

103393

# INFLUENCE DU BULLAGE À L'ARGON SUR LE TAUX D'ÉLIMINATION DES PARTICULES NON-MÉTALLIQUES DANS UN RÉACTEUR MÉTALLURGIQUE

PAR

AHMED BELLAOUAR, AMEL FERIEL BOUDJABI et  
\*\*VALENTIN PAVEL

L'amélioration de la propreté inclusionnaire des aciers coulés en continu est un souci majeur des métallurgistes. Le bullage à l'argon à travers une pierre de gazage, dans le répartiteur, est devenu au file des années un moyen très efficace permettant la remontée d'un nombre très important de particules non-métalliques. Le modèle mathématique qui a été développé prouve que les particules d'un diamètre moyen de 6 µm seront éliminées avec une probabilité de 60%, tandis que celles ayant un diamètre de 3 µm seront éliminées à 30%. Le modèle mathématique présenté définit les paramètres principaux du taux d'élimination. Il augmente proportionnellement au débit volumétrique du gaz, au diamètre des particules et au niveau de remplissage. Il diminue selon l'accroissement du diamètre des bulles et de la vitesse de coulée.

## 1. Introduction

Aujourd'hui 94% des produits sidérurgiques sont obtenus par le procédé de coulée continue. L'amélioration de la qualité des demi-produits est une tâche primordiale des producteurs. La maîtrise du processus par l'introduction des méthodes sophistiquées est une priorité pour un acier "propre". Dans la machine de coulée continue, le panier répartiteur et la poche de coulée sont devenus au file des années des réacteurs métallurgiques à part entière. Les processus qui ont lieu dans le répartiteur peuvent influencer la quantité des inclusions non-métalliques dans l'acier d'une manière positive ou négative. L'influence négative est due à l'érosion des matériaux réfractaires, aux dispositifs de contrôle de l'écoulement tel que barrage et déflecteurs (inclusions exogènes), aux réactions des éléments dissous dans le bain fondu avec la poudre de couverture du répartiteur et l'air (inclusions endogènes). Elle est influencée positivement quand les inclusions non-métalliques sont absorbées par le laitier ou quand celles-ci se déposent sur les parois et les dispositifs de contrôle. Ses dépôts, en toute évidence, pourraient endommager la qualité des produits finaux, en particulier s'ils se trouvent près de la sortie. Il arrive que ces dépôts provoquent un flux d'amas de particules incontrôlé dans l'écoulement du métal qui finit par se trouver à l'intérieur

du moule. Ses particules arrivent dans la ligne de coulée en se solidifiant avec le produit final. Par une meilleure sélection de la poudre du répartiteur il est possible de produire des laitiers pouvant absorber ces particules et en même temps empêcher la réoxydation de la surface du bain liquide [1],..., [3]. Pour le transport des inclusions non-métalliques à la surface du bain et par la suite dans le laitier le processus de flottaison est principalement responsable, si aucun bullage ne se produit à l'intérieur du répartiteur [4], [5]. Cette étude est destinée principalement à la séparation des aluminates avec un diamètre moyen en dessous de  $10 \mu\text{m}$  dans le répartiteur, puisque la densité de ces particules est inférieure à celle de l'acier liquide ( $2700 \text{ kg/m}^3$  pour  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , comparée à  $7000 \text{ kg/m}^3$  pour l'acier liquide). Le processus de flottaison à la surface s'avère un mécanisme très efficace, surtout pour les particules ayant un diamètre compris entre  $50 \mu\text{m}$  et  $100 \mu\text{m}$ . À partir de la vitesse flottante, pourtant, d'après la loi de Stokes est proportionnelle au carré du diamètre de la particule, la séparation des plus petites ( $d_p < 6 \mu\text{m}$ ), en plus grande quantité, est impossible [6], [7]. Les investigations théoriques [6] ont montré aussi que les méthodes de production des plus efficaces mécanismes de flottaison et de décantation par le changement de la vitesse d'écoulement sont très limitées; ceci est dû au fait que le taux maximum de séparation des particules qui peut être effectué par décantation est déterminé par la surface du bain,  $F$ , la vitesse de flottaison,  $V_a$ , et le débit volumétrique de l'acier,  $Q_a$ , est décrit par l'équation

$$(1) \quad T_{\max} = \frac{FV_a}{Q_a}.$$

Cette relation est basée sur la considération que la quantité des particules absorbées par  $\text{m}^2$  et par seconde égale  $V_a C_{p0}$ , où  $C_{p0}$  est la concentration des particules,  $[\text{kg}/\text{m}^3]$ , près de la surface du bain [4]. Dans le cas le plus favorable  $C_{p0}$  est égale à la concentration des particules à la sortie de la poche, conduisant ainsi à l'équation (1) pour un taux maximum de séparation. Les demandes très pressantes concernant les aciers propres, spécialement dans le cas des aciers ayant un haut degré de pureté, requièrent l'introduction de nouvelles méthodes de séparation qui peuvent aussi être utilisées pour les petites particules. Le bullage au gaz inerte – une méthode qui vient de la sphère du traitement dans la poche – est appliquée pour réaliser des degrés plus élevés de propreté.

## 2. Mécanisme de précipitation des inclusions non-métalliques

Le processus de la montée en surface des particules par les bulles de gaz est influencé par plusieurs facteurs inclus dans l'écoulement de l'acier, des propriétés des inclusions, des bulles, du métal liquide et du laitier. Le processus global est compliqué par la coalescence et l'écrasement des bulles. La modélisation quantitative détaillée du processus entier est impossible à présent, mais l'étude du comportement d'une bulle simple dans un bain liquide en repos est très utile comme point de départ dans l'analyse du problème. Les différentes études théoriques et expérimentales [8],..., [11]

montrent que le processus complet de flotaison de la particule par bulle de gaz peut être divisé en sous-processus à savoir

- a) l'approche de la particule à la bulle de gaz;
- b) formation d'un film liquide entre la particule et la bulle;
- c) oscillations et/ou glissement de la particule sur la surface de la bulle;
- d) drainage et rupture du film avec formation d'un contact dynamique triphasique;
- e) stabilisation des agrégats bulles/particules soumis à des contraintes extérieures;
- f) flotaison des agrégats bulles/particules.

Dans le cas où les particules sont en contact avec les bulles de gaz, elles adhèrent à celles-ci, puis elles sont très rapidement transportées par ces bulles vers la surface où elles sont absorbées par le laitier de couverture. Ces particules peuvent être transportées vers les bulles par diffusion (mouvement Brownien) et par séparation inertielle. La grandeur du mouvement Brownien est proportionnelle à  $d_p^{2/3}$  ( $d_p$  - diamètre de la particule) et n'est sans importance pour les particules supérieures à  $1 \mu\text{m}$  dans les répartiteurs. La séparation inertielle est causée par le mouvement relatif dû à la flottabilité des bulles gazeuses vers les zones chaudes. Les particules tentent d'éviter les bulles, cependant l'écoulement ayant lieu uniquement à travers une petite partie de la section géométrique de la bulle gazeuse (secteur effectif), joue un rôle actif dans la capture des particules.

Le rapport,  $\eta$ , entre ce secteur de croisement effectif et la surface du secteur de croisement géométrique était examiné essentiellement pour des gouttes du liquide qui se déplacent dans la phase gazeuse. On a constaté qu'il peut être exprimé par la relation

$$(2) \quad \eta = \left( \frac{\psi}{\psi + a} \right)^b.$$

Dans cette équation

$$(3) \quad \psi = \frac{\rho_p V_a d_p^2}{18 \rho_s \nu d_b},$$

où  $\psi$  est le paramètre inertiel et  $a, b$  - des constantes empiriques [12]. La signification des symboles qui ont été utilisés est donnée dans les Notations. L'application de cette formule, cependant, pourrait rendre incalculable les faibles valeurs de  $\eta$  dans le répartiteur. Cela arrive puisque la relation (2) était proposée pour des données correspondantes aux valeurs de  $\psi$  situées entre 0.1 et 100, mais dans le cas des séparations des particules par les bulles gazeuses le paramètre inertiel,  $\psi$ , est moindre que 0.0002 et par conséquent définitivement en dehors du domaine de validité.

Afin de réaliser au moins une évaluation inférieure pour  $\eta$  dans le cas des très petits paramètres inertiels on a supposé, pour ce modèle, que les particules qui entrent en contact avec la bulle au niveau de l'équateur doivent au moins être attrapées certainement. Si on suit l'écoulement de ce secteur autour d'une bulle vers la surface

calme du front de la bulle on arrive à l'équation

$$(4) \quad \eta = \frac{2d_p}{d_b},$$

négligeant les termes contenant les carrés du rapport  $d_p/d_b$ .

La masse de la particule séparée par  $m^3$  d'acier et par seconde est définie par l'équation

$$(5) \quad S_p = \frac{3V_a d_p \rho \rho_s C_b}{d_b^2 \rho_b} C_{ps} = \tilde{S}_p C_{ps},$$

avec:  $\rho_s$  - la masse volumique de l'acier,  $\rho_b$  - celle des bulles,  $\rho$  - celle du mélange,  $C_b$  - la concentration des bulles et  $C_p$  - celle des particules. Si le barreau bullant (pierre gazeuse) est fixé au fond du répartiteur avec une coupe rectangulaire alors la colonne de bulles (rideau de bulles) aura la forme décrite dans la Fig. 1.

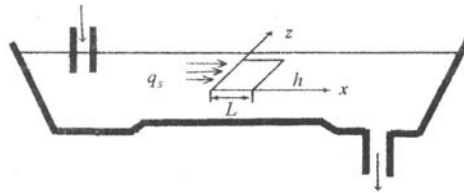


Fig. 1.- Faisceau d'acier homogène, vue latérale du répartiteur.

On peut supposer approximativement que la concentration de bulles,  $C_b$ , reste constante dans le volume formé par le parallélogramme indiqué et que la densité des particules dépend seulement de la coordonnée  $x$ , ce qui mène à l'équation

$$(6) \quad C_{ps}(x) = C_{ps}(0) e^{-\frac{hb\tilde{S}_p}{q_s} x}$$

et pour le taux de séparation des particules l'expression

$$(7) \quad T = \frac{C_{ps}(0) - C_{ps}(L)}{C_{ps}(0)} = 1 - e^{-\frac{3hd_p Q q}{d_b^2 Q a}}.$$

### 3. Résultats

Le modèle obtenu à l'aide de cette formulation mathématique est illustré dans la Fig. 2, la courbe étant présentée sous sa forme adimensionnelle. Le rapport de la séparation des particules ne dépend pas de  $\nu$  dans cette approximation; il augmente, cependant, avec l'augmentation de la profondeur du bain et du diamètre de la particule et diminue avec l'augmentation du diamètre de la bulle de gaz. Les paramètres

essentiels du modèle sont:  $p_2$ , qui définit le rapport entre le carré du diamètre de la bulle et le produit de la hauteur du bain,  $h$ , avec le diamètre de la particule et le rapport des débits volumétriques du gaz argon à celui de l'acier liquide.

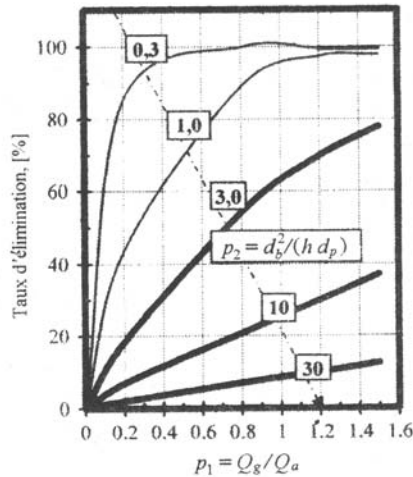


Fig. 2.- Dépendance du taux de séparation de la particule en fonction du rapport,  $p_1$ , du débit volumique du gaz purgeant,  $Q_g$ , et le débit volumétrique de l'acier,  $Q_a$ ; paramètre  $p_2$  - rapport du diamètre moyen de la bulle au carré de la profondeur du bain et le diamètre de la particule.

#### 4. Conclusion

Le modèle mathématique proposé définit les paramètres principaux du taux d'élimination dans le cas des aciers de haut degré de pureté. Il prouve également que dans le cas de l'utilisation d'un dispositif de gazage (pierre) les particules non-métalliques ayant un diamètre de  $6 \mu\text{m}$  seront éliminées avec une probabilité de 60%, tandis que celles ayant un diamètre de  $3 \mu\text{m}$  seront éliminées avec une probabilité de 30%. L'efficacité d'élimination est obtenue quand le rideau de bulles couvre totalement le répartiteur.

#### Notations

- $F$  - surface du bain,  $[\text{m}^2]$ ;
- $v_a$  - vitesse de remontée des bulles,  $[\text{m} \cdot \text{s}^{-1}]$ ;
- $Q_a$  - débit volumétrique d'acier,  $[\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}]$ ;
- $Q_g$  - débit volumétrique du gaz,  $[\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}]$ ;
- $a, b$  - constantes empiriques;
- $\eta$  - taux de succès (secteur de coupe frappé par des particules/secteur géométrique de bulle);
- $\Psi$  - paramètre inertiel;
- $\rho_p$  - masse volumétrique de la particule,  $[\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}]$ ;

- $\rho_s$  - masse volumétrique de l'acier. [ $\text{kg.m}^{-3}$ ];  
 $\nu = 10^{-6}$  - viscosité cinématique du bain d'acier. [ $\text{m}^2.\text{s}^{-1}$ ];  
 $d_p$  - diamètre de la particule. [m];  
 $d_b$  - diamètre de la bulle, [m];  
 $S_p$  - masse de la particule captée par seconde et par  $\text{m}^3$  de volume. [ $\text{kg.m}^{-3}.\text{s}^{-1}$ ];  
 $\rho$  - masse volumique du mélange. [ $\text{kg.m}^{-3}$ ];  
 $C_b$  - concentration des bulles. [kg bulles/kg mélange];  
 $C_{ps}$  - concentration des particules dans l'acier. [kg particules/kg acier];  
 $\tilde{S}_p = S_p/C_{ps}$ . [ $\text{kg.m}^{-3}.\text{s}^{-1}$ ];  
 $h$  - hauteur du niveau du bain. [m];  
 $g$  - accélération de la pesanteur. [ $\text{m.s}^{-2}$ ];  
 $q_a$  - débit massique de l'acier. [ $\text{kg.s}^{-1}$ ].

Reçue le 9 octobre 2006

Université Mentouri, Constantine, Algérie,  
 Département de Génie Mécanique,  
 \* Centre Universitaire Oum-el-Boughi,  
 Algérie, Département de Génie Mécanique  
 et  
 \*\* Université Technique „Gh.Asachi“, Jassy,  
 Chaire d'Installations dans les Bâtiments

## BIBLIOGRAPHIE

1. van der Stel J., Cornelissen M.C.M., Deo B., Boom R., *Tundish Metallurgy: a Solution or Limitation to Clean Steel?*. Tundish Metallurgy, 2. The Iron and Steel Society, 13-32, 1991.
2. Riboud P., *Eigenschaften und Aufgaben von Stranggiebschlacken*. In Schwerdtfeger K. (Herg.). *Metallurgie des Stranggiebens*. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1992.
3. Gladman T., *Developpements in Inclusions Control and their Effects on Steel Properties*. Ironmaking and Steelmaking, 19, 457-463 (1992).
4. Joo S., Guthrie I.L., *Scientific Flow Visualization of Heat Flow and Inclusion Behavior in a Tundish for Slab Casting* Tundish Metallurgy, 2, The Iron and Steel Society, 129-154 (1991).
5. Chakraborty S., Sahai Y., *Mathematical Modelling of Transport Phenomena in Continuous Casting Tundish*. Part 1. *Transient Effects During Ladle Transfer Operations*. Ironmaking and Steelmaking 19, 479-487 (1992).
6. Kaufmann B., Niedermayer A., Satler H., Preuer A., *Separation of Nonmetallic Particles*. Tundish. Steel Res., 64, 203-209 (1993).
7. Ludwig J.C., Tacke K.H., *Steel Flow and Inclusion Separation in Continuous Casting Tundishes*. Conf. Mathem. Models for Metals a. Materials Appl., Oct. 12-14, 1987, The Institute of Metals, Birmingham, Sutton Coldfield, England.
8. Clift R., Grace J.R., Weber M.E., *Bubbles, Drops and Particles* Acad. Press, New York, 1978.
9. Grace R., Wairegi, Nguyen T.N., *Trans. Inst. Chem. Eng.*, 54, 167 (1976).
10. Peebles F.N., Garber H.J., *Chem. Eng. Prog.*, 49, 88 (1953).
11. Schulze H.J., Birzar J.O., *Colloids Surf.*, 24, 209 (1987).
12. Cornelissen M.C.M., *Metallurgie des Stranggiebens*. Verlag Stahleisen, Diesseldorf, 1992.
13. Löffler F., *Staubabscheiden*. Georg Thieme Verlag Stuttgart, New York, 1998.

---

## INFLUENȚA BARBOTĂRII CU ARGON ASUPRA NIVELULUI DE ELIMINARE A PARTICULELOR NEMETALICE ÎNTR-UN REACTOR METALURGIC

(Rezumat)

Ameliorarea purității privind incluziunile oțelurilor turnate continuu este o preocupare majoră a metalurgiștilor. Barbotarea cu argon printr-o piatră de gazare, în repartitor, a devenit, de-a lungul anilor, un mijloc foarte eficace ce permite ridicarea unui număr foarte important de particule nemetalice. Modelul matematic care a fost dezvoltat demonstrează că particulele cu un diametru mediu de  $6 \mu\text{m}$  vor fi eliminate cu o probabilitate de 60%, în timp ce cele având un diametru de  $3 \mu\text{m}$  vor fi eliminate în proporție de 30%. Modelul matematic prezentat definește parametrii principali ai nivelului de eliminare. Acesta crește proporțional cu debitul volumetric de gaz, cu diametrul particulelor și cu nivelul de umplere. El diminuează odată cu creșterea diametrului bulelor și cu viteza de turnare.