

Vpliv procesnih parametrov na polkontinuirno ulivanje

The Influence of Process Parameters on the Continuous Casting

J. Mencinger¹, B. Šarler, Fakulteta za strojništvo, Ljubljana

Prejem rokopisa - received: 1995-10-04; sprejem za objavo - accepted for publication: 1996-01-22

Prenos toplote in snovi pri polkontinuirnem ulivanju opazujemo z numerično simulacijo, ki temelji na modelu kontinuumske mešanice. Model vsebuje ohranitvene enačbe za maso, gibalno količino in energijo. Računski postopek je zasnovan na metodi kontrolnih volumnov. Obravnavamo ulivanje ingotov z okroglim profilom, kjer predpostavimo osno simetrijo. V predstavljenem delu preučujemo vpliv hitrosti ulivanja in začetnega hitrostnega profila v kokili na temperaturno in hitrostno polje ingota iz čistega aluminija.

Ključne besede: kontinuirno ulivanje, model kontinuumske mešanice, numerične metode

Heat and mass transfer in the continuous casting is observed with the numerical simulation based on the continuum mixture model. This model contains the conservation equations for mass, momentum and energy. The control volume based method is used for the calculation. Only round ingots are considered thus axial symmetry is assumed. The influence of the casting speed and the initial velocity profile on the temperature and the velocity field in the ingot of pure aluminium are studied.

Key words: continuous casting, continuum mixture model, numerical methods

1 Uvod

Polkontinuirno ulivanje je industrijski postopek, pri katerem talino ulivamo v kokilo brez dna (slika 1). V slednji se talina toliko ohladi, da iz nje 'izteka' s predpisano obliko. Postopek ulivanja določajo naslednji poglavitni procesni parametri: hitrost in temperatura ulivanja, pretok in temperatura hladilne vode, nivo taline v kokili, porazdelitev toka taline pri vstopu v kokilo itd. S spreminjanjem omenjenih parametrov v modelu procesa lahko opazujemo njihov vpliv na postopek ter tako določimo njihove tehnološko dopustne in morda tudi optimalne vrednosti, pri katerih je kvaliteta produkta najboljša. Težavnost fizikalnih meritev in visoki stroški spreminjanja parametrov ulivanja so razlog za izdelavo numerične simulacije postopka, ki omogoča preučevanje procesa z računalnikom.

2 Model kontinuumske mešanice

Za obravnavo procesa uporabimo model kontinuumske mešanice^{1,2}, kjer definiramo volumska deleža kapljevinske (g_l) in trdne faze (g_s), tako da v vsaki prostorski točki velja:

$$g_s + g_l = 1 \text{ in } g_l = \begin{cases} 0 & \text{v trdni fazi} \\ 1 & \text{v kapljevinski fazi} \end{cases}$$

Analogno volumskim definiramo tudi masna fazna deleža (f_l in f_s):

$$f_l = g_l \frac{\rho_l}{\rho} \text{ in } f_s = g_s \frac{\rho_s}{\rho}, \quad (1)$$

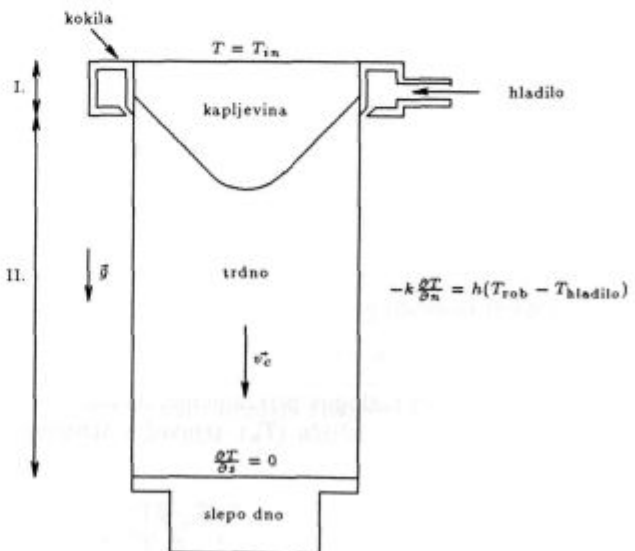
kjer z ρ označimo gostoto mešanice:

$$\rho = g_s \rho_s + g_l \rho_l.$$

Seštevanje ohranitvenih enačb za posamezno fazo privede do ohranitvenih enačb kontinuumske mešanice. Kontinuitetno enačbo tako zapišemo:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad (2)$$

kjer je hitrost mešanice (\vec{v}) definirana:



Slika 1: Shematski prikaz polkontinuirnega ulivanja. I.- območje primarnega hlajenja, II.- območje sekundarnega hlajenja
Figure 1: A schematic explanation of the continuous casting

¹ Jure MENCINGER, dipl.inž.fiz.
Fakulteta za strojništvo
Laboratorij za dinamiko fluidov in termodinamiko
1000 Ljubljana, Aškerčeva 6

$$\vec{v} = f_s \vec{v}_s + f_l \vec{v}_l$$

Hitrostno polje opisuje ohranitvena enačba za gibalno količino:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + (\vec{v} \cdot \nabla)(\rho \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\eta \frac{\rho}{\rho_l} \nabla \vec{v}) + \rho \vec{g} - \frac{\eta \rho}{K \rho_l} (\vec{v} - \vec{v}_s), \quad (3)$$

kjer p označuje tlačno polje, η pa viskoznost. V enačbi (3) predstavlja zadnji (Darcy-jev) člen viskozni upor pri pretakanju tekočine skozi porozno snov. Z njim modeliramo medfazno področje, v katerem trdna faza predstavlja porozno matriko. Permeabilnost K modeliramo z relacijo (Carman-Kozeny):

$$K = K_0 \frac{g_l^3}{1 - g_l^2}$$

V primeru, ko mešanica vsebuje samo kapljevinsko fazo ($g_l = 1$), velja $K \rightarrow \infty$; enačba (3) postane tako običajna Navier-Stokesova.

Za izračun temperaturnega polja (T) v ingotu uporabimo enačbo, ki opisuje transport entalpije (h):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho h) + (\vec{v} \cdot \nabla)(\rho h) = \nabla \cdot (k \nabla T) - \nabla \cdot [\rho (h_l - h)(\vec{v} - \vec{v}_s)], \quad (4)$$

pri čemer je entalpija mešanice definirana:

$$h = f_s h_s + f_l h_l, \quad h_l = \int_0^T c_l dT + L, \quad h_s = \int_0^T c_s dT, \quad (4)$$

kjer L označuje specifično talilno toploto. Koeficient toplotne prevodnosti k je definiran:

$$k = g_s k_s + g_l k_l$$

3 Poenostavitve

Privzamemo, da sta gostoti kapljevinske in trdne faze enaki ($\rho_l = \rho_s = \rho$). Iz tega sledi tudi, da je volumski delež enak masnemu ($f_l = g_l$ in $f_s = g_s$). Temperaturno odvisnost gostote upoštevamo le v vzgonskem členu enačbe (3); uporabimo ti. Boussinesqov približek. Koeficient toplotne prevodnosti in viskoznost obravnavamo temperaturno neodvisno.

V najbolj enostavnem približku, ko vzamemo specifični toploti konstantni in enaki ($c_l = c_s = c$), velja:

$$h = cT + f_l L \quad (5)$$

Zaradi računskih razlogov privzamemo, da fazni prehod ni pri temperaturi tališča (T_m), temveč v temperaturnem intervalu širine $2\delta T$:

$$f_l(T) = \begin{cases} 0, & T < T_m - \delta T \\ \frac{1}{2}[T - (T_m - \delta T)]/\delta T, & T_m - \delta T < T < T_m + \delta T \\ 1, & T > T_m + \delta T \end{cases} \quad (6)$$

Primerno velikost δT določimo s poskušanjem.

4 Robni pogoji

Temperaturi gornjega roba ingota in ulivanja sta enaki. Na spodnjem robu privzamemo, da je normalni odvod temperature na robu enak 0 (Neuman-nov r.p.: $\frac{\partial T}{\partial n} = 0$). Predpostavimo namreč, da je na veliki oddaljenosti od kokile ingot že skoraj ohlajen na temperaturo okolice in da so temperaturni gradienti zelo majhni v primerjavi s tistimi v okolici kokile.

Stranski rob razdelimo na dve področji. Prvo je področje primarnega hlajenja oziroma področje stika med ingotom in kokilo. Tu zapišemo robne pogoje v Robinovi obliki:

$$-k \frac{\partial T}{\partial n} = H(T_{\text{rob}} - T_{\text{hladilo}})$$

Zaradi krčenja ohlajene taline se med kokilo in ingotom pojavi zračna špranja. Posledica tega je znatno zmanjšanje koeficienta toplotne prestopnosti, kar poskusimo opisati z enačbo:

$$H = H_v^l H_n^{1-f_l}$$

kjer sta vrednosti H_n in H_v (za obravnavani primer) zapisani v literaturi³. Drugo je področje sekundarnega hlajenja. Tu gre za oblivanje ingota s hladilom (vodo). Zaradi še vedno visoke temperature ingota pride na njegovi površini do mehurnega vrenja hladila. Ko temperatura površine ingota (T_{rob}) pade pod temperaturo vrelišča hladila (T_v), slednje odvaja toploto predvsem s konvekcijo. Gostoto toplotnega toka (j) na stranskem robu ingota, ki ga obliva hladilo, opisuje empirična relacija⁴:

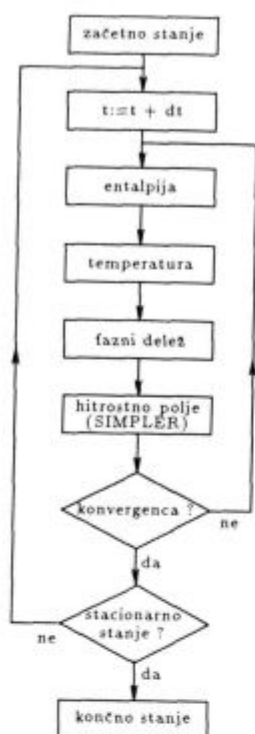
$$j[\text{W/m}^2] = (-1.67 \times 10^5 + 704T) \frac{Q^{\frac{1}{3}}}{\pi D} + 20.8 \max((T_{\text{rob}} - T_v)^3, 0),$$

kjer $Q(\text{m}^3/\text{s})$ označuje volumski pretok hladila, $\bar{T}(\text{K})$ povprečno temperaturo roba ingota in hladila ($\bar{T} = 1/2(T_{\text{rob}} + T_{\text{hladilo}})$) in $D(\text{m})$ presek ingota.

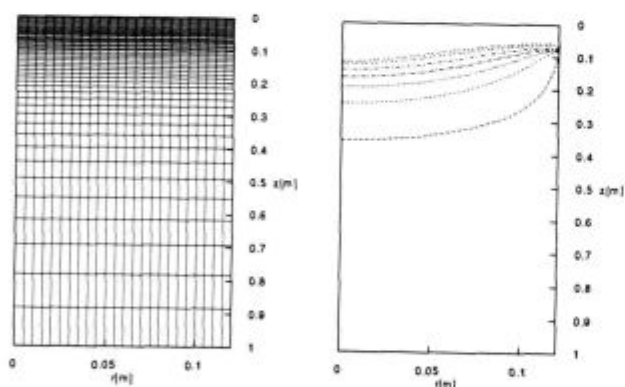
5 Računska shema

Model kontinuumske mešanice je primeren za računsko shemo, ker ni potrebno zasledovati položaja medfaznega roba. To omogoča uporabo fiksne računske mreže. Osnova simetrija prevede račun iz treh dimenzij v dve. Ingot razdelimo na pravokotne kontrolne volumne. Uporabimo neenakomerno, v gornjem delu zgoščeno računsko mrežo (slika 3, levo). Pričakujemo, da bodo gradienti polj, ki jih računamo, v gornjem delu ingota občutno večji kot v spodnjem.

Diskretizirane diferencialne enačbe zaradi njihove nelinearnosti rešujemo iteracijsko. Enačbe hitrostnega polja rešujemo s standardno računsko shemo SIMPLER⁵. Diagram poteka izračuna je viden na sliki 2. Računanje ustavimo, ko je relativna sprememba izračunanih polj v časovnem koraku zadosti majhna (v



Slika 2: Diagram poteka računskega postopka
Figure 2: Flow chart of the calculation procedure



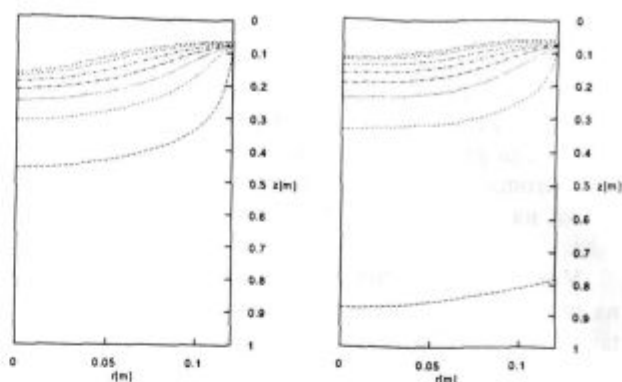
Slika 3: Levo: Računska mreža 24 x 46 elementov. Desno: Temperaturno polje v ingotu pri osnovnih parametrih ulivanja. Izoterme 400(100)900 K, 933 K. Najvišja izoterma prikazuje medfazni rob

Figure 3: Left: Grid with 24 x 46 nodes used for the calculation. Right: Temperature field in ingot for the reference values of parameters. Isotherms at 400(100)900 K, 933 K. The highest isotherm shows the boundary between phases

našem primeru manjša od 10^{-5}). Privzamemo, da smo tedaj izračunali stacionarno stanje.

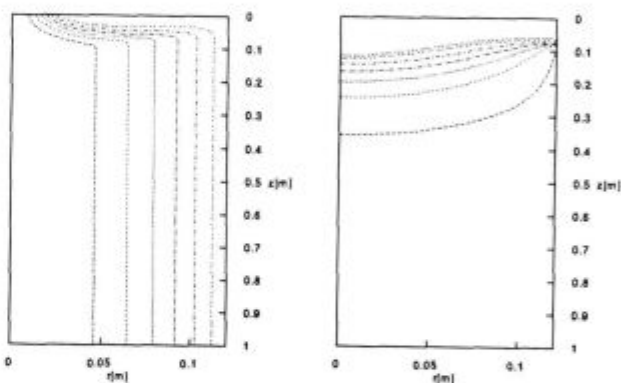
6 Rezultati

V prikazanih izračunih opazujemo vpliv spreminjanja hitrosti ulivanja in pretoka hladilne tekočine na ulivanje aluminija (snovne lastnosti: $\rho = 2,7 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$, $c = 9 \times 10^2 \text{ J/kgK}$, $L = 3,99 \times 10^5 \text{ J/kg}$, $T_m = 933 \text{ K}$).



Slika 4: Levo: Temperaturno polje v ingotu pri 1,5-kratni osnovni hitrosti ulivanja. Izoterme 400(100)900 K, 933 K. Desno: Temperaturno polje pri 2-kratnem osnovnem pretoku hladila. Izoterme: 300(100)900 K, 933 K

Figure 4: Temperature field in ingot for 1,5-times higher casting speed. Isotherms at 400(100)900 K, 933 K. Right: Temperature field for two times larger volume flow-rate of the cooling water. Isotherms at 300(100)900 K, 933 K



Slika 5: Levo: Tokovnice v ingotu pri spremenjeni porazdelitvi toka taline v kokilo. Tokovnice $1,92 \times 10^{-6}$ ($1,92 \times 10^{-6}$), $1,54 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$. Desno: Temperaturno polje. Izoterme 400(100)900 K, 933 K

Figure 5: Left: Streamlines in ingot for different inflow profile. Streamlines at $1,92 \times 10^{-6}$ ($1,92 \times 10^{-6}$), $1,54 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$. Right: Temperature field. Isotherms at 400(100)900 K, 933 K

Uporabljena širina temperaturnega intervala prehoda $2\delta T$ je 2K, konstanta permeabilnosti K_0 pa $2 \times 10^{-11} \text{ m}^2$. Prvi izračun je bil izveden pri izbranih 'osnovnih' parametrih: višina kokile 0,08 m, radij kokile 0,12 m, hitrost ulivanja $2,4 \times 10^{-3} \text{ m/s}$, volumski pretok hladila $5,0 \times 10^{-2} \text{ m}^3/\text{s}$, vstopna temperatura taline 935 K. Talina v tem primeru vstopa v kokilo enakomerno po celotnem preseku. Izračunano temperaturno polje prikazuje slika 3.

Pri povečani hitrosti ulivanja se izoterme po pričakovanju pomaknejo navzdol, skupaj z njimi pa tudi meja med trdno in kapljevinsko fazo (slika 4, levo). V primeru povečanja pretoka hladilne tekočine se že pojavi izoterma pri 300 K, medfazni rob pa se glede na osnovni izračun ne premakne bistveno (slika 4, desno). Vzrok za to je, da v robnih pogojih za območje primarnega hlajenja pretok hladilne tekočine ne nastopa.

Slika 5 prikazuje rezultate izračuna v primeru, ko talina vstopa samo skozi sredinski del kokile s polmerom 0,024 m (masni pretok taline je enak kot pri osnovnem izračunu). Primerjava s **sliko 3** pokaže, da sprememba hitrostnega profila pri vstopu v kokilo pri preizkušeni (razmeroma majhni) hitrosti ulivanja nima opaznega vpliva na temperaturno polje in položaj medfaznega roba.

V prikazanih izračunih konvekcija ni opazno vplivala na razmere v ingotu. Pri povišani vstopni temperaturi taline pa to verjetno ne drži.

7 Sklep

Pravo vrednost prikazanih rezultatov bi lahko ocenili šele po primerjavi z dejanskimi eksperimenti. Poglavitno težavo predstavlja zapis realnih robnih pogojev. Poleg tega bo v prihodnje model potrebno dopolniti tudi z upoštevanjem enačb za ohranitev snovi. Tedaj bo možno opazovati pojav makrosegregacije, ki znatno vpliva na kvaliteto produkta.

8 Zahvala

Avtorja se zahvalujeta MZT in IMPOL, Slovenska Bistrica za podporo v okviru projekta Modeliranje kontinuirnega ulivanja in Modeliranje kontinuirnega ulivanja aluminijevih zlitin.

9 Literatura

- ¹ W. D. Bennon, F. P. Incropera: A continuum model for momentum, heat and species transport in binary solid-liquid phase change systems, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 30, 1987, 2161-2170
- ² W. D. Bennon, F. P. Incropera: Numerical analysis of binary solid-liquid phase change using a continuum model, *Numerical Heat Transfer*, 13, 1988, 227-296
- ³ M. Bouchard, P. Trambly (ed.) : Modelling of DC casting of aluminium alloys, production refining, Pergamon press, New York, 1990, 96-110 ; Katgermann, L., Flood, S. C., Langille, A. H.: Modelling of DC casting of aluminium alloys
- ⁴ D. C. Weckman, P. Niessen: A Numerical Simulation of the D. C. Continuous Casting Process Including Nucleate Boiling Heat Transfer, *Metallurgical Transactions B*, 13B, 1982, 593-602
- ⁵ S. V. Patankar: Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, Hemisphere, New York, 1980