

103392

MODÉLISATION NUMÉRIQUE DU PROCESSUS DE REFROIDISSEMENT D'UNE BRAME D'ACIER INOXYDABLE COULÉE EN CONTINU

PAR

AHMED BELLAOUAR, OMAR KHOLAI et VALENTIN PAVEL

L'amélioration de la qualité des demi-produits coulés en continu nécessite la maîtrise de plusieurs facteurs. Parmi ces facteurs figure la répartition de la température à travers une brame coulée en continu. La vitesse de coulée et la distribution instantanée du champ de température pendant le refroidissement secondaire déterminent globalement l'efficacité du processus. Le but de notre travail est d'élaborer un modèle numérique permettant de prédire les profils de température sur les différentes faces de la brame d'acier inoxydable en fonction du passage de la brame d'une zone à une autre zone de refroidissement de la machine de coulée continue. Le modèle mathématique permet également de calculer la fraction solidifiée instantanée.

1. Introduction

L'une des fonctions les plus importantes d'une machine de coulée continue consiste à assurer un transfert de chaleur convenable entre le produit et le milieu ambiant. Le contrôle de la vitesse de solidification doit en effet accompagner la maîtrise de la répartition des inclusions et des éléments d'alliage, ainsi que celle de la structure interne, pour obtenir des machines de performances techniquement satisfaisantes [1].

Aujourd'hui, 94% de la production de l'acier est obtenue par les machines de coulée [2]. Le procédé consiste à verser de l'acier liquide dans une lingotière sans fond dans laquelle se forme une peau de métal solide, suffisamment épaisse et résistante pour contenir le métal liquide. Le produit est alors entraîné par un jeu de rouleaux dans la zone de refroidissement secondaire, dans laquelle il se solidifie progressivement par aspersion d'eau [3], [4]. L'amélioration de la "qualité" du demi-produit est un souci majeur des métallurgistes. La température de refroidissement, la concentration des différents composés ont une influence directe sur la qualité de surface des brames. L'objectif de cette étude est de définir un modèle thermique de refroidissement d'une brame d'acier inoxydable capable de prédire la distribution de la température sur les différentes faces et notamment sur les rives. Ce modèle permet le calcul de la fraction solidifiée et aide à la compréhension de certaines sollicitations thermo-mécaniques.

Enfin, nous discuterons les résultats du modèle mathématique utilisé pour ce problème de refroidissement de la brame.

2. Modèle mathématique

Pour modéliser les transferts thermiques dans la zone de rive de la brame coulée en continu, nous avons fait les hypothèses ci-dessous:

a) La chaleur est évacuée dans les deux directions, OZ et OY , respectivement perpendiculaires aux grandes faces et aux petites faces de la brame; le transfert thermique dans la direction OX est supposé négligeable,

b) Le refroidissement s'effectue de manière symétrique par rapport aux axes de la brame; on peut dès lors se contenter de suivre le comportement d'une tranche d'acier d'épaisseur dX , de longueur Y_a (largeur de la zone de rive considérée) (Fig. 1) Cette tranche d'acier située initialement au niveau du ménisque descend dans la machine où elle est soumise à des conditions de refroidissement variables dans le temps,

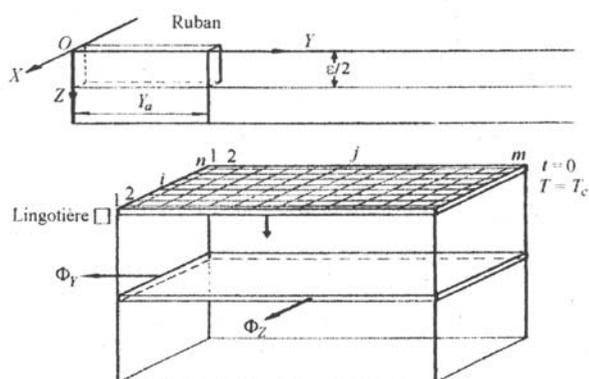


Fig. 1.- Tranche de la brame.

c) Tout comme pour le premier modèle thermique, le transfert de chaleur est effectué par conduction, y compris dans la phase liquide; l'attribution au liquide d'une conductivité effective supérieure à celle qu'il aurait eu en l'absence du mouvement permet ici encore de tenir compte de l'aspect convectif du transfert thermique dans la partie haute de la machine,

d) L'échange de chaleur entre la tranche étudiée et le milieu extérieur est caractérisé par les flux thermiques Φ_y et Φ_z évacués perpendiculairement aux petites faces et respectivement aux grandes faces de la brame et qui changent d'une zone de refroidissement à l'autre.

2.1. Equations de base

En tenant compte des hypothèses et de l'existence d'une zone biphasée (solide+liquide) au front de solidification, on peut définir l'équation du champ de température dans la tranche d'acier considérée par la relation de Fourier-Kirchhoff [5]

$$(1) \quad \rho C_P \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial Z} \left(\lambda_Z \frac{\partial T}{\partial Z} \right) + \frac{\partial}{\partial Y} \left(\lambda_Y \frac{\partial T}{\partial Y} \right) + Q.$$

Le terme de génération interne de chaleur (Q), qui correspond à la chaleur dégagée lors de la solidification, on peut le mettre sous la forme

$$(2) \quad Q = \Delta H_f \rho \left(\frac{\partial f_s}{\partial t} \right).$$

La fraction d'acier solidifié est une fonction parabolique de la température, donnée par la relation

$$(3) \quad f_s = 1 - \left(\frac{T - T_s}{T_l - T_s} \right)^2.$$

Si on considère que le coefficient de conductibilité thermique ne varie qu'avec la température pour un acier donné, on a $\lambda_Z = \lambda_Y = \lambda$ en chaque point dans la tranche d'acier considérée. D'une façon générale on peut écrire la conductibilité thermique d'un acier inoxydable sous la forme

$$(4) \quad \lambda = A + BT.$$

En introduisant dans l'équation (1) la relation (2), dont le terme $\frac{\partial f_s}{\partial t}$ peut être écrit sous la forme $\frac{\partial f_s}{\partial T} \cdot \frac{\partial T}{\partial t}$, et la relation (4), on obtient

$$(5) \quad \frac{\partial T}{\partial t} \left(C_p - \Delta H_f \frac{\partial f_s}{\partial T} \right) = \frac{1}{\rho} \left\{ \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial Z^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial Y^2} \right) + B \left[\left(\frac{\partial T}{\partial Z} \right)^2 + \left(\frac{\partial T}{\partial Y} \right)^2 \right] \right\}.$$

A l'instant $t = 0$ la tranche se situe au niveau du ménisque et sa température est uniforme et égale, partout, à la température de coulée, T_c . Le flux thermique suivant l'axe OZ est nul par raison de symétrie au centre de la brame ($Z = E/2, 0 < Y < Y_a$) et le flux thermique suivant l'axe OY l'est aussi à la frontière avec la zone centrale de la brame ($0 < Z < E/2, Y = Y_a$). Sur les faces de la brame ($Z = 0, 0 < Y < Y_a$ et $0 < Z < E/2, Y = 0$), le transfert thermique est déterminé par les flux évacués, Φ_Z et Φ_Y . Les conditions initiales et aux limites de l'équation (5) sont les suivantes:

$$\begin{aligned} T &= T_c, & 0 \leq Z \leq \frac{E}{2}, & 0 \leq Y \leq Y_a, & t = 0; \\ -\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial Z} \right) &= \Phi_Z, & Z = 0, & 0 \leq Y \leq Y_a, & t \geq 0; \\ -\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial Z} \right) &= 0, & Z = \frac{E}{2}, & 0 \leq Y \leq Y_a, & t \geq 0; \\ -\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial Y} \right) &= \Phi_Y, & 0 \leq Z \leq \frac{E}{2}, & Y = 0, & t \geq 0; \\ -\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial Y} \right) &= 0, & 0 \leq Z \leq \frac{E}{2}, & Y = Y_a, & t \geq 0. \end{aligned}$$

juste au dessous de la lingotière, qui correspond au segment 0, où le refroidissement est assuré par pulvérisation d'eau, et une zone beaucoup plus longue, qui s'étend jusqu'au décintrage (fin du segment 7) dans laquelle le refroidissement se réalise surtout par rayonnement et dans une moindre mesure par convection.

Selon la littérature spécialisée, le coefficient global d'échange thermique dans la zone supérieure varie linéairement avec le débit d'eau. En supposant que pour un débit d'eau de $8,5 \text{ m}^3/\text{h.m}^2$, le coefficient d'échange thermique vaut $600 \text{ W/m}^2.\text{K}$ et qu'à un débit d'eau nul le coefficient d'échange thermique est celui obtenu par calcul en tenant compte des échanges de chaleur par rayonnement et convection, la valeur de H ainsi obtenue vaut $160 \text{ W/m}^2.\text{K}$. Dans le calcul des coefficients d'échange thermique on tient, également, compte que les débits d'eau de pulvérisation sont adaptés à la vitesse d'extraction de la machine. On trouvera au Tableau 1 les valeurs des coefficients d'échange globaux qui correspondent aux diverses zones du refroidissement secondaires pour une vitesse d'extraction de $0,8 \text{ m/s}$.

Tableau 1
*Caractéristiques du refroidissement secondaire
de la machine de coulée continue de la Fafer*

Zone	Longueur m	Débit d'eau $\text{m}^3/\text{m}^2.\text{h}$	Coefficient d'échange thermique $\text{W/m}^2.\text{K}$
1	0,32	5,989	470,01
2	2,16	1,196	221,90
3	3,09	0,674	194,89
4	3,64	0,572	189,61
5	4,16	0,501	185,93
6	3,87	0,259	173,40

Lorsque la brame quitte la zone le refroidissement secondaire, l'échange de chaleur est assuré principalement par rayonnement et dans une moindre mesure par convection de l'air, en pouvant écrire

$$(8) \quad \Phi_Y = H_{\text{con}}(T_{\text{sur}} - T_{\text{amb}}) + \varepsilon\sigma(T_{\text{sur}}^4 - T_{\text{amb}}^4).$$

On peut déterminer la valeur de H_{con} à partir de la relation

$$(9) \quad Nu = H_{\text{con}} \frac{D}{\lambda_{\text{air}}}.$$

Pour la convection naturelle, on peut écrire

$$(10) \quad Nu = f(\text{Gr}.\text{Pr}).$$

Comme il s'agit en fait d'échanges de chaleur par convection naturelle de l'air sur une surface verticale avec une valeur de $(\text{Gr}.\text{Pr}) \geq 10^9$, on peut écrire l'expression (10) sous la forme

$$(11) \quad Nu = 0,12(\text{Gr}.\text{Pr})^{1/3}.$$

Après remplacement de $\mathcal{G}r$ et $\mathcal{P}r$ par leurs valeurs respectives, on obtient la relation traduisant le transfert de chaleur par convection naturelle de l'air sur la petite face de la brame

$$(12) \quad H_{\text{con}} = 0,228 \frac{\lambda_{\text{air},T_{\text{film}}}}{\nu_{\text{air},T_{\text{film}}}^{2/3}} \left(\frac{T_{\text{sur}} - T_{\text{amb}}}{T_{\text{film}}} \right)^{1/3}$$

avec $T_{\text{film}} = (T_{\text{sur}} + T_{\text{amb}})/2$

Lorsque la brame quitte la zone de refroidissement secondaire, son refroidissement ultérieur se produit par rayonnement et par convection de l'air sur une surface verticale. Le flux thermique correspondant est alors donné par la relation (8). Pour la convection de l'air, la relation (11) devient dans ce cas

$$(13) \quad \mathcal{N}u = 0.56(\mathcal{G}r.\mathcal{P}r)^{1/4}.$$

Cette dernière relation est appliquée quand $(\mathcal{G}r.\mathcal{P}r) < 10^9$.

A partir de la relation ci-dessus, on peut obtenir l'expression de H_{con} à savoir

$$(14) \quad H_{\text{con}} = 0,906 \frac{\lambda_{\text{air},T_{\text{film}}}}{D^{1/4}\nu_{\text{air},T_{\text{film}}}^{1/2}} \left(\frac{T_{\text{sur}} - T_{\text{amb}}}{T_{\text{film}}} \right)^{1/4}.$$

3. Procédure de résolution

L'équation du transfert thermique en régime non-stationnaire est une équation différentielle aux dérivées partielles, qui ne peut pas être résolue analytiquement dans la pratique. Pour la résoudre, on utilise fréquemment des méthodes numériques telles que la méthode des éléments finis, la méthode des différences finies ou la méthode des volumes finis. C'est cette dernière méthode que nous avons choisie dans ce travail. Elle consiste à intégrer l'équation différentielle aux dérivées partielles à travers des petits volumes couvrant tout le domaine de calcul [6].

Afin d'assurer une bonne précision de l'évolution dans le temps, lorsque les conditions aux limites thermiques imposées au système sont variables par rapport au temps, nous avons utilisé un schéma implicite inconditionnellement stable. Ainsi dans le domaine de calcul le système d'équations algébriques obtenu après discrétisation est

$$(15) \quad A_p T_p = \sum_{N,S,E,W} A_i T_i + S + A_p^0 T_p^0.$$

Les indices, p , E , W , N et S indiquent les noeuds centre, est, ouest, nord et sud du maillage de calcul et l'exposant „⁰” indique une quantité évaluée au temps passé. Les autres valeurs sont estimées au temps présent. La procédure TDMA (Tri-Diagonal Matrix Algorithm) a été choisie pour la résolution du système d'équations algébriques fortement couplées (température, fraction solidifiée et conductivité thermique), avec l'adoption de la méthode de balayage pour le calcul semi-itératif. Dans

ce but, dans le domaine considéré est adopté un maillage non-uniforme dans les directions verticale et horizontale. Ce maillage est plus dense dans les régions où les variations de température sont relativement importantes, notamment près des frontières où le flux thermique est imposé.

4. Résultats

Examinons les résultats fournis par le modèle thermique. Les Figs.3 donnent, à titre d'exemple, l'évolution en fonction du temps, de la température dans la plan de la petite face ($Y = 0$) et dans un plan parallèle à celle-ci et situé à la frontière de la zone de rive et de la partie de la brame où un flux nul est imposé ($Y = 250$ mm). Les Fig. 3a et 3b représentent, respectivement, les profils $T = f(t)$ d'une série de points situés à différents niveaux de profondeur (caractérisés par l'éloignement du point par rapport à la grande face d'intrados).

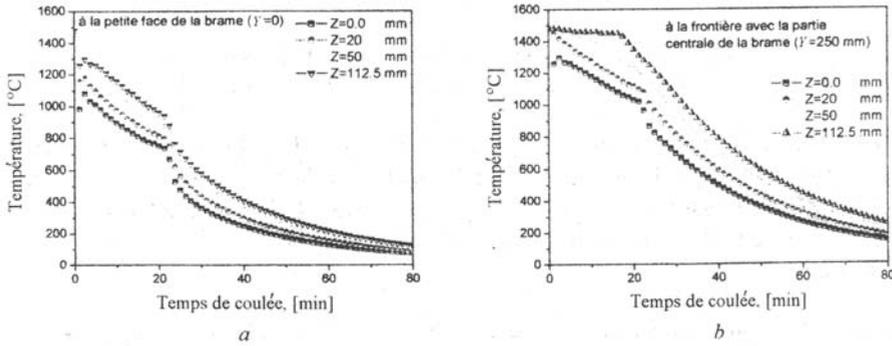


Fig. 3.- Evolution de la température en fonction du temps.

On notera la présence d'à-coups provoqués par le passage d'une zone de refroidissement à la suivante, notamment au fin du refroidissement primaire et plus particulièrement sur la petite face de la brame qui est, évidemment, la zone la plus sollicitée par le changement du régime de refroidissement.

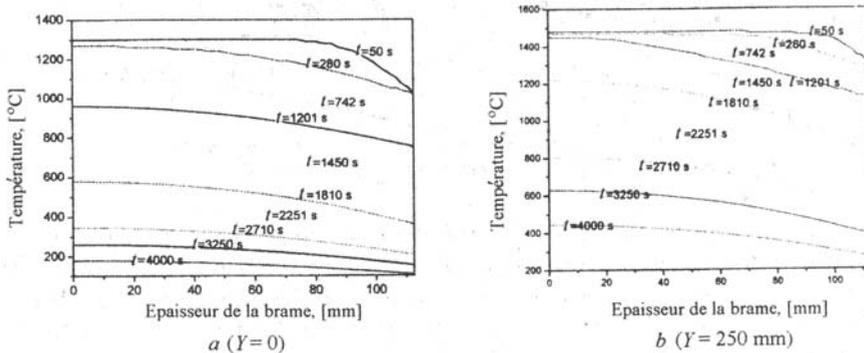


Fig. 4.- Profils des températures suivant la direction OZ.

La Fig. 4 représente les profils thermiques suivant l'épaisseur de la brame pour des temps de coulée donnés. On remarque que les profils de température obtenus à la frontière de la zone de rive ($Y = 0$, $Y = 250$ mm et $0 \leq Z \leq E/2$) correspondent parfaitement aux hypothèses acceptées.

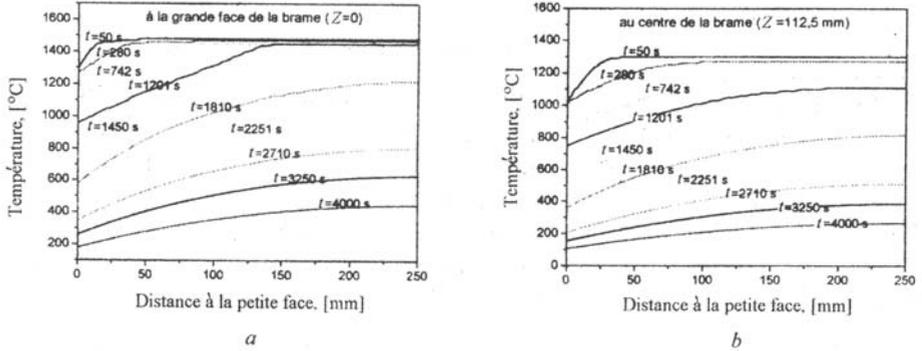


Fig. 5.- Profils des températures suivant la direction OY au niveau de la grande face et au centre de la brame.

Les Figs. 5a et 5b montrent, d'une autre manière, l'évolution de la température dans la zone de rive en donnant, pour différents temps de coulée, les profils thermiques suivant OY au niveau de la grande face et au centre de la brame. On constate que les profils de température deviennent quasiment plats ($dT/dY = 0$) pour $Y = Y_a = 250$ mm.

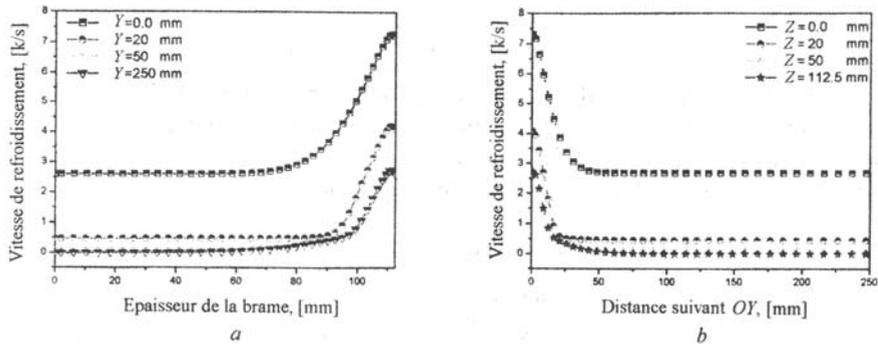


Fig. 6.- Evolution de la vitesse de refroidissement suivant les directions OZ et OY en fonction du temps.

Connaissant en chaque point l'évolution de la température au cours du temps, on peut calculer les vitesses de refroidissement correspondantes. Les Figs. 6a et 6b montrent comment évoluent ces vitesses suivant l'épaisseur (OZ) et suivant la largeur (OY) lorsqu'on s'écarte des bords de la brame (petite face et grande face) vers l'intérieur de celle-ci.

La Fig. 7, qui montre l'évolution du front de solidification et du champs de température correspondant au cours du temps, donne une idée sur le déplacement de la zone pâteuse qui devient de plus en plus épaisse en s'approchant du centre de la brame. On peut également constater l'évolution de la vitesse et de la direction de croissance des cristaux en chaque point permettant de mieux comprendre la macrostructure observée dans cette zone.

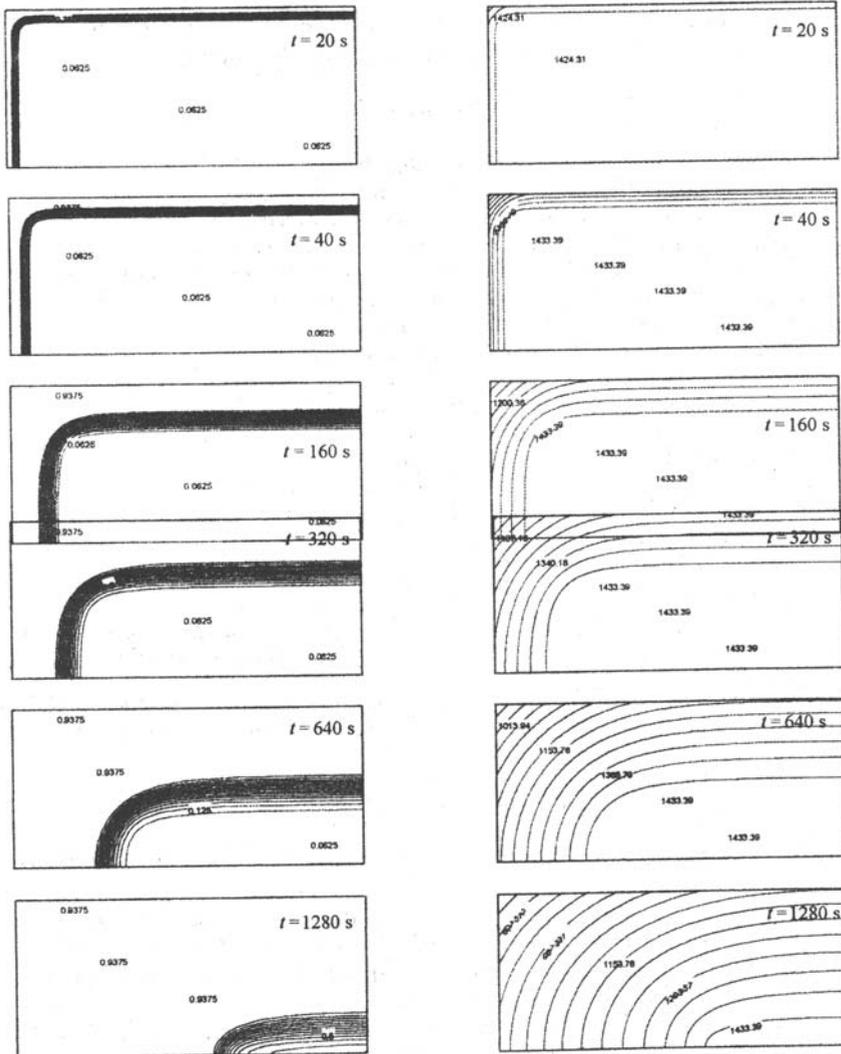


Fig. 7.- Front de solidification et champs de température correspondants.

5. Conclusions

Les résultats obtenus montrent que le modèle mathématique de prédiction de la température des brames d'aciers inoxydables coulées en continue permet de calculer le champs de température instantané en chaque point de la brame, notamment dans la zone de refroidissement secondaire. Il permet également de mieux interpréter les causes associées à la température qui sont responsables de l'apparition de certains défauts (petite et grande paille) sur les rives des brames. Il permet aussi de mieux adapter les conditions de refroidissement à la vitesse de coulée.

Notations

A – constante, [W/m.K];	Φ – flux de chaleur, [W/m ²];
B – constante, [W/m.K ²];	λ – conductivité thermique, [W/m.K];
C_p – chaleur spécifique, [J/kg.K];	ν – viscosité cinématique;
D – longueur caractéristique, [m];	ρ – masse volumique, [kg/m ³]
E – épaisseur de la tranche, [m];	σ – constante de Boltzmann, [W/m ² .K ⁴].
f_s – fraction solidifiée;	<i>Indices et exposants</i>
Gr – nombre de Grashof;	air – air;
H – coefficient d'échange, [W/m ² .K];	amb – ambiante;
Nu – nombre de Nusselt;	c – coulée;
Pr – nombre de Prandtl;	con – convection;
Q – source de chaleur, [W/m ³];	l – liquide;
T – température, [K];	s – solide;
Y_a – largeur, [m].	Y – direction horizontale;
<i>Symboles grecs</i>	Z – direction verticale.
ΔH_f – chaleur de fusion, [J/kg];	
ε – émissivité de la surface;	

Reçue le 8 octobre 2006

Laboratoire de Mécanique, Université
Mentouri, Constantine, Algérie

et

* Université Technique „Gh. Asachi” Jassy,
Chaire d'Installations dans les Bâtiments

BIBLIOGRAPHIE

1. Alberny A., *Transfert de chaleur et solidification en coulée continue*. Rapport IRSID ASCO 77 RE 450.
2. Odenthal H., Böiling R., Pfeifer H., *Numerical and Physical Simulation of Tundish Fluid Flow Phenomena*. Steel Res., **74**, 1, 44-55 (2003).
3. Costes F., Heinrich A., Bellet M., *Modélisation par éléments finis 3D de la coulée continue d'acier*. Coll. Matériaux, Tours, 2002.
4. Guedri A., Kheelif R., *Influence de refroidissement dans une machine de coulée continue à brame*. JEM'03, Annaba, 2003.
5. Meunier H., *La transmission de la chaleur*. 3^{ème} et 4^{ème} parties, F. P. Ms., Mons (Belgique), 1982.
6. Patankar S.V., *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*. McGraw-Hill, New York, 1980.

MODELAREA NUMERICĂ A PROCESULUI DE RĂCIRE A UNEI BRAME DIN OȚEL INOXIDABIL TURNATE CONTINUU

(Rezumat)

Ameliorarea calității semifabricatelor turnate continuu necesită controlarea mai multor factori. Printre aceștia figurează repartiția temperaturii în interiorul unei brame turnate continuu. Viteza de turnare și distribuția instantanee a câmpului de temperatură în timpul răcirii secundare determină global eficacitatea procesului. Scopul acestei lucrări este de a elabora un model numeric permițând precizarea profilurilor de temperatură pe diferite fețe ale bramei din oțel inoxidabil în funcție de trecerea bramei de la o zonă de răcire la alta în mașina de turnare continuă. Modelul matematic permite, de asemenea, calcularea fracțiunii solidificată instantaneu.