

Estimation par méthode inverse du flux absorbé par une plaque en fonte destinée à la cuisson solaire

Estimation of the flux absorbed by a cast iron slab for solar cooking purpose

Gabriel GUILLET, Jonathan GASPAR, Thomas FASQUELLE, Séverine BARBOSA, Benjamin KADOCH, Yannick PIZZO, Fabrice RIGOLLET, Christophe LE NILIOT, Jean-Laurent GARDAREIN

Aix Marseille Univ, CNRS, IUSTI, Marseille, France

Résumé - Dans le cadre de l'étude d'un cuiseur solaire de Scheffler, une estimation du flux de rayonnement absorbé par sa plaque de cuisson en fonte est recherchée. Un banc d'expérimentation constitué d'un panneau rayonnant et d'une plaque en fonte équipée de thermocouples est développé. Une méthode d'inversion utilisant la méthode des gradients conjugués couplée à l'état adjoint est aussi présentée. Elle est vérifiée sur un cas numérique puis appliquée sur les mesures de température du banc d'essai. Bien que des écarts soient constatés, les résultats sont encourageants et quelques améliorations permettront l'utilisation de cette méthode pour caractériser les performances des cuiseurs solaires.

Mots-clés : technique inverse ; estimation de flux ; cuiseur solaire ; métrologie ; expérience.

Abstract - In the context of a study about Scheffler solar cooker, we investigate a method to estimate the absorbed thermal radiation by the cooking slab. An experimental bench consisting of a radiant panel facing a cast iron plate provided with thermocouples was set up. An inversion method using the conjugate gradient method and the adjoint state is presented. This method is verified on a numerical case and then applied to the temperature measurements of the test bench. Although some discrepancies are noted, the results are encouraging and some improvements could allow using this method to characterize the performance of solar cookers.

Keywords: inverse method; flux estimation; solar cooker; metrology; experiment.

Nomenclature

c_p	capacité thermique massique, $W.K^{-1}.kg^{-1}$	∇	opérateur nabla
e	épaisseur, m	ε	émissivité totale
$F_{\Gamma_1 \rightarrow amb}$	facteur de forme de Γ_1 vers <i>amb</i>	θ	inclinaison de la fonctions gaussienne, rad
l	longueur, m	λ	conductivité thermique, $W.K^{-1}.m^{-1}$
h	coefficient de convection, $W.K^{-1}.m^{-2}$	ρ	masse volumique, $kg.m^{-3}$
L	largeur, m	σ	constante de Stefan-Boltzmann, $W.m^{-2}.K^{-4}$
n	normale extérieure à la surface	σ_x	écart-type selon x de la gaussienne, m
t	temps, s	σ_y	écart-type selon y de la gaussienne, m
T	température, K	$\sigma_{0,01}$	écart-type d'un bruit de mesure, °C
(x, y, z)	coordonnées spatiales, m	φ	flux surfacique, $W.m^{-2}$
(x_c, y_c)	centre de la fonction gaussienne, m		
α	absorptivité	<i>abs</i>	absorbé
Γ_1	limite exposée au flux	<i>amb</i>	ambiant
Γ_2	limite non exposée au flux	<i>inc</i>	incident, reçu

1. Introduction

L'invention du "four boîte" date du XVIII^e siècle [1]; ce qui n'était à ce moment qu'une curiosité scientifique s'est vu peu à peu améliorée et déclinée en plusieurs versions. Au cours de l'histoire, l'intérêt pour les cuiseurs solaires s'est justifié de deux façons. D'une part, ils restent généralement peu coûteux, simples à fabriquer, à utiliser et à entretenir; ils sont utilisables en toute place recevant le rayonnement direct du soleil et peuvent être transportables. D'autre part, les cuiseurs solaires peuvent engendrer d'importantes économies de ressources (temps, argent, matières premières, ressources énergétiques). Pour ces raisons, il existe aujourd'hui des applications dans les domaines de la restauration, de l'agroalimentaire et de l'industrie [2, 3].

Alors que les cuiseurs solaires à concentration paraboliques atteignaient une plus grande puissance de cuisson que les autres types de cuiseur [4], ils présentaient jusque là l'inconvénient d'avoir un foyer optique mobile selon la saison. Le réflecteur de Scheffler est venu pallier ce défaut en compensant la variation saisonnière de la hauteur du soleil par une déformation du réflecteur primaire [5]. Il est alors devenu possible d'alimenter la cuisine d'un bâtiment en énergie solaire.

Dans le cadre du projet "Conception de restaurants optimisés pour la cuisine solaire" (CROCS) et en collaboration avec la Société Le Présage [6], un cuiseur de ce type et son intégration dans un restaurant à haute qualité environnementale sont étudiés. Une méthode de caractérisation des performances énergétiques du système est notamment en cours de développement.

Dans ce contexte, une étude de l'efficacité de la partie optique du cuiseur solaire est actuellement en cours, un intérêt particulier étant porté au flux solaire reçu, φ_{inc} , par la plaque en fonte. Mesurer un flux radiatif incident sans le perturber peut être complexe, d'autant plus lorsqu'il est inhomogène et que son intensité est relativement importante. Une solution est donc d'utiliser des techniques inverses pour estimer le flux absorbé par la plaque $\varphi_{abs} = \varepsilon\varphi_{inc}$ à l'aide d'une instrumentation simple, peu coûteuse et peu intrusive. Dans cet article, nous présenterons la méthode inverse utilisée, sa validation numérique ainsi qu'une application sur un banc d'expérimentation.

2. Cuiseur, banc d'essai et métrologie

Le cuiseur solaire évoqué précédemment est constitué d'un réflecteur primaire de Scheffler, d'un réflecteur secondaire et d'une plaque en fonte. La plaque en fonte joue le rôle d'absorbeur sur sa face inférieure et le rôle de plaque de cuisson sur sa face supérieure. Une fois le flux de rayonnement absorbé, le transfert thermique a lieu par conduction de sa face inférieure vers sa face supérieure, mais aussi de son milieu vers sa périphérie. Le cuisinier peut ainsi utiliser le centre de la plaque très chaud pour saisir ses aliments et les bords tièdes pour les laisser mijoter.

Afin de valider la méthode proposée, un banc de mesure simplifié a été élaboré. Il est constitué d'un panneau rayonnant placé face à la plaque en fonte positionnée verticalement. Des thermocouples mesurent la température sur la face de la plaque non exposée au flux.

Le panneau rayonnant, alimenté au propane, a une surface émettrice carrée de 0,50 m de côté. La plaque de cuisson, en fonte, a été meulée sur la face destinée à être utilisée par le cuisinier. C'est un parallélépipède de 1,00 m de long, 0,60 m de large et de 13 ± 1 mm d'épaisseur. Ses propriétés thermophysiques sont récapitulées dans le tableau 1. La face exposée au flux Γ_1 sera appelée "face avant", et la face non exposée et les bords Γ_2 seront nommés "face arrière".

Les capteurs de température sont des thermocouples chemisés de type K de 1,5 mm de diamètre. Le système d'acquisition a une résolution de 0,1 °C et une fréquence de mesure de

Propriétés de la fonte (supposée former un corps gris) (T exprimée en °C)	
Masse volumique	$\rho = 7194 - 0,0199 \cdot T$
Capacité thermique massique	$c_p = 450,5 + 0,4714 \cdot T$
Conductivité thermique	$\lambda = 49,85 - 0,0106 \cdot T$
Emissivité (= absorptivité) totale	$\varepsilon = 0,65$

Tableau 1 : *Propriétés thermophysiques supposées de la plaque en fonte [7, 8, 9].*

1 Hz. Il est caractérisé par une incertitude type égale à $\pm(\frac{0,4}{100} \cdot T + 0,5)$ °C. Les thermocouples sont fixés en dix emplacements sur la surface de la plaque à l'aide de bandes adhésives en aluminium. Un thermocouple supplémentaire est fixé sur un bord de la plaque de manière à être directement exposé au flux, donnant ainsi les instants exacts d'allumage et d'extinction du panneau rayonnant. Par soucis de commodité, on écrira aussi bien "thermocouple 10" ou "Th10" et "courbe 10" pour désigner respectivement le thermocouple fixé au point 10 et la courbe de température obtenue grâce à ce thermocouple.

Un fluxmètre commercial CAPTEC de type Captherm "flux total" est utilisé pour réaliser des mesures ponctuelles. L'incertitude type qui lui est associée est $\pm 3\%$.

Pour l'expérience, la distance entre le panneau rayonnant et la plaque en fonte est fixée à $0,460 \pm 0,005$ m. Au préalable, le flux reçu par la plaque est mesuré à l'aide du fluxmètre placé successivement à la position de chaque thermocouple. Ensuite, un créneau de puissance radiative est appliqué sur la plaque de t_a (allumage du panneau rayonnant) à t_b (extinction et éloignement) et sa réponse thermique est enregistrée. Une attention particulière est portée sur l'atteinte du régime quasi-permanent pendant et après le créneau.

3. Modèle direct

Connaissant le flux incident $\varphi_{inc}(x, y, t)$ et les propriétés thermophysiques de la plaque (tableau 1), il est possible de déterminer la température $T(x, y, z, t)$ en tout point $M(x, y, z)$ de la plaque Ω : il s'agit du problème direct décrit par les équations ci-dessous.

On note \mathbf{n} la normale à la surface au point $M(x, y, z)$, et pour une meilleure compréhension on note aussi : $T(x, y, z, t) = T$, $\rho(T) = \rho$, $c_p(T) = c_p$, $\lambda(T) = \lambda$, $\varphi_{inc}(x, y, t) = \varphi_{inc}$.

Pour tout $M \in \Omega$, on a :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot (\lambda \nabla T) = 0. \quad (1)$$

Dans les mêmes dispositions et à $t = 0$, la condition initiale s'écrit :

$$T = T_{amb}. \quad (2)$$

Pour tout $M \in \Gamma_1$ et pour $t_a < t < t_b$, la condition à cette limite s'écrit :

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = -\varepsilon \varphi_{inc} + \varepsilon \sigma T^4 - F_{\Gamma_1 \rightarrow amb} \varepsilon \sigma T_{amb}^4 + h(T - T_{amb}). \quad (3)$$

Pour tout $M \in \Gamma_1$ et pour $t > t_b$, de même que pour tout $M \in \Gamma_2$ et quel que soit t, la condition à ces limites s'écrit :

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \varepsilon \sigma (T^4 - T_{amb}^4) + h(T - T_{amb}). \quad (4)$$

On suppose que l'environnement radiatif est assimilable à un corps noir de température constante, uniforme et égale à la température ambiante. De même, on présume que le coefficient de convection est constant et uniforme sur toute la surface de la plaque.

On admettra enfin que le flux absorbé par la surface de la plaque $\varphi_{abs} = \varepsilon\varphi_{inc}$ peut être décrit par une fonction gaussienne à deux écarts types pouvant pivoter sur son axe et définie par :

$$\varphi_{abs}(x, y) = \varphi_{abs,max} \exp(-(a(x - x_c)^2 + 2b(x - x_c)(y - y_c) + c(y - y_c)^2)) \quad (5)$$

$$\text{avec : } a = \frac{\cos^2(\theta)}{2\sigma_x^2} + \frac{\sin^2(\theta)}{2\sigma_y^2} \quad b = \frac{\sin(2\theta)}{4\sigma_x^2} + \frac{\sin(2\theta)}{4\sigma_y^2} \quad c = \frac{\sin^2(\theta)}{2\sigma_x^2} + \frac{\cos^2(\theta)}{2\sigma_y^2}.$$

Le problème direct est résolu par le programme CAST3M [10] à l'aide de la méthode des éléments finis. Le maillage est formé de 1 440 éléments quadratiques cubiques à 8 noeuds, mesurant chacun 5 cm de côté dans le plan (xy) , et il y a 6 couches d'éléments dans l'épaisseur de la plaque.

4. Problème inverse, méthode d'inversion et validation sur un cas numérique

Le problème direct étant défini, il reste maintenant à estimer le flux absorbé $\varphi_{abs} = \varepsilon\varphi_{inc}$ en fonction des températures mesurées sur la face arrière de la plaque. Résoudre ce problème inverse revient à minimiser l'écart au sens des moindres carrés (fonction coût) entre l'effet simulé par le modèle direct et l'effet mesuré expérimentalement. Pour résoudre ce problème mal posé et non linéaire, nous avons opté pour la méthode des gradients conjugués couplée à l'état adjoint [11]. La résolution du problème par itération nécessite de connaître, à chaque itération, la profondeur et la direction de descente. Ces dernières sont respectivement obtenues grâce au problème de sensibilité et au problème adjoint non présentés ici [11]. L'utilisation d'une méthode de résolution par itération implique aussi de définir un critère d'arrêt. Dans notre cas, le calcul s'arrête dès que la valeur de la fonction coût est inférieure à un seuil correspondant au niveau de bruit ou bien lorsque l'algorithme a convergé vers une solution stable.

Comme nous ne disposons que de dix mesures ponctuelles, l'*a priori* sur la distribution du flux défini précédemment est nécessaire. Ainsi, la résolution du problème inverse revient à estimer l'évolution temporelle du maximum de cette fonction ainsi que des paramètres décrivant sa forme.

Avant de pouvoir traiter des données expérimentales, il est nécessaire de réaliser une validation numérique de la méthode d'inversion. Une sollicitation est entrée dans le modèle direct et un bruit de mesure est ajouté aux températures obtenues. La méthode d'inversion est ensuite appliquée sur ces mesures simulées. Afin d'éviter l'*inverse crime*, l'expérience numérique est réalisée à l'aide d'un modèle numérique différent (maillage, méthode de résolution, logiciel...) de celui sur lequel repose le problème inverse (Matlab®). Ici, la sollicitation originale est un créneau de flux absorbé de $15 \text{ kW}\cdot\text{m}^{-2}$ et d'une durée de 450 s. A partir de celle-ci, une réponse thermique sans bruit est simulée et trois réponses thermiques supplémentaires sont créées en y ajoutant un bruit de mesure d'écart-type 0,05 ; 0,1 et 1 °C respectivement.

L'évolution des fonctions coût des cas numériques a été tracée dans la figure 1 . On observe que les fonctions coûts diminuent avec les itérations et se rapprochent de leurs critères d'arrêt (lignes pointillés). Néanmoins seul le cas avec un bruit d'écart type de 1 °C atteint son seuil, tandis que les autres cas présentent plus de difficultés pour atteindre le leur. Le cas sans bruit de mesure reste même à un niveau équivalent aux cas avec un faible bruit de mesure. Ce comportement s'explique en observant les résidus du cas sans bruit de mesure sur la figure 2 . On constate que les principaux écarts entre les courbes du modèle et de l'expérience numérique se situent principalement au début et à la fin du créneau : ce phénomène est dû aux limites de la modélisation numérique. A l'exception de ces instants les résidus sont faibles et inférieurs à 0,2 °C. Ceci est à comparer à la température de la plaque qui varie entre 20 °C et 300 °C.

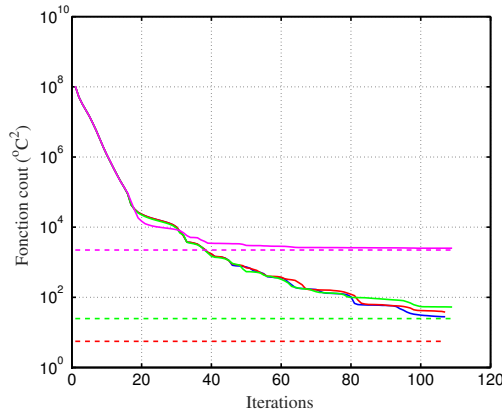


Figure 1 : Fonctions coût des quatre cas numériques.

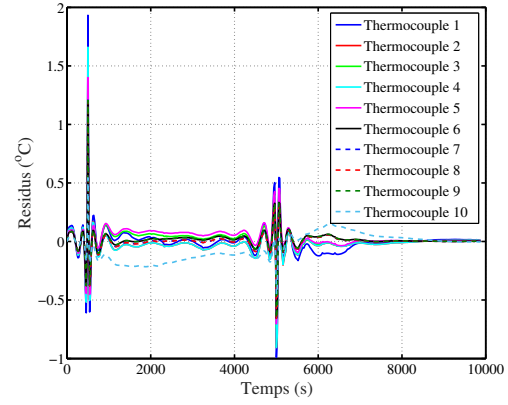


Figure 2 : Résidus pour le cas numérique sans bruit.

La figure 3 présente l'évolution temporelle du flux maximum absorbé estimé pour chacun des cas numériques ainsi que l'évolution du flux exact en noir. On observe que les courbes se superposent et que les instants de montée et descente sont bien retrouvés. Les oscillations dues aux bruits de mesure sont également faibles et seulement visibles pour le cas présentant un important bruit de mesure (20 fois supérieur au bruit expérimental). Les paramètres estimés qui caractérisent la forme gaussienne du flux, récapitulés dans le tableau 2, sont quasi égaux entre eux et avec les valeurs exactes quel que soit le bruit de mesure. Tout ceci valide la méthode d'inversion, démontre sa robustesse vis à vis du bruit de mesure et justifie son utilisation quant au cas expérimental.

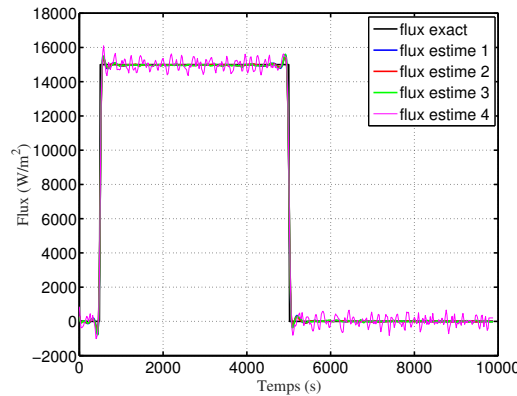


Figure 3 : Flux absorbés estimés sans bruit (1), avec écart-type de 0,05 °C (2), avec écart-type de 0,1 °C (3) et avec écart-type de 1 °C (4), superposés sur la sollicitation originale (noté "flux exact").

Paramètres	Unités	σ_{exact}	σ_0	$\sigma_{0,05}$	$\sigma_{0,1}$	σ_1
$\varphi_{abs,max}$	kW.m^{-2}	15,00	14,98	14,98	14,97	15,00
x_c	m	0,500	0,500	0,500	0,500	0,500
y_c	m	0,300	0,300	0,300	0,300	0,300
σ_x	m	0,250	0,250	0,250	0,250	0,250
σ_y	m	0,350	0,352	0,352	0,353	0,351
θ	rad	0,000	0,000	0,000	0,000	0,007

Tableau 2 : Paramètres de la fonction gaussienne estimés pour plusieurs niveau de bruit : flux maximum moyen ($\varphi_{abs,max}$), position du centre (x_c , y_c), écart-types (σ_x , σ_y) et angle de rotation (θ).

5. Résultats et interprétation

Avant d'inverser nos mesures expérimentales, nous nous sommes intéressés à la validité de l'*a priori* utilisé pour décrire le flux absorbé. Pour cela nous avons tout d'abord réalisé un calcul de facteurs de forme pour déterminer la distribution spatiale du flux incident lorsqu'une plaque rayonnante de température uniforme fait face à notre plaque. L'intensité du rayonnement reçu par la plaque et normalisée par sa valeur maximale est présentée en figure 4 où la forme obtenue correspond bien à une Gaussienne qui, dans ce cas simplifié, est axisymétrique avec un écart-type de 32,5 cm.

En complément, les mesures directes du flux incident présentées sur la figure 5 confirment ce résultat et appuient l'*a priori* de forme énoncé dans le problème inverse. Cette forme semble être centrée un peu plus haut et à gauche du point 1, situé au milieu de la plaque, ce qui est tout à fait cohérent avec le placement du panneau rayonnant par rapport à la plaque.

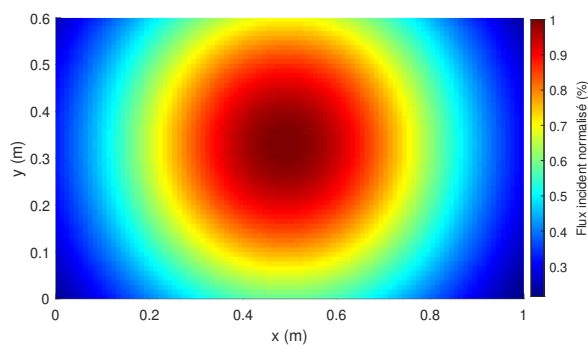


Figure 4 : Répartition de l'intensité du flux incident normalisé, obtenue par calcul de facteurs de forme.

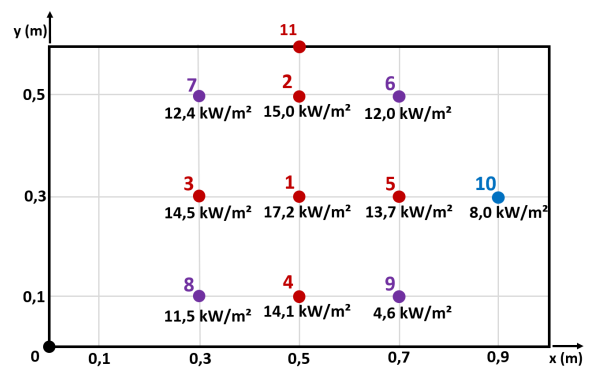


Figure 5 : Résultats de mesures ponctuelles du flux incident φ_{inc} .

La figure 6 illustre l'évolution des températures obtenues durant l'expérience. Les courbes de température des points 7 et 8 ont été retirées car les thermocouples se sont décollés de la plaque pendant l'expérience. On retrouve le fait que la tache de rayonnement n'est pas parfaitement centrée sur la plaque. Les valeurs mesurées au point 2 sont supérieures à celles mesurées au point 4 alors qu'ils sont à équidistance du centre de la plaque. De même pour les points 3 et 5.

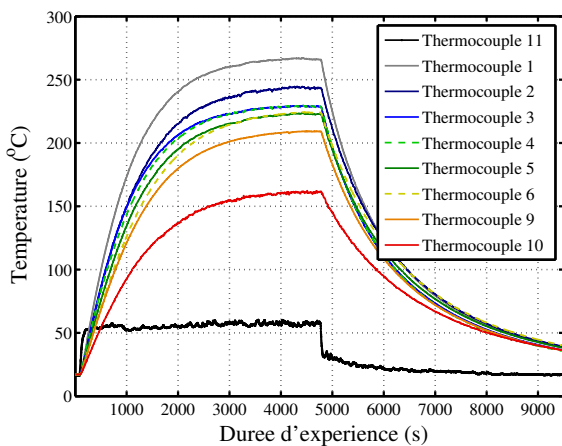


Figure 6 : Évolution des températures mesurées à la surface de la plaque (face arrière).

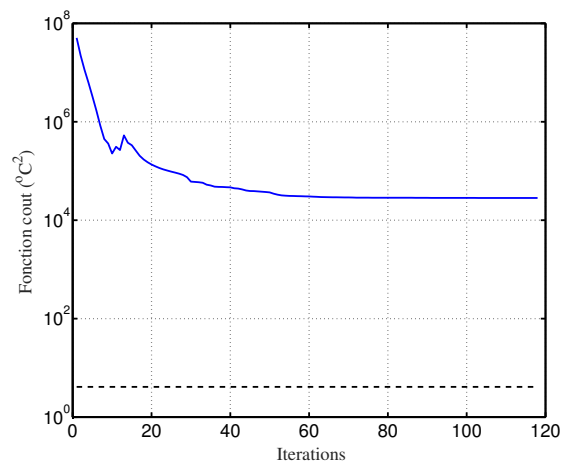


Figure 7 : Évolution de la fonction coût du cas réel au fur et à mesure des itérations.

L'évolution de la fonction coût du cas expérimental est tracée sur la figure 7. Elle converge vers une valeur supérieure d'environ quatre ordres de grandeur au-dessus du niveau de bruit

(droite en pointillés) et les résidus sont plus grands que pour les cas numériques. De plus, ces résidus sont signés, preuve que les mesures et/ou le modèle présentent un biais. Il faut néanmoins modérer ce constat en insistant sur le fait que ces écarts représentent une erreur d'au plus 5 % sur l'estimation de flux.

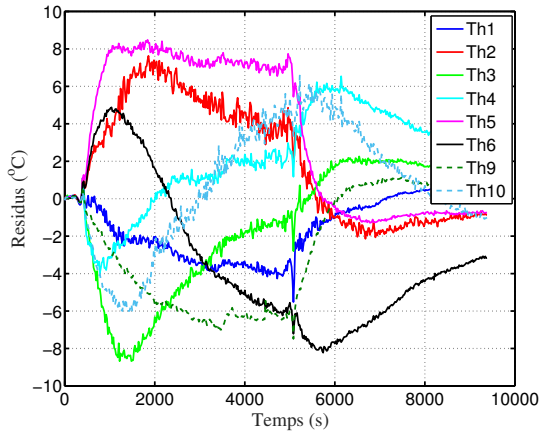


Figure 8 : Résidus entre les températures estimées et les températures mesurées expérimentalement.

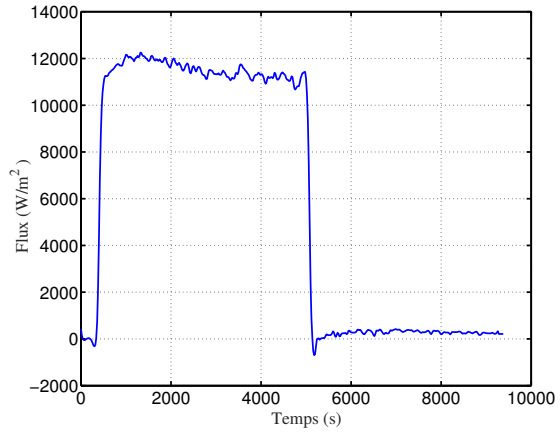


Figure 9 : Évolution du flux maximal absorbé estimé durant l'expérience réelle.

La figure 9 représente le flux absorbé estimé au maximum de la fonction gaussienne. On reconnaît les instants d'allumage et d'extinction du panneau rayonnant. On remarque une légère diminution du flux pendant le créneau qui est cohérente avec les observations expérimentales : la détente dans la bouteille de gaz entraîne un refroidissement important ; ceci influe sur le débit de gaz et donc sur le flux de chaleur émis par le panneau rayonnant. La valeur du flux absorbé estimé, environ égale à $11,5 \text{ kW}\cdot\text{m}^{-2}$, correspond à la valeur du flux incident mesuré avec le fluxmètre à l'absorptivité près (en supposant que $\alpha_{fluxmètre} = 1$ et $\alpha_{plaque} = \varepsilon_{plaque} = 0,65$). Pendant la phase de refroidissement, on observe un flux positif presque nul, ce qui permet de valider l'ordre de grandeur du coefficient d'échange convectif fixé à $7 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$.

Les paramètres estimés caractérisant la forme du flux absorbé sont récapitulés dans le tableau 5. On obtient finalement des écarts types de 0,29 m et 0,28 m induisant une forme proche d'une courbe gaussienne axisymétrique, comme prévu par le calcul de facteur de forme. On remarque que ces valeurs sont légèrement inférieures aux valeurs calculées. On a en effet supposé que le panneau rayonnant avait une température uniforme, ce qui expérimentalement n'est peut-être pas le cas à cause du système d'injection de gaz localisé au centre du panneau et induisant sans doute une zone centrale plus chaude que les bords. Néanmoins, avec des écarts types expérimentaux environ 10 % plus faibles que le cas théorique, les écarts restent relativement faibles. Enfin on constate que le flux est positionné près du centre avec un léger décalage vertical.

Paramètres	Unités	Estimations
$\varphi_{abs,max}$	$\text{kW}\cdot\text{m}^{-2}$	11,5
x_c	m	0,50
y_c	m	0,33
σ_x	m	0,29
σ_y	m	0,28
θ	rad	1,4

Tableau 3 : Estimation finale des paramètres caractérisant la tache de flux expérimentale : flux maximum moyen ($\varphi_{abs,max}$), position (x_c , y_c), écarts-types (σ_x , σ_y) et angle de rotation (θ)

6. Conclusion et perspectives

Dans cet article, nous nous intéressons à une méthode de caractérisation des cuiseurs solaires. Pour cela, nous avons présenté le banc expérimental développé et son instrumentation. Nous avons également décrit les transferts énergétiques qui ont lieu à l'intérieur et aux interfaces de la plaque en fonte du cuiseur solaire étudié via un modèle direct.

Afin de résoudre le problème inverse non linéaire et mal posé associé à ce modèle, nous avons adapté une méthode d'inversion et l'avons testé sur un cas numérique. Sa convergence, sa précision et sa robustesse par rapport au bruit de mesure ont ainsi été démontrées. L'application de cette méthode d'inversion aux mesures de température réalisées sur le banc d'expérimentation a permis d'obtenir une estimation du flux absorbé φ_{abs} par la plaque. Les caractéristiques de ce flux concordent avec les mesures expérimentales du flux incident φ_{inc} réalisées grâce à un fluxmètre commercial et avec le calcul de facteur de forme (à l'émissivité près).

Bien que le résultat obtenu soit encourageant, les résidus montrent qu'il reste des écarts à justifier et à réduire avant de pouvoir prétendre à la caractérisation de performances des cuiseurs solaires. Une meilleure connaissance des caractéristiques thermophysiques de la plaque en fonte et une prise en compte plus fine du coefficient d'échange convectif dans le modèle pourrait réduire ces écarts. De plus, l'utilisation de thermocouples brasés dans la plaque pourraient améliorer la précision des mesures et diminuer leur sensibilité aux perturbations. Une caméra infrarouge pourrait également être utilisée pour doubler les mesures de température et augmenter la fiabilité de l'estimation.

Références

- [1] M. Aramesh, A review of recent advances in solar cooking technology, *Renewable Energy*, 140 (2019) 419-435.
- [2] <http://www.solare-bruecke.org/index.php/fr/die-scheffler-reflektoren> (site consulté le 13/01/2021)
- [3] <https://www.solarcookers.org/partners/distribution-solar-cookers> (site consulté le 13/01/2021)
- [4] N. Kumar, An exergy based unified test protocol for solar cookers of different geometries, *Renewable Energy*, 44 (2012) 457-462.
- [5] U. Oelher, The use of indigenous materials for solar conversion, *Solar Energy Materials and Solar Cells*, 33 (1994) 379-387.
- [6] <https://lepresage.fr/> (site consulté le 25/01/2021)
- [7] H.T. Angus, *Cast Iron : Physical and Engineering Properties (Second Edition)*, Butterworth-Heinemann (1976).
- [8] R. L. Hecht, Thermal transport properties of grey cast irons, *SAE Technical Papers*, 10 (1996).
- [9] D. Holmgren, Review of thermal conductivity of cast iron, *Journal of Cast Metals Research*, 18 (2005) 331-345.
- [10] <http://www-cast3m.cea.fr/> (site consulté le 25/01/2021)
- [11] J. Gaspar et al., First heat flux estimation in the lower divertor of WEST with embedded thermal measurements, *Fusion Engineering and Design* 146 (2019) 757-760.

Remerciements

Les auteurs remercient la Région Sud Provence-Alpes-Côtes-d'Azur et la Société Le Présage pour leur intérêt et leur soutien financier à ce projet de recherche dans le cadre du dispositif "Emplois Jeunes Doctorants".