

# Résistance thermique de contact et flux généré à l'interface meule diamantée / verre au cours de son processus de meulage

Tala MOUSSA<sup>1\*</sup>, Bertrand GARNIER<sup>2</sup>, Hassan PEERHOSSAINT<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Laboratoire GRESPI – Thermomécanique, Facultés des Sciences BP1039, 51687 Reims,

<sup>2</sup>Laboratoire de Thermocinétique, UMR CNRS Polytech' Nantes, 44306 Nantes cdx 3,

<sup>3</sup>Univ. Paris Diderot, Sorbonne Paris Cité, Lab. Interdisciplinaire des Energies de Demain - (LIED), 75013 Paris.

\*(auteur correspondant : [tala.moussa@univ-reims.fr](mailto:tala.moussa@univ-reims.fr) )

**Résumé :** Dans le processus de meulage du verre, le dégagement de chaleur produit par le processus de meulage du verre engendre dans celui-ci des températures pouvant atteindre très rapidement la température de transition du verre (550 – 600°C). Dans ce cas, la tenue mécanique du verre étant considérablement amoindrie, le meulage de la pièce en verre devient rapidement impossible. Il est donc important de maîtriser les phénomènes thermiques lors de cette opération de meulage. Puisqu'il s'agit d'un problème de transfert thermique à l'interface meule/verre siège de génération de chaleur, on cherchera ici à mesurer les grandeurs telles que le flux généré, la résistance thermique d'interface et le coefficient de partage du flux généré.

Pour pouvoir réaliser les mesures de résistance thermique de contact, de flux généré et identifier sa localisation, il faut d'abord pouvoir mesurer les températures et les flux des 2 côtés de l'interface meule/verre. Dans la présente étude, ces travaux ont été menés sur un dispositif industriel de meulage du verre plat. Les températures dans la meule, composée de particules de diamant (90µm) et de liant métallique de type tungstène ou cobalt, ont été mesurées à différents endroits par des thermocouples positionnés au sein du diamant fritté dans des orifices usinés par électroérosion. La mesure est effectuée par un mini boîtier inséré à proximité de l'axe de la meule. Ce mini boîtier comprend un dispositif de mesure de température (6 voies) et une radiotransmission prévue pour des accélérations radiales importantes, ceci étant nécessaire en raison de la vitesse très élevée de rotation de la meule typiquement de 6000 tours/min induisant une accélération radiale de 2000g. Ces mesures de température interne dans la meule ont permis d'estimer le flux de chaleur et la température de paroi de la meule par une méthode inverse basée sur un modèle thermique bidimensionnel axisymétrique. Du côté verre, une technique originale de mesure de température de paroi du verre à base de rubans de matériaux de thermocouples a été mise au point. De la température de paroi de verre, on en a déduit le flux de chaleur pariétal coté verre, ceci à l'aide d'un modèle thermique 1D non linéaire semi infini qui tient compte des transferts conductifs et radiatifs suivant l'approximation de Rosseland.

Par conséquent, connaissant les températures et les flux de chaleur des deux côtés de l'interface, on a pu en estimer la résistance thermique de contact, le flux de chaleur généré et identifier sa localisation. Ainsi, la densité de flux de chaleur générée a été estimée entre 8,8 et 15,7 MW.m<sup>-2</sup> selon les valeurs des paramètres de meulage (notamment les vitesses de rotation et d'avance de la meule) et a été localisée côté verre au niveau de l'interface. La résistance thermique de contact, est apparue importante à l'interface verre /diamant fritté, sa valeur étant entre 0 et 6,19 10<sup>-6</sup> m<sup>2</sup>K.W<sup>-1</sup>.

*Mots-clés:* résistance thermique de contact, flux généré, meulage, verre, diamant fritté



## 2. Matériaux et Méthodes

### 2.1. Procédé de meulage étudié

Le meulage du verre plat est réalisé par une meule de diamètre 146,7 mm tournant avec une vitesse de rotation de 6500 tr/min. La plaque de verre est rectangulaire de 2,1 mm d'épaisseur et de dimensions 0,5 x 0,9 m. La meule est formée d'un composite en diamant fritté et de liant métallique en tungstène. La mesure de la conductivité thermique du composite a été effectuée précédemment en utilisant une technique dérivée de la méthode flash [10]. La meule usine la plaque de verre avec une vitesse d'avance de la meule réglable entre 5 et 30 m.min<sup>-1</sup>. La zone de meulage est refroidie par des jets d'eau issus d'un distributeur. L'étude du dispositif de refroidissement a été réalisée dans des travaux antérieurs [11].

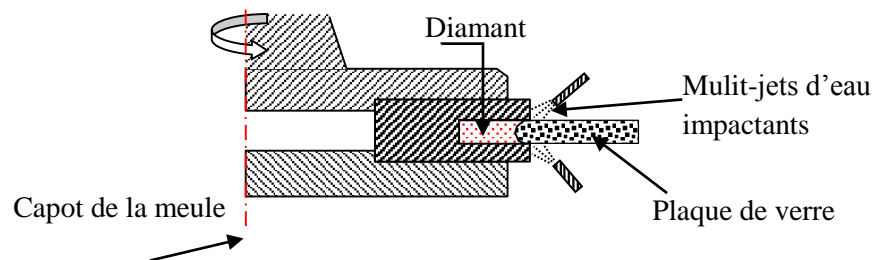


Figure 1: Dispositif de façonnage du verre plat.

### 2.2. Equations régissant les transferts thermiques aux interfaces

Il s'agit d'une étude des transferts thermiques aux interfaces en présence d'un flux généré et d'un contact mobile. Le contact étant imparfait et siège d'une dissipation de chaleur, il en résulte deux équations, l'une exprimant l'équation de conservation de l'énergie et l'autre la discontinuité de température à l'interface (Bardon [12]):

$$\varphi_g = \varphi_1 - \varphi_2 \quad (1)$$

$$\alpha \varphi_g - \varphi_1 = \frac{T_1 - T_2}{R_{TC}} \quad (2)$$

où  $\varphi_g$  est le flux généré qui sera dissipé côté verre ( $\varphi_1$ ) et côté meule ( $-\varphi_2$  avec  $\varphi_2 < 0$ ). La grandeur  $R_{TC}$  est la résistance thermique de contact.

## 3. Méthodes de mesures

### 3.1. Méthode de mesure de la température de la meule

La température au sein de la meule est mesurée par des thermocouples de type K gainés inox de diamètre 0,5mm placés dans des trous réalisés par électroérosion dans le diamant fritté. Un dispositif de radio-transmission ATCOM de faibles dimensions (40x20x7mm) fixé sur la meule assure l'acquisition des températures au cours du meulage et leur transmission à un récepteur pour leur enregistrement. En mesurant les températures dans la meule, le flux  $\varphi_2$  et la température  $T_2$  côté meule sont estimés par la suite en utilisant une méthode inverse. Le modèle direct est l'équation de la chaleur avec une configuration 2D axisymétrique de la moitié de la meule (figure 2). Cette équation accompagnée des conditions aux limites est résolue par la méthode des éléments finis à l'aide du logiciel Comsol Multiphysics. En ce qui concerne le problème inverse, la méthode de Gauss-Newton est utilisée pour minimiser la fonction de coût définie par :

$$S(\varphi_2, h_f) = \sum_{i=1}^n \frac{1}{2} [T_M - T(\varphi_2, h_f)]^2 \quad (3)$$

où  $n$  est le nombre de thermocouples utilisés dans la meule, et  $\varphi_2$  et  $h_f$  sont les paramètres inconnus, respectivement la densité de flux de chaleur côté meule et le coefficient d'échange lié aux jets d'eau. Les valeurs initiales des paramètres inconnus sont choisies égales à  $\varphi_2 = 4,106 \text{ Wm}^{-2}$  et  $h_f = 4,86 \cdot 10^4 \text{ Wm}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$  cette dernière provenant de la corrélation de Vader [13]. La convergence de la procédure d'estimation est obtenue pour  $\varphi_2$  variant entre  $2 \cdot 10^6$  et  $10^9 \text{ Wm}^{-2}$  et  $h_f$  entre  $2 \cdot 10^3$  et  $6 \cdot 10^4 \text{ Wm}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ . En utilisant cette méthode, le flux de chaleur  $\varphi_2$  et le coefficient de transfert thermique  $h_f$  sont finalement estimés (Tableau 1).

### 3.2. Méthode de mesure de la température du verre

Des bandes de constantan (largeur: 10 mm, épaisseur: 50  $\mu\text{m}$ ) et de cuivre 3M adhésif (largeur: 10 mm, épaisseur: 50  $\mu\text{m}$ , adhésif double face: 25  $\mu\text{m}$ ) sont utilisées pour mesurer la température du verre. Les bandes de Constantan (figure 3) ont été maintenues sur le bord des plaques de verre à l'aide d'un ruban adhésif double face (épaisseur de 75  $\mu\text{m}$ ). Une chaîne d'acquisition de données -Yokogawa modèle DL750 - assure l'acquisition de la température avec une fréquence d'échantillonnage de 50 Hz. La température ambiante est de 31°C.

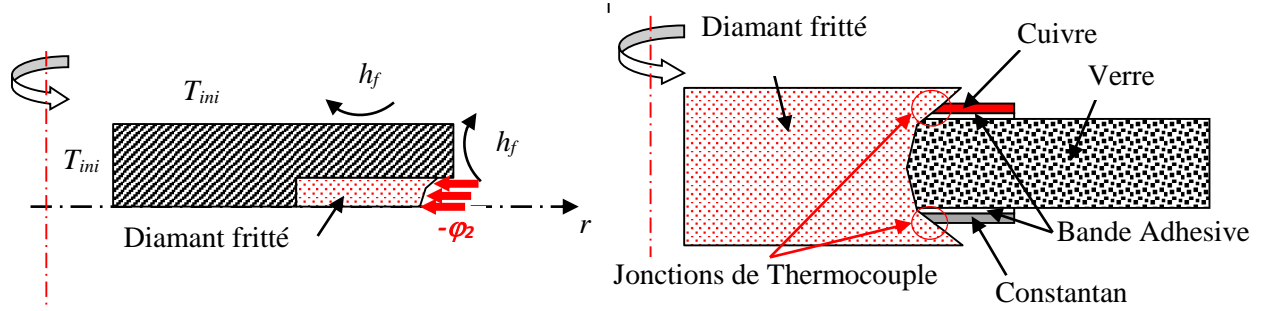


Figure 2: Modèle thermique simplifié de la meule

Figure 3: Mesure de la température du verre.

Les transferts dans le verre sont essentiellement monodimensionnels compte tenu de la vitesse d'avance allant de 5 à 30 m/min avec un nombre de Péclet supérieur à 457. Ainsi en se basant sur une solution analytique monodimensionnelle en régime transitoire avec flux imposé et milieu semi-infini, on obtient le système d'équations suivant :

$$\frac{\partial \left( k_l \frac{\partial T}{\partial x} \right)}{\partial x} - \rho_l c_l \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad (4)$$

$$x = 0 \quad -k_l \frac{\partial T}{\partial x} = \varphi_l \quad (5)$$

$$x \rightarrow \infty \quad T = T_{ini} \quad ; \quad (6)$$

$$t = 0 \quad T = T_{ini} \quad (7)$$

Ce système d'équation est non-linéaire, vu la dépendance de  $k_l$  et  $\rho_l c_l$  avec la température qui varie de plusieurs centaines de degré. Deux transformations successives sont utilisées pour linéariser le système d'équations (4) à (7). La première est la transformation de Kirchoff [14], où la température réelle  $T$  est remplacée par une température fictive  $\theta$  définie par :

$$\theta = T_{ini} + \frac{1}{k_{ini}} \int_{T_{ini}}^T k_l(T) dT \quad \text{avec} \quad k_{ini} = k_l(T_{ini}) \quad (8)$$

Avec cette transformation l'équation (5) s'écrit:

$$x = 0 ; -k_{ini} \frac{\partial \theta}{\partial x} = \varphi_1 \quad (9)$$

et l'équation (4) devient en fonction de  $\theta$  :

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} - \frac{1}{a_1(\theta)} \frac{\partial \theta}{\partial t} = 0 \text{ avec } a_1(\theta) = \frac{k_1(\theta)}{\rho_1(\theta)c_1(\theta)} \quad (10)$$

Une seconde transformation est utilisée pour linéariser l'équation (10) en utilisant une nouvelle variable de temps  $\tau$  [14] définie par :

$$\tau = \frac{1}{a_{ini}} \int_0^t a_1(\theta) dt \text{ or } \frac{\partial \tau}{\partial t} = \frac{a_1(\theta)}{a_{ini}} \text{ avec } a_{ini} = a_1(T_{ini}) \quad (11)$$

Par conséquent, l'équation finale qui décrit la diffusion de chaleur s'écrit :

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} - \frac{1}{a_{ini}} \frac{\partial \theta}{\partial \tau} = 0 \quad (12)$$

avec les conditions initiales et aux limites inchangées. Il existe une solution analytique simple à l'équation (12) pour un problème de transfert de chaleur 1D avec une température initiale constante, un milieu semi-infini et une densité de flux de chaleur imposée [3]:

$$\theta(0, \tau) = \frac{2\varphi_1}{k_{ini}} \sqrt{\frac{a_{ini} \tau}{\pi}} \quad (13)$$

En utilisant les deux transformations (Eq. 8 et 11), on peut obtenir finalement la solution  $T(0,t)$  des équations (4) à (7) et ceci pour  $x = 0$ . Comme la meule se déplace avec une vitesse d'avance  $V_a$ , la répartition de la température  $T(y)$  en  $x = 0$  peut être déduite de  $T(0,t)$  en utilisant  $y = V_a t$  (figure 4).

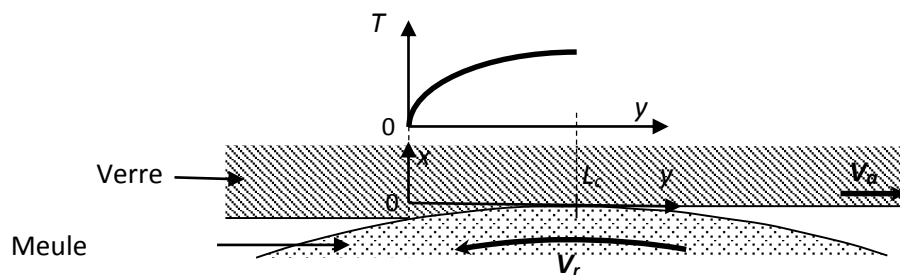


Figure 4: Distribution de la température  $T(y)$  sur la longueur de contact  $L_c$

La technique des bandes de thermocouple autour de la plaque de verre donne une valeur moyenne de la distribution de la température  $T(y)$  le long de la longueur de contact  $L_c$  ainsi la température  $T_1$  mesurée en  $x=0$  a pour expression:

$$T_1 = \frac{1}{L_c} \int_0^{L_c} T(y) dy \quad (14)$$

Ce modèle qui fournit  $T_1$  en fonction de  $\varphi_1$  est utilisé pour estimer  $\varphi_1$  à partir de la température  $T_1$  directement mesurée par la technique des bandes de thermocouple autour de la plaque de verre. La connaissance des propriétés thermiques du verre sont nécessaires pour le calcul. Les dépendances en température de la capacité calorifique volumique  $\rho_1 c_1$  et de la conductivité thermique  $k_{1cond}$  du verre utilisé ont été obtenues à partir des travaux de Carré [15] et sont

présentés dans la Figure 5. On doit aussi prendre en compte le transfert de chaleur par rayonnement à travers le verre. Comme les plaques de verre sont de très grande dimension, ce milieu peut être considéré optiquement épais, l'approximation de Rosseland est alors utilisée [16]. Ainsi pour tenir compte de la contribution du transfert radiatif, on considère une conductivité thermique équivalente de Rosseland notée  $k_{1rad}$  et définie par:

$$k_{1rad} = \frac{4\pi}{3} \int_0^{\infty} \frac{1}{\beta_{\lambda}} \frac{d[n_{\lambda}^2 L_{\lambda}(T)]}{dT} \quad (15)$$

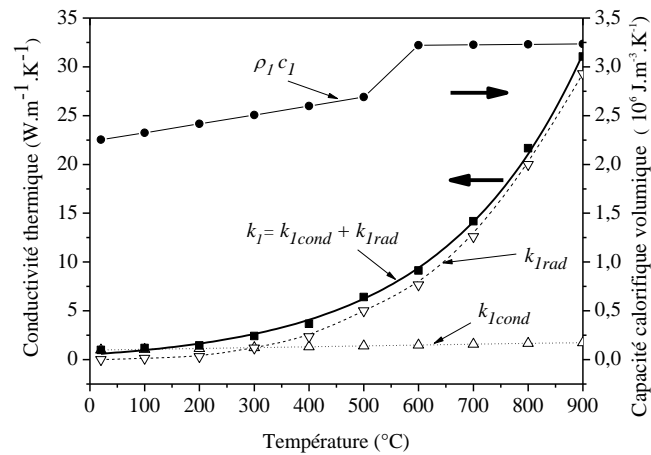


Figure 5: Propriétés thermiques effectives du verre ( $\rho_1 c_1$  and  $k_{1cond}$  [15],  $k_{1rad}$  [16])

où  $T$  est la température absolue,  $\beta_{\lambda}$  est le coefficient d'absorption,  $n_{\lambda}$  est l'indice optique, et  $L_{\lambda}(T)$  est la fonction de Planck. Les valeurs de  $\beta_{\lambda}$  et  $n_{\lambda}$  du verre peuvent être trouvées en fonction de la longueur d'onde  $\lambda$  dans le travail de Lacroix [16]. Finalement, la conductivité thermique effective  $k_1$  du verre est la somme de la partie conductive,  $k_{1cond}$ , et de la partie radiative  $k_{1rad}$ . Comme le montre la figure 5, la conductivité thermique radiative équivalente,  $k_{1rad}$ , est plus élevée que la partie conductive,  $k_{1cond}$ , et augmente fortement lorsque la température augmente. Ainsi, elle est égale à  $0,3 \text{ W m}^{-1}\text{K}^{-1}$  à  $200 \text{ }^{\circ}\text{C}$  et  $29,3 \text{ W m}^{-1}\text{K}^{-1}$  à  $900^{\circ}\text{C}$  affichant ainsi une augmentation d'un facteur 10 entre 200 et  $900^{\circ}\text{C}$ .

#### 4. Résultats

Deux essais sont réalisés; le premier comporte deux rotations complètes autour de la plaque de verre et le second essai une seule rotation. Dans ces 3 réalisations expérimentales, les températures sont enregistrées à la fois dans la meule et sur le verre par les techniques précédemment décrites. Les caractéristiques des essais et l'ensemble des résultats sont présentés dans le tableau 1. Il apparaît que les températures enregistrées dans la meule sont généralement inférieures à  $80 \text{ }^{\circ}\text{C}$  (figure 6), ceci résultant de l'efficacité du dispositif de refroidissement par jets d'eau et du faible transfert de chaleur à l'interface de meulage. Par ailleurs, les températures du verre sont bien plus importantes avec des valeurs moyennes comprises entre  $550$  et  $900 \text{ }^{\circ}\text{C}$ . Les mesures sur verre apparaissent fortement bruitées, ce qui est tout à fait typique du dispositif de mesure du fait de la formation et de la destruction successive des microcontacts thermoélectriques à la jonction des thermocouples cuivre /meule et meule/constantan lors de la rotation de la meule. La densité du flux généré  $\varphi_g$  est de l'ordre de  $8,78$  à  $15,7 \cdot 10^6 \text{ Wm}^{-2}$  soit un flux de chaleur respectivement égal à  $223$  et  $399 \text{ W}$  pour une surface de contact qui est le produit de la longueur de contact  $L_c$  et de l'épaisseur de la plaque de verre ( $L_c = 12,1$  ou  $17 \text{ mm}$ ,  $e = 2,1 \text{ mm}$ ). Il est à noter que ces valeurs de flux de chaleur généré ne prennent pas en compte la chaleur évacuée par les débris de verre pendant le meulage.

Pour le meulage des métaux, comme indiqué dans la littérature, le flux de chaleur est beaucoup plus élevé (26,5 à 47  $10^6 \text{ W.m}^{-2}$ ) [17] et la montée en température dans la pièce est bien moins importante (164 à 400 °C [17]) en raison de la diffusivité thermique des métaux plus élevée que celle du verre. Par ailleurs, dans le tableau 1, pour le second essai, la rotation n°1 montre une température et un flux de chaleur généré côté verre ( $\phi_l$ ) plus élevé que les valeurs enregistrées lors de l'essai #1. Ceci est dû aux conditions plus sévères de meulage (vitesse d'avance inférieure et profondeur de passe supérieure).

L'autre condition à l'interface introduite par l'équation (2) établit la relation entre le coefficient de partage du flux  $\alpha$  et la résistance thermique de contact  $R_{TC}$ . Comme le montre le tableau 1 pour tous les essais, le coefficient  $\alpha$  de partage du flux est très proche de 1, ce qui indique que la chaleur produite est plutôt générée côté verre. En outre, les valeurs de résistances thermiques de contact sont très élevées, entre 0 et 6,19  $10^{-3} \text{ m}^2.\text{K}^1.\text{W}^{-1}$  indiquant un mauvais transfert de chaleur entre le verre et la meule.

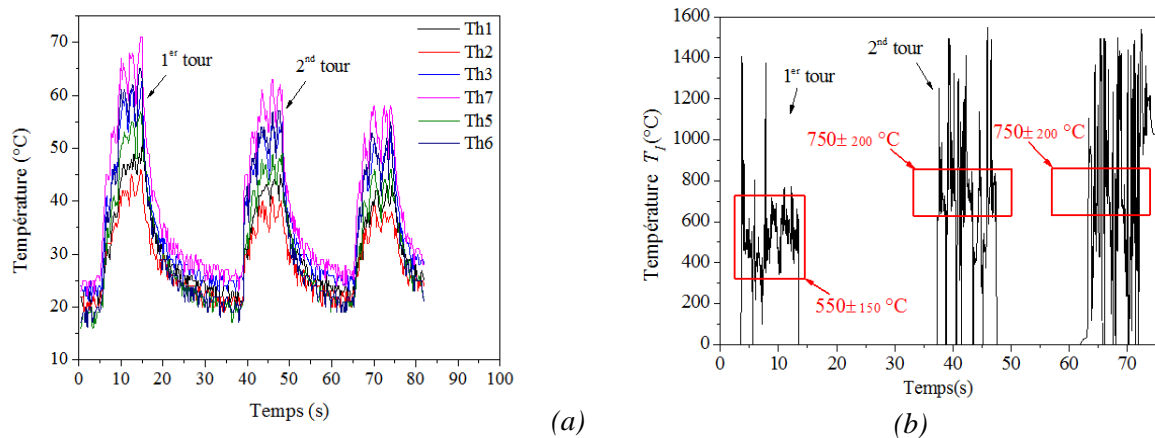


Figure 6 : (a) Evolution de la température dans la meule ( $V_r = 50 \text{ m.s}^{-1}$ ,  $V_a = 20 \text{ m.min}^{-1}$ , Essai #1) ; (b) Evolution de la température du verre ( $V_r = 50 \text{ m.s}^{-1}$ ,  $V_a = 20 \text{ m.min}^{-1}$ , Essai #1)

	Essai #1 (1 <sup>ere</sup> rotation)	Essai #1 (2 <sup>eme</sup> rotation)	Essai #2 (1 <sup>ere</sup> rotation)
$V_r$ ( $\text{m.s}^{-1}$ )	50	50	50
$V_a$ ( $\text{m.min}^{-1}$ )	20	20	5
Profondeur de passe (mm)	1	1	2
$L_c$ (mm)	12.1	12.1	17.0
Nombre de Péclet	3328	1973	457
$\phi_l$ ( $10^6 \text{ W.m}^{-2}$ )	8.65	15.6	9.59
$\phi_2$ ( $10^6 \text{ W.m}^{-2}$ )	-0.127	-0.112	-0.146
$\phi_g$ ( $10^6 \text{ W.m}^{-2}$ )	8.78	15.7	9.74
$\phi_g$ (W)	<b>223</b>	<b>399</b>	<b>348</b>
$h_f$ ( $10^3 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ )	4.83	5.40	6.36
$T_1$ (°C)	550	750	900
$T_2$ (°C)	64	57	65
$\alpha$	<b>0.9855</b>	<b>0.9929</b>	<b>0.9985</b>
$R_{TCmin}$ ( $10^{-3} \text{ m}^2.\text{K}^1.\text{W}^{-1}$ )	<b>3.83</b>	<b>6.19</b>	<b>5.72</b>

Tableau 1: Caractéristiques des essais réalisés et estimation des valeurs de flux de chaleur générés, du coefficient de partage et de la résistance thermique de contact.

## 5. Conclusion

Ce travail est dédié à la mesure et à l'analyse des grandeurs thermiques à l'interface meule/verre dans le processus de meulage du verre plat. Des mesures de température dans la meule en rotation et sur le verre ont été réalisées simultanément. Ainsi, dans la meule, des thermocouples filaires connectés à un dispositif d'acquisition et de radiotransmission ont indiqué des températures ne dépassant pas 80 °C. Des feuilles de cuivre et de constantan installées sur les deux côtés des plaques de verre ont permis de suivre la température de la plaque de verre au cours du déplacement de la meule autour de celle-ci. Cette température s'est avérée être très élevée entre 550 et 900 °C et fortement dépendante des conditions de meulage. De l'ensemble de ces mesures, on a pu estimer le flux de chaleur généré entre 223 et 399 W en fonction des paramètres de meulage. En outre, cette génération de chaleur est apparue localisée plutôt côté verre. Par ailleurs, il est apparu que la résistance thermique de contact pouvait être très importante entre 0 et  $6,19 \cdot 10^{-3} \text{ m}^2\text{K}\cdot\text{W}^{-1}$ .

## 6. Références

- [1] M. Shaw, *Metal cutting principles*, Oxford: Clarendon Press, 1984.
- [2] A. Torrance, Metallurgical effects associated with grinding, *Proc. 19th International Machine Tool Design and Research Conference*, (1978), 637-644.
- [3] J. Jaeger, Moving sources of heat and the temperature sliding contact, *Proc. Royal Society., NSW*, 56, (1942), 203-224.
- [4] S. Malkin, Thermal aspects of grinding Part 1- energy partition, *Journal of Engineering for Industry*, 96, (1974), 1177-1183.
- [5] S. Malkin, Thermal aspects of grinding Part 2- Surface temperatures and workpiece burn, *Journal of Engineering for Industry*, 96, (1974), 1184-1191.
- [6] C. Guo, Y. Wu, V. Varghese, S. Malkin, Temperatures and energy partition for grinding with vitrified CBN wheels, *Annals of CIRP*, 48, (1999), 274-250.
- [7] H. Kim, N. Kim, J. Kwak, Heat flux distribution model by sequential algorithm of inverse heat transfer for determining workpiece temperature in creep feed grinding, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46, (2006), 2086-2093.
- [8] K.K. Hong, C.Y. Lo, An inverse analysis for the heat conduction during a grinding process, *Journal of Materials Processing Technology*, 105, (2000), 87-94.
- [9] A. Brosse, P. Naisson, H. Hamdi, J.M. Bergheau, Temperature measurement and heat flux characterization in grinding using thermography, *Journal of Material Processing Technology*, vol. 46, (2008), 2086-2093.
- [10] T. Moussa, B. Garnier, H. Peerhossaini, Measurement and model on thermal properties of sintered diamond composites, *Journal of Alloys and Compounds*, 551, (2013), 636-642.
- [11] T. Moussa, D. Dellavalle, B. Garnier, H. Peerhossaini, Experimental and numerical study of the coolants distributor for machining process, *ASME Fluids Engineering Division Summer Meeting (FEDSM)*, Lake Tahoe, Nevada, (2013).
- [12] J.P. Bardon, Introduction à l'étude des résistances thermiques de contact, *Revue Générale de Thermique*, (1972), 429-446.
- [13] D. Vader, Convective boiling heat transfer from a heated surface to an impinging planar jet, PhD Purdue University (1988).
- [14] W. Batty, A. J. Panks, C. E. Christoffersen, S. David, R. G. Johnson, C. M. Snowden, M. B. Steer, Fully analytical compact thermal model of complex electronic power devices and packages in coupled electrothermal CAD, in Proc. 7th Int. Workshop Thermal Investigations ICs Syst. Thermic'01, Paris, France, (2001), 99-102D.
- [15] H. Carré, Etude du comportement à la rupture d'un matériau fragile précontrainte: le verre trempé, PhD Ecole Nationale Ponts et Chaussées (1996).
- [16] D. Lacroix, Transient radiative and conductive heat transfer in non-gray semitransparent two-dimensional media with mixed boundary conditions, *Heat Mass Transfer*, 42, (2006), 322-337.
- [17] A. Lefebvre, F. Lanzetta, P. Lipinski, A.A Torrance, Measurement of grinding temperatures using a foil/workpiece thermocouple, *Machine Tools & Manufacture*, 58, (2012), 1-10.