

# Validation d'un capteur thermique destiné au domaine des feux de forêt par la mesure du flux radiatif

**Khaled CHETEHOUNA, Olivier SERO-GUILLAUME & Alain DEGIOVANNI**

*Laboratoire d'Énergétique et de Mécanique Théorique et Appliquée CNRS-UMR 7563, ENSEM-INPL, 02, avenue de la forêt de Haye, B.P. 160, 54504 Vandoeuvre cedex, France.*

**Claude PICARD & Frédérique GIROUD**

*CEREN Sécurité Civile Valabre, 13120 Gardannes.*

**Résumé.** *Cet article présente la description d'un capteur thermique destiné au domaine des feux de forêt pour identifier certaines grandeurs physiques intervenant lors d'un incendie de forêt telles que: le flux radiatif, la température du gaz et sa vitesse. Ce dispositif a pour but de calibrer et de valider les modèles physiques de propagation. Les paramètres physiques de l'appareil sont proposées. Le fonctionnement du capteur pour la mesure du flux radiatif est validé, au cours de ce travail, par des séries de mesure à l'aide d'une source de rayonnement (panneau radiant et un front de flamme).*

## 1. Introduction

Les feux de végétation ont ravagé la surface de la terre bien avant l'apparition de l'homme. Chaque année, en France, près de **45000 hectares** de forêts sont en moyenne la proie des flammes. Les conséquences économiques et écologiques des incendies qui embrasent périodiquement nos forêts sont néanmoins considérables. Actuellement la France dépense plus d'**un milliard de francs** chaque année pour protéger ses forêts, sans que cela ait permis jusqu'ici de diminuer l'étendue des surfaces parcourues par le feu. Cet échec, dont les raisons sont complexes, démontre les limites des stratégies actuelles pour contenir les ravages du feu. Pour améliorer la lutte, il a donc été nécessaire de comprendre et d'approfondir les mécanismes de propagation d'un feu [1]-[2]. Plusieurs types de modèles de propagation de feu ont été développés, classés selon Weber [3] en trois groupes:

1. Modèles Statistiques
2. Modèles Empiriques [4]
3. Modèles Physiques [5]-[6]-[7]

La "validation" des modèles de types 1 et 2 repose uniquement sur l'identification de la vitesse de propagation du front de feu qui est la seule sortie de ces modèles. Les modèles de type 3 fournissent les champs de vitesse des gaz ainsi que le champ thermique (température et flux de chaleur). Le capteur thermique que nous avons fabriqué au sein du laboratoire vise à valider ce type des modèles par la mesure des champs thermique et champ de vitesse.

Notre présent travail de recherche se propose de valider le fonctionnement de cet appareil pour la mesure du flux radiatif par deux types d'expériences:

- Expériences avec un panneau radiant
- Expériences de feu en laboratoire.

## 2. Nature des modèles à valider

Les modèles dits physiques se décomposent en deux sous classes : les modèles de propagation ou modèles physiques et les modèles de combustion dits complètement physiques. Dans les modèles complètement physiques la végétation est considérée comme un milieu poreux. La combustion d'un tel milieu est alors modélisée. Ces modèles ont donc un caractère tri dimensionnel et comporte un grand nombre d'équations aux dérivées partielles compte tenu de l'ensemble des processus physiques à prendre en compte, cf. [5], [6], [7]. Ces modèles complets sont les plus généraux, ils décrivent la physique des processus aussi complètement que possible. On peut donc tester leurs hypothèses et les « valider » par des expériences et des mesures physiques. La propagation du feu est un sous produit de la simulation numérique de ces modèles. La mise en oeuvre de cette simulation pose encore des problèmes à l'heure actuelle, en particulier par la taille du code à mettre en oeuvre. Les modèles physiques, quant à eux, sont en général des systèmes bi dimensionnels dits de réaction diffusion comportant une (ou plusieurs) équation de bilan d'énergie et une (ou plusieurs) équation décrivant le bilan de masse cf. Weber [3]. Usuellement les équations de ce type de modèles sont postulées et les différents paramètres sont estimés. C'est à dire que les paramètres physiques intervenant, comme la conductivité thermique, par

exemple, ne correspondent pas à une réalité physique aisément vérifiable. Cependant ces modèles sont assez simples à mettre en œuvre et conduisent à des temps de calcul raisonnables. Le lien entre ces modèles a pu être établi. L'analyse asymptotique, avec comme petit paramètre la hauteur de la végétation, montre, cf. [8] que les modèles de réaction diffusion bi dimensionnels correspondent au développement intérieur (au sens de la méthode des développements asymptotiques raccordés) des équations tri dimensionnelles des modèles complets. La forme générique du modèle obtenu est la suivante :

$$(1-\Phi)\rho_p C_p^p \frac{\partial T_p}{\partial t} = \lambda_p \Delta_s T_p - \nabla_s \cdot \mathbf{Q}_{rp} + R_{cp} + \chi'(T_f - T_p) + M_r, \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \left[ \Phi(1-\varepsilon^p) Sa_{w_p} \rho_{w_p} k_{w_p} (T_p) \right] = -\Phi(1-\varepsilon^p) Sa_{w_p} \rho_{w_p} k_{w_p} (T_p), \quad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \left[ \Phi(1-\varepsilon^p) Sa_{c_p} \rho_{c_p} k_{c_p} (T_p) \right] = -\Phi(1-\varepsilon^p) Sa_{c_p} \rho_{c_p} k_{c_p} (T_p). \quad (3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \left[ \Phi(\varepsilon^p Sa_{l_p}) \rho_{l_p} k_{l_p} (T_p) \right] = -\Phi \varepsilon^p Sa_{l_p} \rho_{l_p} k_{l_p} (T_p). \quad (4)$$

Les équations sont bi-dimensionnelles, les opérateurs de dérivation sont surfaciques.

$C_p^p$  est la capacité calorifique avec  $C_p^p = (1-\varepsilon^p) \left[ \frac{\rho_{w_p}}{\rho_p} C_{pw_p} + Sa_{c_p} \frac{\rho_{c_p}}{\rho_p} C_{pc_p} + \varepsilon^p \left[ \frac{\rho_{l_p}}{\rho_p} C_{pl_p} \right] \right]$  la température de la végétation est  $T_p$ ,  $T_f$  est la température des gaz environnant,  $\Phi$  est la porosité de la phase végétale alors que  $\varepsilon^p$  est la porosité du bois (du combustible solide en général) en tant que matériau,  $\mathbf{Q}_{rp}$  est le flux radiatif venant du milieu végétal alors que  $M_r$  est le flux radiatif venant de la flamme au dessus de la végétation,  $\chi'$  est un coefficient d'échange entre les deux phases composants la phase végétale, et  $R_{cp}$  est la chaleur dégagée (ou absorbée) par les « réactions chimiques », qui sont ici le séchage et la pyrolyse. Pour les bilans de masse  $Sa_{w_p}$  et  $Sa_{c_p}$  sont les saturations dans la phase solide du bois des composants pyrolysables et des résidus charbonneux,  $\rho_{w_p}$  et  $\rho_{c_p}$  sont respectivement les masses volumiques des deux composants précédents, enfin  $Sa_{l_p}$  est la saturation en eau. Un certain nombre des paramètres ne dépendent que des conditions à l'intérieur de la couche, par exemple les différentes saturations et masses volumiques sont les moyennes suivant l'axe verticale de leurs pendantes tri dimensionnelles, ces paramètres sont accessibles à partir d'expériences de laboratoire. Le coefficient d'échange  $\chi'$  est un coefficient phénoménologique à déterminer expérimentalement., ou plus exactement à identifier. Nous verrons à la section 6 les questions de calibrage du modèle, c'est à dire l'identification des meilleurs paramètres relativement à une fonctionnalité du modèle. Par opposition aux paramètres cités précédemment qui sont mesurables ou identifiables, les fonctions donnant les flux radiatifs sont des « entrants » du modèle. Le flux  $M_r$  par exemple n'est calculable qu'à partir du développement « extérieur » des équations du modèle complet. Et bien qu'aucune analyse de sensibilité n'ait été faite, on a pu mettre en évidence l'importance cruciale de son estimation sur la précision d'un code de propagation de type (1)-(4). La mesure de ce flux est donc un élément essentiel de calibrage des modèles bi dimensionnels de propagation et une validation indirecte des modèles tri dimensionnels.

Les expériences décrites à la section 5.2 correspondent à un front de feu plat, le problème est alors uni dimensionnel. Après un certain temps le système devient stationnaire et la vitesse d'avance  $V$  est constante. En effectuant le changement de variable  $x = X + Vt$ , où  $X$  est la coordonnée dans le repère de la flamme l'équation (1) devient :

$$(1-\Phi)\rho_p C_p^p V \frac{dT_p}{dX} = \lambda_p \frac{d^2}{dX^2} T_p - \frac{d\mathbf{Q}_{rpX}}{dX} + R_{cp} + \chi'(T_f - T_p) + M_r. \quad (5)$$

Le flux radiatif  $M_r$  mesuré en un point fixe  $x_0$  devient une fonction du temps dont la dérivée temporelle s'écrit:

$$\frac{dM_r}{dt} = -V \frac{dM_r}{dX} (x_0 - Vt). \quad (6)$$

La mesure de cette dérivée  $\frac{dM_r}{dt}$  ainsi que de la vitesse d'avance  $V$  permet d'estimer la dépendance spatiale du flux.

### 3. Description du capteur

Le capteur thermique, fabriqué au laboratoire (*figure 1*) répond aux conditions suivantes:

- Son échelle caractéristique est adaptée à celle utilisée par les modèles type 3.
- Il doit permettre l'évaluation moyenne du flux radiatif incident.
- Il doit permettre aussi l'évaluation moyenne de la température du gaz ainsi que sa vitesse.
- Il a un faible coût.
- Il doit résister à des hautes températures.

#### 3.1. Présentation technique

Le capteur est constitué d'une armature en acier, d'une couche d'isolant thermique haute température, de couches de colle, de 4 plaquettes de cuivre et de 9 thermocouples gainés type K [9].

Les caractéristiques physiques et les propriétés thermiques de chaque élément de ce capteur sont données dans le tableau 1 ci-dessous :

Tableau 1: *Caractéristiques physiques et thermiques du capteur*

	<i>Epaisseur</i>	<i>Dimensions</i>	<i>Hauteur</i>	<i>k</i>	<i>ρ</i>	<i>a</i>
	<i>mm</i>	<i>mm<sup>2</sup></i>	<i>cm</i>	<i>W/m<sup>o</sup>K</i>	<i>kg/m<sup>3</sup></i>	<i>m<sup>2</sup>/s</i>
Acier	2	50 x 50	20	46	7850	0,12 .10 <sup>-4</sup>
Cuivre	1	40 x 40	/	389	8940	1,14 .10 <sup>-4</sup>
Isolant	6	62 x 62	20	0,10-0,23	288	/
Colle	5	40 x 40	/	0,29	/	/
Thermocouples	Gainés de diamètre <i>1 mm</i>					

### 4. Modélisation et identification

Nous avons développé un modèle analytique fin du capteur [9]; des expériences et des études de sensibilités nous ont amenés au modèle simplifié à 5 paramètres (*figure 2*).

L'analyse de ce modèle montre qu'il existe que 4 paramètres indépendants. Il est alors indispensable de fixer un des paramètres. Nous avons fixé le paramètre  $R_{e_1}$  (en mesurant sur une expérience annexe le coefficient d'échange sur la plaquette de cuivre) qui présente la sensibilité la plus faible.

Les quatre paramètres restant ont été identifiés en utilisant les expressions liant les températures et les flux absorbés; dans l'espace de Laplace on peut écrire:

$$\begin{pmatrix} \bar{\theta}_{cu} \\ \bar{\theta}_{ac} \end{pmatrix} = Z * \begin{pmatrix} \bar{\Phi}_{cu} \\ \bar{\Phi}_{ac} \end{pmatrix} \quad (7)$$

où:

$$Z = \begin{pmatrix} Z_{11} & Z_{12} \\ Z_{21} & Z_{22} \end{pmatrix} \text{ et } Z_{11} = \frac{Z_{cu}(R + Z_e)}{Z_{cu} + R + Z_e}, Z_{12} = Z_{21} = \frac{Z_{cu}Z_e}{Z_{cu} + R + Z_e}, Z_{22} = \frac{Z_e(R + Z_{cu})}{Z_{cu} + R + Z_e} \quad (8)$$

avec:

$$Z_{cu} = \frac{R_{e_1}}{1 + R_{e_1} C_{cu} p}, Z_e = \frac{R_{e_2}}{1 + R_{e_2} C_{ac} p}; \quad p \text{ étant la variable de Laplace.} \quad (9)$$

Nous avons mené au laboratoire quatre expériences d'identification en imposant sur chaque plaquette de cuivre un créneau de flux radiatif à l'aide d'une lampe halogène de puissance égale à  $1 \text{ kW}$ , placé à une distance de 30 cm du capteur; le flux reçu a été mesuré par un fluxmètre étalonné. Le coefficient d'absorption de la plaquette en cuivre (recouvert de peinture noire mat) est supérieur à 0,9. On a montré que la prise en compte de ce coefficient n'intervient pas dans le résultat; il est donc fixé à 1 et le flux reçu égal au flux absorbé (le flux absorbé par l'armature en acier est nul dans les expériences d'identification). Ces expériences ont permis d'identifier les quatre paramètres précédents; les résultats sont données dans le tableau ci-dessous:

Tableau 2: Paramètres physiques du capteur

	$R (K/W)$	$C_1 (J/K)$	$C_2 (J/K)$	$R_{e_2} (K/W)$
Valeurs	10,58	11,03	348,27	13,37

avec:  $R_{e_1} = 44,02 K/W$ .

## 5. Mesure du flux radiatif et validation

L'inversion de la matrice  $Z$  et l'utilisation du retour de Laplace nous permet d'obtenir les flux de chaleur absorbés par chaque plaquette de cuivre et l'armature en acier, soit:

$$\begin{cases} \varphi_{cu}(t) = \left[ C_1 \frac{d}{dt} + \left( \frac{1}{R} + \frac{1}{R_{e_1}} \right) \right] \theta_{cu}(t) - \frac{1}{R} \theta_{ac}(t) \\ \varphi_{ac}(t) = -\frac{1}{R} \theta_{cu}(t) + \left[ C_2 \frac{d}{dt} + \left( \frac{1}{R} + \frac{1}{R_{e_2}} \right) \right] \theta_{ac}(t) \end{cases} \quad (10)$$

Afin de valider l'option " *Mesure de flux radiatif* " du capteur, nous avons réalisé, deux types d'expériences à l'aide d'une source de rayonnement: expériences du panneau radiant et expériences du feu en laboratoire.

### 5.1. Expériences du panneau radiant

Dans une pièce fermée, nous avons menés huit expériences en imposant sur chaque plaquette de cuivre deux créneaux de flux de chaleur avec un panneau radiant fixé à deux puissances de flux  $\varphi^{(1)} = 20,25 kW/m^2$ ,  $\varphi^{(2)} = 32,94 kW/m^2$ ; les flux reçus ont été mesuré par un fluxmètre étalonné (figure 3).

Les courbes, données, sur les figures 4 et 5 montrent les températures des plaquettes de cuivre et les températures de l'armature en acier, mesurées pour les différentes puissances imposées par le panneau radiant, par rapport à une température de référence. Cette température de référence est la moyenne de deux températures mesurées par des thermocouples placés à l'intérieur et à l'extérieur du capteur [9].

Les figures 6 et 7 donnent les différents flux, mesurés par le capteur et le fluxmètre, et montrent une bonne estimation du flux absorbé par chaque plaquette de cuivre.

### 5.2. Expériences du feu en laboratoire

Afin de s'approcher à la réalité (domaine d'application de l'appareil), nous avons réalisé, dans une enceinte fermée de  $180 m^3$ , une expérience de propagation de feu sans vent (figure 8). Le banc d'essai est un bac de combustion de longueur 1,3 m et de largeur 0,4 m et d'épaisseur 5 cm. Une parois du bac est en vitrocéramique pour permettre la visualisation latérale des phénomènes, le reste est en acier d'épaisseur 3 mm. Le combustible utilisé est la frisure de bois pour sa facilité de mise en œuvre, sa faible sensibilité aux conditions hygrométriques (combustible mort) et son faible coût. Le combustible a été placé sur une longueur de 1,02 m à partir du bord du bac. Une rampe à gaz, alimentée en propane, est fixée sur le bac de combustion pour créer un front de flamme en aval du lit végétal. Nous avons placé le capteur, sur la face 4, et le fluxmètre devant le front de flamme à une distance de 1,5 m du bord du bac de combustion. La distance entre le fluxmètre et le capteur est de 28,5 cm.

#### 5.2.1. Analyse de la physique de propagation

A partir de l'observation du phénomène, nous allons identifier les grandeurs caractéristiques de propagation. Nous déterminons les valeurs de ces grandeurs à l'aide d'un système de traitement d'image.

Après une mise à feu linéaire du combustible, la flamme s'installe sur la litière, tout en restant accrochée à l'extrémité du bac. Les profils de l'interface entre le combustible en feu et le combustible non encore brûlé commencent à se dessiner en surface et à l'intérieur de la litière. Progressivement, la largeur et la hauteur de flamme augmentent puis la flamme se détache du bord du bac tandis que la combustion des braises en aval persiste créant une traînée. L'ensemble flamme et traînée constitue ce que nous appellerons le front (figure 8). Puis, s'est au tour de la traînée de se détacher de la bordure du bac après un certain laps de temps. Le front commence alors sa propagation qui s'effectue par inflammation successive d'une petite épaisseur de litière. A

partir d'un certain moment, il semble que différentes grandeurs telles que la hauteur de la flamme, la largeur de front, la vitesse de propagation deviennent constantes.

Quand la flamme atteint l'autre extrémité du bac, sa hauteur diminue jusqu'à ce qu'il ne subsiste que la combustion des braises. L'extinction intervient alors par manque de combustible.

**i) Largeur de front  $L_{front}$  :**

A partir d'une comparaison avec une échelle de référence, nous allons calculées les largeurs de front sur une douzaine d'images vidéos latérales. La largeur de front est la moyenne de ces largeurs. La valeur de  $L_{front}$  est donnée au tableau 3 avec son intervalle d'incertitude.

**ii) Hauteur de la flamme  $h_f$  :**

Une autre caractéristique géométrique de la flamme est sa hauteur. Elle est estimée, sur une douzaine d'images vidéos, à partir du système d'analyse d'images par une mesure directe. A partir de la définition d'une échelle de longueur de référence, la hauteur de flamme  $h_f$  est lue directement sur l'image, à condition de définir correctement la limite de la flamme. La valeur de  $h_f$  est aussi donnée au tableau 3 avec son erreur.

**iii) Vitesse de propagation  $V$  :**

L'interface de combustion subit après allumage une légère accélération puis sa vitesse de déplacement devient constante quand le régime stationnaire est établi. A partir des enregistrement vidéos, la position  $M_i(x_i, y_i)$  de la flamme par rapport à un point de référence est calculée. La vitesse de déplacement du front entre deux photos  $V_i$ , est le rapport de la distance parcourue par la flamme et de l'intervalle de temps entre ces deux photos, soit:

$$V_i = \frac{1}{\Delta t} \sqrt{(x_{i+1} - x_i)^2 + (y_{i+1} - y_i)^2} \tag{11}$$

où:  $\Delta t = 4$  secondes. La vitesse de propagation est la moyenne des vitesses locales. Sa valeur avec son intervalle d'incertitude sont données au tableau ci-dessous:

Tableau 3: *Caractéristiques géométriques de la flamme et vitesse de propagation*

<i>Largeur de front <math>L_{front}</math> (cm)</i>	<i>Hauteur de la flamme <math>h_f</math> (cm)</i>	<i>Vitesse de propagation <math>V</math> (cm/s)</i>
43,7 ± 0,2	51,1 ± 0,2	0,96 ± 0,05

**5.2.2. Flux radiatifs**

Les courbes de la figure 9 montrent les températures des plaquettes de cuivre et celle de l'armature en acier mesurées par rapport à une température de référence. Cette dernière n'a pas été prise en compte, dans le modèle du capteur, de la même façon que précédemment car les thermocouples donnant cette température sont perturbés par la présence de la flamme. Il est alors indispensable de prendre une mesure qui ne soit pas perturbée par la présence celle-ci. Nous avons pris la valeur 16,3 °C comme une température de référence, qui représente la température initiale  $T_{ac}(0)$  de la face d'acier N° 3.

La figure 10, représente quatre flux mesurés par le capteur et un mesuré par le fluxmètre. Le flux absorbé par la plaquette de cuivre N° 2 est nul car cette dernière ne reçoit pas du rayonnement. Les flux absorbés, par les plaquettes de cuivre N° 1 et N° 3 ont des valeurs faibles car ces dernières reçoivent une faible quantité de rayonnement provenant de la flamme. Les courbes de flux des face 1 et face 3 montrent qu'il existe une légère différence entre les deux flux de chaleur; cette différence de flux est due à la différence de deux parois latérales du banc d'essai, une est en vitrocéramique et l'autre est en acier. Les courbes de flux de la face 4, donnent les flux absorbés, par le capteur et le fluxmètre, et montrent une bonne estimation du flux radiatif absorbé par la plaquette de cuivre N° 4.

**6. Calibrage du modèle**

Avant de proposer une méthode de calibrage du modèle nous allons préciser la forme de celui ci. Notons  $T$  la température de la végétation,  $H_u$  l'humidité ou la fraction massique d'eau de la végétation,  $\rho_p$  la densité surfacique du combustible par  $\rho_{ext}$  la densité des résidus charbonneux non combustibles ou densité d'extinction,  $C_s$  la capacité calorifique de la partie solide de la végétation et  $C_l$  celle de l'eau. Si nous supposons que le

séchage se fait à température  $T_{ev}$ , constante, que la pyrolyse se fait à température constante  $T_{ig}$  et avec une variation d'enthalpie négligeable on obtient un modèle simplifié de (1)-(4) qui s'écrit :

i) **Avant le front de flammes**  $T \leq T_{ig}$ ,  $H_u > 0$  et  $\rho_p > \rho_{ext}$  :

$$\begin{cases} (1-\Phi)\rho_p b_s + H_u C_l \frac{\partial T}{\partial t} = M_r - h(T - T_a) & \text{si } T < T_{ev} \\ -\rho_p L_{ev} \frac{\partial H_u}{\partial t} = M_r - h(T_{ev} - T_a) & \text{si } T = T_{ev} \text{ et } H_u > 0. \\ (1-\Phi)\rho_p C_s \frac{\partial T}{\partial t} = M_r - h(T - T_a) & \text{si } T > T_{ev} \end{cases} \quad (11)$$

Ici  $L_{ev}$  est une chaleur latente d'évaporation ou de séchage, et  $T_a$  est une température extérieure supposée constante.

ii) **Dans la zone en feu**  $T > T_{ig}$ ,  $H_u = 0$ ,  $\rho_p \geq \rho_{ext}$

La température est constante et vaut la température d'ignition :

$$T = T_{ig}, \quad (12)$$

et la variation de masse due aux réactions chimiques est :

$$\frac{\partial \rho_p}{\partial t}(\mathbf{P}, t) = \nu_r(\mathbf{P}, t - t_{ig}) \rho_p(\mathbf{P}, t), \quad (13)$$

$t_{ig}$  est l'instant d'ignition,  $\nu_r$  caractérise la vitesse de la réaction chimique qui est du type Arrhénius :

$$\nu_r(\mathbf{P}, t - t_{ig}) = A \exp(-E / RT). \quad (14)$$

iii) **Dans la zone brûlée**  $T \leq T_{ig}$  et  $\rho_p = \rho_{ext}$

$$T = T_a. \quad (15)$$

Bien évidemment le terme de flux radiatif ne peut être qu'estimé puisque son expression dépend de la solution d'un système d'équations aux dérivées partielles. On peut cependant par analogie en donner une expression plausible sous forme d'un produit de convolution :

$$M_r(\mathbf{M}, t) = \int_{\Omega} \varphi(\mathbf{P}, t) \xi^*(\mathbf{P}, \mathbf{M}) d\omega, \quad (16)$$

avec:

$$\varphi(\mathbf{P}, t) = \delta h_f K(\mathbf{P}) \frac{B}{\pi} T^4(\mathbf{P}, t), \quad (17)$$

et

$$\xi(\mathbf{P}, \mathbf{M}) = \frac{K(\mathbf{P})}{\|\mathbf{MP}\|} \exp\left(-\frac{K(\mathbf{P})}{\|\mathbf{MP}\|} \frac{(1 + \sin^2 \alpha_f)(1 - \sin \alpha_f \cos(\varphi - \varphi_f))}{\cos^2 \alpha_f}\right) \quad (18)$$

où  $K = \beta\sigma / 4$  est le coefficient d'extinction,  $\delta$  est la hauteur de la végétation,  $h_f$  est la hauteur de la flamme,  $B$  est le nombre de Boltzmann,  $\alpha_f$  et  $\varphi_f$  sont deux angles qui caractérisent l'inclinaison de la flamme due au vent. Ce modèle dépend de trois conditions initiales et de 15 paramètres. Certains ont gardé leur sens physique et sont assez facilement mesurable d'autres, comme la « chaleur latente »  $L_{ev}$  par exemple, ont perdu leur sens physique ou sont d'accès difficile. Il s'agit alors de les identifier. Procédons à une assimilation géométrique de paramètres. Considérons la fonction Objectif suivante :

$$Obj = \int_{S_{mes}}^{S_{cal}} k. \quad (19)$$

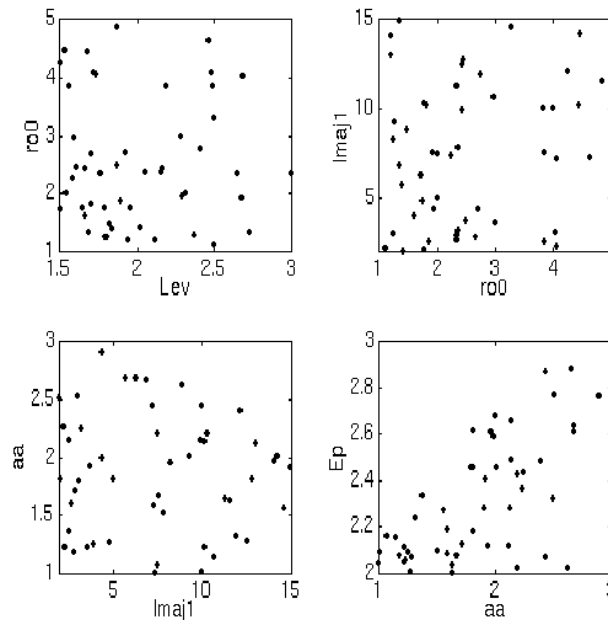
Où  $S_{mes}$  est une surface brûlée expérimentalement tandis que  $S_{cal}$  est une surface « brûlée » numériquement. Cette fonctionnelle dépend d'un ensemble  $\Lambda = \{\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_n\}$  de paramètres du modèle. Nous avons choisi de

réaliser l'assimilation des paramètres par le problème d'optimisation suivant :  $\Lambda_0 = \text{Arg min}_{\Lambda} Obj$

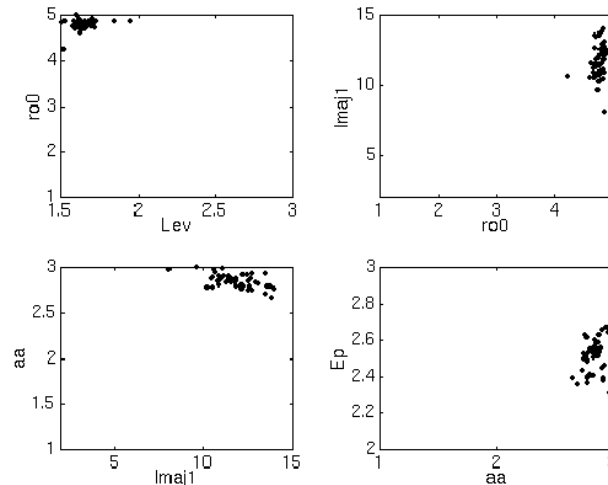
L'algorithme d'optimisation choisi doit être robuste (converger pour toute donnée initiale) et doit procéder à une optimisation globale. La méthode retenue est une méthode de minimisation de type algorithme génétique, cf. [13].

Dans l'optimisation suivante les résultats expérimentaux sont ceux de Curry et Fons [14], les paramètres choisis dans  $E_p = E$ ,  $L_{ev} = L_{ev}$ ,  $r_{00}$  est le coefficient d'absorption,  $l_{maj1}$  est la taille du voisinage et  $aa$  est le coefficient de la fonction de Green. La convergence est caractérisée par le resserrement du nuage de points. La génération initiale est aléatoire

Génération initiale



Generation 11



## 7. Conclusion

Nous avons présenté, au cours de ce travail, la description d'un capteur thermique orienté au domaine des feux de forêt. Ce dispositif expérimental mesure le flux radiatif et la température du gaz ainsi que sa vitesse. Les paramètres physiques du capteur et des séries d'expériences à l'aide d'une source de rayonnement (panneau radiant, une flamme propageant sur une litière végétale plane) ont permis de valider le fonctionnement du capteur pour la mesure du flux radiatif.

La prochaine étape de notre travail de recherche consiste à réaliser des expériences de propagation en laboratoire à ciel ouvert, expériences dans le B.E.S.T (*figure 11*), afin de calibrer et valider le modèle de propagation 2D.

## Références

- [1] S.J. Pyne, P.L. Andrews and R.D. Laven, Introduction to Wildland Fire, 2nd edition U.S.A 1996.
- [2] L. Trabaud, Les feux de forêts : Mécanismes, comportement et environnement, édition France-Sélection 1992.
- [3] R. O Weber, Modelling fire spread through fuel beds, Prog. Energy Combust. Sci., 1991, Vol. 17, pp. 67-82.
- [4] R.C. Rothermel, A mathematical model for predicting fire spread in wildland fuels, USDA Forest Service, 1972, Research paper INT-115, Ogden, Utah, USA, 40 p.
- [5] A.M. Grishin, Mathematical modeling of forest fires and new methods of fighting them, translated by M. Czuma, L. Chikina and L. Smokotina, ed. Frank Albini, 1997.
- [6] M. Larini, F. Giroud, B. Porterie, J-C. Loraud, A multiphase formulation for fire propagation in heterogeneous combustible media, International Journal of Heat and Mass transfer. 41 (6-7) (1998) 881-897.
- [7] O. Séro-Guillaume, J. Margerit, Modeling Forest Fires Part I: A complete Set of Equations Derived by Extended Irreversible Thermodynamics, I.J.H.M.T.
- [8] J. Margerit, O. Séro-Guillaume, Modeling Forest Fires Part II: Reduction to two dimensional model and simulation of propagation, I.J.H.M.T.
- [9] K. Chetehouna, A. Degiovanni, O. Séro-Guillaume, Etude d'un capteur adapté à la métrologie des feux de forêts, Congrès français de Thermique, SFT 2000, pp. 833-838.
- [10] K. Chetehouna, A. Degiovanni, O. Séro-Guillaume, Capteur thermique destiné à la validation des modèles de propagation des feux de forêts, Colloque Interdisciplinaire en Instrumentation, C21 2001, 31 Janvier-01 Février 2001.
- [11] J.V. Beck, K.J. Arnold, Parameter Estimation in Engineering and Science, John Wiley & Sons, New-York 1977.
- [12] D. Maillet, Apport des méthodes analytiques à l'identification de paramètres et à la conduction inverse en thermique, thèse de l'INPL, 2<sup>ième</sup> édition Nancy 1997.
- [13] O. Séro-Guillaume, T. Felici, D. Bernardin : "Asymptotic matching and genetic optimization applied to optimal aerospace design". International Journal of Systems Science, vol. 28, number 3, pp.229-240.
- [14] J. R. Curry, W. L. Fons, Rate of Spread of surface fires in Panderos pine type of California, J. Agric. Res., 1938, vol. 57, N°3, pp. 239-267.

Figure 1: Photographies du capteur

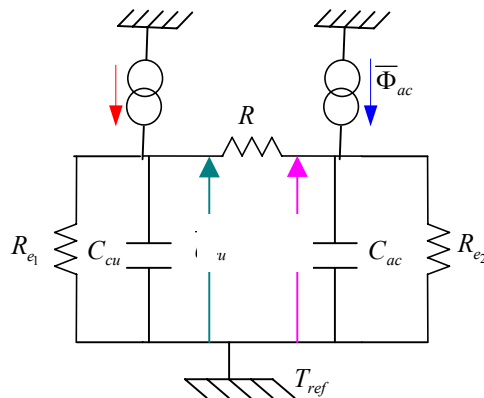


Figure 2: Modèle d'une face du capteur

Figure 3: Expériences du panneau radiant, Capteur et Fluxmètre

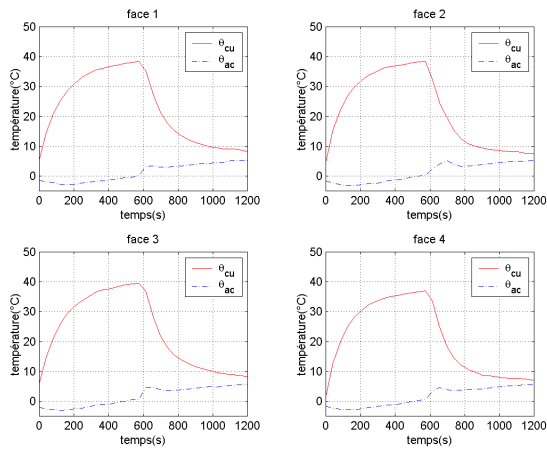


Figure 4 : Evolutions des températures au cours de temps pour une puissance de  $20,25 \text{ kW/m}^2$

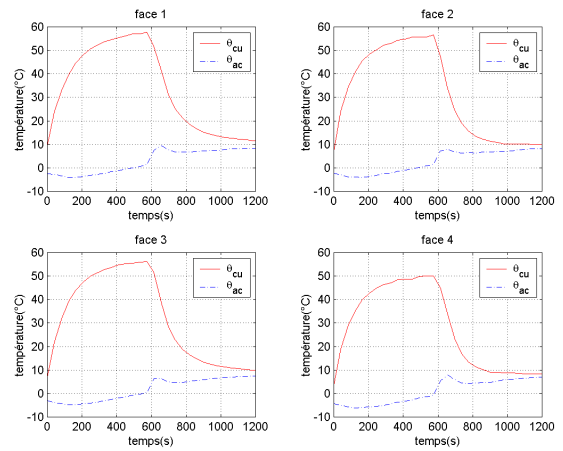


Figure 5 : Evolutions des températures au cours de temps pour une puissance de  $32,94 \text{ kW/m}^2$

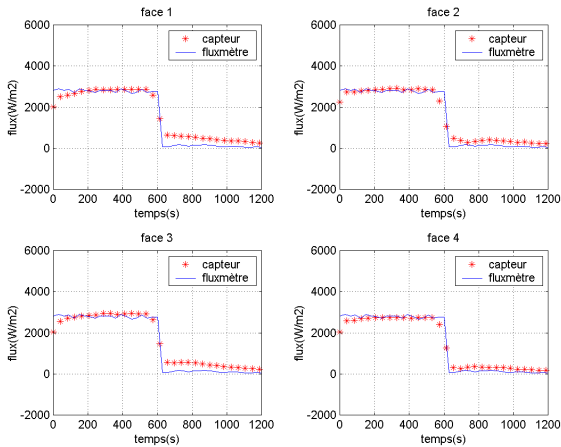


Figure 6 : Evolutions des flux au cours de temps pour une puissance de  $20,25 \text{ kW/m}^2$

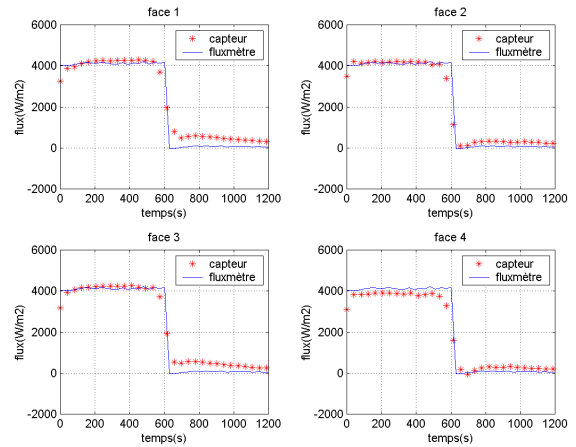


Figure 7 : Evolutions des flux au cours de temps pour une puissance de  $32,94 \text{ kW/m}^2$

Figure 8: Dispositif expérimental et propagation

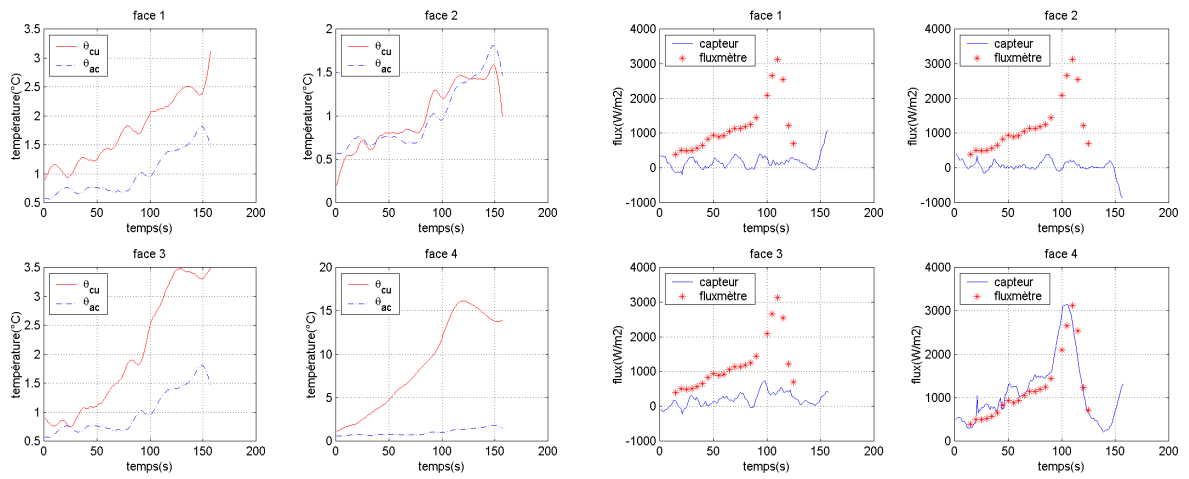


Figure 9 : Evolutions des températures cours de temps

Figure 10 : Evolutions des flux au cours de temps

Figure 11 : Dispositif expérimental, le B.E.S.T