

TRANSFERT D'OXYGENE A L'AVAL D'UN OUVRAGE HYDRAULIQUE DE BASSE CHUTE

par

VASEL J.L., VANDERBORGH P., Fondation Universitaire Luxembourgeoise,

MICHEL D., APRECO

et

PETERS J.J., Laboratoire de Recherches Hydrauliques du Ministère des Travaux Publics

HIVER J.M.

(Belgique)

1. INTRODUCTION

L'eau, lors de son passage à un barrage de basse chute, subit une réaération plus ou moins intense selon les modes d'écoulement: en surverse, par le fond ou mixte. Cette aération favorise la bonne qualité de l'eau dans la zone aval du barrage.

L'écoulement mixte à un ouvrage hydraulique est défini comme un écoulement combinant un débit de surverse à un écoulement par le fond. D'un point de vue hydraulique ce type d'écoulement est encore mal connu. Des études complémentaires restent nécessaires pour définir de façon précise la répartition du débit entre ces deux types d'écoulement.

Cette connaissance de l'écoulement mixte est notamment indispensable à la régulation des nouveaux barrages installés sur la Haute-Meuse.

Des formulations théoriques existent quant à la réaération pour les écoulements en surverse et en sousverse. Cependant les mesures de réoxygénation effectuées au barrage de Méricourt sur la Seine ont montré que les estimations théoriques basées sur une combinaison linéaire des deux formulations pour l'écoulement noyé et dénoyé sous-estimaient fortement le transfert d'oxygène pour un écoulement mixte. Il semblerait donc que la partie du débit passant en surverse réoxygène également le débit de sousverse dans le cas d'un écoulement mixte.

Dans différents pays, est apparue la volonté d'utiliser au mieux le potentiel énergétique des barrages, notamment en turbinant une partie du débit. Il est clair que dériver une partie du débit vers une turbine réduit le potentiel d'oxygénation du cours d'eau. C'est la raison pour laquelle les autorités gestionnaires de la qualité du cours d'eau veulent connaître l'impact de cette modification de l'écoulement afin d'imposer, si nécessaire, des mesures compensatoires pour réduire cet effet.

Le document présent fournit une première formulation du problème, déduite des mesures réalisées sur site réel et sur modèle réduit.

L'intérêt d'une telle étude ne se limite pas à l'application aux barrages de la Haute-Meuse, mais à tout projet de construction d'une centrale sur le cours d'une rivière déjà polluée ou présentant des risques de pollution, ainsi qu'à la gestion optimale des barrages existants. En effet, certains barrages dont la gestion est assurée par l'Administration des Voies Hydrauliques pourraient à peu de frais garantir une oxygénation valable sur des tronçons importants de cours d'eau valorisant ainsi les efforts consentis par ailleurs pour l'amélioration de la qualité des eaux de surface.

2. MATERIEL ET METHODE

2.1. MODELE REDUIT

a. LE CANAL

Les expériences sur modèle réduit ont été effectuées dans le Laboratoire de Recherches Hydrauliques de Châtelet de novembre 84 à mars 85. Nous avons utilisé un modèle réduit constitué par un canal vitré de 18 m de long équipé d'une vanne segment et d'une hausse clapet. Située à mi-longueur, elle permet de reproduire les différents modes d'écoulement. Une pompe primaire de 200 l/s débite dans le réservoir inférieur d'alimentation du canal. Une désoxygénation de l'eau est créée par l'adjonction d'une solution de sulfite (+ Co) à l'aide d'une pompe doseuse.

Une pompe secondaire de 80 l/s alimente le canal vitré en eau désoxygénée, le rejet s'effectuant dans la rivière proche (la Sambre). Sur la conduite d'alimentation du canal est placée une vanne papillon commandée électriquement et asservie par un débitmètre électromagnétique.

Les niveaux d'eau à l'aval du barrage sont réglés à l'aide d'une vanne clapet située à l'extrémité aval du canal.

Installations d'essais.

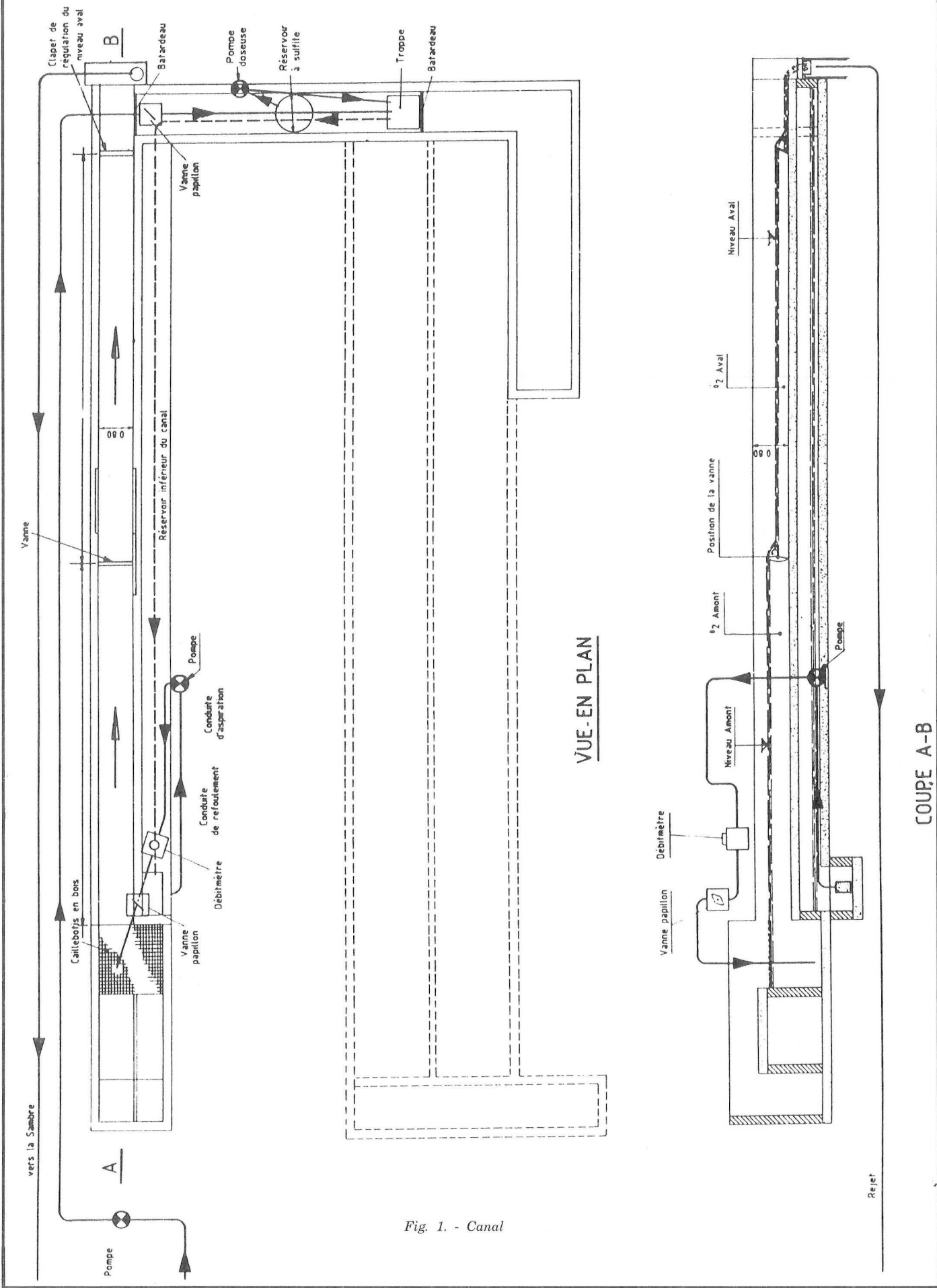


Fig. 1. - Canal

La loi de similitude hydraulique est celle de Reech-Froude, les échelles utilisées, sans distorsion, sont :

- échelle des longueurs : $\alpha L : 1/15$
- échelle des vitesses : $\alpha T : 1/3,873$
- échelle des débits : $\alpha Q : 1/871,42$

b. REALISATION DES ESSAIS

Les mesures sont effectuées par deux équipes, l'une chargée de l'aspect qualité des eaux, l'autre de l'aspect hydraulique des écoulements au droit de la vanne.

L'équipe des chercheurs de la « Fondation Universitaire Luxembourgeoise », chargée de l'aspect physico-chimique, propose les valeurs des principaux paramètres hydrauliques pour chaque essai (débit, type d'écoulement, hauteur aval, etc.). Elle règle les pompes doseuses en sulfite, de manière à obtenir un taux en oxygène en amont (C1) le plus constant possible quel que soit le débit d'eau pompé dans le canal, condition nécessaire à l'obtention d'une situation stationnaire. Une équipe du Laboratoire de Recherches Hydrauliques réalise les conditions hydrauliques souhaitées et relève les différents paramètres d'écoulement. Les mesures hydrauliques et physico-chimiques sont relevées une fois le régime stationnaire atteint. L'épaisseur de la nappe déversante (h) est mesurée à l'aide d'une règle graduée.

Dans le cas d'un écoulement de fond ou mixte, la hauteur d'ouverture de la vanne de fond (a) est maintenue constante au cours de l'essai par deux calibres d'épaisseur placés entre le fond de la vanne et le radier du canal. La mesure de la vitesse de l'eau en différents points de la veine liquide ($v(x,y,z)$) est faite à l'aide d'une sonde électromagnétique, les moulinets hydrométriques ou les tubes de Pitot s'encrassent trop vite en eau de Sambre. Ces essais font l'objet d'enregistrements graphiques et digitaux.

c. LES MESURES

Les paramètres mesurés sont au nombre de 14.

Les hauteurs à l'amont (H1) et à l'aval (H2) du barrage, ainsi que le débit Q de la pompe secondaire sont enregistrés continuellement.

Ces enregistrements permettent en cours d'essai de vérifier la stabilité des phénomènes hydrauliques.

Toutes les hauteurs d'eau telles que :

- H1 hauteur d'eau à l'amont du barrage
- H2 hauteur d'eau à l'aval du barrage
- H3 hauteur d'eau à l'amont du clapet

sont relevées manuellement à l'aide de limnimètres à pointe placés au-dessus de récipients communiquant avec le modèle.

- Température de l'eau - température de l'air

La mesure des températures de l'eau du modèle et de l'air a été réalisée à l'aide de thermosondes type AD 590 alimentées en plus ou moins 12 volts continu.

- Pression atmosphérique

Etant donné l'incidence de ce paramètre sur la solubilité de l'oxygène dans l'eau, nous avons relevé et consigné chaque jour l'évolution de ce paramètre au laboratoire de Châtelet à l'aide d'un baromètre THOMMEN type 2000.

- Conductivité

Principe :

Détermination, à l'aide d'un instrument approprié, de la conductivité électrique de solutions aqueuses. La conductivité électrique est une mesure du courant induit par les ions présents dans l'eau et dépend de la concentration en ions, de la nature des ions, de la température de la solution, de la viscosité de la solution.

L'instrument pour le mesurage de la conductivité est équipé le plus souvent d'une cellule à immersion constituée par deux électrodes.

Domaine d'application :

La méthode de la mesure de la conductivité électrique est applicable à tous les types d'eau. La conductivité électrique peut être utilisée pour contrôler la qualité des eaux de surface, des eaux résiduaires, des eaux de distribution.

Dans certains cas, des valeurs absolues sont importantes, dans d'autres cas, celles des variations relatives présentent de l'intérêt. Ce paramètre représentatif de la teneur totale en sels minéraux dissous dans l'eau a donc été retenu pour suivre l'évolution de la qualité des milieux aqueux. Il nous permet de relever immédiatement un épisode d'écoulement tout à fait anormal (rejet industriel ou accidentel) qui risquerait de fausser le processus étudié. En outre, cette mesure permet également de suivre la bonne marche et la stabilité de l'ajout de sulfite.

- Oxygène dissous

L'oxygène dissous était mesuré par des sondes polarographiques type Orbisphère 2603, régulièrement réétalonnées sur la même valeur par la méthode de Winkler. Cette manière de procéder permet d'augmenter la précision de la mesure sur la différence des teneurs. Le rapport des déficits amont-aval peut alors être déterminé dans de bonnes conditions.

d. SITUATION DES POINTS DE MESURES

Dans la zone amont :

- mesure de la conductivité
- mesure de la température de l'eau
- mesure de la température de l'air
- mesure de l'oxygène dissous amont : la sonde électrochimique est placée à 0.5 m en amont de la vanne, à une profondeur de 10 cm par rapport à la surface de l'eau au

milieu du canal (des mesures de contrôle ont montré la bonne homogénéité de la réaction amont).

Dans la zone aval :

- mesure de l'oxygène aval: la sonde électrochimique est placée à 3 m en aval de la vanne, à une profondeur de ± 10 cm par rapport à la surface de l'eau, au milieu du canal
- prélèvement d'échantillons pour les analyses de qualité.

e. ESSAIS REALISES

Les essais ont été réalisés avec un barrage vanne équipé de deux hausses différentes.

La seconde permet de réaliser des niveaux d'eau en amont (donc des hauteurs de chute) plus élevés que prévu initialement.

Cette solution a été retenue après des essais d'orientation.

La majorité des essais comportant des écoulements de surface fut faite avec trois structures différentes de lame déversante, réalisées au moyen d'ergots permettant de scinder la lame en plusieurs jets distincts :

- lame déversante continue

- lame scindée en huit jets distincts
- lame scindée en quinze jets distincts.

Le nombre d'expériences complètes est de 253, réparties de la manière suivante :

	Nombre de jets			Total
	1	8	15	
sousverse	41	—	—	41
surverse	25	23	23	71
mixte	49	46	46	141
total	115	69	69	253

Tableau 1. - Répartition des essais

Le schéma de principe, ainsi que les variables principales sont repris à la figure 2.

- débit : de 12 à 61 l/s
- hauteur de chute : de 32.6 à 68.8 cm
- température : de 9.5 à 12.5 °C
- profondeur aval : de 1 à 27 cm
- pourcentage de surverse : de 10 à 60 %

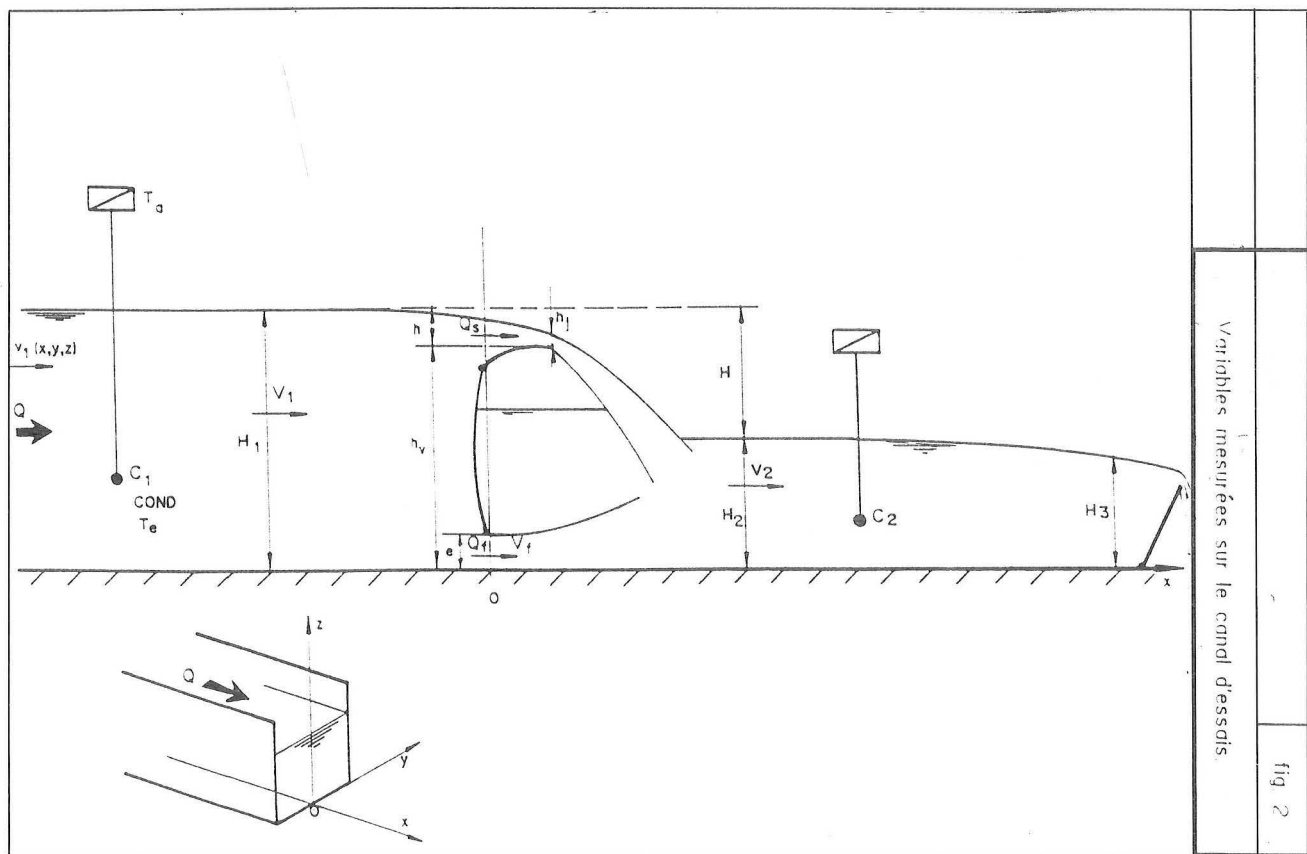


Fig. 2.

f. VUES DE L'INSTALLATION

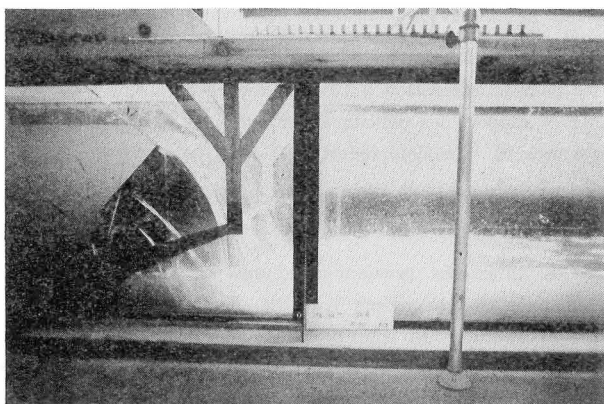


Fig. 3.

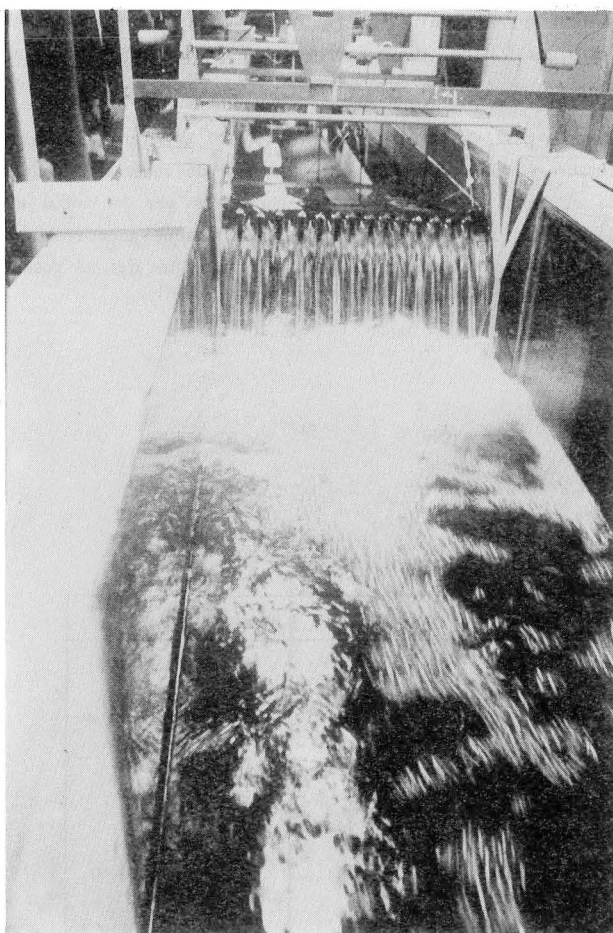


Fig. 4.

2.2. MESURES SUR SITES REELS

Les sites de Port-Mort et de Méricourt sur la Seine sont deux sites réels concernés par le problème. C'est la raison pour laquelle ils sont régulièrement observés. On mesure

entre autres l'oxygénation due aux barrages. Nous avons disposé de l'ensemble des résultats couvrant la période de 1980 à 1984.

De plus, le site de Port-Mort a fait l'objet d'une étude intensive, relative à la dépendance du rapport des déficits amont/aval en fonction des conditions de gestion du barrage. En effet, le but du gestionnaire est précisément de turbiner le débit de sousverse, tout en garantissant une oxygénation de l'eau à l'aval du barrage.

L'ensemble de ces résultats couvrant la période de juillet 84 à octobre 84 a également été mis à notre disposition.

3. MODELES EXISTANTS POUR LES DIFFERENTS ECOULEMENTS

3.1. ECOULEMENT EN SURVERSE

Lorsque la lame d'eau s'écoule à la surverse d'un ouvrage hydraulique, elle entraîne également la couche d'air avec laquelle elle est en contact. Ce déplacement d'air provoque alors une aspiration de l'air avoisinant (loi de Bernoulli). Dans la masse d'eau située après la chute, l'air ainsi entraîné forme des bulles qui remontent alors à la surface, induisant par là un transfert d'oxygène. Ce processus est schématisé à la figure suivante.

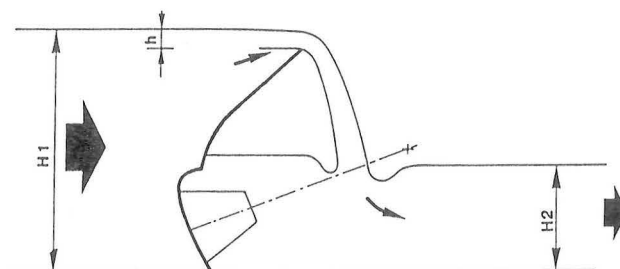


Fig. 5. - Ecoulement de surface simple.

De nombreux auteurs ont proposé une formulation de ce problème.

Hickox, en 1944 avait proposé déjà la formule suivante :

$$\frac{Q_a}{l} = \frac{(KH_1)^{3.64} g^5}{\Delta P^{1.14}} \quad (1)$$

Q_a = débit d'air aspiré

l = largeur de l'ouvrage

H_1 = profondeur d'eau

ΔP = dépression sous la nappe;

formule qui ne tenait malheureusement pas compte de la hauteur de chute de la lame.

Les expressions générales les plus connues sont celles de Kalinske et Robertson et celle de Gameson, qui font intervenir soit le nombre de Froude du jet, soit la hauteur de

chute. Les auteurs suivants (Jarvis, Holler, Levin, Department of Environment, Butts) ont gardé les mêmes types d'expression, en y incluant parfois la correction de température due à Gameson.

Nakasone (1975) a été le premier à introduire formellement l'influence de la profondeur aval sur le processus. Plus tard (1979), il a proposé différentes formules dans la gamme des essais.

Ervine (1976) a introduit des variables d'état plus spécifiques au phénomène, tels que périmètre du jet, épaisseur du jet et effet de seuil de la vitesse.

Markofsky (1978) ainsi que Avery et Novak (1978) ont proposé une approche adimensionnelle.

Les nombres adimensionnels retenus sont les nombres de Froude et de Reynolds et pour Markofsky en sus, le nombre :

$$Z = \frac{g \mu^4}{\rho \sigma}$$

où μ = viscosité dynamique
 ρ = densité de l'eau
 σ = tension superficielle.

Cependant, les nombres de Reynolds ont des significations différentes selon les auteurs, les longueurs intervenant dans la définition étant l'épaisseur du jet (h) pour Markofsky et le périmètre (2.(l+h)) à l'impact pour Novak.

Rogala (1981) a donné une formulation très fouillée du rapport Q_a/Q . Q_a étant le débit d'air aspiré. La définition du

nombre de Reynolds qu'il utilise fait intervenir de manière explicite l'épaisseur de la lame d'eau au déversoir; ce qui n'était pas le cas de Markofsky et Novak.

Le Tableau 2 rassemble les différentes formulations proposées pour la réaération à l'aval d'une chute
 où r = rapport des déficits amont/aval
 et source M = modèle réduit T = terrain.

Les différences entre les formules peuvent être fort marquées.

Ces différences proviennent d'une part des échelles auxquelles les chercheurs ont travaillé. En effet, si du point de vue hydraulique la similitude de Reech-Froude peut être utilisée, le problème du transfert d'oxygène entre les deux phases n'obéit pas à cette analogie : notamment la taille des bulles reste pratiquement constante (Avery, Novak, 1978), quelle que soit l'échelle utilisée.

On comprend dès lors que plusieurs auteurs (Falvey, Markofsky, Rogala) signalent des différences importantes entre les valeurs du rapport des déficits (r) obtenues sur modèle réduit ou en site réel.

D'autre part, les buts poursuivis étaient différents. Certains auteurs se sont intéressés au processus de réaération (calcul de r), mais la plupart étaient concernés par le calcul du débit d'air aspiré sous la nappe, notamment pour résoudre les problèmes de contraintes et de vibrations qui se posent du point de vue génie civil.

Tableau III. 1ère partie.

Auteur	Modèle	déf.Fr.	déf.Re.	Source	Gamme exp.	Résultats	Remarques
Kalinske 1943	$B = Cste (Fr - 1)^n$	amont	-	-		$Cste = 0.0066$ $n = 1.4$	
Hickox 1944	$\frac{Q_a}{l} = \frac{(KH)^{3.64} \cdot g^{.5}}{\Delta p^{1.14}}$	-	-	M, T			$\Delta p = \text{dépression sous la lame}$
Gameson 1957	$r = .5 \alpha H^{.5/2}$	-	-	M, T	$0.2 < H < 3.6$	b dépend de la structure (\propto pour jet libre)	$b = f(\text{structure})$
Gameson 1958	$r = 1 + .11 \alpha Cste H (1 + 0.46 T)$	-	-	-			
Levin 1965	$B = \frac{h/(H-h)}{2(1-h/(H-h))}$	-	-	-			
Jarvis 1970	$r = Cste H^{.434}$	-	-	M, T	$Q = 0.6 l/s$ $0.4 < H < 1.8 m$ $12 < H < 35$	$Cste = 2.05$	$H2opt = 8.461n(H/14.14)$
Holler 1971	$r = 1 + .21 H$	-	-	-			
	$r = 1 + .91 H$	-	-	M			
Departement 1973	$r = 1 + .69 H (1 - .11 H) (1 + 0.46 T)$	-	-	M			
of Environment	$r = 1 + .38 \alpha H (1 - .11 H) (1 + 0.46 T)$	-	-	M			
Nakasone 1975	$\ln r_{20} = .0675 H^{125} q^{.62} H_2^{.439}$	-	-	M			$q \text{ en } m^2/h$
Ervine	$\frac{Q_a}{2(1+hi)} = Cste (V_{si} - V_0)$	V_{si} / \sqrt{ghi}	-	-	$0 < H < 2$ $0 < V_s < 10 m/s$ $0 < Q < 100 l/s$		$Cste$ dépendant de l'épaisseur de la lame h
Ervine 1976	$B = .26 Cste \left(\frac{1}{pcri} \right) \left(\frac{H}{hi} \right)^{.446} \left(1 - \frac{V_0}{V_{si}} \right)$	V_{si} / \sqrt{ghi}	-	M		$V_0 = \text{vitesse min.}$ $\approx 1.1 m/s$	déversoir en syphon $Cste$ dépend de h
Markofsky 1978	nomogramme = f(Fr, Re, Z)	V_{si} / \sqrt{ghi}	$\frac{q}{V_0} = \frac{V_{si} hi}{v}$	-	$hi/H3 < 3.2$ $q < 2-5 m^2/s$		

Auteur	Modèle	déf.Fr.	déf.Re.	Source	Gamme exp.	Résultats	Remarques
Novak 1975	$r_{15}-1 = .004 Fr^{2.5}$	$(g H^3 / 2 q)^{2.5}$		M	$6 < Q < 5.8 \text{ l/s}$ $.25 < H < 2.1 \text{ m}$	$\frac{H_{2opt}}{H} = \frac{7.5}{Fr^{.53} H^{.42}}$	$q = Q' \text{ perim. à l'impact}$
Novak 1978	$r_{15}-1 = Cste Fr^{.72} H^{.8}$	$Vsi / \sqrt{g h}$	q / v	M		$.627 10^{-4} < Cste < 1.210^{-4}$	$H_{2opt} = Cste Re^{-.3} Fr^{.24}$
Nakasone 1979	$\ln r = Cste (H + 1.5 h)^n q^m H_2^p$ $H' = H + 1.5 h$				$H' \leq 1.2 \text{ m}; q \leq 235 \text{ m}^2/\text{h}$ $H' > 1.2 \text{ m}; q \leq 235 \text{ m}^2/\text{h}$	$Cste = .0785, n = 1.31$ $m = .428, p = .31$ $Cste = .0861, n = .816$	
Rogala 1981	$B = Cste Fr^a Re^b$	$Vsi / \sqrt{g h}$	$Vsi.hi / v$	M	$1 = .6 \text{ m}, H_{max} = 2.2 \text{ m}$ $Q_{max} = 300 \text{ l/s}$	$Cste = .7810^{-9}$ $a = 1.51, b = 1.1$	
Butts 1983	$1 + .38 \times Cste H(1 - 1.1H)(1 + 0.46T)$			T	$.12 < H < 2.38$ $.01 < b < 1.64$	$.04 Ts .38$	$Cste \text{ moy. dépend de la structure} = .5$

Tableau III.1. Différentes formulations pour l'écoulement en surverse.

Notons cependant que l'effet d'aération dû à l'écoulement en surverse peut être important. En effet si on appelle

$$B = \frac{Q_a}{Q}, \text{ un bilan d'oxygène (Amont - Aval) donne :}$$

$$C_2 = C_1 + 6.8 \eta B$$

où η est le rendement de transfert de l'air entraîné sous la nappe d'air.

A titre d'exemple, si on prend la valeur minimale de B obtenue par Rogala, soit .024, cela correspond pour 1 litre d'eau à un débit d'air de .024 l, soit 7.2 mg O₂ entraîné sous la nappe, soit pratiquement la quantité nécessaire pour saturer une eau complètement désoxygénée.

Suite à la discussion qui précède, on peut donc admettre que le processus d'aération aura lieu en deux étapes.

La première concerne l'effet d'entraînement d'air par l'écoulement. Les variables d'état explicatives seraient alors le nombre de Froude de jet et un nombre de Reynolds à définir.

La seconde étape concerne alors le processus de transfert d'oxygène entre l'air entraîné et la phase liquide.

L'approche faite par Rogala apparaît être la plus rigoureuse. Malheureusement, elle vise à chiffrer le rapport Q_a/Q qui implique donc la mesure du débit d'air aspiré par la nappe (Q_a) peu accessible dans le cadre de notre expérimentation. Nous avons donc retenu la formule d'Avery et Novak qui a la même forme fonctionnelle mais où la variable dépendante est directement le rapport des déficits r.

3.2. ECOULEMENT PAR LE FOND

Un écoulement par le fond est un écoulement dans lequel le fluide passe par le bas de l'ouvrage hydraulique et non en surverse. Un tel écoulement peut également induire un phénomène d'aération.

La première étude systématique d'aération en écoulement noyé a été effectuée en conduite fermée. Elle est due à

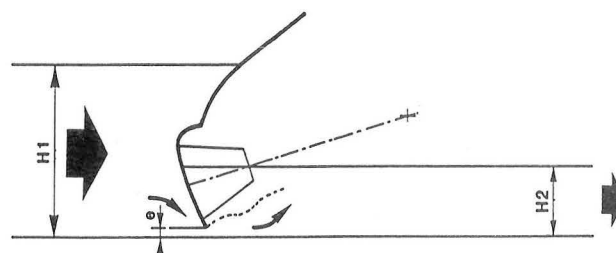


Fig. 6.

Kalinske et Robertson (1943). Ils ont montré que le rapport Q_a/Q était indépendant du pourcentage d'ouverture de la vanne et de la pente de la conduite :

$$B = \frac{Q_a}{Q} = K (Fr - 1)^{1.4} \quad (2)$$

où Fr : est le nombre de Froude au droit de la vanne

K : coefficient empirique = .0066

résultats confirmés par Haindl qui donne également

$$K = 0.015.$$

Le « United States Army Corps of Engineers » a proposé :

$$B = \frac{Q_a}{Q} = .03 (Fr - 1)^{1.06} \quad (3)$$

Sharma (1976) signale que Alming a fait une étude théorique du phénomène mais l'équation à laquelle il aboutit ne fournit pas de solution pratique au problème. Il fournit pour sa part une classification des écoulements en conduite, l'expression correspondant le plus au cas qui nous occupe devient alors :

$$\text{soit } \frac{Q_a}{Q} = 0.09 Fr \quad (4)$$

$$\text{soit } \frac{Q_a}{Q} = 0.0066 (Fr - 1)^{1.4} \quad (5)$$

La seconde expression étant identique à celle de Kalinske; le nombre de Froude est pris ici à la veine contractée.

Holler (1971) propose :

$$r_{20} - 1 = .0043 \Delta v^2 \quad (6)$$

où Δv est la variation de vitesse avant et après la vanne
(v en ft/s).

Avery et Novak ont proposé deux expressions différentes pour le rapport des déficits amont/aval normalisé à 15 degrés :

$$r_{15} = 10^{.0024\Delta E} \quad (7)$$

où ΔE est la perte d'énergie due à l'écoulement par le fond
Les conditions expérimentales sont :

$0 < \Delta E < 30$ cm $q = 400$ cm²/s (débit par unité de largeur)

plus tard ils proposent : $r_{15} = 1 + .023 (q/q_0)^{.75} (\Delta E/y_1)^{0.8}$

où y_1 = première hauteur conjuguée

$q_0 = 345$ cm²/s.

Pour rappel, les hauteurs conjuguées sont les profondeurs de liquide dans les sections entre lesquelles les équations de conservation de quantité de mouvement sont applicables. Les essais ont été conduits dans un chenal de 100 mm de large et 3 m de long.

Selon les auteurs (1977), cette expression est équivalente à

$$r_{15} - 1 = k_2 \cdot Fr^{2.1} (q/q_0)^{.75} \quad (8)$$

$$\text{ou } r_{15} - 1 = k_3 \cdot Fr^{2.1} Re^{.75} \quad (9)$$

où q est le débit par unité de largeur

$Re = q/v$ est le nombre de Reynolds

Fr est le nombre de Froude à la première hauteur conjuguée
(= $v/\sqrt{gy_1}$)

Les divers coefficients sont fonction de la qualité (salinité) de l'eau.

Les résultats présentés sont bons (coef.dét.>.95), les valeurs de r_{15} étant comprises entre 1 et 1.23.

Nous partons donc de cette dernière expression, à savoir :

$$r_{15n} = 1 + k_1 Fr_n^{2.1} Re_n^{.75} \quad (10)$$

où

n représente l'écoulement en sous-verse, c'est-à-dire noyé, avec

$$Fr_n \approx V/(gH_2)^{.5}$$

$$Re_n = Q/l.v$$

$$v = 1.143 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$$

(viscosité cinématique)

En utilisant l'expression de V en fonction de H , on trouve

$$r_{15n} = 1 + k_1 (2H/H_2)^{1.05} (Q/l.v)^{0.75} \quad (11)$$

avec $k_1 = 1.25 \cdot 10^{-6}$ (Avery Novak).

D'après les mesures expérimentales effectuées sur le modèle réduit, nous avons trouvé : $k_1 = 2.1 \cdot 10^{-6}$.

Les résultats de mesures réalisées in situ ont en général confirmé la validité de la formule introduite par Avery

et Novak. Nous n'avons donc pas cherché de nouvelle formulation.

4. NOUVELLE FORMULATION

4.1. ECOULEMENT EN SURVERSE

Différentes relations ont été proposées pour simuler la réaération à l'aval d'une chute d'eau. La plupart de ces équations représentant la surverse font intervenir la hauteur de chute et le débit.

Avery et Novak proposent pour la réoxygénation à l'aval d'une chute à jet circulaire l'expression suivante :

$$r_{15} - 1 = k_4 Fr^a H^b = Fr^a (j_4 H)^b \quad (12)$$

où j_4 et k_4 sont des paramètres caractéristiques :

Cette équation n'est malheureusement pas homogène d'un point de vue dimensionnel. Les auteurs n'ont pas expliqué la raison pour laquelle ils ont renoncé à l'utilisation du nombre de Reynolds. Ils donnent alors

$$0.0036 < k_4 < 0.0071 \text{ cm}^{-0.8}$$

$$0.882 \cdot 10^{-3} < j_4 < 2.06 \cdot 10^{-3} \text{ cm}^{-1}$$

$$0.088 < j_4 < 0.2 \text{ m}^{-1}$$

$$a = 0.72$$

$$b = 0.8$$

pour un jet quelconque, le nombre de Froude devient :

$$Fr = (g H^3 / 2 qj^2)^{.5} \quad (13)$$

où qj est le débit d'eau par unité de périmètre de jet.

L'application stricte de la formulation proposée (12) aux résultats du modèle réduit et des deux sites naturels montre que cette expression théorique fournit des valeurs plus élevées dans le cas du modèle réduit et plus faibles dans le cas de Méricourt et de la passe 6 de Port-Mort.

La figure 7 illustre cette dernière remarque en comparant les efficacités de l'oxygénation théorique et expérimentale.

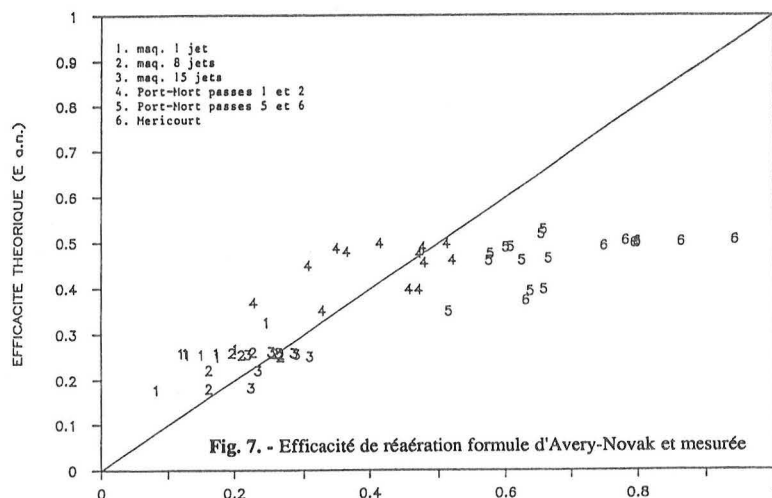


Fig. 7. - Efficacité de réaération formule d'Avery-Novak et mesurée

Nous avons été amenés à proposer une nouvelle formulation basée sur les considérations suivantes :

Si on admet que le processus obéit à la loi d'Adeney

$$\frac{d(C_S - C)}{dt} = K(C_S - C) \quad (14)$$

La solution sera de la forme

$$(C_S - C_f) = (C_S - C_i) \exp(-t/t_c)$$

où : i représente l'état initial

f représente l'état final

t représente le temps de contact de l'air entraîné par la nappe avec l'eau

t_c représente un temps caractéristique du processus.

donc $r = \exp(t/t_c)$

comme $E = 1 - 1/r$

$$E = 1 - \exp(-t/t_c).$$

Le temps de contact de l'air entraîné (t_c) avec l'eau dépend :

- de l'énergie potentielle $(gH)^{\frac{1}{2}}$

- des caractéristiques générales du jet (nb. de Froude).

Pour la nouvelle formulation, le nombre de Froude est divisé en deux facteurs : $Fr = Fr_s St$

(1) un nombre de Froude standard : (Fr_s) qui sera essentiellement caractéristique du débit

$$Fr_s = (2g H^3 l^2 / Q^2)^{\frac{1}{4}} \quad (15)$$

(2) un coefficient de structure : (St) caractéristique de la forme du jet

$$St = (P / 2l)^{\frac{1}{2}} \quad (16)$$

avec P : périmètre du jet à l'impact.

Pour des jets simples (circulaire ou rectangulaire), St est calculable; dans les autres cas, il intervient comme un coefficient global à déterminer suivant le site.

Cas particulier d'un jet rectangulaire :

$$St = 1 + Q / (l^2(2gH)^{\frac{1}{2}}) \quad (17)$$

dans le cas où l est grand, St est proche de 1.

L'équation générale décrivant l'efficacité d'aération devient :

$$E = 1 - \exp(-(H/H_4)^b \cdot Fr_s^a \cdot w) \quad (18)$$

où H_4 est une hauteur caractéristique

$w (= St^a)$ est le symbole utilisé pour le coefficient de structure, avec $a = 0.589$ et $b = 0.773$.

Les valeurs de a et b choisies correspondent à la même dépendance relative relevée dans l'équation d'Avery et Novak, dans la gamme de variation utilisée par les auteurs pour les deux variables directrices.

Considérons deux situations de référence correspondant au modèle réduit et aux conditions naturelles pour lesquelles la nappe de surverse est considérée comme peu ou pas désintégrée (donc $w = 1$).

Après calage par la méthode Simplex (Marquardt, 1963 et Nedler & Mead, 1965), les valeurs de a et b étant fixées on trouve pour H_4 :

cas	condition	H4(m)	résidu
1	maquette nappe libre	27.84	0.042
4	site de Port-Mort passe 2	24.07	0.241

Les résultats complets comprenant l'optimisation du coefficient de structure (w) pour les autres conditions apparaissent dans le tableau suivant :

Condition	w	résidu	H4(m)
Châtelet 1 jet	1	—	27.84
Châtelet 8 jets	1.544	.050	27.84
Châtelet 15 jets	1.845	.059	27.84
PM passe 2	1	—	24.07
PM passe 6	1.547	.532	24.07
MERICOURT	2.136	.950	24.07

Tableau 3. - Tableau récapitulatif - écoulement en surverse

($a = 0.589$ $b = 0.773$)

La figure 8 compare la relation théorique entre l'efficacité d'oxygénation E et le nombre de Froude standard, et les résultats expérimentaux.

Les valeurs théoriques sont calculées pour une hauteur de chute moyenne.

La corrélation entre l'efficacité calculée avec la formule proposée et l'efficacité expérimentale apparaît dans la figure 9. On remarquera l'amélioration obtenue par rapport à la figure 7.

4.2. ECOULEMENT MIXTE

On appelle écoulement mixte la combinaison d'un écoulement dénoyé à l'aplomb d'un écoulement noyé. Ce type d'écoulement est relativement fréquent sur les barrages au fil de l'eau qui comportent des vannes et des clapets. La répartition des débits dépend alors des consignes reçues par le barragiste et de la configuration des systèmes automatiques éventuellement installés.

L'écoulement par le fond a l'avantage de réduire le risque d'apparition de mousse à l'aval, alors que l'écoulement en surverse favorise l'oxygénation totale de l'eau passant par le barrage.

Aucune étude spécifique à la modélisation de l'oxygénation à l'aval d'une structure n'est actuellement disponible pour l'écoulement mixte. Le seule alternative pour effectuer cette estimation consisterait à supposer les deux types d'écoulement indépendants, c'est-à-dire que leur oxygénation est spécifique et séparée.

Si le mélange est conservatif à l'aval on peut écrire :

$$\frac{1}{rv} = \left(Q_n \frac{1}{rn} + Q_d \frac{1}{rd} \right) / Q \quad (19)$$

rn et rd représentent respectivement la réaération en régime noyé et dénoyé. Ces expressions peuvent être calculées à partir des formules théoriques présentées dans les paragraphes précédents.

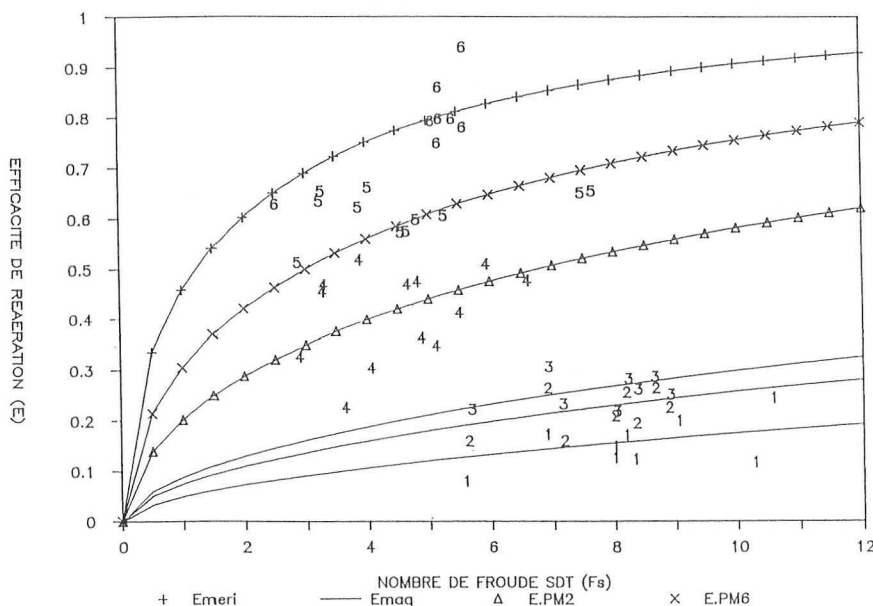


Fig. 8. - Comparaison des formules théoriques.

ÉCOULEMENT DE SURVERSE

CORRELATION ENTRE LES VAL. TH. ET EXP.

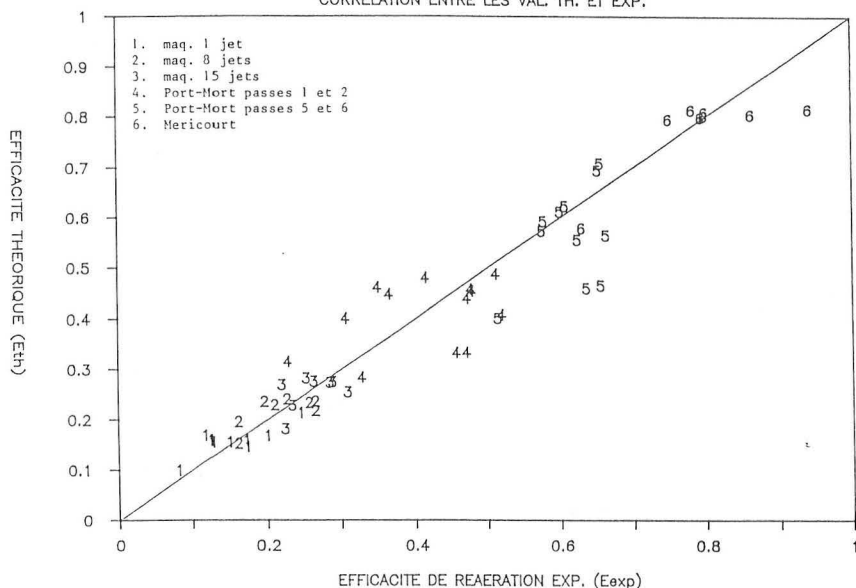


Fig. 9. - Efficacité de réaération nouvelle formulation et valeur mesurée.

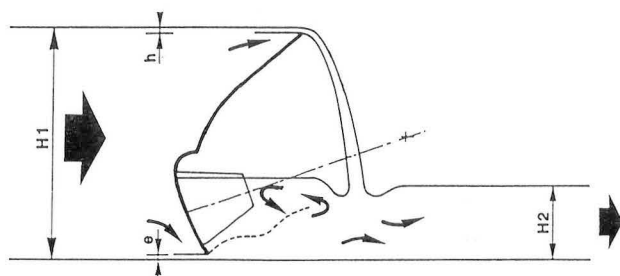


Fig. 10. - Ecoulement mixte.

donc :

$$rv = Q/(Qn/rn + Qd/rd) \quad (20)$$

si on définit p comme la fraction de surverse :

$$p = Qd/Q$$

avec $0 < p < 1$

$$\begin{aligned} \text{alors } rv &= 1/((1-p)/rn + p/rd) \\ &= 1/(p(1/rd - 1/rn) + 1/rn) \end{aligned} \quad (21)$$

Dans ce cas l'efficacité d'oxygénation totale Et s'exprime par $Et = (En Qn + Ed Qd)/Q$

$$\text{où } E = 1 - \frac{1}{r} \quad (22)$$

L'expression (21) représente la réaération théorique dans le cas d'un écoulement mixte indépendant en fonction du pourcentage de surverse. Cette fonction est non linéaire et de courbure négative, malheureusement cela ne correspond pas aux résultats des mesures effectuées sur site réel. Il semble donc que l'air entraîné par la nappe aérienne interagisse également avec le débit passant en sousverse. Dans ce cas, l'hypothèse d'indépendance des écoulements n'est pas vérifiée.

Cette remarque est en fait à l'origine de la mise en œuvre de cette étude destinée à mettre au point une formulation mathématique pour l'oxygénation en écoulement mixte.

Dans le cas où l'air entraîné par la nappe de surverse influence également l'oxygénation du débit de sousverse, il faut ajouter un nouveau terme qui caractérise l'interaction entre les deux types d'écoulements. Ce terme supplémentaire a été pris proportionnel au débit noyé, à l'efficacité d'oxygénation de la surverse et au pourcentage de surverse (p).

$$Et = (En.Qn + Ed.Qd + m p^x Ed.Qn)/Q \quad (23)$$

Les paramètres m et x sont à ajuster sur base des mesures disponibles.

Si Ge représente le gain relatif de réoxygénation dû à l'écoulement mixte :

$$Ge = (Et_{exp} - (1-p).En_{th} - p.Ed_{th})/Ed_{th} \quad (24)$$

t = total, n = noyé, d = dénoyé

Pour un écoulement mixte, $Ge = m(1-p)p^x$.

Pour l'écoulement noyé et dénoyé, on vérifiera que Ge est théoriquement nul.
 Cette dernière expression a l'avantage d'être indépendante de la hauteur de chute, du débit et de la structure du jet.

Ge sera maximum lorsque :

$$dGe/dp = m.p^{x-1} \cdot (x - (x+1)p) = 0 \tag{25}$$

on en tire le coefficient de surverse optimal :

$$p(\text{optimal}) = x/(x+1). \tag{26}$$

Le gain relatif expérimental calculé pour les mesures effectuées sur le modèle réduit est systématiquement positif,

ce qui démontre l'effet réel de l'interaction supposée entre les deux types d'écoulement. De plus, le gain relatif ne semble pas être dépendant de la structure du jet.

Après calage, on trouve (cf. fig. 11) :

m	x	résidu	p(opt)
0.529	0.751	0.051	0.43

Exemple : pour 20 % de surverse, on peut donc s'attendre à un gain relatif d'environ 13 %

$$Ge = 0.529 (1-0.2) 0.2^{0.751} = 0.126 \tag{27}$$

La figure 12 illustre par un exemple (manip. 850226) la dépendance de l'efficacité de l'oxygénation par rapport au pourcentage de surverse.

4.3. RESUME DES FORMULES

L'efficacité de l'oxygénation en écoulement mixte est représenté par les formules suivantes :

Efficacité totale :

$$E = p \text{ Ed} + (1 - p) \text{ En} + Ge \text{ Ed} \tag{28}$$

Ecoulement en surverse (dénoyé) :

$$\text{Ed} = 1 - \exp \left(- \left(\frac{H}{H_4} \right)^{0.773} \text{Fs}^{0.589} w \right) \tag{29}$$

Ecoulement en sousverse (noyé)

$$\text{rn} = \frac{1 + 2.1 \cdot 10^{-6} (2H/H_2)^{1.05} (Q/1.v)^{0.75}}{1 - \text{En}} \tag{30}$$

Gain relatif : $Ge = 0.529 p^{0.751} (1-p)$ (31)
 avec

	H4 m	w coeff. de structure
maq. 1 jet	27.84	1
8 jets	27.84	1.544
15 jets	27.84	1.845
Port-Mort passe 2	24.07	1
passe 6	24.07	1.547
Méricourt	24.07	2.136

5. CONCLUSIONS

A l'origine, le programme prévu pour l'étude du transfert à l'aval d'une chute d'eau avait fixé le cadre du travail et limité les expériences sur le modèle réduit ainsi que la modélisation théorique à l'analyse de l'écoulement mixte. La simulation devait donc se baser sur

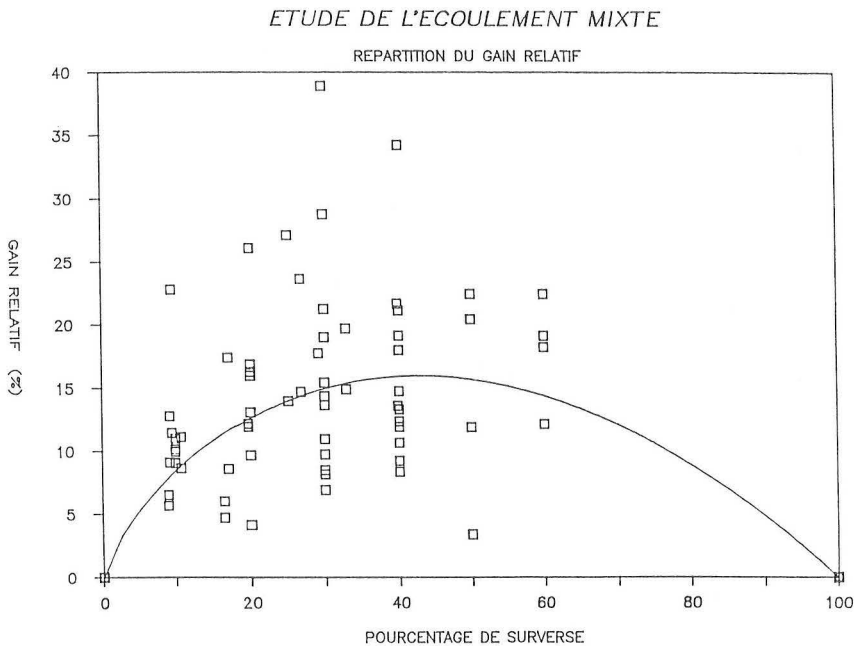


Fig. 11. - Répartition du gain relatif en % en fonction du pourcentage de surverse (%)

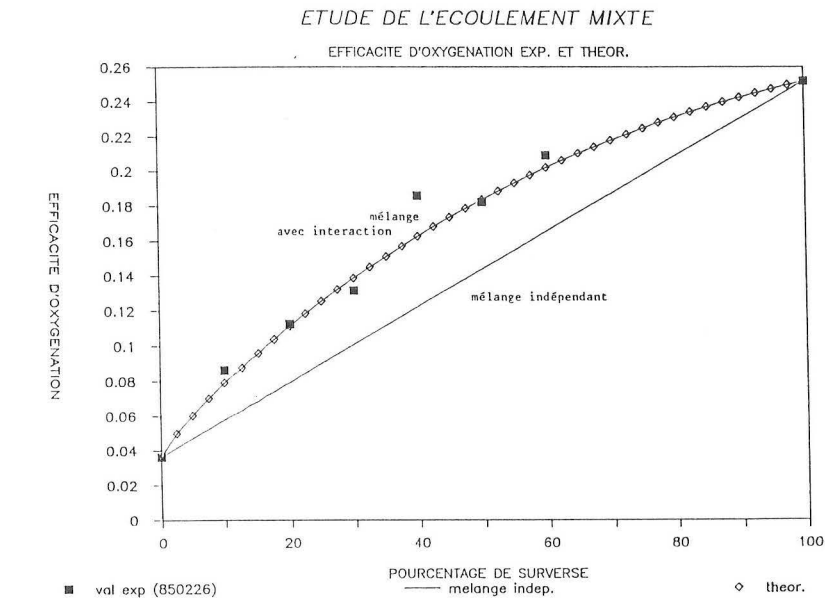


Fig. 12. - Efficacité d'oxygénation expérimentale et théorique (écoulement mixte)

les formulations habituellement utilisées pour les écoulements de surverse et de sousverse.

Au cours de l'étude sur modèle réduit, les mesures expérimentales ont mis en évidence l'importance considérable du type de structure de jet sur l'oxygénation en écoulement de surverse. Or, toutes les formulations utilisées négligent ou sous-estiment cet effet. Le programme a donc été étendu afin de couvrir au mieux ce sujet.

Il en résulte que, au terme de cette étude, nous proposons deux formules mathématiques originales pour simuler d'une part l'écoulement dénoyé en tenant compte d'un coefficient de structure, et d'autre part, l'écoulement mixte, objectif premier de ce travail. Mais les résultats les plus utiles de cette étude sont la mise en évidence de l'interaction entre les deux processus d'oxygénation dans le cas d'un écoulement mixte et la quantification du gain qui en résulte.

L'application de cette méthode à un projet de centrale hydraulique est toutefois conditionnée par les contraintes de génie civil et par les objectifs de l'eau à l'aval imposés par l'administration.

Dans les cas favorables, le passage d'un débit réservé tombant en surverse à l'aplomb de la sortie des turbines constituera un moyen original et économique pour améliorer la teneur en oxygène dissous du débit d'eau utilisé pour la production électrique.

Les résultats obtenus ne constituent cependant qu'une première approche du processus, en particulier en ce qui concerne l'écoulement en surverse. En effet, si l'équation comporte un nouveau facteur, le coefficient de structure, dont la signification physique est aisément accessible, elle contient également le paramètre H4 pour rester correcte d'un point de vue dimensionnel. Or nous n'avons pas actuellement d'interprétation physique de ce paramètre H4. Des mesures complémentaires sont prévues pour approfondir la connaissance de ce phénomène.

- Ervine, D.A., « The entrainment of air in water », *Water Power and Dam Constr.*, No 12, 23-30, 1976
- Falvey, H.T., « Mean air concentration of self-aerated flows », *J. Hydraulics Division, ASCE*, Vol. 105, No HY 1, 91-96, 1979
- Gameson, A.L.H., « Weirs and the aeration of rivers », *Institution of water engineers*, pp. 447-490, 1957
- Haindl, K., « Aeration at hydraulic structures », Chap. III
- Halappa Gowda, T.P., Discussion, *ASCE, Journal Env. Eng.*, Vol. 110, 728-733, 1984
- Hickox, G.H., « Aeration of spillways », *ASCE*, Vol. 109, 537-566, 1944
- Holler, A.G., « The mechanism describing oxygen transfer from the atmosphere to discharge through hydraulic structures », 14th Congress IAHR, Vol. 1, 373-382, Sept. 1971
- Kalinske, A.A., and Robertson, J.M., « Closed conduit flow », *Transactions of the symposium on Entrainment of Air in flowing Water*, *ASCE*, Vol. 108, paper No 2205, 1435-1447, 1943
- Levin, L., « Calcul hydraulique des conduits d'aération des vidanges de fond et dispositifs déversants », *Houille Blanche*, No 2, 121-126, 1965
- Markofsky, M. and Kobus, H., « Unified presentation of weir-aeration data », *J. Hydraulics Division*, Vol. 104, No HY 4, 562-568, 1978
- Marquardt, D.W., « An algorithm for least squares estimation of non-linear parameters », *J. Society of Industrial and Applied Mathematics*, No 11, 431, 1963
- Nakasone, H., « Derivation of aeration equation and its verification study on the aeration at falls and spillways », *Transactions, J.S.I.D.R.E.*, p. 42-48, 1975
- Nakasone, H., « Discussion: « Oxygen transfer at hydraulic structures », by Avery, S.T., and Novak, P. », *J. Hydr. Div.*, No HY 9, 1211-1217, 1979
- Rogala, R., « Entrainement d'air par lame déversante », *Houille Blanche*, Vol. 36, No 1, 15-21, 1981
- Sharma, H.R., « Air-entrainment in high head gated conduits », *J. Hydraulics Division, ASCE*, Vol. 102, No HY 11, 1629-1646, 1976
- Tebbutt, T.H.Y., Essery, I.T.S., Rasaratnam, S.K., « Reaeration performances of stepped cascades ».

BIBLIOGRAPHIE

- Apted, R.W., Novak, P., « Some studies of oxygen uptake at weirs », *International Association for Hydraulic research, IAHR*, 1973
- Avery, S.T., and Novak, P., « Oxygen uptake in hydraulic jumps and at overfalls », *International Association for Hydraulic research, XVI Congress, IAHR*, 329-337, 1975
- Avery, S.T., and Novak, P., « Modelling of oxygen transfer from air entrained by solid jets entering a free water recipient », *International Association for Hydraulic research, XVII Congress*, 1977
- Avery, S.T., and Novak, P., « Oxygen transfer at hydraulic structures », *J. Hydraulics Div.*, Vol. 104, No HY 11, p. 1521-1540, 1978
- Butts, T.A., Evans R.L., and Ralph L., « Small stream channel dam aeration characteristics », *J. Environ. Eng.*, Vol. 109, No 3, p. 555-573, June, 1983
- Ervine, D.A., and Elsayy, E.M., « The effect of a falling nappe on river aeration », *IAHR*, 390-397,...

NOTATIONS

- B rapport du débit d'air au débit d'eau = Q_a/Q
- C_1 concentration en oxygène dissous en amont de l'ouvrage (mg/l)
- C_2 concentration en oxygène dissous en aval de l'ouvrage (mg/l)
- C_S concentration en oxygène dissous à saturation (mg/l)
- D diamètre du jet à l'impact
- d dénoyé
- E efficacité d'aération = $\frac{C_2 - C_1}{C_S - C_1} \cdot 100 = \frac{r - 1}{r}$
- E_t efficacité totale d'aération
- E_n efficacité d'aération en écoulement noyé (sousverse)
- E_d efficacité d'aération en écoulement dénoyé (surverse)
- Fr nombre de Froude

Fs	nombre de Froude standard
Ge	gain relatif d'aération en écoulement mixte
g	accélération due à la pesanteur
H	hauteur de chute au dénivelé
h	épaisseur de la lame d'eau
H ₁	profondeur d'eau amont
H ₂	profondeur d'eau aval
h _i	épaisseur de la lame d'eau au niveau de l'impact
K	constante de proportionnalité
l	largeur du déversoir
P	périmètre du jet à l'impact
p	fraction de l'écoulement en surverse = Qd/Q
Q	débit liquide
Q _n	débit en sousverse
Q _d	débit en surverse
Q _a	débit d'air aspiré
q	débit par unité de largeur = Q/l
q _j	débit par unité de périmètre de jet
Re	nombre de Reynolds : q/ν
r	rapport des déficits amont/aval
r ₁₅	rapport des déficits ramené à 15 °C
r _v	rapport des déficits en écoulement mixte
r _n	rapport des déficits en écoulement de fond
r _a	rapport des déficits en écoulement en surverse
St	coefficient de structure
T	température
t	temps
t _c	temps de contact
V	vitesse
V _{si}	vitesse du jet à l'impact $\approx \sqrt{2gH}$
V _o	vitesse minimale d'entraînement d'air
y ₁	première hauteur conjuguée
Z	nombre adimensionnel = $\frac{g \mu^4}{\rho \sigma}$

LETTRES GRECQUES

μ	viscosité dynamique
ρ	densité de l'eau
σ	tension superficielle
ν	viscosité cinématique de l'eau ($\approx 1.143 \cdot 10^{-6} \text{m}^2/\text{s}$)
α	paramètre caractérisant la qualité de l'eau
η	rendement de transfert d'oxygène entraîné
ΔP	dépression engendrée sous la nappe
Δv	variation de vitesse avant et après la vanne
ΔE	perte d'énergie due à l'écoulement par le fond

SUMMARY

OXYGEN TRANSFER AT LOW HEAD HYDRAULIC STRUCTURES

Water flows are reaerated to a variable extent at hydraulic structures, depending on the discharge mode.

After introducing the existing numerical models for quantifying aeration in the axis of both overflow and bottom flow, the authors examine the theoretical modelling of a combined flow which has only seldom been studied in hydraulics or in reaeration.

Tests on a physical model showed the great importance of the flow-stream structure on oxygen transfer.

The reaeration efficiency of a combined flow is defined by two formulas simulating both the overflow and the combined flow.

This study aims mainly at pointing out the consequences of an optimum dam management on the quality of surface waters.