

Efficacité d'une fente d'aspiration sur une cuve de traitement de surface

Mesures en laboratoire et simulation numérique bidimensionnelle

R. Braconnier, R. Régnier, F. Bonthoux, service Thermique – Ventilation, centre de recherche de l'INRS, Nancy

Efficiency of an exhaust vent on a surface treatment tank Laboratory measurements and two-dimensional numerical simulation

This article presents the results of a study on the capture of pollutants emitted by a surface treatment tank with an exhaust slot on one side, in the presence of cross-draft. It was carried out in laboratory conditions using two different methods :

- measurements on a scale model using helium tracer and hot wire anemometry techniques.
- two-dimensional simulation on a computer.

The effects of various factors (suction rate, cross-draft velocity, level of liquid in tank, presence of obstacles) on capture efficiency were studied for different configurations.

Capture efficiency values and charts of air speeds and concentrations in the vicinity of the tank are presented. A good level of agreement was achieved between the flow characteristics measured and those predicted by numerical simulation.

Surface treatment / Tank / Pollution / Exhaust vent / Simulation / Measurement / Ventilation / Capture efficiency

Cet article présente les résultats d'une étude relative au captage des polluants émis par une cuve de traitement de surface munie d'une fente d'aspiration unilatérale et soumise à un courant d'air perturbateur. Elle a été réalisée en laboratoire selon deux méthodes différentes :

- *mesures sur maquette utilisant les techniques de traçage à l'hélium et d'anémométrie à fil chaud,*
- *simulations bidimensionnelles sur ordinateur.*

L'influence sur l'efficacité de captage de plusieurs facteurs (débit d'aspiration, vitesse de perturbation, niveau du liquide dans la cuve, présence d'obstacles) a été étudiée pour des configurations déterminées.

Les valeurs de l'efficacité de captage et les cartes des vitesses d'air et des concentrations au voisinage de la cuve sont présentées. Un bon accord entre les caractéristiques de l'écoulement mesurées et celles prédites par simulation numérique a été obtenu.

Traitement de surface / Cuve / Pollution / Fente d'aspiration / Simulation / Mesure / Ventilation / Captage / Efficacité

La mise en œuvre des opérations de traitement de surface des métaux s'accompagne très souvent d'une émission de polluants gazeux ou d'aérosols liquides dans l'atmosphère des locaux de travail [1, 2]. Pour maintenir la salubrité de l'air de ces locaux, il est généralement nécessaire d'équiper les cuves de traitement de dispositifs de captage local.

Des recommandations concernant les conditions d'utilisation des différents types de dispositifs de captage et le calcul de leurs caractéristiques géométriques et aérauliques ont pu être

élaborées à partir de l'expérience acquise sur le terrain [3, 4]. Toutefois, une meilleure compréhension des mécanismes mis en jeu lors du captage devrait permettre d'affiner les recommandations existantes, en particulier pour les débits d'aspiration élevés : c'est le but de l'étude présentée dans ce document qui permet de mettre en évidence les effets d'un certain nombre de facteurs d'influence, mais dont l'objectif n'a pas été, à ce stade, d'obtenir des données directement utilisables sur le terrain. Ce dernier point fait l'objet d'une étude complémentaire actuellement en cours à l'INRS.

Les données publiées dans ce domaine sont encore peu nombreuses :

- Pour l'estimation des débits d'émission de polluants, on dispose, pour certains types de bains, des résultats de mesures de Berglund et Lindh [5] et du CITEPA [6].

- Les dispositifs de captage à aspiration simple ont fait l'objet de mesures de vitesses d'air sur le bord de cuve opposé à l'aspiration par Silverman [7]. Un modèle empirique de prévision de l'efficacité de captage a été élaboré par Conroy et Ellenbecker [8] : cette prévision est obtenue par intégration sur la surface du bain de mesures ponctuelles d'efficacité, effectuées par gaz traceur devant des fentes d'aspiration de petites dimensions munies d'une collerette.

- L'efficacité de captage des dispositifs à aspiration-soufflage (« push-pull ») dépend d'un grand nombre de paramètres. Bergqvist [9] et Klein [10] ont étudié sur des maquettes l'influence de ces paramètres par visualisation à l'aide de fumigènes. Huebner et Hughes [11] ont mesuré en laboratoire l'efficacité de captage, en simulant l'émission de polluants par une évaporation d'éthanol. Heinsohn et al. [12, 13] ont effectué des simulations numériques bidimensionnelles de la dispersion turbulente d'un polluant au-dessus de cuves, avec toute-

fois des conditions aux limites qui assuraient toujours une efficacité de captage de 100 %.

L'objet de cet article est l'étude du captage des polluants en conditions isothermes sur une cuve de traitement munie d'une fente d'aspiration unilatérale, en présence d'un courant d'air perturbateur s'opposant à l'aspiration. Les performances du dispositif d'aspiration ont été caractérisées par :

- la détermination de l'efficacité de captage η , définie comme le débit de polluant directement capté par la fente d'aspiration divisé par le débit total de polluant émis ;

- l'établissement de cartes détaillées de la répartition des vitesses d'air et des concentrations en polluant au voisinage de la cuve.

Les résultats présentés ont été obtenus en utilisant deux méthodes différentes. D'une part, des mesures ont été effectuées sur une maquette simplifiée de cuve de traitement en vraie grandeur, dans laquelle le dégagement de polluant était simulé par l'émission d'un gaz traceur. D'autre part, les écoulements d'air et la dispersion des polluants ont été calculés par simulation numérique bidimensionnelle. Une étude comparative des résultats obtenus à partir de ces deux méthodes a été faite.

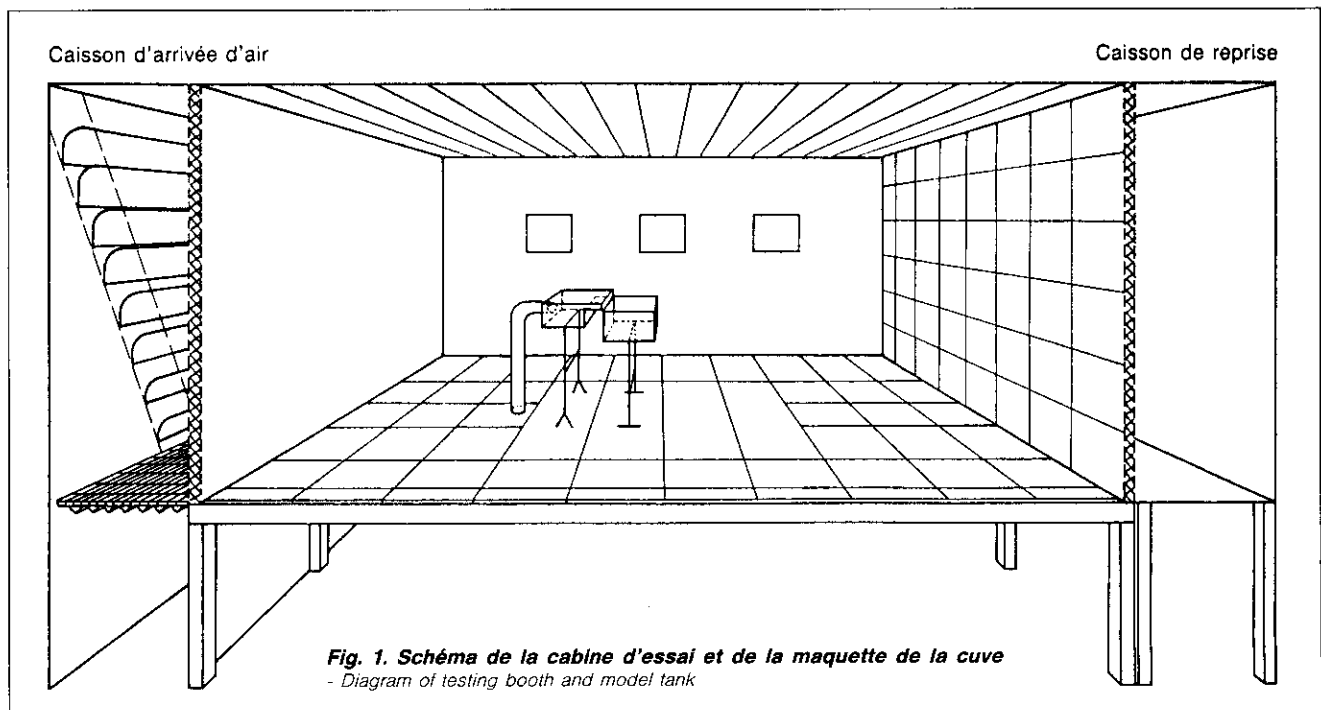
1. MOYENS D'ESSAIS EXPERIMENTAUX

1.1. Banc d'essai

Les essais sont effectués dans une cabine de grandes dimensions (longueur 6 m x largeur 4 m x hauteur 3 m), pouvant recevoir des dispositifs de captage réels (fig. 1). Cette cabine est munie d'un circuit de ventilation générale à débit variable (53 000 m³/h maximum) et régulé en température. L'air est introduit sur toute une face verticale de la cabine (4 m x 3 m) et repris sur la face opposée, ce qui permet de soumettre les dispositifs à étudier à des courants d'air perturbateurs jusqu'à 1 m.s⁻¹. Différents dispositifs de répartition assurent l'uniformité de la vitesse d'air U_p à l'entrée de la cabine (à $\pm 6\%$ près).

Les dispositifs de captage à étudier peuvent être raccordés à un second circuit aéraulique à débit d'aspiration variable (8 000 m³.h⁻¹ maximum). Les débits d'air sont mesurés à l'aide de diaphragmes à prises de pression dans les angles [14] et de capteurs de pression électroniques.

L'ensemble des paramètres de fonctionnement du banc d'essai est contrôlé par un micro-ordinateur.



1.2. Technique de traçage

Un gaz traceur est utilisé pour les mesures d'efficacité de captage et de concentrations locales au voisinage du dispositif d'aspiration. Par rapport aux mesures basées sur un polluant réel, le gaz traceur présente en effet plusieurs avantages : il peut être émis de façon contrôlée, reproductible, à débit stable et mesurable, et sa concentration peut être déterminée relativement aisément [15 à 17]. Il permet d'estimer correctement les efficacités de captage de polluants gazeux ou d'aérosols jusqu'à un diamètre aérodynamique de 3 µm [18].

Le gaz traceur utilisé est l'hélium. La figure 2 représente, de façon schématique, les appareillages utilisés pour l'émission du traceur, les prélèvements et l'analyse des concentrations d'hélium dans l'air. Cette dernière est réalisée par un spectromètre de masse calibré à l'aide de mélanges gazeux étalons.

Les figures 3a à c rappellent le mode opératoire utilisé pour les mesures d'efficacité de captage [16, 17, 19]. Celle-ci est calculée à partir de trois valeurs de concentrations d'hélium dans le conduit d'aspiration :

C_0 , valeur relevée en l'absence de toute émission de traceur (bruit de fond) ;

C_1 , valeur correspondant à l'émission de traceur en totalité dans le conduit ;

C_2 , valeur correspondant à une émission de traceur simulant le dégagement de polluant.

Lorsque les débits d'air aspiré et de traceur émis restent constants, l'efficacité de captage η se calcule par la formule :

$$\eta = \frac{C_2 - C_0}{C_1 - C_0} \quad (1)$$

Les temps de mesure des concentrations sont de 20 s pour la mesure de C_0 et de 60 s pour les autres mesures dans le conduit et autour du poste de travail. L'erreur totale sur les mesures est de $\pm 4\%$ pour l'efficacité de captage. Pour les mesures de concentrations au voisinage du dispositif d'aspiration, le signal est beaucoup plus fluctuant, l'erreur systématique est de $\pm 3\%$ et l'erreur aléatoire de $\pm 30\%$.

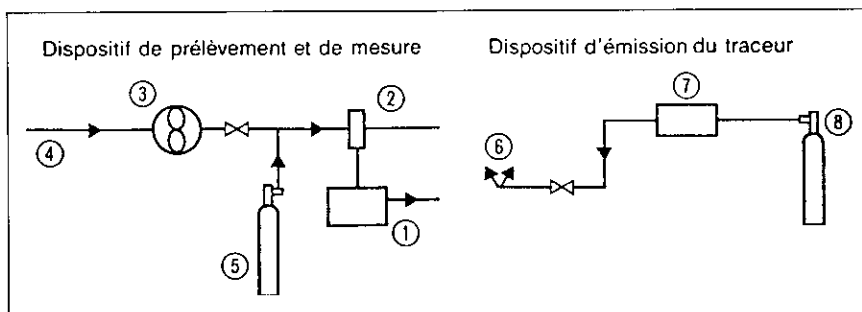


Fig. 2. Appareillage pour la technique de mesures par gaz traceur - Tracer gas measurement apparatus

- | | |
|--|--|
| 1 Spectromètre de masse - Mass spectrometer | 6 Orifices d'émission d'hélium - Helium emission vents |
| 2 Tête de prélèvement - Sampling head | 7 Débitmètre - Flow meter |
| 3 Pompe - Pump | 8 Bouteille d'hélium pur - Bottle of pure helium |
| 4 Sonde de prélèvement - Sampler probe | |
| 5 Bouteille d'hélium étalon - Standard helium bottle | |

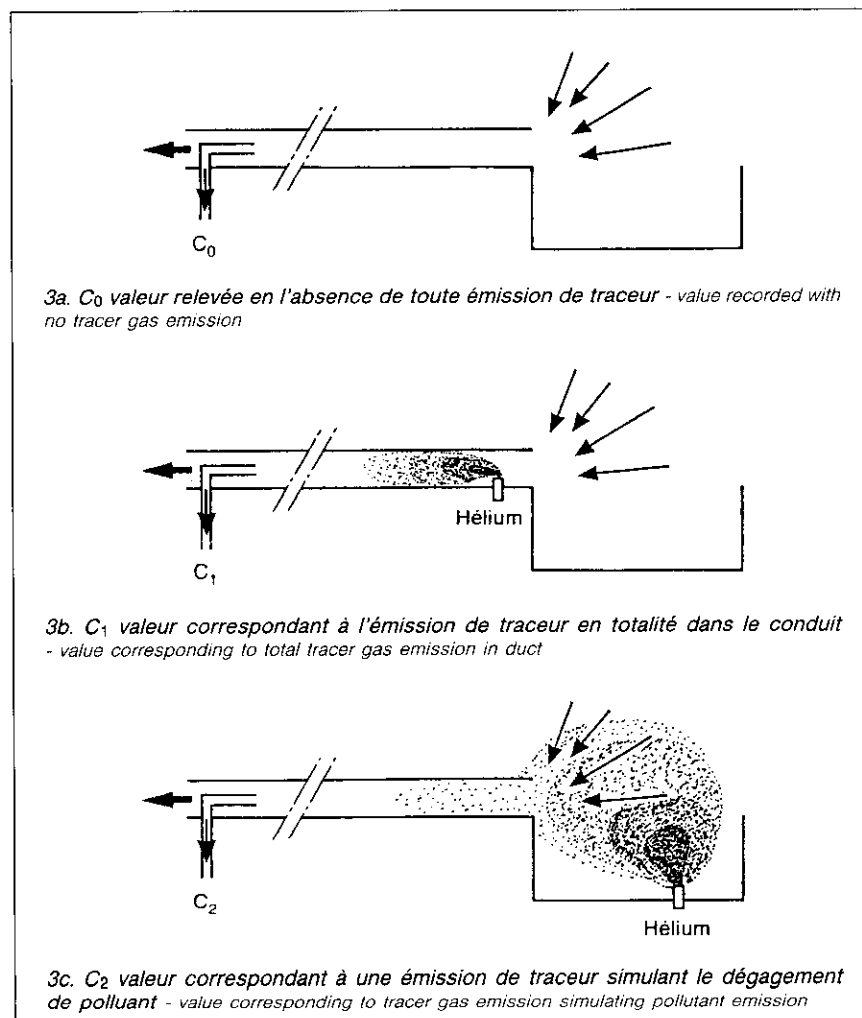


Fig. 3. Mode opératoire pour les mesures d'efficacité de captage par gaz traceur - Method used to measure capture efficiency using tracer gas technique

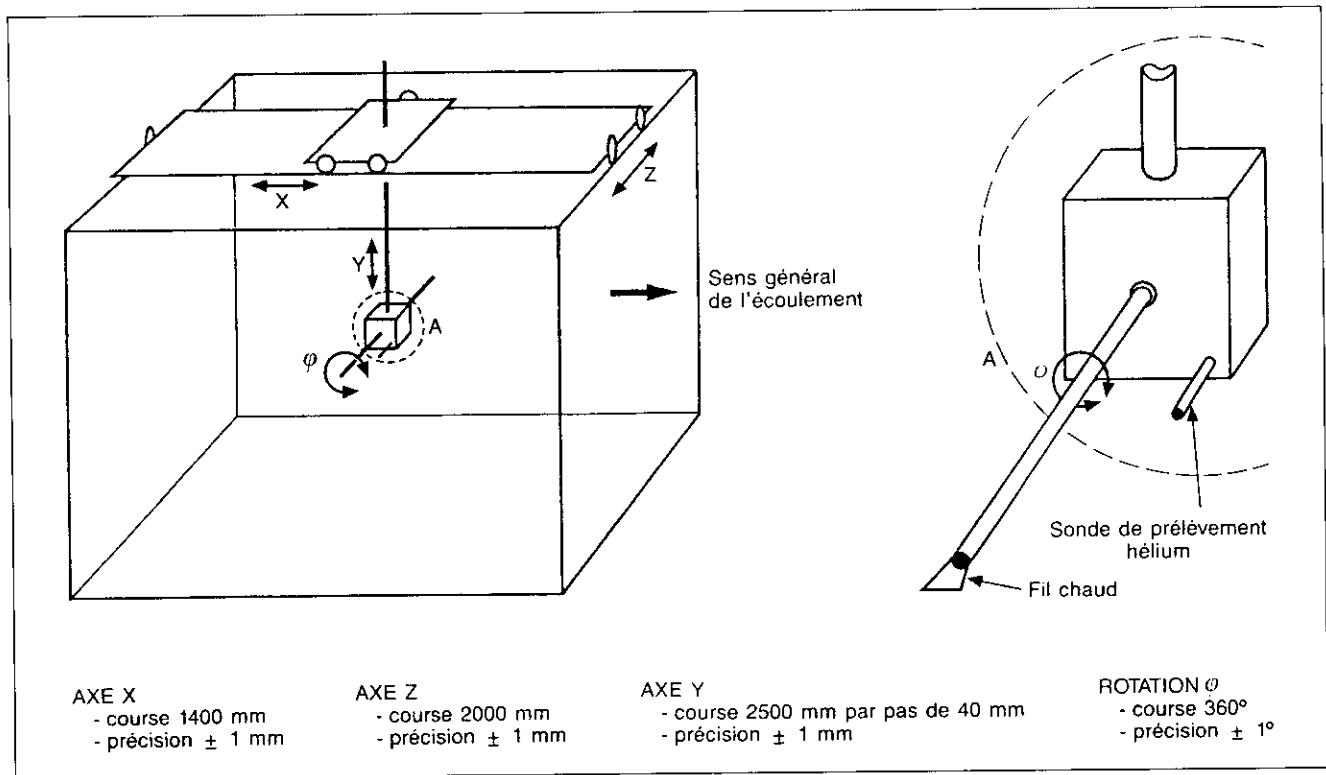


Fig. 4. Système de déplacement - Porte-sonde - Displacement system - Probe holder

1.3. Techniques de mesure des vitesses d'air

Un ensemble de mesures par anémométrie à fil chaud à température constante (DISA 55 M01) est utilisé pour la détermination des champs de vitesses moyennes d'air au voisinage du poste de travail. La méthode employée s'applique dans des plans où l'écoulement peut être considéré comme bidimensionnel : dans le cas des cuves de traitement, les mesures sont effectuées au voisinage du plan de symétrie vertical médian. Elles permettent de déterminer les deux composantes horizontale U et verticale V de la vitesse d'air (moyenne temporelle) dans ces plans.

A cette fin, un dispositif porte-sonde permettant une rotation du fil chaud autour du point de mesure dans le plan vertical a été construit (fig. 4). La tension aux bornes de l'anémomètre est relevée en chaque point de mesure pour trois inclinaisons du fil chaud, repérées par l'angle φ de la normale au fil (dans le plan de mesure) avec l'axe des X : $\varphi_1 = +\pi/3$; $\varphi_2 = 0$; $\varphi_3 = -\pi/3$ radians (fig. 5a). Ces trois mesures, jointes aux résultats d'étalonnage de la sonde dans une soufflerie basses vitesses, per-

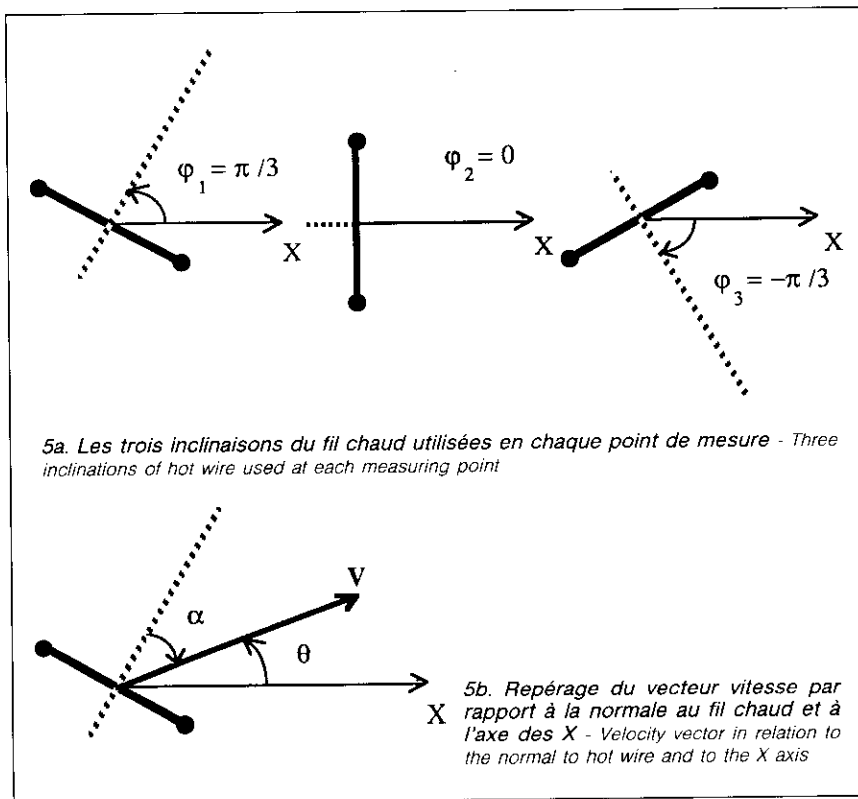


Fig. 5. Mesure des vitesses d'air par anémométrie à fil chaud - Air velocity measurement by hot wire anemometry

mettent le calcul du module \mathcal{V} de la vitesse et de son inclinaison θ par rapport à l'axe des X, et par voie de conséquence, des composantes U et V [20].

L'étalonnage de la sonde fournit les valeurs des coefficients de la loi de King qui lie tension et vitesse efficace de refroidissement du fil \mathcal{V}_e . Il permet également, par inclinaison de la sonde dans la soufflerie, de déterminer, pour un fil chaud de longueur et de diamètre fixés, la fonction $\lambda(\mathcal{V})$ qui intervient dans la relation entre la vitesse efficace et les composantes de la vitesse :

$$\mathcal{V}_e^2 = \mathcal{V}^2 (\cos^2 \alpha + \lambda^2 \sin^2 \alpha) \quad (2)$$

\mathcal{V} (en m.s⁻¹) : module du vecteur vitesse (moyenne temporelle),

α (en rad) : angle du vecteur vitesse par rapport à la normale au fil chaud (fig. 5b).

Il est alors possible [20] d'obtenir \mathcal{V} et θ (angle, exprimé en radians, entre le vecteur vitesse et l'axe des X) en résolvant les équations obtenues pour les trois valeurs de l'angle φ :

$$\begin{aligned} \mathcal{V}_{e_i}^2 = \\ \mathcal{V}^2 [\cos^2 (\theta - \varphi_i) + \lambda^2 \sin^2 (\theta - \varphi_i)] \\ i = 1, 2, 3 \end{aligned} \quad (3)$$

L'utilisation de trois mesures en chaque point, au lieu de deux, assure une meilleure précision des résultats sur l'ensemble des valeurs de l'inclinaison θ . Toutefois, du fait de la technique du fil chaud, la méthode utilisée permet de déterminer le module et la direction du vecteur vitesse, mais non son sens.

Le temps de mesure est de 20 s pour chaque inclinaison du fil. L'erreur maximale est de $\pm 0,04$ m/s sur le module \mathcal{V} dans la gamme 0,1 – 2 m/s et de ± 6 degrés sur l'angle θ pour les valeurs mesurées.

1.4. Système de déplacement

Un système automatisé, piloté par un micro-ordinateur, assure le déplacement des capteurs de vitesse d'air et de gaz traceur dans les deux directions à l'intérieur de plans d'exploration verticaux parallèles à la direction générale du courant d'air (fig. 4).

Le dispositif porte-sonde est solidaire d'un châssis mobile sur des glissières horizontales.

2. SIMULATION NUMERIQUE DES ECOULEMENTS

La simulation numérique des écoulements d'air et de la dispersion d'un polluant passif est réalisée par résolution sur ordinateur d'un système d'équations aux dérivées partielles exprimant les bilans de masse et de quantité de mouvement, dans lesquelles on introduit les lois de comportement des fluides classiques pour exprimer les flux.

Les écoulements étudiés étant turbulents, seules les équations en variables moyennes, obtenues en décomposant les variables locales instantanées en une moyenne temporelle plus une fluctuation, sont résolues. La fermeture de ces équations repose sur l'hypothèse d'une viscosité turbulente locale, calculée à partir de l'énergie cinétique turbulente massique k et de sa dissipation ϵ . On est ainsi amené à résoudre les équations de transport de k et de ϵ [21 à 24].

La discrétisation des équations est basée sur la méthode des différences finies et sur le schéma hybride [21 à 23], pour la détermination des valeurs aux interfaces. Les maillages utilisés sont rectangulaires à espacements variables. Les équations obtenues sont résolues de façon itérative à l'aide de l'algorithme « Simple » [23].

Dans sa version « standard », le modèle k - ϵ ne s'applique que dans les zones de turbulence développée. Aux nœuds adjacents aux parois, il est complété par des lois de paroi semi-empiriques, tirées des résultats obtenus sur la couche limite le long d'une plaque plane à incidence nulle. Toutefois, pour que ces lois de paroi puissent être appliquées valablement, il faut qu'en tout nœud P voisin de la paroi, le nombre de Reynolds de paroi en P, y_P^+ , reste compris entre certaines limites restrictives, y_P^+ étant un nombre adimensionnel local défini par :

$$y_P^+ = \frac{d}{\nu} \sqrt{\sigma/\rho} \quad (4)$$

d (en m) : distance entre la paroi et le nœud P ;

ν (en m².s⁻¹) : viscosité cinématique du fluide ;

σ (en Pa) : contrainte de cisaillement à la paroi au droit de P ;

ρ (en kg.m⁻³) : masse volumique du fluide.

Des essais préliminaires, effectués à l'aide du logiciel standard EOL-2d de l'INRS [22], qui utilise des lois de paroi, ont montré que ce type de modélisation ne pouvait pas être appliqué au cas des cuves de traitement, en raison des faibles valeurs des vitesses d'air le long de la surface du bain et des bords verticaux de la cuve. En effet, le respect des limites d'application des lois de paroi conduirait à utiliser des maillages possédant des distances aux parois considérables par rapport aux autres distances entre les nœuds ; il en résulterait une discrétisation incorrecte des équations, d'importants problèmes de diffusion numérique, et une corrélation entre la solution obtenue et le maillage utilisé.

Aussi, pour les simulations numériques effectuées dans cette étude, le modèle k - ϵ standard est remplacé, dans une variante du programme EOL, par un modèle de turbulence « à bas nombre de Reynolds ». Le modèle de Jones et Launder [25 à 27] est utilisé dans ce cas. Il permet, à l'aide de modifications des équations pour k et pour ϵ et du mode de calcul de la viscosité turbulente, d'étendre le modèle aux zones où les effets visqueux deviennent importants et de s'affranchir des lois de paroi, au prix d'une augmentation du nombre de nœuds, en particulier au voisinage des parois. La diffusion turbulente du polluant est calculée à l'aide d'un nombre de Schmidt turbulent constant et égal à 1 [21 à 24].

Les hypothèses physiques pour les configurations étudiées sont les suivantes :

- écoulement bidimensionnel, c'est-à-dire calculé seulement dans un plan XOY, les conditions géométriques et aérodynamiques étant supposées identiques dans tous les autres plans parallèles. Cette hypothèse demande en principe une longueur infinie dans la troisième direction ; en pratique, elle peut fournir des indications sur les phénomènes au voisinage du plan vertical médian de la cuve ;
- écoulement stationnaire d'un fluide incompressible ;
- situation isotherme : le bain est supposé à la même température que l'air ambiant ;
- polluant passif : le polluant est supposé n'avoir aucune influence sur l'écoulement, ni sur la masse volumique de l'air.

(Les programmes ont été rédigés en langage Fortran et exécutés sur une station de travail Sun.)

3. CONFIGURATIONS

3.1. Configuration expérimentale

La maquette simplifiée de cuve de traitement utilisée pour les mesures est représentée sur la figure 6. Elle comprend un bac de longueur $L = 1$ m et de largeur $E = 0,497$ m, muni d'un fond à hauteur variable. Les parois latérales du bac sont réalisées en altuglass, ce qui permet d'observer les écoulements à l'intérieur à l'aide de fumigènes. Le captage des polluants est assuré par une fente d'aspiration unilatérale de longueur 1 m, appuyée sur le bord du bac ; la hauteur de fente a été fixée à $B = 0,035$ m. Un caisson de répartition en aval de la fente permet d'assurer l'uniformité des vitesses d'aspiration sur toute la longueur du bac.

La position de la maquette à l'intérieur de la cabine d'essais est représentée sur la figure 1. La maquette est disposée de façon à ce que le courant d'air perturbateur soit perpendiculaire aux grands côtés de la cuve et orienté dans le sens opposé à l'aspiration. Par commodité, on désignera, dans la suite, par côté amont de la cuve le côté par lequel le courant d'air atteint le dessus du bac, et par côté aval le côté opposé ; la fente d'aspiration est donc placée côté amont.

La figure 7 représente une maquette de cuve de traitement équipée de plans horizontaux et de parois verticales, destinés à établir des cartes de vitesses et de concentrations.

Deux plans horizontaux sont placés de chaque côté de la maquette, du côté amont en prolongement du bord supérieur de la fente d'aspiration et du côté aval à hauteur du bord de cuve. Ces plans sont installés pour faciliter les comparaisons avec les calculs numériques ; ils simulent la présence d'autres cuves de traitement adjacentes à la cuve étudiée. Des parois verticales sont ajoutées dans les plans des bords latéraux de la cuve de façon à se rapprocher au plus près d'un écoulement bidimensionnel. Les plans horizontaux et les parois verticales ne sont pas installés lors des mesures globales d'efficacité de captage pour ne pas s'éloigner des conditions réelles d'utilisation.

Le dégagement de polluant est simulé par une émission d'hélium au travers du fond du bac. L'uniformité de l'émission sur toute la surface du fond est assurée par la traversée de plusieurs

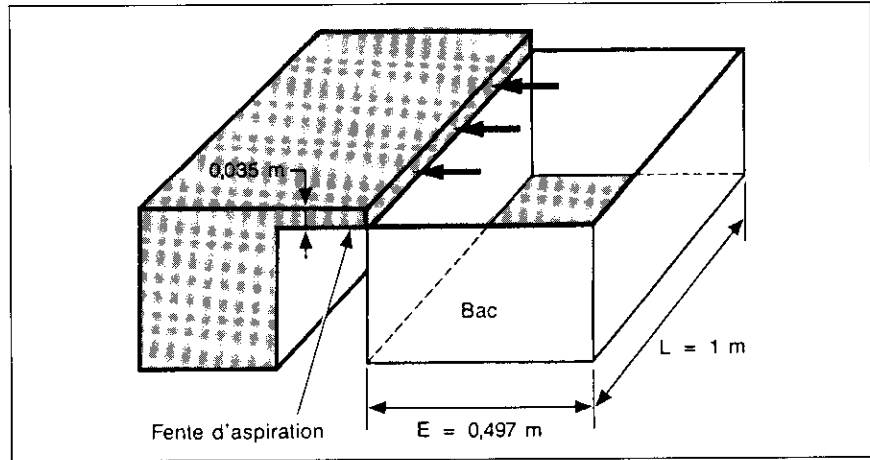


Fig. 6. Maquette de cuve de traitement - Surface treatment tank model

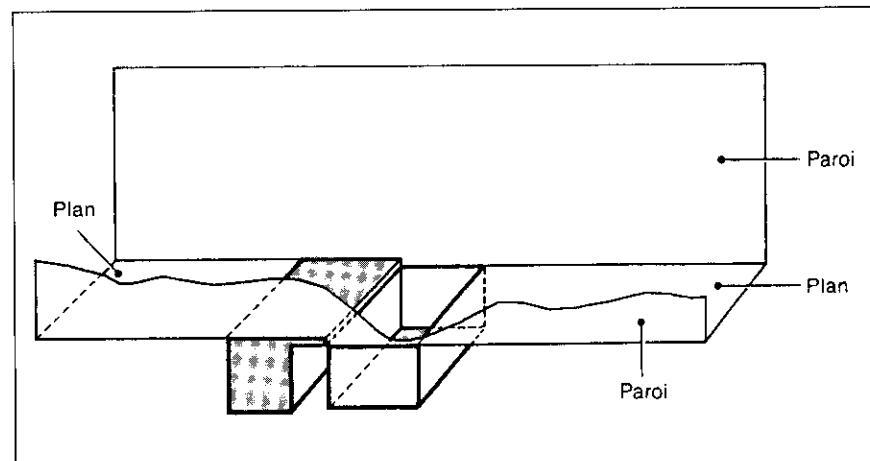


Fig. 7. Maquette de cuve de traitement équipée de plans horizontaux et de parois verticales - Tank model with horizontal planes and vertical walls

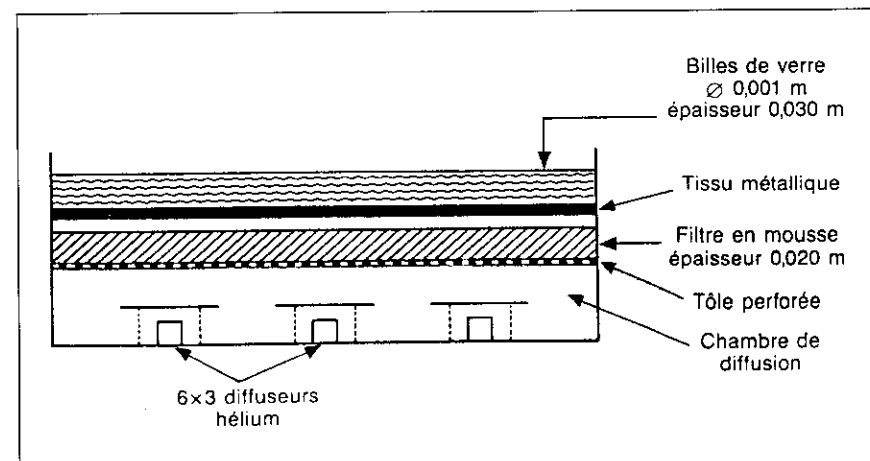


Fig. 8. Dispositif utilisé pour l'émission du gaz traceur à l'intérieur de la cuve - Device used for tracer gas emission inside tank

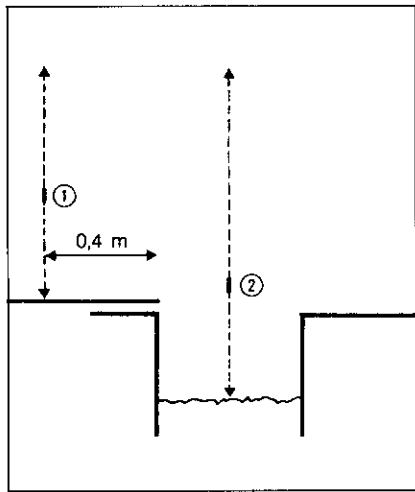


Fig. 9. Positions de l'obstacle autour de la cuve - Positions of obstacle around tank

- 1 Position en amont - Upstream
- 2 Position au centre de la cuve - In centre of tank

matériaux diffusants (fig. 8), un lit de billes de verre jouant le rôle de la surface supérieure du liquide.

Deux hauteurs de franc-bord M (hauteur entre le bord de cuve et la surface du liquide) ont été simulées en présence des plans horizontaux et verticaux : $M = 0,130$ m et $M = 0,297$ m, et trois hauteurs en l'absence de ces plans : $M = 0,100$ m, $0,150$ m et $0,300$ m. Le gaz traceur est émis à température ambiante ($20\text{ }^\circ\text{C}$) : les effets thermiques ne sont pas étudiés. Un débit d'émission d'hélium constant est utilisé, correspondant à 2 l/min rapportés à $0\text{ }^\circ\text{C}$ et 1 atm .

Les cartes de vitesses et concentrations en traceur sont établies à l'aide du système de déplacement dans le plan vertical médian de la cuve. Il a été vérifié que les glissières et le chariot (cf. § 1.4) étaient placés à une hauteur

suffisante pour ne pas perturber le captage. Les points de mesure sont régulièrement espacés de $0,040$ m dans les deux directions. Les visualisations aux fumigènes montrent que le sens du vecteur vitesse correspondant à une valeur positive de sa composante U (et donc au sens général du courant d'air) peut être retenu pour la grande majorité des points de mesures, à l'exception de quelques points proches de la fente d'aspiration.

Enfin, pour quelques configurations, l'influence d'un obstacle placé dans l'environnement de la cuve a été étudiée. L'obstacle retenu est une barre de dimensions $1\text{ m} \times 0,040\text{ m} \times 0,003\text{ m}$, parallèle à la fente d'aspiration, et suspendue à une hauteur variable, en deux endroits différents : soit à $0,400$ m en amont de la fente, soit au milieu de la cuve, simulant alors la sortie d'une pièce du bain (fig. 9).

3.2. Configuration simulée numériquement

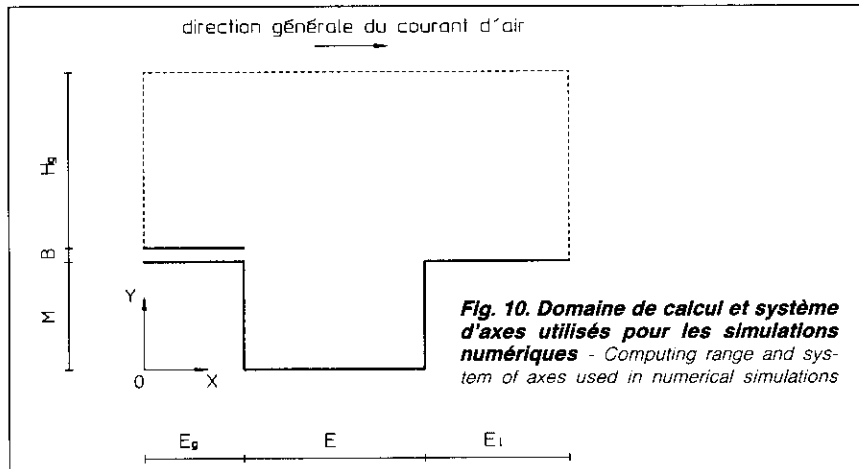


Fig. 10. Domaine de calcul et système d'axes utilisés pour les simulations numériques - Computing range and system of axes used in numerical simulations

La figure 10 présente la géométrie simulée numériquement, les limites du domaine de calcul, ainsi que le système d'axes XOY . Les conditions aux limites correspondantes sont schématisées figure 11 et sont discutées ci-après. Cette configuration est analogue à la situation expérimentale, avec les différences suivantes :

- l'écoulement est supposé bidimensionnel ;

- les plans horizontaux amont et aval ont une longueur infinie, et la cuve est immergée dans un courant d'air de vitesse U_0 (uniforme à l'infini, moyenne temporelle) ;

Nota : expérimentalement, ces plans ont une longueur finie et l'air est introduit à vitesse de perturbation uniforme U_p dans une cabine face à la maquette qui présente un certain encombrement vertical et transversal ;

- la présence d'obstacles n'est pas simulée.

Les limites du domaine de calcul comportent deux entrées et deux sorties (fig. 11). Pour la résolution, les valeurs des vitesses dans trois de ces entrées-sorties sont fixées ; par contre, on laisse le programme calculer le profil de vitesse dans la sortie verticale aval [21, 23]. Dans la fente d'aspiration, une vitesse horizontale uniforme U_m est imposée :

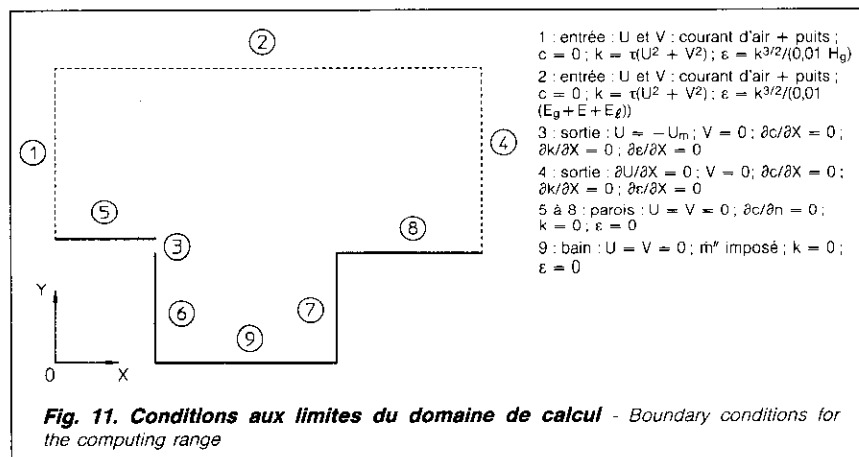


Fig. 11. Conditions aux limites du domaine de calcul - Boundary conditions for the computing range

- 1 : entrée : U et V : courant d'air + puits ; $c = 0$; $k = \tau(U^2 + V^2)$; $\epsilon = k^{3/2}/(0,01 H_0)$
- 2 : entrée : U et V : courant d'air + puits ; $c = 0$; $k = \tau(U^2 + V^2)$; $\epsilon = k^{3/2}/(0,01 (E_0 + E + E_1))$
- 3 : sortie : $U = -U_m$; $V = 0$; $\partial c/\partial X = 0$; $\partial k/\partial X = 0$; $\partial \epsilon/\partial X = 0$
- 4 : sortie : $\partial U/\partial X = 0$; $V = 0$; $\partial c/\partial X = 0$; $\partial k/\partial X = 0$; $\partial \epsilon/\partial X = 0$
- 5 à 8 : parois : $U = V = 0$; $\partial c/\partial n = 0$; $k = 0$; $\epsilon = 0$
- 9 : bain : $U = V = 0$; m'' imposé ; $k = 0$; $\epsilon = 0$

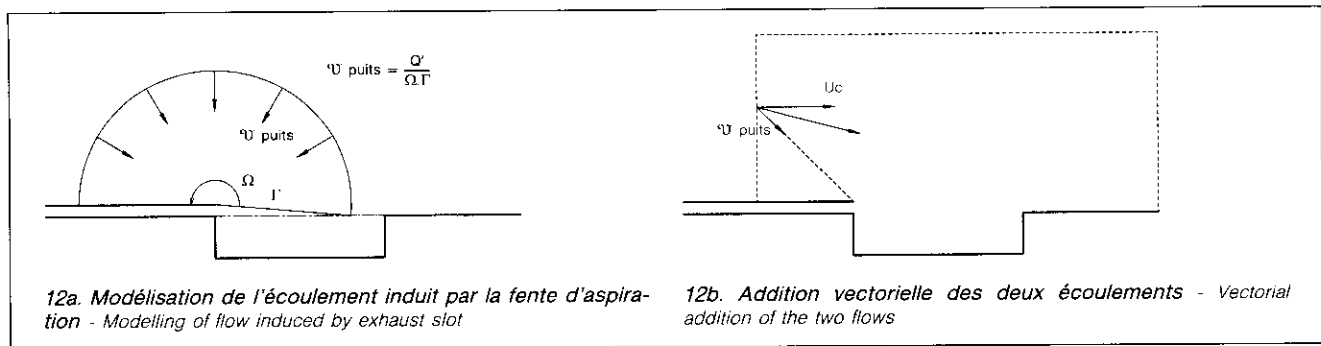


Fig. 12. Calcul des profils de vitesse aux entrées amont et supérieure - Calculation of velocity profiles at upstream and upper inlets

$$U_m = Q/(BL)$$

Q (en $m^3 \cdot s^{-1}$) : débit d'aspiration,

B (en m) : hauteur de la fente d'aspiration,

L (en m) : longueur du bain et de la fente d'aspiration.

Aux entrées amont et supérieure, les composantes de la vitesse d'air sont calculées par addition vectorielle de deux écoulements (fig. 12) :

– un courant d'air horizontal et uniforme à vitesse U_c ;

– un écoulement radial en direction d'un puits ponctuel, situé à l'intersection du plan horizontal amont et de la fente d'aspiration, ayant un débit d'air égal à celui aspiré par unité de longueur de fente Q' ($Q' = Q/L$). Les contours d'égale vitesse pour cet écoulement sont assimilés à des arcs de cercle (fig. 12a).

De plus, dans l'entrée verticale amont, les vitesses obtenues par cette méthode sont réduites, uniquement aux nœuds voisins du plan horizontal, de façon à obtenir un profil de vitesse de couche limite. Pour cela, elles sont multipliées par une fonction tirée des lois de la couche limite le long d'une plaque plane à incidence nulle, d'après Schlichting [28].

Pour que la fente d'aspiration puisse valablement être remplacée par un puits ponctuel dans le calcul des conditions de vitesse aux limites du domaine de calcul, ces limites doivent être placées à distance suffisante de la fente [29]. De plus, la limite verticale aval doit être assez éloignée pour rester en dehors des zones de recirculation [23]. Sur la base de ces

considérations, les distances suivantes sont utilisées pour cette simulation :

$$E_g = 8 B \quad (5)$$

$$H_g = \max(E; 8 B) \quad (6)$$

$$E_l = E \cdot \max \left[0,8; 0,64 \frac{(H_g + B) Q''}{H_g \cdot U_c} - 1 \right] \quad (7)$$

E_g (en m) : largeur du domaine de calcul en amont de la fente d'aspiration,

H_g (en m) : hauteur du domaine de calcul au-dessus du plan amont,

E (en m) : largeur du bain,

E_l (en m) : largeur du domaine de calcul en aval de la cuve,

Q'' (en $m^3 \cdot s^{-1} \cdot m^{-2}$) : débit d'aspiration par unité de surface de bain : $Q'' = Q/(EL)$.

Les valeurs de k et ε dans les entrées (fig. 11) sont fixées, en première approximation, à partir de l'écart-type expérimental sur les fluctuations de vitesse et de lois d'échelle classiques faisant intervenir la largeur des ouvertures [12, 13, 21, 30]. Dans les sorties, une condition de dérivée nulle est appliquée pour tous les scalaires [23]. Le polluant est émis de façon passive au ras de la surface du liquide et à débit uniforme par unité de surface de bain. Les écoulements sont supposés entièrement isothermes.

3.3. Paramètres influençant les performances du système de captage

Pour la configuration décrite précédemment, les performances de la

fente d'aspiration dépendent des paramètres suivants :

- facteurs géométriques : E, L, M, B ;
- facteurs aérauliques : Q'', U_c, τ ;
- propriétés physiques de l'air : ρ, ν ;
- émission de polluant : \dot{m}'' .

τ : taux de turbulence aux entrées, ρ (en $kg \cdot m^{-3}$) : masse volumique de l'air,

ν (en $m^2 \cdot s^{-1}$) : viscosité cinématique de l'air,

\dot{m}'' (en $kg \cdot s^{-1} \cdot m^{-2}$) : débit massique d'émission de polluant ou de traceur par unité de surface de bain.

En configuration non isotherme, il faudrait ajouter les températures du bain T_b et du courant d'air T_c , ainsi que les propriétés thermodynamiques de l'air.

Pour les mesures expérimentales, comme pour la simulation numérique, il est possible d'exprimer l'efficacité de captage η sous la forme générale :

$$\eta = f(Q'', U_c, E, L, M, B, \tau, \rho, \nu, \dot{m}'') \quad (8)$$

étant entendu que la longueur L est sans influence dans le cas d'une simulation bidimensionnelle. L'efficacité dépend de 10 grandeurs dont seulement 3 sont dimensionnellement indépendantes ; elle peut donc être mise sous la forme d'une fonction de 7 nombres adimensionnels.

Il est commode de choisir la largeur de cuve E comme unité de longueur et la vitesse de courant d'air U_c comme unité de vitesse, d'où la formule :

$$\eta = g \left[\frac{Q''}{U_c}; \frac{L}{E}; \frac{M}{E}; \frac{B}{E}; \tau; \frac{U_c E}{\nu}; \frac{\dot{m}''}{\rho U_c} \right] \quad (9)$$

Le débit d'émission de polluant m'' est sans influence sur l'efficacité de captage dans le cas de la simulation numérique (hypothèse du polluant passif), tout comme dans le cas des mesures expérimentales par traçage, compte tenu des faibles débits d'émission de traceur utilisés. L'équation (9) montre que la vitesse de courant d'air U_c intervient sur l'efficacité de captage par le facteur principal Q''/U_c , et également par un paramètre, dit nombre de Reynolds, $U_c E/v$. Un nombre limité de simulations numériques semble indiquer toutefois que ce nombre de Reynolds n'a qu'une influence très secondaire sur η , toutes choses égales par ailleurs.

4. RESULTATS - DISCUSSION

4.1. Résultats expérimentaux

Le tableau I présente les conditions de mesure d'efficacité de captage. Pour les trois configurations étudiées (sans obstacle, obstacle central, obstacle amont), sont données les valeurs de franc-bord M , de débit d'aspiration surfacique Q'' , et les plages de valeurs dans lesquelles varie la vitesse de perturbation U_p .

4.1.1. Résultats en l'absence d'obstacle (fig. 13 à 16)

Comme cela était prévisible, l'efficacité de captage diminue toujours lorsque la vitesse de perturbation croît, mais l'importance de cet effet dépend fortement du niveau du liquide.

Pour un débit d'aspiration fixé ($0,61 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$), l'efficacité reste voisine de 1 aux faibles vitesses de perturbation (à $0,2 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$) quelle que soit la valeur de M , mais ensuite elle diminue d'autant plus fortement que le liquide est proche des bords de la cuve (fig. 13). Par exemple pour $U_p = 0,55 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$, lorsque M passe de $0,300$ à $0,150$ puis à $0,100 \text{ m}$, l'efficacité de captage diminue considérablement, passant de $0,90$ à $0,86$ puis à $0,67$.

Fig. 13 à 16. Efficacité de captage mesurée pour différents paramètres. (La fig. 16 est une interpolation des fig. 14 et 15) - Capture efficiency measured for various parameters. (Fig. 16 is an interpolation of figs 14 and 15)

TABLEAU I

Conditions des mesures d'efficacité de captage - Capture efficiency measurement conditions

	Franc-bord M (m)	Débit d'aspiration surfacique Q'' ($\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$)				
		0,33	0,61	0,86	1,11	1,50
Sans obstacle	0,100	0,19-1,16 ⁽¹⁾	0,20-1,17 ⁽¹⁾		0,20-1,18 ⁽¹⁾	0,20-1,21 ⁽¹⁾
	0,150		0,21-1,21 ⁽¹⁾			
	0,300	0,31-1,16 ⁽¹⁾	0,30-1,19 ⁽¹⁾	0,30-1,20 ⁽¹⁾		0,25-1,20 ⁽¹⁾
Obstacle central	0,300	0,5 ⁽¹⁾				
Obstacle amont	0,100		0,7 ⁽¹⁾	0,7 ⁽¹⁾	0,7 ⁽¹⁾	0,7 ⁽¹⁾
	0,300		0,7 ⁽¹⁾	0,7 ⁽¹⁾	0,7 ⁽¹⁾	0,7 ⁽¹⁾

(1) Les configurations ayant fait l'objet de mesures d'efficacité sont repérées par l'indication des vitesses de perturbation U_p ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$) utilisées.

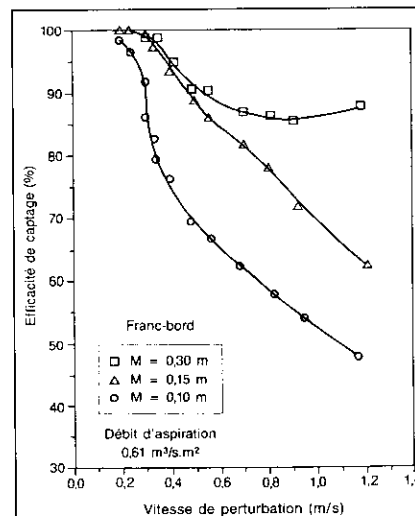


Fig. 13

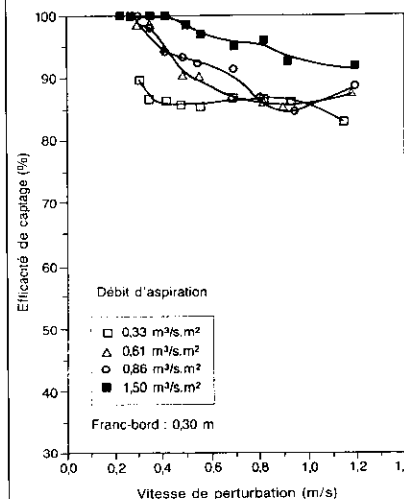


Fig. 15

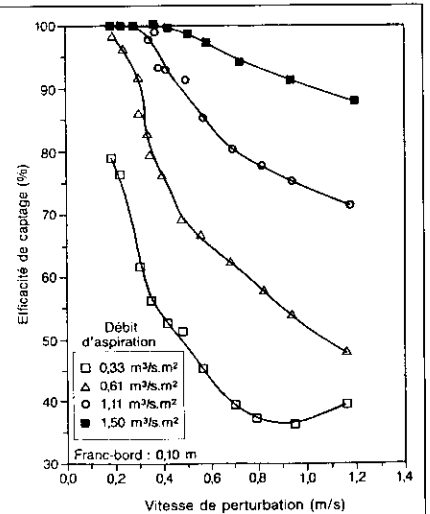


Fig. 14

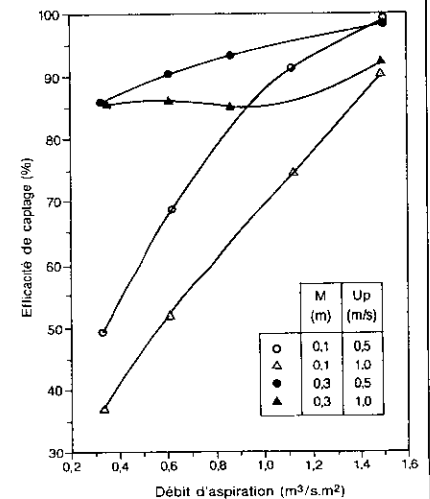


Fig. 16

Un effet analogue peut être constaté lorsque le débit d'aspiration varie. *Pour une même vitesse de perturbation, une diminution du débit d'aspiration provoque une baisse de l'efficacité de captage*; toutefois, cette dernière est nettement plus sensible aux variations du débit lorsque le liquide est proche des bords de cuve (fig. 14, $M = 0,100$ m), que lorsque le bain est situé à plus grande profondeur (fig. 15, $M = 0,300$ m). On observe, dans la limite des configurations étudiées, qu'un débit d'aspiration surfacique de $1,5 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$ permet de maintenir une efficacité très voisine de 1, tant que la vitesse de perturbation n'excède pas $0,40$ à $0,45 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. Par contre, aux conditions d'essais les plus sévères, utilisées en l'absence d'obstacle ($Q'' = 0,33 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$; $U_p = 1,15 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$), l'efficacité de captage descend à $0,40$ pour $M = 0,100$ m (fig. 14), mais seulement à $0,83$ pour $M = 0,300$ m (fig. 15).

Les figures 17 et 18 présentent les cartes de vitesse d'air et de concentration en gaz traceur mesurées dans le plan vertical médian de la cuve pour deux hauteurs du plan d'émission en-dessous des bords de cuve : $M = 0,297$ m et $M = 0,130$ m. Ces cartes ont été obtenues à l'aide du système d'exploration et en présence des plans latéraux amont et aval (fig. 7). Elles mettent en évidence l'inclinaison vers le bas des lignes de courant au voisinage de la fente induites par l'aspiration. L'air venant de l'amont pénètre à la partie supérieure de la cuve et se divise en deux fractions : l'une est aspirée par la fente, l'autre ressort de la cuve pour suivre le plan aval, entraînant avec elle la part non captée du polluant.

Le calcul montre cependant que si l'on suppose une répartition bidimensionnelle des concentrations d'hélium, le bilan massique en traceur dans la tranche verticale médiane n'est pas satisfait. Pour comprendre ce résultat, une exploration manuelle des concentrations, dans un plan vertical transversal côté aval, a été effectuée (coupe indiquée fig. 18) : les valeurs mesurées (fig. 19) montrent que la répartition transversale des concentrations est très inégale. Celles-ci sont nettement plus élevées près des parois verticales latérales qu'au centre. Ce phénomène est peut-être lié en partie au ralentissement des vitesses à proximité des parois. De plus, la visualisation par fumigènes montre que dans la partie de la cuve voisine du plan d'émission, l'écoulement est fortement tourbillonnaire et

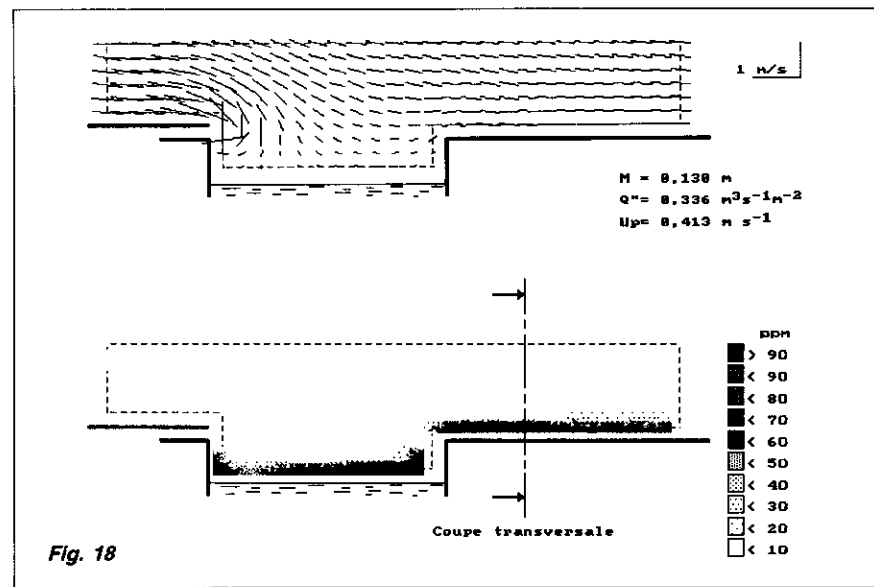
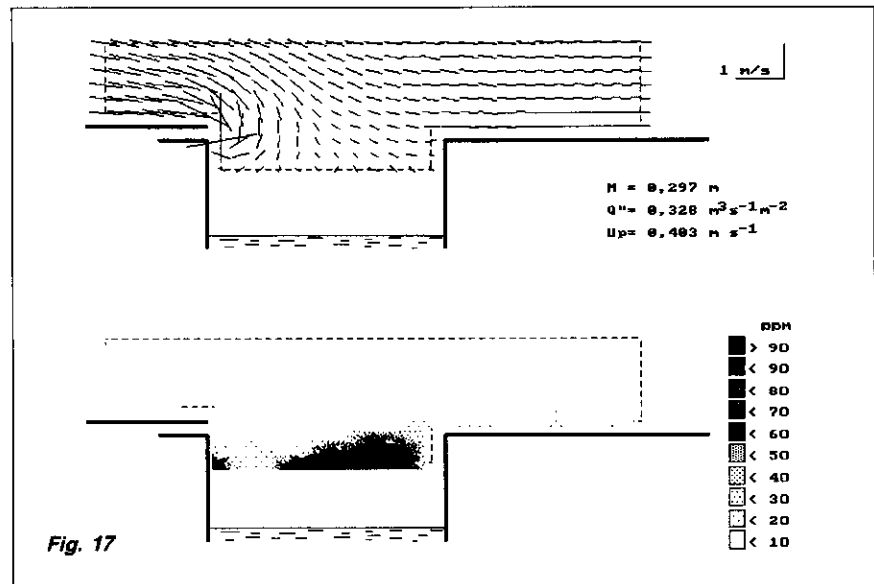


Fig. 17 et 18. Cartes de vitesse et de concentration en traceur dans le plan vertical médian de la cuve pour deux valeurs de francs-bord - Tracer concentration and velocity distributions along vertical plane through middle of tank for two values of M

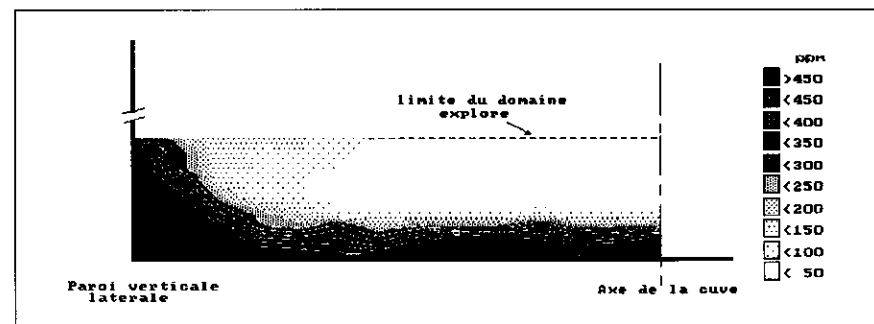


Fig. 19. Répartition transversale des concentrations en traceur mesurées en aval de la cuve - Cross-sectional tracer concentration distribution measured downstream of tank

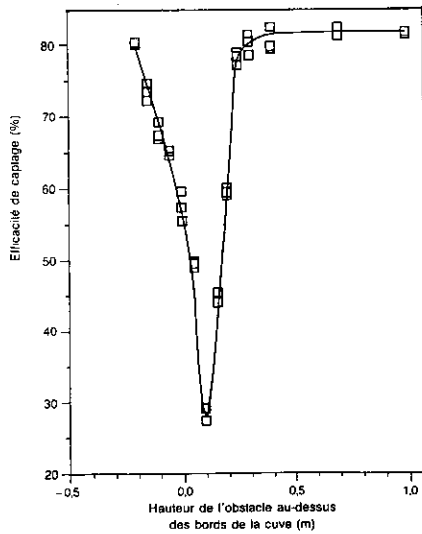


Fig. 20. Influence d'un obstacle placé au centre du bac sur l'efficacité de captage - Effect on capture efficiency of an obstacle placed in the middle of the tank

Débit d'aspiration : $0,33 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2}$
 Vitesse de perturbation : $0,5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$
 Franc-bord : $M = 0,3 \text{ m}$

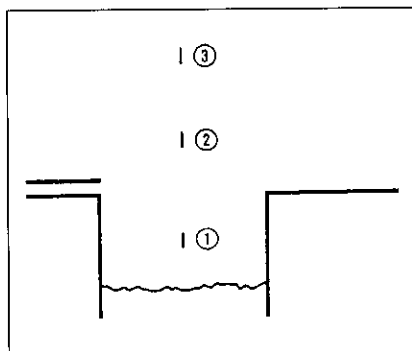


Fig. 21. Influence d'un obstacle placé au centre du bac - Influence of an obstacle placed in the middle of the tank

- 1 Position la plus basse testée - *Lowest position tested*
- 2 Obstacle positionné au minimum d'efficacité - *Obstacle placed at minimum efficiency*
- 3 Position à partir de laquelle l'obstacle n'a plus d'influence - *Position beyond which the obstacle no longer exerts any influence*

4.1.2. Influence d'un obstacle

La figure 20 illustre l'influence sur l'efficacité de captage d'un obstacle situé à différents niveaux au milieu du bac (fig. 21), la hauteur repérée étant celle du bas de l'obstacle par rapport au bord de cuve. On observe que malgré la faible dimension de l'obstacle choisi ($0,040 \text{ m}$), celui-ci fait baisser considérablement l'efficacité de captage de $0,8$, en l'absence d'obstacle, jusqu'à un minimum de $0,28$ mesuré alors que la pièce est déjà entièrement sortie du bac ($0,1 \text{ m}$ au-dessus des bords). Il faut que l'obstacle atteigne une hauteur de $0,4 \text{ m}$ pour que son influence ne soit plus sensible.

L'influence d'un obstacle situé à $0,4 \text{ m}$ en amont de la fente (cf. fig. 9) est illustrée pour un franc-bord $M = 0,300 \text{ m}$ (fig. 22) et $M = 0,100 \text{ m}$ (fig. 23). La hauteur repérée est celle du bas de l'obstacle au-dessus du bord supérieur de la fente d'aspiration.

Lorsque l'obstacle reste proche de la fente d'aspiration, il joue un rôle protecteur pour la cuve vis-à-vis du courant d'air perturbateur et permet d'augmenter l'efficacité de captage, surtout pour les faibles valeurs de M .

Pour des hauteurs plus élevées au-dessus du bac (au-delà de $0,2 \text{ m}$), l'efficacité subit une chute brutale très marquée aux faibles débits d'aspiration (jusqu'à la moitié de sa valeur).

Des visualisations aux fumigènes ont montré que cette zone critique correspond approximativement à la hauteur de la ligne de séparation entre l'écoulement se dirigeant vers l'aval et celui aspiré par la fente. L'influence de l'obstacle amont reste sensible jusqu'à une hauteur de $0,5$ à $0,6 \text{ m}$ pour les configurations étudiées. Toutefois, aux débits d'aspiration les plus élevés, l'effet perturbateur de l'obstacle amont est presque nul.

Les effets d'un obstacle sont également mis en évidence sur les cartes des champs de vitesse et de concen-

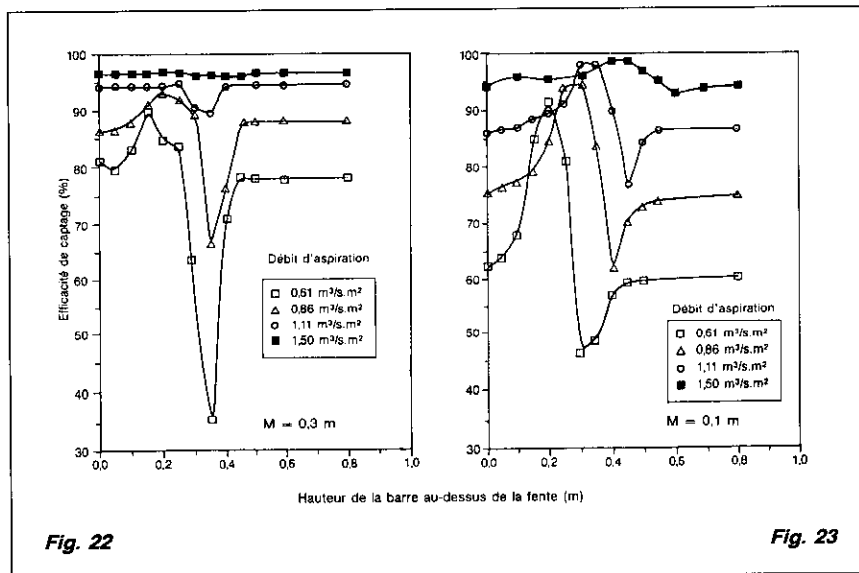


Fig. 22 et 23. Influence d'un obstacle en amont de la fente sur l'efficacité de captage mesurée - Influence of measured capture efficiency of an obstacle placed upstream of slot

tration (fig. 24a à f), établies en présence des plans adjacents horizontaux et verticaux pour $M = 0,1$ m. Ces cartes illustrent, pour des paramètres aérodynamiques constants, les importantes modifications apportées aux champs de vitesse et de concentration en traceur lorsque l'on passe d'une cuve de traitement sans obstacle, à une cuve avec obstacle au centre, ou à une cuve avec obstacle amont.

4.2. Résultats des simulations bidimensionnelles

Les simulations numériques bidimensionnelles du captage des polluants sur une cuve de traitement de surface ont été effectuées principalement en vue d'une comparaison ultérieure entre résultats expérimentaux et numériques. Compte tenu de cet objectif, seul un nombre limité de paramètres de fonctionnement a été exploré.

Deux configurations ont été retenues, qui se distinguent essentiellement par le franc-bord : $M = 0,297$ m (configuration A) et $M = 0,130$ m (configuration B). Ces configurations correspondent respectivement aux cartes expérimentales des figures 17 et 18. Le tableau II précise les valeurs des différents paramètres numériques et expérimentaux pour ces deux configurations.

Les repères A1 et B1 correspondent aux valeurs précises des vitesses de courant d'air U_c utilisées pour les comparaisons détaillées ; en effet, la valeur de la vitesse de courant d'air uniforme à l'infini U_c doit être fixée dans l'étude de simulation numérique, cette vitesse n'ayant pas d'équivalent expérimental.

Les maillages utilisés pour la résolution comportent 99×74 nœuds pour la configuration A et 99×83 nœuds pour la configuration B. En moyenne, 1000 itérations sont nécessaires pour atteindre une précision égale à $5 \cdot 10^{-6}$ (la précision étant calculée à partir des écarts résiduels pour chaque maille entre les deux membres des équations de conservation discrétisées [21]).

Les valeurs des efficacités de captage, calculées pour les deux configurations, sont représentées pour des vitesses de courant d'air proches des valeurs expérimentales (fig. 25). Aux vitesses de courant d'air inférieures à $0,45 \text{ m.s}^{-1}$ environ, l'efficacité de captage est plus faible lorsque le liquide est plus proche des bords de la cuve ($M = 0,130 \text{ m}$) ; la situation s'inverse aux vitesses plus élevées. Ces valeurs ne peuvent pas être comparées aux valeurs expérimentales du fait des effets tridimensionnels dans la répartition du polluant mentionnés plus haut.

Les valeurs calculées des champs de vitesse et de concentration en polluant sont représentées pour les deux configurations A1 et B1 (fig. 26 et 27). L'aspect général des écoulements est analogue aux résultats expérimentaux correspondants. Le courant d'air amont non pollué est dévié sous l'effet de l'aspiration et pénètre dans la partie supérieure centrale de la cuve, y créant une zone à pollution nulle. Il se divise en deux fractions : l'une aspirée par la fente, l'autre ressortant de la cuve en direction de la sortie du polluant. Le polluant ne quitte

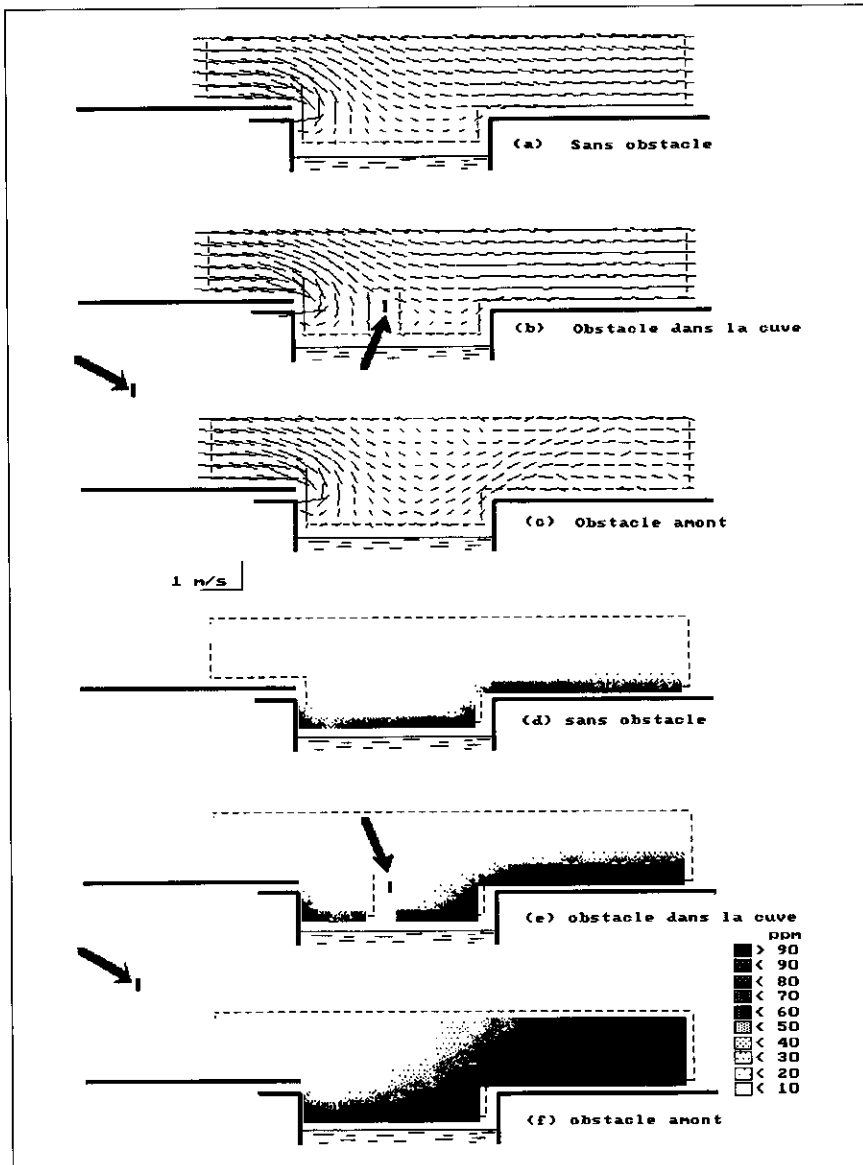


Fig. 24. Champs de vitesse et de concentration mesurés dans les mêmes conditions de fonctionnement en l'absence d'obstacle, avec obstacle dans la cuve et avec obstacle en amont de la cuve - Velocity and concentration fields measured in identical conditions without obstacle, with obstacle in tank and with obstacle upstream of tank

TABLEAU II

Principaux paramètres expérimentaux et numériques pour les deux configurations étudiées - Main experimental and numerical parameters for the two configurations studied

Paramètres			A	A1	B	B1
Communs	Largeur de cuve	E (m)	0,497		0,497	
	Longueur de cuve	L (m)	1		1	
	Franc-bord	M (m)	0,297		0,130	
	Hauteur de fente	B (m)	0,035		0,035	
	Température d'air	T _c (°C)	19,3		20,4	
	Débit d'aspiration surfacique	Q ^s (m ³ .s ⁻¹ .m ⁻²)	0,328		0,3364	
Expérimentaux	Vitesse de perturbation	U _p (m.s ⁻¹)	0,403		0,413	
	Efficacité de captage	η (-)	0,755		0,539	
Numériques	Largeur amont	E _g (m)	0,280		0,280	
	Largeur aval	E _i (m)	0,3976		0,3976	
	Hauteur amont	H _g (m)	0,497		0,497	
	Taux de turbulence aux entrées	τ (-)	0,156		0,184	
	Vitesse de courant d'air	U _c (m.s ⁻¹)	Variable	0,48	Variable	0,49
	Efficacité de captage	η (-)	Variable	0,366	Variable	0,411

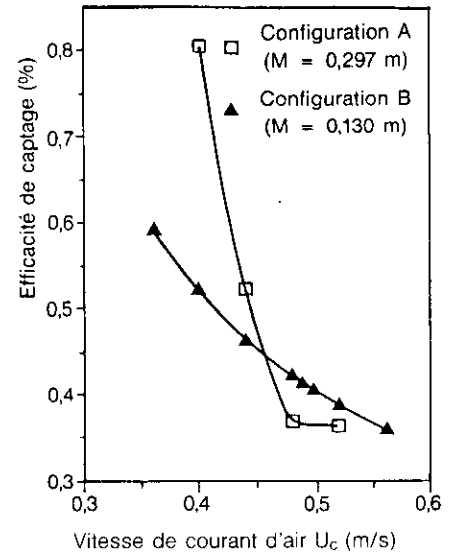


Fig. 25. Efficacité de captage calculée par simulation numérique pour deux hauteurs de franc-bord (débit d'aspiration 0,33 m³.s⁻¹.m⁻²) - Capture efficiency calculated by numerical simulation for two free board heights (suction rate 0,33 m³.s⁻¹.m⁻²)

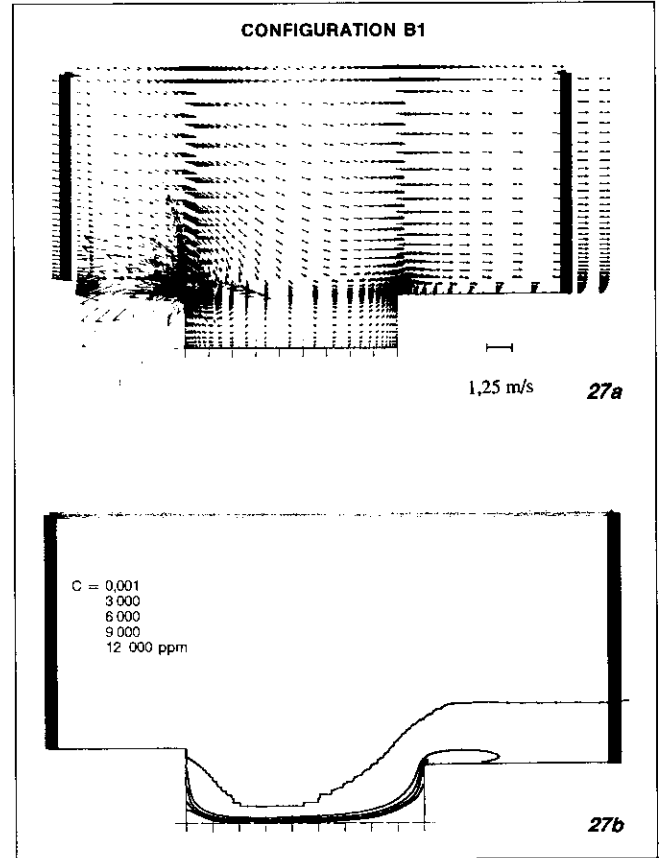
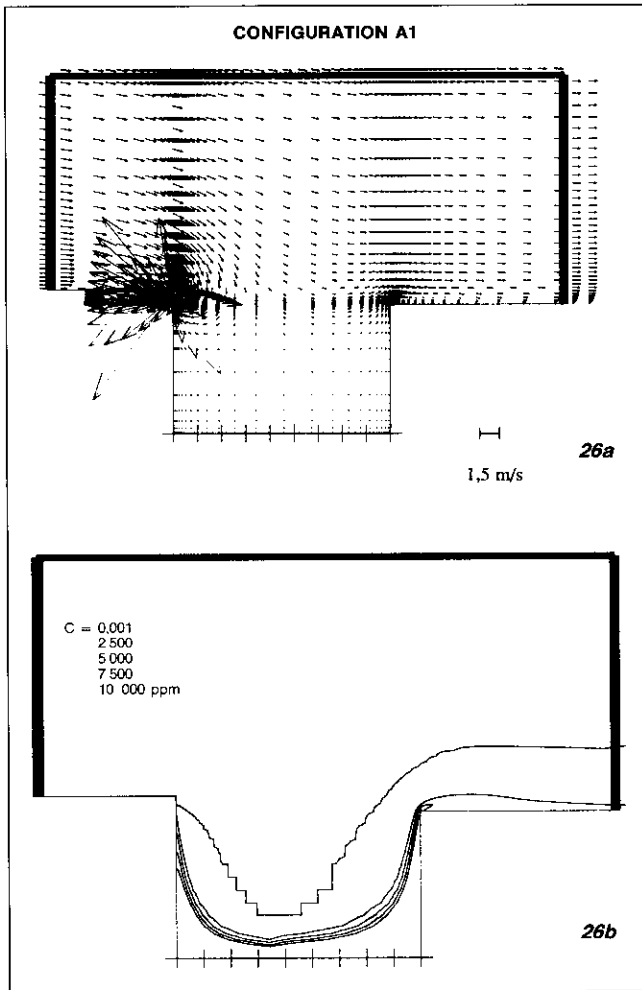


Fig. 26 et 27. Cartes obtenues par simulation numérique pour les configurations A1 et B1. a - champs de vitesse; b - courbes d'isoconcentrations (de haut en bas) - Concentration and velocity maps obtained by numerical simulation for configuration A1 and B1. a - velocity fields; b - isoconcentration curves (from top to bottom)

pratiquement la cuve qu'au voisinage des bords verticaux du bac, soit pour remonter vers l'aspiration (côté amont), soit pour s'échapper définitivement (côté aval) (fig. 28). On notera que cette séparation se produit dans une zone où les vitesses d'air sont très faibles.

Les simulations numériques mettent également en évidence la formation d'une zone de recirculation en arrière de l'arête entre le bord aval du bac et le plan horizontal aval. Pour les deux configurations étudiées, l'écoulement recolie à la paroi avant d'atteindre la sortie du domaine de calcul.

4.3. Comparaison des résultats expérimentaux et numériques

Du fait de la non-bidimensionnalité de la répartition du traceur, il est impossible d'effectuer des comparaisons entre les valeurs mesurées et calculées des efficacités de captage ou des concentrations locales en polluant. Aussi, les comparaisons présentées ici concernent uniquement les valeurs locales des composantes U et V de la vitesse d'air.

Ces comparaisons sont effectuées pour les deux configurations A et B décrites précédemment. Les valeurs des paramètres utilisées pour le calcul sont identiques aux valeurs expérimentales, à l'exception de la vitesse de courant d'air à l'infini U_c (cf. § 3.2 et 4.2). Ce paramètre du modèle a été choisi pour chaque configuration par essais successifs de façon à obtenir le meilleur ajustement entre les profils de vitesses numériques et expérimentaux aux limites du domaine de mesure (c'est-à-dire le long des trois segments de droite en pointillés, fig. 29). Les valeurs suivantes ont ainsi été retenues :

$U_c = 0,48 \text{ m.s}^{-1}$ pour $M = 0,297 \text{ m}$ (configuration A1 du tableau II).

$U_c = 0,49 \text{ m.s}^{-1}$, pour $M = 0,130 \text{ m}$ (configuration B1 du tableau II).

Pour chaque composante de la vitesse d'air, les profils mesurés et calculés ont ensuite été tracés le long de coupes horizontales (Y constant) et verticales (X constant), correspondant aux points de mesure, soit une coupe tous les 0,040 m (le système d'axes est celui de la figure 10). Les résultats expérimentaux et les prévisions numériques sont cohérents (cf. fig. 30 à 39).

Fig. 28. Configuration B1 : profil horizontal de concentration à l'intérieur de la cuve, à 0,070 m au-dessus du liquide (la concentration est adimensionnalisée par division par la concentration moyenne dans la fente C_f) - Configuration B1 : horizontal profile of concentrations inside tank 0.070 m above the liquid (concentration made non-dimensional by division by mean concentration in slot C_f)

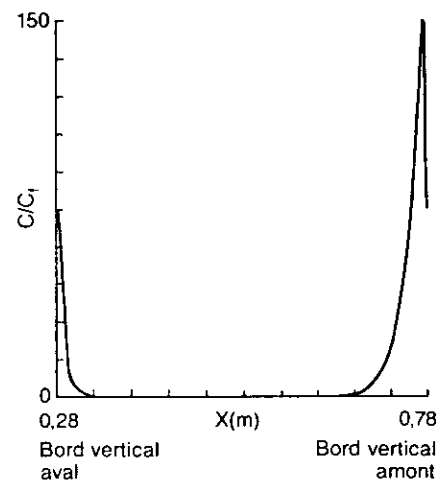


Fig. 29. Position des profils de vitesse présentés pour la configuration A1 - Position of velocity profiles presented for configuration A1

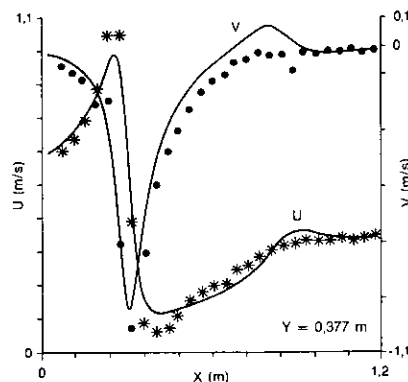
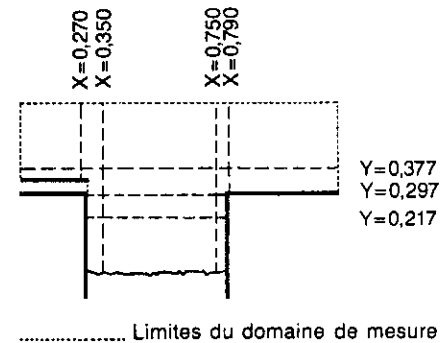


Fig. 30 ▲

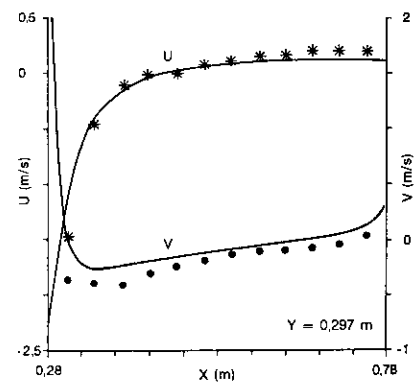
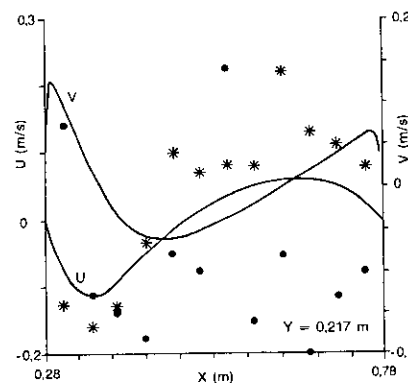


Fig. 31 ▲



▼ Fig. 32

Fig. 30 à 32. Configuration A1 : profils de vitesse le long de l'horizontale (Y) (*, •, respectivement valeurs expérimentales de U et V ; — valeurs calculées) - Configuration A1 : velocity profiles along horizontal axis (X)

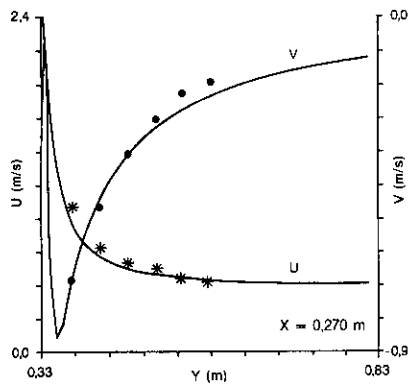


Fig. 33

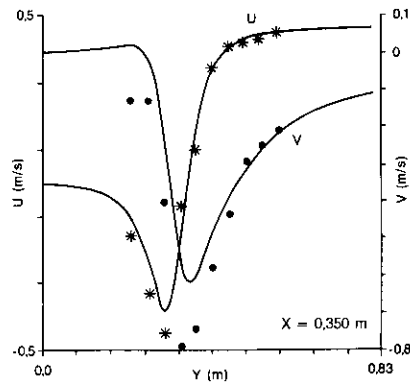


Fig. 34

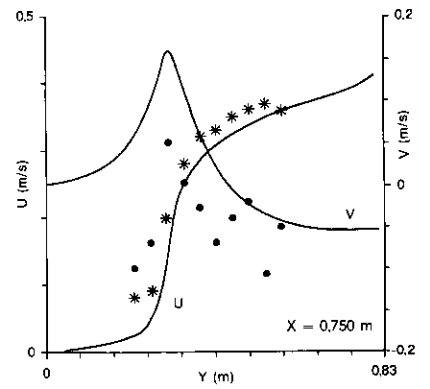


Fig. 35

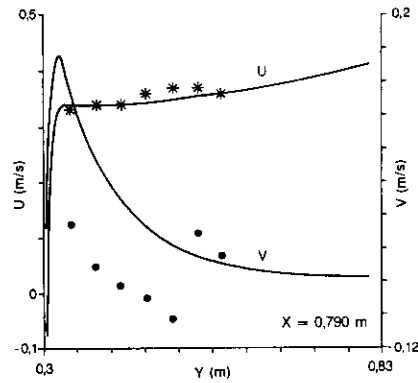


Fig. 36

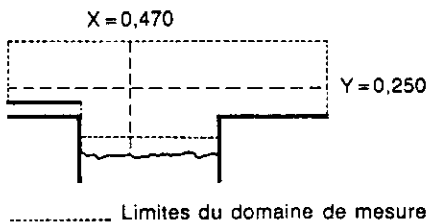


Fig. 37. Position des profils de vitesse présentés pour la configuration B1 - Position of velocity profiles presented for configuration B1

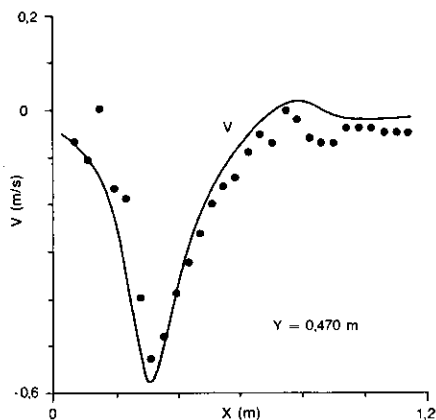


Fig. 38

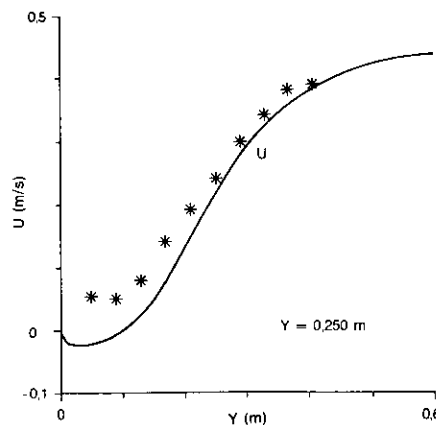


Fig. 39

Fig. 38 et 39. Configuration B1 : profils de vitesse le long de l'horizontale - Configuration B1 : Velocity profiles along horizontal axis (Y)

Fig. 33 à 36. Configuration A1 : profils de vitesse le long de la verticale (X) (*, • : respectivement valeurs expérimentales de U et V ; — valeurs calculées) - Configuration A1 : velocity profiles along vertical axis (X)

La position des profils sélectionnés pour la configuration A1 est schématisée figure 29. Trois profils horizontaux (au-dessus du plan amont ; au ras des bords du bac ; à l'intérieur du bac) et quatre profils verticaux (un en amont de la cuve, deux à l'intérieur et un en aval) sont présentés figures 30 à 36. L'accord entre les valeurs mesurées et calculées est satisfaisant ; les écarts relatifs les plus importants concernent les faibles valeurs des vitesses, inférieures à 0,2 m/s, difficiles à mesurer (forts taux de turbulence, indétermination sur le sens des vitesses : la figure 32 illustre la dispersion des mesures aux basses vitesses).

Les comparaisons effectuées pour la configuration B1 confirment ces résultats. Seuls deux profils sont présentés : un profil horizontal situé plus haut au-dessus du bord du bac, et un profil vertical situé plus au centre du bac (fig. 37). Les courbes correspondantes sont données figures 38 et 39.

5. CONCLUSION

Cette étude a permis de mettre en évidence l'intérêt des essais en laboratoire pour quantifier les effets des différentes grandeurs d'influence sur les performances d'un dispositif de captage utilisé sur les cuves de traitement de surface. Elle a aussi souligné les aspects prometteurs des techniques de simulation numérique qui permettent de prédire correctement les caractéristiques de l'écoulement.

Les résultats obtenus soulignent la complexité des phénomènes mis en jeu. En se limitant à une configuration simple et figée, l'efficacité de captage est en effet non seulement sensible

aux valeurs du débit d'aspiration et de la vitesse de courant d'air, mais également à la hauteur du bain dans la cuve, à la présence d'obstacles environnants ou de pièces entrant ou sortant du bain : la seule présence d'une barre aux dimensions relativement faibles au-dessus du bac peut, par exemple, diviser par trois la valeur de l'efficacité de captage. L'établissement de cartes détaillées des vitesses et des concentrations apporte une meilleure compréhension des écoulements d'air et de la dispersion du polluant.

Toutefois, de nombreuses données complémentaires sont encore nécessaires pour pouvoir mieux résoudre les problèmes de ventilation des cuves de traitement de surface : il reste notamment à étudier l'influence d'autres phénomènes tels que :

- le rapport longueur sur largeur de la cuve,
- d'autres directions de courants d'air,
- d'autres types de dispositifs de captage,
- d'autres formes ou positions d'obstacles,
- la température du bain,
- des simulations numériques tridimensionnelles, etc...

Bibliographie

1. HERY M., HUBERT H., LIMASSET J.C., ELCABACHE J.M. - Industrie de la galvanisation. Evaluation de l'exposition atmosphérique au chrome et au nickel. *Cahiers de Notes Documentaires*, 1990, 139, ND 1773, pp. 303-311.
2. MAHIEU J.C., OURY B., BOULET A. - Caractéristiques de l'émission d'aérosols des bains de nickelage. *Cahiers de Notes Documentaires*, 1990, 139, ND 1774, pp. 313-322.
3. Guide Pratique de Ventilation. 2 - Ventilation des cuves et bains de traitement de surface, 4^e éd. Paris, INRS, 1989, ED 651, 27 p.
4. Industrial ventilation. A manual of recommended practice, 19^e éd. Lansing (MI), ACGIH, 1986.
5. BERGLUND R., LINDH E. - Prediction of the mist emission rate from plating baths. Göteborg, The Swedish institute of production engineering research, 1988.
6. Pollution atmosphérique et ateliers de traitement de surfaces. Paris, CITEPA, 1988.
7. SILVERMAN L. - Fundamental factors in the design of lateral exhaust hoods for industrial tanks. *Journal of Industrial Hygiene and Toxicology*, 1941, 23, 5, pp. 187-195.
8. CONROY L.M., ELLENBECKER M.J. - Capture efficiency of flanged slot hoods under the influence of a uniform cross draft : model development and validation. *Applied Industrial Hygiene*, 1989, 4, 6, pp. 135-142.
9. BERGOVIST B. - Luftridaer för ventilation av ytbehandlingsbad. Stockholm, Hugo Theorells Ingeniörsbyrå, 1977, projekt 76/140.
10. KLEIN M.K. - An introductory study in center push-pull ventilation. *American Industrial Hygiene Association Journal*, 1986, 47, 6, pp. 369-373.
11. HUEBENER D.J., HUGHES R.T. - Development of push-pull ventilation. *American Industrial Hygiene Association Journal*, 1985, 46, 5, pp. 262-267.
12. HEINSOHN R.J., YU S.T., MERKLE C.L., SETTLES G.S., HUITEMA B.C. - Viscous turbulent flow in push-pull ventilation systems. In : GOODFELLOW H.D. (éd.) - *Ventilation '85*. Amsterdam, Elsevier Science Publ., 1986, pp. 529-566.
13. HEINSOHN R.J., MERKLE C.L. - Control of contaminants from open vessels. Pennsylvania State University, 1985, Report CAES 741 - 85.
14. Norme homologuée NF X 10-102 - Mesure de débit des fluides au moyen de diaphragmes, tuyères et tubes de Venturi insérés dans des conduites en charge de section circulaire. Paris - La Défense, AFNOR, juin 1980, 69 p.
15. VAVASSEUR C., MULLER J.P., AUBERTIN G., LEFEVRE A. - Application of tracer gas methods to the measurements of ventilation parameters in nuclear power plants and various industrial sectors. In : GOODFELLOW H.D. (éd.) - *Ventilation '85*. Amsterdam, Elsevier Science Publ., 1986, pp. 785-796.
16. MULLER J.P., AUBERTIN G. - Efficacité de captage et courants d'air perturbateurs. *Cahiers de Notes Documentaires*, 1990, 128, ND 1636, pp. 357-367.
17. LEFEVRE A., MULLER J.P. - Evaluation de l'assainissement de l'air des ateliers et des postes de travail par l'utilisation de la technique de mesures par gaz traceur. In : AISS International section for the chemical industry (éd.) - *Risikobegrenzung in der Chemie*. Heidelberg, International social security association series n° 1001, 1989, pp. 731-759.
18. HAMPL V., SHULMAN S. - Use of tracer gas techniques for industrial exhaust hood efficiency evaluation. Application of sulfur hexafluoride for hood controlling particulate emissions. *American Industrial Hygiene Association Journal*, 1985, 46, 7, pp. 379-386.
19. Norme homologuée NF X 43-260 - Qualité de l'air. Air des lieux de travail. Mesurage de l'efficacité de captage et contrôle différentiel d'un système d'assainissement. Paris - La Défense, AFNOR, oct. 1987, 12 p.
20. HE X. - Measurement with a rotating slant-sensor probe. *Dantec Information*, 1988, 6, pp. 9-12.
21. GOSMAN A.D., IDERIAH F.J.K. - Teach-2E : A general computer program for two-dimensional, turbulent, recirculating flows (Revised by ARNAL M.P.). Berkeley, University of California, Dpt of mechanical engineering, 1983, report n° FM-83-2.
22. FONTAINE J.R., GARDIN P., SOUMOY V., AUBERTIN G. - Criteria for the evaluation of general ventilation systems : numerical and physical simulations. In : VINCENT J.H. (éd.) - *Ventilation '88*. Oxford, Pergamon Press, 1989.
23. PATANKAR S.V. - Numerical heat transfer and fluid flow. Washington, Hemisphere, 1980.
24. LAUNDER B.E., SPALDING D.B. - The numerical computation of turbulent flows. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 1974, 3, pp. 269-289.
25. JONES W.P., LAUNDER B.E. - The calculation of low-Reynolds-number phenomena with a two-equation model of turbulence. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1973, 16, pp. 1119-1130.
26. PATEL V.C., RODI W., SCHEUERER G. - Turbulence models for near-wall and low Reynolds number flows : a Review. *American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal*, 1985, 23, 9, pp. 1308-1319.
27. DAVIDSON L., FONTAINE J.R. - Calculation of the flow in a ventilated room using different finite-difference schemes and different treatments of the walls. In : TODOROVIC B., NOVAK P., KULIC E. (éds) - 2nd World congress on heating, ventilating and air conditioning : *Clima 2000*. Amersfoort (Pays-Bas), Rehva Edition, 1989, vol. III, pp. 219-225.
28. SCHLICHTING H. - Boundary-layer theory, 7^e éd. New-York, Mc Graw-Hill, 1979.
29. BRACONNIER R. - Champs de vitesse au voisinage de l'entrée des dispositifs d'aspiration localisée. *Cahiers de Notes Documentaires*, 1986, 124, ND 1586, pp. 265-289.
30. BENDEKAR R.W., GODDARD A.J.H., GOSMAN A.D., ISSA R.I. - Numerical prediction of turbulent flow over surface-mounted ribs. *American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal*, 1985, 23, pp. 359-366.

Reçu en janvier 1991, accepté en mars 1991