

Zeitschrift: Ingénieurs et architectes suisses
Band: 109 (1983)
Heft: 15-16

Artikel: Formulations diverses de l'équitation linéaire des capteurs solaires plans: relation avec les mesures de A0, Adiff et K0
Autor: Hadorn, Jean-Christophe
DOI: <https://doi.org/10.5169/seals-74983>

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften auf E-Periodica. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen sowie auf Social Media-Kanälen oder Webseiten ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. [Mehr erfahren](#)

Conditions d'utilisation

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. La reproduction d'images dans des publications imprimées ou en ligne ainsi que sur des canaux de médias sociaux ou des sites web n'est autorisée qu'avec l'accord préalable des détenteurs des droits. [En savoir plus](#)

Terms of use

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. Publishing images in print and online publications, as well as on social media channels or websites, is only permitted with the prior consent of the rights holders. [Find out more](#)

Download PDF: 16.01.2026

ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, <https://www.e-periodica.ch>

Formulations diverses de l'équation linéaire des capteurs solaires plans

Relation avec les mesures de A_0 , A_{diff} et K_0

par Jean-Christophe Hadorn, Lausanne

1. Introduction

Plusieurs formulations de l'équation caractéristique des capteurs solaires plans sont possibles. Elles diffèrent principalement par le choix de la température de référence choisie pour définir les pertes thermiques du capteur.

Après avoir brièvement exposé ces différentes formulations dans une démarche logique, une méthode permettant de déterminer les caractéristiques d'un capteur plan, utilisables pour la formulation dite de Hottel, Bliss et Whillier, à partir des mesures effectuées en Suisse à l'EIR, sera décrite.

Une procédure simplifiée est proposée et deux exemples d'application permettront de souligner l'ambiguïté de l'appellation rendement «optique» pour l'un des paramètres caractéristiques des capteurs plans.

Dans cet article, nous ne considérerons que les équations linéaires des capteurs plans, en régime permanent.

Cet exposé s'adresse non seulement aux spécialistes des capteurs plans, mais aussi à tous les héliotechniciens praticiens utilisant des méthodes de dimensionnement où l'accès aux paramètres F_R , U_L et $(\tau\alpha)$ des capteurs est nécessaire.

2. Formulation de base

Le bilan thermique en régime permanent d'un capteur plan s'écrit:

$$Q_U = Q_A - Q_P \quad (1)$$

où

Q_U = la puissance utile recueillie par le fluide caloporteur [W]

Q_A = la puissance solaire réellement absorbée [W], et

Q_P = la puissance perdue par le capteur [W].

Compte tenu de l'approximation linéaire et suivant les développements de Hottel, Bliss et Whillier [1], le bilan thermique (1) peut s'écrire:

$$\frac{Q_U}{S} = (\tau\alpha)_e \cdot H - U_L \cdot (t_{m_{\text{abs}}} - t_a) \quad (2)$$

où

$(\tau\alpha)_e$ = le produit effectif de l'absorption de l'absorbeur et de la transmission du système de couverture

H = le rayonnement global incident sur le capteur [W/m^2]

U_L = le coefficient de pertes thermiques du capteur [$\text{W/m}^2 \text{K}$] admis indépendant de la température de l'absorbeur et des couvertures (hypothèse de linéarité)

$t_{m_{\text{abs}}}$ = la température moyenne de l'absorbeur [K]

t_a = la température de l'air extérieur [K], et

S = la surface de l'absorbeur [m^2].

En fait, il est nécessaire de distinguer dans le calcul de $(\tau\alpha)_e$ le rayonnement direct du rayonnement diffus. On a ainsi d'une manière générale:

$$(\tau\alpha)_e H = (\tau\alpha)_{eD} H_D + (\tau\alpha)_{ed} H_d$$

où

H_D = le rayonnement direct incident [W/m^2]

H_d = le rayonnement diffus incident [W/m^2]

$(\tau\alpha)_{eD}$ = le rendement «optique» pour le rayonnement direct, fonction de l'angle d'incidence de ce rayonnement par rapport au plan du capteur

$(\tau\alpha)_{ed}$ = le rendement «optique» pour le rayonnement diffus que l'on admet généralement à $(\tau\alpha)_{eD}$ pour un angle d'incidence de 60° [1]

avec $H = H_D + H_d$

ou encore $H = H_D + \delta H$

où δ est la part du rayonnement diffus, on obtient dès lors:

$$(\tau\alpha)_e = (\tau\alpha)_{eD} (1 - \delta) + (\tau\alpha)_{ed} \delta \quad (2\text{bis})$$

En termes de rendement instantané

$\eta = \frac{Q_U}{S \cdot H}$, on peut donc écrire la formulation de base:

$$\eta_1 = (\tau\alpha)_e - U_L \frac{(t_{m_{\text{abs}}} - t_a)}{H} \quad (3)$$

3. Formulation en fonction de la température moyenne du fluide dans l'absorbeur

Il est en général très mal aisé de connaître ou de calculer la température moyenne de l'absorbeur $t_{m_{\text{abs}}}$, et l'on

préfèrera définir un rendement à partir de la température du fluide caloporteur, plus facile à mesurer ou à déterminer dans un projet.

La température *moyenne réelle* du fluide dans le capteur peut être choisie et l'on aboutit alors à une deuxième formulation:

$$\eta_2 = F' \left[(\tau\alpha)_e - U_L \frac{(t_{mf} - t_a)}{H} \right] \quad (4)$$

où

t_{mf} = la température moyenne réelle du fluide circulant dans l'absorbeur [K], et

F' = un facteur sans dimension caractérisant la qualité du transfert thermique entre l'absorbeur et le fluide.

F' est un paramètre essentiellement *constructif* de l'absorbeur qui est principalement dépendant de la nature de l'absorbeur et du contact entre tubes et tôle.

Comme, en général, il y aura toujours une résistance thermique entre l'absorbeur et le fluide, on aura $t_{mf} < t_{m_{\text{abs}}}$ et $0 < F' < 1$. Plus faible sera cette résistance, plus proche de 1 sera F' . Pour la plupart des configurations d'absorbeur, F' peut s'exprimer analytiquement [1]¹. Avec l'expression (4) pour le rendement instantané, toutes les difficultés ne sont pas encore éliminées. En effet la température moyenne réelle du fluide dans le capteur n'est pas, dans tous les cas, égale à la moyenne algébrique des températures d'entrée et de sortie du fluide, qui, elles, sont relativement aisément mesurables.

Pour tenir compte de ce fait on introduit un nouveau paramètre [2] et ceci fera l'objet de la troisième formulation.

4. Formulation en fonction de la moyenne des températures d'entrée et de sortie du fluide

$$\eta_3 = F_c \left[(\tau\alpha)_e - U_L \left[\frac{t_e + t_s}{2} - t_a \right] \right] \quad (5)$$

où

t_e = la température d'entrée du fluide dans le capteur [K]

t_s = la température de sortie [K], et

F_c = coefficient représentant le rapport entre la puissance réellement extraite à celle obtenue en calculant les pertes à partir d'une température unique de référence choisie égale à $(t_e + t_s)/2$ [2].

F_c (compris entre 0 et 1) n'est plus un paramètre essentiellement constructif

¹ Les chiffres entre crochets renvoient à la bibliographie en fin d'article.

du capteur mais dépend des conditions de fonctionnement:

$$F_c = 2 \frac{\dot{m} C_p}{U_L} \cdot \frac{1 - e^{-\frac{F' U_L}{\dot{m} C_p}}}{1 + e^{-\frac{F' U_L}{\dot{m} C_p}}} \quad (6)$$

où

\dot{m} = le débit massique de fluide [kg/h·m²] par m² de surface d'absorbeur, et

C_p = la capacité calorifique massique du fluide [Wh/kg K].

J. F. Sacadura [2] a très bien montré que F_c égale F' à moins de 2% près, dès que $\frac{\dot{m} C_p}{U_L}$ dépasse 2. C'est-à-dire dès que \dot{m} dépasse 7 kg/h·m² pour des capteurs à double vitrage courants dans lesquels circule de l'eau et 15 kg/h·m² pour des capteurs à eau à simple vitrage ($U_L \approx 8$ W/m² K). Pour un capteur à air à simple vitrage, ce débit « critique » est d'environ 40 m³/h·m².

5. Formulation en fonction de la température d'entrée du fluide

Afin de calculer les performances d'un capteur dans un système donné, il est nécessaire, si l'on utilise les équations (4) ou (5) pour décrire le capteur, de recourir à un processus itératif pour déterminer au mieux $(t_e + t_s)/2$, puisqu'à priori t_s n'est pas connue alors que le plus souvent t_e l'est (par exemple température de sortie d'une cuve de stockage). La formulation en température d'entrée du fluide a donc le mérite d'éviter ce processus (pour autant que l'on considère U_L comme indépendant de la température du fluide, ce qui n'est pas toujours le cas).

Posons

$$t_m = \frac{t_e + t_s}{2} = t_e + \frac{t_s - t_e}{2} \quad (7)$$

et récrivons l'équation (5):

$$\eta = F_c \left[(\tau\alpha)_e - \frac{U_L}{H} \left(t_e - t_a + \frac{t_s - t_e}{2} \right) \right]$$

soit encore:

$$\eta = F_c \left[(\tau\alpha)_e - \frac{U_L}{H} (t_e - t_a) - F_c \frac{U_L}{H} \frac{(t_s - t_e)}{2} \right]$$

De plus écrivant le bilan du fluide dans le capteur:

$$\eta = \frac{Q_U}{S \cdot H} = \frac{\dot{m} C_p}{H} (t_s - t_e) \quad (8)$$

on peut évaluer $t_s - t_e$:

$$t_s - t_e = \eta \frac{H}{\dot{m} C_p} \quad (9)$$

Puis en remplaçant (10) dans l'équation (8), on trouve

$$\eta = \frac{F_c}{1 + \frac{F_c U_L}{2 \dot{m} C_p}} \left[(\tau\alpha)_e - U_L \frac{(t_e - t_a)}{H} \right]$$

soit en posant

$$F_R = \frac{F_c}{1 + \frac{F_c U_L}{2 \dot{m} C_p}} \quad (10)$$

$$\eta_4 = F_R \left[(\tau\alpha)_e - U_L \frac{(t_e - t_a)}{H} \right] \quad (11)$$

avec, en utilisant (6)

$$F_R = \frac{\dot{m} C_p}{U_L} \cdot \left(1 - e^{-\frac{F' \cdot U_L}{\dot{m} C_p}} \right) \quad (12)$$

L'équation (11) est l'équation des capteurs plans dite de Hottel, Bliss et Whillier qui l'ont écrite sous cette forme dès 1958.

F_R est un paramètre sans dimension, compris entre 0 et 1 et qui exprime de façon analogue à F' et F_c , le rapport entre l'énergie réellement extraite et celle que l'on évalue en calculant les pertes du capteur à partir d'une température unique d'absorbeur choisie égale à t_e .

Le groupement $\frac{\dot{m} C_p}{U_L}$ adimensionnel, où \dot{m} , rappelons-le, est le débit massique de fluide par m² de surface d'absorbeur, n'est autre que le nombre d'unités de transfert de chaleur (NTU) utilisé pour caractériser un échangeur de chaleur, en l'occurrence ici l'absorbeur du capteur. Dans la terminologie anglo-saxonne F_R est dénommé « Heat removal factor », ce qui peut se traduire approximativement par coefficient d'évacuation de la chaleur.

Meilleur est l'absorbeur en tant qu'échangeur, plus proche de 1 sera F_R .

D'après l'équation (12), on peut voir que dès que $\frac{\dot{m} C_p}{U_L}$ dépasse 50, on a

$$F_R \approx F' \quad [2].$$

Pour des capteurs à eau, ceci conduit à un débit massique de l'ordre de 172 kg/h·m² pour un double vitrage courant et 344 kg/h·m² pour un simple vitrage courant.

On ne peut donc, dans la plupart des cas, admettre que $F_R \approx F'$.

6. Formulation en fonction de la température de sortie du fluide

En suivant un développement analogue au précédent, on peut de même établir une formulation de l'équation linéaire des capteurs plans en utilisant pour température de référence du calcul des pertes, la température de sortie du fluide.

Cette formulation présentant beaucoup moins d'intérêt que les précédentes, nous ne l'aborderons pas ici.

7. Formulation en A_0 , A_{diff} et K_0

Cette formulation, utilisée par l'EIR, [3] est une formulation en $\frac{t_e + t_s}{2}$ (voir équation (5)), avec une notation différente. Elle s'écrit:

$$\eta_5 = A - K \left(\frac{t_m - t_a}{H} \right) \quad (13)$$

En identifiant terme à terme, η_3 et η_5 , on obtient:

$$\begin{cases} A = F_c (\tau\alpha)_e \\ K = F_c U_L \end{cases} \quad (14)$$

Par définition, on a:

A = coefficient ou rendement « optique »

K = coefficient de pertes du capteur [W/m² K].

En utilisant la notation par l'EIR [3] et selon nos hypothèses introductives, on a:

$$\begin{cases} A = A_\delta = A_0 + \delta (A_{\text{diff}} - A_0) \\ K \approx K_0^2 \end{cases} \quad (15)$$

où

A_0 = rendement « optique » pour le rayonnement direct

A_{diff} = rendement « optique » par le rayonnement diffus, et

δ = part du diffus dans le rayonnement global incident.

Les valeurs A_0 , A_{diff} et K_0 sont les valeurs mesurées au banc d'essai par le groupe Energie solaire de l'EIR, et sont données dans la publication annuelle des résultats, pour les capteurs du marché suisse [3].

L'équation (13) peut ainsi s'écrire en adoptant la notation de l'EIR pour A et K :

$$\eta_5 = A_0 + \delta (A_{\text{diff}} - A_0) - K_0 \frac{t_m - t_a}{H} \quad (16)$$

8. Conversion de η_5 à η_4

La conversion permettant d'obtenir les paramètres nécessaires à η_3 à partir des mesures de l'EIR est donnée par les équations (14) et (15).

Mais il est beaucoup plus intéressant de pouvoir déterminer les paramètres de la formulation en température d'entrée (η_4) à partir des mesures de A_0 , A_{diff} et K_0 .

En effet, comme nous l'avons déjà souligné, la formulation en température d'entrée est la plus pratique à utiliser

² De façon stricte, K_0 est le coefficient de pertes pour de faibles différences de température entre fluide et extérieur. La valeur moyenne K n'étant pas en général donnée de façon simple par l'EIR, on fait ici l'approximation $K \approx K_0$.

dans les calculs de l'énergie récupérable par un capteur solaire. De plus elle permet d'utiliser les méthodes anglo-saxonnes de dimensionnement de systèmes solaires comme la méthode f-chart [5] et ses dérivées.

Enfin, l'influence du débit utilisé réellement dans un projet sur les performances du capteur pourra être investiguée (K_0 et A_δ n'étant pas indépendants du débit!).

Exprimons F_c en fonction de F_R , à partir de l'équation (10)

$$F_c = \frac{F_R}{1 - \frac{F_R U_L}{2 \dot{m} C_p}}$$

Puis en utilisant (14) et (15), on obtient après quelques manipulations algébriques:

$$\text{et } \begin{cases} F_R (\tau\alpha)_e = \frac{A_\delta}{1 + \frac{K_0}{2 \dot{m} C_p}} \\ F_R U_L = \frac{K_0}{1 + \frac{K_0}{2 \dot{m} C_p}} \end{cases}$$

ce qui constitue les conversions proposées dans [4] et dans [5].

En réintroduisant la distinction entre diffus et direct, à partir des équations (2 bis) et (15), on obtient:

$$F_R (\tau\alpha)_{eD} = \frac{A_0}{1 + \frac{K_0}{2 \dot{m} C_p}} \quad 17.1$$

$$F_R (\tau\alpha)_{ed} = \frac{A_{\text{diff}}}{1 + \frac{K_0}{2 \dot{m} C_p}} \quad 17.2 \quad (17)$$

$$F_R U_L = \frac{K_0}{1 + \frac{K_0}{2 \dot{m} C_p}} \quad 17.3$$

Ainsi connaissant A_0 , A_{diff} , K_0 et le débit spécifique \dot{m} lors de l'essai, on peut déterminer $F_R (\tau\alpha)_{eD}$, $F_R (\tau\alpha)_{ed}$ et $F_R U_L$ nécessaire à une formulation en température d'entrée. Si l'on désire connaître F_R puis enfin F' à partir de l'équation (12), il est nécessaire de connaître soit $(\tau\alpha)_{eD}$, soit $(\tau\alpha)_{ed}$, soit U_L .

Etant donné que l'EIR mesure le produit $\overline{\tau\alpha}$, qui est une caractéristique des matériaux (couverture et surface de l'absorbeur) du capteur, nous pourrions accéder à $(\tau\alpha)_{eD}$ en franchissant une dernière étape.

9. Détermination de $(\tau\alpha)_{eD}$ à partir de la mesure de $\overline{\tau\alpha}$

Trois notions différentes du groupement $\langle \tau\alpha \rangle$ sont à distinguer:

9.1 $\overline{\tau\alpha}$: le coefficient de transmission du rayonnement solaire à travers le sys-

tème de couverture du capteur τ dépend, en général, de la largeur d'onde de la radiation incidente, tout comme le coefficient d'absorption α de la surface de l'absorbeur.

A incidence constante, on peut écrire, pour le rayonnement solaire au sol, avec λ la longueur d'onde et I_λ l'intensité du rayonnement incident pour la longueur d'onde λ :

$$\overline{\tau\alpha} \cong \frac{\int_{0,3 \mu\text{m}}^{2,5 \mu\text{m}} \alpha(\lambda) \tau(\lambda) I_\lambda d\lambda}{\int_{0,3 \mu\text{m}}^{2,5 \mu\text{m}} I_\lambda d\lambda}$$

ce qui est la valeur mesurée par l'EIR [3].

9.2 $(\tau\alpha)_D$: la valeur $\overline{\tau\alpha}$ précédente n'est qu'une caractéristique des matériaux. Elle ne tient pas compte de la façon dont sont disposés le système de couverture et l'absorbeur. En fait il y a réflexion multiple des rayons incidents sur l'absorbeur et sous la face interne de la couverture. Pour traduire ce phénomène, on peut écrire, sous certaines hypothèses [1]:

$$(\tau\alpha)_D = \frac{\overline{\tau\alpha}}{1 - (1 - \alpha)\rho_d}$$

où

α = le coefficient d'absorption «moyen» de l'absorbeur (on néglige ici sa dépendance spectrale) pour les longueurs d'ondes visibles, et

ρ_d = un coefficient de réflexion diffuse du système de couverture que l'on estime égal au coefficient de réflexion par un angle d'incidence du rayonnement direct de 60° . Typiquement ρ_d vaut 0,16 pour un verre à indice de réfraction de 1,526 et 0,24 pour un double vitrage [1].

Pour un absorbeur courant ($\alpha \cong 0,95$), on a ainsi

$$(\tau\alpha)_D = 1,008 \overline{\tau\alpha}$$

pour un simple vitrage courant, et

$$(\tau\alpha)_D = 1,012 \overline{\tau\alpha}$$

pour un double vitrage courant.

9.3 $(\tau\alpha)_{eD}$: en fait, tout le rayonnement absorbé dans le système de couverture n'est pas perdu comme on l'a implicitement supposé pour établir l'expression de $(\tau\alpha)_D$. Une partie de ce rayonnement est réémis vers l'absorbeur et de plus l'absorption d'énergie tend à élever la température des couvertures et ainsi à réduire les pertes de l'absorbeur vers l'avant du capteur. Une analyse simplifiée et donc discutable de ce phénomène est proposée dans [1]. Sans entrer ici dans les détails du calcul, les principaux résultats peuvent être traduits de la manière suivante:

Pour un simple vitrage (verre à $n = 1,526$ et $KL = 0,0370^3$)

— absorbeur non sélectif:

$$(\tau\alpha)_{eD} = (\tau\alpha)_D + 0,0098$$

— absorbeur sélectif:

$$(\tau\alpha)_{eD} = (\tau\alpha)_D + 0,0047.$$

Pour un double vitrage (verre à $n = 1,526$ et $KL = 0,0370$)

— absorbeur non sélectif:

$$(\tau\alpha)_{eD} = (\tau\alpha)_D + 0,026$$

— absorbeur sélectif:

$$(\tau\alpha)_{eD} = (\tau\alpha)_D + 0,016.$$

9.4 Dans le cas le plus défavorable (double vitrage à absorbeur non sélectif) on obtient ainsi:

$$(\tau\alpha)_{eD} = 1,012 \overline{\tau\alpha} + 0,026$$

qui pour un cas courant ($\overline{\tau\alpha} = 0,72$) donne

$$(\tau\alpha)_{eD} = 0,755.$$

On commet donc au maximum une erreur de 5% en prenant $\overline{\tau\alpha}$ plutôt que $(\tau\alpha)_{eD}$.

Compte tenu du fait que dans un système réel, les effets de la poussière, d'ombres internes au capteur peuvent être importants, il n'est pas judicieux de choisir une procédure relativement complexe pour calculer $(\tau\alpha)_{eD}$. Pratiquement, une procédure grossière mais suffisante consistera à écrire dans tous les cas où $\overline{\tau\alpha}$ pourra être défini (couverture plane):

$$(\tau\alpha)_{eD} \cong \overline{\tau\alpha} \quad (18)$$

Précisons que, dans cet article, nous ne nous préoccupons pas de l'influence de l'angle d'incidence du rayonnement sur le capteur, en l'admettant égal à 0° (incidence normale).

Il existe des méthodes pour tenir compte dans les projets de l'effet de l'angle d'incidence à partir de $(\tau\alpha)_{eD}$ [1, 5].

10. Exemples de conversion

Tous les éléments sont donc en place pour effectuer la conversion recherchée entre les valeurs mesurées à l'EIR et la formulation en température d'entrée (η_4), à partir des équations (11), (12), (15), (17) et (18).

Afin d'illustrer la méthode, nous choisissons, comme exemples, les 2 capteurs de référence de l'AIE testés à l'EIR durant la campagne de 1980.

Exemple 1: pour ce capteur, l'EIR a mesuré [3]:

$$\begin{cases} A_0 = 0,8 \\ A_{\text{diff}} = 0,7 \\ K_0 = 3,2 \text{ W/m}^2 \text{ K} \\ \overline{\tau\alpha} = 0,84. \end{cases}$$

Il nous faut encore connaître le débit d'essai qui n'est précisé dans [3] que comme compris entre 45 et 55 l/h. Nous admettons $50 \text{ l/h} = \dot{V}$.

De plus, il nous faut connaître S , la surface de l'absorbeur qui n'est pas précisée dans [3], puisque, par convention, l'EIR a choisi d'utiliser la surface d'ouverture du capteur comme surface de référence [6]. Nous admettrons donc:

$$S \approx S_{\text{ouverture}} = 1,79 \text{ m}^2$$

(pour le capteur 1).

Les caractéristiques physiques du fluide d'essai (eau avec inhibiteur de corrosion) n'étant pas données dans [3], nous admettrons:

$$C_p = 1100 \text{ Wh/m}^3 \text{ K.}$$

Munis de ces hypothèses, nous pouvons effectuer notre conversion:

$$\begin{aligned} \dot{m} C_p &= \frac{\dot{V}}{S} C_p \\ &= \frac{50 \cdot 10^{-3}}{1,79} \times 1100 \\ &= 30,7 \text{ W/m}^2 \text{ K} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} C &= 1 + \frac{K_0}{2 \dot{m} C_p} = 1 + \frac{3,2}{2 \times 30,7} \\ &= 1,052 \end{aligned}$$

$$\begin{cases} F_R (\tau\alpha)_{eD} = \frac{A_0}{C} = 0,76 \\ F_R (\tau\alpha)_{ed} = \frac{A_{\text{diff}}}{C} = 0,67 \\ F_R H_L = \frac{K_0}{C} = 3,04 \end{cases}$$

soit:

$$\begin{cases} (\tau\alpha)_{eD} \approx \bar{\tau\alpha} = 0,84 \\ F_R \approx 0,905 \\ (\tau\alpha)_{ed} \approx 0,74 \\ U_L \approx 3,36 \text{ W/m}^2 \text{ K} \end{cases}$$

Pour juger de la bonne conception de l'absorbeur en tant qu'échangeur de chaleur, on peut calculer F' d'après (12)

$$F' = - \frac{\dot{m} C_p}{U_L} \ln \left[1 - \frac{F_R U_L}{\dot{m} C_p} \right] \quad (19)$$

Dans notre exemple

$$\begin{aligned} F' &= - \frac{30,7}{3,36} \ln \left[1 - \frac{0,905 \times 3,36}{30,7} \right] \\ &\approx 0,95 \end{aligned}$$

ce qui est relativement bon.

Exemple 2: pour ce capteur l'EIR a mesuré [3]:

$$\begin{cases} A_0 = 0,55 \\ A_{\text{diff}} = 0,41 \\ K_0 = 3,2 \text{ W/m}^2 \text{ K} \\ \bar{\tau\alpha} = 0,72 \\ S = 2,83 \text{ m}^2 \end{cases}$$

En conservant nos hypothèses sur \dot{V} , C_p , on trouve:

$$\begin{cases} (\tau\alpha)_{eD} \approx 0,72 \\ F_R \approx 0,706 \\ (\tau\alpha)_{ed} \approx 0,54 \\ U_L \approx 4,2 \text{ W/m}^2 \text{ K} \end{cases}$$

et enfin

$$F' \approx 0,76$$

qui est une valeur très médiocre.

Ainsi l'absorbeur en tant qu'échangeur est le facteur principal des faibles valeurs de A_0 et A_{diff} pour ce capteur, comme on pouvait le prévoir en examinant $\bar{\tau\alpha}$.

Ceci nous montre l'ambiguïté du terme rendement «optique» pour A_0 et A_{diff} qui apparaissent dénoter de médiocres propriétés optiques (transmission-absorption) du capteur, alors qu'il s'agit en fait d'un médiocre absorbeur comme échangeur de chaleur.

11. Conclusions

Après avoir exposé les principales formulations possibles pour l'équation linéaire des capteurs plans en régime permanent, ainsi que leurs avantages ou in-

Références

- [1] J. A. DUFFIE, W. A. BECKMANN, *Solar Energy Thermal Processes*, J. Wiley and Sons, 1974, New York.
- [2] J. F. SACADURA, *Equations caractéristiques des capteurs solaires plans*, Revue Générale de Thermique, n° 171, mars 1976.
- [3] J. KELLER, V. KYBURZ, *Wärmeerträge und Kenngrößen von Sonnenkollektoren. Bericht über die Prüfungskampagne vom Sommer 1980*, EIR-Bericht Nr. 243, Würenlingen, April 1981.
- [4] P. KESSELRING, *Débit et critères d'enclenchement de la pompe d'un circuit de capteurs à eau chaude*, Bulletin SSES, n° juillet, 3/1979.
- [5] W. A. BECKMAN, S. A. KLEIN, J. A. DUFFIE, *Solar Heating Design by the f-chart method*, J. Wiley and Sons, 1978, New York.
- [6] J. KELLER, *A propos des tests de capteurs de l'EIR*, Bulletin SSES, n° juillet-août, 4/1980.

convénients respectifs, la relation entre les paramètres nécessaires pour décrire le capteur à partir de la température d'entrée du fluide et les mesures de l'EIR a été précisée.

Une procédure simplifiée de conversion est proposée, en émettant des hypothèses sur les valeurs de certains paramètres non précisées par l'EIR et deux exemples d'applications sont discutés.

Avec la détermination du paramètre F' , le diagnostic d'un capteur est facilité et les variations du débit de fluide prévues dans un projet peuvent être étudiées. On souligne, en outre, ce que cache l'appellation rendement «optique» pour A_0 et A_{diff} , ainsi que les limites de validité de certaines formulations simplifiées.

Adresse de l'auteur:

Jean-Christophe Hadorn
Ing. civil EPFL
Sorane SA
Châtelard 52
1018 Lausanne

Actualité

Eclairage fluorescent et cancer de la peau, ou:

« Tout le monde peut se tromper »

Le 7 août 1982, la vénérable revue médicale anglaise « The Lancet » fit paraître un article particulièrement percutant rédigé par quatre chercheurs de l'Université de Sydney, en Australie, et de la London School of Hygiene and Tropical Medicine.

Ce travail établit une corrélation indiscutable entre le cancer de la peau et l'éclairage aux tubes fluorescents. Ainsi, sur 274 victimes du cancer de la peau que ces chercheurs ont suivies, 83% se trouvent être des ouvriers et ouvrières d'usine, qui avaient passé plusieurs années de leur vie dans des locaux éclairés par

des tubes fluorescents (souvent appelés improprement « tubes à néon » dans le grand public).

De là à conclure que l'éclairage fluorescent cause le cancer de la peau, il n'y a qu'un pas, facile à franchir. Faudrait-il en déduire que les tubes fluorescents sont dangereux et devraient être supprimés de manière générale? On va voir qu'il n'en est rien, et qu'il n'y a pas de relation de cause à effet entre ces deux points.

En effet, l'examen approfondi des 274 cas de l'enquête montre que le cancer de la peau se déclare sur des parties du corps protégées par des vêtements et donc non exposées à la lumière artificielle. D'autre part, le cancer de la peau n'apparaît pas à domicile chez des personnes occupant des appartements pourvus du même type d'éclairage. Et enfin, il n'apparaît pas non plus chez les sujets travaillant en plein

soleil, où la dose de rayons ultraviolets est bien supérieure à celle émise par les tubes fluorescents en usine.

L'éclairage fluorescent n'est donc pas la cause du cancer. La vraie cause est inconnue, mais elle est liée à l'activité en usine. Tout ce que l'on peut dire pour l'instant, c'est que le cancer de la peau et l'éclairage fluorescent sont tous deux liés à ce type d'activité professionnelle.

On pourrait imaginer, pour expliquer cette corrélation, que les usines éclairées artificiellement ont toutes aussi l'air conditionné, et que c'est cet air-là qui cause le cancer de la peau. Ou que les usines éclairées artificiellement ont toutes été recouvertes intérieurement d'un vernis à l'aniline, dont les vapeurs sont carcinogènes. Ou que les ouvriers employés dans de telles usines ont un salaire si bas qu'ils doivent se

contenter d'une nourriture médiocre, voire malsaine.

La seule conclusion valable que l'on puisse tirer d'une telle enquête est qu'il est impossible de dégager une relation de cause à effet sur la base d'une étude rétrospective, même si la corrélation entre plusieurs faits est excellente. La seule chose à faire consisterait à choisir dix mille travailleurs, à les placer au hasard pendant dix ans dans les mêmes situations de travail sauf le paramètre à étudier (l'éclairage fluorescent, la nourriture ou l'air conditionné, etc.). Mais évidemment, une telle étude ne pourra jamais être envisagée.

En attendant, il faut bien admettre que l'étude des victimes du cancer de la peau en Australie n'aura rien démontré du tout, si ce n'est l'absence d'une relation de cause à effet, et la possibilité de se tromper en toute bonne foi.