

Modélisation des phénomènes thermomécaniques dans une lingotière de coulée continue

Frédéric Pascon^{a*}, Anne-Marie Habraken^b, Michel Bourdouxhe^c, Françoise Labory^c

^a Département MSM, Université de Liège, chemin des Chevreuils, 1, bât. B52/3, 4000 Sart-Tilman, Liège 1, Belgique

^b FNRS, département MSM, Université de Liège, chemin des Chevreuils, 1, bât. B52/3, 4000 Sart-Tilman, Liège 1, Belgique

^c Profil Arbed Recherches, rue de Luxembourg, 66, 4009 Esch-sur-Alzette, G.D. Luxembourg

(Reçu le 15 octobre 1999, accepté le 17 novembre 1999)

Résumé—La qualité de surface et interne des produits de coulée continue dépend beaucoup du comportement du brin dans la lingotière durant la solidification. Parmi les paramètres susceptibles d'influencer ce comportement, la conicité de la lingotière tient une place éminente. Nous avons développé un modèle 2D thermomécanique du brin dans la lingotière utilisant le code d'éléments finis Lagamine. Une tranche du brin est définie perpendiculairement à l'axe de coulée avec les conditions limites suivantes : symétrie suivant les axes principaux de la section (double symétrie), contact unilatéral avec frottement le long de la surface de la lingotière et température de lingotière imposée. L'approche utilise l'état plan généralisé qui permet une épaisseur variable dans le temps et fournit une équation pour l'équilibre des forces verticales. La pression ferrostatique est également prise en compte. En raison de sa conicité, la géométrie de la lingotière n'est pas constante, mais varie lorsque la tranche progresse vers le bas. Les conditions d'échange thermique sont également modifiées, en fonction des conditions de contact entre le brin et la lingotière. Après un travail de deux années, le modèle est à présent en cours de validation pour prédire le comportement du brin dans différentes configurations (forme de la section, conicité, etc.). © 2000 Éditions scientifiques et médicales Elsevier SAS

coulée continue / solidification / contact / lingotière / conicité / éléments finis

Abstract—Modelling of the thermomechanical phenomena in a mould of continuous casting. The surface and internal quality of continuous cast products depends very much on the behaviour of the strand in the mould during solidification. Among the parameters likely to influence this behaviour, the mould taper takes a prominent part. We developed a thermomechanical 2D model of the strand in the mould using the finite element code LAGAMINE. A slice of the strand is defined perpendicularly to the casting axis with the following boundary conditions: symmetry with principal axes of the section (double symmetry), frictional unilateral contact with the mould surface and imposed mould temperature. The approach uses the generalised plane strain state that allows a variable thickness of the slice in time, and provides one equation for the vertical force equilibrium. The ferrostatic pressure is also taken into account. Due to the mould taper, the geometry of the mould is not constant, but varies as the slice is moving down. The thermal exchange conditions are also modified, depending on contact condition between the strand and the mould. After a two years work, the model is now in checking to predict behaviour of the strand in different cases (shape of the strand cross section, mould taper, etc.). © 2000 Éditions scientifiques et médicales Elsevier SAS

continuous casting / solidification / contact / mould / taper / finite elements

Nomenclature

D	profondeur sous le ménisque	m	R	résistance thermique de contact	$W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$
e	épaisseur	m	T	température	K
h	enthalpie volumique	$J \cdot m^{-3}$	α	coefficient d'expansion thermique	K^{-1}
I	matrice identité		β	coefficient de transfert thermique par convection	$W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}$
J_2	deuxième invariant du tenseur déviateur des contraintes $= \frac{1}{2} \hat{\sigma}_{ij} \cdot \hat{\sigma}_{ij}$	$N^2 \cdot m^{-4}$	γ	poids volumique	$N \cdot m^{-3}$
			ε_r	émissivité pour la radiation d'un corps gris	
			ε	tenseur des déformations	
			$\hat{\varepsilon}$	tenseur déviateur des déformations $= \varepsilon - \varepsilon_m I$	
			$\bar{\varepsilon}$	déformation équivalente $= \sqrt{\frac{2}{3} \varepsilon : \varepsilon}$	

* Correspondance et tirés à part.
 F.Pascon@ULg.ac.be.

ε_m	déformation moyenne = $\frac{1}{3}\varepsilon_{ii}$	
λ	conductivité thermique	$\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$
σ	tenseur des contraintes	$\text{N}\cdot\text{m}^{-2}$
$\hat{\sigma}$	tenseur déviateur des contraintes = $\sigma - \sigma_m \mathbf{I}$	$\text{N}\cdot\text{m}^{-2}$
$\bar{\sigma}$	contrainte équivalente de von Mises = $\sqrt{\frac{3}{2}\hat{\sigma}:\hat{\sigma}}$	$\text{N}\cdot\text{m}^{-2}$
σ_B	constante de rayonnement ou constante de Stefan-Boltzmann = $5,67\cdot 10^{-8}$	$\text{W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-4}$
σ_m	contrainte moyenne = $\frac{1}{3}\sigma_{ii}$	$\text{N}\cdot\text{m}^{-2}$
τ_s	composante de frottement perpendicu- laire à la tranche	$\text{N}\cdot\text{m}^{-2}$
ϕ	flux thermique	$\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$
\dot{u}	dérivée temporelle de la grandeur u	
$\mathbf{A}:\mathbf{B}$	produit contracté de deux tenseurs d'ordre 2 = $\sum_{i,j} A_{ij} B_{ij}$	
$\text{div } \mathbf{u}$	divergence du champ vectoriel \mathbf{u}	
$\text{grad } u$	gradient du champ scalaire u	
T_{brin}	température du brin	
T_{ling}	température de la lingotière	
u_{ij}	composante ij du tenseur \mathbf{u}	
u^{ther}	partie thermique de la grandeur u	
u^{VP}	partie visco-plastique d'une grandeur u	

1. INTRODUCTION

La coulée continue est le procédé qui tient place entre l'élaboration de l'acier et le laminage. Cette technique prend une place de plus en plus importante sur le marché de la production d'acier en raison de ses avantages par rapport à la technique ancienne de coulée en lingots : économie d'énergie et de main-d'œuvre, meilleur rendement et amélioration de la qualité du produit.

Pour schématiser le processus en régime, on peut le décrire de la manière suivante : l'acier en fusion contenu dans une poche est lentement versé dans une lingotière sans fond maintenue à basse température par un système de refroidissement. L'acier liquide, au contact avec la lingotière, va se solidifier et une peau solide commence ainsi à se former. On parle de refroidissement primaire du brin. Sous la lingotière sont disposés des rouleaux extracteurs qui font avancer le brin dans la machine. Entre ces rouleaux, un deuxième système de refroidissement est constitué de jets d'eau (on parle alors de refroidissement secondaire). Au fur et à mesure que le brin progresse dans la machine, l'épaisseur de la couche solidifiée augmente donc jusqu'à finalement se fermer au cœur du brin. Après la zone de décintrage, le brin est découpé en tronçons et envoyé vers un parc de stockage.

Des impératifs essentiellement liés à la productivité poussent les producteurs à essayer d'augmenter la vitesse de coulée, c'est-à-dire la vitesse à laquelle le brin progresse dans la machine. Ce faisant, le brin a tendance à demeurer moins longtemps dans la lingotière et la quantité de chaleur extraite diminue. Il en résulte une épaisseur de peau solidifiée plus faible en sortie de lingotière. Si la peau solidifiée devient trop fine, le risque d'apparition de défauts tels que les fissures transversales augmente et le défaut ultime est atteint si cette peau se déchire, laissant s'écouler l'acier liquide. On est alors face à un phénomène de percée qui cause bien des dommages à la machine, constitue un danger pour le personnel présent et signifie une perte financière importante. Sans en arriver à cet extrême, la solidification du brin dans la lingotière joue un rôle primordial, tant sur la qualité interne que sur la qualité de surface du produit. Il est essentiel que les conditions de refroidissement primaire soient optimales.

La conicité de la lingotière joue un rôle important dans cette problématique [1] : dans le cas d'une section convexe (billettes et blooms), la conicité est positive sur tout le périmètre (réduction de la section). Dans ce cas, si la conicité est trop faible (réduction de section insuffisante), on observe une perte de contact entre le brin et la lingotière. Le vide créé se remplit alors de laitier et de poudre fondue, ce qui a pour effet de réduire l'échange thermique qu'on cherche pourtant à maximiser. Si au contraire la conicité est trop importante, un frottement naît entre le brin et la lingotière ce qui induit des contraintes et des déformations dans la peau solidifiée. Dans le cas d'une section en partie concave (*beam blank*), la conicité peut être négative dans certaines zone, mais un raisonnement analogue peut montrer que dans ce cas aussi, le design de la lingotière et la détermination de sa conicité en particulier jouent un rôle de premier plan dans la qualité du produit.

Le but de l'étude que nous avons menée était d'établir un modèle décrivant le comportement thermomécanique du brin dans la lingotière. Il s'agit d'une analyse faisant appel à la méthode des éléments finis, le code utilisé étant le code Lagamine développé depuis le début des années 1980 au sein du département MSM de l'université de Liège [2]. De manière plus précise, nous cherchions à déterminer la distribution des températures (qui est en relation directe et conditionne l'épaisseur de la couche solidifiée), la distribution des contraintes et des déformations dans cette couche et la distribution des contraintes de contact-frottement à l'interface entre le brin et la lingotière.

2. DESCRIPTION DU MODÈLE

2.1. Approche utilisée

Une étude tridimensionnelle complète semblant irréalisable (à la fois pour des raisons de stabilité numérique et de convergence, mais également de temps de calcul), une approche qualifiée de $2D\frac{1}{2}$ a été réalisée. On peut résumer cette approche de la manière suivante : on modélise à l'aide d'un maillage bidimensionnel un ensemble de points matériels représentant une tranche du brin perpendiculaire à l'axe de coulée. Initialement, la tranche est située au niveau du ménisque. Puis, cette tranche descend dans la lingotière et, au fur et à mesure qu'elle progresse, on étudie l'épaississement de la couche solidifiée.

D'un point de vue mécanique, la tranche est en état plan généralisé [3]. L'épaisseur de cette tranche est gérée par trois degrés de liberté α_0 , α_1 et α_2 de sorte que l'épaisseur en un point de coordonnées (x, y) est donnée par l'expression :

$$e(x, y) = \alpha_0 + \alpha_1 x + \alpha_2 y$$

Il existe donc un nœud fictif de coordonnées $(\alpha_0, \alpha_1, \alpha_2)$ qui est spécialement dédié à la gestion de l'état plan généralisé. On le voit, le coefficient α_0 représente l'épaisseur de la tranche à l'origine des axes, alors que α_1 et α_2 représentent la variation d'épaisseur suivant x et y . Dans notre modèle, nous avons considéré que α_1 et α_2 restent nuls au cours de la simulation. Seul le coefficient α_0 varie et nous pouvons donc dire que nous avons une tranche d'épaisseur variable dans le temps, mais uniforme dans son plan.

Il existe une équation d'équilibre relative au degré de liberté α_0 . Dans cette équation sont reprises toutes les forces dirigées suivant la perpendiculaire au plan de la tranche. C'est la résolution de cette équation qui détermine l'évolution de l'épaisseur de la tranche.

L'avantage de l'état plan généralisé est qu'il nous permet de tenir compte à la fois des contraintes et déformations perpendiculaires à la tranche tout en limitant la taille du système (moins de nœuds et donc moins de degrés de liberté à traiter qu'en 3D). C'est une approche 2D plus riche que les états plans de contraintes et de déformations, d'où l'appellation $2D\frac{1}{2}$.

2.2. Géométrie du problème

Dans un premier temps, nous avons travaillé sur une géométrie relativement simple. Nous avons modélisé le

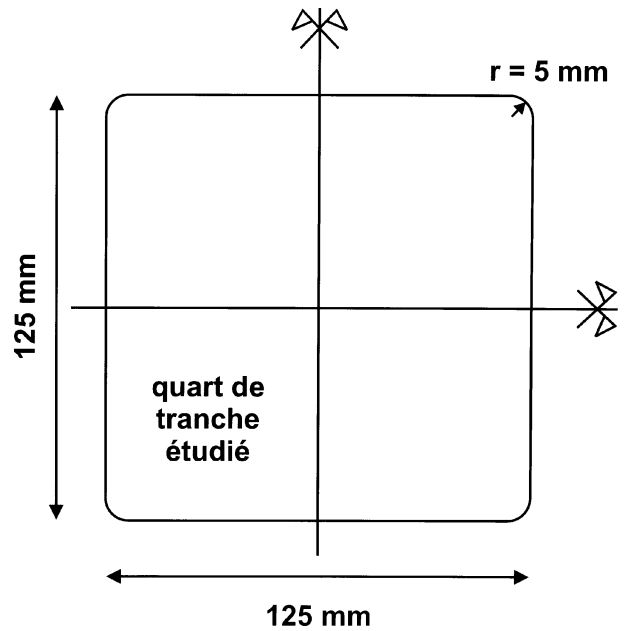


Figure 1. Quart de tranche étudié et géométrie de la section du brin à hauteur du ménisque.

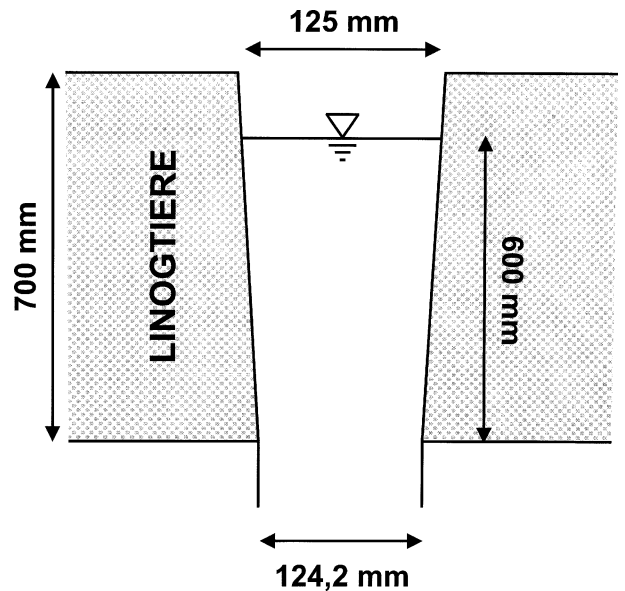


Figure 2. Géométrie de la lingotière (conicité exagérée sur ce dessin).

refroidissement d'une billette carrée de 125 mm de côté. Un rayon de courbure de 5 mm a été adopté dans les coins pour y éviter les problèmes de concentration de contraintes (figure 1). La hauteur active de la lingotière est de 600 mm et sa conicité est fixée à 1,05 % par

mètre, ce qui signifie une réduction de la section telle qu'en sortie de lingotière la billette fait environ 124,2 mm de côté (*figure 2*). La géométrie de la lingotière étant fixée, celle du brin est dépendante de son évolution. La géométrie de la tranche est initialement identique à celle de la lingotière puisque au niveau du ménisque, le brin est composé de la seule phase liquide et il épouse parfaitement la forme de la lingotière.

En raison de la double symétrie (suivant les axes principaux de la section), nous n'avons étudié qu'un quart du problème, appliquant les conditions limites ad hoc selon ces axes de symétrie.

Notons enfin que la vitesse de coulée est de $3,6 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ou $60 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$. La tranche étudiée met donc 10 s à traverser la lingotière, depuis le ménisque jusqu'à la sortie.

2.3. Comportement thermique du matériau

L'acier liquide est versé dans la lingotière à la température de 1560°C , appelée température de coulée. La lingotière est refroidie par un système interne de circulation d'eau dans des tuyaux serpentant à proximité de la surface de contact avec le brin. Nous avons supposé que la température de la lingotière est uniforme, constante et égale à 160°C . Un flux de chaleur du brin vers la lingotière va donc apparaître dans le système. Ce flux de chaleur est régi à la fois par la conduction de la chaleur dans le matériau et par la résistance de contact brin–lingotière.

En ce qui concerne la conduction dans le matériau, nous avons utilisé une loi classique de type Fourier :

$$\frac{\partial h}{\partial T} = \text{div}(\lambda \mathbf{grad}(T))$$

On notera qu'un éventuel terme \dot{q} d'apport de chaleur par advection n'apparaît pas dans cette formulation car nous ne modélisons pas les flux de matière au sein du système, en particulier le mouvement convectif de la phase liquide dans le puits.

2.4. Comportement mécanique

Le principal effet mécanique de la solidification est un retrait dont la valeur est liée à la diminution de température par le coefficient d'expansion thermique. Au cours d'un pas, la vitesse de déformation thermique est

donnée par le tenseur :

$$\dot{\varepsilon}^{\text{ther}} = \alpha(T) \dot{T} \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

Le coefficient d'expansion thermique est dépendant de la température.

La rhéologie du matériau est décrite à l'aide d'une seule loi élasto-viscoplastique pour les trois états d'agrégation (liquide, pâteux et solide). Le domaine élastique est caractérisé par un module d'élasticité fonction de la température, ainsi que par un coefficient de contraction latéral. Dans le domaine viscoplastique, le modèle est basé sur une loi de type Norton–Hoff [4] dont la formulation tensorielle est donnée par :

$$\hat{\varepsilon}_{ij}^{\text{vp}} = \frac{(J_2)^{(1-p_3)/p_3} \bar{\varepsilon}^{-p_4/p_3} e^{(p_1/p_3)\bar{\varepsilon}}}{2(K_0 p_2)^{1/p_3}} \hat{\sigma}_{ij}$$

Cette expression permet de modéliser un comportement incluant à la fois de l'écrouissage et de l'adoucissement. Suite aux enseignements dégagés dans le cadre d'études antérieures [5], c'est un schéma d'intégration implicite qui est employé. En termes d'équivalents, la formule devient :

$$\bar{\sigma} = K_0 e^{-p_1 \bar{\varepsilon}} p_2 \sqrt{3} (\sqrt{3} \bar{\varepsilon})^{p_3} \bar{\varepsilon}^{p_4}$$

où K_0 , p_1 , p_2 , p_3 et p_4 sont des paramètres dépendant de la température. Chacun de ces paramètres a une influence sur l'allure de la courbe ($\bar{\sigma} - \bar{\varepsilon}$) :

- K_0 et p_2 influencent le niveau de la courbe ;
- p_1 a une influence marquée pour des déformations $\bar{\varepsilon}$ élevées, en d'autres termes sur l'adoucissement ;
- p_3 agit sur l'effet de la vitesse de déformation $\bar{\varepsilon}$ et permet donc de modéliser la viscosité ;
- p_4 permet de régler l'écrouissage.

La variation de ces paramètres en fonction de la température permet de modéliser une variation de rigidité et de viscosité du matériau en fonction de la température (et donc de l'état d'agrégation). Chacun des paramètres est défini pour une série de températures, leur valeur ayant été calibrée sur des résultats d'essais de traction menés à haute température (dans une gamme comprise entre 800°C et 1475°C) et pour différentes vitesses de déformation ($0,0001$ à $0,05 \text{ s}^{-1}$).

La limite d'élasticité est automatiquement déterminée dans le code par le calcul de l'intersection entre la droite de Hooke (fonction de la température) et la courbe de Norton–Hoff (fonction à la fois de la température et

de la vitesse de déformation). La loi implémentée dans le code permet également de modéliser un mode de déchargement du matériau, ce qui se révèle primordial dans cette étude.

La pression ferrostatique est également prise en compte. Dans la phase liquide, elle est donnée par

$$p_f = \gamma D \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

Le poids volumique est considéré constant dans la gamme de température qui nous concerne. Dans la phase solide, aucune pression ferrostatique n'est appliquée. Nous faisons l'hypothèse d'une variation linéaire de la pression ferrostatique lorsque la température est comprise entre le liquidus et le solidus.

2.5. Modélisation du contact

Lorsque le contact est établi entre le brin et la lingotière, on prend en compte à la fois l'aspect mécanique et l'aspect thermique du contact [6] :

- L'échange thermique entre le brin et l'extérieur est dépendant des conditions de contact. Lorsqu'il y a contact, le flux de chaleur ϕ est calculé sur base de la formule suivante :

$$\phi_{\text{contact}} = R(T_{\text{brin}} - T_{\text{ling}})$$

où T_{brin} et T_{ling} sont les températures absolues (en K) respectivement du brin et de la lingotière et R la résistance thermique de contact entre le brin et la lingotière.

- Du point de vue mécanique, il existe une pression de contact et un frottement entre le brin et la lingotière. La technique de pénalisation est appliquée pour éviter les problèmes numériques, tant dans le calcul de la pression que dans celui du frottement.

En l'absence de contact, un vide se crée entre le brin et la lingotière, aucun effort de contact mécanique n'est évidemment calculé. L'échange thermique est régit par une transmission de chaleur par convection et radiation. Le flux vaut :

$$\phi = \beta(T_{\text{brin}} - T_{\text{ling}}) + \varepsilon_r \sigma_B (T_{\text{brin}}^4 - T_{\text{ling}}^4)$$

où T_{brin} et T_{ling} sont les températures absolues respectivement du brin et de la lingotière, β est le coefficient d'échange par convection entre le brin et la lingotière, ε_r est l'émissivité du brin et σ_B la constante de rayonnement de Boltzmann (corps noir parfait). En réalité, nous savons que le vide formé entre le brin et la lingotière peut

se remplir de laitier et de poudre fondue, les conditions d'échange sont donc incertaines. Les coefficients β et ε_r ont dès lors été adaptés pour prendre en compte cette situation.

2.6. Discrétisation du problème

Le brin, ou plus précisément le quart de tranche représentant le brin, est modélisé à l'aide d'éléments quadrangulaires quadratiques à huit nœuds et quatre points d'intégration disposés selon le schéma d'intégration de Gauss. La taille des éléments est bien sûr plus petite dans la zone qui aura tendance à solidifier en cours de simulation, alors que des éléments plus grands sont utilisés pour le cœur du brin dont la température ne devrait décroître que modérément. Le maillage comporte 560 nœuds et 168 éléments de volume sont utilisés (figure 3).

Chaque nœud possède trois degrés de liberté (ses coordonnées x et y , ainsi que sa température), excepté les nœuds situés sur les axes de symétrie pour lesquels un degré de liberté a été fixé. En chaque point d'intégration de chaque élément de volume, les routines relatives aux calculs mécanique et thermique sont appelées. Les lois appliquées sont, pour la thermique, une loi de conduction de chaleur de type Fourier (2D) et, pour la mécanique, la loi élasto-viscoplastique de Norton-Hoff avec effets thermiques.

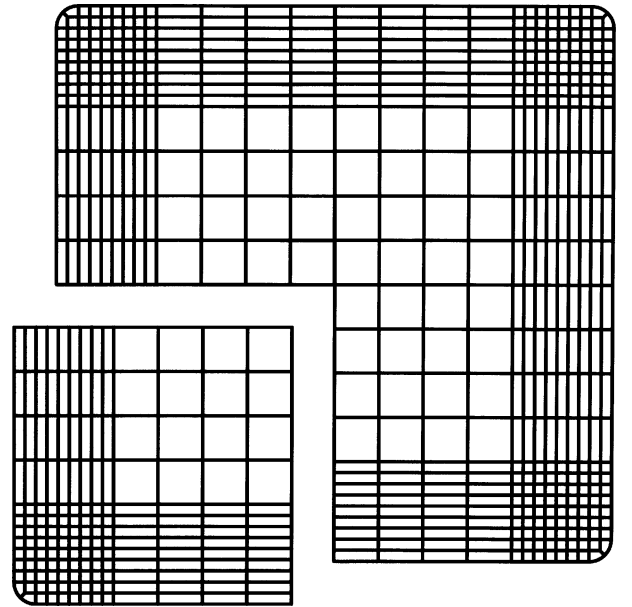


Figure 3. Maillage utilisé (un quart de la tranche est modélisé).

Le contact entre le brin et la lingotière est modélisé à l'aide d'éléments spécifiques et de segments de fondation [7]. Les éléments dits de contact sont fixés sur le périmètre extérieur du brin. Ce sont des éléments unidimensionnels quadratiques à trois nœuds et trois points d'intégration. L'appel en chaque point d'intégration de la loi de friction thermomécanique est réalisé de manière à évaluer les efforts mécaniques et thermiques. Ces éléments sont au nombre de 24. La particularité de ces éléments de contact est qu'il s'agit d'éléments introduits dans un maillage 2D, mais faisant appel à une loi 3D. La raison en est simple : dans un souci de calcul d'équilibre selon la perpendiculaire à la tranche, nous devons calculer la composante de frottement hors plan τ_s . Seul l'appel à une loi 3D nous le permet.

La lingotière est modélisée par des segments de fondation indéformables. Ces segments sont droits ou paraboliques (coin arrondi). Les nœuds définissant ces segments de fondation sont distincts des nœuds du brin et sont pilotés de l'extérieur du code de manière à leur imprimer un déplacement au cours du temps correspondant à la conicité que l'on veut modéliser. N'importe quelle géométrie ou conicité peut être ainsi modélisée (qu'il s'agisse d'une conicité simple, double, triple... ou même parabolique).

Enfin, la modélisation de la pression ferrostatique passe par la définition d'éléments de mise en pression. Ils sont superposés aux éléments de volume (définis par les mêmes nœuds). Ils sont donc également au nombre de 168. Les points d'intégration sont cette fois situés sur les bords des éléments et on y calcule la pression ferrostatique comme décrit précédemment. La température utilisée pour ce calcul est la moyenne des températures des nœuds définissant l'élément. Lorsque deux éléments adjacents sont à la même température moyenne, la pression exercée par un élément est équilibrée par celle exercée par son voisin. Par contre, si une différence de température existe (par exemple un élément liquide à côté d'un élément pâteux ou solide), une force résultante apparaît. Cette force traduit la pression ferrostatique exercée par le puits liquide sur la peau solidifiée.

2.7. Analyse semi-couplée

La résolution du problème a été réalisée à l'aide d'une analyse semi-couplée. La technique consiste à réaliser deux analyses en parallèle, l'une purement mécanique, l'autre purement thermique. À intervalles réguliers, un échange d'informations est réalisé entre les deux analyses de manière à les coupler partiellement. Cette technique s'est avérée nécessaire en raison de problèmes de

temps de calcul trop élevés lors d'une analyse entièrement couplée. La technique a été utilisée à plusieurs reprises dans le cadre d'autres études et nous en avons à l'époque déduit que les résultats étaient fort peu affectés à condition de rendre les échanges d'information suffisamment proches. Plus les échanges sont nombreux, plus on se rapproche de l'analyse couplée classique, mais il y a un coût en temps de calcul. Un compromis doit donc être trouvé.

Dans le cadre de cette étude de la coulée continue, la tranche étudiée met 10 s pour traverser la lingotière. Nous avons établi que 40 échanges semblaient être le meilleur choix (soit un échange tous les 0,25 s).

3. RÉSULTATS DE LA SIMULATION

Les résultats présentés ci-dessous tournent essentiellement autour de trois axes :

- la notion de température et de solidification en particulier ;
- le problème du contact entre le brin et la lingotière ;
- la caractérisation de l'état mécanique du brin en sortie de lingotière (contraintes et déformations).

3.1. Évolution de l'épaisseur solidifiée dans la lingotière

La figure 4 donne un aperçu de l'évolution au cours de la simulation de l'épaisseur des trois phases (liquide, pâteuse et solide), c'est-à-dire les zones séparées par les isothermes 1 470 °C (solidus) et 1 520 °C (liquidus).

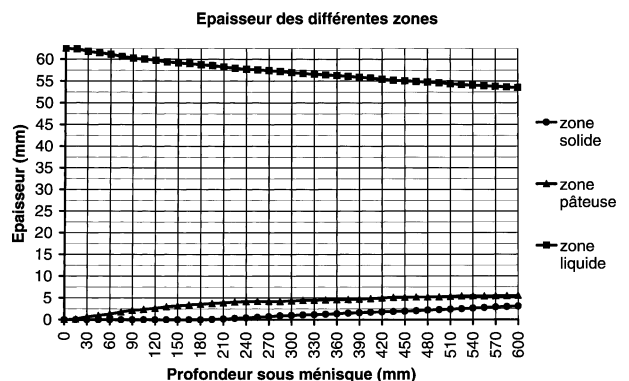


Figure 4. Évolution de l'épaisseur des différentes zones en fonction de la profondeur sous le ménisque (l'épaisseur est mesurée le long des axes de symétrie).

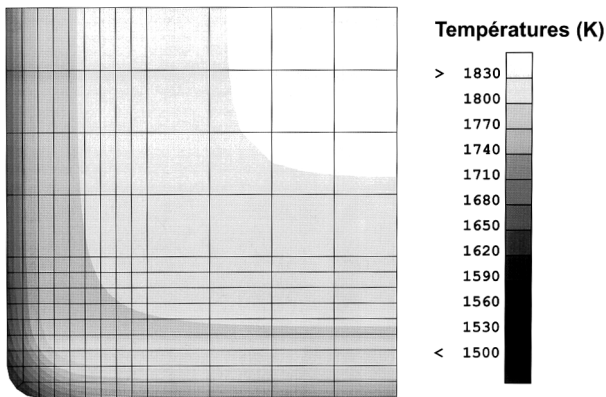


Figure 5. Profil des températures dans le brin à la sortie de la lingotière.

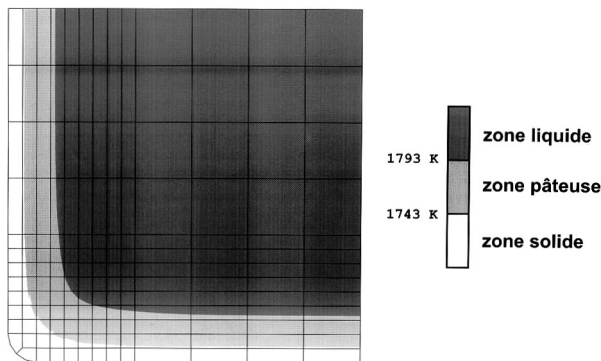


Figure 6. Profil des différentes zones à la sortie de la lingotière.

Ces épaisseurs sont celles mesurées au niveau d'un axe principal de la section. On voit que la zone pâteuse se développe assez rapidement, alors que la zone solide ne commence à se développer qu'environ 200 mm sous le ménisque. En sortie de lingotière, les épaisseurs calculées de solide et de zone pâteuse sont respectivement de 3 mm et 5,5 mm. Ces valeurs sont en deçà de ce que l'on observe en réalité. Cette différence pourrait provenir des valeurs approximatives que nous avons utilisées pour les différents paramètres thermiques.

3.2. Température et épaisseur solidifiée en sortie de lingotière

La figure 5 représente des isothermes dans la tranche à la sortie de la lingotière. On constate que la température descend à environ 1 200 °C dans le coin, alors qu'à cœur, une partie importante du brin est toujours à une température supérieure à 1 500 °C (pour rappel, la température de coulée est de 1 560 °C). Sur la figure 6, nous

ne représentons que deux isothermes : celles des températures de solidus et de liquidus, ce qui nous permet de visualiser clairement les trois phases à la sortie de la lingotière.

3.3. Distance brin-lingotière

Un point important dans le développement était de parvenir à modéliser les pertes et reprises de contact entre le brin et la lingotière ce qui joue un rôle primordial dans le refroidissement du brin. La figure 7 représente l'évolution de la distance entre le brin et la lingotière durant la simulation. La valeur de cette distance est positive lorsqu'il n'y a pas de contact. Inversement, elle est négative lorsqu'il y a contact (elle est négative en raison de l'application de la technique de pénalisation pour le calcul du contact mécanique).

On constate que très rapidement, le contact est perdu tout le long du périmètre du brin. Le contact est rétabli un peu plus tard sur une grande partie de la face, après quoi le contact ne sera plus perdu. Au contraire, dans le coin, le contact n'est jamais rétabli. Enfin, en certains points, on observe l'apparition d'une oscillation : pertes et reprises de contact se succèdent.

On notera ici encore que la réalité diffère quelque peu des résultats du modèle, mais à nouveau, les paramètres numériques introduits dans le modèle sont à améliorer. Le modèle permet bien la gestion de la perte et de la reprise de contact entre le brin et la lingotière.

3.4. Distribution des contraintes

Nous n'aborderons pas l'analyse des résultats en termes de contraintes au point de vue quantitatif, mais seulement au point de vue qualitatif. La figure 8 donne un aperçu des contraintes équivalentes de von Mises à la sortie de la lingotière. Si on compare la distribution des contraintes à celle des températures (figure 4), on constate que les contraintes les plus élevées sont situées dans la zone solidifiée. Cela est dû bien sûr à la plus grande aptitude du matériau solide à résister aux efforts appliqués. Inversement, la zone liquide n'a pas la consistance pour reprendre des efforts.

3.5. Distribution des déformations

Les déformations sont dans ce problème essentiellement thermiques. La figure 9 représente les déforma-

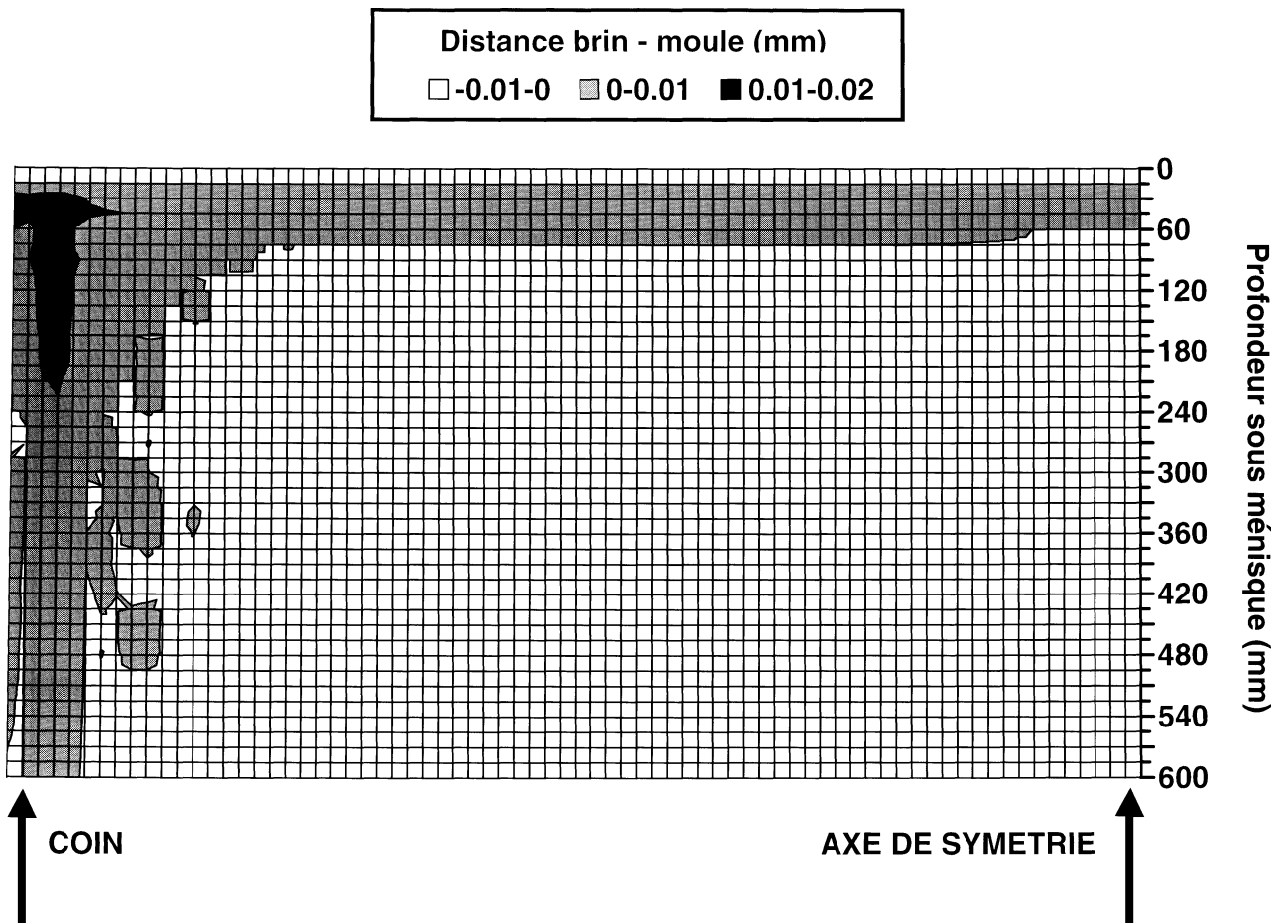


Figure 7. Évolution de la distance entre le brin et la lingotière depuis le coin du brin jusqu'à l'axe de symétrie en fonction de la profondeur sous le ménisque.

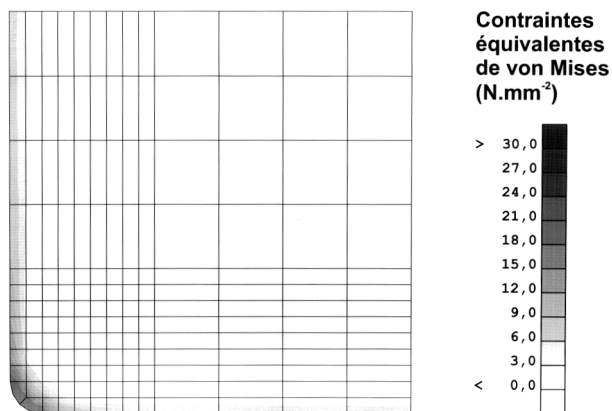


Figure 8. Contraintes équivalentes de von Mises à la sortie de la lingotière.

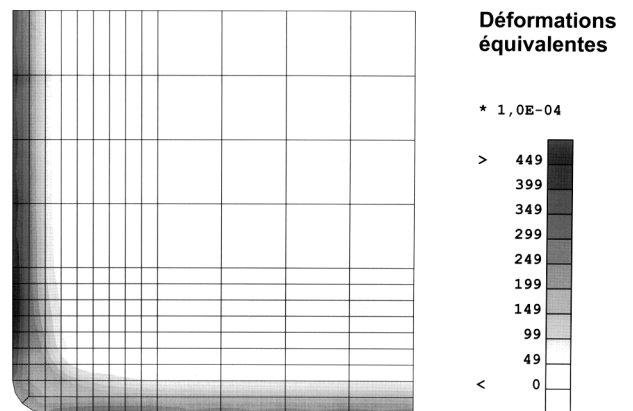


Figure 9. Déformations équivalentes à la sortie de la lingotière.

tions équivalentes en sortie de lingotière. Ces déformations sont bien entendu concentrées là où le matériau a été le plus sollicité durant la simulation, c'est-à-dire dans la zone solidifiée.

3.6. Distribution des vitesses de déformation

La vitesse de déformation équivalente est représentative des déformations se déroulant au cours du pas considéré. La *figure 10* illustre le champ de vitesse de déformation (équivalente) à la sortie de la lingotière. La zone où se concentrent ces vitesses de déformation est la zone pâteuse. En rappelant une fois encore que la sollicitation principale est thermique, on peut donner les explications suivantes contribuant à cet état de fait :

- d'abord, la zone à cœur refroidit peu, elle est peu soumise au retrait thermique et les vitesses y sont donc faibles ;
- ensuite, la zone solidifiée est soumise à une baisse de température importante, mais elle offre plus de résistance aux déformations en raison de sa consistance ;
- enfin, et surtout, le coefficient d'expansion thermique de l'acier dans la zone pâteuse est environ 20 fois plus important que celui dans l'acier solidifié et environ 28 fois plus important que celui de l'acier liquide ; cela implique que pour une même baisse de température les déformations sont d'un ordre de grandeur supérieur dans la zone pâteuse par rapport à ceux qu'on observerait dans les deux autres zones.

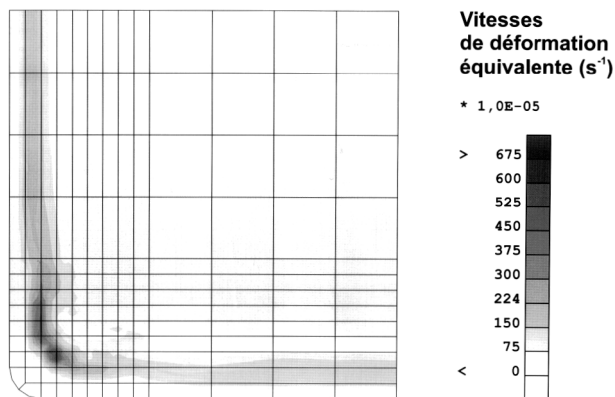


Figure 10. Vitesses de déformation équivalente à la sortie de la lingotière.

4. CONCLUSIONS

L'étude proposée avait pour but de modéliser le comportement thermomécanique d'un brin d'acier durant le processus de coulée continue. Les résultats à analyser étaient essentiellement la température et l'évolution de la solidification, la distribution des contraintes et déformations dans le brin, le comportement du brin face à la lingotière et plus particulièrement les pertes et reprises de contact entre eux.

Le modèle thermomécanique développé a pu apporter une réponse à la demande formulée par le monde industriel, à savoir l'établissement d'un outil suffisamment robuste pour entamer une étude paramétrique du comportement du brin en lingotière. Le modèle obtenu a en effet pu être testé dans la configuration initialement prévue (géométrie et conicité présentées ci-dessus), mais également pour d'autres conicités de lingotière : des tests avec une conicité plus grande ou plus faible ont été réalisés. L'outil est actuellement en cours d'exploitation pour modéliser le refroidissement de section plus complexes (*beam blanks*).

L'aspect temps de calcul n'a pas encore été abordé, mais il faut signaler qu'il reste tout à fait acceptable pour mener à bien une telle étude d'influence des divers paramètres puisque le temps de calcul nécessaire pour une simulation complète est de moins d'une demi-heure sur une machine relativement simple de type PC équipée d'un processeur Intel Pentium II cadencé à 350 MHz et doté d'une mémoire vive de 64 MB. Sur une machine plus puissante (Digital Personal Workstation 600 au : 600 MHz & 512 MB), le temps CPU tombe à 6 min 58 s.

Il reste bien sûr à valider les résultats obtenus, car comme nous l'avons souligné, les résultats en termes qualitatifs semblent tout à fait intéressants, mais l'affinage des paramètres de loi (notamment les coefficients thermiques) s'impose pour comparer les résultats numériques aux observations pratiques.

Remerciements

Cette étude est une partie intégrante d'un programme de recherches financé par la CECA et démarré en 1996. Ce programme mettait en collaboration le British Steel Teesside Technology Center, Sidenor I + D et Profil Arbed Recherches. Le développement du modèle présenté ici est le fruit d'une collaboration étroite entre Profil Arbed Recherches et l'Université de Liège.

RÉFÉRENCES

- [1] Bourdouxhe M., Habraken A.-M., Pascon F., Mathematical modelisation of beam blank casting in order to optimise the mould taper, in: 3rd European Conference on Continuous Casting, October 20–23, 1998.
- [2] Cescotto S., Habraken A.-M., Radu J.-P., Charlier R., Some recent developments in computer simulation of metal forming process, in: Proceedings of the 9th International Conference on Computer Methods in Mechanics, Vol. 4, Krakow, Poland, 1989.
- [3] Grisard L., Modélisation bidimensionnelle de la mise à forme des tôles par la méthode des éléments finis, Thèse, Université de Liège, 1993.
- [4] Gavrus A., Massoni E., Finite element simulation of viscoplastic behaviour, Metal Forming Center, Sophia Antipolis, 1995.
- [5] Habraken A.-M., Charles J.-F., Wegria J., Cescotto S., Dynamic recrystallisation during zinc rolling, *Int. J. Forming Processes* 1 (1) (March 1998) 53–73.
- [6] Habraken A.-M., Radu J.-P., Charlier R., Numerical approach of contact with friction between two bodies in large deformations, in: Contact Mechanics International Symposium, Lausanne, October 1992.
- [7] Cescotto S., Charlier R., Frictional contact finite element based on mixed variational principle, *Int. J. for Numerical Methods in Engineering* 36 (1993) 1681–1701.