il faut environ 30 jours de tassement pour passer de 100g/l à 300g/l, cela veut dire qu'il y a plus de 1,5 Mtonnes de vase à 100g/l qui sont arrivées dans le premier mois ce qui nous paraît un résultat tout à fait inattendu par son intensité inhabituellement forte.

Pour notre part, il nous semble que la masse F4 des vases consolidée (ce qui est compris entre le signal 4 et le signal 5) vient brouiller l'analyse dynamique de la crème de vase qui pourrait être effectuée. Est-ce que le signal 5 est vraiment comparable entre toutes les bandes? Ne serait-il pas plus judicieux d'effectuer une analyse avec seulement les masses F2 et F3, pour pouvoir tenter de comprendre la dynamique 'récente' de la crème de vase.

3. INITIALISATION DU MODELE EN CREME DE VASE

Nous proposons pour l'initialisation du modèle de repartir de la zone où en moyenne la crème de vase est la plus observée.

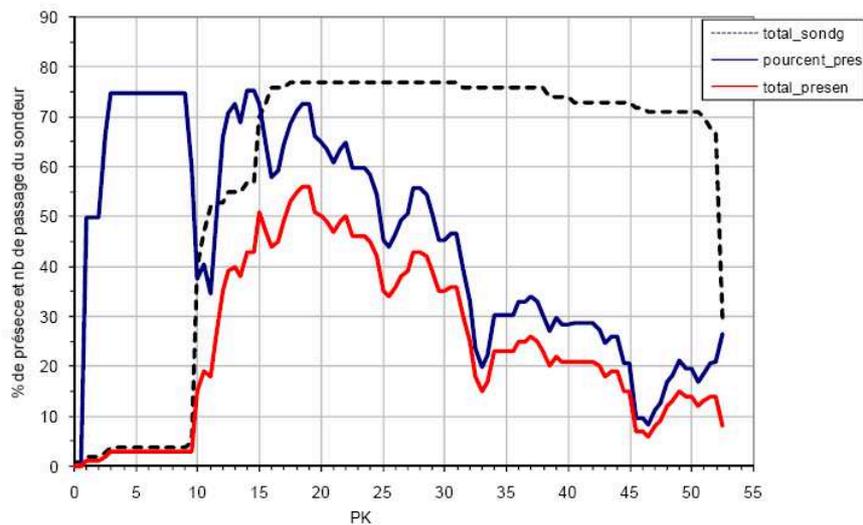


Figure C-16 : Positions préférentielles des dépôts de crème de vase. En rouge, nombre de détection de la crème de vase par PK. La courbe pointillée indique le nombre de passage de l'échosondeur dans les cas de présence de crème de vase dans le canal. En bleu, pourcentage de détection par PK rapporté au nombre de passage.

En effet, mettre en initialisation de la vase là où elle peu souvent observée, fait prendre le risque de créer un stock de vase consolidé à un endroit ou elle ne devrait pas être et de brouiller les résultats en turbidité pour le calage.

Il nous semble donc prévoyant d'initialiser le modèle avec de la vase sur les zones où l'on a au moins 40% du temps des observations de présence de crème (correspond à une chute importante de présence dans les mesures) ce qui reviendrait à initialiser le modèle avec de la vase entre le PK 33 à l'amont et le PK0 ou moins à l'aval puisqu'il n'y a plus de mesures au delà du pk0.

L'ensemble de la crème de vase sera mis dans les couches comprises entre 0 et 300 g/l. La masse sèche initiale à mettre reste cependant une question ouverte après analyse du rapport HOCER. Nous pensons que ces valeurs doivent être décidées d'un commun accord entre le GIP, les experts et Sogreah.

Notre expérience du modèle de 2006 nous inciterait à partir d'une valeur comprise entre 1,0 et 1,5Million de tonnes sèche, ce qui reste cohérent avec l'ensemble des bandes et notamment avec toute la période de 2004 qui est assez stable.

Régis Walther



MEMO

A/TO: **GIP LOIRE ESTUAIRE**

N°FAX:

COPIE/
COPY:

N°FAX:

DE/FROM: REGIS WALTHER

REF.: MHL/RWR/SHF/1741097/1

N°TEL: 04 76 33 43 45

DATE: 04 MAI 2009

E-MAIL: Regis.walther@sogreah.fr

N/PAGES: 5

OBJET/ **GIP Loire estuaire – Modélisation 3D de l'estuaire de la Loire**
SUBJECT: **Analyse des mesures d'érosion des vases de Sanchez**

Il a été proposé dans la note de stratégie de calage de calculer le terme de flux d'érosion, d'après la publication de Sanchez M., Levacher D., « Erosion d'une vase de l'estuaire de la Loire sous l'action du courant », Bull Eng Envir (2008) 67, p597-605. Cet article propose une loi d'érosion calée sur des mesures effectuées sur une vase de la Loire (Trentemoult) pour six concentrations différentes.

Pour rappel :

Dans ce travail, le taux volumique d'érosion est calculé à l'aide de deux formulations complémentaires : celle de Cerco et al. (2000) pour les faibles taux d'érosion et celle suggérée par Mehta et Partheniades (1982) pour les taux d'érosion élevés. Sur la base d'observations expérimentales, le raccordement de ces deux formulations se fait pour une valeur seuil E_{v0} du taux volumique d'érosion de $3^{10^{-7}}$ ms⁻¹ (ce qui représente une érosion d'une couche de sédiment de 1mm par heure). La valeur τ_{oe} est rattachée à la rigidité initiale τ_y et à la masse volumique ρ de la vase à travers l'équation :

$$\tau_{oe} = e_1 \tau_y \left(\frac{\rho - \rho_w}{\rho_w} \right)^{e_2}$$

Cette loi permet de définir les couches de vase érodables par une action prolongée du courant (de plusieurs jours). La loi du taux volumique d'érosion s'écrit comme suit :

$$E_v = \begin{cases} E_{v0} (\tau_0 / \tau_{oe})^\alpha, & \text{si } \tau_0 < \tau_{oe} \\ E_{v0} \exp[\alpha(\tau_0 / \tau_{oe} - 1)], & \text{si } \tau_0 \geq \tau_{oe} \end{cases}$$

Le paramètre α est rattaché à τ_{oe} par l'expression homogène suivante :

$$\alpha = e_3 \tau_y \left(\frac{\sqrt{\tau_{oe} / \rho_w} \varepsilon}{\nu} \right)$$

Ou ν est la viscosité cinématique de l'eau et ε la rugosité hydraulique de la surface de la vase. Un ajustement non linéaire respectant le critère des moindres carrés permet d'évaluer les constantes empiriques suivantes :

$$e_1=0.294 ; e_2=1.11 ; e_3=0.114$$

La figure ci-dessous montre les points expérimentaux et la loi ajustée (trait continu) :

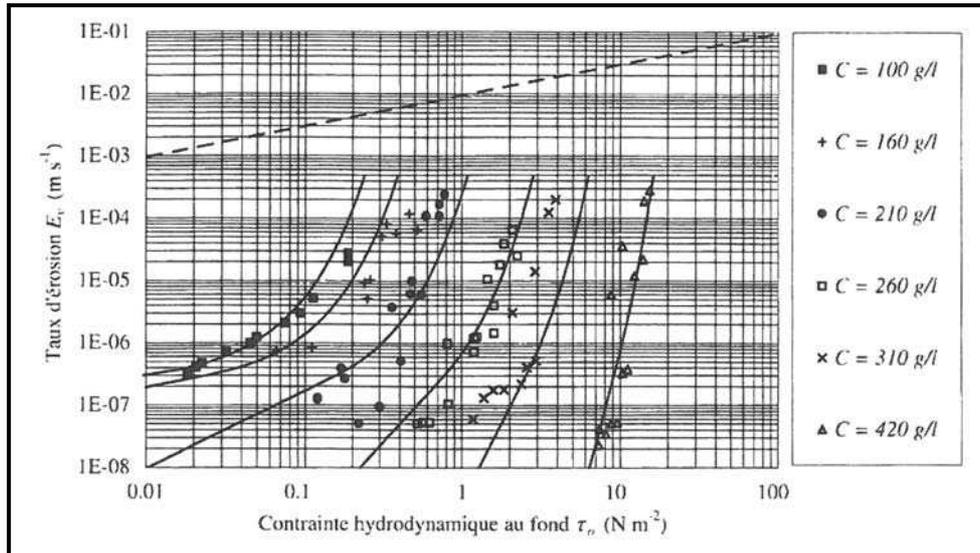


FIGURE 1 TAUX D'EROSION VOLUMIQUE EN FONCTION DE LA CONTRAINTE HYDRODYNAMIQUE, SANCHEZ(2008)

Lors de la réunion EXP2 du 22 janvier 2009, les experts ont émis un doute sur la pertinence d'une loi d'érosion sans seuil d'érosion critique et ont souhaité que Sogreah retravaille les mesures de Sanchez afin d'établir une loi d'érosion avec seuil critique. Le GIP Loire estuaire nous a fourni les données de mesure issues de l'expérience afin que nous puissions établir cette loi.

Pour cela plusieurs étapes ont été nécessaires :

Première étape : Définir τ_{oe} (contrainte d'érosion) fonction de la concentration du sédiment :

La loi donnant la relation entre τ_{oe} et τ_{oy} (rigidité initiale) a été établie par

$$\text{Sanchez : } \tau_{oe} = e_1 \tau_y \left(\frac{\rho - \rho_w}{\rho_w} \right)^{e_2}$$

Cependant la loi donnant τ_{oy} fonction de la concentration du sol n'a pas été fournie. Nous avons donc réuni les données disponibles (présentées dans la note précédente) pour établir deux lois en puissance, une pour les concentrations supérieures à 160 g/l et une autre pour les concentrations inférieures à 160 g/l (figure 2).

On applique alors ces lois de τ_{oy} à la formule τ_{oe} de Sanchez $\tau_{oe} = e_1 \tau_y \left(\frac{\rho - \rho_w}{\rho_w} \right)^{e_2}$, et on vérifie que cet ensemble de lois vérifie les points de mesure de l'expérience de Sanchez (figure 3).

Il est à noter que pour des vases inférieurs à 100 g/l, nous ne disposons pas de mesures et qu'il s'agit d'extrapolation des formules. Les valeurs de τ_{oe} pour les vases inférieures à 100g/l resteront donc un paramètre de calage pour le modèle.

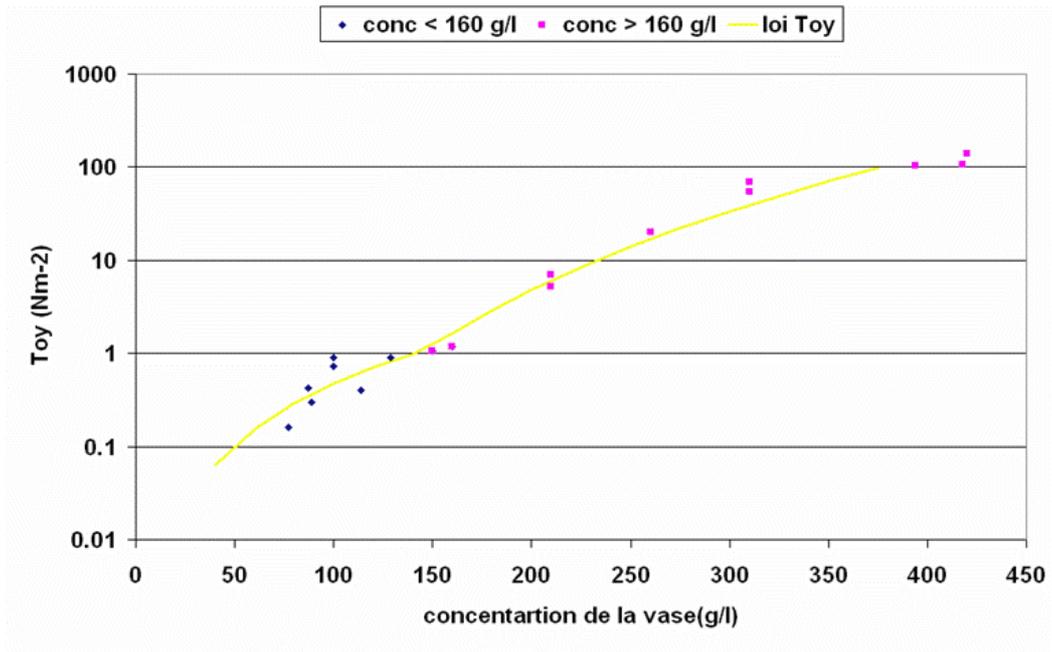


FIGURE 2 AJUSTEMENT DU TOY

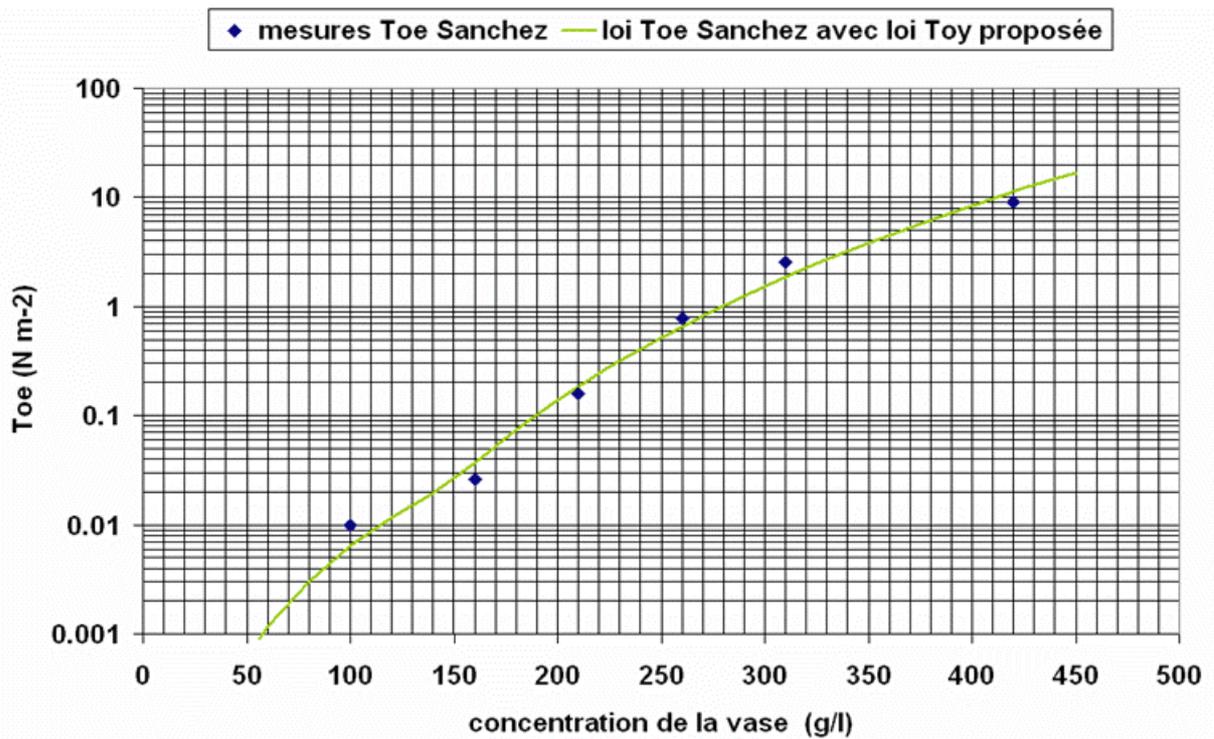


FIGURE 3 AJUSTEMENT DU TOE



Deuxième étape: définir une loi de tendance du taux volumique d'érosion (E_v) fonction de la contrainte hydrodynamique au fond (T_o)

On établit une loi de tendance de la forme $E_v = a \times \exp^{(b \times T_o)}$ pour chaque série de mesures :

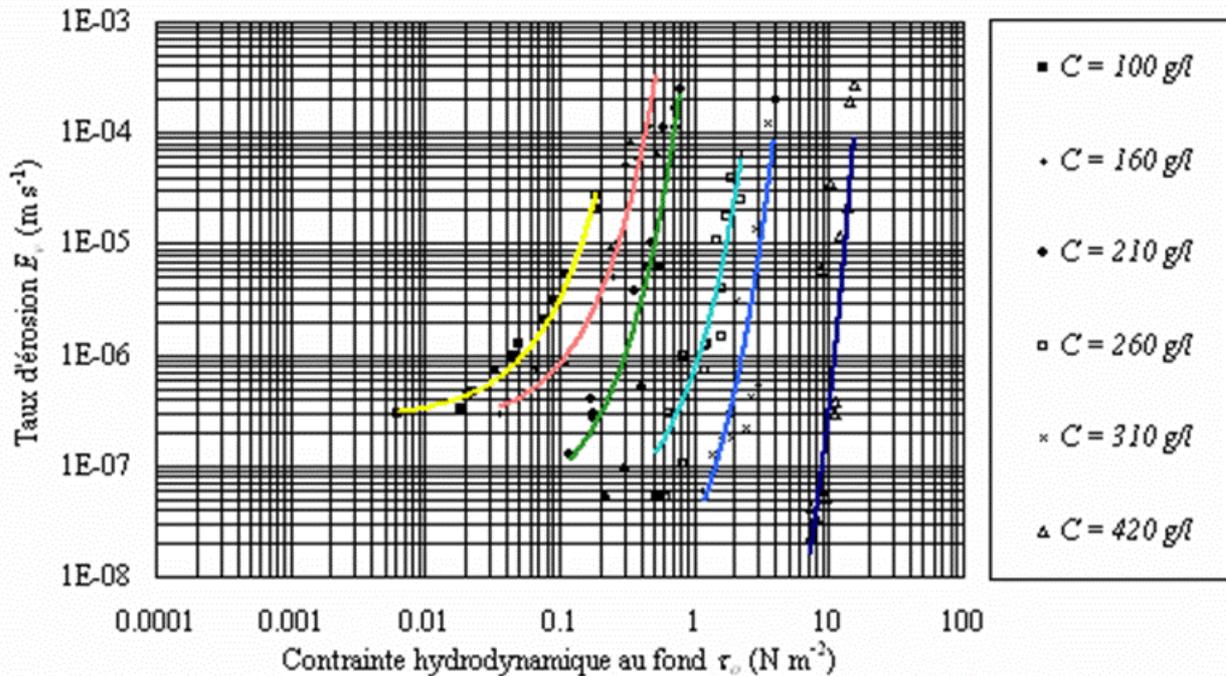


FIGURE 4 AJUSTEMENT DE LA LOI DE TENDANCE DU TAUX D'EROSION

Il faut alors établir une loi pour le coefficient 'a' fonction de la concentration de la vase et une loi pour le coefficient 'b' fonction de la concentration de la vase.

Le coefficient 'b' est établi grâce à 3 lois exponentielles :

$$b(C_{vase}) = 48.635 \times \exp^{(-0.00713C_{vase})} \quad \text{pour } C_{vase} < 210 \text{ g/l}$$

$$b(C_{vase}) = 1628.587 \times \exp^{(-0.02361C_{vase})} \quad \text{pour } 210 \text{ g/l} < C_{vase} < 260 \text{ g/l}$$

$$b(C_{vase}) = 27.054 \times \exp^{(-0.00763C_{vase})} \quad \text{pour } C_{vase} < 260 \text{ g/l}$$

Le coefficient 'a' est calculé pour obtenir $E_v = 3 \times 10^{-7} \text{ m s}^{-1}$ lorsque $T_o = T_{oe}$, qui est la définition de la contrainte critique d'érosion prise par Sanchez.

Il n'y a 'plus' qu'à retracer les lois de E_v fonction de T_o pour les vases de concentrations testées par Sanchez et vérifier que cette loi vérifie les mesures

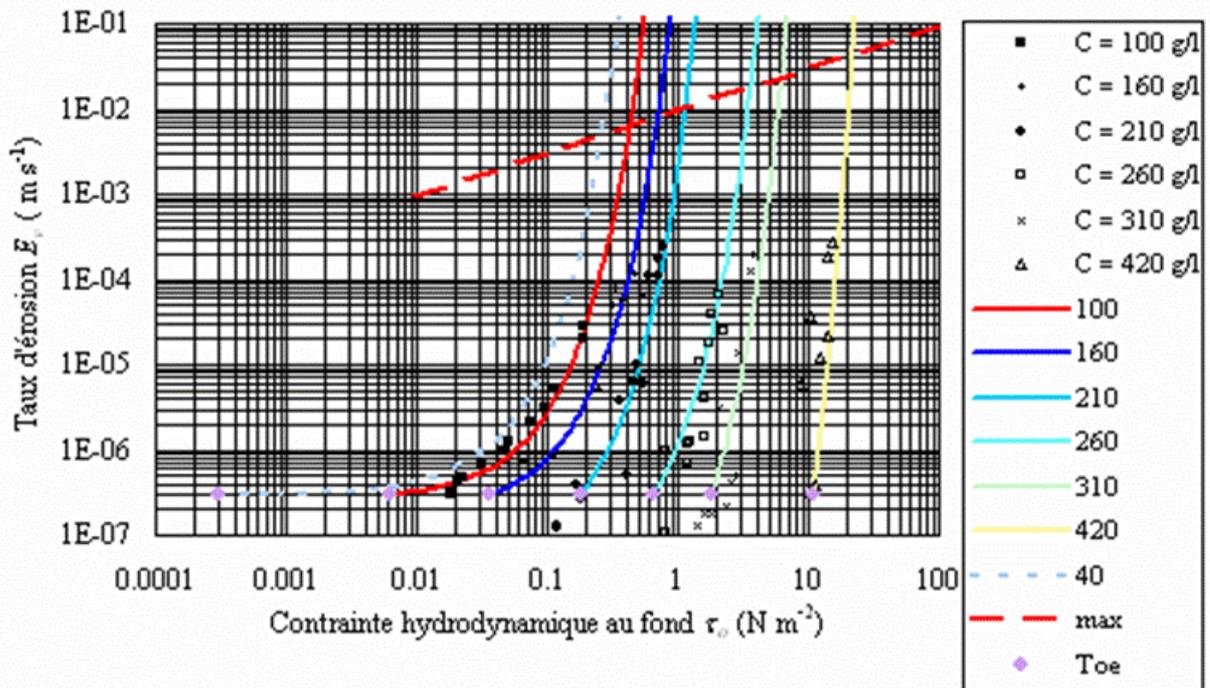


FIGURE 5 AJUSTEMENT DU TAUX D'ÉROSION

Il est à noter que les flux d'érosion sont bornés par la courbe rouge en pointillée qui est le maximum de E_v d'après Kranenburg et Winterwerp (1997).

Régis Walther

A/TO: **GIP LOIRE ESTUAIRE**

N°FAX:

COPIE/
COPY:

N°FAX:

DE/FROM: LUC HAMM/ REGIS WALTHER

REF.: MHL/RWR/SHF/1741097/1

N°TEL: 04 76 33 43 45

DATE: 05 MAI 2009

E-MAIL: Regis.walther@sogreah.fr

N/PAGES: 7

OBJET/ SUBJECT: GIP Loire estuaire – Modélisation 3D de l'estuaire de la Loire
Analyse des deux campagnes de mesures de vitesse de chute de mai et aout 2008

1. LES DONNEES DISPONIBLES

Actuellement, trois campagnes de vitesses de chute effectuées avec le tube d'Owen par HOCER sont disponibles. Ces campagnes ont été réalisées sur différents sites de l'estuaire pour des conditions variables de débit et de salinité.

La première campagne a été réalisée du 8 au 12 Décembre 2000, débit 2390 à 2060 m³/s, coefficient de marée 62 à 100



Figure 1 : position des points de mesure de vitesse de chute lors de la campagne de décembre 2000

Elle a fourni des résultats cohérents et solides utilisés dans la modélisation de 2006 et mis en évidence sur quelques points une accélération des vitesses de chute lorsque le sédiment passait de l'eau douce à l'eau salée à concentration en MES constante. Cela nous a amené en 2006 à améliorer notre formulation de la vitesse de chute et à augmenter les dépôts à l'aval nous rapprochant ainsi des observations de terrain.

Suite à ce travail, Le GIP a fait procéder à deux nouvelles campagnes de mesures en 2008 à partir de recommandations faites par Sogreah pour explorer cet effet de la salinité sur la vitesse de chute des sédiments sur une large gamme de concentrations.

Il s'agit de la campagne du 5 au 7 mai 2008 : débit 1520 à 1250 m³/s, coefficient de marée 100 à 104



Figure 2 : position des points de mesure de vitesse de chute lors de la campagne de mai 2008

Et de la campagne du 18 au 20 août 2008 : débit 296 à 275 m³/s, coefficient de marée 91 à 93



Figure 3 : position des points de mesure de vitesse de chute lors de la campagne de novembre 2008

2. PREMIER EXAMEN DES DONNEES

L'ensemble des mesures sont reportées sur le graphique suivant. Une courbe de tendance en loi puissance a été ajoutée pour chaque campagne de mesure. Une barre au dessus de chaque mesure donne l'importance de la salinité du prélèvement.

2.1. MESURES DE MAI 2008

La cohérence des nouvelles mesures paraît très faible au regard des précédentes. En effet

un coefficient de corrélation de 0,83 avait été obtenu en 2000 y compris avec les mesures en eau salée. Ce coefficient tombe à 0 pour la campagne de mai 2008 pour laquelle on n'observe aucune influence de la concentration sur la vitesse de chute. De la même façon, la salinité n'est pas non plus un facteur explicatif des variations mesurées qui peuvent être très importantes aussi bien pour les faibles concentrations (voir les trois points entre 0,1 et 0,2 g/l) que pour les concentrations importantes (voir les 2 points entre 1 et 3 g/l). De plus les vitesses de chute mesurées entre 0,6 et 0,8 g/l semblent anormalement faibles.

2.2. MESURES D'AOUT 2008

Sur cette campagne, la corrélation est meilleure que la précédente avec un coefficient atteignant 0,47. La dispersion reste importante d'autant plus que la quasi-totalité des mesures a été effectuée en eau douce.

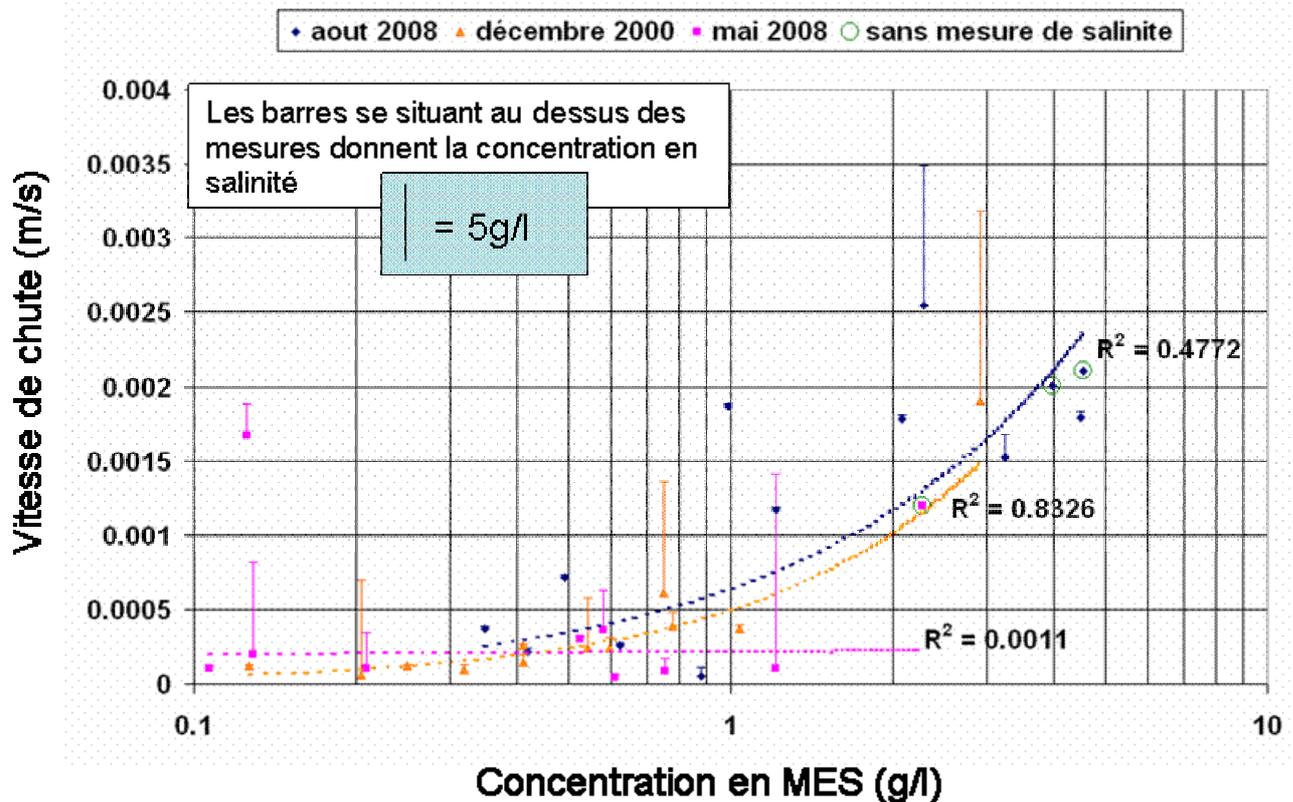


Figure 4 : variation des vitesses de chute en fonction de la concentration et de la salinité (échelle semi-log)

3. COMPARAISON AVEC LA LOI UTILISEE PAR SOGREAH EN 2006

Nous avons ensuite comparé les nouvelles mesures à la loi utilisée dans le modèle en 2006 qui est fonction de la salinité (figures 5 à 7). La dispersion des mesures ne nous permet pas de conclure sur la pertinence ou non de cette loi.

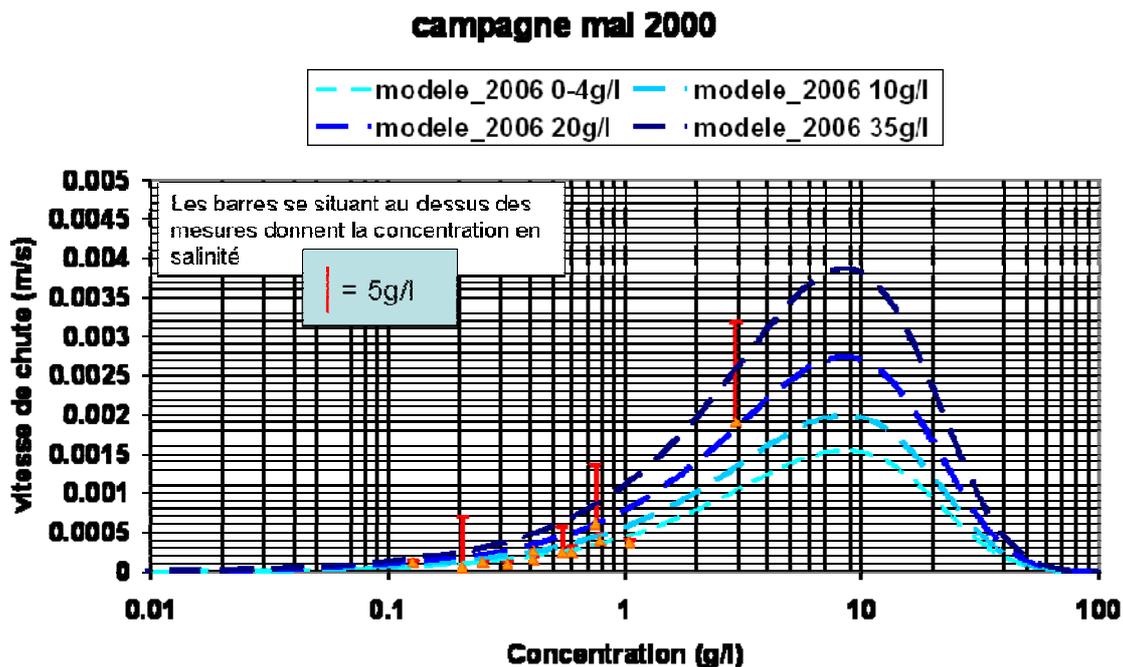


Figure 5 : comparaison des mesures de déc. 2000 avec la loi de 2006 (échelle semi-log)

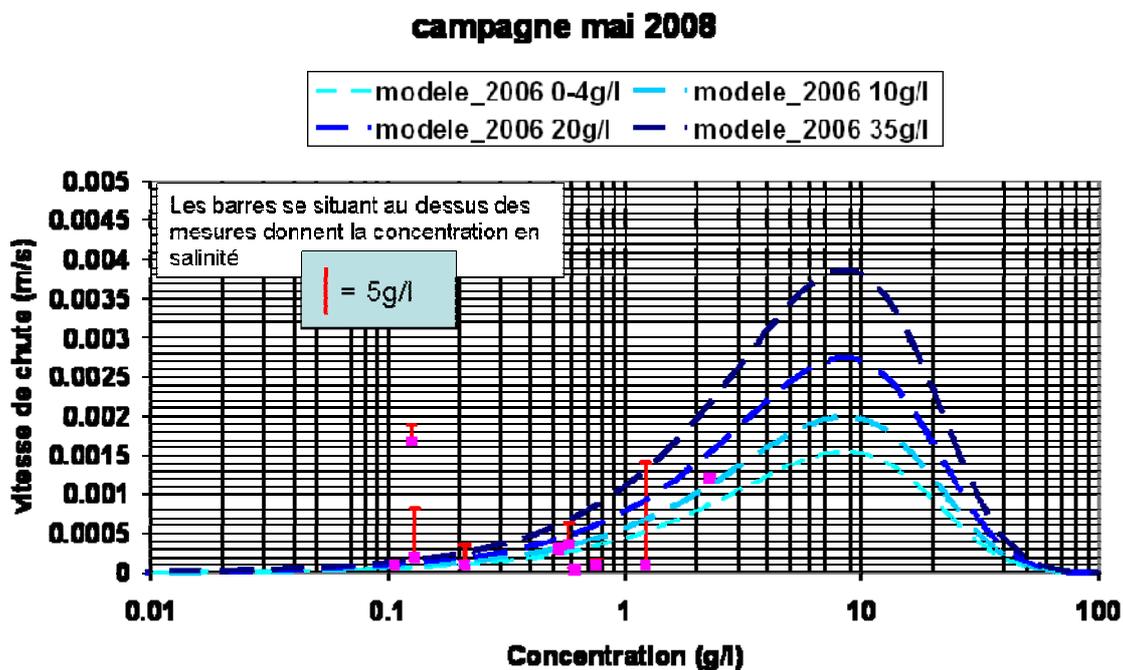


Figure 6: comparaison des mesures de mai 2008 avec la loi de 2006 (échelle semi-log)

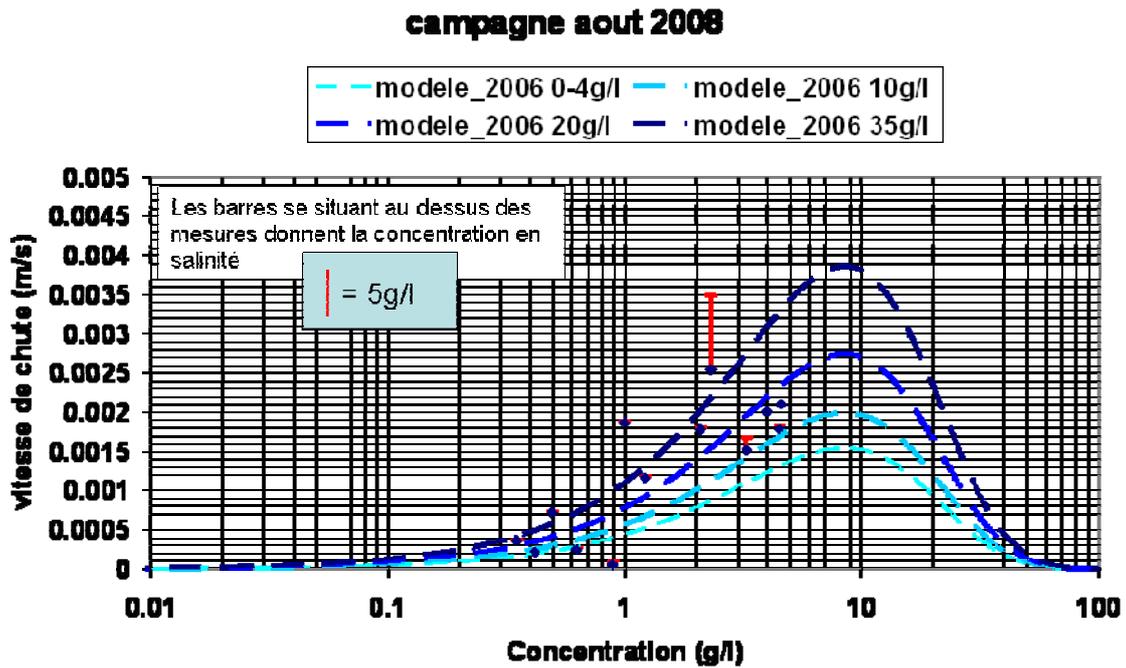


Figure 7: comparaison des mesures d'aout 2008 avec la loi de 2006 (échelle semi-log)

4. AJUSTEMENT SUR LA LOI DE THORN/ MEHTA

Nous avons ensuite essayé de caler une loi de vitesse de chute fonction de la concentration, seule. Nous avons choisi pour cela d'utiliser le type de loi proposé par Krone (1962) et utilisé par Thorn (1981)- Mehta (1986) sur l'estuaire de la Severn, dont la forme de loi correspond assez bien à notre jeu de données.

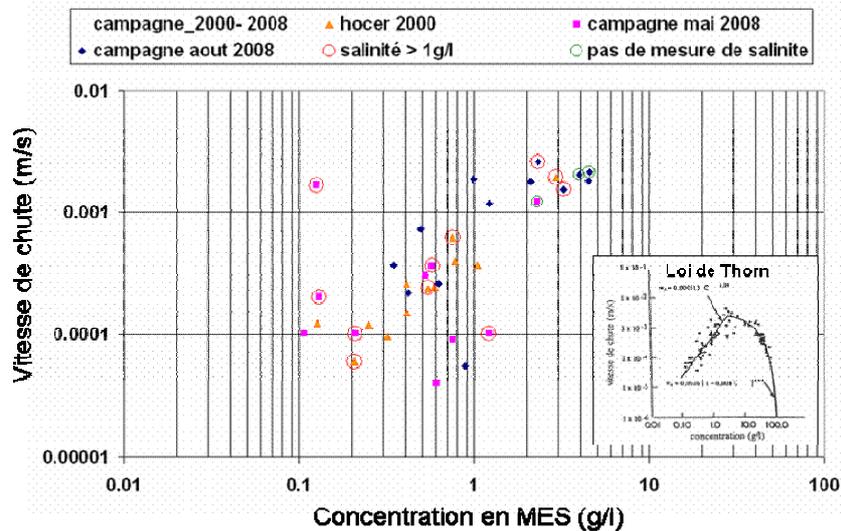


Figure 8 : variation des vitesses de chute en fonction de la concentration et de la salinité

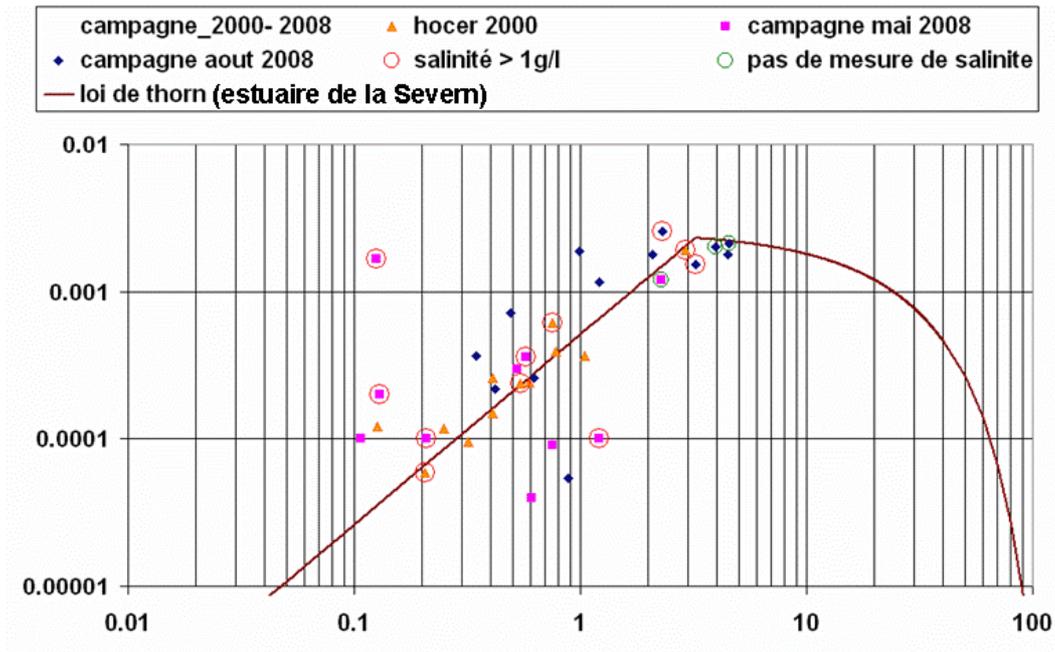


Figure 9 : ajustement de la loi de Thorn (1981) sur les mesures (échelle log-log)

Pour les concentrations modérées, nous obtenons :

$$Wc = k1 \times C^{m1} \text{ avec } m1 \approx 4/3$$

Pour les concentrations plus fortes, les flocons se gênent dans leur chute et la vitesse de chute décroît, on parle de vitesse entravée :

$$Wc = Wc_0 \times (1 - k2 \times C)^{m2} \text{ avec } m2 \text{ qui dépend de la taille de particules. Dyer (1986) cite la valeur de 4,65 pour les petites particules et de 2,32 pour les plus grosses.}$$

Pour caler notre loi, nous allons utiliser la première loi de la forme $Wc = k1 \times C^{m1}$ jusqu'à la valeur de 2,2 g/l qui semble être la valeur à partir de laquelle les vitesses de chute saturent et commenceraient à diminuer (ce serait à vérifier lors d'une troisième campagne de mesure). La deuxième loi $Wc = Wc_0 \times (1 - k2 \times C)^{m2}$ sera utilisée pour les concentrations supérieures à 2,2 g/l et devra rejoindre la loi de Sanchez pour les concentrations supérieures à 40 g/l.

La loi présentée en vert ci-dessous est donc celle qui est parait la plus représentative des données dont nous disposons :

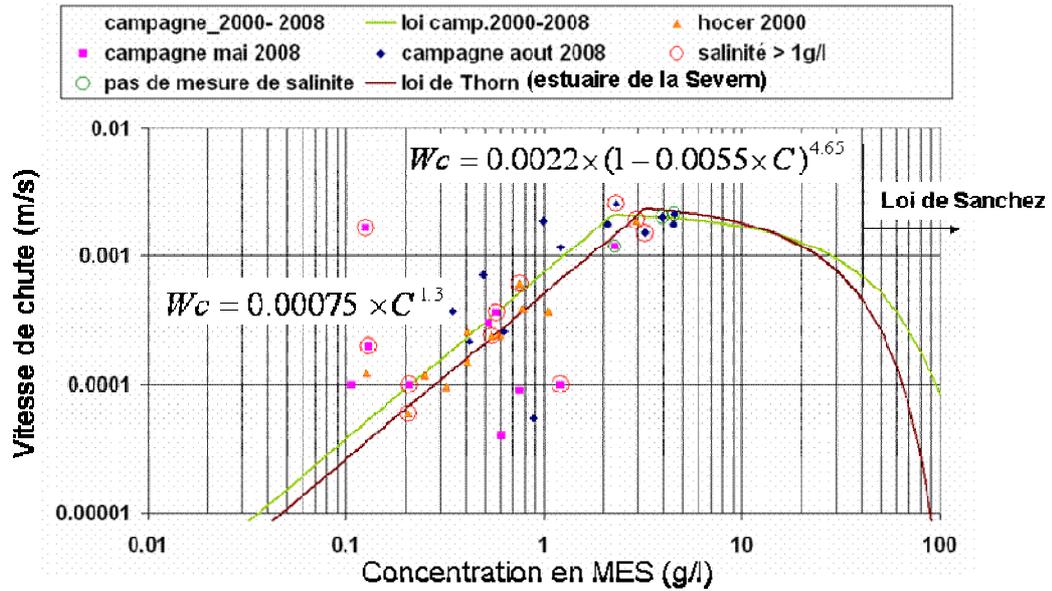


Figure 10 : meilleur ajustement de la loi de Thorn (1981) sur les mesures (échelle log-log)

5. CONCLUSIONS

Au final, les mesures de mai 2008 nous semblent assez peu fiables car trop éloignées des valeurs mesurées en 2000 dans l'estuaire. Celles d'août 2008 présentent un meilleur ordre de grandeur. Elles sont généralement plus élevées qu'en décembre 2000 ce qui pourrait être lié à la température de l'eau plus chaude en été qu'en hiver ce qui diminue les forces de viscosité. Elles sont malheureusement trop dispersées et trop rares pour permettre un ajustement précis d'une loi empirique. La figure 11 présente la comparaison des deux lois calées.

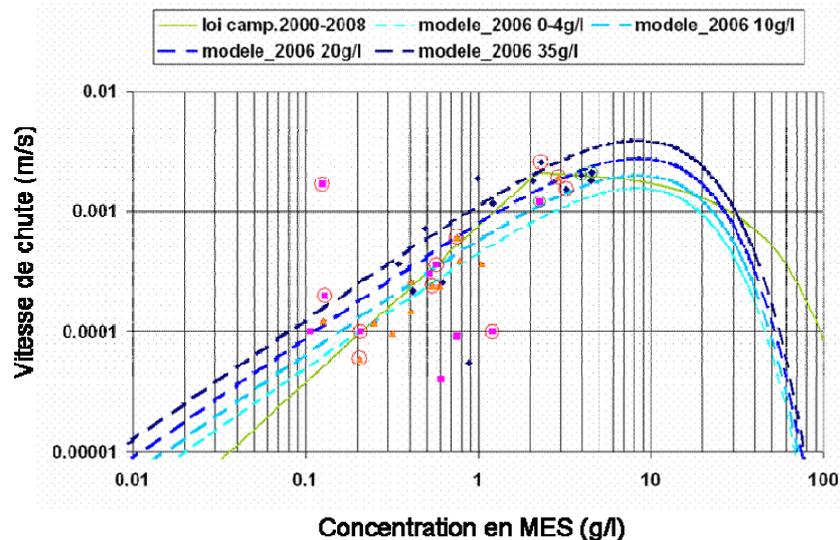


Figure 11 : comparaison des deux lois ajustées (échelle log-log)

ANNEXE 3 : NOTE D'AVANCEMENT DU 5 AOUT 2009

A/TO: **PIERRE BONA**

N°FAX:

COPIE/
COPY: **LUC HAMM**

N°FAX:

DE/FROM: REGIS WALTHER

REF.:

N°TEL: 33 (0)4 76 33 43 45

DATE: 05/08/2009

E-MAIL: regis.walther@sogreah.fr

N/PAGES: 1/8

OBJET/
SUBJECT: NOTE SUR LES CALCULS DE 5 MOIS HYDRO-SEDIMENTAIRES

1. RAPPEL DU CONTEXTE :

Lors de la réunion d'expert du 15/05/2009, il a été décidé de continuer le calage du modèle hydro-sédimentaire sur une période plus longue composée de 5 mois sur l'année 2007. Cette période intègre une crue d'hiver et permettra de voir si suite à celle-ci si le modèle reproduit le rechargement du bouchon vaseux depuis l'estuaire.

Le choix n'ayant pas été fait entre k-epsilon et longueur de mélange lors de cette réunion, il avait été décidé d'effectuer les 2 calculs sur cette période de 5 mois. Suite à ces calculs, le choix serait effectué et des tests de sensibilités sur un des deux modèles seraient effectués.

Pour rappel :

	Modèle de longueur de mélange	Modèle k-epsilon
Avantages	<ul style="list-style-type: none"> Modèle calé en hydrodynamique ; Temps de calcul (5 mois en 7 jours). 	<ul style="list-style-type: none"> Stratification saline bien représentée, notamment en morte-eau.
Inconvénients	<ul style="list-style-type: none"> Salinité trop à l'aval dans l'estuaire. 	<ul style="list-style-type: none"> Calage hydrodynamique à refaire ; Temps de calcul (deux fois plus important qu'en longueur de mélange).

Dans un premier temps le scénario de 5 mois a été construit (séries de houles, vents, débits, conditions initiales, etc...). Le scénario est présenté en **partie 1** de cette note.

Dans un second temps, les 2 calculs de 5 mois ont été effectués et présentés au GIP lors d'une réunion SOGREAH-GIP tenue le 8 juillet 2009.

Plusieurs choses à modifier ont été discutées sur ces calculs et il a été décidé de les relancer en intégrant ces modifications avant exploitation.

Les modifications ont porté :

- sur le tassement,

- sur les apports amont,
- sur le fait d'utiliser, dans le modèle k-epsilon, la longueur de mélange entre Nantes et la limite amont du modèle pour dégrader le moins possible l'hydrodynamique.

Ce sont ces 2 calculs avec les modifications apportées qui sont présentés dans la **partie 2** de cette note.

En parallèle de ce travail, les fortes différences obtenues entre modèle K-epsilon et modèle de longueur de mélange classique nous ont convaincu de travailler sur un sujet qui nous semblait intéressant : le modèle de longueur de mélange multicouche. Un modèle de longueur de mélange multicouche a donc été développé et testé sur les périodes d'octobre 2000 et janvier 2004 en hydrodynamique et salinité. C'est ce qui est présenté en **partie 3**.

En **partie 4**, je discute le choix de modèle à retenir et les tests de sensibilités qui seront effectués.

2. CONSTRUCTION DU SCENARIO DE 5 MOIS

La période simulée s'étale du 1^{er} décembre au 11 mai 2007 (avec 15 jours d'initialisations le modèle commence le 14 décembre 2006). La **figure 1** représente la mesure de la marée à Saint-Nazaire et le débit de la Loire à Montjean. Cette période permet de simuler l'intégralité de la crue du début d'année 2007 et de revenir à des débits inférieurs à 500 m³/s début mai.

La **figure 2** donne les mesures issues du réseau de mesure en continu sur l'année 2007 (Cordemais n'ayant pas fonctionné sur la période simulée).

La **figure 3** récapitule les bandes disponibles qui ont été analysées. Ces bandes montrent la quasi absence de vase au-dessus du PK 16 dans le chenal de navigation pendant la crue, alors que des le 30 mars, les bandes montrent une formation de lentille de crème de vase entre les PK 10 et 24.

La **figure 4** présente les conditions initiales sédimentaires appliquées. Elles ont certainement été surévaluées, mais comme la simulation débute avec quasiment 4 mois de débit supérieur à 1000 m³/s, l'idée est que la quasi-totalité doit être expulsée. Pour savoir si le modèle a la capacité de faire remonter du sédiment après la crue, il ne faut pas que celui-ci soit en déficit de sédiment.

Il a été appliqué :

- Entre les PK 0 et 33 : 1,25 Mt de vase liquide (1,6m de 40 à 100 g/l) dans le chenal de navigation, ce qui correspond à la masse moyenne estimée pour la lentille de crème de vase, sur les PK où elle est le plus souvent recensée.
- Entre le PK 57 et 20 km à l'aval de Saint-Nazaire : 12 cm de vase stricto-sensus (100 à 375 g/l, soit 1 cm /couche) : 11.8Mt.

Pour le débit amont, le signal mesuré par le réseau en continu à Trentemoult a été utilisé. En effet, on voit sur la **figure 5** que la turbidité à Trentemoult est fonction du débit lorsque le débit est supérieur à 800 m³/s. Sous 800 m³/s, l'influence du bouchon vaseux doit être observée. L'objectif est donc d'établir une loi de concentration fonction du débit pour compléter les données lorsque les mesures sont manquantes à Trentemoult et lorsque le



débit est inférieur à $800 \text{ m}^3/\text{s}$.

La **figure 6** montre les mesures de Trentemoult, épurées des conditions de faible débit, et la loi de concentration moyenne calée. On remarque les deux boucles de concentration qui correspondent aux deux pics de crue, comme il avait été décrit dans l'étude précédente.

Il est maintenant possible de recomposer un signal complet qui sera appliqué à Montjean. Celui-ci est présenté sur la **figure 7**.

A titre de comparaison, nous avons replacé, sur la **figure 8**, ces mesures et la loi calculée dans le diagramme que nous avons utilisé pour l'étude précédente. Les deux boucles rentrent bien dans le cycle représentatif qui avait été utilisé. Nous avons aussi décidé à partir de ce graphique de borner la concentration de notre loi moyenne à 30 mg/l pour les débits inférieurs à $800 \text{ m}^3/\text{s}$.

3. CALCULS EFFECTUES SUR 5 MOIS

Pour exploiter ces calculs (k-epsilon et longueur de mélange), nous avons utilisé :

- Les 14 zones (issues de l'étude précédente) pour effectuer des cubatures temporelles tout au long des 5 mois, présentées en **figure 9** ;
- Les 3 bandes issues de l'étude crème de vase ;
- Les mesures de turbidité issues du réseau de mesure en continu sur 5 mois ;
- Les mesures de salinité issues du réseau de mesure en continu sur 5 mois.

3.1. CALCUL SUR LE MODELE DE LONGUEUR DE MELANGE

La **figure 20** montre l'évolution temporelle des cubatures pour des zones regroupées. On remarque principalement, lors du passage du premier pic de crue, un fort transfert de la masse des zones 4, 5, 6 vers les zones 1, 2 et 3 situées plus à l'aval. Par la suite, le transfert s'inverse mais avec lenteur. Cette lenteur de transfert amplifie le phénomène puisque le tassement joue en défaveur dans ce cas-là. Le transfert entre les zones 4, 5, 6 vers l'amont de l'estuaire sont très faibles même après la crue. On note que les périodes de vives-eaux sont défavorables à la remontée du sédiment dans l'estuaire contrairement aux périodes de mortes-eaux.

Les **figures 11 à 16** comparent les bandes de crèmes de vase ainsi que les épaisseurs et les masses de dépôts calculées par le modèle.

Figures 11 et 12 : le 8 février 2007 (1 mois de débit aux environs de $1000 \text{ m}^3/\text{s}$), les résultats du modèle montrent une accumulation de vase à l'aval du PK 10 ; la bande confirme juste qu'il n'y a quasiment pas de vase au dessus du PK 16.

Figures 13 et 14 : le 30 mars 2007 (sortie du plus gros pic de crue à environ $1200 \text{ m}^3/\text{s}$), on note que le modèle a fait reculer encore plus les sédiments pendant la crue, alors que la bande semble indiquer une remontée de sédiment par rapport à la bande précédente.



Figures 15 et 16 : le 9 mai 2007 (après 1 mois de débit inférieur à $1000 \text{ m}^3/\text{s}$), le modèle révèle une remontée du sédiment de l'extérieur de l'estuaire vers la zone amont du chenal de navigation profond. La bande trouve une forte remontée du sédiment vers les PK plus en amont (entre 15 et 35)

Les **figures 17, 18, et 19**, qui comparent les turbidités mesurées et calculées, confirment la remontée du bouchon vaseux après la crue jusqu'à Paimboeuf, mais pas jusqu'à Le Pellerin et Trentemoult comme le montrent les mesures.

Les **figures 20, 21, et 22**, qui comparent les salinités mesurées et calculées, confirment que le modèle de longueur de mélange place le coin salé beaucoup trop en aval, ce qui va de paire avec un bouchon vaseux trop en aval.

3.2. CALCUL SUR LE MODELE K-EPSILON

La **figure 23** montre l'évolution temporelle des cubatures pour des zones regroupées. On remarque principalement un transfert de la masse des zones 1, 2, 3 vers les zones 4, 5 et 6 plus à l'amont, que l'on soit en crue ou non (ce qui représente un transfert de 800 000 tonnes en deux mois). Pour des débits inférieurs à $1000 \text{ m}^3/\text{s}$, le transfert continue plus en amont vers les zones 7, 8, 9, 10 et 11 (l'ordre de grandeur de ce transfert est alors de 200 000 tonnes en 2 mois).

Les **figures 24 à 29** comparent les bandes de crèmes de vase et les épaisseurs et masses de dépôt calculées par le modèle.

Figure 24 et 25 : le 8 février 2007 (1 mois de débit aux environs de $1000 \text{ m}^3/\text{s}$), les résultats du modèle montrent une accumulation de vase à l'aval du PK 10, la bande confirme juste qu'il n'y a quasiment pas de vase au dessus du PK 16.

Figures 26 et 27 : le 30 mars 2007 (sortie du plus gros pic de crue à environ $1200 \text{ m}^3/\text{s}$), on note que le modèle fait très peu reculer le sédiment pendant la crue. On perd juste la partie la plus à l'aval. Par contre, la remontée du sédiment au-delà du PK 16 n'est pas encore entamée, alors que la bande semble indiquer une remontée de sédiment par rapport à la bande précédente.

Figures 28 et 29 : le 9 mai 2007 (après 1 mois de débit inférieur à $1000 \text{ m}^3/\text{s}$), le modèle révèle une remontée de sédiment jusqu'au PK 25, mais dans une moindre mesure par rapport aux bandes puisqu'elles montrent une forte remontée du sédiment vers les PK plus en amont (entre 15 et 35).

Les **figures 30, 31, et 32**, qui comparent les turbidités mesurées et calculées, confirment la remontée du bouchon vaseux après la crue jusqu'à Paimboeuf et Le Pellerin. Trentemoult reste sous-estimé par le modèle avec un manque de sédiment sur cette portion de l'estuaire

Les **figures 33, 34, et 35**, qui comparent les salinités mesurées et calculées, confirment que le modèle K-epsilon place de façon correcte le coin salé.

Les positions du coin salé et du bouchon vaseux semblent être atteintes dans ce cas et les processus semblent être représentés. En termes de masse de sédiment et les vitesses de transfert, le modèle peut en revanche être amélioré.



4. MODELE DE LONGUEUR DE MELANGE MULTICOUCHE

4.1. DESCRIPTION RAPIDE DU MODELE

Le principe de la longueur de mélange est de mettre en relation la viscosité turbulente à la taille des tourbillons pour une turbulence pleinement développée.

Les modèles de longueur de mélange classiques relient la taille des tourbillons à un pourcentage de la hauteur d'eau :

Prandtl :

Ce modèle de longueur de mélange est l'un des plus simples pour modéliser la turbulence. Il consiste à supposer que l'échelle de longueur des grandes structures turbulentes est connue (longueur de mélange : LM) et que les fluctuations de vitesse sont approximativement proportionnelles à LM ainsi qu'au gradient de vitesse moyenne. Ce modèle permet ainsi de retrouver la loi du profil de vitesse logarithmique dans la couche limite.

On a alors selon Prandtl $LM=K*0.2*H$ (K=cste de karman = 0.41)

D'autre part, Prandtl considère en première approximation que la couche limite de fond pour un profil développé est de $0.2*H$, H étant la hauteur d'eau.

Dans la couche limite, on a $LM=K*DZ$ (DZ distance du fond)

La fonction est donc continue.

Tsanis :

Tsanis est une extension de Prandtl pour prendre en compte l'effet du vent. Il considère que le vent est dominant en surface et induit une couche limite inverse à celle du fond. Sans plus d'investigation, il prend le même principe de couche limite développée que pour le fond sur la base de 20% de la hauteur supérieure

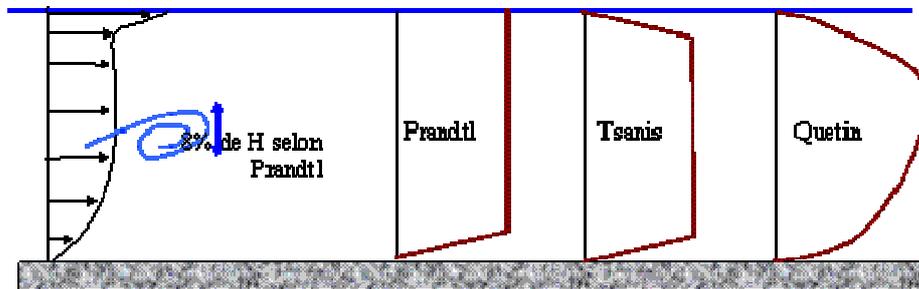
On a alors selon Tsanis $LM=K*0.2*DZ$ (DZ distance à la surface)

Quetin :

Sur la base de mesures réalisées en Méditerranée, Quetin a proposé de modifier la loi de Tsanis par une moyenne géométrique de la couche de surface et de fond. La différence entre les deux modèles n'est pas très importante et dans les applications rencontrées, les différences de résultats sont faibles.

Le dessin suivant montre ces trois LM





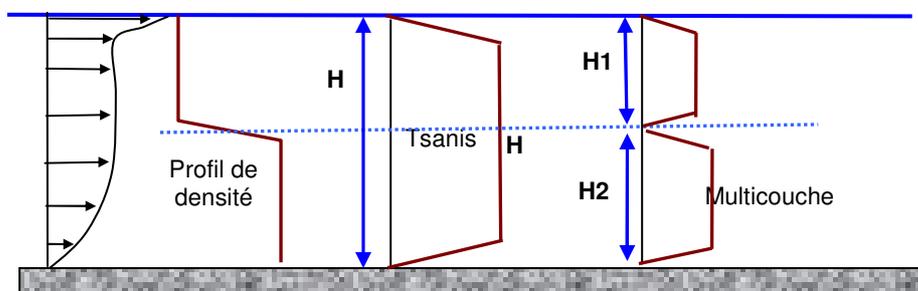
Effet de la densité :

Les effets de la densité qui inhibent la turbulence sont alors appliqués via une fonction d'amortissement elle-même fonction du nombre de Richardson.

Dans le cas de stratification forte, les modèles de longueur de mélange multicouches traitent les différentes couches de densité homogènes de manière indépendante. Les longueurs de mélange sont donc définies selon l'épaisseur de la couche traitée.

Nous avons développé ce principe :

La hauteur caractéristique dans laquelle peuvent se développer les tourbillons n'est plus la hauteur d'eau mais l'épaisseur des couches ayant une densité homogène. La stratification empêche le développement des tourbillons.



La mise en œuvre se fait sur la base de l'analyse du profil verticale du nombre de Richardson.

On recherche les couches définies par $RI < C_{ste}$.

Cette constante est ajustable mais par une analyse basée sur les gradients de température, nous avons retenu la valeur de 0.2 qui est d'ailleurs une valeur de base utilisée pour les modèles de jets basés sur le même principe.

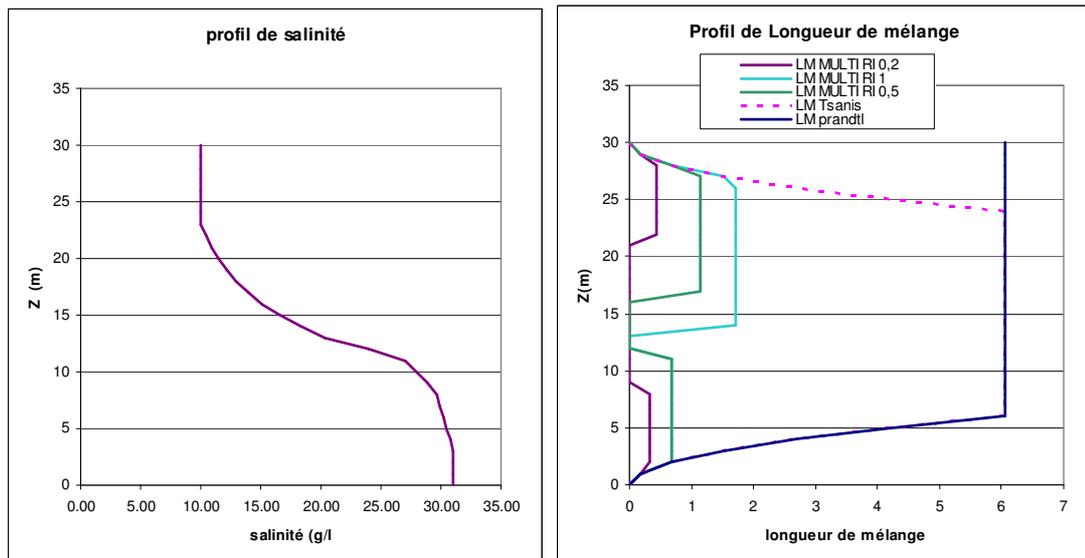
Pour chacune de ces couches, on en calcule l'épaisseur et on applique Prandtl.,sauf :

- Au fond où on applique une correction pour tenir compte de la couche limite

de fond mais en se basant sur l'épaisseur de la couche homogène du fond ;

- En surface où on applique également une correction pour cette fois tenir compte de la couche limite de surface (Tsanis), en se basant sur l'épaisseur de la couche homogène de surface

Exemple pour un profil de salinité donné :



4.2. CALCULS EFFECTUES SUR LA PERIODE D'OCTOBRE 2000

Les résultats sur la période de débit moyen montrent de très bon résultats en termes de stratification, équivalent à ceux du k-epsilon en période de morte-eau et meilleurs sur les périodes de vives-eaux. On note notamment la très bonne représentation de la remontée saline à Cordemais en période de morte-eau.

4.3. CALCULS EFFECTUES SUR LA PERIODE DE JANVIER 2004

Les résultats sur la période de crue (**figures 34 à 36**), montrent un bon placement longitudinal de la forte stratification. Les résultats sont globalement équivalents à ceux obtenus avec le modèle k-epsilon avec de plus :

- une meilleure représentation de l'amplitude de variation de la salinité des eaux de surface à Mindin en période de vives-eaux ;
- une meilleure représentation de la salinité au fond à Montoir.



4.4. CONCLUSION SUR LE MODELE DE LONGUEUR DE MELANGE MULTICOUCHE

Ce modèle donne donc jusqu'alors les meilleurs résultats comparativement aux mesures.

De plus :

- Il conserve l'avantage du modèle de longueur de mélange en termes de temps de calcul ;
- Le calage de l'hydrodynamique, initialement réalisé avec le modèle de longueur de mélange classique, est conservé avec le modèle de mélange multicouche.

5. CHOIX DU MODELE ET TESTS DE SENSIBILITE

En conséquence, en considérant tous les avantages que présente ce dernier modèle (temps de calcul raisonnable, bonne représentativité de la stratification saline, conservation du calage hydrodynamique), nous faisons le choix de lancer le calcul de 5 mois hydro-sédimentaire avec le modèle de longueur de mélange multicouche.

Sous réserve de résultats cohérents obtenus à l'issue du calcul, nous faisons le choix d'utiliser ce modèle de longueur de mélange multicouche pour la suite de la phase 1 qui doit être achevée d'ici la fin de l'année (suite à la réunion du 8 juillet 2009).

Les tests de sensibilité (ou fin de calage, étant donné que le calage doit être terminé pour mi-septembre) seront eux-aussi effectués sur ce modèle.

Les tests de sensibilité que nous effectuerons d'ici mi-septembre porteront principalement sur les facteurs qui ont le plus d'influence sur la dynamique :

- La vitesse de chute ;
- Les contraintes critiques d'érosion et/ou tassement.

Régis Walther

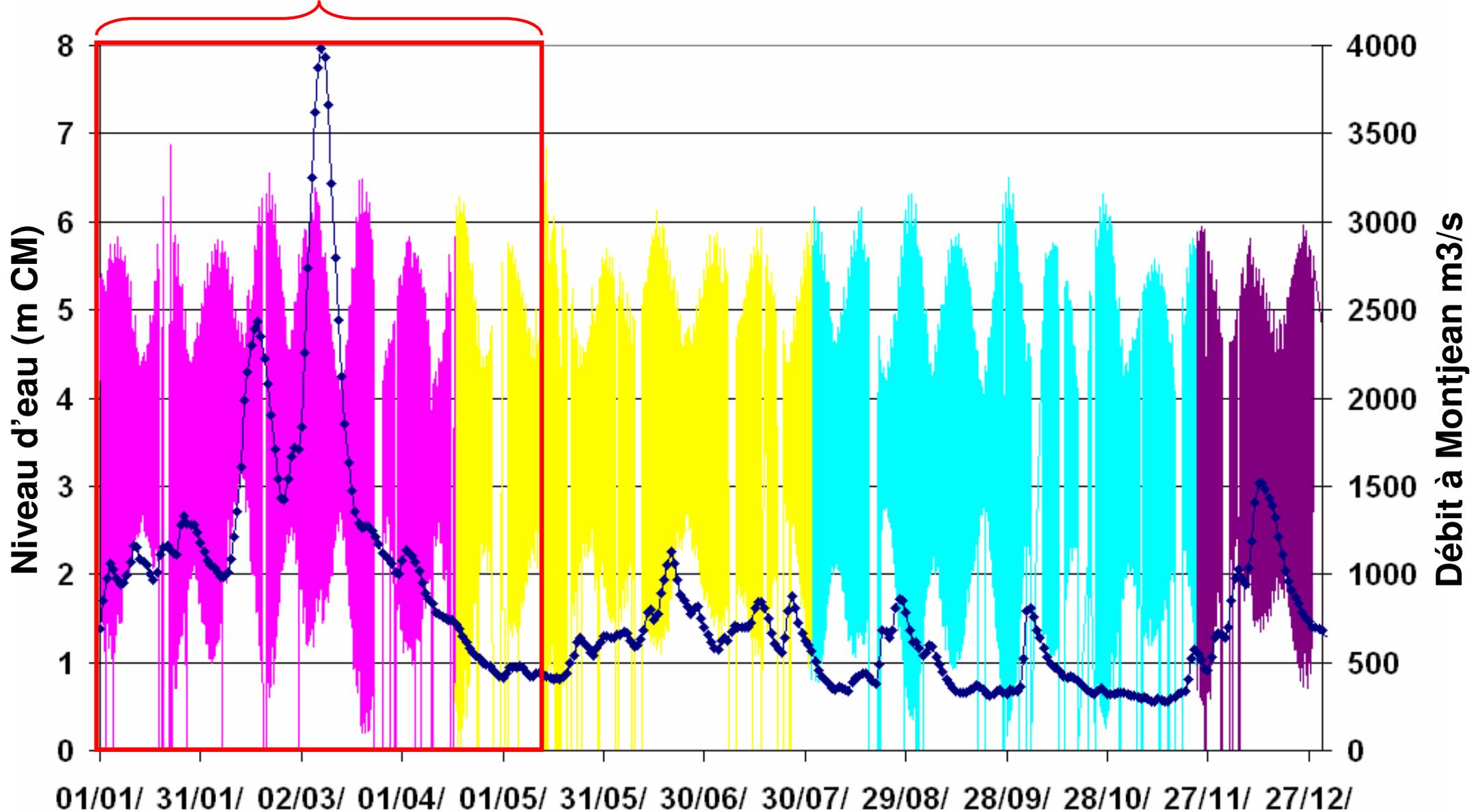
[TITRE]



Proposition d'une période de test basée sur les conditions réelles de 2007 (débits et marée)

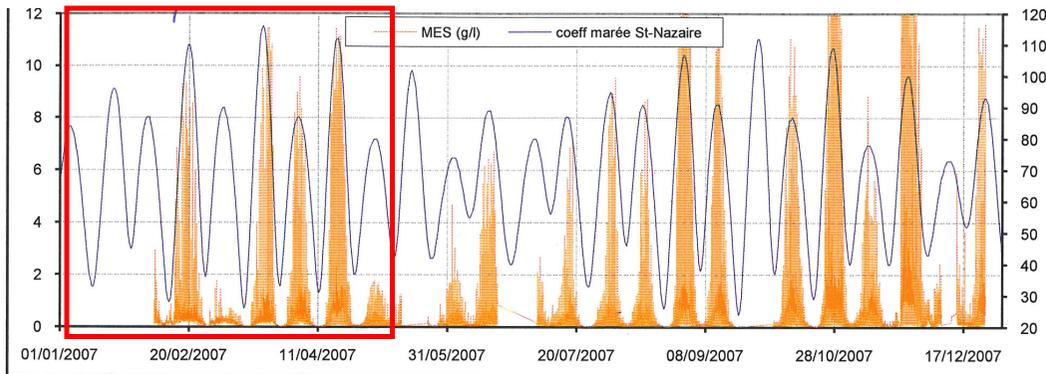
Période exploitée :
Du 01/01/2007 au 11/05/2007

Remarque : la période de simulation intègre 18 jours
d'initialisation, à compter du 14/12/2006.



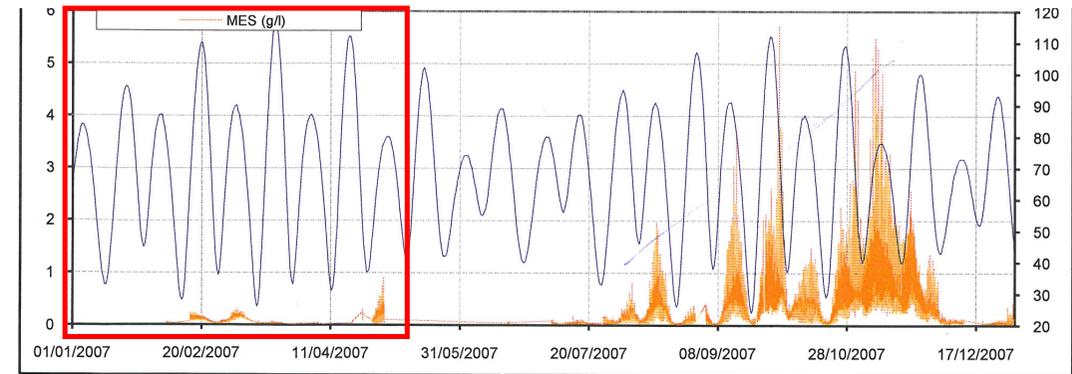
Turbidité en g/l

Paimboeuf



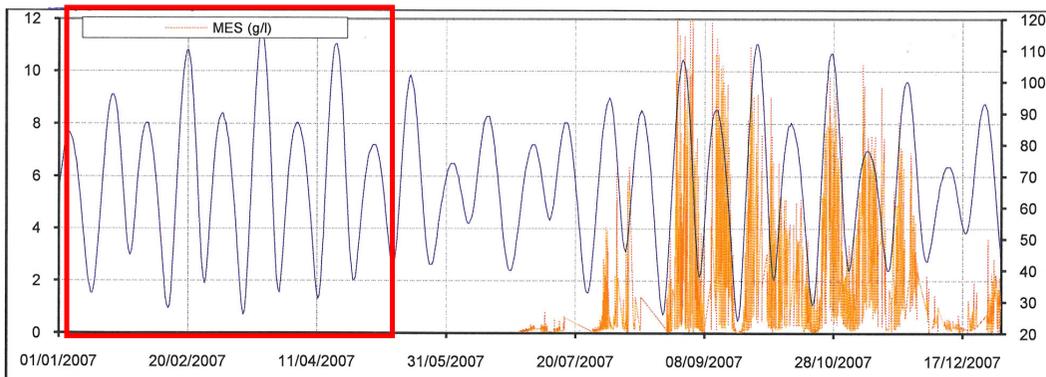
Période simulée

Pellerin



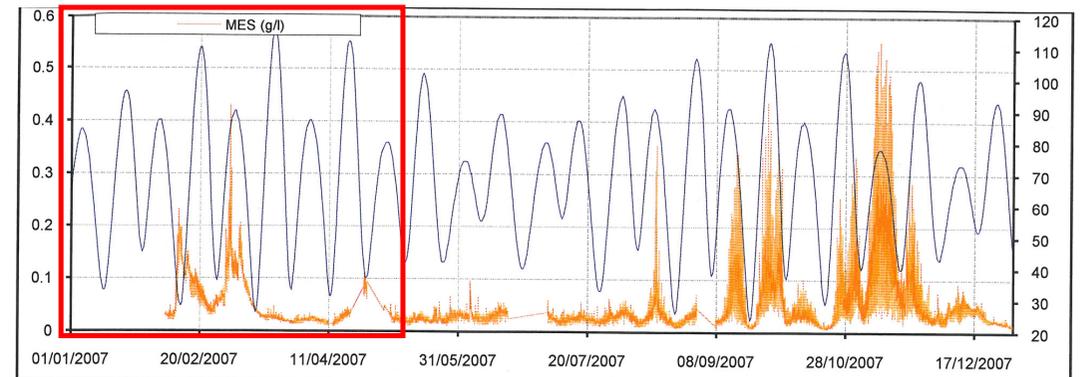
Période simulée

Cordemais



Période simulée

Trentemoult



Période simulée

Fig. 3

Bandes disponibles sur la période

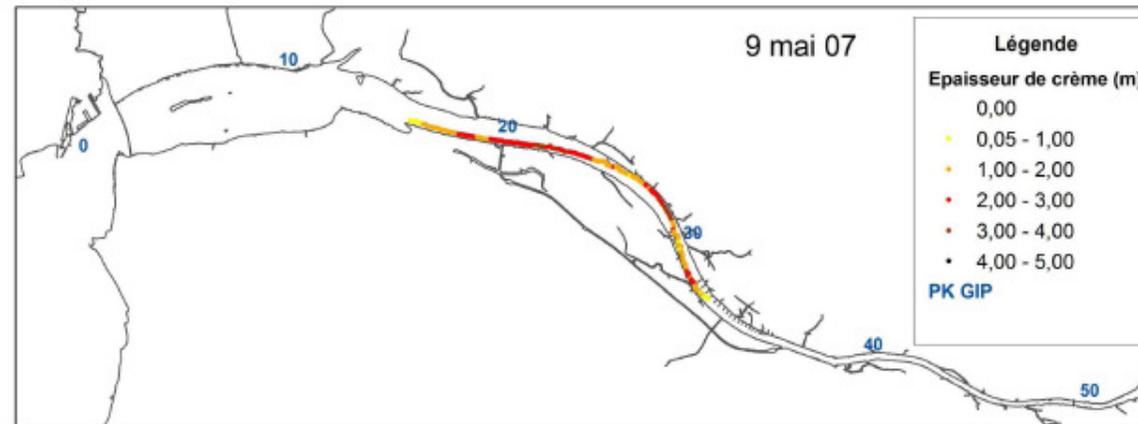
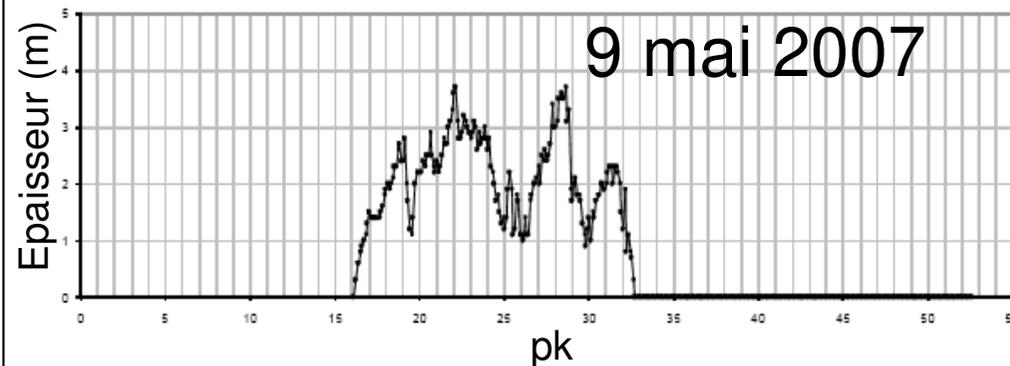
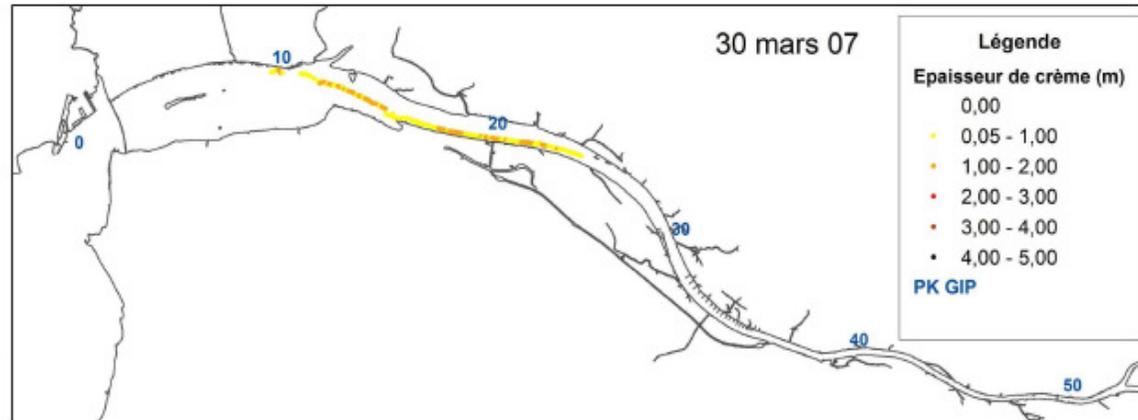
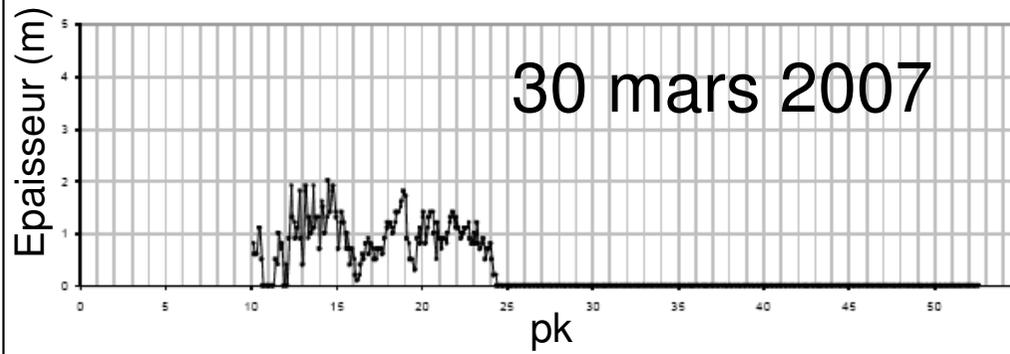
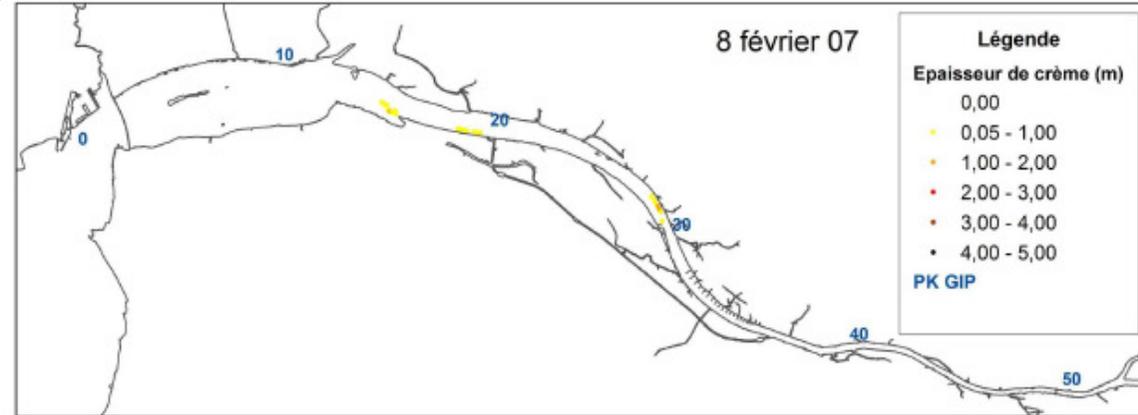
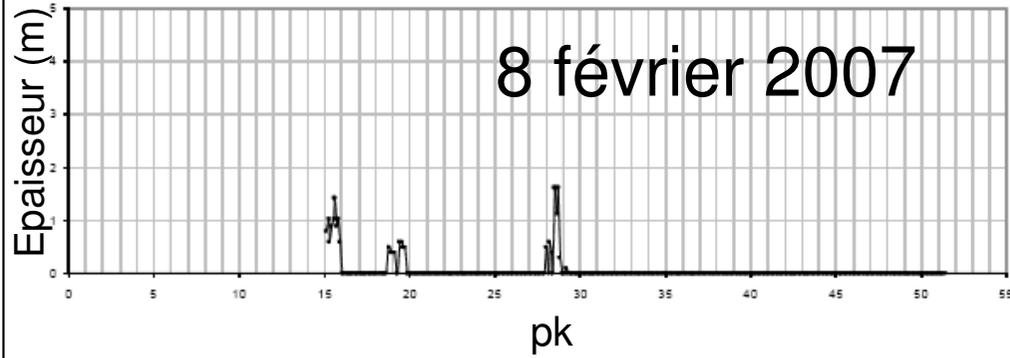


Fig. 4

Conditions initiales

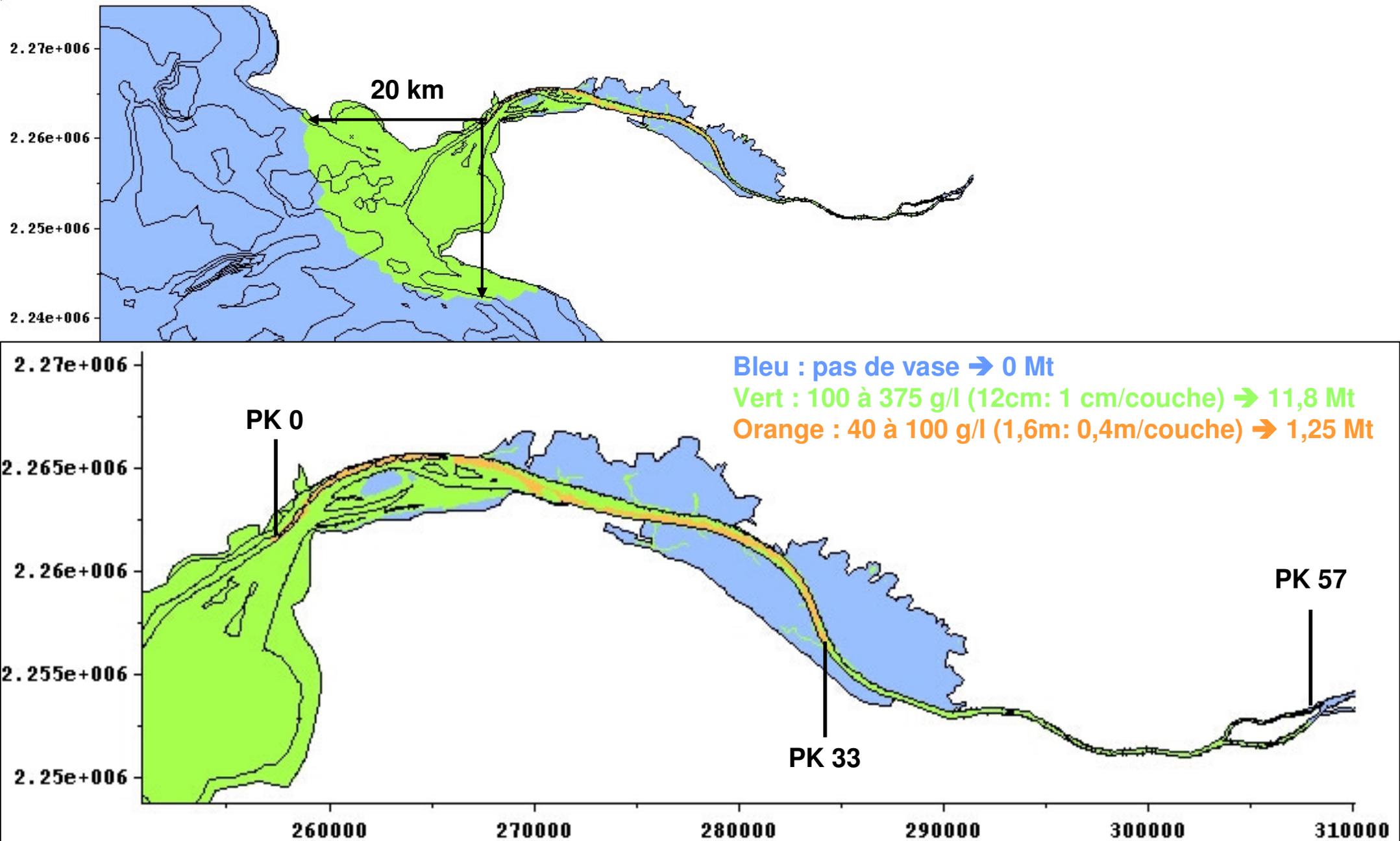


Fig. 5

Turbidités à Trentemoult et Le Pellerin

- Turbidité en fonction du débit sur la période du 6 février 2007 au 31 décembre 2007

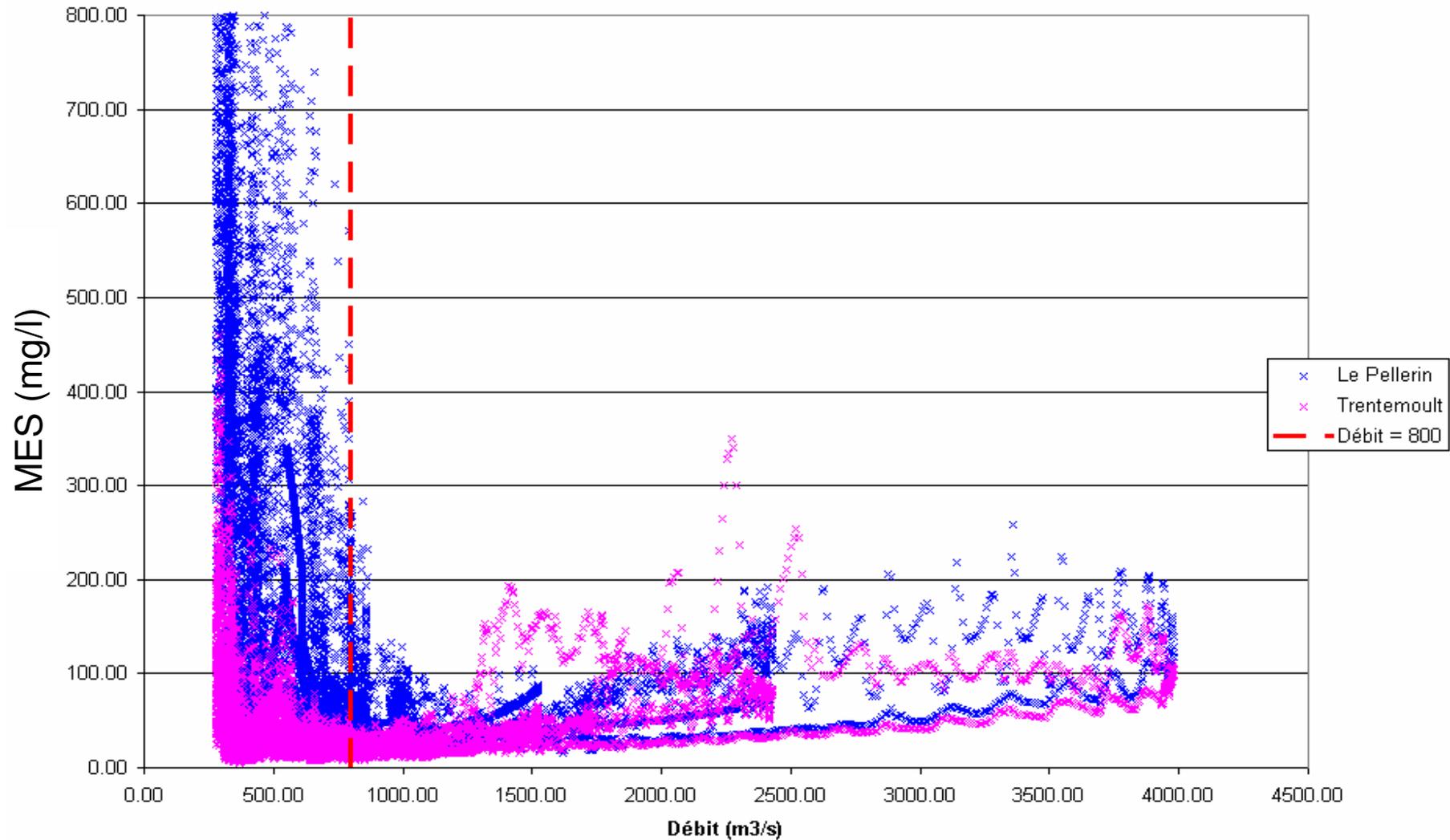


Fig. 6 Recherche d'une loi moyenne reliant turbidité et débit à Trentemoult

- Loi de type puissance : Turbidité = $a \cdot \text{Débit}^b$

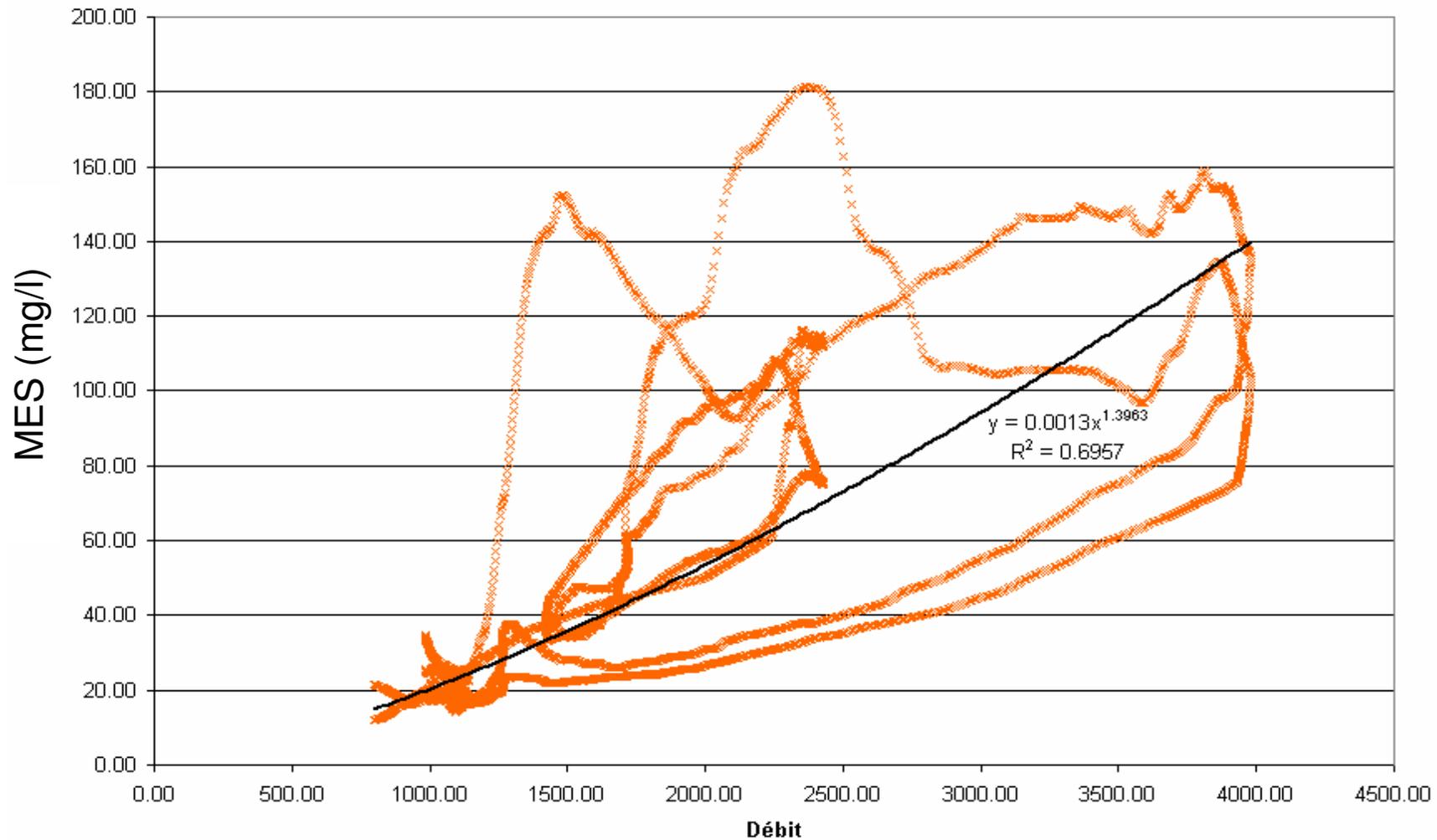


Fig. 7

Signal appliqué à Montjean

- On utilise les données de Trentemoult moyennées sur 24h
- On complète par la formule ajustée en absence de données et lorsque le débit est faible

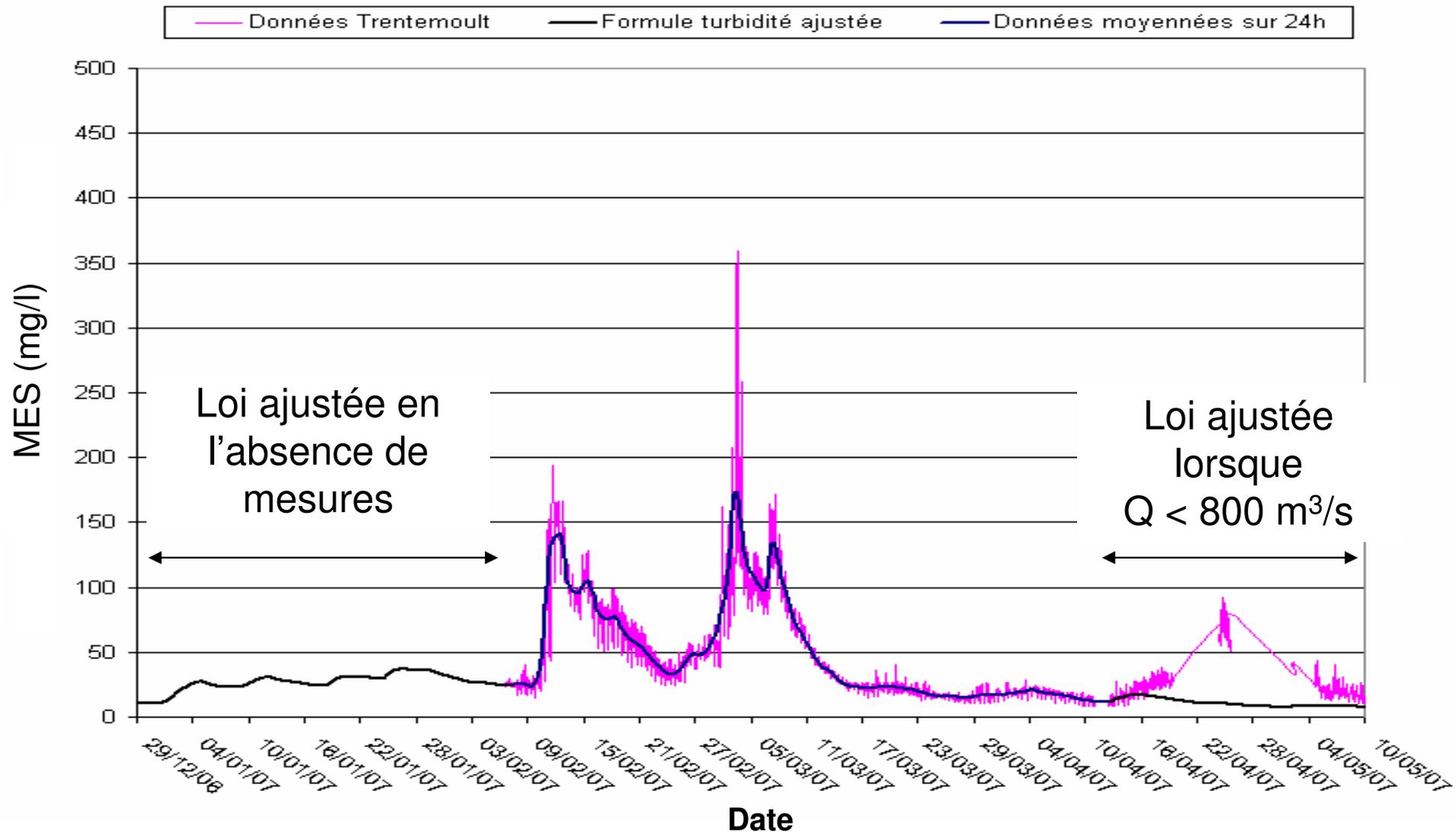




Fig. 8

Comparaison aux mesures générales disponibles à Montjean

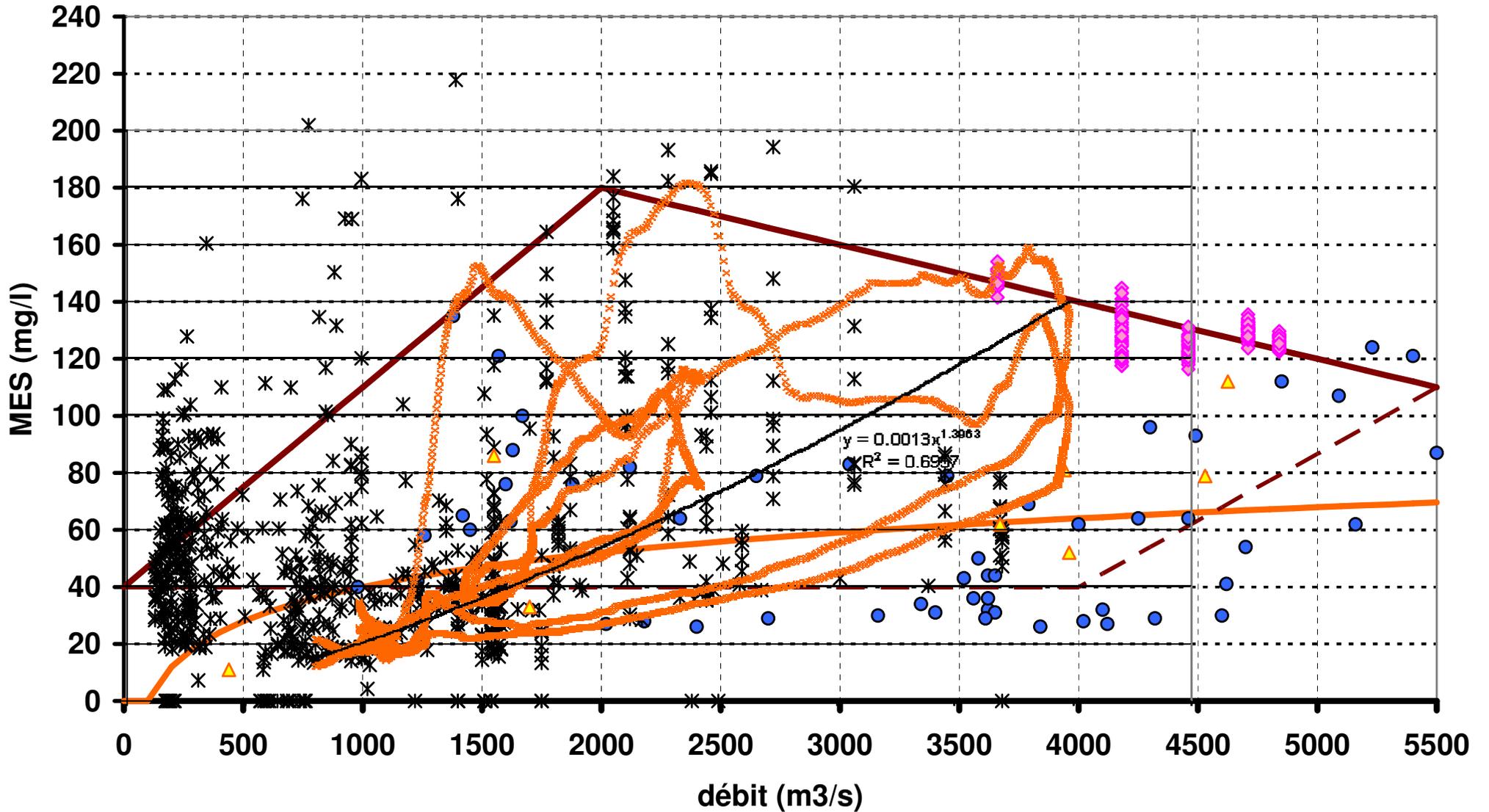


Fig. 9

Zones de cubatures

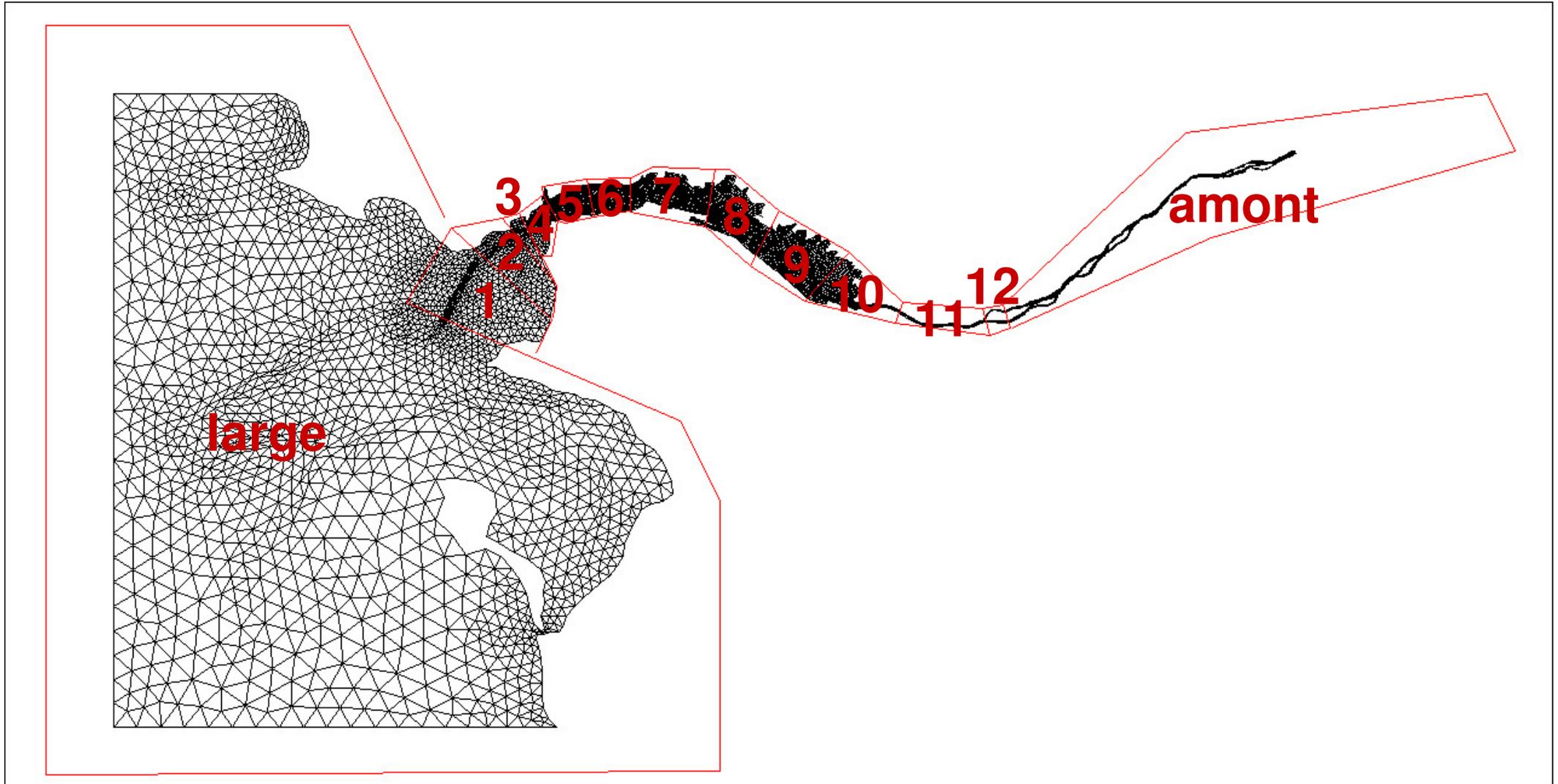
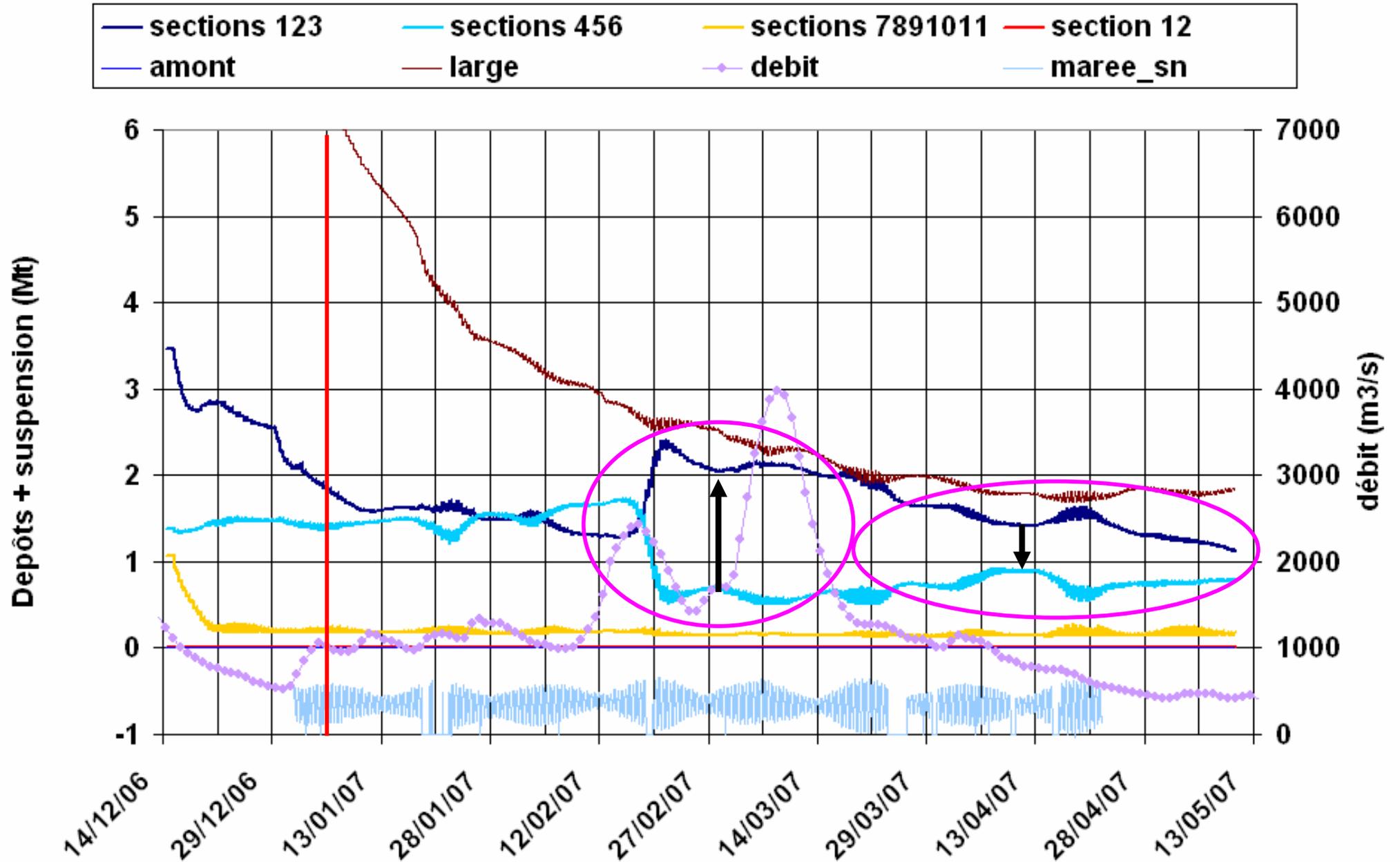


Fig. 10

Modèle de longueur de mélange – Cubatures



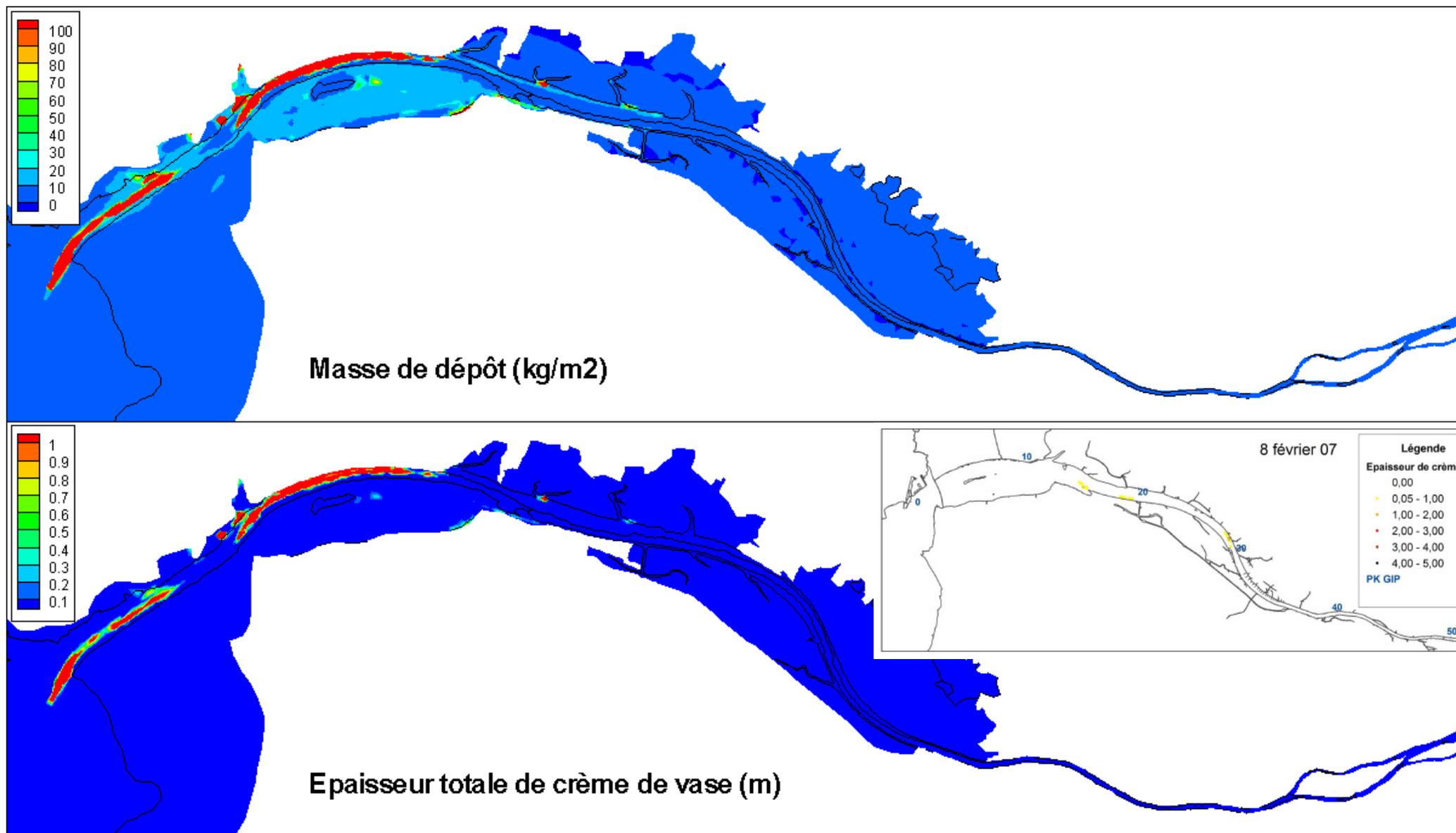
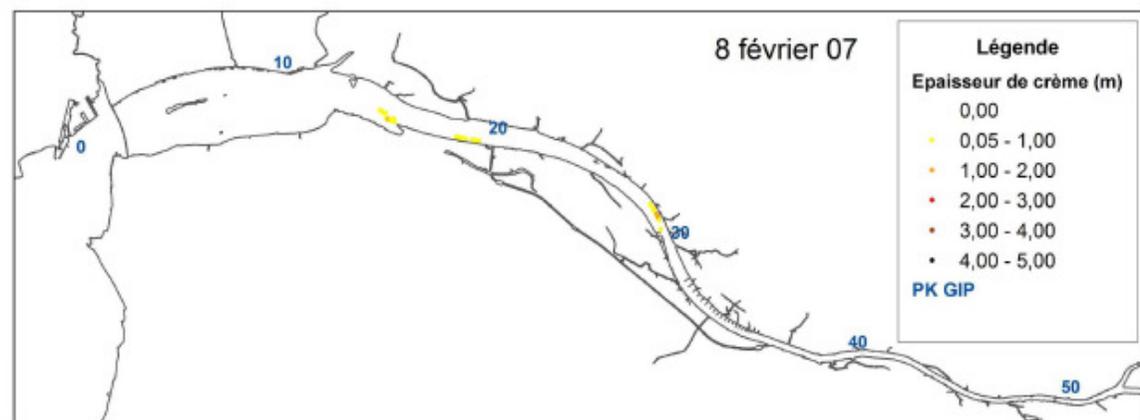
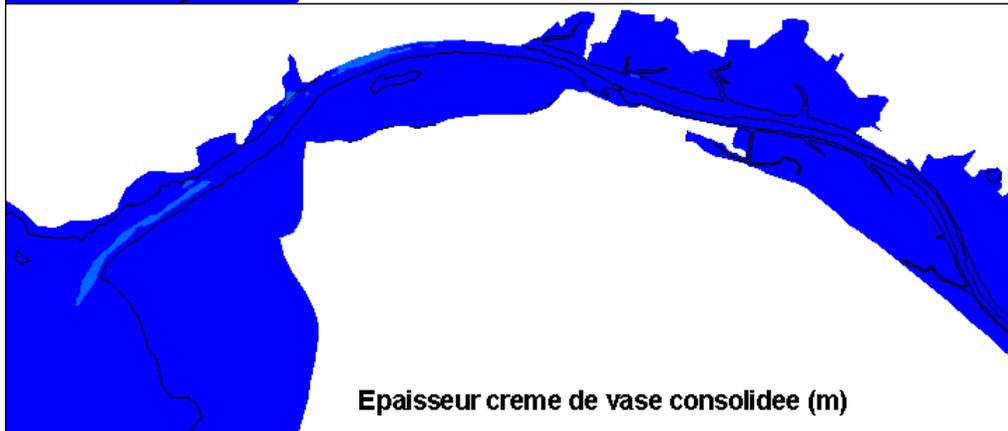
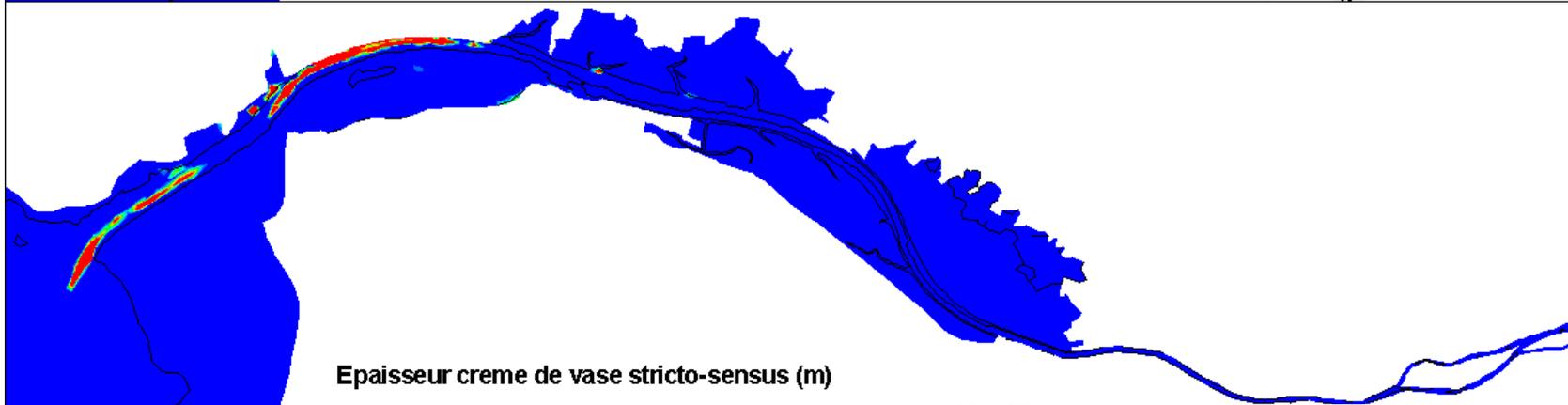
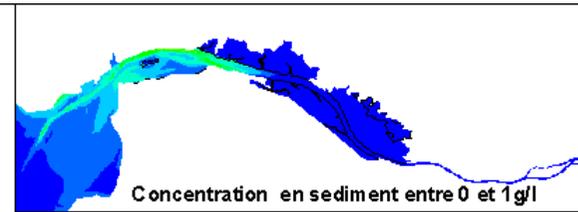
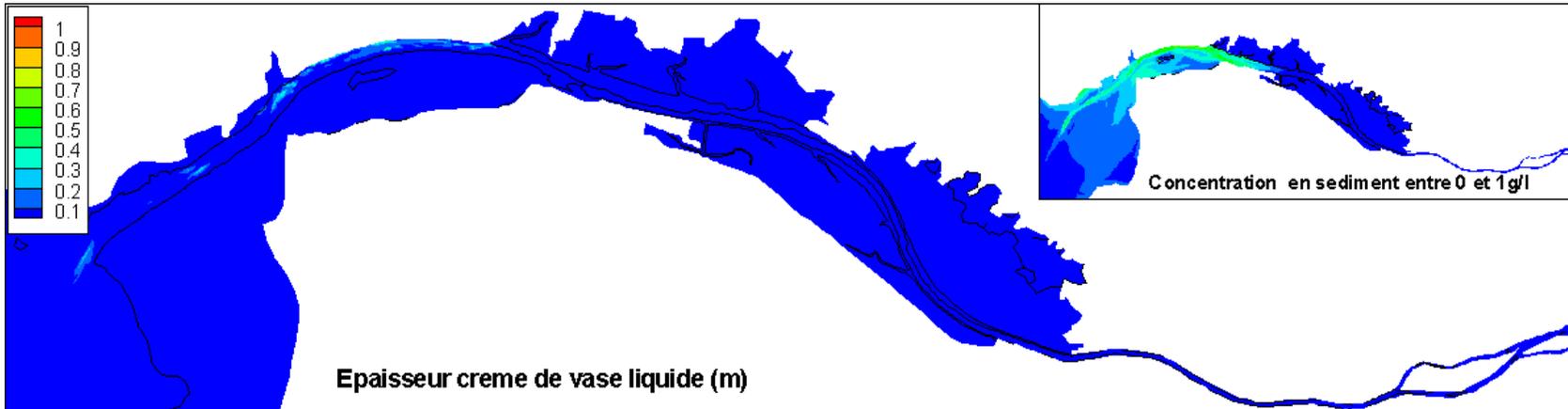
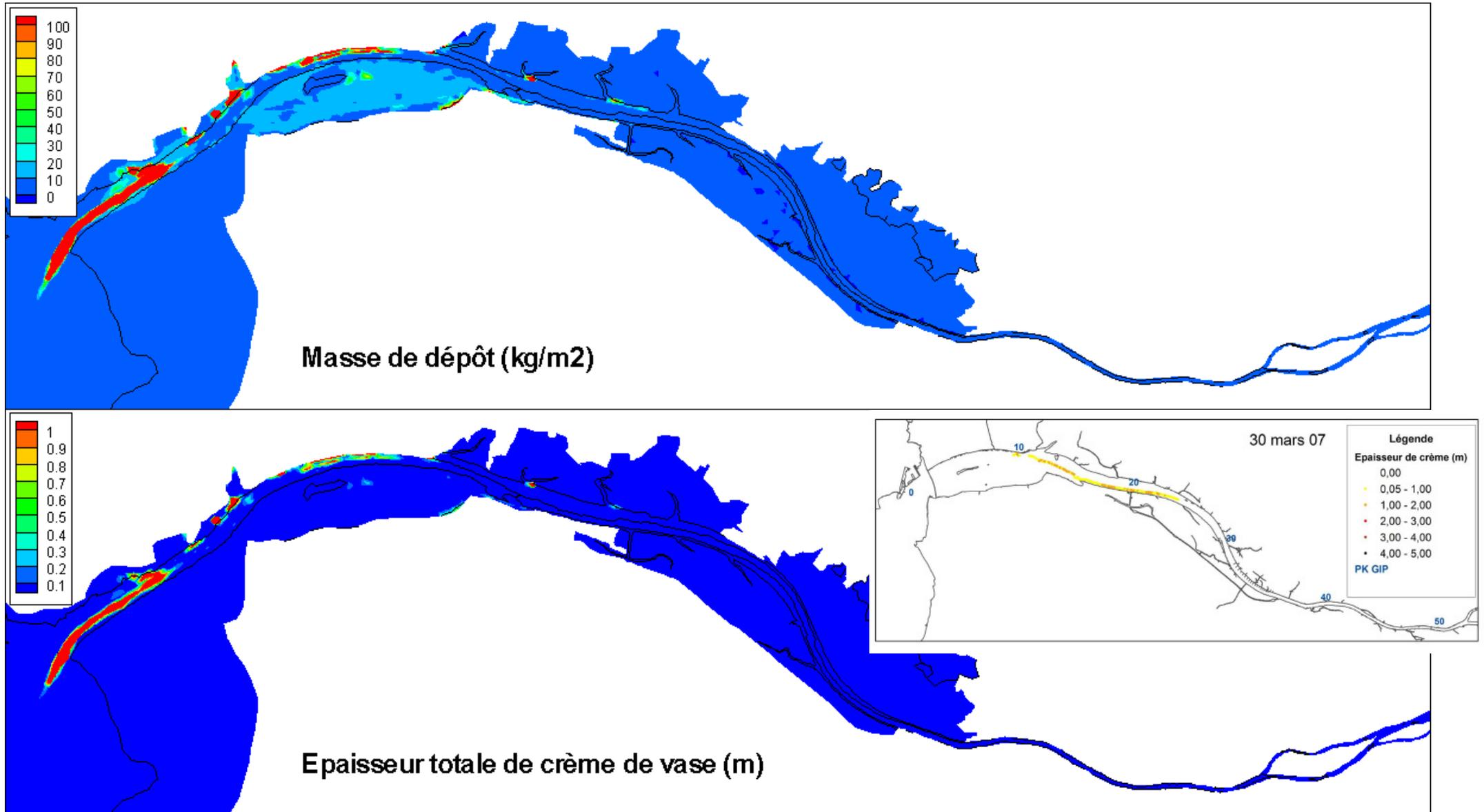


Fig. 12

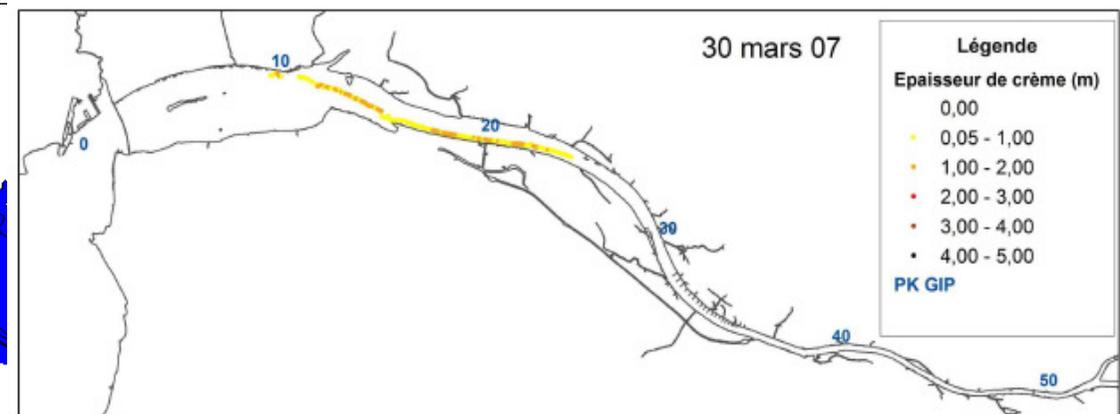
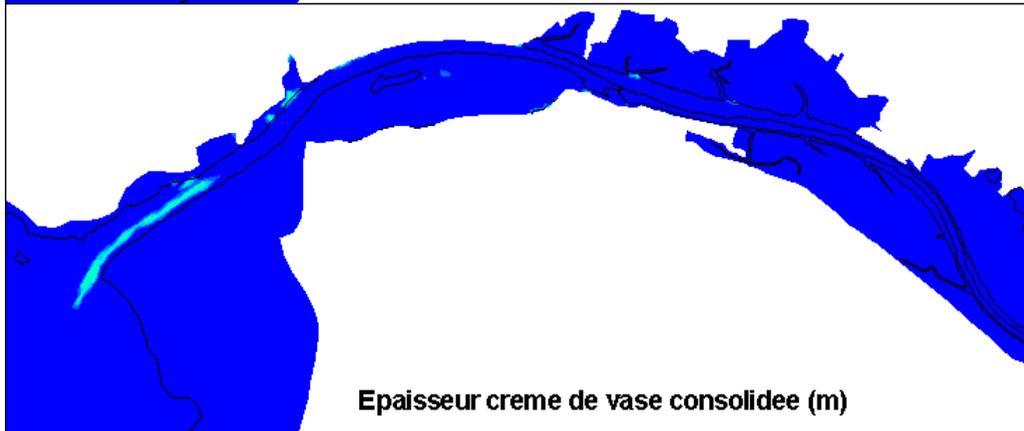
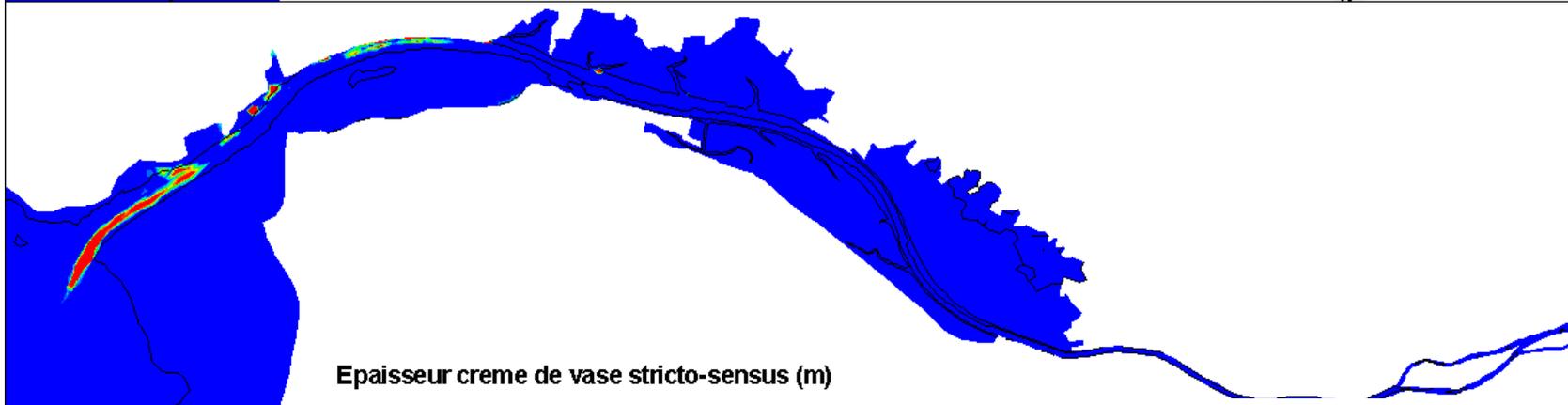
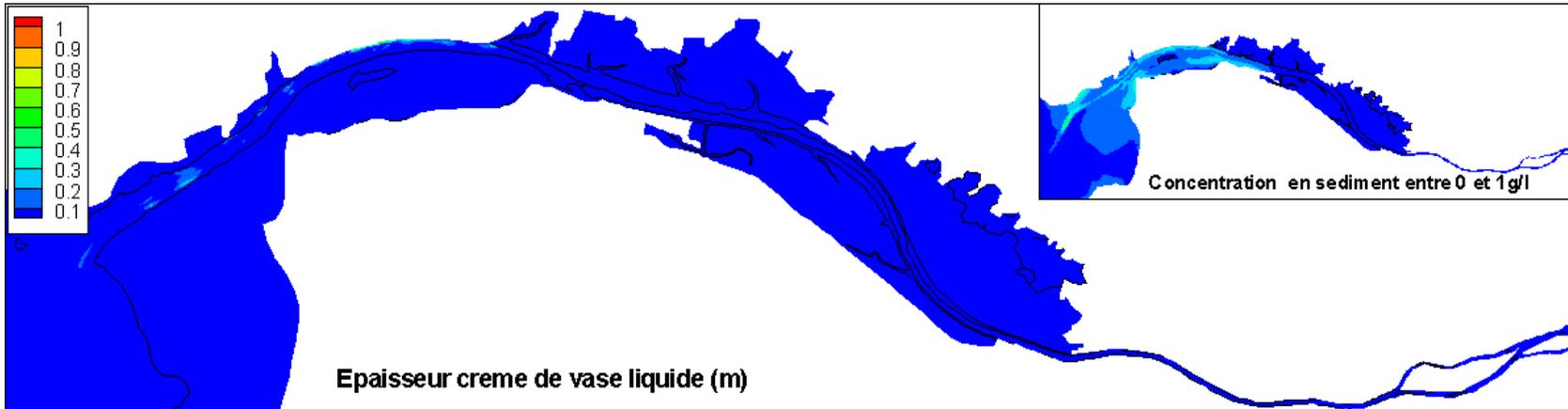
Modèle de longueur de mélange Décomposition des épaisseurs le 8 février 2007

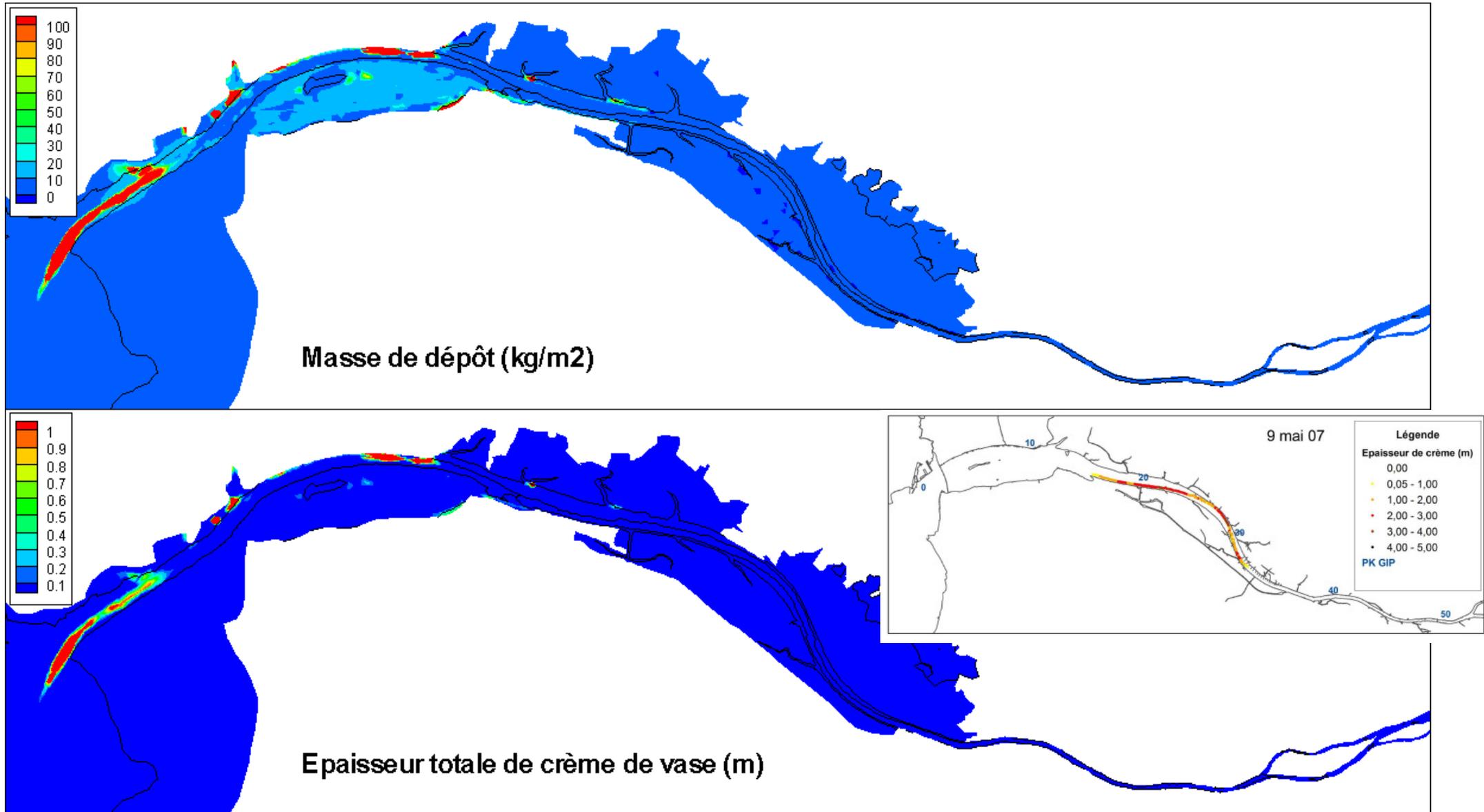


Modèle de longueur de mélange Epaisseur totale et masse des dépôts le 30 mars 2007



Modèle de longueur de mélange Décomposition des épaisseurs le 30 mars 2007





Modèle de longueur de mélange Décomposition des épaisseurs le 9 mai 2007

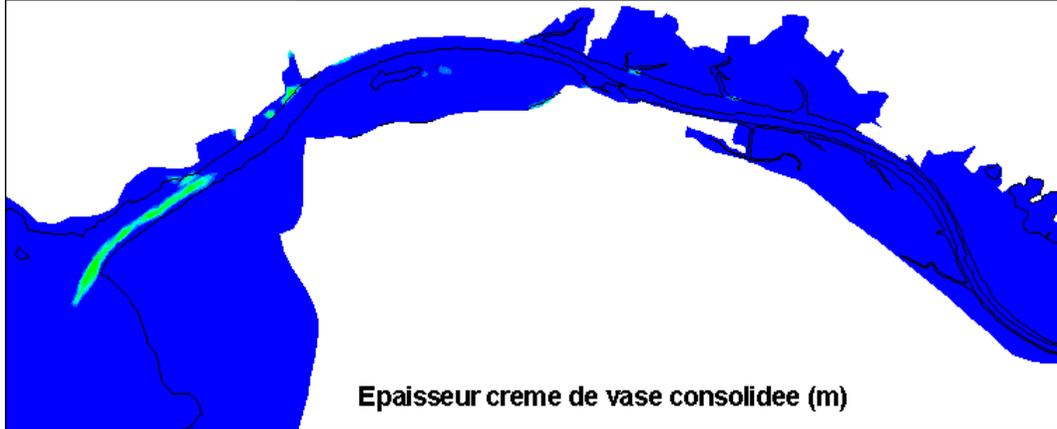
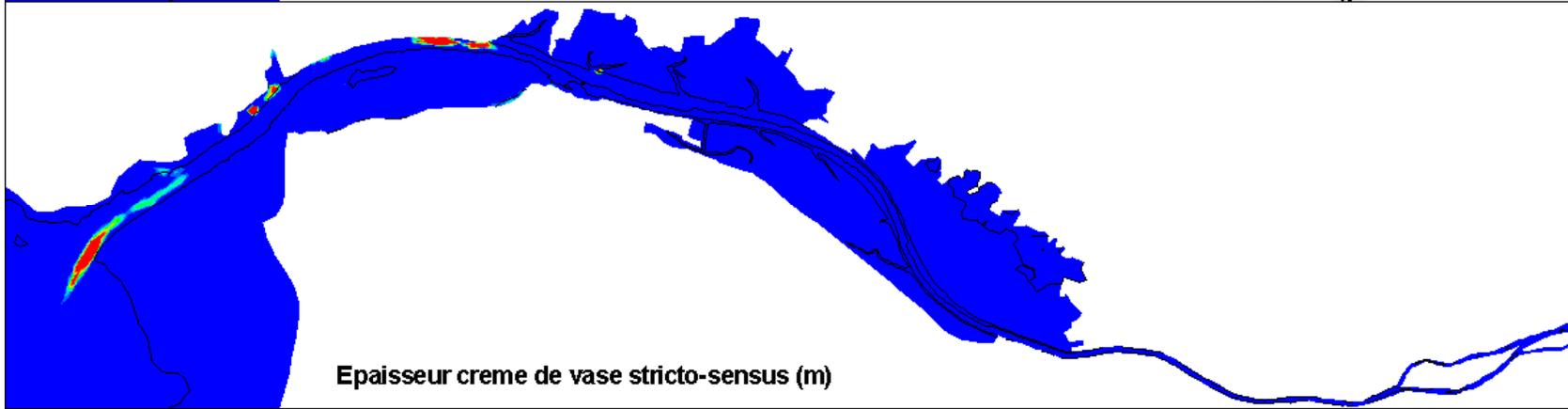
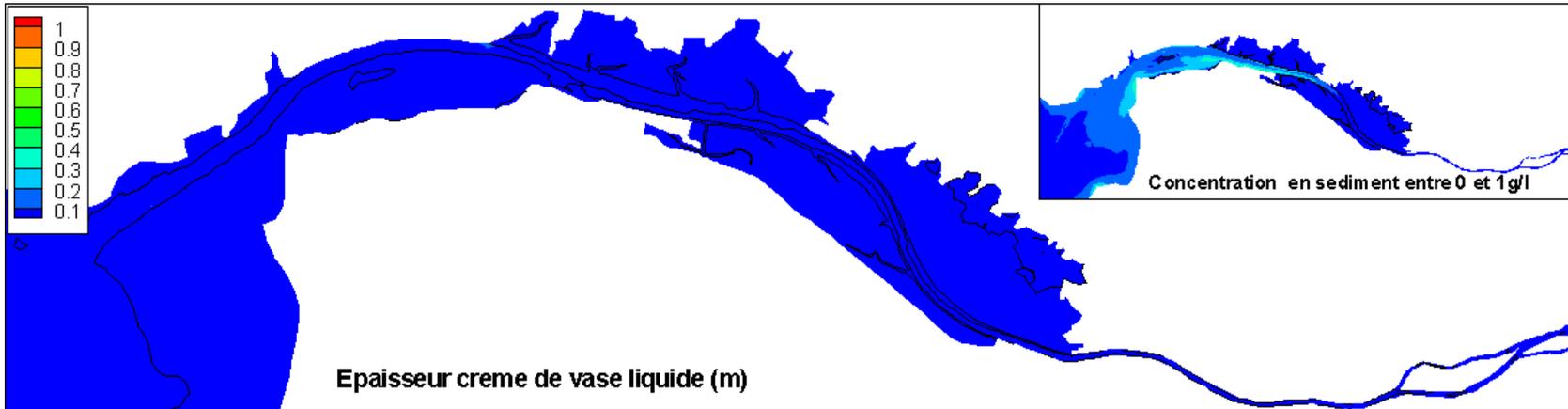


Fig. 17

Modèle de longueur de mélange MES à Paimboeuf 1,5m sous la surface

- Mesure réseau en continu
- Modèle
- Concentration imposée à Montjean

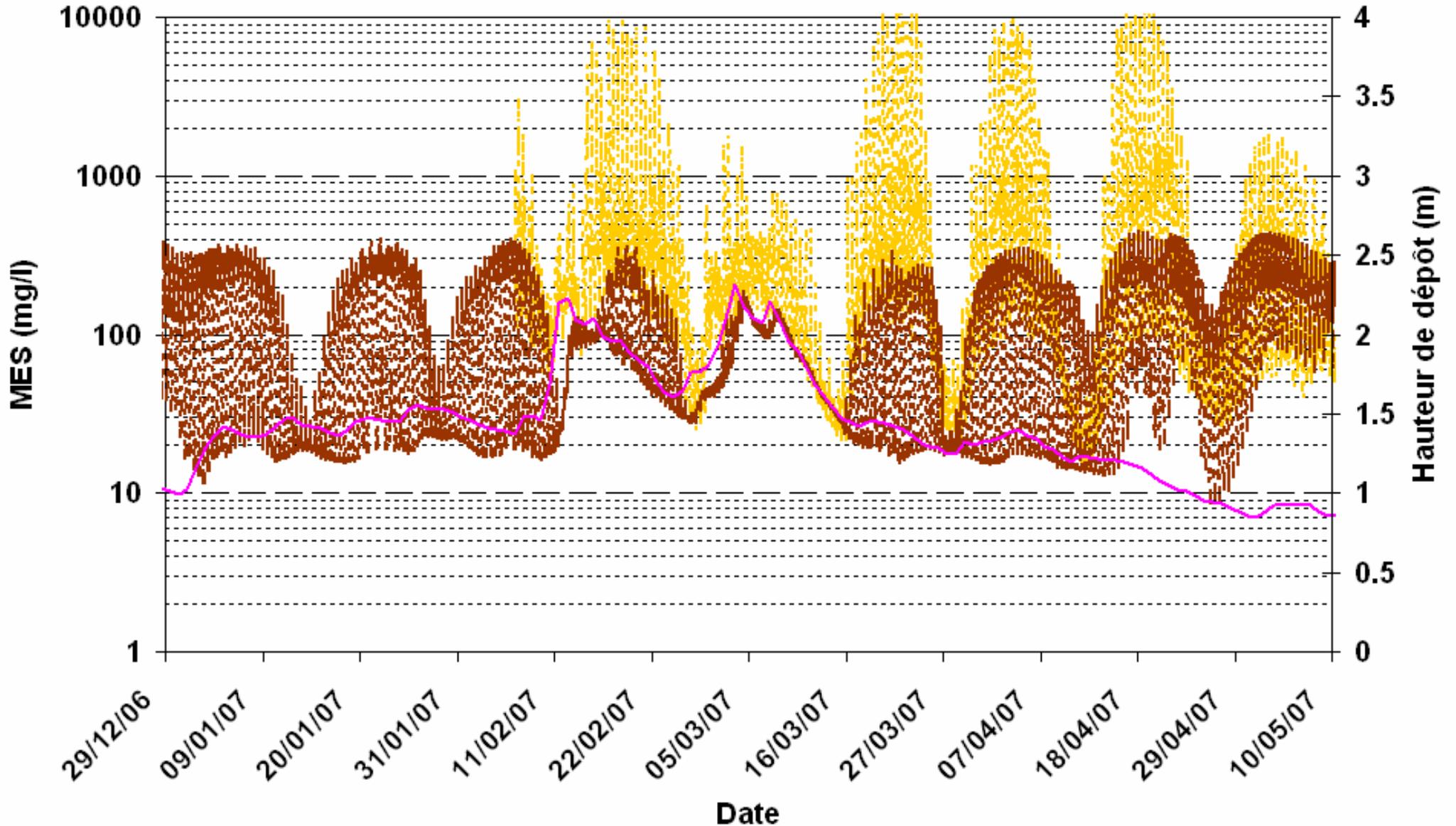


Fig. 18

Modèle de longueur de mélange MES à Le Pellerin 1,5m sous la surface

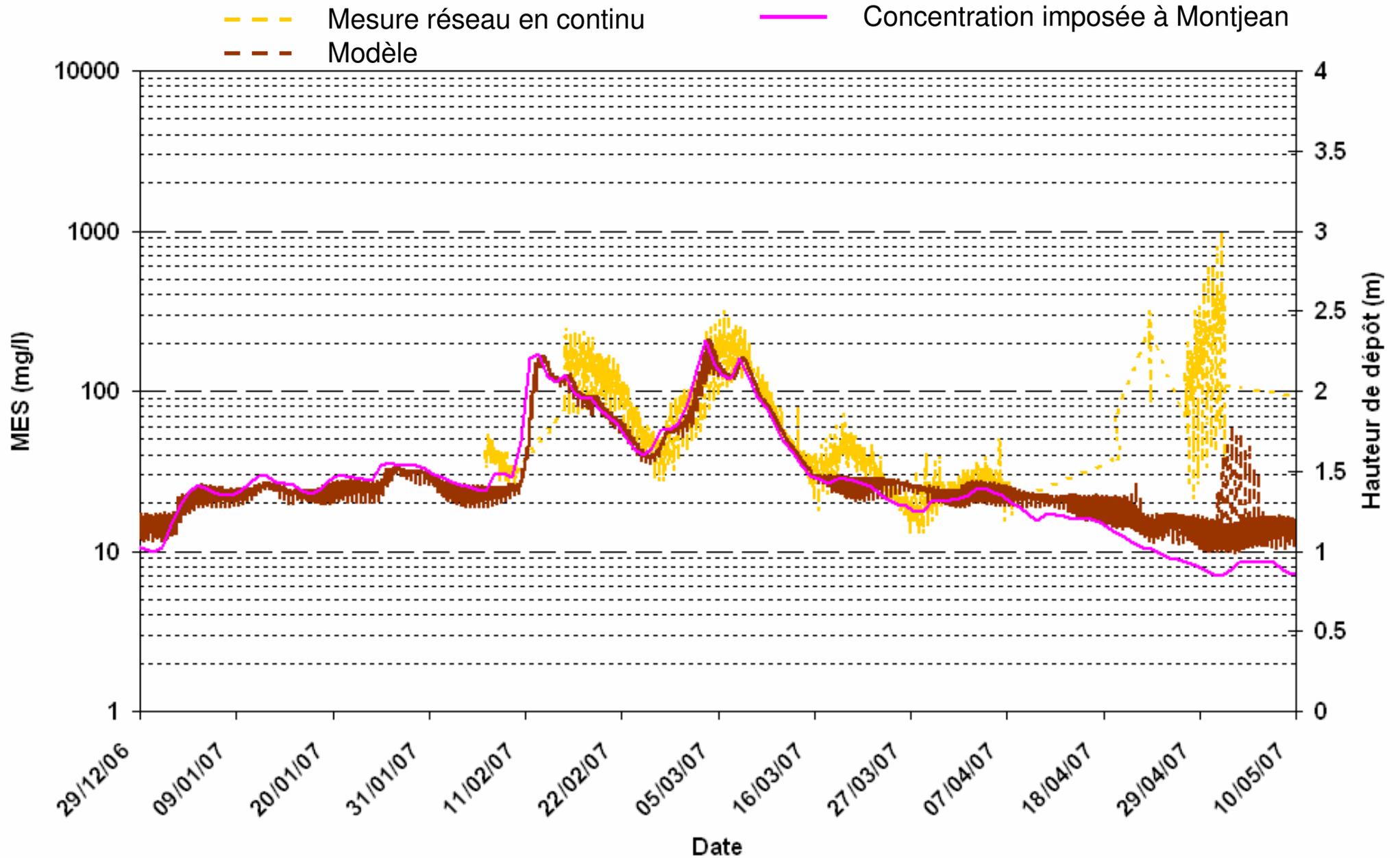


Fig. 19

Modèle de longueur de mélange MES à Trentemoult 1,5m sous la surface

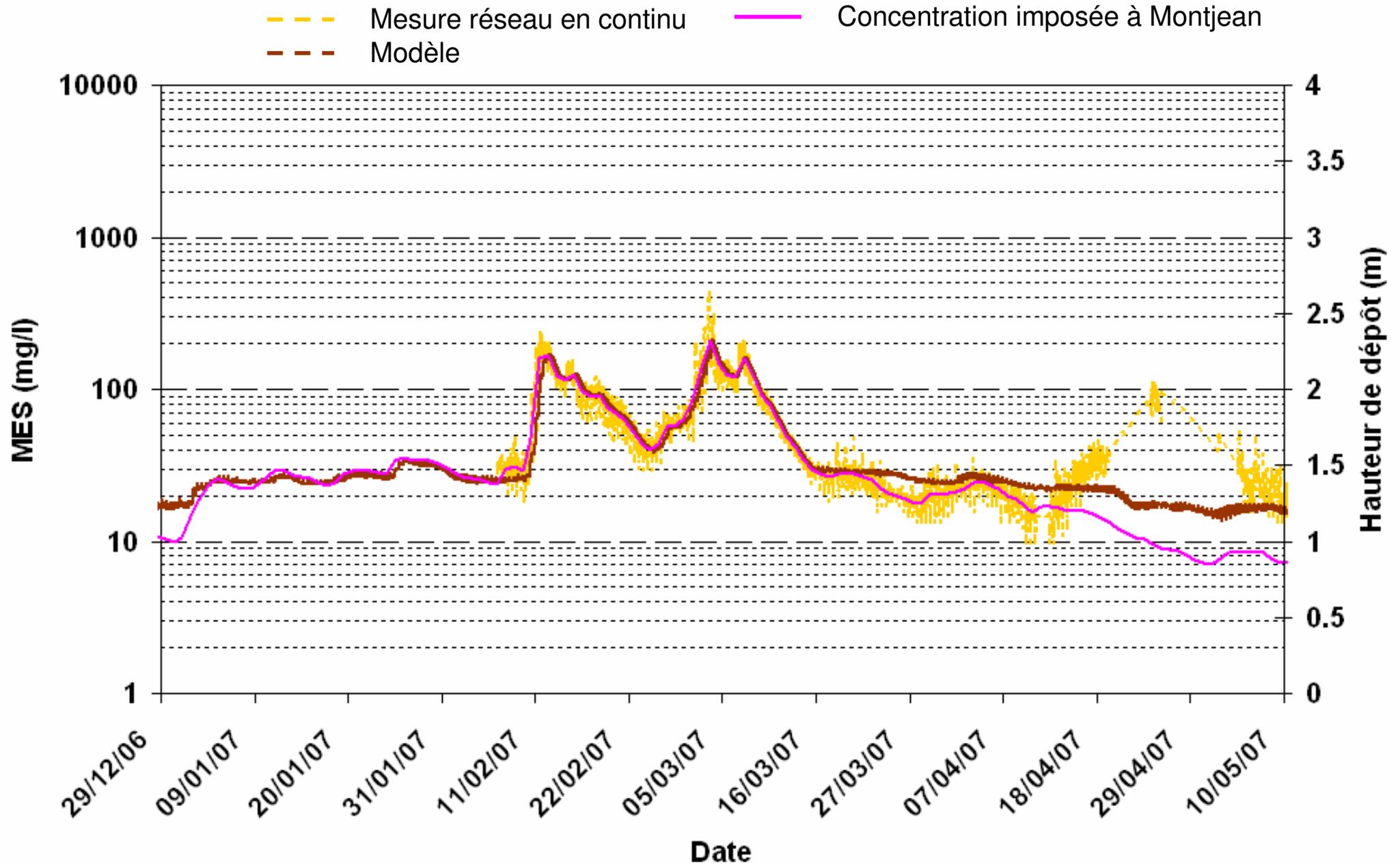


Fig. 20

Modèle de longueur de mélange Salinité à Paimboeuf 1,5m sous la surface

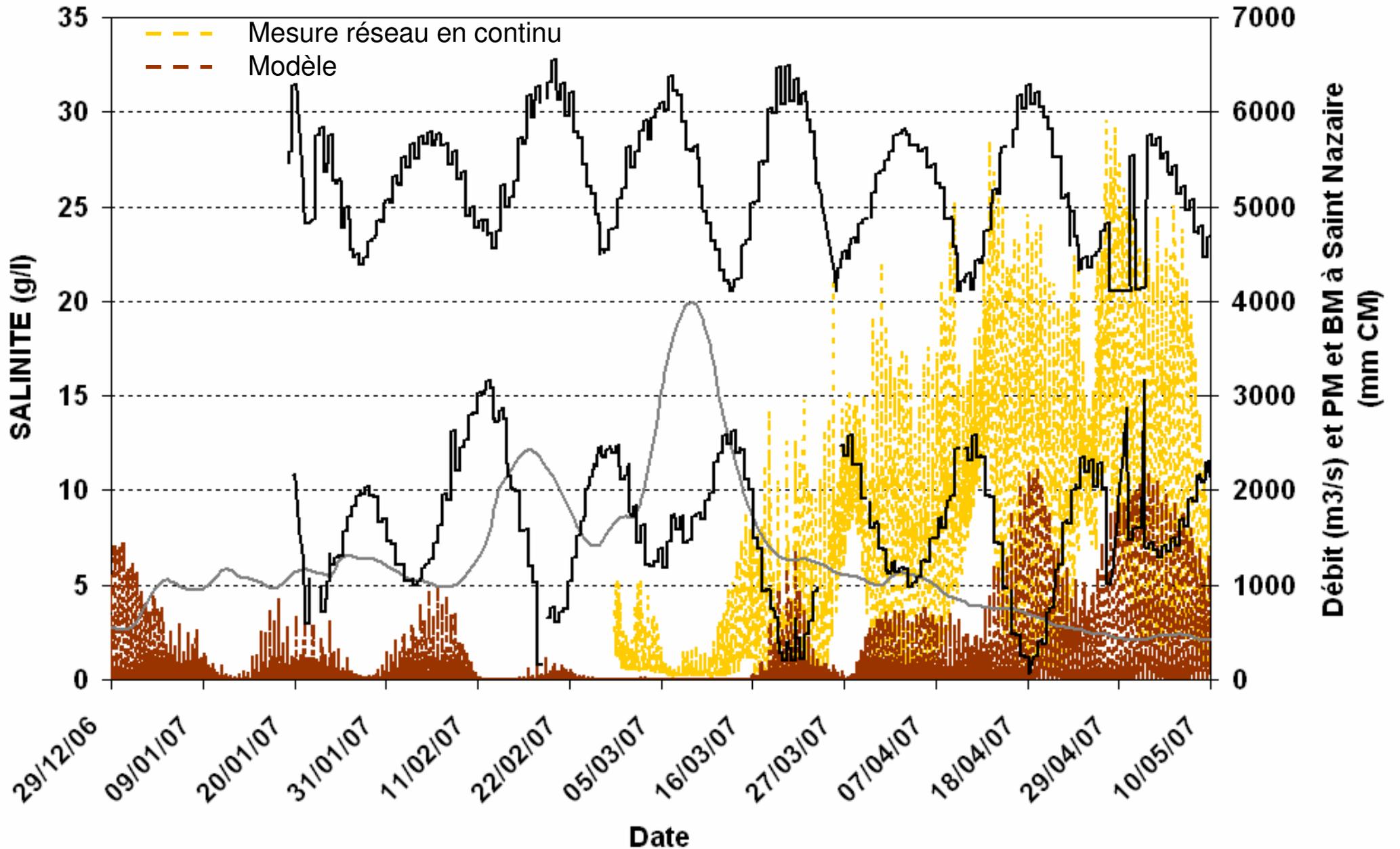


Fig. 21

Modèle de longueur de mélange Salinité à Le Pellerin 1,5m sous la surface

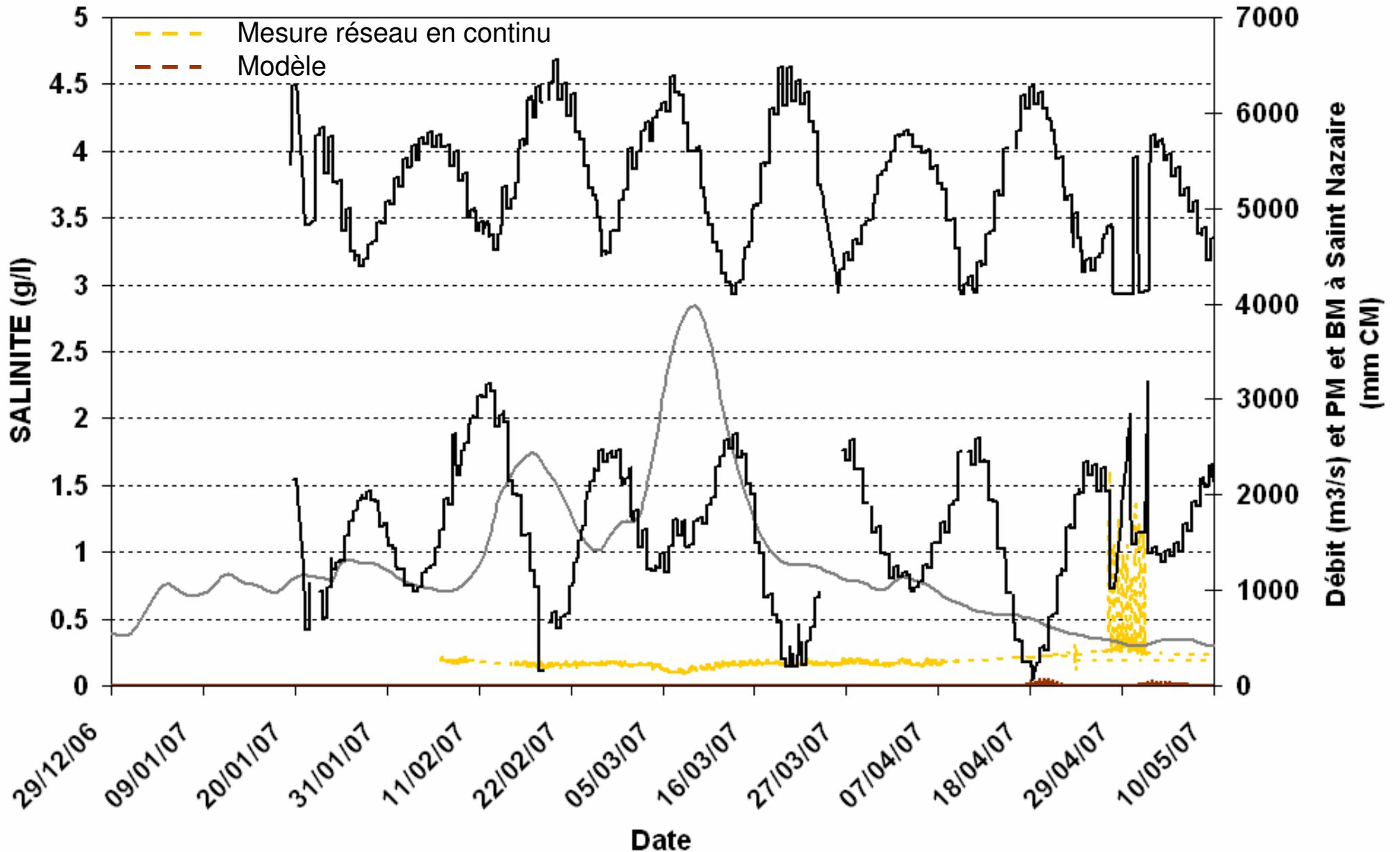


Fig. 22

Modèle de longueur de mélange Salinité à Trentemout 1,5m sous la surface

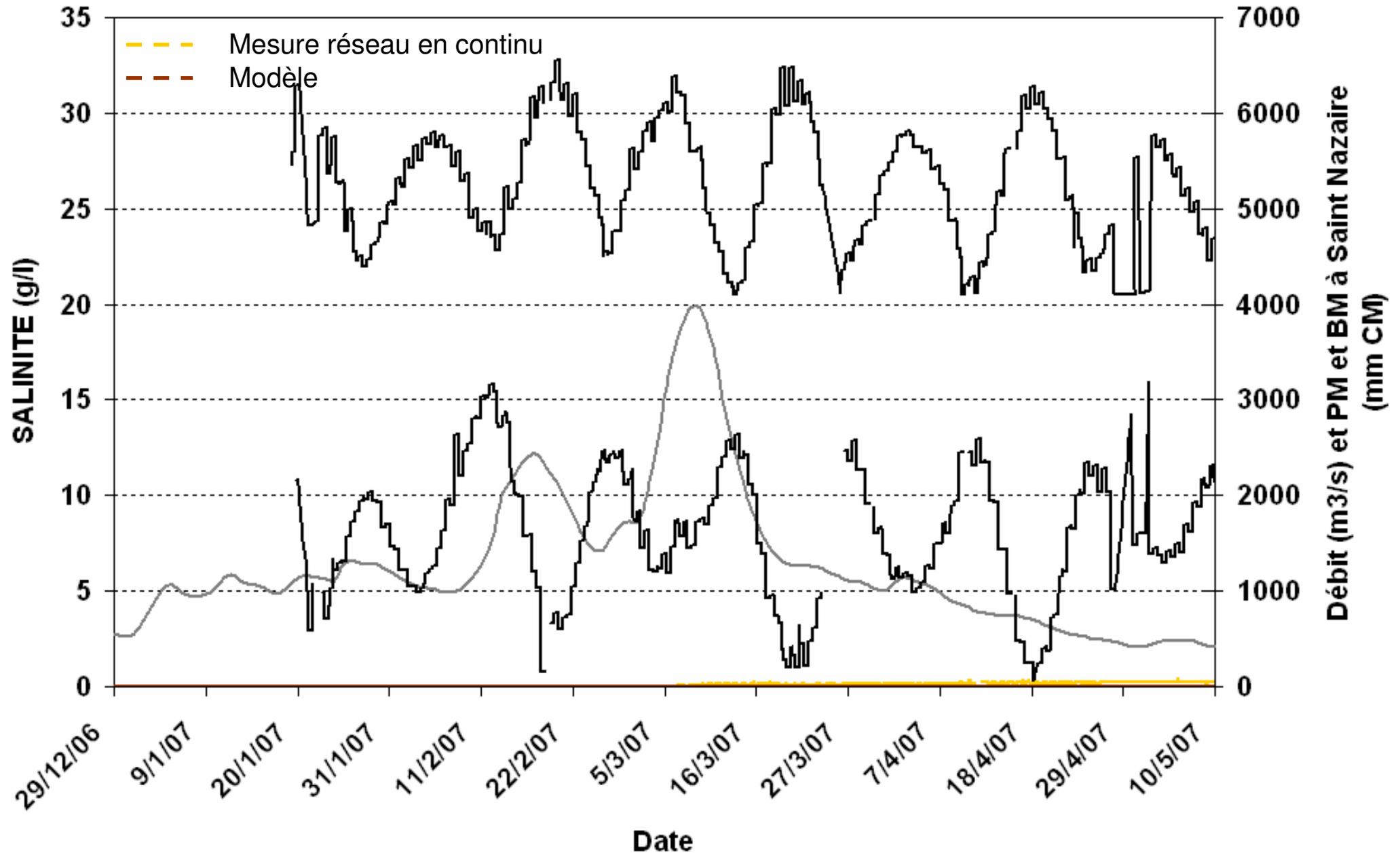


Fig. 23

Modèle k-epsilon
Sections totales

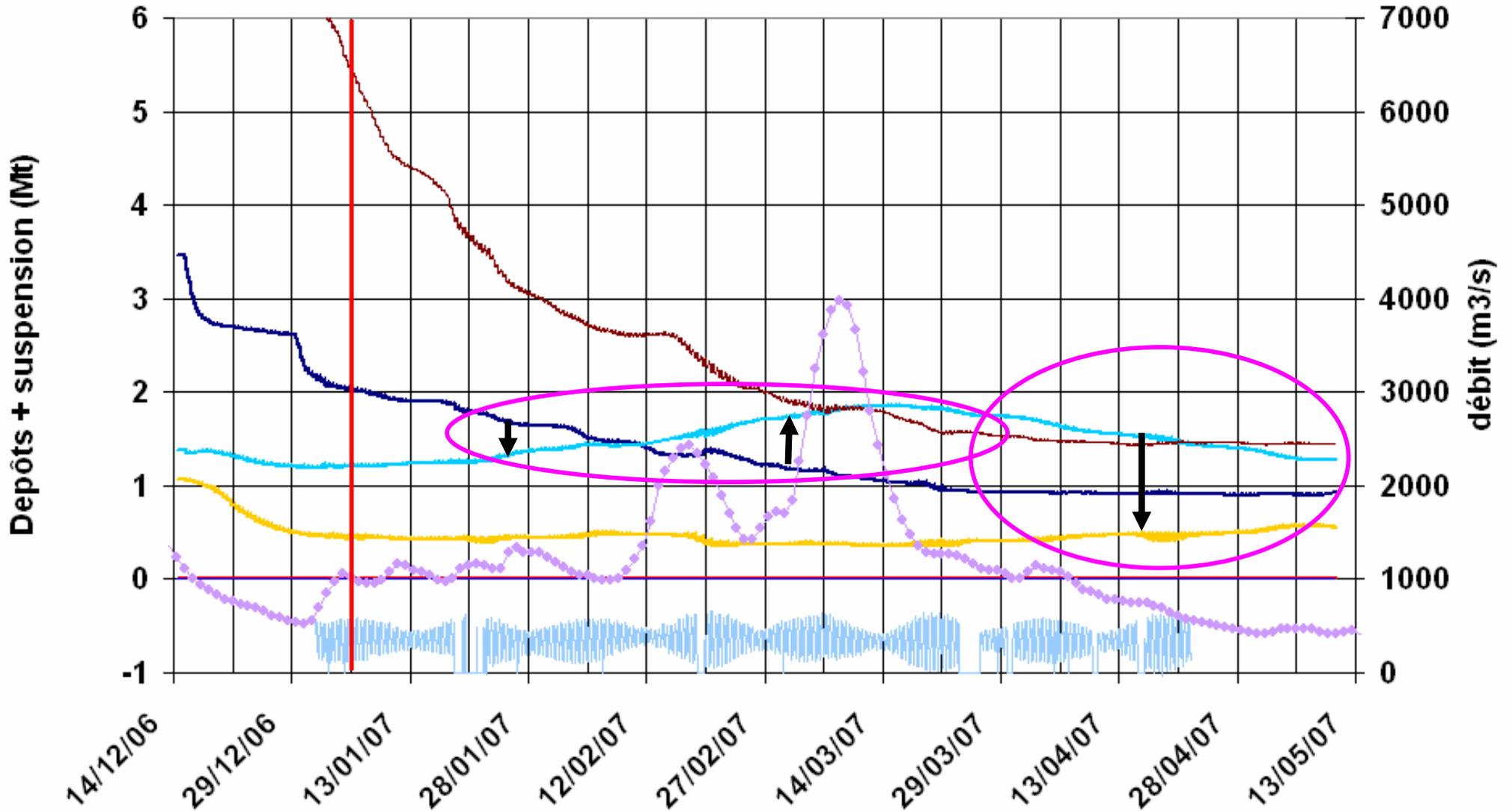
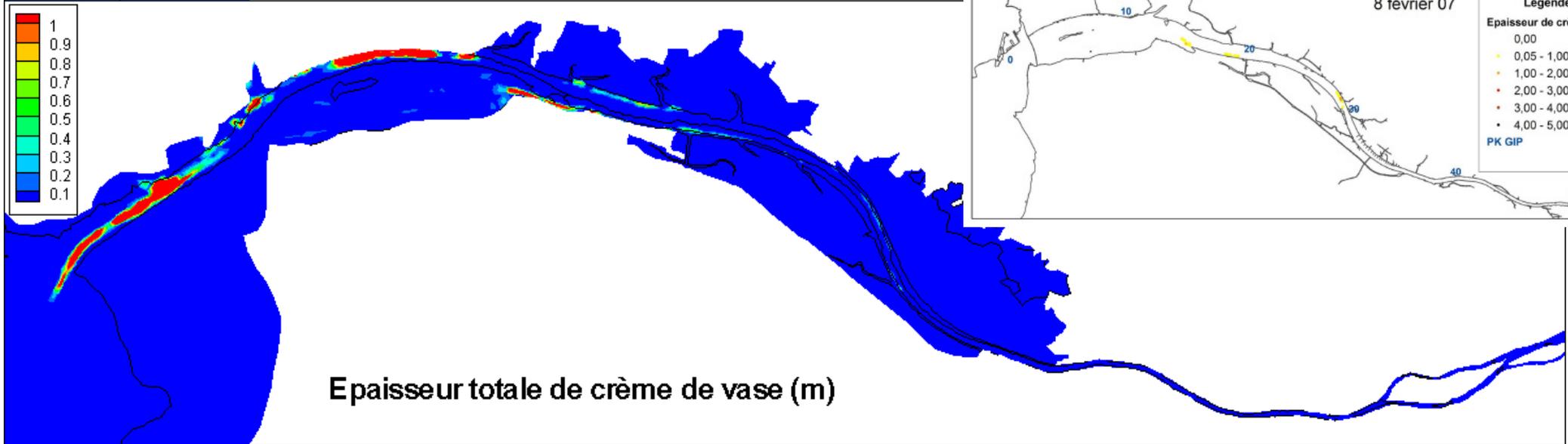
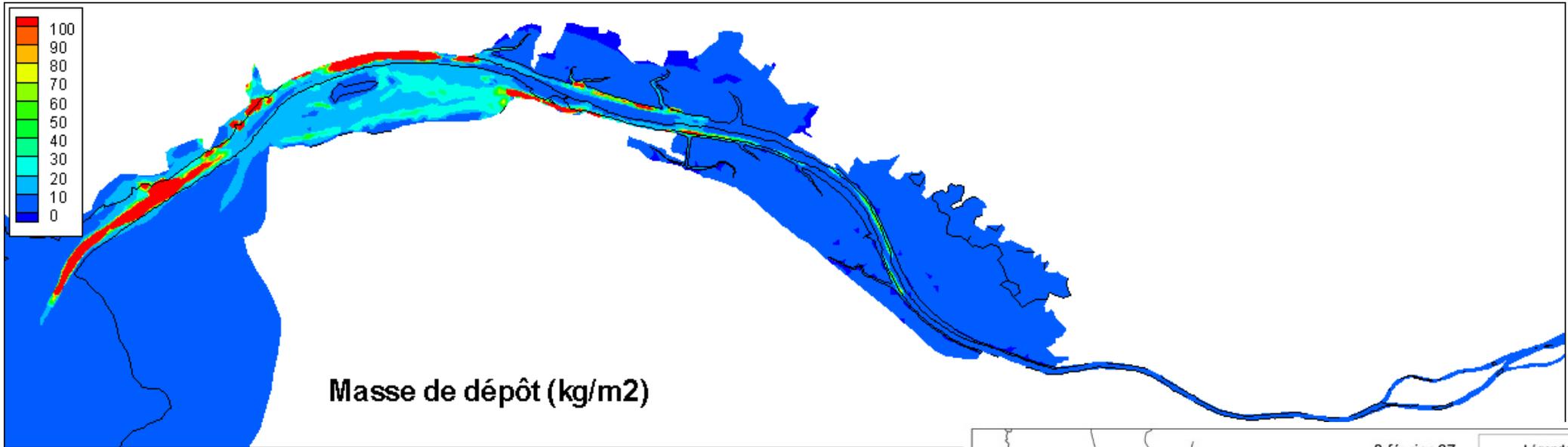
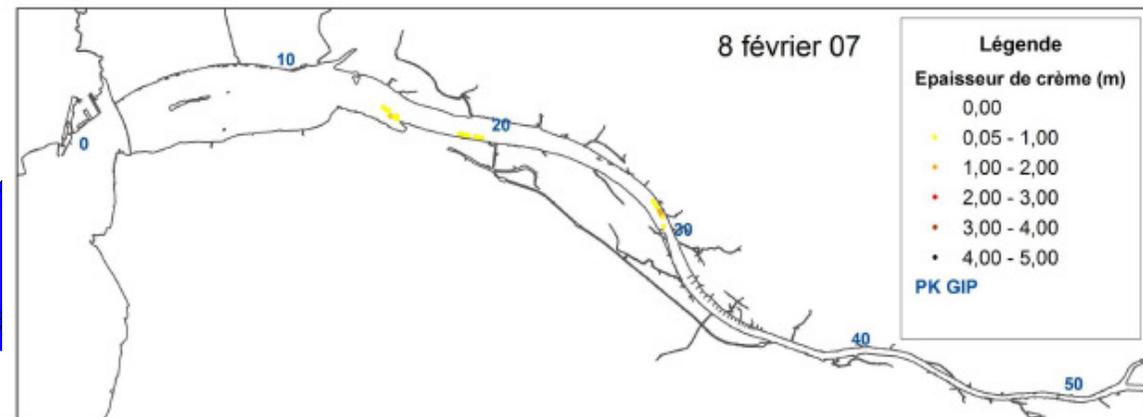
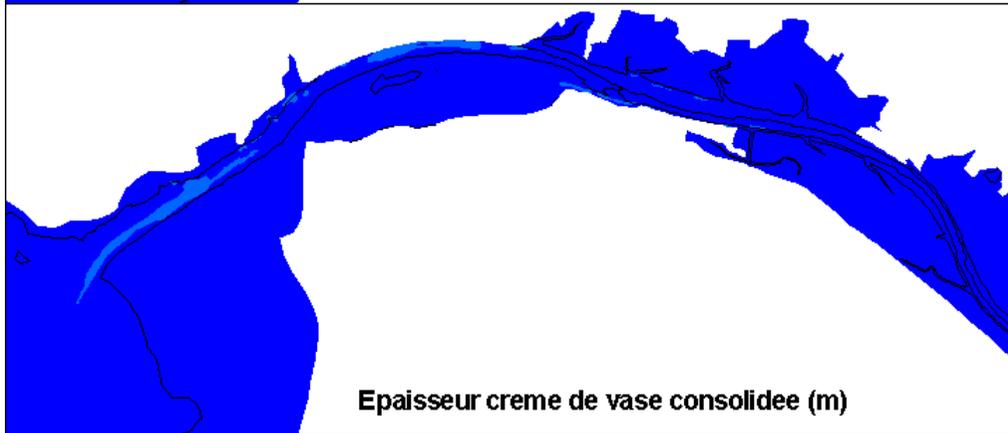
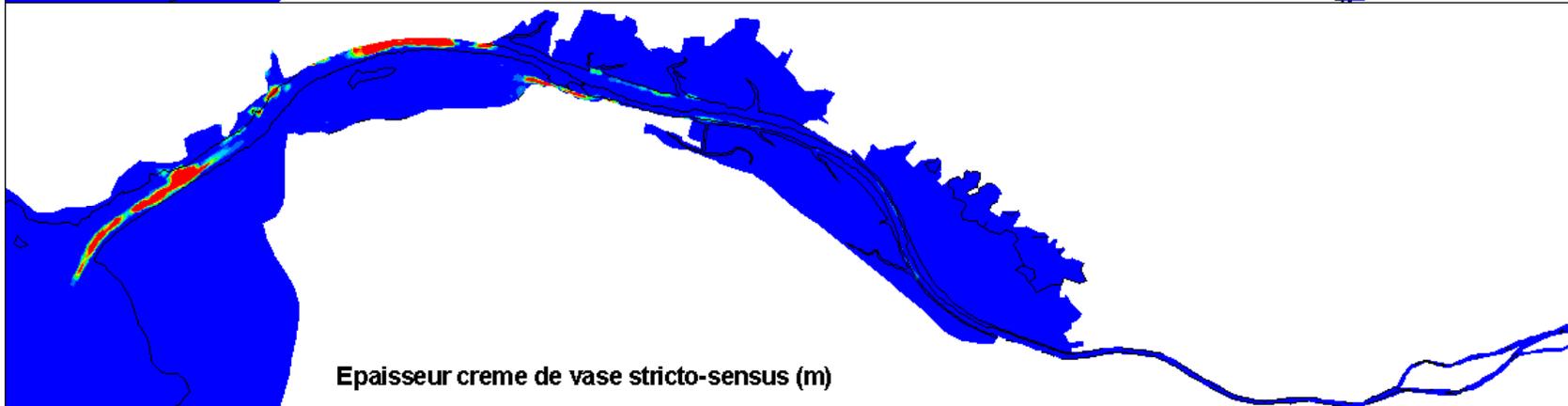
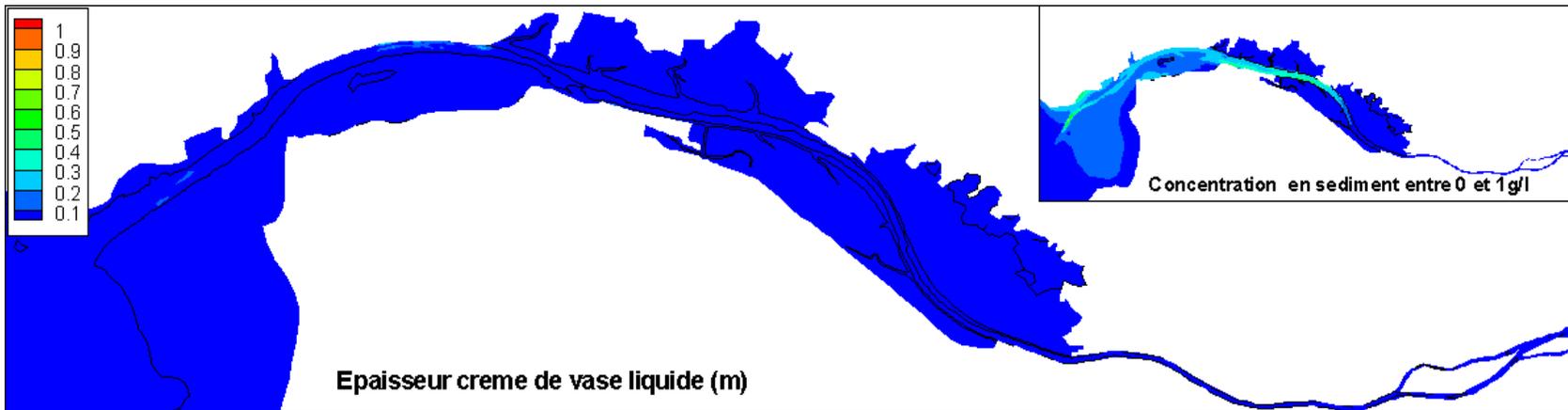


Fig. 24

Modèle k-epsilon

Epaisseur totale et masse des dépôts le 8 février 2007





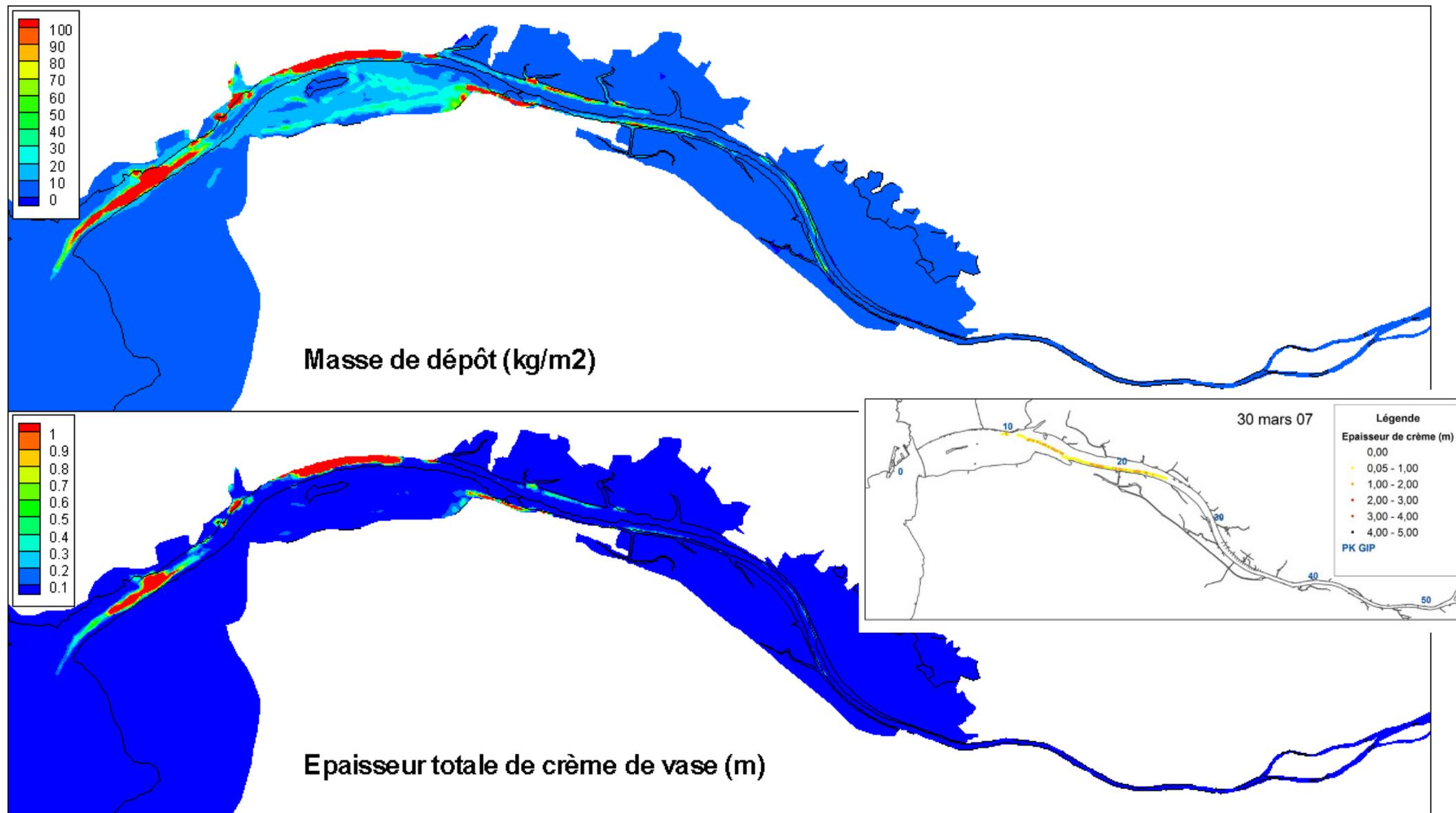
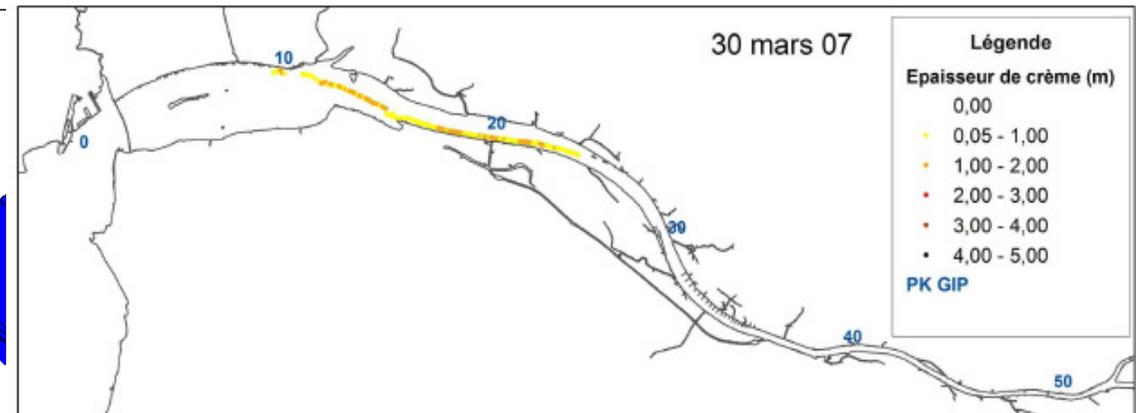
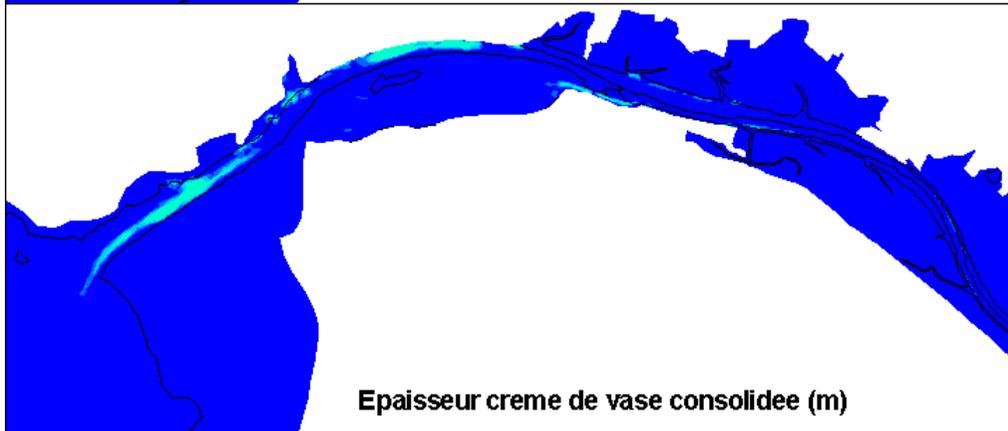
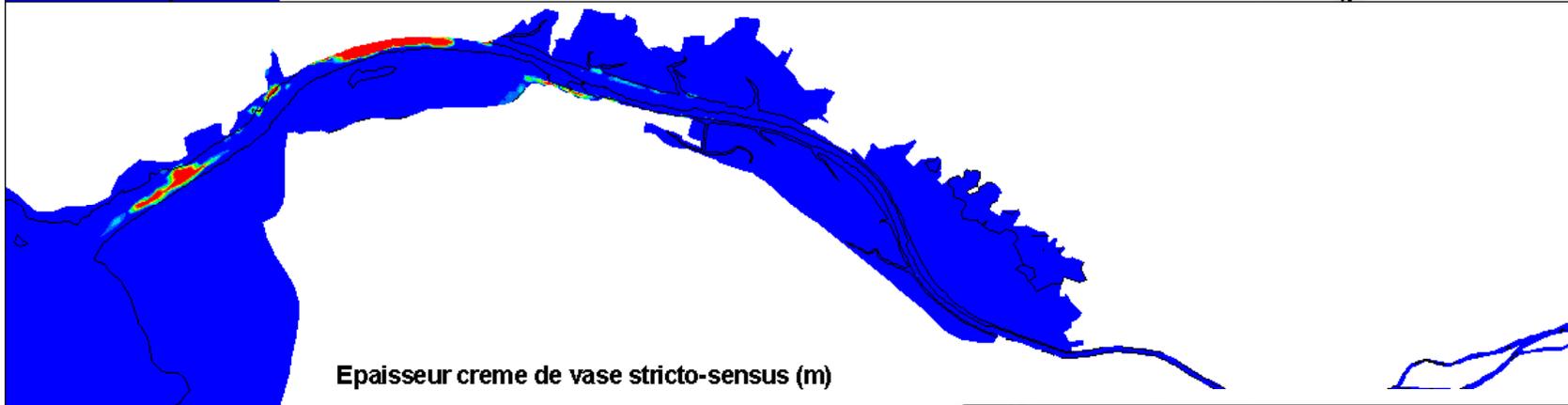
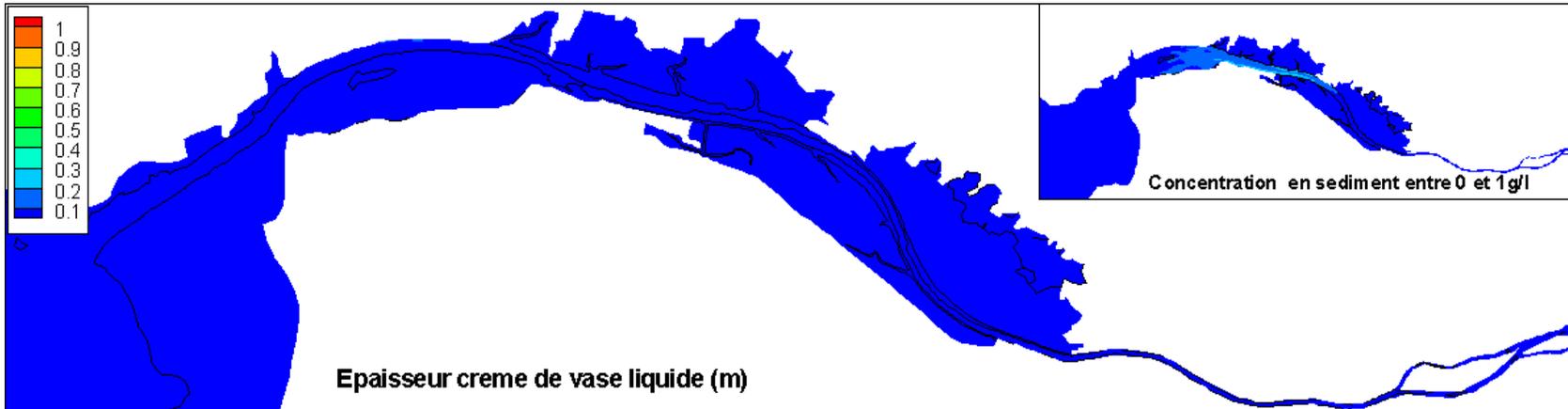
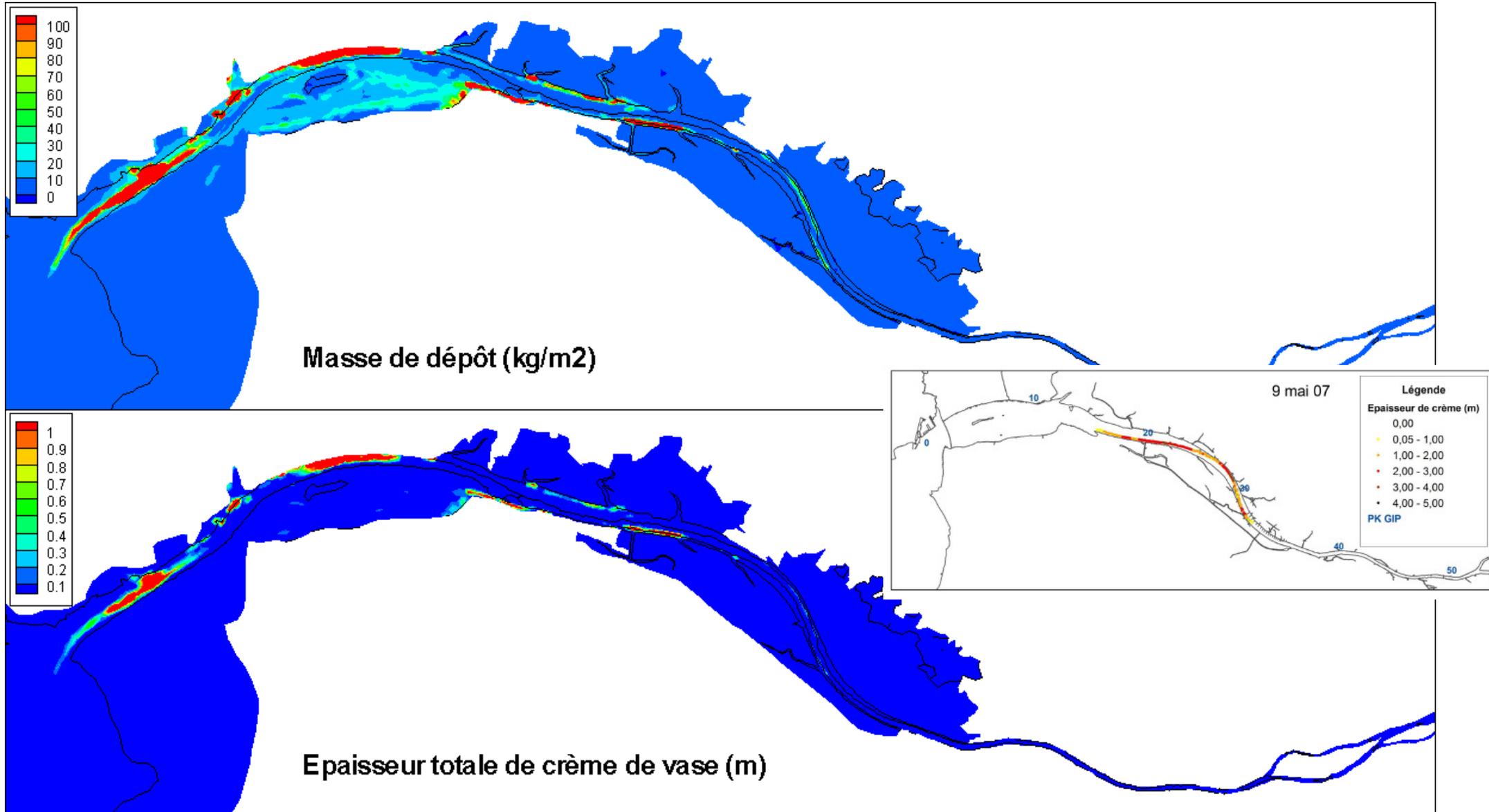


Fig. 27

Modèle k-epsilon

Décomposition des épaisseurs le 30 mars 2007





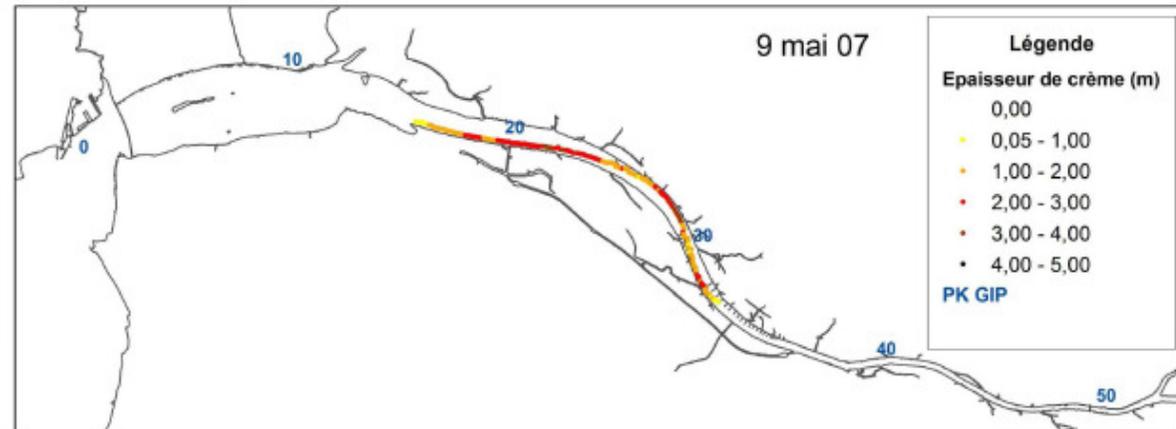
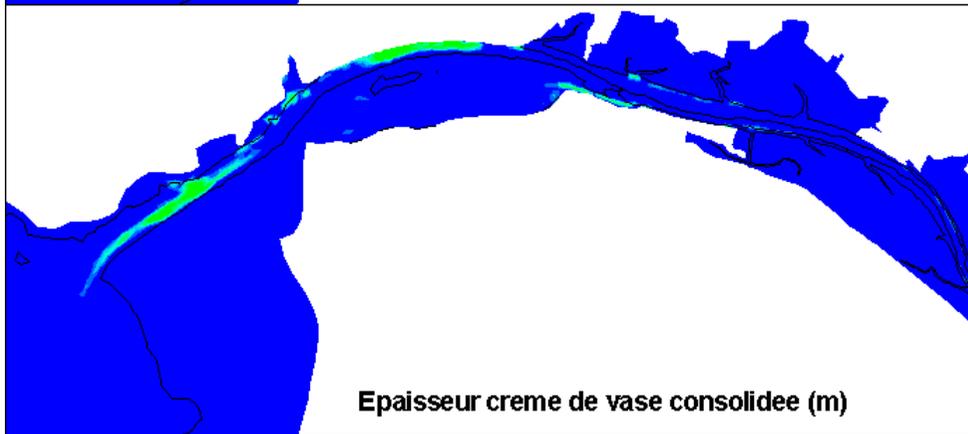
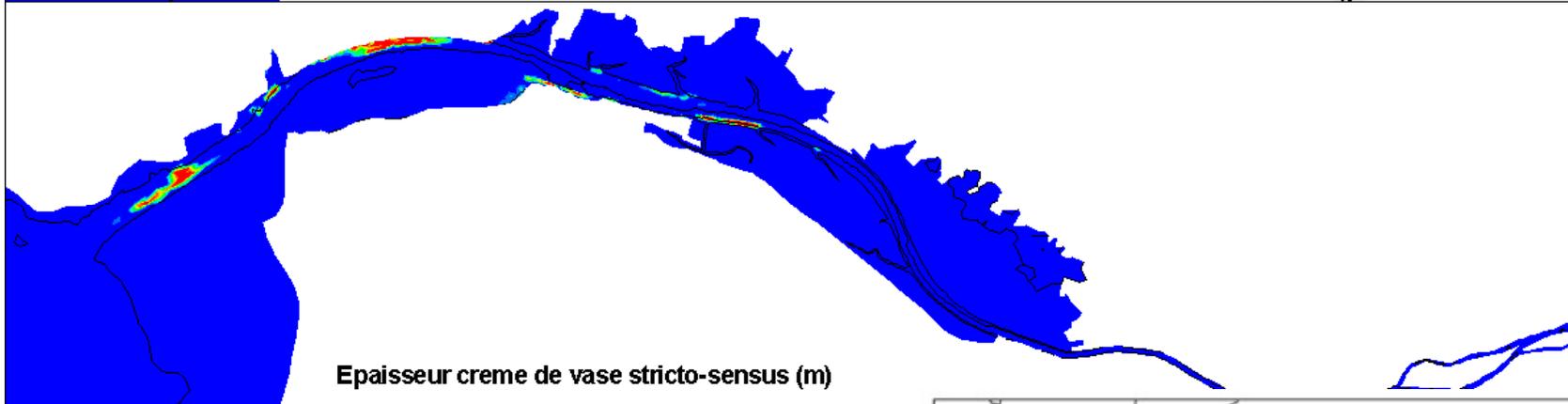
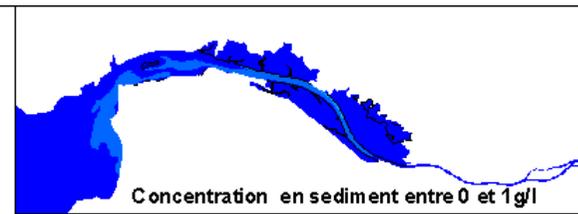
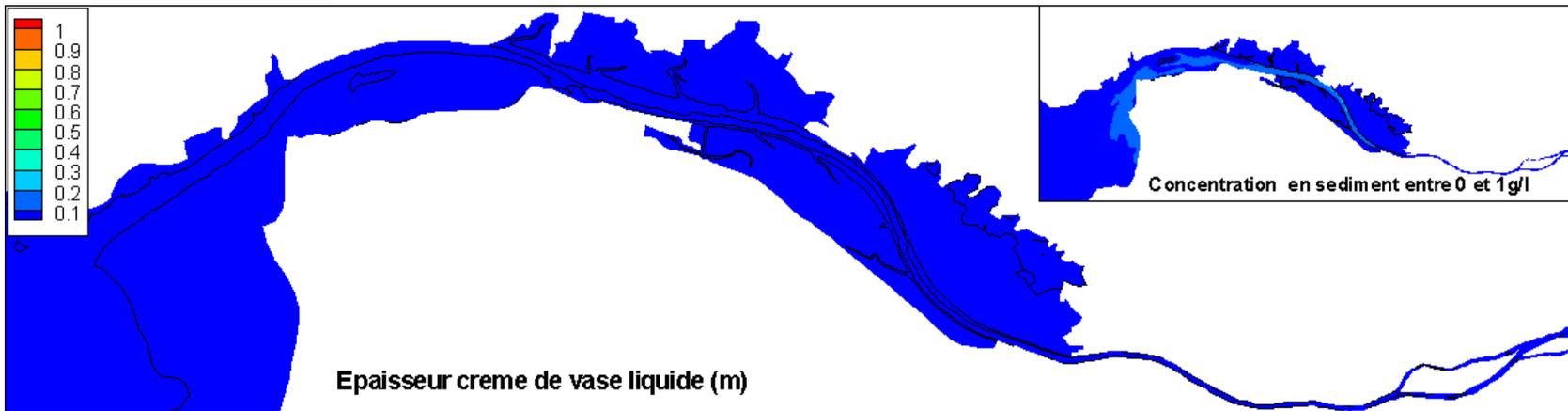


Fig. 30

Modèle k-epsilon MES à Paimboeuf 1,5m sous la surface

- Mesure réseau en continu
- Modèle
- Concentration imposée à Montjean

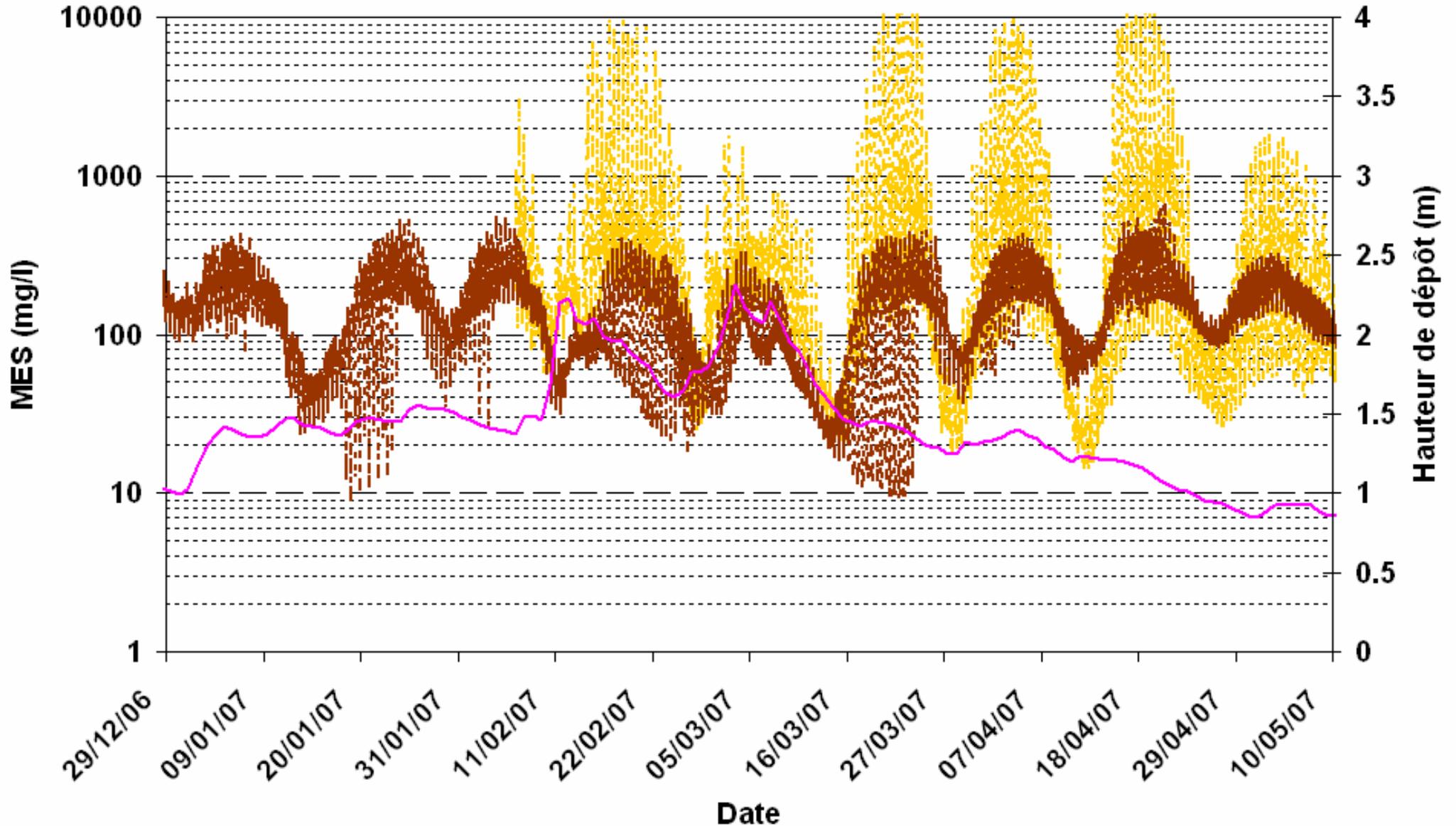


Fig. 31

Modèle k-epsilon MES à Le Pellerin 1,5m sous la surface

- Mesure réseau en continu
- Modèle
- Concentration imposée à Montjean

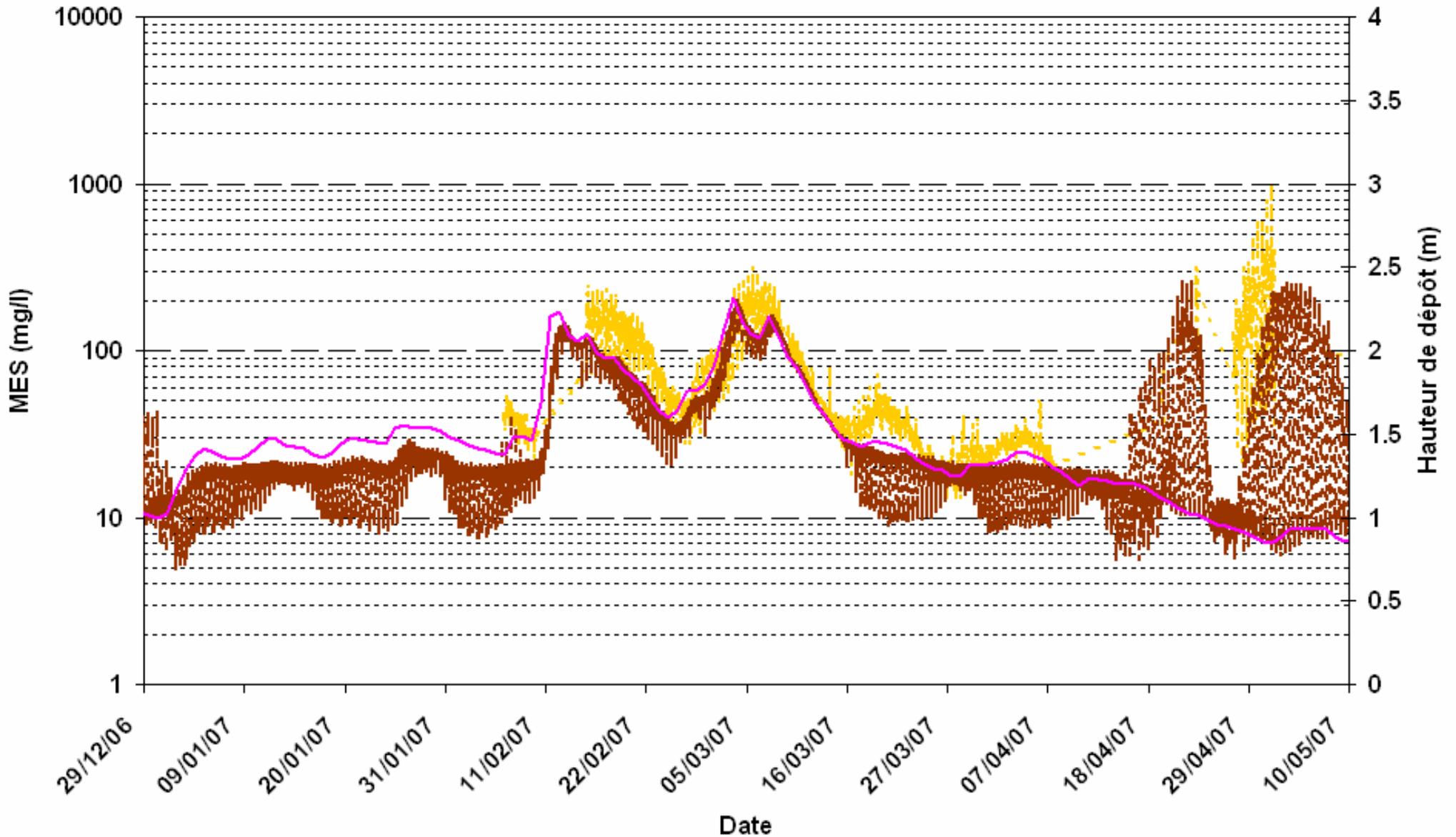


Fig. 32

Modèle k-epsilon
MES à Trentemoult 1,5m sous la surface

- Mesure réseau en continu
- Concentration imposée à Montjean
- Modèle

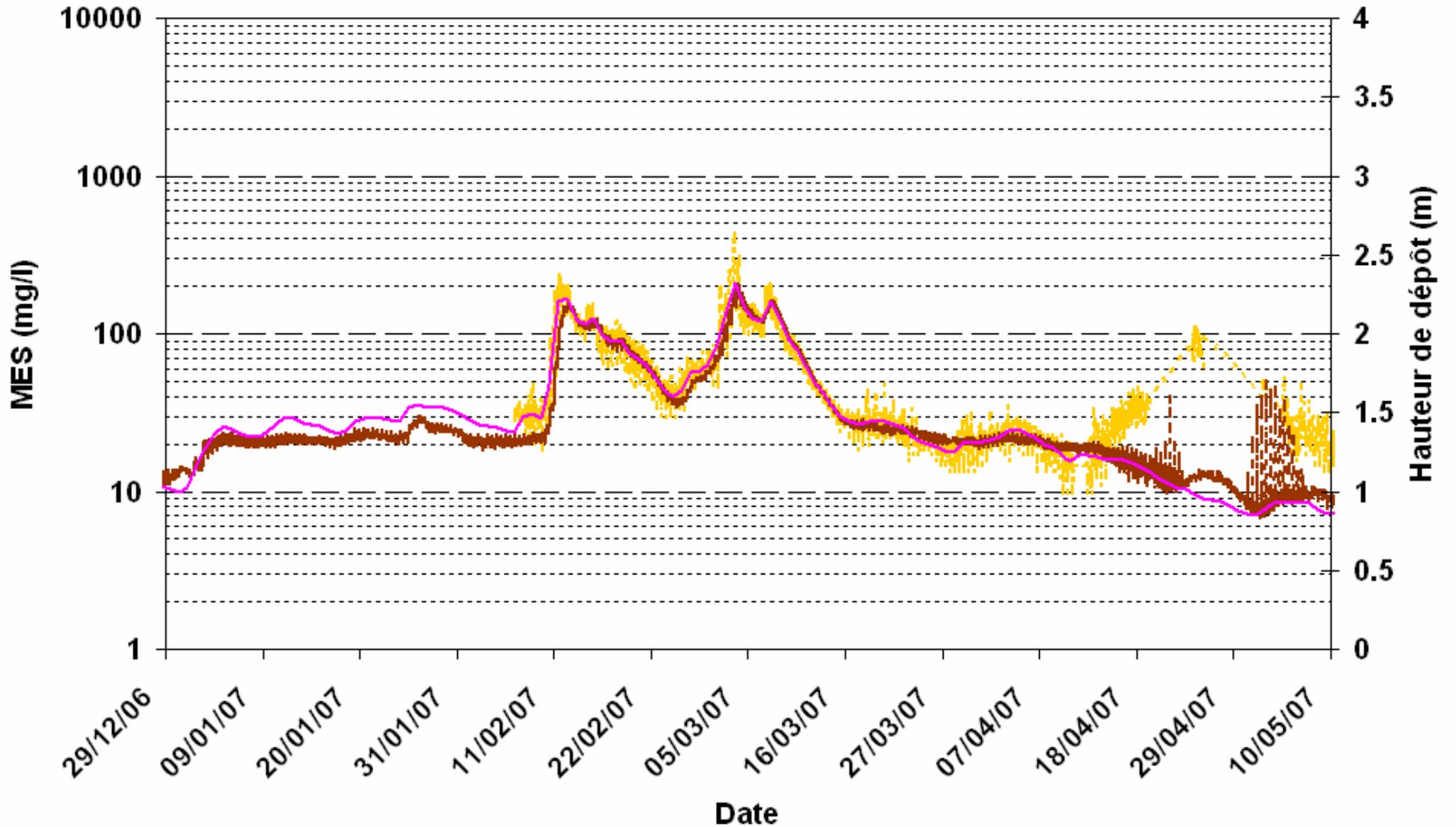


Fig. 33

Modèle k-epsilon
Salinité à Paimboeuf 1,5m sous la surface

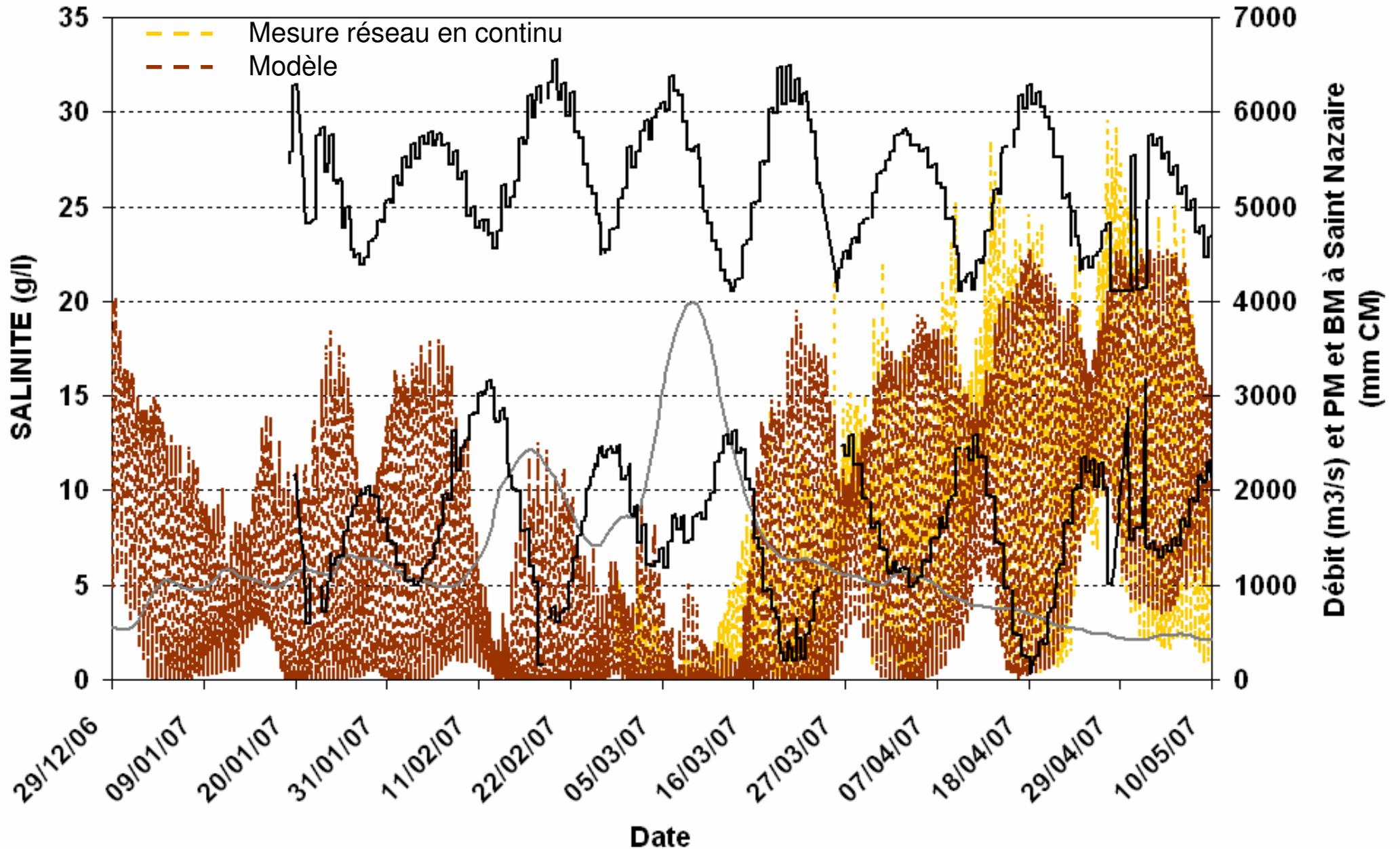


Fig. 34

Modèle k-epsilon Salinité à Le Pellerin 1,5m sous la surface

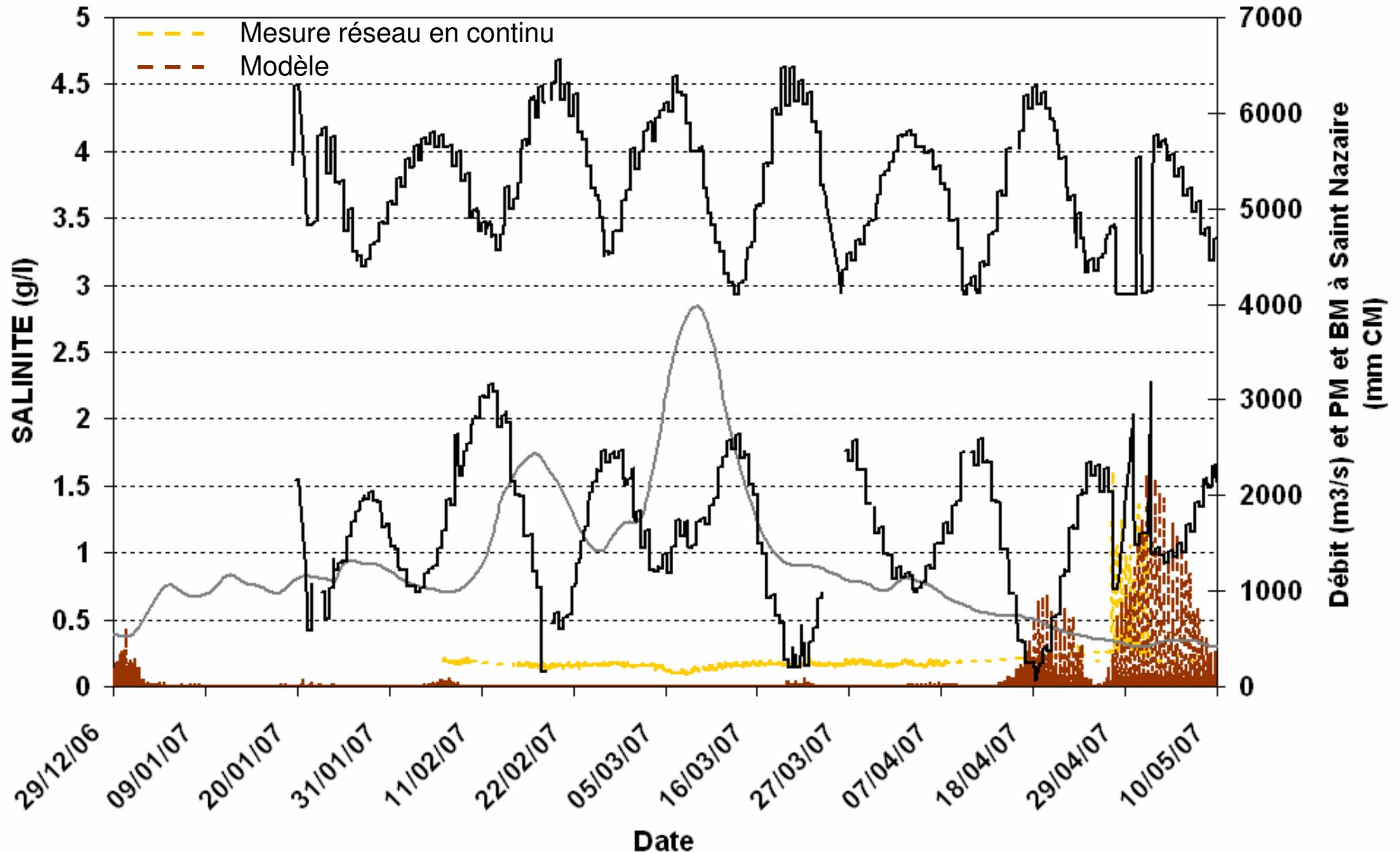


Fig. 35

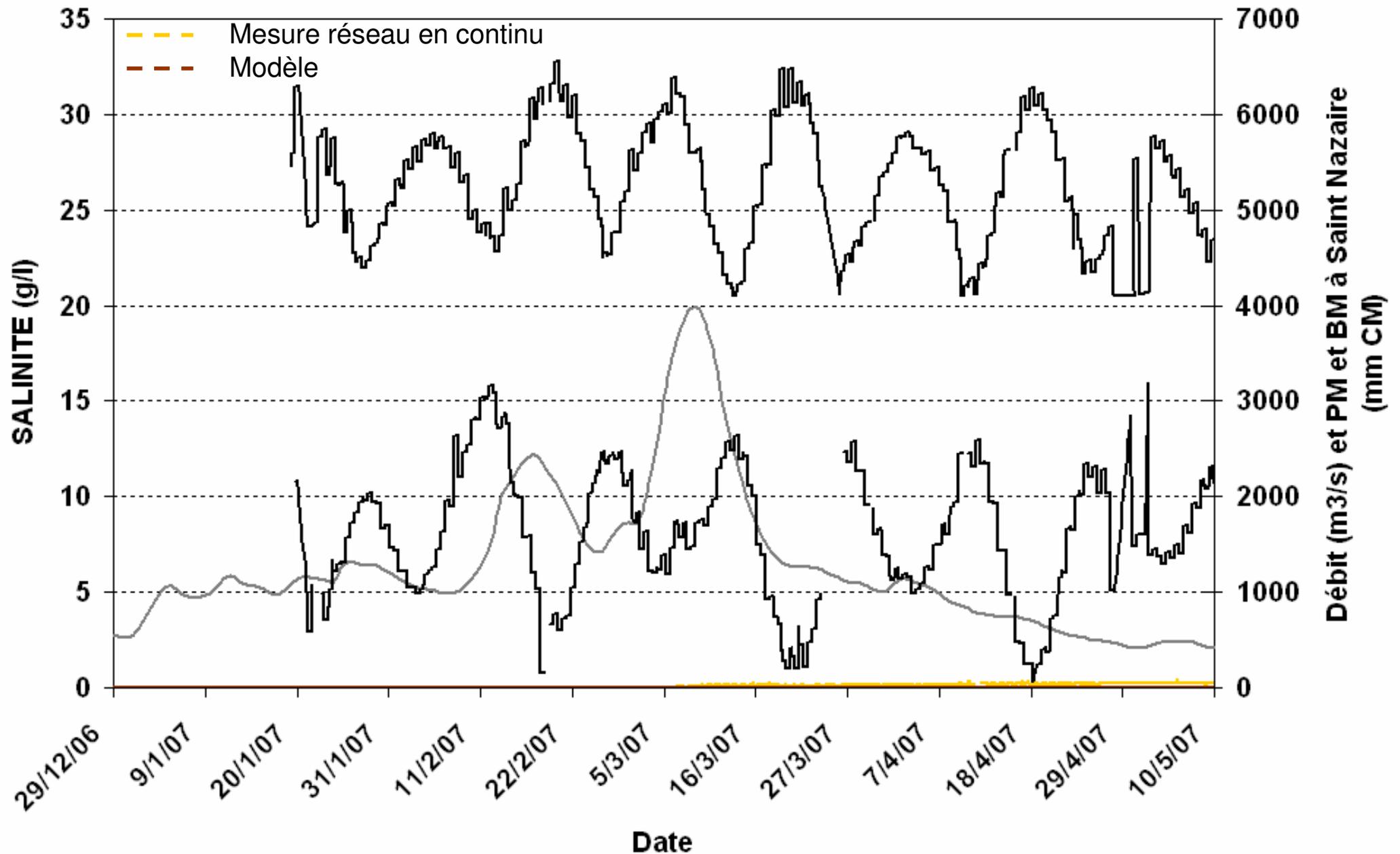
Modèle k-epsilon
Salinité à Trentemout 1,5m sous la surface



Fig. 36

Longueur de mélange multicouche : période Octobre 2000 Résultats en étiage - Bilho

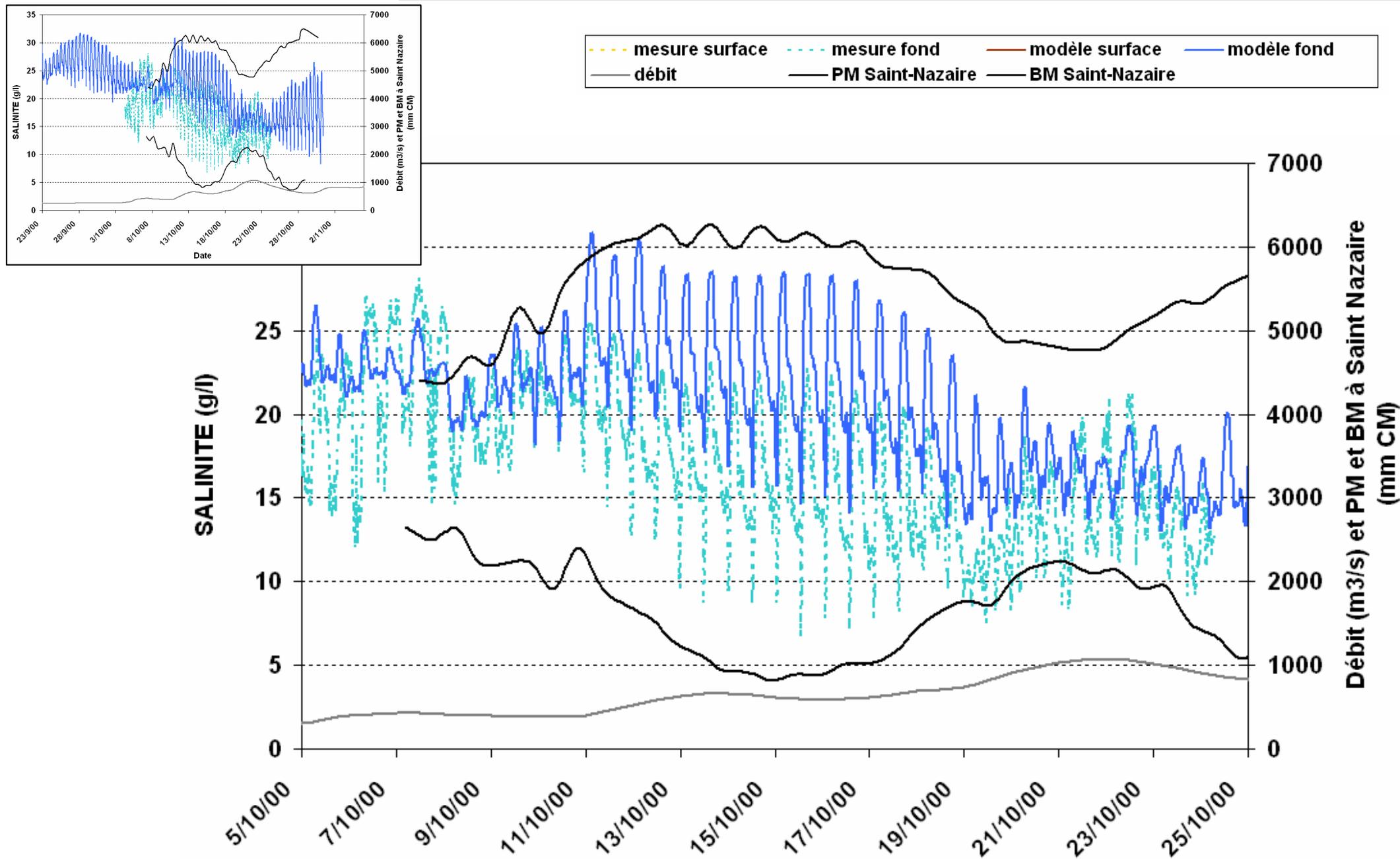
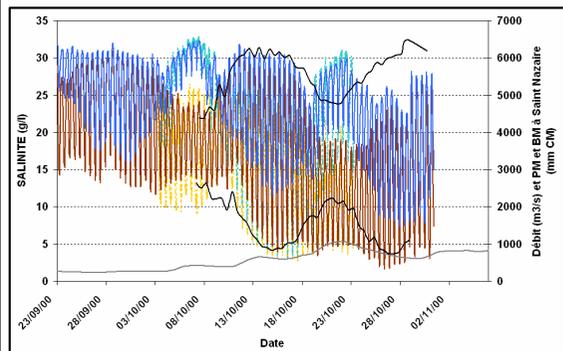




Fig. 37

Longueur de mélange multicouche : période Octobre 2000 Résultats en étiage - Montoir



- mesure surface
- mesure fond
- modèle surface
- modèle fond
- débit
- PM Saint-Nazaire
- BM Saint-Nazaire

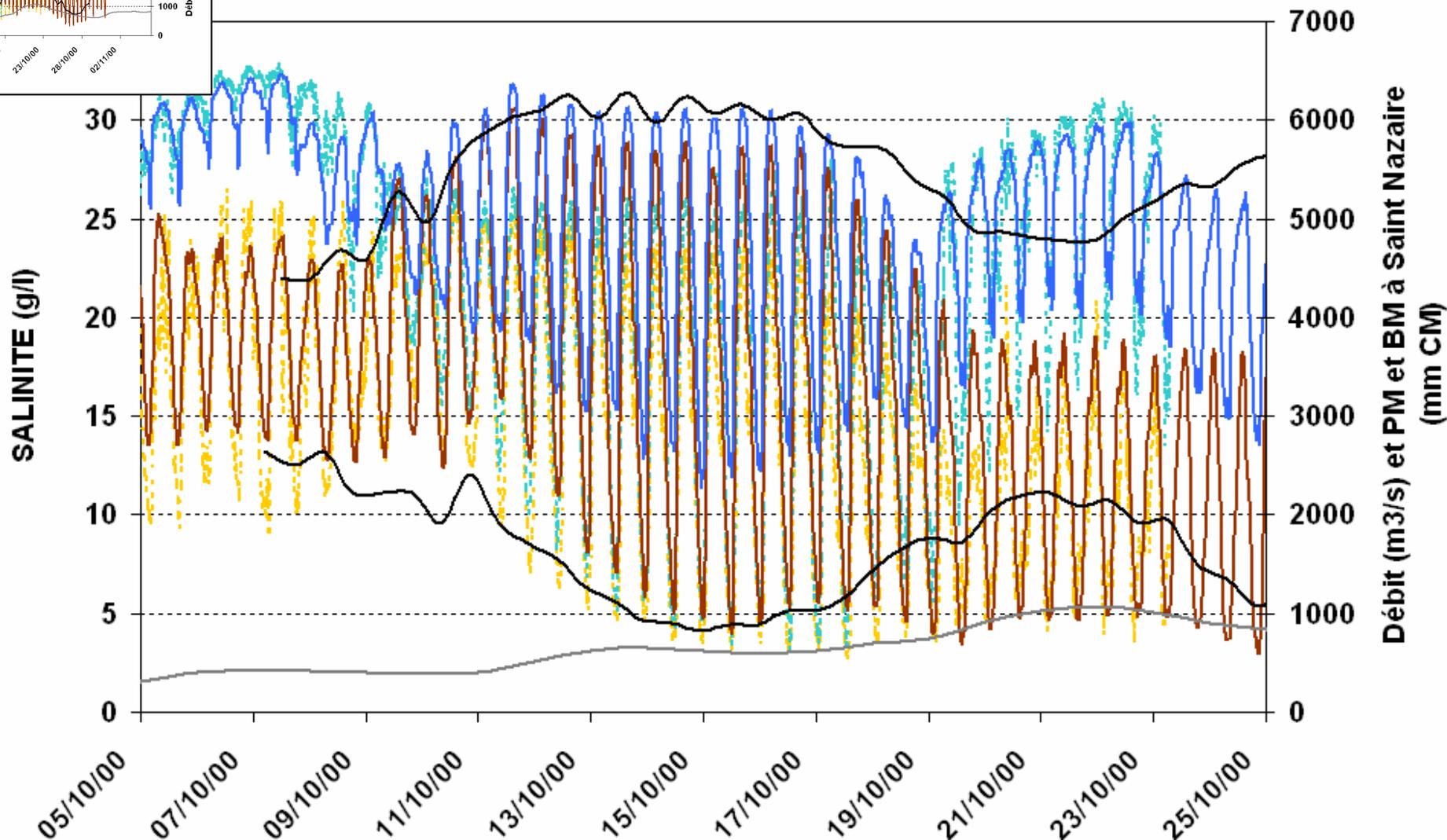
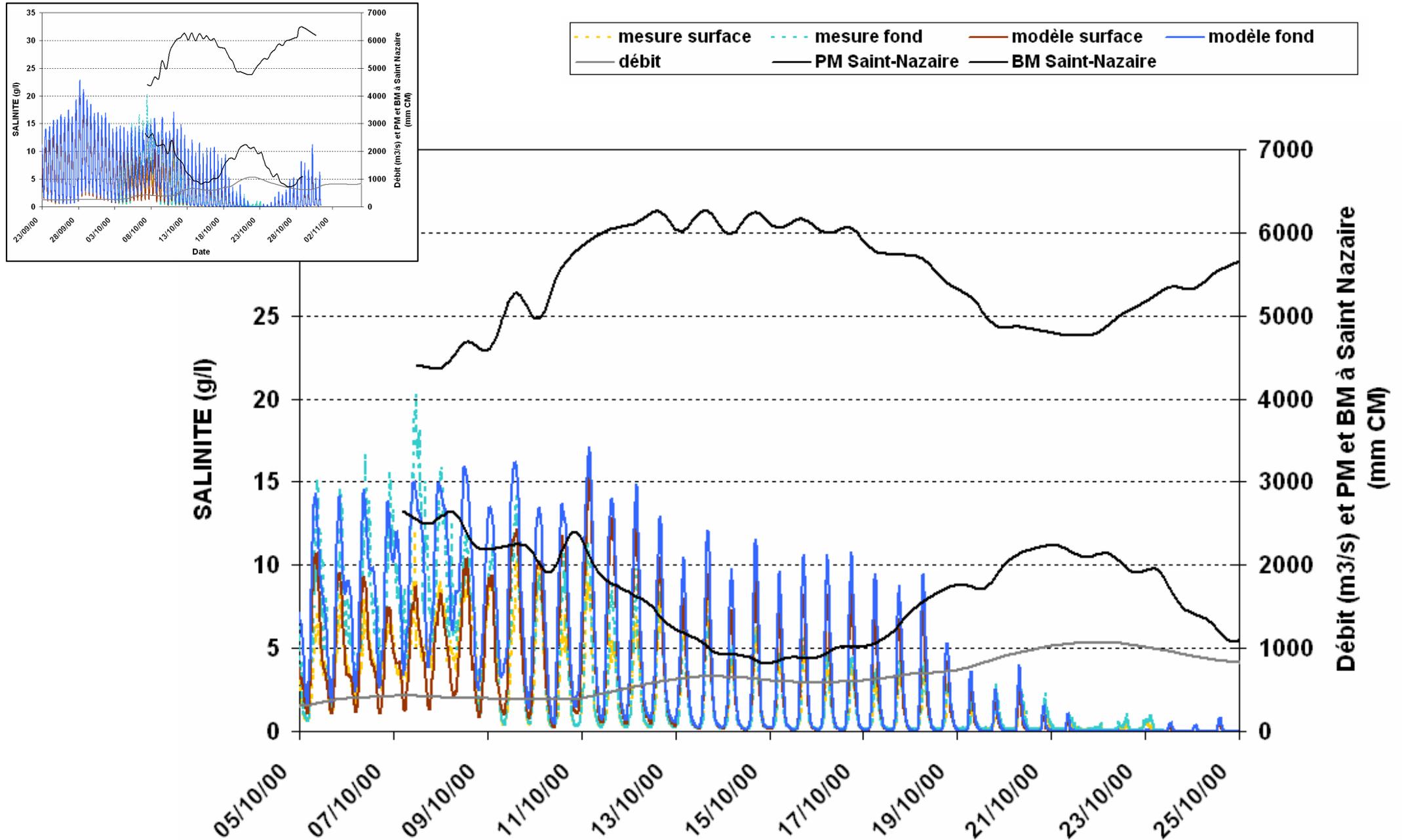




Fig. 38

Longueur de mélange multicouche : période Octobre 2000 Résultats en étiage - Cordemais



Longueur de mélange multicouche : période Janvier 2004

Résultats en crue - Mindin

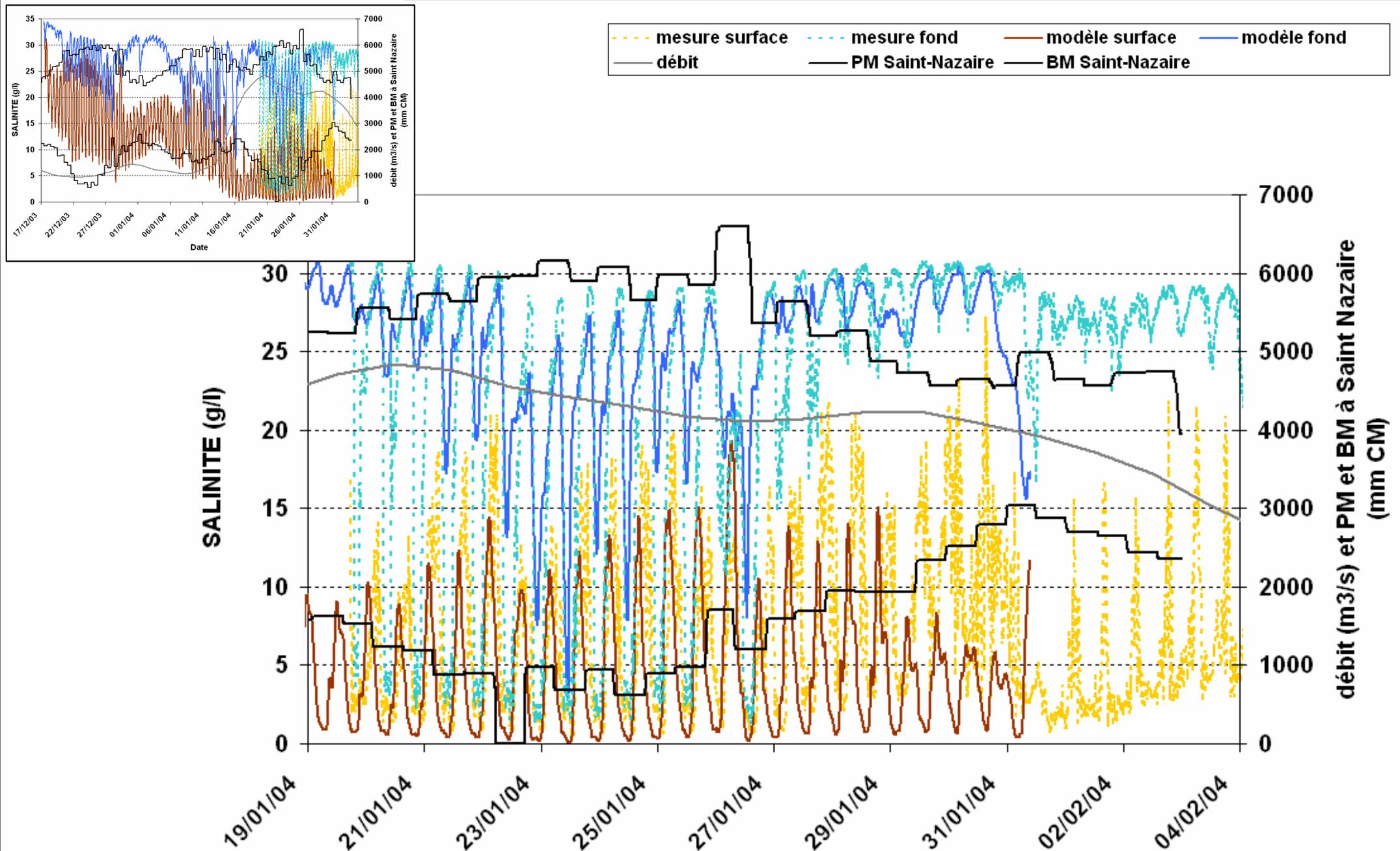


Fig. 40

Longueur de mélange multicouche : période Janvier 2004

Résultats en crue - Montoir

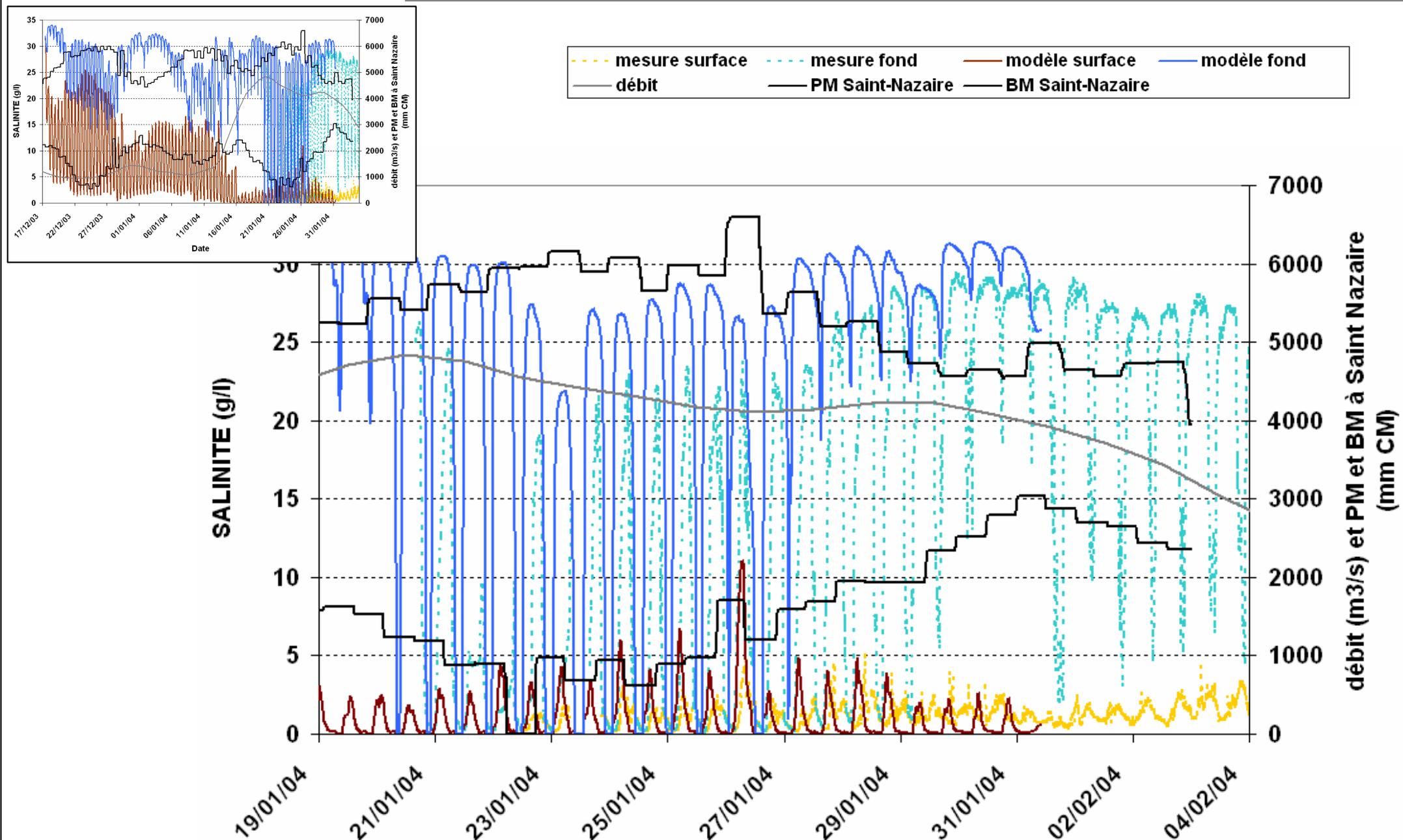
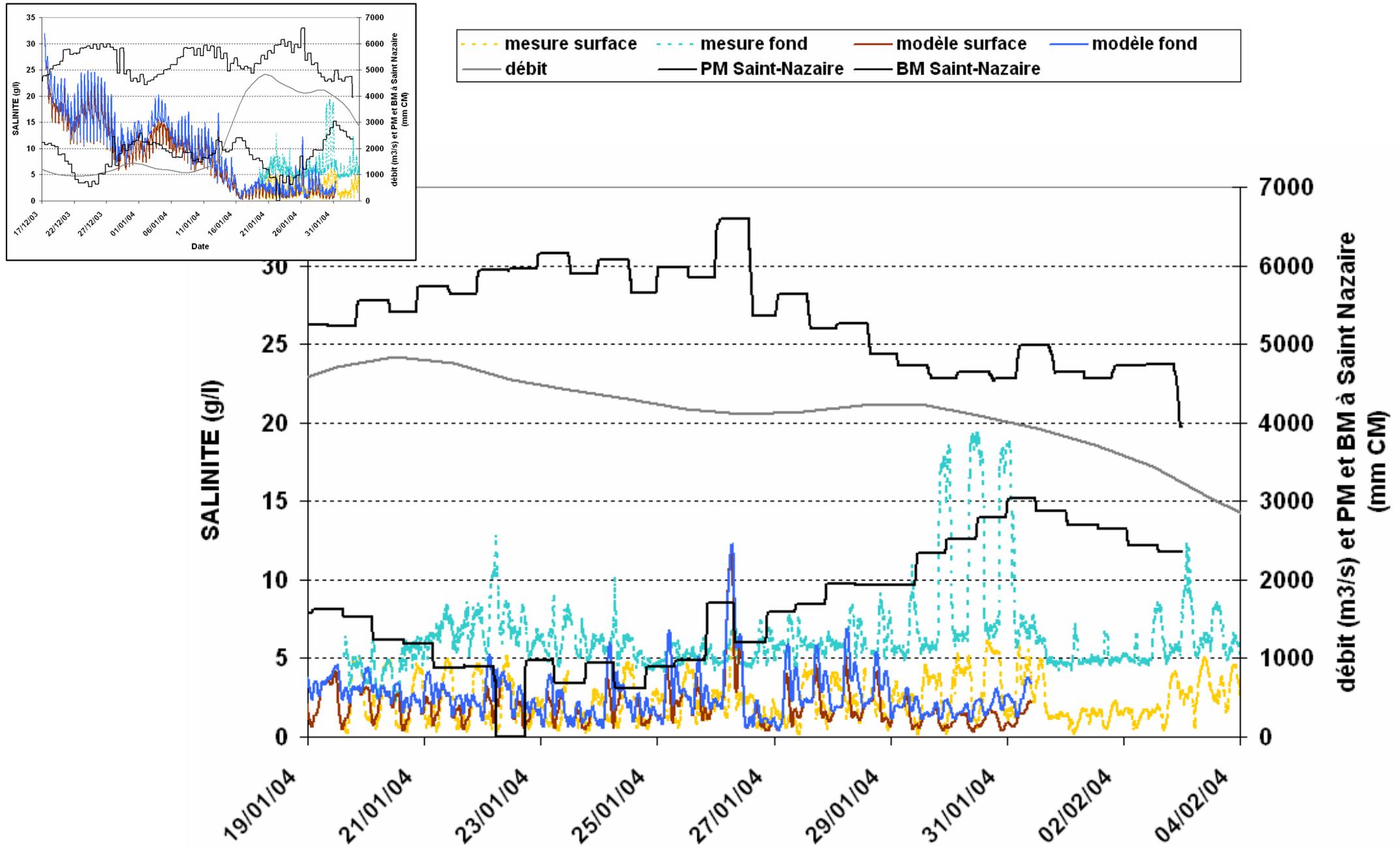


Fig. 41

Longueur de mélange multicouche : période Janvier 2004 Résultats en crue - Bilho



ANNEXE 4 : NOTE D'AVANCEMENT DU 9 SEPTEMBRE 2009

A/TO : **GIP LOIRE ESTUAIRE**

N°FAX : [N° FAX A/TO]

*COPIE/
COPY :*

N°FAX : [N° FAX COPIE/COPY]

DE/FROM : REGIS WALTHER

REF. : MHL/RWR/SHF/1741097

N°TEL : 33 (0)4 76 33 43 45

DATE : 09/09/2009

E-MAIL : regis.walther@sogreah.fr

N/PAGES : 1/8

*OBJET/
SUBJECT :*

NOTE COMPLEMENTAIRE SUR LES TESTS DE SENSIBILITE SUR LA PERIODE DE 5 MOIS

1. RAPPEL DU CONTEXTE ET CONTENU DE LA NOTE

Cette note fait suite à celle du 5 août 2009 dans laquelle, le modèle multicouches présenté (voir aussi note d'explications complémentaires du 20 août 2009) avait été retenu pour ses avantages d'après les comparaisons sur des calculs à court terme : période d'octobre 2000 et période décembre 2004. Le calcul sur la période test de 5 mois a ensuite été effectué et a donné des résultats sensiblement similaires à ceux obtenus avec le modèle k-epsilon. Ces résultats sont présentés en partie 2 de la présente note.

Suite à ces résultats et comme annoncé dans la conclusion notre note du 05/08/2009, nous avons opté pour le modèle de longueur de mélange multicouches et poursuivi les tests de sensibilité demandés par le comité d'expert et le GIP lors de la réunion du 15 mai 2009 tout en nous tenant aux délais imposés par le GIP lors de la réunion du 8 juillet 2009.

La période de test est toujours celle de 5 mois du début de l'année 2007. Le but est d'essayer de déterminer quels paramètres sédimentologiques peuvent avoir une influence importante sur la remontée du sédiment suite à la crue. 7 tests de sensibilité ont été effectués et sont présentés en partie 3. Les résultats obtenus sont décrits dans la partie 4.

2. RESULTATS DU MODELE DE LONGUEUR DE MELANGE MULTI-COUCHES

Les mêmes figures et résultats sur la période test de 5 mois que ceux fournis dans la note précédente du 05/08/2009 pour les modèles de longueur de mélange classique et K-epsilon, sont présentés dans cette partie.

Les résultats sont très comparables à ceux obtenus en K-epsilon. Les cubatures sont présentées en figure 1. En figure 2, il s'agit des mêmes résultats où sont ajoutés par transparence les résultats obtenus avec le modèle K-epsilon afin de mieux appréhender les différences.

Celles-ci s'observent principalement dans le premier mois et demi d'initialisation (période où les vases sont très liquides et en forte quantité) : après cela les courbes sont quasiment parallèles entre les 2 modèles, c'est-à-dire que les échanges entre les différentes zones sont du même ordre de grandeur. Seule la section 456 semble stocker un peu plus en longueur de mélange multicouches qu'en K-epsilon lors des débuts de montée en débit. La remontée du sédiment après la crue vers les sections amont est du même ordre de grandeur qu'en K-epsilon.

Les figures 3, 4 et 5 montrent les cartes de dépôt, qui sont comparables à celles du K-epsilon. On notera tout de même, sur la figure du 9 mai qu'une petite quantité de sédiment est placée plus en amont sur le modèle K-epsilon.

Les figures 6 et 7 montrent les turbidités calculées et les figures 8, 9 et 10 les salinités calculées en comparaison aux mesures du réseau continu. Ces figures montrent que sur la période de 5 mois, le modèle replace bien la turbidité et la salinité en amont comme le modèle K-epsilon lorsque les débits redeviennent faibles.

Les résultats étant de niveau comparable à ceux obtenus avec le modèle K-epsilon et les avantages d'utilisation de celui-ci étant de plus très forts : rapidité de calculs (facteur 2) et hydrodynamique de bonne qualité avec le calage déjà établi, ce modèle multicouches a été retenu pour effectuer les tests de sensibilité aux paramètres sédimentologiques. Ce modèle est de plus préconisé de notre part pour effectuer la suite de la phase 1 de l'étude étant donné les contraintes de calendrier et la sensibilité du modèle k-epsilon au calage hydrodynamique.

3. PRESENTATION DES TESTS DE SENSIBILITE

Les différents calculs jusqu'ici ont montré que le modèle est capable de faire remonter du sédiment suite à la crue mais dans des quantités bien inférieures à ce qui est décrit sur les 2 bandes témoins du 30 mars 2007 et 9 mai 2007.

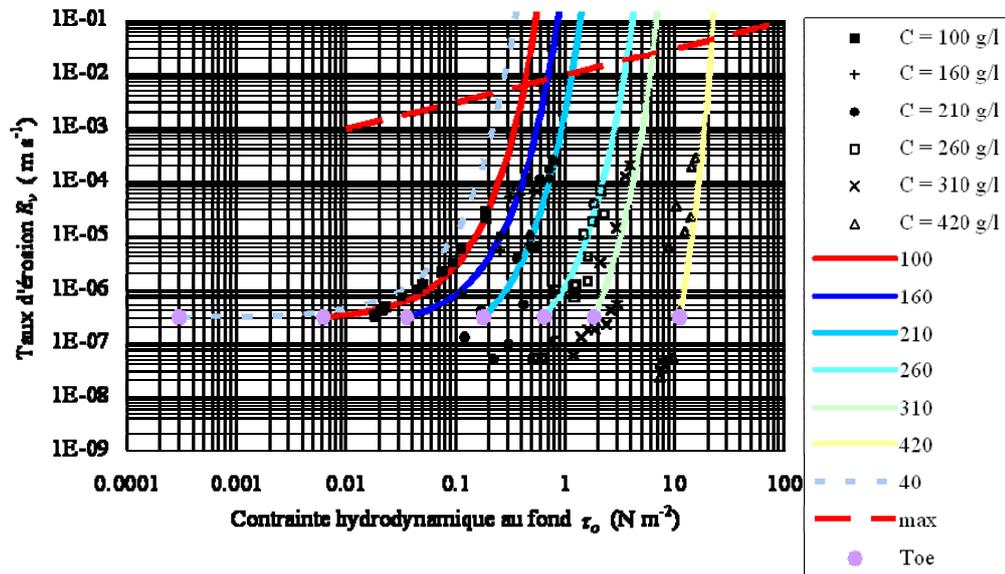
Il semble que les sédiments placés dans le chenal de navigation à l'aval de Donges lors des premières montées de débits se consolident et ont du mal à être remobilisés. C'est pourquoi dans les différents tests de sensibilité choisis (car limité dans le temps), nous avons essayé de rendre les dépôts plus mobile afin d'augmenter les échanges entre les différentes zones.

Test 1 :

Nous avons diminué la contrainte critique d'érosion ($\times 0,3$) pour chaque couche de sédiment. Le sédiment part donc plus facilement mais avec les mêmes flux que précédemment.

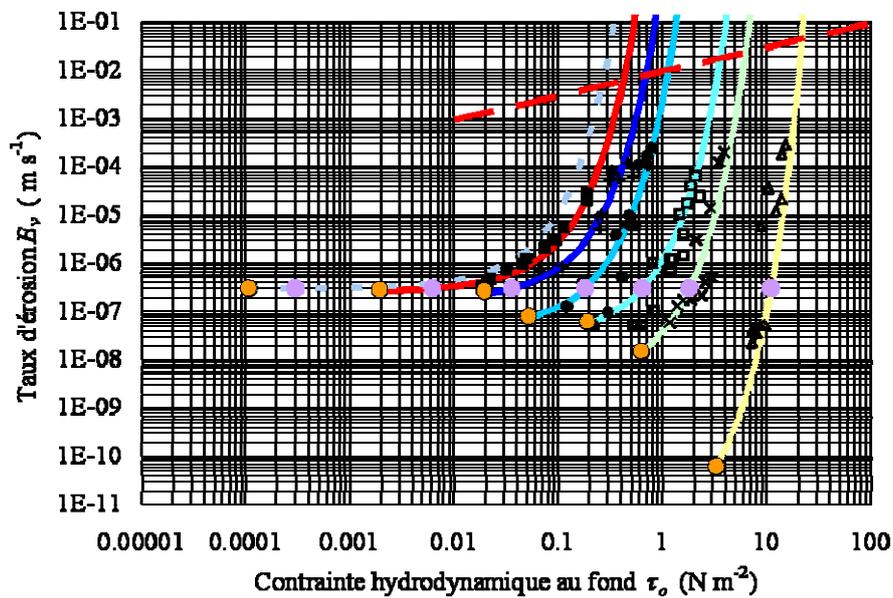


Contrainte critique et flux d'érosion dans le cas de référence :



Contrainte critique et flux d'érosion dans le test 1 :

La contrainte critique d'érosion dans le test 1 est représentée par les points en orange



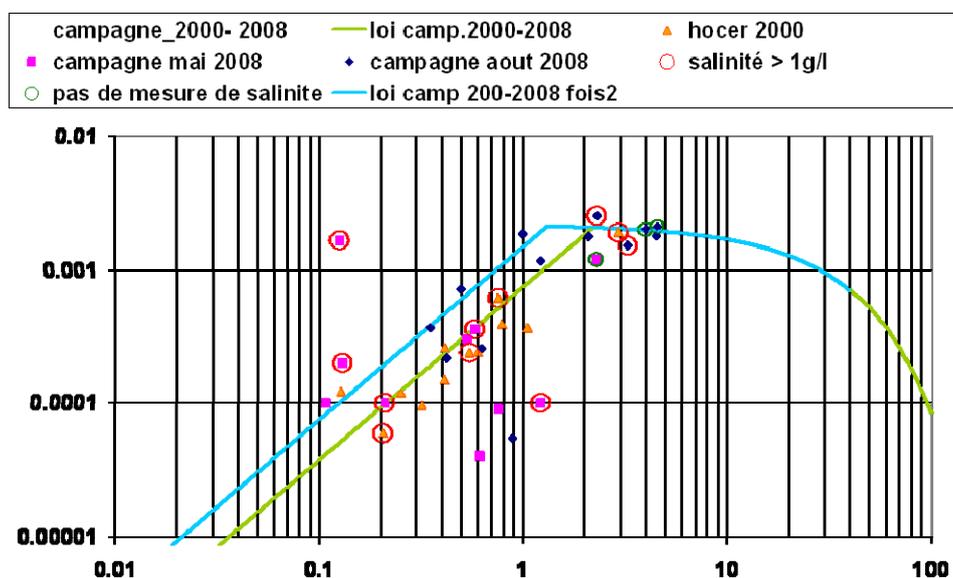
Test 2 :

En ajout du test 1, nous avons augmenté les flux d'érosion (x 2) : le sédiment part donc cette fois pour la même contrainte hydraulique mais en quantité plus importante.

Test 3 :

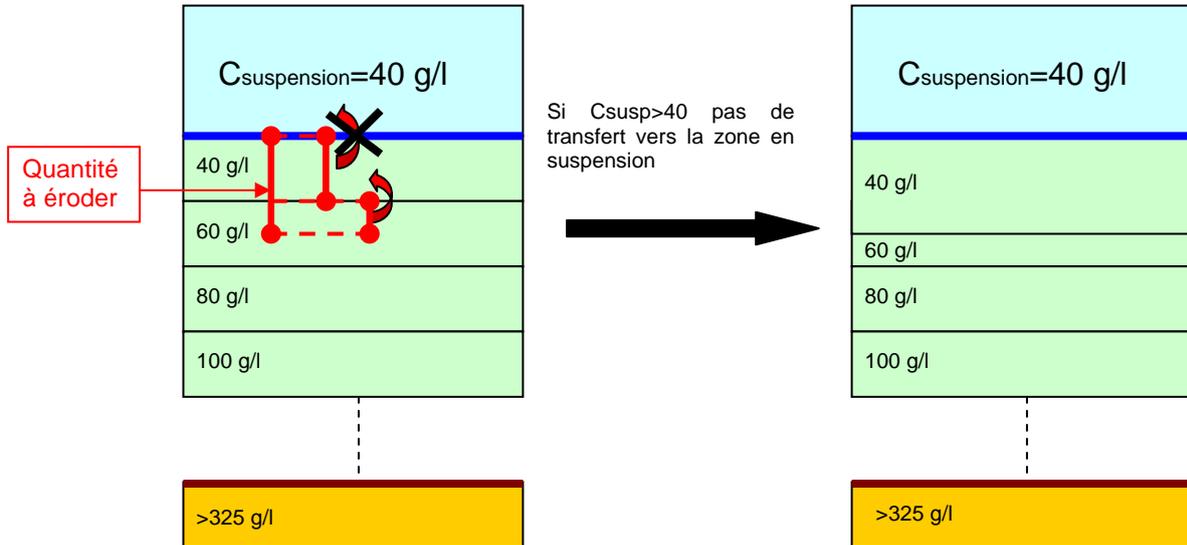
Nous avons augmenté la vitesse de chute (fois 2 dans la première partie de la courbe). Les modèles précédents montraient qu'augmenter la vitesse de chute permettait de bénéficier de façon plus importante de la dissymétrie flot/jusant (au moins dans le cas où le bouchon vaseux était déjà dans l'estuaire). Le fait d'augmenter la vitesse de chute que sur la première partie de la courbe permet d'augmenter la concentration en sédiment sur la partie basse du profil vertical en sédiment.

La courbe verte représente la courbe de vitesse de chute pour le modèle de référence et en bleu est représentée la courbe de vitesse de chute utilisée pour le test 3.

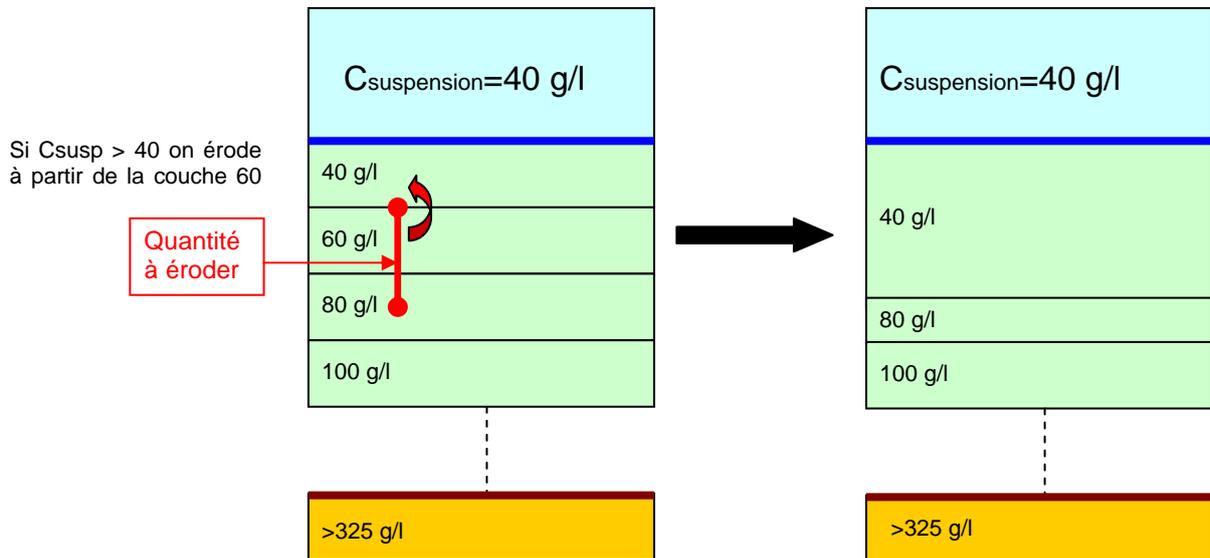
**Test 4 :**

Nous avons repris le cas de référence que nous avons réétudié avec une méthode d'érosion différente qui permet de remanier de manière plus importante les sédiments au sol lorsque l'écoulement est déjà chargé à 40 g/l et que l'on ne permet plus le passage du sédiment du sol vers la colonne d'eau :

Méthode de référence:



2nde Méthode qui remanie plus le sol lorsque $C_{susp} \geq 40 \text{ g/l}$:



Les **Tests 5, 6 et 7**, sont la reprise des tests 1, 2 et 3 avec la méthode 2 d'érosion présentée en Test 4.

4. RESULTATS OBTENUS DANS LES DIFFERENTS TESTS

Au total, 7 tests ont été effectués en plus du cas de référence présenté en partie 2.

Pour chaque test, nous avons essayé de réduire les sorties graphiques aux informations les plus importantes :

- Les courbes de cubatures du test avec en transparence les courbes du calcul de référence.
- La figure des dépôts pour la journée du 9 mai
- Les courbes de turbidités à Paimboeuf et à Le Pellerin

4.1. TEST 1

Les résultats du test 1 sont présentés sur les **figures 12 à 15**.

Les principaux effets de la baisse de la contrainte critique d'érosion se fait sentir sur la zone au large et la zone 1,2,3 pour lesquelles les sédiments sont plus facilement expulsés vers le large. Les zones 4,5,6 et 7,8,9,10,11 se comportent de la même façon qu'auparavant avec des échanges du même ordre de grandeur.

En effet la carte de dépôt montre que les dépôts hors chenal de l'initialisation (Bilho) ont disparus plus facilement, seul le chenal de navigation est chargé en sédiment. Les dépôts dans le chenal de navigation au large ont aussi disparus.

Les turbidités (de surface) dans l'estuaire sont peu affectées.

4.2. TEST 2

Les résultats du test 2 sont présentés sur les **figures 16 à 19**.

Sur la figure 16, les courbes de références sont celles du Test 1 afin de ne constater que l'effet du à l'augmentation du flux d'érosion.

Les principaux effets de l'augmentation des flux d'érosion sont que la section 1,2,3 reste plus chargée en début de simulation, mais surtout que la section 4,5,6 se recharge plus en fin de crue.

Le transfert de la zone 4,5,6 à la section plus en amont reste cependant identique

Les résultats de turbidité restent semblables.

4.3. TEST 3

Les résultats du test 3 sont présentés sur les **figures 20 à 23**.

Les effets dus à l'augmentation de la vitesse de chute sont les plus remarquables. Ce qui avait déjà été cité en réunion du 15/05/2009. Par contre, le sens du résultat sur 5 mois ne va

pas totalement dans le sens attendu.

En effet, les résultats montrent que sur la première moitié de la simulation, les sédiments se concentrent fortement dans la section 1,2,3 au désavantage de la section 4,5,6. Les sédiments du large sont eux logiquement moins expulsés du modèle.

Dans la seconde moitié du calcul, les sédiments fortement concentrés dans la section 1,2,3, remontent à la fois dans la zone 4,5,6 et repart aussi vers le large. Le transfert vers la zone 7,8,9,10,11 n'a pas eu encore lieu.

La carte de dépôt ainsi que les courbes de turbidité confirment le fait que les sédiments sont concentrés à l'aval de l'estuaire.

Ce calcul montre que la vitesse de chute peut complètement changer le fonctionnement de l'estuaire, alors que les autres paramètres semblent avoir moins d'impact. Ce calcul donne aussi des résultats complètement inverses à ce que l'on souhaite observer. C'est pourquoi 2 calculs de sensibilité avec variation de la vitesse de chute sont en cours actuellement.

4.4. TEST 4

Les résultats du test 4 sont présentés sur les **figures 24 à 27**.

L'utilisation de la méthode n°2 d'érosion qui permet de remanier de manière plus importante le sol lorsque l'écoulement est arrivé à saturation ($C_{\text{fond}} = 40\text{g/l}$), montre que l'on perd plus de sédiment sur les sections 1,2,3 et 4,5,6 sur la première partie du calcul. Par contre sur la seconde partie du calcul on retrouve un fonctionnement identique sur les transferts entre zones, notamment pour les sédiments qui remontent dans la partie amont.

Les cartes de dépôt montrent qu'avec cette méthode les épaisseurs importantes de vase sont plus facilement remises en mouvement dans l'écoulement (plus de sédiment dans le chenal de navigation au niveau de Montoir), par contre la quantité qui remonte vers l'amont après la crue est la même.

Par contre, en analysant un peu plus l'hydrodynamique on s'aperçoit que ce remaniement du sol peut amener des hauteurs de dépôt très importantes sur les zones à forte concentration qui peuvent se répercuter momentanément sur l'hydrodynamique.

4.5. TEST 5, TEST 6, TEST 7

Ces 3 tests correspondent aux tests 1, 2 et 3 avec la méthode d'érosion du test 4

Pour ces trois cas, le test de référence est donc le Test 4.

Les résultats du test 5 sont présentés sur les **figures 28 à 31**.

Les résultats du test 6 sont présentés sur les **figures 32 à 35**.

Les résultats du test 7 sont présentés sur les **figures 36 à 39**.

Les conclusions restent comparables à celles des tests 1, 2 et 3.

On note cependant des résultats un peu différents dans le test 7 du fait de l'augmentation de

la vitesse de chute qui est un peu compensée par l'érosion plus importante du fait du remaniement du sol.

5. CONCLUSION ET SUITE DU TRAVAIL

Tous ces différents tests, montrent que ce n'est pas la mobilité du stock aval qui dans notre cas change beaucoup les remontées de sédiment vers l'amont. L'érosion plus importante de ces sédiments (par remaniement du sol, diminution de la contrainte critique d'érosion, augmentation du flux d'érosion) modifie les dépôts à l'aval et les flux de sédiment qui vont aller au large. Par contre, cela change très peu la capacité du modèle à faire remonter le sédiment.

Rendre mobile la crème de vase irait donc dans le bon sens à condition de ne pas être obligé de remettre en suspension le sédiment comme il fait actuellement. Le couplage avec un modèle de crème de vase qui rend celle-ci mobile sans mettre l'ensemble du sédiment en suspension sera donc certainement la voie la plus probable pour obtenir les résultats attendus en termes de quantité de sédiment.

Par contre, il est important de noter que le changement de vitesse de chute modifie clairement le fonctionnement de l'estuaire, car elle intervient à l'intérieur de la colonne d'eau à la fois sur la répartition verticale du sédiment et à la fois sur les dépôts. L'augmentation de la vitesse de chute sur la première partie de la courbe a donné des résultats inverses aux résultats souhaités, c'est pourquoi deux calculs sont en cours avec des vitesses de chute diminuées (uniquement sur la première partie de la courbe et sur l'ensemble de la courbe), pour essayer d'améliorer les résultats.

A ce stade (sans couplage à un modèle de crème de vase), le modèle ne pourra certainement pas fournir de meilleurs résultats.

L'hydrodynamique et la salinité sont correctement représentées sur des périodes longues. Le positionnement du bouchon vaseux est bien traduit dans le modèle par le positionnement du coin salé (fortement visible sur les tests de modèle de turbulence). Par contre la quantité de sédiment formant le bouchon est encore difficilement appréciable, lorsque le stock de vase est expulsé de l'estuaire. En effet, les mouvements de stocks de vases sont sous-estimés par le fait que la crème de vase est fixe actuellement.

Ainsi, nous considérons donc que le calage simple du modèle sera terminé à l'issue des deux derniers calculs de sensibilité en cours sur la vitesse de chute. Nous allons donc maintenant démarrer le calage couplé à l'issue de la réunion du comité d'experts afin de tenir les nouveaux délais imposés (fin de la phase 1 à terminer impérativement avant fin décembre 2009).

Régis Walther

P.J. 39 figures



ANNEXE 5 : NOTE D'AVANCEMENT DU 15 OCTOBRE 2009

A/TO: **GIP LOIRE ESTUAIRE**

N°FAX:

COPIE/
COPY:

N°FAX:

DE/FROM: REGIS WALTHER

REF.: MHL/RWR/SHF/1741097

N°TEL: 33 (0)4 76 33 43 45

DATE: 15/10/2009

E-MAIL: regis.walther@sogreah.fr

N/PAGES: 1/8

OBJET/

LOT 1 – PHASE 1 : CALAGE SIMPLE DU MODELE

SUBJECT: NOTE N°2 SUR LES TESTS DE SENSIBILITE SUR LA PERIODE DE 5 MOIS

1. RAPPEL DU CONTEXTE

La comparaison de trois modèles de fermeture turbulente sur un calcul hydrosédimentaire de 5 mois nous a conduit (note du 5 août 2009) à retenir le modèle de longueur de mélange multi-couches pour la suite de l'étude. Nous avons ensuite effectués 7 tests de sensibilité aux paramètres sédimentologiques pour affiner le calage (note du 09/09/2009) qui ont été discutés à la réunion du comité d'experts du 14 septembre 2009.

Ce Comité a décidé de poursuivre ces tests pendant un mois supplémentaire en se concentrant sur la forme de la courbe de vitesse de chute et sur l'influence de la turbulence sur la vitesse de chute. 10 tests supplémentaires de sensibilités ont été effectués depuis et sont présentés dans cette note.

De plus, lors de la réunion d'expert du 14/09/2009, des compléments d'analyse ont été demandés sur les points suivants:

- extraire des profils verticaux de vitesse, si possible trouver des mesures pour comparaison (partie 2 de notre note),
- sortir des figures temporelles à plus courtes échelles (ordre de quelques jours) pour la turbidité en ajoutant le niveau d'eau (inclus dans la partie 3 de notre note)
- effectuer des cubatures temporelles sur la masse en suspension

Tous ces points ont été pris en compte et sont exposés dans cette note.

2. ANALYSE DE PROFILS VERTICAUX A MONTOIR

2.1. COMPORTEMENT HEURE/ HEURE POUR DIFFERENTES CONDITIONS

Des extractions ont été effectués au niveau de montoir dans le chenal de navigation sur la période de Janvier 2004.

Des profils verticaux de vitesse et de salinité ont été sortis de PM-5 à PM +6 pour 4 combinaisons de coefficient de marée et de débit (figures A.1, A.2, A.3 et A.4) :

- 2 janvier 2004 : coefficient 42, débit à Montjean : 1310 m³/s
- 9 janvier 2004 : coefficient 77, débit à Montjean : 1120 m³/s
- 24 janvier 2004 : coefficient 95, débit à Montjean : 4310 m³/s
- 29 janvier 2004 : coefficient 41, débit à Montjean : 4240 m³/s

Cet ensemble de figures décrit le comportement du modèle selon la verticale dans le chenal de navigation en vive-eau et morte-eau pour deux gammes de débits:1200 et 4200 m³/s.

Le comportement du modèle est conforme aux attentes avec notamment de fortes inversions de vitesse dans la partie inférieure de la colonne d'eau lors des périodes de jusant. L'asymétrie flot / jusant est donc très marquée en fond de chenal dans tous les cas, et elle est amoindrie dans le cas de la vive-eau cumulée avec le débit de point de. Cette forte asymétrie de fond s'analyse en parallèle avec les fortes stratifications de salinité observées dans le chenal de navigation à Montoir et décrites dans ces mêmes figures. Ces profils verticaux expliquent de même le fort piégeage sédimentaire dans le chenal de navigation pour ces débits que ce soit dans le modèle comme en nature.

2.2. TENTATIVE DE COMPARAISON AUX PROFILS VERTICAUX DE VITESSES A MONTOIR

La comparaison aux mesures n'a pas été triviale étant donné que l'ADCP fixe lors de la campagne de mesure se trouvait hors du chenal de navigation, ce qui ne permet pas d'apprécier la dynamique vertical de l'écoulement principal. C'est pourquoi, les figures des radiales de montoir ont été ajoutés pour compléter l'information. L'idéal aurait été à partir des logiciels de post traitement des mesures de pouvoir sortir des profils verticaux à position fixe pour chaque radiale, ce qui est difficilement réalisable à partir des données brutes à posteriori (chaque mesure étant variable en temps et position).

La position des mesures et le point de comparaison du modèle sont répertoriés dans la figure A.5.

Les mesures du 24 janvier 2009 sont comparées dans les figures A.6 à A.10.

Sur chaque figure est présenté :

- dans l'encadré en haut à gauche : le profil vertical de vitesse au centre du chenal dans le modèle (courbes rouges) en intensité et direction, le profil vertical hors chenal issu de l'ADCP fixe de Montoir (courbes bleues) en intensité et direction
- dans l'encadré en bas à gauche : les profils verticaux de vitesse signées (- jusant ; + flot) au centre du chenal dans le modèle pour toutes les heures afin de situer dans la marée la forme du profil de l'encadré du haut
- dans l'encadré à droite : les coupes des radiales en direction et intensité issues de l'ADCP embarqué.

On note un très bon comportement général du modèle que ce soit :

- au niveau du placement de pic d'intensité de vitesse dans la colonne d'eau (fig A.6 : en fond de chenal, A.7 : au milieu de la colonne d'eau, A.8, 9 et 10 : en surface)
- au niveau de la répartition verticale des directions (lorsqu'il ya de l'intensité), avec même la reproduction d'une double inversion de direction sur la verticale, fig A.8

2.3. TENTATIVE DE COMPARAISON AUX PROFILS VERTICAUX DE SALINITE DANS L'ESTUAIRE

La comparaison de profils verticaux de salinité s'est effectuée par rapport à des profils ponctuels issus des campagnes de radiales du 21, 22, 24, 28 et 29 janvier 2004. La position de chaque radiale est présentée en figure A.11.

Les figures A.12 et A.13 comparent les profils de salinité à Mindin et Montoir à pleine mer et basse mer.

Les figures A.14 et A.15 comparent les profils de salinité dans l'estuaire externe en flot et jusant.

Etant donné la diversification spatiale et temporelle des comparaisons en profils verticaux de salinité, il est possible de conclure à une très forte amélioration de la représentation de la salinité par le modèle 3D dans l'estuaire par rapport au modèle précédent.

3. TESTS DE SENSIBILITE SEDIMENTOLOGIQUE

Suite aux 7 tests présentés dans la note du 09/09/2009, il avait été montré que la vitesse de chute était un des paramètres auquel le modèle était le plus sensible.

Dans ce contexte, le comité d'expert a donc décidé de multiplier les tests sur la vitesse de chute en faisant varier la courbe de vitesse de chute fonction de la concentration (5 tests), puis en tenant compte de l'effet de la turbulence sur la vitesse de chute (4 tests).

De plus, un test supplémentaire sur l'asymétrie des contraintes a été ajouté.

Et pour finir, un test de sensibilité sur la profondeur du chenal de navigation a été effectué. En effet, il a été montré en cours d'année, que les bathymétries 'fonds dur' du chenal de navigation sont actuellement plus profond (globalement, entre 1 et 2 mètres) que ceux issus des bathymétries qui ont servies à construire le modèle. La reprise du calage avec une réactualisation des fonds n'ayant pas été retenue en juillet dernier, il nous paraissait nécessaire d'estimer l'influence d'un tel fait sur la sédimentologie.

Cas de référence :

Les figures ayant été modifiés suite aux demandes effectuées lors du comité d'expert du 14/09/2009, le cas de référence : modèle de longueur de mélange multicouche est présenté de nouveau sur les figures B.1 à B.7.

Fig B.1 : cubatures par sections groupées de la masse totale (masse au sol + masse en suspension)

Fig B.2 : cubatures par sections groupées de la masse en suspension. Cette figure à un fort

intérêt, car elle montre la masse du bouchon turbide qu'est capable de transporter l'estuaire avant la crue et la capacité qu'il a à en reformer un après la crue. Dans le cas de référence, le bouchon turbide est de 400 Mtonnes avant la crue et de 250 Mtonnes après la crue.

Fig B.3 : vue spatiale des dépôts le 9 mai 2007

Fig B.4 : graphique temporelle de la turbidité, salinité (mesures + modèle) à Paimboeuf à l'échelle des 5 mois

Fig B.5 : graphique temporelle de la turbidité, salinité (mesures + modèle) à Le Pellerin à l'échelle des 5 mois

Fig B.6 : zoom sur le 20, 21 et 22 /03/2007 à Paimboeuf

Fig B.7 : zoom sur le 17, 18 et 19/2007 à Paimboeuf

De façon générale, seules les cubatures sont sorties de façon systématique pour chaque test. Les autres figures sont ajoutées si le test semble intéressant.

Test 8 :

La vitesse de chute a été diminuée (divisée par 2) dans la première partie de courbe: **Fig B.8**

La diminution de la vitesse de chute dans la zone des faibles concentrations, amène à bouchon turbide plus important, mais favorise l'expulsion. Le bouchon turbide a des difficultés à se reformer après la crue étant donné la forte expulsion **Fig B.9 et B.10**.

Test 9 :

La vitesse de chute a été diminuée (divisée par 2) sur sa globalité (zone entravée aussi): **Fig B.11**

Les conclusions sont identiques au test 8 : **Fig B.12 et B.13** avec moins de dépôt dans les zones 4,5,6 et la zone 7891011, étant donné que la seconde partie de la courbe de vitesse de chute agit directement sur les flux de dépôt.

Test 10 :

La vitesse de chute a été diminuée uniquement sur la seconde partie de la courbe (calée sur des mesures laboratoire de Sanchez ,2002): **Fig B.14**

Les zones 4,5,6 et 7891011, ont beaucoup moins de dépôt. Cette partie de la courbe de la vitesse de chute agit directement sur les flux de dépôt. Il est intéressant de remarquer cependant que par rapport aux tests 8, et 9, le bouchon turbide est moins important en masse, mais il se conserve après la crue.

Test 11 :

La concentration maximale avant entravement est augmentée à plus de 4 g/l. **Fig B.15**

Les résultats sont quasi inchangés par rapport au cas de référence. **Fig B.16 et B.17**

Test12 :

L'influence de la turbulence sur la vitesse de chute a été introduite via la formulation de Van Leussen , 1994.

La turbulence est paramétrée par G :

$$W_f = kC^m \frac{1 + aG}{1 + bG^2}$$

où G : gradient de vitesse absolu = $\sqrt{\varepsilon / \nu}$
k, m, a, b : constantes empiriques

Le terme (1+aG) traduit l'augmentation de la floculation et le terme (1+bG²) la cassure des floccs sous l'effet de la turbulence. Des expériences réalisées en colonne de sédimentation, où la turbulence était générée par une grille oscillante, ont permis de déterminer les valeurs des coefficients a et b pour deux types de sédiments : a=12 et b=3 pour la kaolinite, et a=0.3 et b=0,09 pour de la vase de l'Erms. (Winterwerp (1999) propose : k=3.5 m=1 a=0.3 b=0.09)

Il existe peu de littérature sur d'autres jeux de paramètres.

Dans notre cas, nous avons utilisé a=0.3 et b=0.09, et pour la première partie de l'équation (k C^m), nous avons utilisé la loi de vitesse de chute définie dans le cas de référence **Fig B.20**

Les cubatures totales **fig B.21** montrent que la section aval 1,2,3 et la section 4,5,6 s'engraissent fortement, par contre la section 7,8,9,10,11, ne bénéficie pas de cet effet. Suite à la crue, la section amont conserve une cubature équivalente à celle du cas de référence.

Si par contre, on regarde la partie en suspension **fig B.22**, on s'aperçoit que le bouchon turbide est beaucoup plus important que dans le cas de référence puisqu'il peut atteindre jusqu'à 800 Mtonnes.

Le résultat de ce calcul est cependant très chaotique spatialement avec de fortes inhomogénéités (en suspension et dépôt)

Les courbes temporelles de MES et salinité à Paimboeuf ont tout de même été rapportées sur les figures **B.23**, **B.24** et **B.25**. La forme des courbes de MES n'ont pas fortement variées par rapport au cas de référence, si ce n'est une légère augmentation dans l'intensité des pics.

Test 13 :

Le test 13 est équivalent au test 12 dans le sens où l'effet de la turbulence est pris en compte par la formulation de Van Leussen. Par contre, on utilise plus la courbe de vitesse de chute fonction de la concentration issue du cas de référence (tube d'Owen), mais celles issue des mesures en laboratoire (Sanchez, 2002). **Fig B.26**

On note alors une forte expulsion de la vase, vers l'extérieur de l'estuaire comme dans les

cas où la vitesse de chute avait été diminuée : **Fig B.27** et **B.28**. La formulation de Van Leussen avec les paramètres retenu permet principalement de la cassure de floc, plus que de la floculation ce qui explique ces résultats.

Test 14 :

Dans ce test, nous utilisons la courbe de vitesse de chute fonction de la concentration utilisée dans le cas de référence, à laquelle nous ajoutons l'effet de la turbulence via une formulation empirique utilisée par Pierre Lehir dans Seine-Aval : **Fig B.29**.

Cette fonction empirique permet la diminution de la vitesse de chute lorsque la vitesse $2d$ est supérieure à un seuil critique de $0,5\text{m/s}$. A partir de $1,1\text{ m/s}$, la vitesse de chute est diminuée à son maximum : 10% de sa valeur initiale.

Ce qui n'est pas sans rappeler l'utilisation d'un U^*d en 2D qui empêche le dépôt à partir d'une certaine vitesse (qui traduit le fait que tous les floes ont été détruits).

L'utilisation de cette fonction empirique revient en fait à généraliser le U^*d en 3D à toute la colonne d'eau en appliquant directement l'effet de la turbulence sur la vitesse de chute à partir d'une certaine vitesse de l'écoulement, plutôt que seulement sur le flux de dépôt.

Les effets sont assez remarquables sur les transferts entre zones : on observe une plus forte activité de transfert entre la zone 4,5,6 et la zone 7,8,9,10,11 dès des débits de $1400\text{ m}^3/\text{s}$. Suite à la crue, jusqu'à 550 Mtonnes de sédiment a été transféré vers la section 7,8,9,10,11 **Fig B.30**

Le bouchon turbide est de l'ordre de 500 Mtonnes , et à la capacité de se régénérer après la crue dans les mêmes quantités. **Fig B.31**

La courbe de MES à Le Pellerin indique une bonne adéquation avec la remontée du bouchon turbide en fin de calcul qui était moindre dans l'état de référence. **Fig B.32**

Les zooms **fig B.33** et **B.34**, montrent une forte augmentation du pic de jusant (qui est en majeure partie due à la convection) et un pic de flot comparable aux mesures. L'intensité des pics de mesures est toujours délicat à commenter tant que la correspondance turbidité/Mes n'est pas calibrée.

La figure **B.36**, montre des dépôts plus important que dans le cas de référence le 9 mai, mais il surtout important de voir qu'à des dates précédentes (6 mai, 20 avril soit peu après la crue) de fortes remontées de sédiment ont eu lieu, alors qu'elles n'étaient pas observables sur les autres tests.

Test 15 :

Il s'agit du test 14 en utilisant la vitesse seuil de $0,5\text{ m/s}$ sur la vitesse 3D au lieu de la vitesse 2D. **fig B.37**

Les résultats **fig B.38** et **B.39**, sont quasi semblables à ceux obtenus dans le cas de référence. Les vitesses étant souvent inférieures dans la partie proche du fond, la vitesse de chute dans cette zone reste semblable au cas de référence.

Test 16 :

Il s'agit dans ce test de favoriser fortement l'effet de l'asymétrie de la marée pour les

érosion/dépôts. Pour cela les contraintes critiques d'érosions de chaque couche ont été augmentées, et les flux ont eux aussi été augmentés pour compenser la diminution d'intensité des flux érosifs dus au premier effet. **Fig B.40.**

Les effets sur les transferts de masse en essayant de profiter au maximum de l'asymétrie de la marée sur la contrainte hydraulique, n'a pas été probant. **Fig B41 et B.42**

Test 17 :

Les fonds du chenal de navigation ont été baissés uniformément et artificiellement de 1,5m jusqu'à Nantes. **Fig B.43** afin d'estimer l'importance de la non-actualisation des fonds durs.

Ce calcul basé sur le cas de référence, montre que le taux de transfert vers la zone 7,8,9,10,11 a été multiplié par 2.3 et que le bouchon turbide a augmenté de 100 Mtonnes après la crue en comparaison au cas de référence (**Fig B.44 et B.45**)

4. CONCLUSIONS

4.1. VALIDATION DES PROFILS VERTICAUX DE VITESSE ET SALINITE

L'analyse des profils verticaux de vitesse dans le chenal de navigation, montre clairement que le modèle se comporte de façon très saine, même pour des débits importants avec une très forte asymétrie des courants en fond de chenal. La comparaison aux mesures des profils verticaux, que ce soit en vitesse ou en salinité vient conforter cet avis et surtout démontre les fortes améliorations obtenues depuis la première version du modèle 3D en 2006.

4.2. TESTS DE SENSIBILITE A LA VITESSE DE CHUTE

Les 17 tests de sensibilités sédimentologiques montrent clairement que la vitesse de chute est le paramètre qui permet les plus fortes modifications dans les transferts de masse possibles de l'aval vers l'amont. L'effet de la turbulence sur ces vitesses, prise en compte de manière empirique, permet d'obtenir les meilleurs résultats (test 14). Le test 14 semble réaliste par rapport aux connaissances (incomplètes et incertaines) que l'on a aujourd'hui de l'estuaire. Le modèle est capable à ce stade de régénérer un bouchon turbide suite à la crue avec une masse atteignant 500 000t dont la moitié se situe à l'amont. L'épaisseur de crème de vase peut atteindre en moyenne 0,3 m dans le chenal de Nantes après la crue.

L'utilisation d'une formulation plus complexe pour l'effet de turbulence (tests 12 et 13) augmente le nombre de paramètres à caler et nécessite donc un calage sur des mesures spécifiques que nous n'avons pas actuellement.

L'amélioration possible du test 14 ne peut pas actuellement aller plus loin avec les données disponibles.

Les nouvelles campagnes de mesures en cours ou prévues concernant les flux amont, la calibration en MES des capteurs du réseau continu, la troisième campagne de vitesse de chute, les mesures ALTUS sur les estrans permettront de futures améliorations dans le cadre de la phase 3 de l'étude.

4.3. TESTS DE SENSIBILITE A LA COTE DES FONDS DU CHENAL

D'autre part, la sensibilité du modèle à la cote des fonds durs a été aussi examinée dans le test 17. Rappelons que la cote utilisée actuellement dans le modèle résulte des mesures disponibles dans le MNTU2002. Les mesures récentes introduites dans le MNTU 2008 indiquent que la cote des fonds sableux dans le chenal de navigation se situe en moyenne plutôt à 1,5 m en dessous de la cote fournie par le MNTU 2002. Cela s'explique par la présence de crème de vase dans le chenal lors des levés. Ce résultat de mesure est conforme à l'hypothèse prise en 2006 par Sogreah dans la précédente étude.

Le test 17 a donc été réalisé avec une cote modèle approfondie de 1,5m dans le chenal de navigation entre Nantes et l'entrée du chenal externe. Cette modification de cote permet de doubler le transfert aval-amont après la crue. Dans ces conditions, on s'aperçoit que le choix d'une cote de fond du chenal est très sensible sur les résultats obtenus.

Nous attirons donc l'attention du GIP et des experts sur le fait que la poursuite de la phase 1 (et notamment les trois calculs d'évaluation de scénarios) avec une cote de fonds du chenal manifestement trop haute nous paraît de nature à fausser l'ensemble des résultats obtenus.

5. SUITE DE LA PHASE 1

Nous estimons pour notre part être allés au bout du calage simple. Nous allons donc démarrer le calage couplé sur la base des résultats obtenus. Au préalable, nous estimons cependant nécessaire de corriger grossièrement la cote du chenal de navigation (la correction fine prenant en compte la bathymétrie issue du MNTU 2008 n'est pas souhaitée par le GIP qui préfère repousser cette inclusion en phase 3) pour tenir compte des éléments exposés au paragraphe précédent.

Régis Walther

