

## Bilan thermique sous climat tempéré des lagunes aérées et naturelles

### Thermal balance of aerated lagoons and waste stabilization ponds in temperate climates

T. Nameche and J. L. Vassel

Volume 12, Number 1, 1999

URI: <https://id.erudit.org/iderudit/705344ar>

DOI: <https://doi.org/10.7202/705344ar>

[See table of contents](#)

Publisher(s)

Université du Québec - INRS-Eau, Terre et Environnement (INRS-ETE)

ISSN

0992-7158 (print)

1718-8598 (digital)

[Explore this journal](#)

Cite this article

Nameche, T. & Vassel, J. L. (1999). Bilan thermique sous climat tempéré des lagunes aérées et naturelles. *Revue des sciences de l'eau / Journal of Water Science*, 12(1), 65–91. <https://doi.org/10.7202/705344ar>

#### Article abstract

Very few studies have ever focused on the thermal balance of a wastewater treatment process, despite its major impact on various aspects of sanitary engineering, such as biological growth, oxygen transfer and, most importantly, purification kinetics. This lack of knowledge is particularly worrying for the design of aerated lagoons and waste stabilization ponds, since these two extensive treatment technologies are extremely dependent on climatic conditions and subject to high thermal variations. In temperate regions, a pond annual temperature range can even exceed 20 °C, while a 10 °C variation will induce a more than 60% drop or increase in its removal yield. Our paper intends to present a comprehensive temperature prediction model which accounts for the main heat loss and gain terms exchanged through the pond surface and walls.

Our approach includes six different energy inputs and outputs, namely: solar radiation, air-water surface convection, atmospheric radiation, back surface radiation, evaporation and ground-water-walls convection. Each of these components was described extensively by means of a literature review of all previous efforts made to predict equilibrium temperature in lakes, rivers, salt-gradient solar ponds, cooling tanks, even outdoor pools. The best aspects of each prediction model were then incorporated into a new computer model developed as two different but complementary variants: one for steady-state conditions and the other for continuous and therefore also transient simulations. The main difference between these two approaches is that the first one neglects enthalpy variation while the second one takes the form of a differential equation, with basin temperatures being estimated by an iterative calculation procedure and a numerical integration method, respectively.

Two hypotheses were necessary to develop this model. The first one posits that pond hydrodynamics correspond to completely mixed conditions. Such hydraulic behavior is extremely frequent in aerated lagoons and waste stabilization ponds in temperate climates, but less so in tropical or Mediterranean regions, where thermal balances appear much more complex since stabilization ponds are often thermally stratified. The second hypothesis is that all radiation fluxes received by the ponds are completely absorbed by the pond's contents and are never reflected, even partially, by their bottoms or walls.

This model, which is in fact the thermal balance of the basins, relies mainly on meteorological factors and pond characteristics. Only two out of the six estimated fluxes - evaporation rates and solar radiation - are measured directly in situ. It seemed too difficult to estimate them, since predictive equations found in literature constantly gave unsatisfactory results.

To establish the validity of this model, experimental data were collected at a wastewater treatment plant located in the southern part of Belgium. This plant consists of a series of two aerated lagoons and four waste stabilization ponds, designed for a nominal capacity of 7,500 inhabitant-equivalents. Five rounds of measurements, each lasting from five to twenty days, were conducted at different periods of the year. Meteorological factors were continuously monitored by a data acquisition unit while the pond water temperatures and hydraulic flows were measured hourly. Evaporation rates were determined daily with several floating evaporation pans set at the pond surfaces. Vertical temperature and illumination profiles were also measured in order to verify the strict applicability of the two previous hypotheses.

Ninety-three experimental data sets were collected on this particular facility. Predicted temperatures were compared with measured temperatures as well as with the results of three other models previously developed for waste stabilization ponds. Our new model systematically proved more reliable and accurate than previous approaches, since equilibrium temperatures were predicted with a mean absolute error of only 0.7 °C. More than 52% of the deviations between calculated and observed temperatures were even below 0.5 °C, which indicates their relatively low dispersion.

Continuous simulations were also conducted during a one-day period to demonstrate the importance of the ponds' large thermal capacities. The steady-state approach, which does not account for this latter phenomenon, failed to give consistent results, unlike our dynamic heat balance approach, which yielded extremely good fits with experimental data.

A sensitivity analysis allowed us to show the influence of the various meteorological factors on the basins' equilibrium temperatures. In decreasing order, the fits seemed particularly sensitive to inlet temperature, solar radiation, air temperature and evaporation. Surprisingly, wind speed made only a small contribution to the total heat balance. However, this must be seen as a direct consequence of the fact that in our model this latter parameter is no longer used to calculate the predominant evaporation rates but only to estimate the much smaller convection term.

Whatever the season considered, more than 90% of the ponds' energy inputs come from solar radiation while the dominating loss mechanisms are represented by the balance of the two infrared radiation fluxes (46%) and evaporation (42%). The sign of the air-water convection term varies according to the period of the year but never accounts for more than 10% of the total heat balance. Heat losses or gains from basin walls always remain insignificant and could therefore easily be neglected in order to simplify our approach to basin equilibrium temperatures.

## Bilan thermique sous climat tempéré des lagunes aérées et naturelles

Thermal balance of aerated lagoons  
and waste stabilization ponds in temperate climate

T. NAMÈCHE<sup>1</sup> et J.-L. VASEL<sup>2\*</sup>

Reçu le 2 juin 1997, accepté le 24 avril 1998\*\*.

---

### SUMMARY

Very few studies have ever focused on the thermal balance of a wastewater treatment process, despite its major impact on various aspects of sanitary engineering, such as biological growth, oxygen transfer and, most importantly, purification kinetics. This lack of knowledge is particularly worrying for the design of aerated lagoons and waste stabilization ponds, since these two extensive treatment technologies are extremely dependent on climatic conditions and subject to high thermal variations. In temperate regions, a pond annual temperature range can even exceed 20°C, while a 10°C variation will induce a more than 60% drop or increase in its removal yield. Our paper intends to present a comprehensive temperature prediction model which accounts for the main heat loss and gain terms exchanged through the pond surface and walls.

Our approach includes six different energy inputs and outputs, namely: solar radiation, air-water surface convection, atmospheric radiation, back surface radiation, evaporation and ground-water-walls convection. Each of these components was described extensively by means of a literature review of all previous efforts made to predict equilibrium temperature in lakes, rivers, salt-gradient solar ponds, cooling tanks, even outdoor pools. The best aspects of each prediction model were then incorporated into a new computer model developed as two different but complementary variants: one for steady-state conditions and the other for continuous and therefore also transient simulations. The main difference between these two approaches is that the first one neglects enthalpy variation while the second one takes the form of a differential equation, with basin temperatures being estimated by an iterative calculation procedure and a numerical integration method, respectively.

Two hypotheses were necessary to develop this model. The first one posits that pond hydrodynamics correspond to completely mixed conditions. Such

---

1 Fondation Universitaire Luxembourgeoise, 185, Avenue de Longwy, 6700 Arlon, Belgique.

2 Faculté des Sciences Agronomiques, 2, Passage des Déportés, 5030 Gembloux, Belgique.

\* Correspondance.

\*\* Les commentaires seront reçus jusqu'au 30 septembre 1999.

hydraulic behavior is extremely frequent in aerated lagoons and waste stabilization ponds in temperate climates, but less so in tropical or Mediterranean regions, where thermal balances appear much more complex since stabilization ponds are often thermally stratified. The second hypothesis is that all radiation fluxes received by the ponds are completely absorbed by the pond's contents and are never reflected, even partially, by their bottoms or walls.

This model, which is in fact the thermal balance of the basins, relies mainly on meteorological factors and pond characteristics. Only two out of the six estimated fluxes – evaporation rates and solar radiation – are measured directly *in situ*. It seemed too difficult to estimate them, since predictive equations found in literature constantly gave unsatisfactory results.

To establish the validity of this model, experimental data were collected at a wastewater treatment plant located in the southern part of Belgium. This plant consists of a series of two aerated lagoons and four waste stabilization ponds, designed for a nominal capacity of 7,500 inhabitant-equivalents. Five rounds of measurements, each lasting from five to twenty days, were conducted at different periods of the year. Meteorological factors were continuously monitored by a data acquisition unit while the pond water temperatures and hydraulic flows were measured hourly. Evaporation rates were determined daily with several floating evaporation pans set at the pond surfaces. Vertical temperature and illumination profiles were also measured in order to verify the strict applicability of the two previous hypotheses.

Ninety-three experimental data sets were collected on this particular facility. Predicted temperatures were compared with measured temperatures as well as with the results of three other models previously developed for waste stabilization ponds. Our new model systematically proved more reliable and accurate than previous approaches, since equilibrium temperatures were predicted with a mean absolute error of only 0.7°C. More than 52% of the deviations between calculated and observed temperatures were even below 0.5°C, which indicates their relatively low dispersion.

Continuous simulations were also conducted during a one-day period to demonstrate the importance of the ponds' large thermal capacities. The steady-state approach, which does not account for this latter phenomenon, failed to give consistent results, unlike our dynamic heat balance approach, which yielded extremely good fits with experimental data.

A sensitivity analysis allowed us to show the influence of the various meteorological factors on the basins' equilibrium temperatures. In decreasing order, the fits seemed particularly sensitive to inlet temperature, solar radiation, air temperature and evaporation. Surprisingly, wind speed made only a small contribution to the total heat balance. However, this must be seen as a direct consequence of the fact that in our model this latter parameter is no longer used to calculate the predominant evaporation rates but only to estimate the much smaller convection term.

Whatever the season considered, more than 90% of the ponds' energy inputs come from solar radiation while the dominating loss mechanisms are represented by the balance of the two infrared radiation fluxes (46%) and evaporation (42%). The sign of the air-water convection term varies according to the period of the year but never accounts for more than 10% of the total heat balance. Heat losses or gains from basin walls always remain insignificant and could therefore easily be neglected in order to simplify our approach to basin equilibrium temperatures.

**Key-words:** aerated lagoon, waste stabilization pond, thermal balance, equilibrium temperature, heat transfer.

## RÉSUMÉ

Un modèle décrivant la température d'équilibre des lagunes a été développé, tenant compte des différents flux de chaleur que celles-ci échangent avec l'air et le sol environnant. Six composantes différentes ont été incluses dans le calcul de ce bilan thermique : radiation solaire, évaporation, convection, rayonnement atmosphérique, rayonnement de la surface du plan d'eau, échange via les parois en contact avec le sol.

Le modèle ainsi obtenu a été testé avec efficacité sur deux lagunes aérées et une lagune naturelle situées sous climat tempéré ; sa précision sur l'estimation des températures d'équilibre étant de l'ordre de 0,7 °C. Des simulations en continu ont également pu être effectuées au moyen d'une variante dynamique, tenant compte de l'inertie thermique qu'entraîne le volume des bassins.

Quelle que soit la saison envisagée, la principale forme d'apport de chaleur est représentée par la radiation solaire tandis que la dissipation d'énergie se partage entre les flux d'évaporation et la balance des deux flux de rayonnement. Les bassins échangent en moyenne plus de 250 W/m<sup>2</sup> ; le maximum de transfert de chaleur correspondant au printemps et à la période estivale.

Enfin, l'analyse de sensibilité du modèle nous a permis de mettre en évidence la contribution de chacun des termes intervenant dans le calcul de ce bilan thermique et de révéler sa dépendance vis-à-vis principalement de la température d'entrée, du rayonnement solaire et de la température de l'air.

**Mots clés :** *lagunage aéré, lagunage naturel, bilan thermique, température d'équilibre, transfert de chaleur.*

## NOTATION

A	surface du plan d'eau (m <sup>2</sup> )
A <sub>G</sub>	surface des parois en contact avec le sol (m <sup>2</sup> )
C <sub>PW</sub>	chaleur spécifique de l'eau (Wh/kg·°C)
D	numéro du jour
E	vitesse d'évaporation (g/m <sup>2</sup> ·j)
f	facteur climatique
G	radiation solaire nette reçue au niveau du sol (W/m <sup>2</sup> )
h <sub>C</sub>	coefficient d'échange convectif (W/m <sup>2</sup> ·°C)
ΣH	somme des échanges de chaleur du bassin avec le milieu environnant (W)
ΔH	variation d'enthalpie du système (W)
H <sub>C</sub>	flux de convection (W)
H <sub>E</sub>	flux d'évaporation (W)
H <sub>G</sub>	flux d'échange avec le sol (W)
H <sub>RA</sub>	flux de rayonnement de l'atmosphère vers l'eau (W)
H <sub>RW</sub>	flux de rayonnement de l'eau vers l'atmosphère (W)
H <sub>S</sub>	flux solaire (W)
I <sub>0</sub>	constante solaire (W/m <sup>2</sup> )
k <sub>p</sub>	constante de proportionnalité (°K <sup>-2</sup> )
N	nébulosité (1/10 <sup>e</sup> )
P <sub>A</sub>	tension de vapeur de l'air humide (mmHg)
P <sub>W</sub>	tension de vapeur de l'air à la température de l'eau (mmHg)

$Q_W$	débit ( $m^3/h$ )
$R$	distance terre-soleil (km)
$T_A$	température de l'air ( $^{\circ}C$ )
$T_{in}$	température de l'eau à l'entrée du bassin ( $^{\circ}C$ )
$T_G$	température du sol ( $^{\circ}C$ )
$T_{out}$	température de l'eau à la sortie du bassin ( $^{\circ}C$ )
$T_{sky}$	température du ciel ( $^{\circ}C$ )
$T_W$	température d'équilibre du bassin ( $^{\circ}C$ )
$U_G$	coefficient d'échange thermique avec le sol ( $W/m^2 \cdot ^{\circ}C$ )
$V$	vitesse du vent (m/s)
$V_W$	volume du bassin ( $m^3$ )
$\alpha$	angle zénithal ( $^{\circ}$ )
$\delta$	albédo (%)
$\varepsilon_A$	émissivité de l'air (%)
$\varepsilon_W$	émissivité de l'eau (%)
$\lambda$	chaleur latente de vaporisation (Wh/kg)
$\rho_W$	masse volumique de l'eau ( $kg/m^3$ )
$\sigma$	constante de Boltzman ( $5,67 \cdot 10^{-8} W/m^2 \cdot K^4$ )

## 1 – INTRODUCTION

L'épuration des eaux résiduaires a toujours été envisagée du point de vue de l'abattement d'une charge polluante, qu'elle soit organique, particulaire ou encore liée à la présence de germes pathogènes. De nombreuses théories décrivant la décantation des particules en suspension, l'activité microbienne ou le mode d'écoulement des bassins ont été mises au point pour tenter de mieux comprendre et de mieux maîtriser les rendements de tel ou tel ouvrage d'épuration.

À l'opposé, l'un des aspects les plus méconnus du Génie Sanitaire est sans aucun doute le régime thermique qui caractérise pourtant tout procédé de traitement des eaux usées. Malgré son influence considérable sur des phénomènes aussi variés que les cinétiques épuratoires, le transfert d'oxygène ou la viscosité de l'eau, très peu d'auteurs se sont penchés sur les facteurs déterminant la température d'équilibre des bassins.

Cette notion, déjà incontournable dans des procédés d'épuration classiques de dimension compacte tels que les boues activées, revêt une importance particulière dans le domaine précis du lagunage. De par leur temps de séjour prolongé et leur grande surface de contact avec le milieu environnant, les lagunes sont en effet soumises à de plus fortes amplitudes thermiques et se révèlent plus sensibles aux variations des conditions climatiques.

L'alternance des saisons, déjà bien marquée en régions tempérées, peut ainsi provoquer, durant la période hivernale, une diminution significative de la température de l'eau ; entraînant du même coup une chute des performances épuratoires. La température d'équilibre des bassins va également influencer leur taux de consommation d'oxygène, leur productivité primaire, les activités de capture et de relargage de leurs sédiments, ou encore l'abattement des germes indicateurs de contamination fécale. Cette liste non-exhaustive nous démontre l'intérêt qu'il y

aurait d'intégrer le calcul de la température d'équilibre des lagunes au sein même de leur dimensionnement.

Cet article se propose précisément de présenter et de valider un modèle thermique nous permettant de quantifier les différents flux de chaleur qu'échangent les bassins avec leur milieu environnant. Ce modèle, développé avant tout dans une optique prévisionnelle, sera décliné sous deux variantes complémentaires, chacune présentant des possibilités d'application différentes.

La première, basée sur l'hypothèse d'un état stationnaire, permettrait de prévoir la température des bassins au départ de leurs seules dimensions et des données météorologiques locales. Elle aurait à ce titre un rôle à jouer dès la conception des lagunes, en particulier dans les régions où, du fait du peu d'installations construites, on ignore encore largement leurs températures d'équilibre, et donc aussi les niveaux auxquels s'établissent leurs cinétiques épuratoires.

La seconde est une approche dynamique, permettant une analyse plus fine des variations de température. Son utilisation rendrait même possible le suivi en continu, voire en temps réel, du régime thermique des bassins, moyennant la mesure des mêmes paramètres que la variante précédente. Son principal intérêt serait toutefois de nous autoriser à vérifier, sur de courtes périodes de temps, la validité des équations utilisées et de démontrer l'importance du phénomène d'inertie thermique que représente le volume des bassins.

La description détaillée des différentes composantes intervenant dans ce modèle devrait en outre nous permettre d'identifier les principales formes de gains et de pertes de chaleur déterminant la température des lagunes, et surtout de mettre en évidence quels sont les facteurs environnementaux qui les gouvernent. La contribution de chacun de ces termes dans le calcul des températures d'équilibre sera également quantifiée et discutée au cours d'une analyse de sensibilité du modèle.

Pour concevoir cet outil et en définir les différentes équations, nous nous baserons principalement sur les résultats des nombreux travaux reportés dans la littérature ; travaux relatifs non tant au Génie Sanitaire qu'à des domaines de recherche aussi variés que l'étude des régimes thermiques des lacs et des rivières (HENRY, 1993 ; AJDOR *et al.*, 1995), le dimensionnement de piscines extérieures (SZEICZ et McMONAGLE, 1983 ; MOLINEAUX *et al.*, 1994) ou la mise au point de bassins de refroidissement ou, au contraire, d'accumulation de chaleur (RYAN *et al.*, 1974 ; TABOR, 1981 ; KEREN *et al.*, 1993).

## 2 – MODÈLE THERMIQUE

Le calcul de la température d'équilibre d'un bassin repose sur la détermination d'un bilan thermique consistant à confronter ses sources et ses pertes de chaleur. Si celles-ci sont aujourd'hui relativement bien identifiées, plusieurs hypothèses sont toutefois nécessaires à l'établissement d'un tel bilan. La première, sans doute la plus importante, implique que le réacteur étudié soit parfaitement mélangé. La température doit ainsi demeurer constante en tout endroit du bassin ; ce modèle ne pouvant pas, par exemple, s'appliquer aux lagunes soumises à des phénomènes de stratification thermique.

Cette hypothèse portant sur le comportement hydrodynamique des bassins peut sembler quelque peu restrictive au premier abord. Elle correspond toutefois à la très grande majorité des lagunes, comme ont pu le démontrer successivement ARCEIVALA (1981), MORENO (1990) ou encore NAMÈCHE et VASEL (1996). L'absence de thermocline, qui caractérise généralement les lagunes situées sous climat tempéré, nous paraît en outre tout à fait conforme avec cette première hypothèse ; laquelle limite cependant les possibilités d'utilisation de notre modèle en régions tropicales ou méditerranéennes.

La seconde hypothèse est sans doute moins fondamentale que la précédente. Elle se justifie surtout d'un point de vue pratique puisqu'elle va nous permettre de simplifier le calcul de notre bilan thermique. Elle suppose en effet que tous les flux d'énergie pénétrant dans la lagune sont absorbés au sein de la masse liquide et qu'il n'existe ainsi aucun phénomène de réflexion, même partiel, ni par le fond, ni par les parois du bassin.

Ces deux hypothèses acceptées, l'équation de base nous décrivant le bilan thermique d'une lagune peut s'écrire de la façon suivante (TALATI et STENSTROM, 1990) :

$$\text{Flux de chaleur entrant} - \text{Flux de chaleur sortant} = \Delta H \quad (1)$$

avec :  $Q_W$  débit ( $m^3/h$ )  
 $C_{PW}$  chaleur spécifique de l'eau ( $Wh/kg \cdot ^\circ C$ )  
 $\rho_W$  masse volumique de l'eau ( $kg/m^3$ )  
 $T_{in}$  température de l'eau à l'entrée du bassin ( $^\circ C$ )  
 $T_{out}$  température de l'eau à la sortie du bassin ( $^\circ C$ )  
 $\Sigma_H$  somme des échanges de chaleur du bassin avec le milieu environnant (W)  
 $\Delta_H$  variation d'enthalpie du système (W).

Par souci de simplicité, on suppose  $C_{PW}$  et  $\rho_W$  constantes.

En régime stationnaire, le réacteur étudié étant considéré comme en équilibre avec son milieu environnant, le terme  $\Delta H$  disparaît de cette première équation. En régime transitoire, il se décrit au contraire comme une fonction du volume et des variations de température du bassin :

$$\Delta H = C_{PW} \cdot \rho_W \cdot V_W \cdot \Delta T_W \quad (2)$$

avec :  $V_W$  volume du bassin ( $m^3$ )  
 $\Delta T_W$  variation de température du bassin ( $^\circ C$ ).

Du fait du caractère homogène de ce dernier, on peut bien entendu remplacer dans l'équation (1)  $T_{out}$  par  $T_W$ , la température d'équilibre recherchée. Le terme  $\Sigma H$  qui intervient également dans le calcul de ce bilan thermique n'est autre que la résultante des différents flux de chaleur qu'échange la lagune avec l'atmosphère et le sol environnant :

$$\Sigma H = H_S + H_C - H_{RW} + H_{RA} - H_E - H_G \quad (3)$$

Avec  $H_S$  flux solaire (W)  
 $H_C$  flux de convection (W)  
 $H_{RW}$  flux de rayonnement de l'eau vers l'atmosphère (W)  
 $H_{RA}$  flux de rayonnement de l'atmosphère vers l'eau (W)  
 $H_E$  flux d'évaporation (W)  
 $H_G$  flux d'échange avec le sol (W).

Nous n'avons tenu compte dans notre modèle que de six formes d'apport ou de dissipation d'énergie, ces six composantes étant considérées comme les plus importantes par la très grande majorité des auteurs (SZEICZ et McMONAGLE, 1983 ; KISHORE et JOSHI, 1985 ; ALMANZA et LARA, 1994). D'autres flux interviennent certainement, tels que la production de chaleur par les aérateurs ou le solde énergétique des réactions d'oxydo-réduction, mais leur contribution au bilan global semble toutefois relativement négligeable (TALATI et STENSTROM, 1990).

Bien que certains de ces éléments fassent généralement l'objet d'une estimation *in situ*, la plupart peuvent se décrire au moyen de formules mathématiques, établissant des corrélations avec, notamment, les paramètres météorologiques. Sensiblement différentes d'un auteur à l'autre, ces équations conservent toutefois une philosophie commune que nous allons maintenant tenter de dégager, en décrivant chacun des flux intervenant dans le calcul de nos bilans thermiques. Nous tenons cependant à préciser que cette description n'a d'autre but que de nous permettre d'identifier les facteurs environnementaux qui gouvernent ces différentes formes d'échange de chaleur ; les nombreuses équations présentées n'étant pas nécessairement toutes retenues lors de la définition de notre modèle.

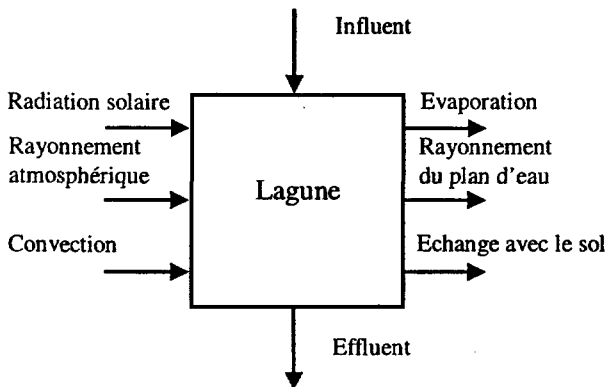


Figure 1 Bilan thermique d'une lagune.  
*Thermal balance of a lagoon.*

## 2.1 Flux de rayonnement solaire

L'apport d'énergie que représente le flux solaire peut globalement se définir comme la radiation solaire nette reçue à la surface du bassin moins la part de cette radiation qui est réfléchie du fait de l'albédo du plan d'eau :

$$H_S = A \cdot (1 - \delta) \cdot G \quad (4)$$

avec : A surface du plan d'eau (m<sup>2</sup>)

$\delta$  albédo (%)

G radiation solaire nette reçue au niveau du sol (W/m<sup>2</sup>)

L'albédo va dépendre à la fois de l'agitation du bassin et de l'élévation du soleil de telle sorte que son estimation précise requiert des équations très complexes pour un gain d'informations, somme toute, relativement réduit. C'est pourquoi la plupart des auteurs s'accorde pour lui attribuer une valeur constante, généralement de l'ordre de 5 à 6 % (KISHORE et JOSHI, 1985 ; ALMANZA et LARA, 1994).



La radiation solaire nette peut quant à elle être mesurée *in situ* au moyen d'un pyranomètre, ou encore estimée mathématiquement à l'aide de différentes équations tenant compte respectivement :

- de la position relative de la terre par rapport au soleil, et donc de la période de l'année.
- de la hauteur zénithale du soleil par rapport au sol, et donc de l'heure dans la journée.
- des conditions atmosphériques pouvant limiter le transfert de cette radiation jusqu'au sol.

En pratique, ces différents éléments sont habituellement combinés au sein d'une seule formule traduisant, sous la forme d'une relation sinusoïdale, l'évolution journalière du rayonnement lumineux reçu, mais aussi l'interception d'une partie de ce rayonnement par la couverture nuageuse (ROQUES, 1979 ; AJDOR *et al.*, 1995) :

$$G = \frac{I_0}{R^2} \cdot (1 - A \cdot N^b) \cdot \sin \alpha \quad (5)$$

avec :  $I_0$  constante solaire ( $\pm 1350 \text{ W/m}^2$ )  
 $R$  rapport de la distance « terre-soleil » du jour sur la distance moyenne  
 $N$  nébulosité ( $1/10^e$ )  
 $a, b$  constantes  
 $\alpha$  angle zénithal ( $^\circ$ ).

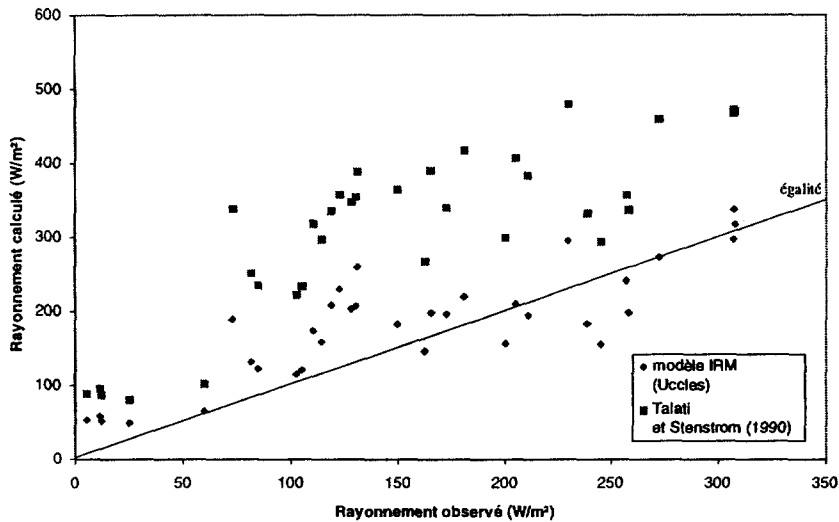
De nombreux auteurs ont proposé de simplifier cette équation en reliant, de manière empirique, les paramètres  $R$  et  $\alpha$  uniquement au numéro du jour. Citons ainsi l'équation de Talati et Stenstrom (1990) dont la validité aurait été contrôlée pour des latitudes comprises entre  $26^\circ$  et  $46^\circ$  :

$$G = \left[ c + d \cdot \sin \left( \frac{2\pi \cdot D}{366} + e \right) \right] \cdot (1 - a \cdot N^b) \quad (6)$$

avec :  $D$  numéro du jour  
 $c, d, e$  constantes.

Malgré tout le soin apporté au développement de ces équations, leurs estimations paraissent encore s'écarter assez sensiblement des radiations solaires nettes directement mesurées sur le terrain. La figure 2, développée sur base des données récoltées au cours de notre étude, nous démontre que les écarts entre valeurs observées et calculées dépassent parfois plus de 300 % ; et ce, en dépit du fait que les nombreuses constantes intervenant dans ces formules aient été préalablement adaptées à nos conditions locales.

Une telle imprécision est bien entendu difficilement compatible avec le calcul d'un bilan thermique véritablement représentatif de ce qui se passe à l'échelle d'une lagune ; le flux de radiation solaire étant, comme nous le verrons par la suite, la principale source d'énergie reçue par les bassins. Cette première composante de notre modèle thermique fera dès lors de préférence l'objet d'une estimation *in situ* ; les données utilisées devant en outre provenir de stations météorologiques suffisamment proches du site considéré. En leur absence, on pourra toujours avoir recours aux quelques équations prédictives que nous venons de présenter, équations dont nous souhaitons toutefois volontairement limiter la portée.



**Figure 2** Comparaison des flux de rayonnement solaire calculés et observés.  
*Comparison of calculated and observed solar radiation fluxes.*

## 2.2 Flux de convection

Le flux de convection représente la quantité d'énergie échangée à la surface du bassin du fait des différences de température existant entre l'air et l'eau ; l'ensemble des modèles proposés dans la littérature adoptant la même formule générique suivante :

$$H_C = h_c \cdot (T_A - T_W) \cdot A \quad (7)$$

Avec :  $h_c$  coefficient d'échange convectif ( $W/m^2 \cdot ^\circ C$ )  
 $T_A$  température de l'air ( $^\circ C$ ).

Dans cette équation, intervient un coefficient d'échange convectif  $h_c$  ; lequel traduit, en quelque sorte, la vitesse de renouvellement du gradient de température à l'interface air-eau. Ce coefficient peut à son tour être décrit comme une fonction linéaire de la vitesse du vent :

$$h_c = f + g \cdot V \quad (8)$$

avec :  $V$  vitesse du vent (m/s)  
 $f, g$  constantes.

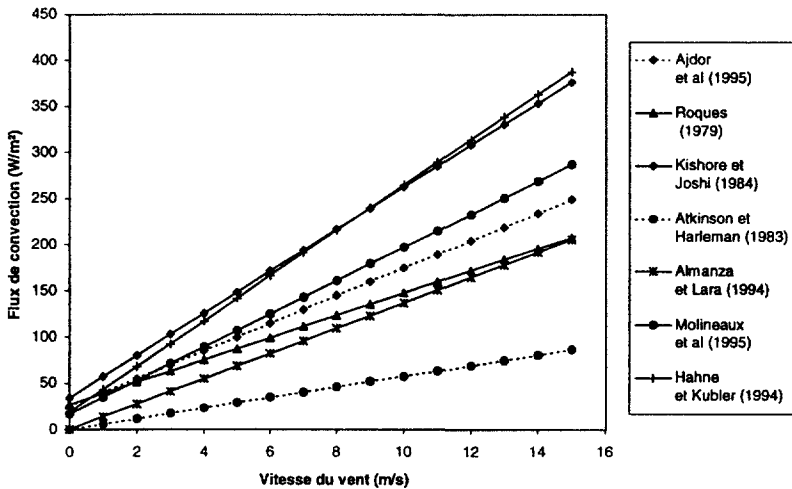
Les constantes  $f$  et  $g$ , établissant cette proportionnalité, ne font malheureusement pas encore l'unanimité ; chaque auteur leur proposant des valeurs différentes. Cette disparité, dont le tableau 1 ne nous donne qu'un aperçu, résulte certainement de leur dépendance vis-à-vis de la hauteur de mesure de la vitesse du vent. Aucune référence n'étant imposée en la matière, on trouve ainsi des valeurs se rapportant à des hauteurs de 0, 2 et 10 m (MOLINEAUX *et al.*, 1994).

La gamme de constantes disponibles est tellement large que le choix de l'une ou l'autre de ces équations peut conduire à des interprétations sensiblement différentes. À titre d'exemple, nous avons reporté, sur la figure 3, l'évolution des flux

**Tableau 1** Constantes de proportionnalité intervenant dans le calcul du coefficient d'échange convectif.

**Table 1** Proportionality constants for the calculation of the convection heat exchange coefficient.

Auteur	f	g	Hauteur de référence (m)
Roques (1979)	4,5	2,0	—
Atkinson & Harleman (1983)	0	1,0	2
Kishore & Joshi (1984)	5,7	3,8	2
Subhakar & Murthy (1993)	5,7	3,8	0
Almanza & Lara (1994)	0	2,3	2
Hahne & Kübler (1994)	3,1	4,1	0
Molineaux <i>et al.</i> (1994)	2,8	3,0	10
Ajedor <i>et al.</i> (1995)	4,2	2,5	2



**Figure 3** Comparaison de différentes formules pour le calcul du flux de convection – Évolution en fonction de la vitesse du vent.

*Comparison of different formulae for calculating convective fluxes – evolution as a function of wind speed.*

de convection en fonction de la vitesse du vent, telle que nous avons pu la calculer au moyen de différentes formules trouvées dans la littérature. Les écarts observés entre ces quelques équations peuvent atteindre, selon les cas, un ordre de grandeur allant de 1 à 7.

Ce même graphique nous permet d'opérer une première sélection en vue de développer notre propre bilan thermique. Nous éliminerons tout d'abord les modèles nous donnant systématiquement des valeurs extrêmes, qu'elles soient supérieures ou inférieures à la moyenne. Sur les quatre modèles restant, nous privilégierons ensuite ceux qui ont été mis au point dans des régions au climat relativement proche du nôtre, de même que ceux correspondant à une hauteur de mesure de la vitesse du vent identique à celle de notre anémomètre, placé 10 mètres au-dessus du sol.

En définitive, seul le modèle de MOLINEAUX *et al.* (1995), développé pour des piscines extérieures situées en Suisse, semble répondre à ces deux derniers critères et sera dès lors celui que nous retiendrons dans la suite de notre étude :

$$h_c = 2.8 + 3.0 \cdot V \quad (9)$$

### 2.3 Flux de rayonnement de l'eau vers l'atmosphère

Ce flux, qui représente pour le bassin une perte d'énergie, se base sur le constat que tout corps, quel qu'il soit, émet une radiation de grande longueur d'onde dont l'intensité est elle-même fonction de la température du corps considéré (AJDOR *et al.*, 1995). Ce phénomène a depuis longtemps été modélisé au moyen de la loi de Stefan-Boltzman, tenant simplement compte de l'émissivité et de la température du plan d'eau :

$$H_{RW} = \varepsilon_W \cdot \sigma \cdot (T_W + 273)^4 \cdot A \quad (10)$$

Avec :  $\varepsilon_W$  émissivité de l'eau (%)  
 $\sigma$  constante de Boltzman ( $5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$ ).

Tous les auteurs s'accordent pour attribuer au paramètre  $\varepsilon_W$  une valeur commune de 96 %, de telle sorte que ce rayonnement, qui se produit entièrement dans l'infrarouge, est l'une des composantes du bilan thermique les plus faciles à calculer (TALATI et STENSTROM, 1990 ; HAHNE et KÜBLER, 1994).

### 2.4 Flux de rayonnement de l'atmosphère vers l'eau

Forme d'échange complémentaire, bien que de signe opposé, au flux de chaleur précédent, le rayonnement atmosphérique désigne l'ensemble des radiations infrarouges réémises par tous les composants de l'atmosphère.

Si, globalement, son estimation fait encore appel à la loi de Stefan-Boltzman, celle-ci se complique par le fait qu'il est nécessaire de tenir compte à la fois d'une interception du rayonnement par la couverture nuageuse et de sa réflexion partielle à la surface du plan d'eau (AJDOR *et al.*, 1995) :

$$H_{RA} = A \cdot (1 - \delta) \cdot (1 + 0,17 \cdot N^2) \cdot \sigma \cdot \varepsilon_A \cdot k_p \cdot (T_{sky} + 273)^6 \quad (11)$$

avec :  $\varepsilon_A$  émissivité de l'air (%)  
 $k_p$  constante de proportionnalité ( $^\circ\text{K}^{-2}$ )  
 $T_{sky}$  température du ciel ( $^\circ\text{C}$ ).

Cet apport d'énergie se calcule en fonction de la température dite du ciel,  $T_{sky}$ , qui, selon les auteurs, peut être égale soit à la température de l'air (ATKINSON et HARLEMAN, 1983 ; TALATI et STENSTROM, 1990 ; ALMANZA et LARA, 1994), soit à une température fictive, dépendant de l'humidité relative, ou plus précisément de la tension de vapeur correspondante (SZEICZ et McMONAGLE, 1983 ; KISHORE et JOSHI, 1985 ; SUBHAKAR et MURTHY, 1993) :

$$T_{sky} = T_A \cdot (0,55 + 0,06 \cdot \sqrt{P_A})^h \quad (12)$$

avec :  $P_A$  tension de vapeur de l'air humide (mmHg)  
 $h$  constante 1 selon SZEICZ et McMONAGLE (1983)  
 0,25 selon KISHORE et JOSHI (1984).

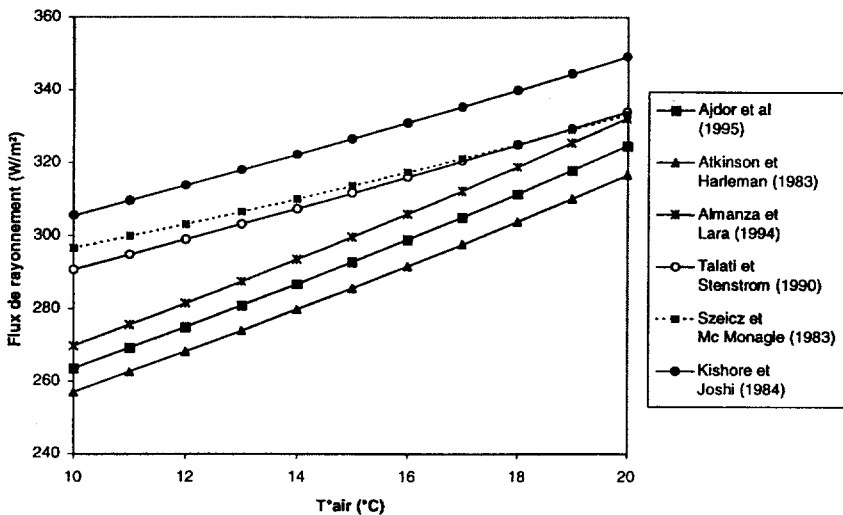
La tension de vapeur PA peut à son tour se calculer au moyen de l'équation suivante :

$$P_A = HR \cdot \exp\left(18,403 - \frac{3\,885}{T_A + 230}\right) \quad (13)$$

avec : HR humidité relative (%).

Les constantes intervenant dans ces différentes formules, notamment les valeurs d'albédo, d'émissivité, ou même constantes de proportionnalité, vont à nouveau varier d'un auteur à l'autre ; rendant ainsi toute comparaison, sinon impossible, du moins difficile sans passer par une représentation graphique.

Nous avons reporté, à la figure 4, quelques-unes des équations proposées dans la littérature nous permettant de calculer l'évolution du flux de rayonnement atmosphérique en fonction de la température de l'air. Contrairement à ce que nous observons pour les flux de convection, les écarts existant entre ces différents modèles restent modérés puisque de l'ordre de seulement 10 à 15 %.



**Figure 4** Comparaison de différentes formules pour le calcul du flux de rayonnement atmosphérique – Évolution en fonction de la température de l'air.

*Comparison of different formulae for calculating the atmospheric radiation flux – Evolution as a function of the air temperature.*

Aucune approche ne pouvant *a priori* être privilégiée aux dépens d'une autre, nous avons décidé, de manière quelque peu arbitraire, d'adopter l'équation d'ALMANZA et LARA (1994). Ce choix ne se justifie toutefois que par le seul fait que cette équation se caractérise par des résultats moyens, ne se démarquant pas, ni vers le haut, ni vers le bas, des autres formules décrivant cette forme d'apport d'énergie :

$$H_{RA} = A \cdot (1 - 0,06) \cdot (1 + 0,17 \cdot N^2) \cdot \sigma \cdot 0,959 \cdot 10^{-5} \cdot (T_A + 273)^6 \quad (14)$$

## 2.5 Flux d'évaporation

Le flux d'évaporation est certainement la composante la plus difficile à modéliser du bilan thermique des bassins. Cette perte de chaleur, liée aux changements de phase à l'interface gaz-liquide, serait avant tout proportionnelle au gradient de tension de vapeur à la surface du plan d'eau et dépendrait à ce titre de la température de l'eau, de la température de l'air et de son humidité relative. Mécanisme également gouverné par des phénomènes de convection libre et de convection forcée, il évoluerait aussi en fonction de la vitesse du vent.

Son évaluation théorique, particulièrement délicate, a rapidement été abandonnée au profit de formules empiriques, qui, bien que très diversifiées, respectent globalement la forme suivante (ROQUES, 1979 ; ATKINSON et HARLEMAN, 1983 ; HAHNE et KÜBLER, 1994) :

$$H_E = A \cdot \lambda \cdot \rho_W \cdot (i + j \cdot V) \cdot (P_A - P_W) \quad (15)$$

avec :  $P_A$  tension de vapeur de l'air humide (mmHg)  
 $P_W$  tension de vapeur de l'air à la température de l'eau (mmHg)  
 $\lambda$  chaleur latente de vaporisation (Wh/kg)  
 $i, j$  constantes.

Selon certains auteurs (MOLINEAUX *et al.*, 1994), les constantes  $i$  et  $j$  intervenant dans cette équation pour marquer l'influence de la vitesse du vent seraient à rapprocher de celles définies lors du calcul du coefficient d'échange convectif; démontrant ainsi la parenté existant entre ces deux formes d'échange d'énergie. Pour d'autres, elles seraient au contraire indépendantes et prendraient des valeurs propres selon le mode d'agitation du bassin et la hauteur de mesure de la vitesse du vent (ROQUES, 1979 ; HAHNE et KÜBLER, 1994).

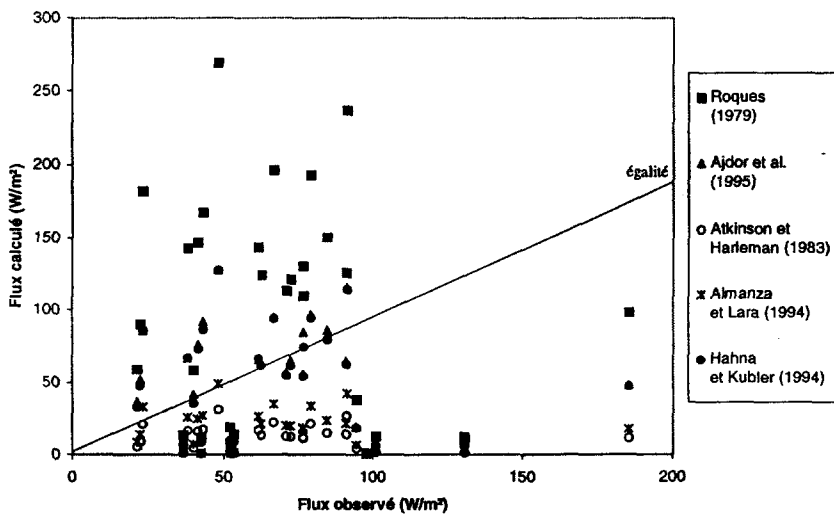


Figure 5 Comparaison des flux d'évaporation observés et calculés.  
 Comparison of observed and calculated evaporative fluxes.

Malgré le nombre imposant d'études consacrées au développement de ces équations, celles-ci ne paraissent pas encore avoir atteint un degré de précision suffisant pour nous permettre d'estimer les flux d'évaporation se produisant à la surface des bassins. Le peu de fiabilité qui les caractérise apparaît très clairement au vu de la figure 5 où nous comparons les flux calculés au moyen de plusieurs de ces formules à ceux véritablement observés grâce à des bacs d'évaporation flottants, introduits dans nos différentes lagunes.

Ces résultats, récoltés dans le cadre de notre travail, nous démontrent que, sous leur forme actuelle, ces équations ne sauraient être recommandées pour l'estimation d'un transfert d'énergie aussi important que les pertes de chaleur par évaporation ; lesquelles feront, au même titre que le flux solaire, l'objet de mesures *in situ*.

Signalons toutefois, pour être exhaustifs, que certains auteurs remettent en cause la précision des bacs d'évaporation du fait que ceux-ci se caractérisent, entre autres, par une accumulation de chaleur différente du reste du plan d'eau (VAN ZYL et DE JAGER, 1987 ; LINACRE, 1994). Il en résulterait des écarts entre évaporation réelle et évaporation mesurée allant de 4 à plus de 20 %, selon le caractère plus ou moins pessimiste des différentes hypothèses envisagées (DOORENBOS et PRUITT, 1983 ; SMITH *et al.*, 1994).

## 2.6 Flux d'échange avec le sol

Bien que négligés par de très nombreux auteurs (ROQUES, 1979 ; ATKINSON et HARLEMAN, 1983 ; ALMANZA et LARA, 1994), le flux d'échange avec le sol pourrait représenter, dans certaines conditions, un gain ou une perte d'énergie relativement conséquent ; en particulier lorsque le sol est mouillé ou encore lorsque la nappe phréatique n'est guère éloignée du fond du bassin (TABOR, 1981 ; WANG et AKBARZADEH, 1983 ; HAHNE et KÜBLER, 1994).

La plupart des lagunes étant en terre et n'étant que rarement pourvue d'une membrane d'imperméabilisation, la première de ces situations est sans doute quasi généralisée et explique pourquoi nous avons tenté d'intégrer ce dernier flux dans le calcul du bilan thermique de nos bassins.

Son estimation précise passe normalement par la résolution d'un modèle de conduction thermique au travers d'un mur semi-infini. Toutefois, certains auteurs proposent de remplacer cette approche relativement complexe par une équation nettement plus simple, s'inspirant de celle décrivant le flux de convection à l'interface air-eau (GOVAER et ZARMI, 1981 ; KISHORE et JOSHI, 1984 ; TALATI et STENSTROM, 1990 ; MOLINEAUX *et al.*, 1994) :

$$H_G = U_G \cdot A_G \cdot (T_W - T_G) \quad (16)$$

avec :  $U_G$  coefficient d'échange thermique avec le sol ( $W/m^2 \cdot ^\circ C$ )  
 $A_G$  surface des parois en contact avec le sol ( $m^2$ )  
 $T_G$  température du sol ( $^\circ C$ ).

Le coefficient d'échange avec le sol,  $U_G$ , va principalement dépendre du type de matériau utilisé lors de la conception des bassins, le tableau 2 reprenant quelques valeurs trouvées dans la littérature.

À noter, pour relativiser l'importance de ce flux, que même dans le cas d'un gradient thermique eau-sol d'environ  $10^\circ C$ , la quantité d'énergie échangée via

**Tableau 2** Coefficients d'échange thermique avec le sol.**Table 2** Ground heat exchange coefficients.

Auteur	UG (W/m <sup>2</sup> ·C°)	Matériau
Govaer et Zarmi (1981)	2,00	béton
Kishore et Joshi (1984)	0,21	terre
Talati et Stenstrom	0,97	béton
Molineaux <i>et al.</i> (1994)	0,58	-

les parois atteint moins de 20 W/m<sup>2</sup> ; ce qui, à l'échelle d'un bassin, représenterait moins de 1 % de l'ensemble des flux de chaleur déterminant sa température d'équilibre (HAHNE et KÜBLER, 1994).

## 2.7 Bilan thermique

En regroupant les différentes équations précédemment définies, nous pouvons réécrire notre bilan thermique de la façon suivante :

$$\Delta H = Q_W \cdot C_{PW} \cdot \rho_W \cdot (T_{in} - T_W) + \sum H \quad (17)$$

ou encore,

$$\begin{aligned} \Delta H = Q_W \cdot C_{PW} \cdot \rho_W \cdot (T_{in} - T_w) = A \cdot (1 - \delta) \cdot G + A \cdot (2,8 + 3,0 \cdot V) \cdot \\ (T_A - T_W) - A \cdot \varepsilon_W \cdot \sigma \cdot (T_W + 273)^4 + A \cdot (1 - \delta) \cdot (1 + 0,17 \cdot N^2) \cdot \\ (\sigma \cdot 0,959 \cdot 10^{-5} \cdot (T_A + 273))^6 - A \cdot \lambda \cdot E - U_G \cdot A_G \cdot (T_W - T_G) \end{aligned} \quad (18)$$

avec : E vitesse d'évaporation (g/m<sup>2</sup>·j).

Cette dernière expression ne contient plus qu'une seule inconnue qui n'est autre que T<sub>w</sub>, la température d'équilibre recherchée. La manière dont celle-ci va pouvoir être isolée dépend avant tout du type de régime considéré. En régime stationnaire, le terme ΔH disparaissant, on obtient une équation du quatrième degré dans laquelle T<sub>w</sub> intervient successivement pour l'estimation des flux de convection, flux d'échange avec le sol et flux de rayonnement à la surface du plan d'eau. Sa valeur ne peut ainsi être obtenue qu'à l'issue d'un long calcul itératif, que nous avons réussi à automatiser au moyen d'une feuille de calcul Excel®.

En régime dynamique, on peut remplacer ΔH par l'expression présentée dans l'équation (2) et l'on obtient ainsi une équation différentielle relativement complexe, décrivant ΔT<sub>w</sub>/Δt en fonction de T<sub>w</sub> ; équation différentielle que nous avons résolue au moyen d'une technique d'intégration numérique de type Runge-Kutta, développée pour le logiciel « Matlab for Windows® » :

$$\frac{\Delta T_W}{\Delta t} = \frac{Q_w \cdot (T_{in} - T_W)}{V_W} + \frac{\sum H}{V_w \cdot C_{PW} \cdot \rho_W} \quad (19)$$

Les différents paramètres requis lors de ces procédures de calcul, qu'elles soient relatives à un régime stationnaire ou à un régime transitoire, sont reportés au tableau 3.

La principale différence entre ces deux approches du bilan thermique des lagunes est la prise en compte du volume du bassin lorsque l'on travaille en



**Tableau 3** Liste des paramètres nécessaires pour le calcul des bilans thermiques.**Table 3** *Input parameters for the calculation of pond thermal balance.*

<b>Paramètres mesurés <i>in situ</i></b> radiation solaire nette reçue au niveau du sol vitesse du vent température de l'air nébulosité	vitesse d'évaporation température du sol température de l'entrée débit
<b>Constantes trouvées dans la littérature</b> albédo émissivité de l'eau émissivité de l'air	constante de Boltzman chaleur latente de vaporisation coefficient d'échange thermique avec le sol
<b>Caractéristiques du bassin</b> surface du bassin volume du bassin (uniquement en régime transitoire)	surface des parois en contact avec le sol

régime transitoire. Loin d'être purement formelle, l'intervention de ce paramètre supplémentaire fait en réalité apparaître la notion d'inertie thermique ou d'effet tampon qui manquait fondamentalement au calcul des températures d'équilibre en régime stationnaire.

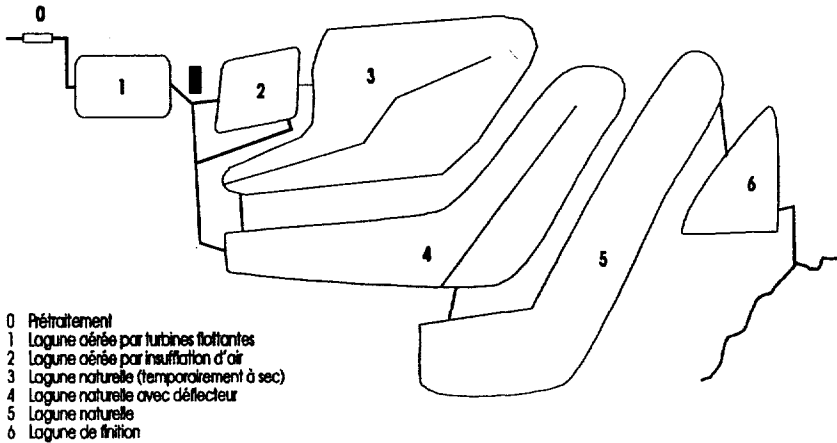
Malgré cet avantage indéniable, la variante dynamique présente l'inconvénient d'être à la fois plus difficile à ajuster et surtout de nécessiter la définition de conditions initiales (bornes d'intégration), soit, dans notre cas, la connaissance d'une température de départ. Ce qui, dans l'optique d'une prévision des températures des bassins, serait quelque peu contradictoire.

### 3 – DESCRIPTION DE LA STATION D'ÉPURATION DE BERTRIX

L'ensemble des résultats que nous présenterons au cours de notre étude a été obtenu à la station d'épuration de Bertrix. Il s'agit d'une installation entièrement à vocation expérimentale, rassemblant sur un même site lagunage aéré et lagunage naturel mais aussi différents dispositifs d'aération tels qu'insufflation d'air et turbines rotatives flottantes. Opérationnelle depuis 1990, cette station a été dimensionnée pour une capacité nominale de 7 500 E.H. Elle reçoit les effluents domestiques de la petite agglomération de Bertrix ainsi que d'un abattoir communal, le réseau d'égouttage desservant la station étant de type unitaire (VASEL et NAMÈCHE, 1996).

Le traitement primaire, installé en tête de station, se compose d'un dégrillage automatique suivi d'un dessableur et d'un microtamisage par tambour rotatif. L'épuration secondaire est assurée par un ensemble de six lagunes dont deux sont aérées et quatre naturelles. Ces dernières combinent en outre lagunage à microphytes et à macrophytes par l'alternance de zones plantées et non-plantées. Leur circuit hydraulique peut être modifié à tout instant au moyen de vannes réparties sur toute la surface de la station ; laquelle représente près de 2,5 ha de plan d'eau. Pour limiter les risques d'infiltration, particulièrement importants sur

ce socle schisto-gréseux, le fond des deux premières lagunes a été recouvert d'une membrane d'imperméabilisation (figure 6).



**Figure 6** Schéma de la station d'épuration de Bertrix.  
*Layout of the Bertrix wastewater treatment facility.*

Le temps de séjour total de l'installation est d'approximativement 6 jours, les débits à l'entrée pouvant varier, selon les conditions climatiques, entre 50 et 300 m<sup>3</sup>/h. Ces 6 lagunes se comportent globalement comme des réacteurs parfaitement mélangés, sans aucune forme de stratification thermique même au plus chaud de la période estivale (VASEL et NAMÈCHE, 1996).

#### 4 – MATÉRIELS ET MÉTHODE

Les données nécessaires au calcul du bilan thermique de la station d'épuration de Bertrix ont été récoltées lors de 5 campagnes de mesures spécifiques, réparties sur les différentes saisons. D'une durée de 5 à 20 jours, ces campagnes ont été menées durant la période comprise de juillet 1994 à avril 1996 ; notre objectif étant aussi de pouvoir comparer les résultats obtenus au cours de plusieurs années successives.

Des enregistrements continus de la température de l'air, température du sol (à 10 cm de profondeur), radiation solaire, précipitation, vitesse et direction du vent (à 10 m de hauteur) ont été réalisés au moyen d'une station météorologique installée sur le site. La fréquence d'enregistrement était d'une mesure toutes les 30 secondes ; ces nombreuses valeurs instantanées étant par la suite regroupées soit en moyennes sur 24 heures pour l'ajustement de notre modèle en régime stationnaire, soit en moyenne sur 1/2 h pour l'ajustement de notre modèle en régime transitoire.

Les vitesses d'évaporation ont également été déterminées *in situ* grâce à des bacs Colorado répartis sur les deuxième, quatrième et sixième lagunes. Ceux-ci

se présentent sous la forme de bacs métalliques carrés de 50 cm de côté, munis de flotteurs permettant de les poser directement à la surface des bassins. Chaque bac est rempli d'eau jusqu'à un niveau précis que l'on réajustera quotidiennement ; le volume d'eau ajouté ou retiré correspondant au solde de l'évaporation moins la précipitation.

Les débits moyens, reçus journalièrement par la station, ont été relevés au venturi d'entrée, équipé d'une mesure de hauteur d'eau par ultrason et d'un cumulateur déterminant en permanence le volume d'eau traité depuis la mise en marche de l'installation. Les températures de l'eau à l'entrée de la station et à la sortie des différents bassins ont été mesurées selon une fréquence horaire ; permettant de nouveau le calcul de moyennes journalières.

Enfin, des profils verticaux de température et d'éclairement ont été réalisés dans les lagunes les plus profondes afin de vérifier certaines des hypothèses définissant les conditions d'application du modèle thermique précédemment développé. Un pyranomètre étanche et une sonde de température ont ainsi été immergés depuis la surface jusqu'au fond des bassins, de manière à s'assurer de l'absence de stratification thermique et à contrôler que l'ensemble des flux de rayonnement était bien absorbé au sein de la masse liquide.

Seules les valeurs de nébulosité, intervenant dans le calcul du rayonnement atmosphérique, n'ont pas été déterminées à Bertrix mais proviennent des relevés effectués par l'IRM à la station de Saint-Hubert, située moins de 25 km au nord-est de notre installation.

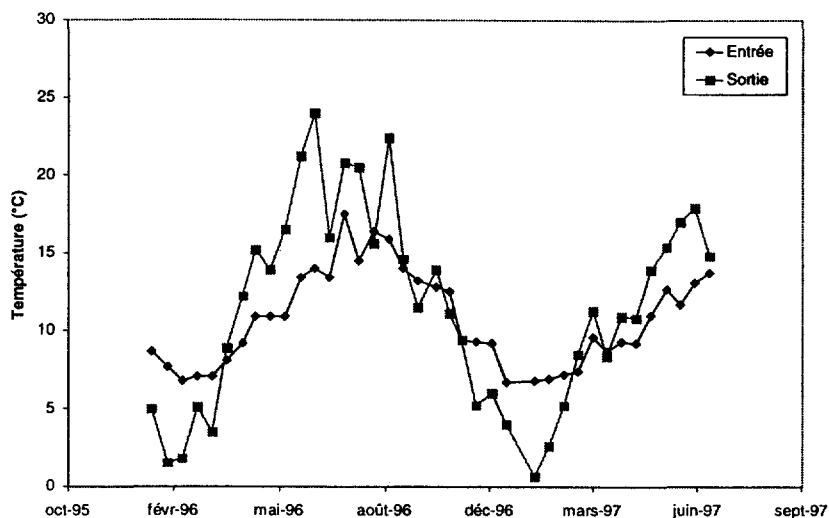
## 5 – RÉSULTATS ET DISCUSSION

### 5.1 Importance des variations de température en lagunage

Afin de quantifier l'importance des variations de température entre l'entrée et la sortie de la station, des relevés bimensuels ont été effectués pendant près de 2 années successives (*figure 7*).

Si les profils obtenus conservent globalement une apparence similaire, ils nous confirment toutefois que l'amplitude des variations est plus élevée à la sortie de la station, soit après le passage de l'eau au travers des différentes lagunes. Le réchauffement constaté dans les bassins en été et le très net refroidissement durant la période hivernale font ainsi apparaître des températures plus extrêmes, se traduisant par une amplitude annuelle de 23 °C en sortie contre seulement 11 °C en entrée.

L'évolution des températures sur le temps de séjour de l'eau dans l'installation est également très significative ; les six lagunes qui composent la station d'épuration de Bertrix entraînant en moyenne une variation de la température de l'effluent d'environ 4 °C. Bien que son signe évolue selon les saisons, celle-ci s'accompagne certainement d'une profonde modification des cinétiques épuratoires ; ce dernier phénomène devant tout particulièrement se manifester durant la période estivale, lorsque les écarts de température entre l'entrée et la sortie de la station vont jusqu'à dépasser 10 °C.



**Figure 7** Évolution saisonnière des températures à l'entrée et à la sortie de la station d'épuration de Bertrix.

*Seasonal temperature variations at the inlet and outlet of the Bertrix wastewater treatment facility.*

## 5.2 Profils verticaux de température et d'éclairement

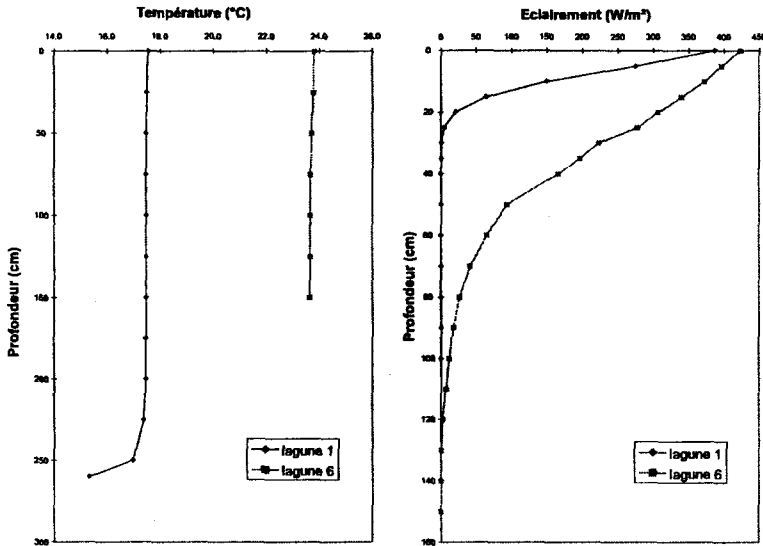
Quelques exemples des profils verticaux de température et d'éclairement déterminés dans les bassins les plus profonds au cours de nos différentes campagnes sont présentés à la figure 8.

Couplées aux essais de traçage réalisés antérieurement sur cette même installation (NAMÈCHE et VASEL, 1996), les mesures de température nous démontrent le caractère homogène des lagunes étudiées et surtout leur absence de stratification thermique, même au plus chaud de la période estivale. La température demeure ainsi parfaitement constante sur toute la hauteur de la colonne d'eau ; un léger refroidissement étant toutefois constaté lorsque le capteur utilisé était enfoncé dans la couche de sédiment déposée au fond de certaines lagunes.

Les profils d'éclairement nous permettent quant à eux de valider une deuxième hypothèse intervenant dans le calcul de nos bilans thermiques, à savoir l'absorption complète des flux de rayonnement au sein de la masse liquide. Limitée aux 30 premiers centimètres de profondeur dans les lagunes aérées, la pénétration lumineuse est plus importante dans les lagunes naturelles. Son extinction survient cependant avant d'avoir pu atteindre le fond du bassin, écartant ainsi toute possibilité de réflexion, même partielle, de ces flux en direction de l'atmosphère.

## 5.3 Ajustement du modèle thermique en régime stationnaire

En régime stationnaire, l'objectif qui motive la mise au point d'un modèle thermique est de pouvoir simuler les températures d'équilibre des bassins pour différentes conditions météorologiques. Les nombreuses données récoltées au cours de nos 5 campagnes de mesures spécifiques nous ont précisément permis de



**Figure 8** Profils verticaux d'éclairement et de température (juillet 1995).  
*Vertical profiles for temperature and light penetration (July 1995).*

vérifier si le bilan thermique développé dans notre étude remplissait pleinement cette mission ; nos simulations portant sur les deux premières lagunes aérées et la dernière lagune naturelle de la station d'épuration de Bertrix. Les températures d'équilibre ainsi estimées ont été comparées à celles véritablement observées, moyennant le calcul d'une somme des carrés des écarts, d'un écart moyen absolu et d'une régression linéaire du type  $Y = a \cdot X$ .

Afin de mieux juger du degré de précision de notre modèle, nous l'avons également comparé à d'autres équations trouvées dans la littérature. Trois modèles, développés spécifiquement pour des lagunes, ont ainsi été retenus :

– le modèle d'ECKENFELDER (1966) qui, malgré son caractère exclusivement empirique, reste encore le plus fréquemment utilisé. Il s'agit d'une approche simplifiée du bilan thermique des bassins, selon laquelle l'ensemble des flux de chaleur échangés avec l'atmosphère ne dépendrait que d'un seul facteur, dit climatique :

$$\frac{(T_{in} - T_W)}{(T_W - T_A)} = \frac{f \cdot A}{Q_W} \quad (20)$$

avec :  $f$  facteur tenant compte des transferts thermiques, de l'augmentation de surface de transfert due aux aérateurs, au vent...

– et deux variantes du modèle de ROQUES (1979), celles-ci se basant sur une philosophie nettement plus complexe, identifiant, tel que nous l'avons fait dans notre étude, chacune des formes d'énergie qu'échange le bassin avec son milieu environnant. Ces deux variantes diffèrent simplement par leur manière d'appréhender le flux de rayonnement atmosphérique ; la première (Roques 1) s'appuyant sur la loi de Stefan-Boltzman, la seconde (Roques 2) sur une équation empirique, développée par l'auteur.

Les ajustements de ces différents modèles par rapport aux valeurs observées sont reportés au tableau 4. Bien que des différences sensibles existent entre ces quelques équations, on peut globalement conclure à leur relativement bonne précision puisque toutes permettent de simuler les températures d'équilibre des lagunes avec un écart moyen d'au maximum 1,5 °C.

**Tableau 4** Comparaison de différents modèles thermiques.

**Table 4** Comparison of different thermal models.

	Modèle d'Eckenfelder	Modèle de Roques (1)	Modèle de Roques (2)	Nouveau modèle
Nombre d'observations	93	93	93	93
Somme des carrés des écarts entre T° observée et T° simulée	469	168	120	99
Ecart moyen absolu (°C)	1,5 ± 0,4	1,0 ± 0,2	1,1 ± 0,2	0,7 ± 0,2
Régression linéaire :				
R <sup>2</sup>	0,89	0,95	0,97	0,98
Pente	0,97	0,99	1,04	0,98

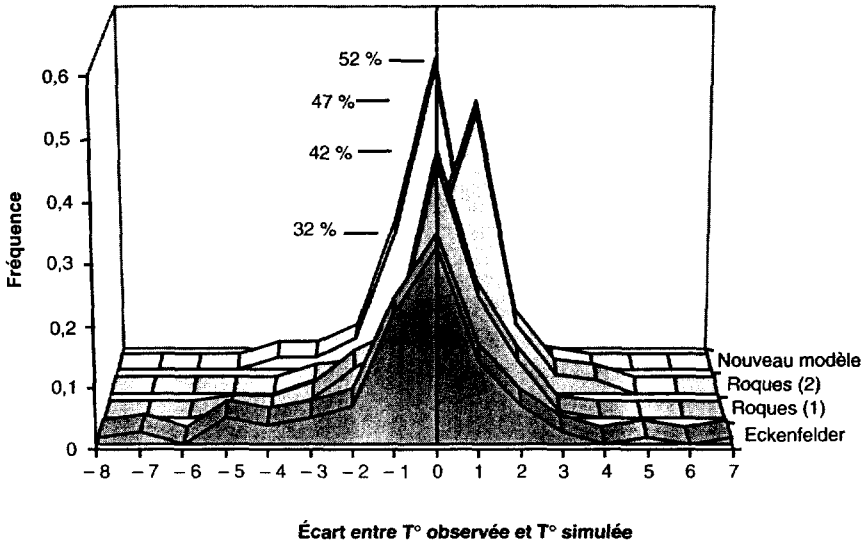
Le modèle d'ECKENFELDER (1966) se classe toutefois en dernière position, notre nouveau modèle obtenant par contre systématiquement les meilleurs résultats. C'est en effet lui qui se caractérise par la plus petite somme des carrés des écarts, par le plus faible écart moyen absolu et par la valeur de R<sup>2</sup> la plus élevée. Seule la première variante du modèle de ROQUES (1979) parvient à le surpasser lors du calcul des régressions linéaires, en obtenant une pente encore plus proche de 1.

La figure 9 nous offre un autre moyen de départager ces différentes équations. Sur ce graphique nous présentant la distribution de fréquence des écarts entre températures observées et températures simulées, le meilleur modèle sera celui dont les erreurs sont à la fois centrées sur zéro et les moins dispersées autour de leur valeur moyenne.

Il apparaît ainsi que la seconde variante du modèle de ROQUES (1979) commet un biais systématique, en surestimant de l'ordre de 1 °C les températures d'équilibre des lagunes. Sur les trois modèles restant, c'est à nouveau celui que nous avons développé dans notre étude qui se révèle le plus précis ; plus de 50 % de ses écarts par rapport aux valeurs observées ne dépassant pas 0,5 °C.

Quoi qu'il en soit, l'ensemble de ces modèles semble atteindre aujourd'hui un degré de précision non seulement suffisant mais également difficilement perfectible, de telle sorte que tous pourraient être recommandés en tant qu'outils de prévision de la température d'équilibre des lagunes.

Nous émettrons toutefois quelques réserves à propos du modèle d'ECKENFELDER (1966) dont l'extrême simplicité est également le principal défaut puisqu'il s'avère incapable d'estimer la température d'un bassin lorsque celle-ci est à la fois supérieure à la température d'entrée et à la température de l'air. Durant ces périodes où le réchauffement des lagunes est essentiellement dû au rayonnement solaire, ce modèle devrait en effet adopter des facteurs climatiques négatifs ; ce qui, physiquement, n'aurait aucun sens et irait à l'encontre de toutes les valeurs trouvées dans la littérature.



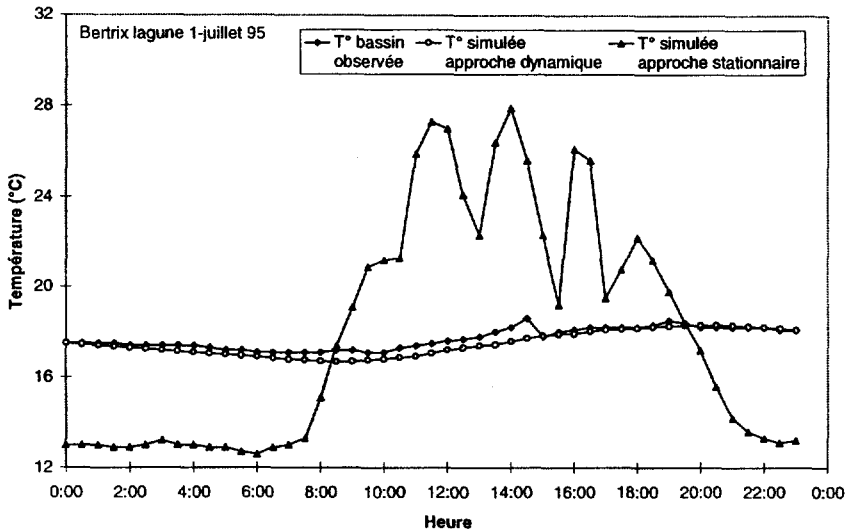
**Figure 9** Distribution de fréquence des écarts entre  $T^\circ$  observées et  $T^\circ$  simulées.  
*Frequency distribution for the differences between the observed and simulated temperatures.*

### 5.3 Ajustement du modèle thermique en régime transitoire

Lorsque l'on tente de simuler l'évolution de la température d'un bassin sur de courtes périodes de temps, par exemple au cours d'une journée, notre approche en régime stationnaire atteint rapidement ses limites puisqu'en négligeant toute variation d'enthalpie du système, elle ne saurait tenir compte de l'inertie thermique qui caractérise pourtant toute lagune. Les températures d'équilibre calculées s'écartent alors sensiblement de celles véritablement observées ; ces dernières voyant leur amplitude réduite du fait du pouvoir tampon que représente le volume des bassins.

Seule une approche dynamique, telle que nous l'avons décrite à l'équation (19), permet de résoudre de tels problèmes ; son caractère différentiel s'accordant bien dans l'optique d'une simulation en continu, voire en temps réel, de la température des lagunes. Les ajustements sont non seulement de meilleure qualité mais surtout ne présentent plus l'alternance jour/nuit, due à la sensibilité de notre modèle thermique vis-à-vis du rayonnement solaire, qui grevait les résultats obtenus en régime stationnaire (figure 10).

Bien qu'elle nous confirme à nouveau la validité des équations utilisées, cette variante dynamique n'a pratiquement d'autre intérêt que de permettre une analyse plus fine des variations de températures. De par sa technique même d'ajustement par intégration numérique, cette seconde approche ne répondrait plus à l'objectif de développement des bilans thermiques en tant qu'outils prévisionnels ; la température des lagunes ne pouvant plus être calculée au départ des seules données météorologiques mais nécessitant en plus la connaissance d'une température de bassin initiale.



**Figure 10** Exemple de simulation des températures en régime transitoire.  
*Example of temperature simulation for the transitory regime.*

#### 5.4 Analyse de sensibilité

Afin de mesurer la contribution des différents paramètres intervenant dans le calcul des bilans thermiques, nous avons procédé à une analyse de sensibilité de notre modèle. Le type de régime envisagé se révélant ici sans conséquence, seule l'approche en régime stationnaire a été retenue en raison de sa plus grande simplicité d'ajustement. Cette analyse de sensibilité a consisté à estimer la variation de température d'équilibre qu'entraînait tour à tour, et alors que tous les autres facteurs restaient constants, la variation de chacun des paramètres déterminés *in situ* (tableau 5).

**Tableau 5** Analyse de sensibilité du modèle thermique.

**Table 5** Sensitivity analysis of the thermal model.

Paramètre	Gamme de mesure habituelle	Variation du paramètre	Variation sur la température TW (°C)
$T^\circ$ entrée	10 à 20 °C	1 °C	0,75
Radiation solaire	5 à 300 W/m <sup>2</sup>	25 W/m <sup>2</sup>	0,4
$T^\circ$ air	- 3 à 28 °C	1 °C	0,25
Évaporation	0 à 300 g/m <sup>2</sup> ·h	20 g/m <sup>2</sup> ·h	0,2
Couverture nuageuse	0 à 1	0,1	0,1
Vitesse du vent	0 à 10 km/h	1 km/h	0,05
HR %	55 à 99 %	10 %	0

Les éléments les plus importants sont ainsi, dans un ordre décroissant, la température d'entrée, la radiation solaire, la température de l'air et l'évaporation. On veillera dès lors à apporter un maximum de soin à la mesure de ces quatre



paramètres, de façon à limiter les risques d'erreur et garantir la précision des températures simulées.

À cette liste, plusieurs auteurs ajoutent également la vitesse du vent ; son augmentation entraînant invariablement la diminution de la température du bassin (SZEICZ et McMONAGLE, 1983 ; TALATI et STENSTROM, 1990). Il est vrai que, dans leurs modèles, ce dernier paramètre intervient dans le calcul des pertes de chaleur par évaporation alors qu'ici son rôle se voit limité aux seuls flux de convection. Cette différence, d'ordre uniquement méthodologique, suffit cependant à expliquer le peu d'influence de ce facteur sur le bilan thermique de nos lagunes ; la vitesse du vent n'intervenant qu'en sixième position dans notre analyse de sensibilité, même après la couverture nuageuse.

### 5.5 Importance des flux d'échange de chaleur

La figure 11 nous décrit l'évolution saisonnière des quantités d'énergie échangées par  $m^2$  de surface des bassins. Sur ce graphique, chaque flux est exprimé en accord avec son signe de telle sorte que nous puissions identifier les différentes formes de gain et de perte de chaleur. Les deux flux de rayonnement,  $H_{RA}$  et  $H_{RW}$ , tous deux basés sur l'émission d'une radiation infrarouge, ont toutefois été regroupés en un seul terme nous décrivant leur balance ; celle-ci étant en pratique toujours dirigée de l'eau vers l'air.

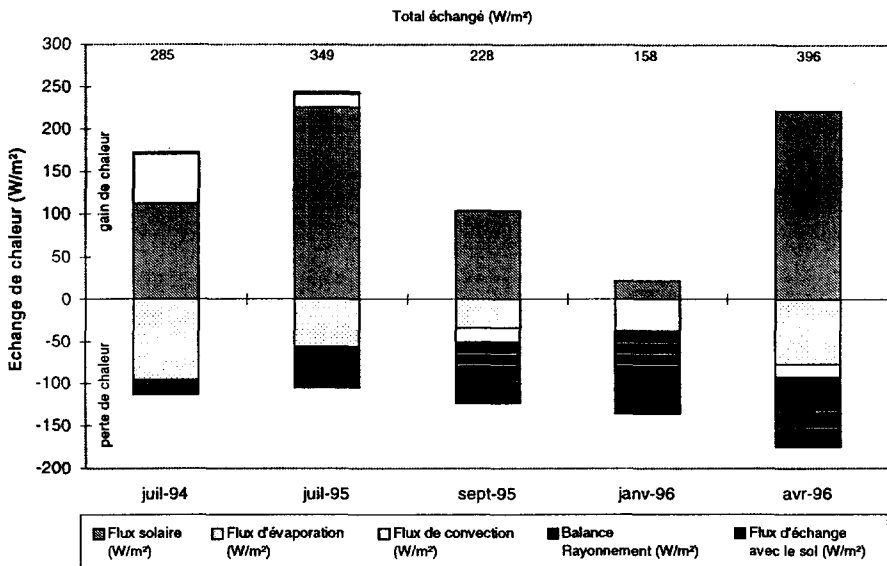


Figure 11 Estimation des différents flux d'échange de chaleur ( $W/m^2$ ).  
 Estimation of the different heat exchange fluxes ( $W/m^2$ ).

Nos lagunes échangent en moyenne près de  $280 W/m^2$  ; les maxima étant observés au printemps et pendant la période estivale. Le flux qui représente la plus grande proportion de cet échange est la radiation solaire, avec près de 47,5 % du total. Il s'agit aussi de la principale source d'énergie des bassins, étant donné qu'elle contribue à plus de 90 % des apports de chaleur.

Viennent ensuite le flux d'évaporation et la balance des flux de rayonnement ; chacun possédant globalement une importance similaire puisque prenant part respectivement à 20 % et 22 % du total des échanges. Ces mêmes flux représenteraient l'essentiel des pertes de chaleur des bassins, leur participation à la dissipation d'énergie étant de l'ordre de 88 %. Bien que de signe variable selon les saisons, le flux de convection contribuerait quant à lui à près de 10 % des échanges. De positif en été, il deviendrait négatif en automne, en hiver et au printemps et correspondrait ainsi, pendant la plus grande partie de l'année, à une perte d'énergie.

À l'opposé des précédents, le flux d'échange avec le sol ne jouerait qu'un rôle mineur sur le bilan thermique des lagunes, en intervenant pour moins de 0,5 % du total échangé. Plusieurs auteurs parvenant à la même conclusion proposaient d'ailleurs, purement et simplement, de le négliger lors du calcul des températures d'équilibre des bassins (SZEICZ et McMONAGLE, 1983; TALATI et STENSTROM, 1990).

Notons enfin que la part relative occupée par chacune de ces formes d'échange de chaleur ne demeure pas constante au cours d'une année mais connaît au contraire d'importantes variations, allant par exemple pour le flux d'évaporation de 0 % en hiver à plus de 33 % en été.

## 6 – CONCLUSIONS

L'identification des différents flux de chaleur qu'échangent les bassins avec leur milieu environnant nous a permis de reconstituer leur bilan thermique et, par là même, de calculer leur température d'équilibre ; laquelle se révèle déterminante sur l'estimation de leurs performances épuratoires. Pour être suffisamment précis et pouvoir ainsi être recommandé en tant qu'outil prévisionnel lors du dimensionnement des lagunes, un tel bilan devra tenir compte au moins de cinq composantes principales, à savoir : la radiation solaire, l'évaporation, la convection, le rayonnement atmosphérique et le rayonnement de la surface du plan d'eau ; ces cinq termes regroupant plus de 99 % des transferts d'énergie.

La description de chacun de ces flux et la reconnaissance des facteurs-clés qui les gouvernent nous ont permis de développer un modèle mathématique reproduisant les températures d'équilibre des lagunes avec moins de 0,7 °C d'écart ; et ce, quel que soit le type de bassin ou la saison envisagée. Ce modèle n'est cependant compatible qu'avec les réacteurs parfaitement mélangés ; ce qui limiterait son domaine d'application aux seules régions tempérées où les lagunes ne connaissent que rarement des phénomènes de stratification thermique.

Son utilisation requiert la mesure *in situ* d'un certain nombre de paramètres, essentiellement d'ordre météorologique ; le calcul des températures d'équilibre paraissant tout particulièrement sensible à la température d'entrée, à la radiation solaire, à la température de l'air et à l'évaporation. Ces quatre derniers éléments devront dès lors toujours être mesurés ou estimés avec le maximum de rigueur et de précision de manière à garantir la fiabilité des températures simulées.

Une des améliorations possible de ce modèle serait de mieux tenir compte, en lagunage aéré, de la contribution des aérateurs aux pertes de chaleur par évapo-

ration, contribution très différente selon qu'il s'agit d'une aération en surface ou en profondeur (TALATI et STENSTROM, 1990). Toutefois, bien loin de tout raffinement mathématique, le progrès majeur serait peut-être plus simplement de reconnaître l'intérêt d'une telle approche du bilan thermique des bassins. Son utilisation pourrait notamment se justifier dans les régions où l'on ne dispose que de peu d'informations concernant les températures d'équilibre des lagunes, ou encore lorsque le traitement des eaux usées porte non seulement sur l'abattement d'une charge polluante mais également sur la régulation thermique des effluents.

## REMERCIEMENTS

Th. NAMÈCHE a pu réaliser ce travail dans le cadre d'une bourse FRIA (Fonds pour la formation à la Recherche dans l'Industrie et dans l'Agriculture – Belgique).

## RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- ARCEIVALA S.J., 1981. Hydraulic modeling for waste stabilization ponds (discussion). *J. Environ. Eng.* 109(1), 265-268.
- AJDORY., HARTI A., BENZEKRI A, FOTHI A., 1995. Modèle hydrothermique d'un lac-réservoir. Première partie : modélisation des échanges thermiques. *Revue Marocaine du Génie Civil*, 58, 12-22.
- ALMANZA R., LARA J., 1994. Energy requirements for a swimming pool through a water-atmosphere energy balance. *Solar Energy*, 53(1), 37-39.
- ATKINSON J.F., HARLEMAN D.R.F., 1983. A wind-mixed layer model for solar ponds. *Solar Energy*, 31(3), 243-259.
- DOORENBOS J., PRUITT W.O., 1983. Yield response to water. FAO Irrigation and Drainage Paper 1633, 2nd revised edition.
- ECKENFELDER W.W., 1966. *Industrial water pollution control*. McGraw-Hill Book Co, New York.
- GOVAER D., ZARMI Y., 1981. Analytical evaluation of direct solar heating of swimming pools. *Solar Energy*, 27(6), 529-533.
- HAHNE E., KÜBLER R., 1994. Monitoring and simulation of the thermal performance of solar heated outdoor swimming pools. *Solar Energy*, 53(1), 9-19.
- HENRY R., 1993. Thermal regime and stability of Jurumirim reservoir. *Int. Revue ges. Hydrobiol.*, 78(4), 501-511.
- KEREN Y., RUBIN H., ATKINSON J., PRIVEN M., BEMPORAD G.A., 1993. Theoretical and experimental comparison of conventional and advanced solar pond performance. *Solar Energy*, 51(4), 255-270.
- KISHORE V.V.N., JOSHI V., 1984. A practical collector efficiency equation for nonconducting solar ponds. *Solar Energy*, 33(5), 391-395.
- LINACRE E.T., 1994. Estimating US class A pan evaporation from few climate data. *Water International*, 19, 5-14.
- MOLINEAUX B., LACHAL B., GUISAN O., 1994. Thermal analysis of five outdoor swimming pools heated by unglazed solar collectors. *Solar Energy*, 53(1), 21-26.
- MORENO M.D., 1990. A tracer study of the hydraulics of facultative stabilization ponds. *Water Research*, 24(8), 1025-1030.
- NAMÈCHE T., VASEL J.-L., 1996. New method for studying the hydraulic beha-

- viour of tanks in series – Application to aerated lagoons and waste stabilization ponds. *Wat. Sci. Tech.*, 33(8), 105-124.
- ROQUES H., 1979. *Fondements théoriques du traitement biologique des eaux*. Technique et Documentation, Paris, 1813 p.
- RYAN P.J., HARLEMAN D.R.F., SOLZENBACH K.D., 1974. Surface heat loss from cooling ponds. *Water Resources Research*, 10(5).
- SMITH C.C., LÖF G., JONES R., 1994. Measurement and analysis of evaporation from an inactive outdoor swimming pool. *Solar Energy*, 53(1), 3-7.
- SUBHAKAR D., MURTHY S.S., 1993. Saturated solar ponds : 1. Simulation procedure. *Solar Energy*, 50(3), 275-282.
- SZEICZ G., McMONAGLE R.C., 1983. The heat balance of urban swimming pools. *Solar Energy*, 30(3), 247-259.
- TABOR H., 1981. Review article : Solar Ponds. *Solar Energy*, 27(3), 181-194.
- TALATI S.N., STENSTROM M.K., 1990. Aeration-basin heat loss. *J. Environ. Eng.*, 116(1), 70-86.
- VAN ZYL W.H., DE JAGER J.M., 1987. Use of evaporimeters for estimating maximum total evaporation. *Water SA*, 13(4), 235-240.
- VASEL J.-L., NAMÈCHE T., 1996. La station expérimentale de Bertrix. In : Séminaire sur l'assainissement en zone rurale, Vasel J.-L. (ed), Arlon (Belgique), 8 p.
- WANG Y.F., AKBARZADEH A., 1983. A parametric study on solar ponds, *Solar Energy*, 30(6), 555-562.