

# Etude Expérimentale du Transfert de Chaleur à l'Interface de Contact Pièce/Outil Lors d'une Opération d'Emboutissage à Chaud

B.ABDULHAY<sup>1,2</sup>, B.BOUROUGA<sup>1</sup>, C.DESSAIN<sup>2</sup>, G.BRUN<sup>2</sup>, J.WILSIUS<sup>2</sup>

<sup>1</sup> LTN, UMR CNRS 6607, BP 50609, La Chantrerie, 44306 Nantes Cedex 3, France

<sup>2</sup> ArcelorMittal R&D Automotive Applications, BP 30109, 60761 Montataire Cedex, France

(Auteur correspondant : [bakri.abdulhay@univ-nantes.fr](mailto:bakri.abdulhay@univ-nantes.fr))

**Résumé-** Un banc d'essai a été étudié et réalisé en vue d'expérimenter la mise en forme par emboutissage à chaud. L'objectif est d'estimer les conductances thermiques aux interfaces Pièce/Outils lors d'une opération d'emboutissage à chaud. L'outillage (matrice et poinçon) présente une forme en oméga. Les échantillons se présentent sous forme de tôles planes de 70\*38\*1.5 mm<sup>3</sup>. Les résultats d'essais de reproductibilités ont montré la grande fiabilité du dispositif mis au point. Nous présentons les résultats d'essais menés sur de l'Usibor1500P et de l'acier Inox MA1 en terme de résistance thermique de contact (RTC). Quel que soit le matériau et l'intensité de l'effort appliqué, la courbe de RTC présente une singularité liée au changement de phase de l'état austénitique à l'état martensitique qui se manifeste à 390°C sur l'Usibor et 350°C sur l'Inox.

## Nomenclature

$a$	Diffusivité thermique (m <sup>2</sup> /s)-	$Y_o$	Température enregistré - outil
$C_p$	Chaleur spécifique (J/kg.K)	$y_m$	Fraction de martensite
$e_o$	Position du 2 <sup>ème</sup> thermocouple	$Y_p$	Température enregistré - pièce
$e_p$	Position du thermocouple pièce	<i>Symboles grec</i>	
$H$	Microdureté	$\alpha$	Coefficient de dilatation
$P$	Pression (Mpa)	$\varphi$	Densité de flux (W/m <sup>2</sup> )
$T_o$	Température de l'outil (K)	$\lambda_o$	Conductivité thermique outil
$T_M$	Température de transformation martensitique (K)		(W/m.K)
		$\lambda_p$	Conductivité thermique pièce
			(W/m.K)
$T_p$	Température pièce (K)		
$t$	Temps (S)	$\rho$	Masse volumique (Kg/m <sup>3</sup> )
$RTC$	Résistance Thermique Contact	$\sigma_n$	Contrainte Normal (Pa)
$R_c$	Valeur moyenne de RTC	$\varepsilon$	Déformation

## 1- Introduction

L'intérêt de réduire la consommation de carburant dans un véhicule (donc réduire l'émission de CO<sub>2</sub> aussi) ainsi que l'amélioration de la sécurité de l'habitacle, est devenu de plus en plus un challenge très important dans l'industrie automobile. La diminution du poids du véhicule permet de répondre en partie à ces exigences du développement durable. Cela signifie que les matériaux à utiliser pour la fabrication des pièces automobiles doivent être moins épais tout en présentant une résistance sensiblement équivalente.

Le procédé d'emboutissage à chaud englobe deux opérations : l'emboutissage du flan préalablement chauffé dans un four et sa trempe par refroidissement par contact avec les outillages. Ce procédé permet d'améliorer la géométrie finale de la pièce puisque le retour élastique ainsi que les distorsions sont minimisées. Il offre donc l'opportunité de fabrication

de pièces de formes complexes possédant une résistance à la rupture élevée et présentant un minimum de retour élastique.

Ce procédé est spécifiquement utilisé dans l'automobile pour la fabrication des pièces de structures du châssis, du fond de réservoirs, des renforts de portières, de pieds milieu etc....

Plusieurs recherches intensives sont menées dans ce domaine pour soutenir ce marché en croissance [1]. Le procédé d'emboutissage à chaud consiste à chauffer une tôle de faible épaisseur, de l'ordre de millimètre, dans un four porté à 930°C, jusqu'à son austénisation complète. La tôle est, ensuite, convoyée vers la presse où le procédé de la mise en forme a lieu. Après la mise en forme, son refroidissement par trempe se fait au sein de l'outil de façon rapide ( $> 30 \text{ }^\circ\text{C/s}$ ) afin d'obtenir une structure finale martensitique lui conférant les propriétés mécaniques souhaitées.

Le présent travail a pour objet l'estimation des conductances thermiques pièce-outils, lors d'une opération d'emboutissage [2]. En simulation numérique, la connaissance de ces paramètres permet d'utiliser au mieux la loi de comportement du matériau qui intervient fortement dans la résolution du problème thermomécanique.

Ce papier est organisé en trois sections. Dans la première, on présente le principe de mesure basé sur la technique inverse de Beck [3]. La seconde est dédiée au dispositif expérimental. Et la dernière, sert à la présentation des mesures de conductance thermique de contact.

## 2- Le principe de mesure

### 2.1- Le principe de la méthode

Le principe de mesure est basé sur l'analyse transitoire des champs de température enregistrés de part et d'autre de l'interface de contact pièce-outil. Cette analyse se fait en deux étapes. La première consiste en la résolution d'un problème de conduction inverse de la chaleur non linéaire 1D sur le domaine instrumenté de l'un des deux outils. Cette résolution permet d'estimer les conditions thermiques superficielles au point instrumenté, c'est à dire la densité du flux rentrant dans l'outil et la température de surface de ce même outil.

La deuxième étape consiste à calculer la température de surface côté pièce par résolution du problème de conduction direct dans le flan. Les conditions aux limites sont données par la mesure de température dans la demi-épaisseur du flan et le flux rentrant dans l'outil estimé auparavant. Enfin connaissant les températures des deux surfaces en contact et la densité du flux transférée, on détermine la résistance thermique de contact. Le schéma du principe d'une telle estimation est présenté dans la figure 1. Celle-ci présente l'exemple de l'estimation de la RTC à l'interface de contact entre le flan et le poinçon en un point situé dans le plan de symétrie. Pour mettre en œuvre ce principe d'estimation de la loi temporelle de la RTC en un point donné sur l'une des deux interfaces de contact flan-outillages, on implante de part et

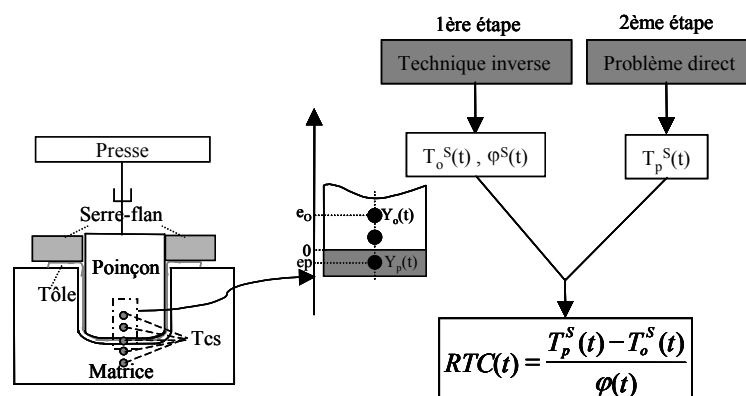


Figure 1 : Le principe de mesure.

d'autre du flan dans le poinçon et la matrice au voisinage immédiat de l'interface, deux thermocouples constituant un fluxmètre. Ils sont implantés parallèle à l'interface et leurs soudures chaudes se situent sur une même normale à l'interface de contact.

Les positions des points d'implantation des thermocouples sont choisies en fonction du meilleur compromis sensibilité-précision de mesure. Pour cela nous avons recours à certaines règles qui gouvernent l'instrumentation pariétale par thermocouple [4] et en considérant l'ensemble des contraintes technologiques liées au développement de la procédure expérimentale, notamment la qualité des usinages.

## 2.2- Hypothèses et procédure d'estimation

La résolution du problème de conduction dans le domaine  $[-e_o, e_p]$  s'appuie sur les hypothèses suivantes :

- 1- En raison du rapport très faible des temps caractéristiques ( $x^2/a$  et  $l^2/a$ ), on suppose le transfert thermique unidirectionnel et normal à l'interface de contact pièce-outil.
- 2- Le contact imparfait à l'interface de contact pièce-outil est caractérisé par une résistance thermique de contact locale et instantanée, notée  $R_c(t)$ .
- 3- Les flux générés par frottement au niveau de l'interface de contact ou par déformation irréversible dans la zone instrumentée sont supposés négligeable devant le flux total qui traverse l'interface de contact.
- 4- Les caractéristiques thermo physiques des matériaux  $(\lambda, \rho, c_p)$  varient suivant la température tel que :  $\rho = \rho(T), C_p = C_p(T), \lambda = \lambda(T)$ .

En s'appuyant sur ces hypothèses, la formulation du problème direct dans l'outil est la suivante :

$$(\rho.C_p)_o \frac{\partial T_o(x,t)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left[ \lambda_o \cdot \frac{\partial T_o(x,t)}{\partial x} \right] \quad -e_o \leq x \leq 0, \quad t > 0 \quad (1a)$$

$$-\lambda_o \left. \frac{\partial T_o}{\partial x} \right|_{x=0} = \varphi(t) \quad t > 0 \quad (1b)$$

$$T_o(-e_o, t) = Y_o(t) \quad t > 0 \quad (1c)$$

$$T_o(x, 0) = Y_o(0) \quad -e_o \leq x \leq 0, \quad t > 0 \quad (1d)$$

La formulation du problème direct dans la tôle est la même en remplaçant l'indice  $o$  par  $p$  et les équations seront notés (2a,b,c,d). Dans ces derniers, on en est recours à la méthode de la chaleur spécifique équivalente qui prend en considération la transformation de phase qu'effectue le flan pendant son refroidissement. Pour résumer, la procédure d'estimation est la suivante :

- a- On estime la densité de flux  $\varphi_o(t)$  et la température superficielle  $T_o(0,t)$  côté outil par technique inverse, fondée sur la méthode séquentielle de Beck considérant les données enregistrées par les deux thermocouples.
- b- Ensuite, connaissant le flux à l'interface de contact et la température mesurée par le thermocouple posé dans la pièce, noté  $Y_p(t)$  dans (2c), on calcule par résolution du problème direct de conduction, la température superficielle côté pièce  $T_p(0,t)$ .
- c- Finalement, le rapport de la différence des deux températures superficielles sur la densité de flux à l'interface donne la  $RTC$  locale et instantanée.

$$R_c(t) = \frac{T_p(0,t) - T_o(0,t)}{\varphi(t)} \quad (3)$$

L'estimation d'une condition à l'interface par technique inverse, nécessite la connaissance d'au moins trois informations en température :

- Les deux premières,  $Y_p(t)$  et  $Y_o(t)$ , situées de part et d'autre de l'interface de contact, sont utilisées comme conditions limites de première espèce pour la résolution du problème inverse dans l'outil ( $0, e_o$ ) et du problème direct dans le flan ( $0, e_p$ ).
- La troisième, notée  $Y(t)$ , sert d'information additionnelle dans le problème inverse. Elle sert à minimiser l'écart au sens des moindres carrés entre la solution calculée et le champ de température mesuré pour atteindre la valeur la plus précise du paramètre à estimer  $\varphi(t)$ .

### 3- Le dispositif expérimental

Dans cette section, on présente le dispositif de mesure et la procédure expérimentale. Nous évoquons en particulier les choix technologiques qui vont dans le sens de la mise en application du principe de mesure développé plus haut.

Sur la figure 2, on représente le dispositif expérimental qui se compose de cinq éléments principaux : une presse hydraulique, un four d'austénisation, les outillages d'emboutissage, à savoir un poinçon et une matrice, le flan à emboutir et un système d'acquisition performant.

La presse hydraulique est équipée d'un capteur d'effort, d'une plaque de positionnement et d'un châssis. Les outils d'emboutissage à chaud, conçus pour les besoins de l'étude, se composent d'un poinçon parallélépipédique avec deux arêtes arrondies et d'une matrice de section droite en forme d'oméga. Ils sont en acier Z160 CDV12 et sont instrumentés en plusieurs points au voisinage immédiat de l'interface au moyen de fluxmètres. Ces derniers sont constitués chacun d'au moins deux thermocouples. La pièce (ou flan) se présente comme une tôle rectangulaire de  $70 \times 38 \text{ mm}^2$  et d'épaisseur 1.5 mm. Elle est équipée de plusieurs thermocouples implantés dans la demi-épaisseur et disposés en vis à vis des fluxmètres implantés dans les outils. Les échantillons sont en Usibor 1500P ou en acier Inox. L'Usibor est un acier au C/Mn micro allié au bore, développé par ArcelorMittal pour ce procédé.

### 4- Les résultats expérimentaux

La mise au point du dispositif est réalisée par des essais simples en fond d'oméga et la gamme de pression de contact prospectée va de 5 à 30 Mpa. Le but est d'apprécier, dans un

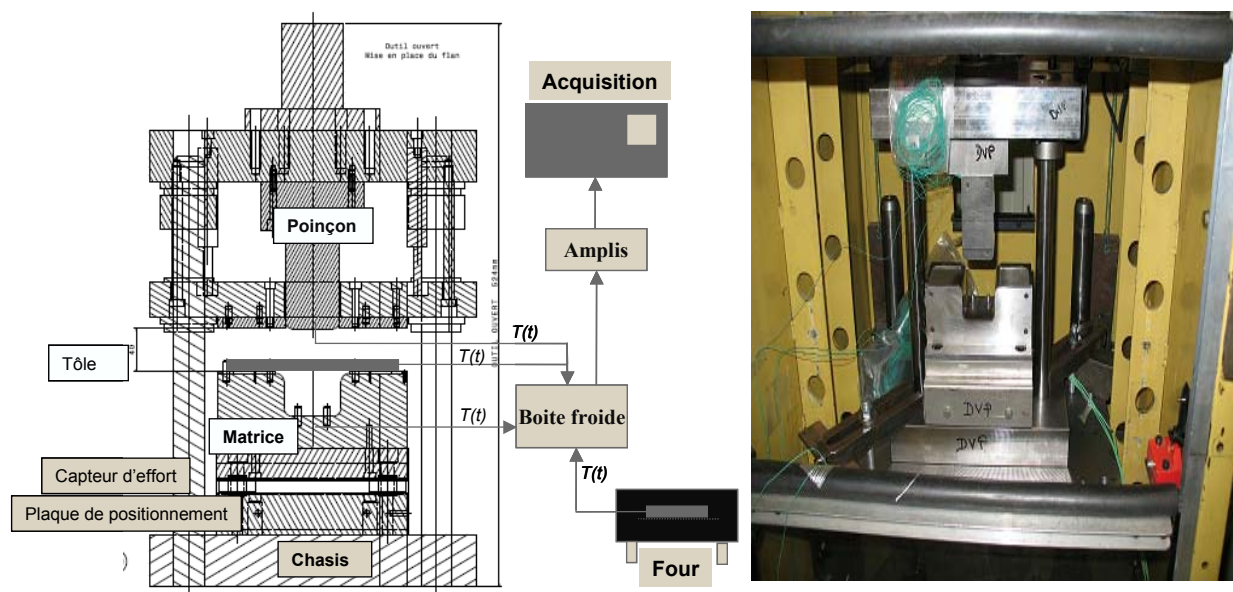


Figure 2 : Le dispositif expérimental.

premier temps la pertinence des résultats ainsi que la reproductibilité des mesures et des estimations. Les résultats obtenus sur deux familles d'échantillons manipulés sont comparés. Les essais de reproductibilité ont été réalisés en utilisant des échantillons en Usibor [5]. Les enregistrements de température ont montré une bonne répétitivité des mesures. La dispersion des mesures de température est de l'ordre de 0.1 K. Pour un chargement de 10 MPa, on estime une valeur moyenne de RTC  $\overline{R_C} = 2.13 \cdot 10^{-4} m^2.K/W$  avec un écart type de l'ordre de  $0.14 \cdot 10^{-4} m^2.K/W$  ; ce qui est tout à fait cohérent.

Ensuite, des expériences à différentes pressions allant de 5 à 30 Mpa ont été réalisées en utilisant des échantillons en Usibor dans le but de déterminer la loi qui gouverne le transfert de chaleur à l'interface pièce/outil en fonction de la pression d'emboutissage.

La figure 4a montre l'évolution temporelle de la RTC. Elle présente une singularité aux premiers instants, puis elle décroît pour s'établir. Cette singularité est due à une énergie dissipative dégagée de la pièce lors de la transformation martensitique. Cette dernière peut s'opérer à toute température selon le matériau trempé. Elle cause un réarrangement des atomes pour former une structure plus stable. L'énergie dégagée cause une dilation suivant l'épaisseur induisant une contrainte normale tendant à s'opposer à l'écrasement :

$$\sigma_n = \varepsilon * E = \alpha * \Delta T * E \quad (4)$$

La chaleur latente, correspondant à cette transformation de phase, dégagée tout autour de  $T_M$  est égale à  $\Delta H = 135 KJ/kg$ . Le dégagement de  $\Delta H$  durant la phase martensitique ( $T_P < T_M$ ) est graduel et dépend du taux de transformation :

$$\delta q = \Delta H * dy_m = \Delta H * a * e^{-a*(T_M-T)} * dT \quad (5)$$

En présentant cette chaleur dégagée par une capacité thermique équivalente, nous obtenons :

$$C_{Peq.}(T_P) = \Delta H * a * e^{-a*(T_M-T_P)} \quad T_P < T_M \quad (6)$$

L'amenuisement de l'ampleur de la singularité sur la courbe  $RTC=f(t)$  peut être expliqué par le changement de pente de la loi de refroidissement consécutive à un chargement progressif tendant à diminuer la RTC et accroître la vitesse de refroidissement (cf. figure 4b). On observe bien que la courbe représentative de la température de surface de la pièce change de pente à la température de début de la transformation martensitique  $T = 390 \text{ }^\circ\text{C}$ .

Des essais en tas plats ont été réalisés également sur des échantillons en acier Inox MA1 à différentes pressions. Là aussi on a prospecté la gamme de pression allant de 5 à 30Mpa. Les courbes d'évolution temporelle de la RTC représentés sur la figure 5a présentent une même allure avec la présence de la même singularité causée par le changement de phase observé sur les échantillons en Usibor (Cf. figure 4a). Ceci est dû aux mêmes raisons métallurgiques

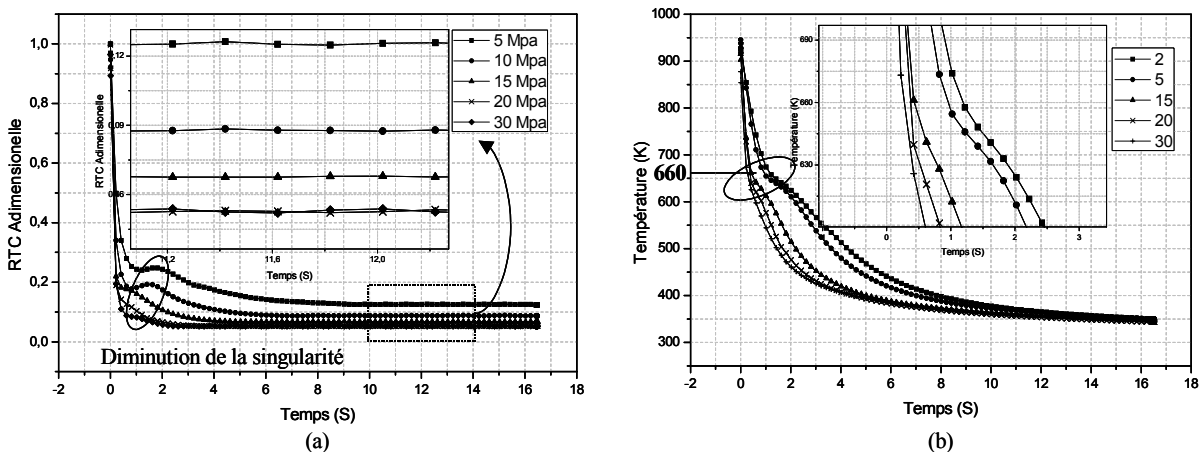


Figure 4 : La RTC et la température à la surface de la tôle (Usibor).

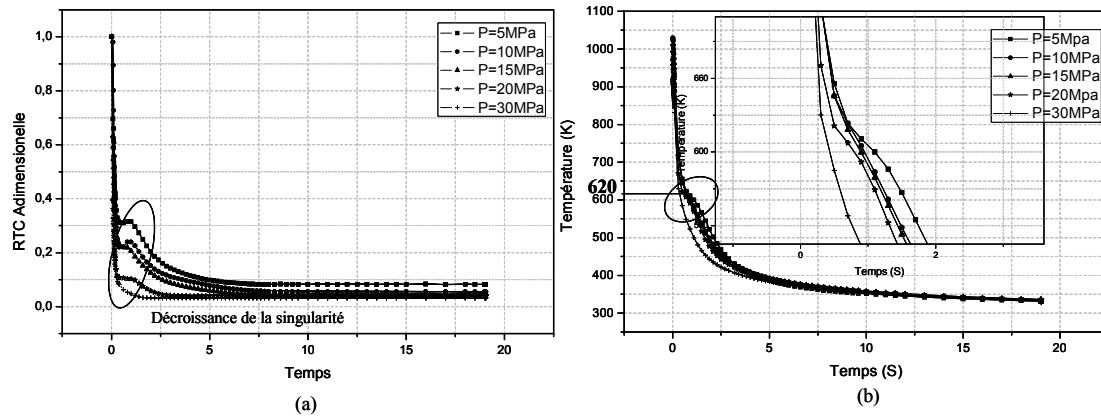


Figure 5 : La RTC et la température à la surface de la tôle (Inox).

évoquées plus haut qui interviennent cependant à un niveau thermique inférieur :  $T \sim 350^{\circ}\text{C}$  comme le montre la figure 5b. En comparant les résultats des deux figures 4 et 5, on remarque que le changement de phase de l'état austénitique à l'état martensitique se fait à une température plus élevée pour l'Usibor.

La RTC estimée sur les échantillons en Usibor présente des valeurs plus grandes en raison de la conductivité thermique de ce dernier qui est nettement inférieure à celle de l'inox (pour  $20 < T < 800^{\circ}\text{C}$ ,  $19.2 < \lambda_{usibor} < 27 \text{ W/m.K}$  et  $30 < \lambda_{inox} < 38 \text{ W/m.K}$ ).

En fait pour intensifier le transfert de chaleur du flan vers les outillages, il convient de réduire le paramètre  $J = \left(\frac{1}{\lambda_p} + \frac{1}{\lambda_o}\right)H^{1/2}$ ; autrement dit un refroidissement plus intense du flan

nécessitent une augmentation de la conductivité thermique harmonique et/ou une diminution de la micro dureté de la pièce.

## 5. Conclusion

Nous avons présenté une procédure expérimentale développée dans le but de mesurer la résistance thermique à l'interface de contact Pièce/Outils lors d'une opération d'emboutissage à chaud. La connaissance de ce paramètre permet de bien simuler l'opération d'emboutissage à chaud en vue de tester la formabilité de nouvelle pièce notamment. Deux types de matériaux ont été testés. Nous avons vérifié que l'augmentation de la conductivité thermique participe à la réduction de la RTC et donc à un refroidissement plus rapide de la pièce. Quel que soit le matériau, la courbe de RTC présente une singularité due au changement de phase que subit la pièce. On vérifie que cette dernière intervient à  $390^{\circ}\text{C}$  sur les échantillons en Usibor et à  $350^{\circ}\text{C}$  sur les échantillons en Inco.

## Références

- [1] P.Hein, J. Wilsius, "Status and Innovation Trends in Hot Stamping of Usibor 1500P". *Steel Research International* 79 pp. 85-91, 2008.
- [2] L. Garcia-Aranda, Etude thermo-mécanique et modélisation numérique de l'emboutissage à chaud de l'USIBOR 1500 P. Ecole des Mines de Paris. *Phd-Thesis* 191p, 2004.
- [3] J.V. Beck, B. Blackwell, C.R. St. Clair, Inverse heat conduction. Ill posed problems, Wiley Interscience, New York, 1985.
- [4] B.Bourouga, V. Goizet et J.P. Bardon J.-P., Les aspects théoriques régissant l'instrumentation d'un capteur thermique pariétal à faible inertie", *Int. J. Therm. Sci.*, vol. 39, pp 96-109, 2000.
- [5] B.Abdulhay, B.Bourouga, C.Dessain, G.Brun, J.Wilsius, Experimental Study of Heat Transfer In Hot Stamping Process. International conference on advances in mechanical engineering and mechanics. (Sousse, 16-18 December 2008).