

# Recenzované výzkumné články

**Historie tvorby, vývoje a ověření originálního numerického modelu teplotního pole pro proces plynulého odlévání bram provozovaný ve VÍTKOVICE STEEL a.s.**

**History of Formation, Development and Verification of the Original Numerical Model of Temperature Field for Continuous Slab Casting Process Operated in VITKOVICE STEEL a.s.**

prof. Ing. Josef Štětina, Ph.D.<sup>1</sup>; prof. Ing. František Kavička, CSc.<sup>1</sup>; Ing. Bohumil Sekanina, CSc.<sup>1</sup>; Ing. Miloš Masarik, Ph.D.<sup>2</sup>; doc. Ing. Libor Čamek, Ph.D.<sup>3</sup>; Ing. Tomáš Mauder, Ph.D.<sup>1</sup>; Ing. Lubomír Klimeš, Ph.D.<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Energetický ústav, Technická 2896/2, 616 69 Brno, Česká republika

<sup>2</sup> VÍTKOVICE HEAVY MACHINERY a.s., Ruská 2887/101, Vítkovice, 703 00 Ostrava, Česká republika

<sup>3</sup> Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava, Fakulta metalurgie a materiálového inženýrství, Katedra metalurgie a slévárenství, 17. listopadu 15/2172, 708 33 Ostrava-Poruba, Česká republika

*Předkládaný originální 3D model nestacionárního teplotního pole plynule lité bramy na ZPO je založen na explicitní numerické metodě konečných diferencí. Reší parciální diferenciální rovnici Fourier-Kirchhoffovu. Simulace vývinu skupenských tepel fázových nebo strukturálních přeměn je provedena zavedením termodynamické funkce entalpie. Program je vybaven automatickým generátorem sítě, stejně jako grafickým zpracováním výsledků. Má snadné ovládání, aby bylo možno bez problémů měnit potřebné parametry z klávesnice. Uživatel programu tak může pružně měnit parametry stroje, rozměry předlitku, rozměry elementárního objemu sítě. Dále může z klávesnice volit vstupní termofyzikální parametry a všechny koeficienty přestupu tepla i jejich závislost na teplotě. Model byl vytvořen v úzké součinnosti s náročným experimentálním měřením přímo na provozním ZPO i v laboratoři. Je předložen ve své off-line a on-line verzi.*

**Klíčová slova:** plynule litá brama; teplotní pole; numerická diskretizace; počáteční a okrajové podmínky; termofyzikální vlastnosti; experimentální měření; simulace; numerický model; off-line a on-line verze

*This paper deals with the original 3D transient numerical model of the temperature field for continuous slab casting process based on the explicit finite difference numerical scheme. The phase change phenomenon is included in the calculation by using the enthalpy method. The main program has automatic mesh generator, intuitive control and graphical outputs. The user can set the caster geometry, slab size, thermo-physical parameters, temperature dependent heat transfer coefficients, heat flux in the mold, mold oscillations, and mesh size. The model was created and verified by using long-term laboratory experiments, as well as long-term measurements at the real casting process. The final version of the original numerical model was created as off-line and on-line versions.*

**Key words:** continuously cast slab; temperature field; numerical discretization; initial and boundary conditions; thermo-physical properties; experimental measurement; simulation; numerical model; off-line and on-line version

Radiální zařízení pro plynulé odlévání oceli (ZPO) pro odlévání bram v a.s. VÍTKOVICE STEEL zahájilo provoz v roce 1995. Dodavatelem byla firma MANESMANN. Na VUT FSI v Brně bylo v předstihu téhož roku ukončeno řešení projektu „Termokinetika technologických procesů“ zabývající se algoritmem modelů nestacionárních teplotních polí technologických procesů, především gravitačního i plynulého lití a tepelného zpracování [1]. V r. 1998 – 2000 pracovníci VUT FSI v Brně a VÚHŽ Dobruška a.s. společně řešili projekt GA ČR a současně projekt programu EUREKA

[2, 3]. Realizátorem obou posledně jmenovaných projektů se stal provoz ZPO a.s. VÍTKOVICE STEEL. Realizace byla úspěšná, a proto pokračovala dalšími společnými výzkumnými projekty: v letech 2001 – 2003 projektem GAČR „Komplexní optimalizace technologie plynulého odlévání ocelí včetně ocelí speciálních“ a v letech 2002 – 2005 dalším projektem EUREKA „Creation of Set of Models For Prediction of Technological Parameters and Thermal Processes for Enhancement of TQM System“ [4, 5].

V letech 2003 – 2011 spolupráce obou výzkumných pracovišť s pracovníky provozu ZPO pokračovala v rámci úkolů jeho technického rozvoje. Jedna část se např. zaměřila na úkol „Systém řízení technologie odlévání a kvality bramy na ZPO II“. Posledním výzkumným úkolem byla „Optimalizace podmínek chlazení horního povrchu bramy“, který vyústil ve výměnu vodovzdušných trysek na horním povrchu předlitku a optimalizaci chladicích křivek. VÍTKOVICE STEEL a.s., později pod názvem EVRAZ VÍTKOVICE STEEL a.s. se tak stala zatím prvním a jediným hutním provozem v České republice a Slovenské republice, jehož ZPO bylo nejen trvale sledováno dynamickým teplotním modelem, ale též teplotním modelem řízeno [6 – 8]. Článek shrnuje tvorbu modelu včetně jeho ověření. Po dvaceti letech však byla výroba na tomto ZPO v roce 2015 ukončena.

## 1. Originální teplotní model bramy na radiálním ZPO

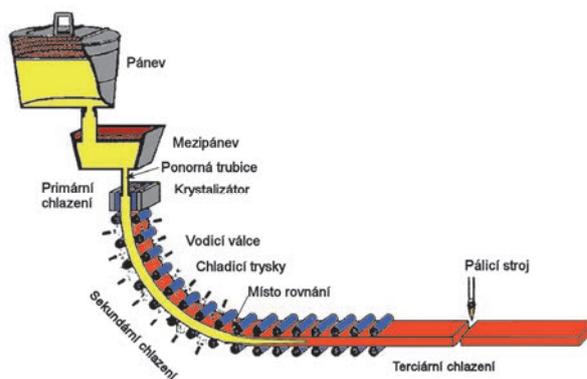
Předkládaný 3D model nestacionárního teplotního pole předlitku pro bramové ZPO (obr. 1) byl nejprve sestaven ve verzi off-line [9 – 11] a posléze ve verzi on-line, aby mohl pracovat v reálném čase [12, 13]. Díky univerzálnosti kódu je možné jeho nasazení, po úpravě a odladění, na libovolné bramové ZPO. Numerický model řeší teplotní pole celého předlitku (od menisku hladiny taveniny v krystalizátoru až po pálicí stroj) na 3D síti s počtem uzlů přesahujících  $2,5 \cdot 10^6$ . Tuhnutí a chladnutí předlitku při jeho průchodu celým ZPO je komplexní problém 3D nestacionárního přenosu tepla a hmoty. Předpokládáme, že ze všech druhů přenosu tepla v pohybujícím se předlitku je rozhodující vedení, popsané Fourier-Kirchoffovou parciální diferenciální rovnicí (1) druhého řádu, obsahující člen vnitřního zdroje tepla (vývin skupenských tepel fázové přeměny, resp. strukturních přeměn) a členy popisující tepelný tok z taveniny proudící rychlostí  $w$ :

$$\rho \cdot c \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \rho \cdot c \left( w_x \frac{\partial T}{\partial x} + w_y \frac{\partial T}{\partial y} + w_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{Q}_{source} \quad (1)$$

kde je  $\rho$  ( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ) hustota,  $c$  ( $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ) měrná tepelná kapacita,  $T$  (K) teplota,  $\tau$  (s) čas,  $k$  ( $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ ) tepelná vodivost,  $x, y, z$  (m) kartézské souřadnice,  $w$  ( $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$ ) rychlost lití oceli,  $\dot{Q}_{source}$  ( $\text{W} \cdot \text{m}^{-3}$ ) objemový tepelný tok z vnitřního zdroje (skupenská tepla fázových a strukturních přeměn).

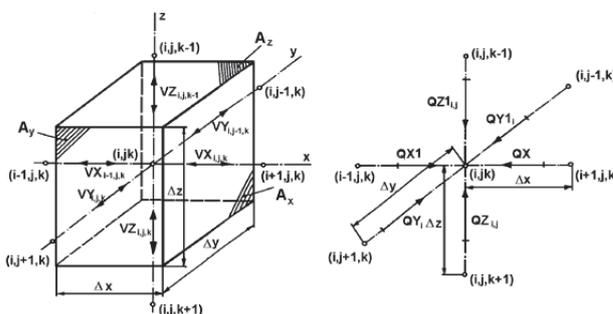
K řešení rov. (1) se použije explicitní numerická metoda konečných diferencí.

Obr. 2 znázorňuje tepelnou bilanci elementárního objemu, reprezentujícího obecný uzel sítě ( $i, j, k$ ).



Obr. 1 Bramové ZPO a základní pojmy

Fig. 1 Slab caster and basic terms



Obr. 2 Schéma tepelné bilance obecného uzlu výpočtové sítě

Fig. 2 Thermal balance diagram of the general nodal point of the network

Vektory  $VX, VY$  a  $VZ$  ( $\text{W} \cdot \text{K}^{-1}$ ) v obr. 2 vyjadřují tepelný tok ve směru hlavních os při rozdílu teploty mezi dvěma sousedními uzly o  $1^\circ\text{K}$ :

$$VX_{i,j,k} = k_i \frac{A_x}{\Delta x} \quad VX_{i-1,j,k} = k_{i-1} \frac{A_x}{\Delta x} \quad (2a)$$

$$VY_{i,j,k} = k_j \frac{A_y}{\Delta y} \quad VY_{i,j-1,k} = k_{j-1} \frac{A_y}{\Delta y} \quad (2b)$$

$$VZ_{i,j,k} = k_k \frac{A_z}{\Delta z} \quad VZ_{i,j,k-1} = k_{k-1} \frac{A_z}{\Delta z} \quad (2c)$$

kde  $A_x, A_y, A_z$  jsou plochy kolmé na směr hlavních os.

Tepelné toky  $QX, QY$  a  $QZ$  (W), protékající ve směru hlavních os obecným elementárním objemem, lze potom psát ve tvaru:

$$QX = VX_{i,j,k} \left( T_{i+1,j,k}^{(\tau)} - T_{i,j,k}^{(\tau)} \right) \quad (3a)$$

$$QX1 = VX_{i-1,j,k} \left( T_{i-1,j,k}^{(\tau)} - T_{i,j,k}^{(\tau)} \right)$$

$$QY_i = VY_{i,j,k} \left( T_{i,j+1,k}^{(\tau)} - T_{i,j,k}^{(\tau)} \right) \quad (3b)$$

$$QY1_i = VY_{i,j-1,k} \left( T_{i,j-1,k}^{(\tau)} - T_{i,j,k}^{(\tau)} \right)$$

$$QZ_{i,j} = VZ_{i,j,k} \left( T_{i,j,k+1}^{(\tau)} - T_{i,j,k}^{(\tau)} \right) \quad (3c)$$

$$QZ1_{i,j} = VZ_{i,j,k-1} \left( T_{i,j,k-1}^{(\tau)} - T_{i,j,k}^{(\tau)} \right)$$

Tepelnou bilanci elementárního uzlu o rozměrech  $\Delta x, \Delta y, \Delta z$  pak popisuje rovnice (4)

$$(QZ1_{i,j} + QZ_{i,j} + QY1_i + QY_i + QX1 + QX) = \frac{\Delta x \cdot \Delta y \cdot \Delta z \cdot \rho \cdot c}{\Delta \tau} (T_{i,j,k}^{(\tau+\Delta\tau)} - T_{i,j,k}^{(\tau)}) \quad (4)$$

ve které pravá strana vyjadřuje tepelnou akumulaci (propad) tepla v uzlu  $i, j, k$  za časový krok  $\Delta\tau$ . Neznámá teplota obecného uzlu výpočtové sítě krystalizátoru v následujícím časovém okamžiku ( $\tau+\Delta\tau$ ) je proto dána explicitní formulí:

$$T_{i,j,k}^{(\tau+\Delta\tau)} = T_{i,j,k}^{(\tau)} + (QZ1_{i,j} + QZ_{i,j} + QY1_i + QY_i + QX1 + QX) \frac{\Delta\tau}{c \cdot \rho \cdot \Delta x \cdot \Delta y \cdot \Delta z} \quad (5)$$

Teplotní pole předlitku procházejícího radiálním ZPO s velkým poloměrem oblouku lze ve zjednodušení popsat Fourier-Kirchhoffovou rovnicí, ve které se uvažuje pouze složka vektoru rychlosti  $w_z$  ve směru pohybu předlitku jednotlivými zónami ZPO. Rovnice (3) se redukuje na zápis:

$$\rho \cdot c \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \rho \cdot c \cdot w_z \frac{\partial T}{\partial z} + Q_{source} \quad (6)$$

Rovnice (6) musí popsat teplotní pole předlitku ve všech třech jeho stádiích: nad teplotou likvidu (tavenina), v intervalu teplot likvidu a solidu (tzv. mushy zone) i pod teplotou solidu (pevná fáze). Do rovnice je proto vhodné zavést termodynamickou funkci měrné objemové entalpie  $H_v = c \cdot \rho \cdot T$  ( $J \cdot m^{-3}$ ) závislé na teplotě, a realizovat tak numerickou simulaci skupenských tepel fázových a strukturních přeměn. Ty jsou v entalpii zahrnuty, jak schematicky dokládá obr. 3.

Tepelná vodivost  $k$ , měrná tepelná kapacita  $c$  i hustota  $\rho$  jsou termofyzikální vlastnosti, které jsou rovněž funkcí teploty. Rovnice (6) se tak transformuje na tvar:

$$\frac{\partial H_v}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + w_z \frac{\partial H_v}{\partial z} \quad (7)$$

Teplotná bilance elementárního uzlu je nyní dána rovnicí (8):

$$(QZ1_{i,j} + QZ_{i,j} + QY1_i + QY_i + QX1 + QX) = \frac{\Delta x \cdot \Delta y \cdot \Delta z}{\Delta \tau} (H_{v,i,j,k}^{(\tau+\Delta\tau)} - H_{v,i,j,k}^{(\tau)}) \quad (8)$$

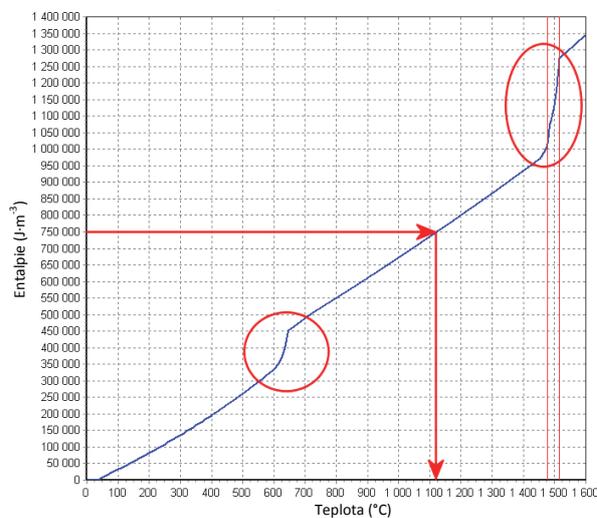
ve které ovšem tepelný tok  $QZ_{i,j}$  musí nyní také zahrnout entalpii přitekajícího sekundového objemu taveniny  $A_z w_z H_{v,i,j,k}^{(\tau)}$

$$QZ1_{i,j} = VZ_{i,j,k} (T_{i,j,k+1}^{(t)} - T_{i,j,k}^{(t)}) - A_z w_z H_{v,i,j,k}^{(\tau)} \quad (9)$$

Neznámá entalpie obecného uzlu předlitku v následujícím časovém okamžiku ( $\tau+\Delta\tau$ ) je dána explicitní formulí analogickou rovnicí (5):

$$H_{v,i,j,k}^{(\tau+\Delta\tau)} = H_{v,i,j,k}^{(\tau)} + (QZ1_{i,j} + QZ_{i,j} + QY1_i + QY_i + QX1 + QX) \frac{\Delta\tau}{\Delta x \cdot \Delta y \cdot \Delta z} \quad (10)$$

Jak je z rovnice (10) patrné, v každém časovém kroku je vypočtena nová hodnota entalpie. Pro výpočty členů odpovídajících tepelným tokům je třeba znát i hodnoty teplot z předcházejícího časového kroku. Proto je nutno pro každý kontrolní objem a pro každý časový krok hodnotu entalpie převést na teplotu. Je tedy třeba znát funkční závislost objemové entalpie na teplotě (obr. 3). Toto je časově nejnáročnější operaci výpočtu. Proto pro vyhledávání byly vyvinuty velmi rychlé algoritmy, jejichž implementace umožnila již v roce 2003 simulovat teplotní pole předlitku v reálném čase, a to i na počítačích kategorie PC.



Obr. 3 Funkce entalpie pro ocel s vyznačením fázových a strukturních změn

Fig. 3 Enthalpy function for steel showing the phase and structural changes

Obr. 3 naznačuje, jak teplotní model pro vypočtenou entalpii z rovnice (10) určí neznámou teplotu. Funkce entalpie není známá jako analytická funkce, ale jako sada tabelárních hodnot, takže zpětné určení teploty je numericky náročná úloha. U dynamického modelu je důležité, aby výpočet proběhl rychle. Proto se zvolila metoda, při které jsou hodnoty entalpie interpolačně načteny v intervalu 0,1 °C ještě před zahájením výpočtu, tj. před zahájením lití nové tavby. Určení teploty pro příslušnou entalpii je pak v průběhu výpočtu realizováno moderními metodami vyhledávání [14].

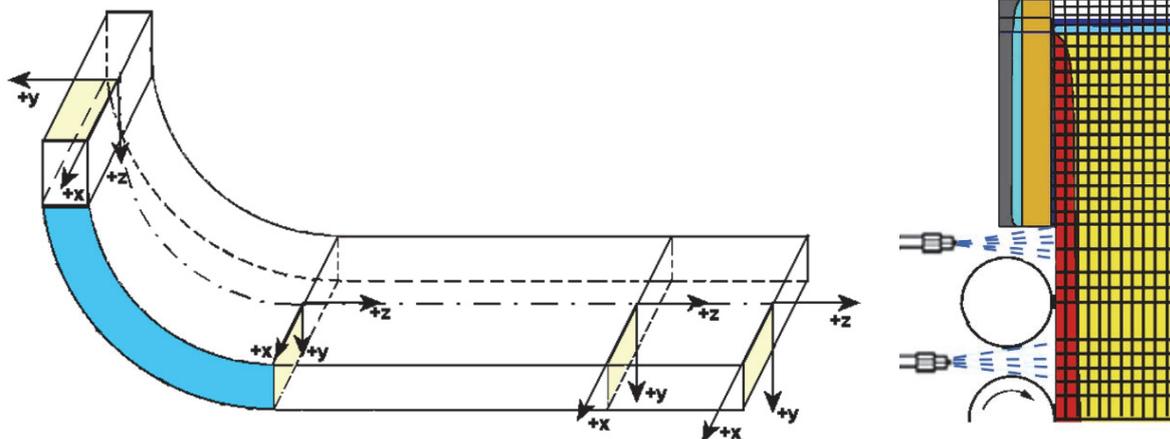
## 2. Prostorová a časová diskretizace, počáteční podmínky

Pro řešení parabolických diferenciálních rovnic (1) se používají různé numerické metody, jako je metoda konečných prvků, metoda konečných objemů, metoda konečných diferencí (síťová metoda), metoda kontrolních objemů, metoda hraničních prvků a tzv.

bezsíťové metody. Vzhledem k tomu, že od začátku vývoje prezentovaného modelu byla snaha co nejefektivněji a důsledně řešit 3D soustavu v reálné geometrii s vědomostí silné nelinearity řešené rovnice, zapříčiněné závislostí termofyzikálních vlastností na teplotě, byla pro řešení zvolena metoda kontrolních objemů. Principem je rozdělení tělesa na tzv. kontrolní objemy, které mohou mít různé velikosti i tvary dle aktuálního požadavku uživatele na hustotu sítě a tím na přesnost řešení. Po rozdělení řešené oblasti na kontrolní objemy se pro každý objem sestaví rovnice tepelné bilance. Právě aplikace základního fyzikálního zákona zachování energie umožňuje průběžné rozšiřování a zpřesňování modelu o další fyzikální jevy.

Na obr. 4 a 5 je předložena volba souřadného systému a schéma výpočtové sítě včetně jejího detailu v oblasti krystalizátoru [15]. Je řešena pouze polovina příčného řezu vzhledem k symetrickému odvodu tepla z bramy obdélníkového profilu podél celé osy  $z$ , od hladiny taveniny v krystalizátoru až po pálicí stroj. Uživatelsky lze však model přestavit na řešení celého příčného řezu, např. v případě nějaké nestandardní situace, která vede na nesymetrické okrajové podmínky. Souřadný systém se volí tak, že jeho počátek leží v polovině šířky bramy na malém rádiu, přičemž směr  $x$  je ve směru šířky, směr  $y$  je ve směru výšky a směr  $z$  je totožný se směrem lití. Výhodou této volby je, že všechny souřadnice jsou kladné, což usnadňuje softwarovou realizaci.

Oblast oblouku (v obr. 5 naznačena modře) může být řešena i v cylindrických souřadnicích podle volby uživatele ( $y$  je rádius a  $z$  je úhel). Výsledky jsou vždy zobrazovány pro celý předlitek a rozvinutý oblouk.



Obr. 4 Schéma výpočtové sítě a definice souřadného systému  
Fig. 4 Scheme of the network and definition of the coordinate system

Obr. 5 Schéma celé oblasti s vyznačením souřadných systémů a detail sítě v oblasti krystalizátoru a nultého segmentu  
Fig. 5 Scheme of the whole area showing the coordinate systems and the detail of the network in the areas of the mold and zero segment

Model teplotního pole se změnou fáze musí vždy řešit nestacionární případ, kdy se termofyzikální vlastnosti oceli i okrajové podmínky mění v čase. Proto je nutno řešit i otázku časové diskretizace. Pro časovou diskretizaci lze použít tyto přístupy: jednoduchý explicitní (Simple Explicit SE), jednoduchý implicitní (Simple Implicit SI), Crank-Nicolsonovo schéma, Hopscotch, Alternating Direction Implicit (ADI), Time-splitting [18, 19]. Všechny tyto metody byly testovány

jak z hlediska stability řešení a jeho přesnosti, tak i z hlediska vhodnosti paralelizace právě pro řešení transformované Fourier-Kirchoffovy rovnice (7). Zatím se stále potvrzuje, že nejvhodnější je nejjednodušší explicitní metoda. Tato metoda je však podmíněně stabilní. Proto je nutné podle aktuálně provedené prostorové diskretizace a podle aktuální licí rychlosti stanovit velikost časového diskretizačního kroku tak, aby řešení nedivergovalo. V modelu je implementována

metoda automatického stanovení počátečního časového kroku s jeho adaptivními změnami v průběhu výpočtu. V softwaru je implementována kontrola vzniku oscilací.

Dalším krokem je stanovení počáteční podmínky pro start výpočtu. Je třeba si uvědomit, že při zahájení lité je nejprve ocelí naplněn krystalizátor. Po ztuhnutí kůry dostatečné tloušťky po celém obvodu profilu licího proudu u dna krystalizátoru je předlitek postupně vytahován pomocí zátky mezi tažné segmenty. Vzhledem k použité explicitní metodě je třeba zahájit výpočet na celé výpočetní síti a nastavit v každém uzlu licí teplotu  $T_{licí}$ , což je teplota oceli v mezipánvi. Tato počáteční podmínka pro všechny výpočtové uzly se kryje s definicí okrajové podmínky 1. druhu na hladině krystalizátoru (viz rovnice 11a). Vypočtené teploty v místě, kam se předlitek ještě neposunul, nejsou zobrazovány a oblast v místě zaváděcí zátky je přepočítávána zvláštním modulem.

### 3. Okrajové podmínky

Okrajové podmínky v různých místech řešené soustavy jsou popsány rovnicemi 11a až 11e [20]. Podmínka 2. druhu reprezentuje nulový tepelný tok v rovině symetrie ( $y,z$ ) bramy (rovnice 11b). Někdy se proto nazývá podmínka adiabatická. Na stěnách krystalizátoru je použita okrajová podmínka 3. druhu, vyjádřená rovnicí (11c), ve které konstanty  $a$ ,  $b$  jsou stanoveny samostatným modelem prostupu tepla mezi licí kůrou (povrchovou skořepinou tuhnoucí oceli) a chladicí vodou protékající krystalizátorem nebo přímo z provozních dat při odlévání, kdy známe průtok vody a rozdíl teplot chladicí vody na vstupu a výstupu z krystalizátoru. Délka krystalizátoru je  $L_K$ .

$$T = T_{licí} \quad (11a)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial n} = 0 \quad (11b)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial n} = a - b \sqrt{\frac{L_K}{w}} \quad (11c)$$

$$-k \frac{\partial T}{\partial n} = [h_{tc} + \sigma_o \varepsilon (T_{povrch}^2 + T_{okolí}^2)] (T_{povrch} - T_{okolí}) \quad (11d)$$

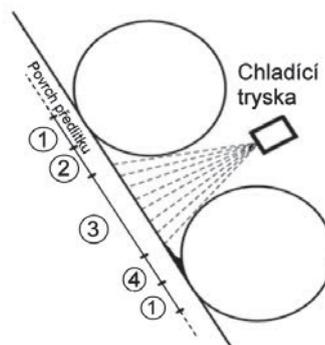
$$-k \frac{\partial T}{\partial n} = 11\,513,7 T_{povrch}^{0,76} \cdot w^{-0,2} \cdot (2\theta)^{-0,16} \quad (11e)$$

$$\varepsilon = \frac{0,85}{1 + e^{(42,68 - 0,02682 T_{povrch})^{0,0115}}} \quad (12)$$

$$h_{tc} = h_{nat} = 0,84 (T_{povrch} - T_{okolí})^{\frac{1}{3}} \quad (13)$$

Pro modelování bramy je stěžejní oblast sekundárního vodního a vodo-vzdušného chlazení (obr. 1). Na obr. 6 je zobrazen detail okrajových podmínek v této oblasti. Číslem 1 je označena oblast kontaktu předlitku s válcem, pro kterou platí okrajová podmínka definovaná rovnicí (11e), ve které  $T_{povrch}$  je teplota povrchu bramy,  $w$  je licí rychlost (rychlost posuvu bramy),  $\theta$  úhel kontaktu přitlačného válce s povrchem. Pravá strana rovnice (11e) [21] vyjadřuje hustotu tepelného

toku přiváděného s povrchu bramy do válce. Jeho hodnota se při dostupnosti provozních dat koriguje na základě úvahy, že tento tepelný tok musí být odveden jednak povrchem válce do okolí a jednak chladicí vodou, která chladí ložiska nebo celé válce. Oblast 3 je část povrchu bramy ochlazovaná chladicí tryskou. Okrajová podmínka pro tuto oblast je popsána rovnicí (11d). Do ní je integrován vliv nucené konvekce charakterizované součinitelem přestupu tepla  $h_{tc}$  a vliv radiace, který závisí na Stefan-Bolzmanově konstantě  $\sigma_o$  a emisivitě  $\varepsilon$  (rovnice 12). Ve vztahu (11d) je  $T_{povrch}$  opět teplota povrchu bramy a  $T_{okolí}$  je teplota okolí, v tomto případě teplota vody tryskající z trysky. Je třeba připomenout, že do tohoto vztahu je třeba dosazovat teploty v (K). Oblast 2 je mezera mezi oblastí 1 a 3, ve které se uvažuje přirozená konvekce a radiace opět popsána rovnicí (11d), tentokrát s hodnotou součinitele přestupu tepla  $h_{tc}$  pro přirozenou koncepci  $h_{nat}$ , definovanou rovnicí (13) [22]. Oblast 4, která se vyskytuje pouze na horním povrchu předlitku (na tzv. malém radiusu), způsobuje, že horní povrch bramy je při stejné intenzitě ostříku jako na spodním povrchu ochlazován více, a to vlivem ulpívání stékající vody. Ta zvyšuje přestup tepla včetně zvýšeného odvodu tepla do válce.



Obr. 6 Okrajové podmínky v oblasti sekundárního chlazení  
Fig. 6 Boundary conditions in the secondary cooling zone

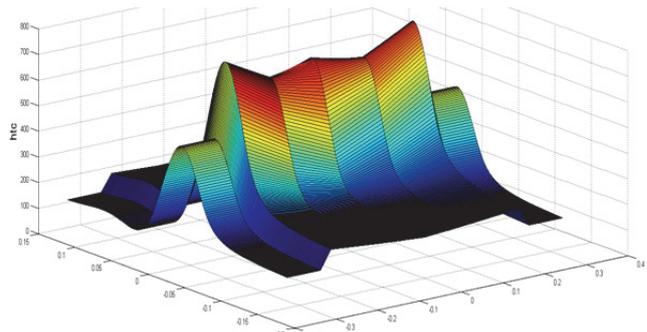
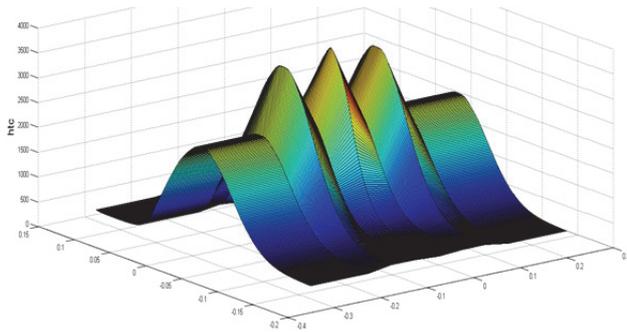
Nejintenzivnější a rozhodující odvod tepla z chladnoucí bramy v oblasti sekundárního chlazení probíhá pod vodními nebo vodovzdušnými tryskami. U vodních trysek je regulovanou veličinou průtok vody tryskou a u vodovzdušných průtok vody a tlak vzduchu. Pro stanovení okrajových podmínek je tedy nutné najít vztah mezi průtokem vody, případně tlakem vzduchu, a součinitelem přestupu tepla v rovnici (11d). V této oblasti je navázána úzká spolupráce s Laboratoří přenosu tepla a proudění VUT FSI v Brně [23], která se dlouhodobě věnuje experimentálnímu stanovení součinitelů přestupu tepla a jejich rozložení pod tryskami. Na obr. 7 jsou zobrazeny naměřené a zpracované průběhy součinitelů přestupu tepla pro dva rozdílné typy vodovzdušných trysek používaných u moderních bramových ZPO.

Součinitel přestupu tepla  $h_{tc,x,z}$  (v místě o souřadnicích  $x,z$ ) je funkcí  $h_{tc,x,z} = f(V_{x,z}, p_{air}, w, T_{povrch,x,z})$ , kde  $V_{x,z}$  je hustota vody dopadající na povrch ( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ),  $p_{air}$  je tlak vzduchu (Pa),  $w$  je licí rychlost ( $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) a  $T_{povrch}$  (K) je teplota povrchu v daném místě. V literatuře je pro tuto

funkci vypracována řada empirických vztahů, jejichž komplexní přehled je uveden v [24]. Z těchto vztahů a z experimentálních měření trysek uložených v databázi modelu byl vytvořen empirický algoritmus, který vyhodnocuje součinitele nucené konvekce pod tryskou. Je třeba zdůraznit, že právě rozložení tohoto součinitele způsobuje výraznou nelinearitu úlohy a komplikuje regulaci sekundárního chlazení. Jednou z příčin silné nelinearity je závislost součinitelů přestupu tepla na teplotě povrchu bramy. Zde je třeba se zmínit o tzv. Leidenfrostově teplotě [24]. Je to povrchová teplota, při které se výrazným způsobem mění charakter přestupu tepla. Souvislá parní vrstva, vytvořená na povrchu

při vysokých teplotách, je rozrušena a součinitel přestupu tepla skokem narůstají. Tomu stavu odpovídají i výrazně intenzivnější poklesy povrchové teploty při průchodu bramy pod chladicí tryskou.

Závěrečnou částí chlazení bramy po jejím výstupu z klece je terciální oblast chlazení, kdy je brama chlazená přirozenou konvekcí a radiací tepla do okolí. Okrajová podmínka je opět popsána rovnicí (11d), do které se dosazuje emisivita, stanovená z rovnice (12), a součinitel tepelné konvekce  $h_{tc}$ , stanovený z rovnice (13). Jako teplota okolí se uvažuje teplota vzduchu v ocelárně [25].



Obr. 7 Naměřené rozložení součinitele přestupu tepla pod vodovzdušnými chladicími tryskami  
Fig. 7 Measured distribution of the heat transfer under water-air cooling nozzles

#### 4. Termofyzikální vlastnosti odlévaných ocelí

Termofyzikální vlastnosti ocelí patří mezi důležité parametry vstupující do numerických modelů, které řeší teplotní pole předlitku. Při aplikaci avizované simulace vývinu latentních tepel fázových a strukturních změn zavedením entalpie vyplývá z Fourier–Kirchhoffovy rovnice (1), že utváření teplotního pole bramy procházející přes ZPO přímo ovlivňují tyto termofyzikální vlastnosti: objemová entalpie, měrná tepelná kapacita, součinitel tepelné vodivosti a hustota (měrná hmotnost) oceli. Pro stanovení teplotní závislosti těchto parametrů ocelí se v prezentované simulaci tuhnutí využívá solidifikační model Interdendritic Solidification Model (IDS). Je to simulační nástroj pro solidifikaci oceli zahrnující fázové změny, který umožňuje stanovit závislost základních termofyzikálních vlastností na teplotě pro danou značku oceli s konkrétním chemickým složením a pro požadované parametry ochlazování. Solidifikační model IDS je tzv. „gray box“, tj. kombinuje empirické nebo semiempirické submodely s fyzikálně koncipovanými (fundamentálními) submodely [26]. Model IDS byl a je dále vyvíjen na Technické univerzitě v Helsinkách. Skládá ze dvou hlavních submodelů pro simulaci interdendritické solidifikace (řeší solidifikaci od teploty likvidu po teplotu 1000 °C, tj. např. po vznik feritu nebo austenitu) a pro simulaci rozpadu austenitu v tuhém stavu – řeší solidifikaci od teploty 1000 °C do teploty 25 °C, tj. po vznik proeutektoidního feritu, cementitu, perlitu, bainitu a martenzitu [22, 24]. Kromě uvedených hodnot termofyzikálních vlastností oceli poskytuje

model IDS také teploty významných událostí, které během solidifikace nastanou. Z pohledu aplikovatelnosti na plynulé odlévání oceli se jedná zejména o teploty solidu a likvidu. Model IDS umožňuje rovněž stanovit rozpustnost vodíku a dusíku v oceli.

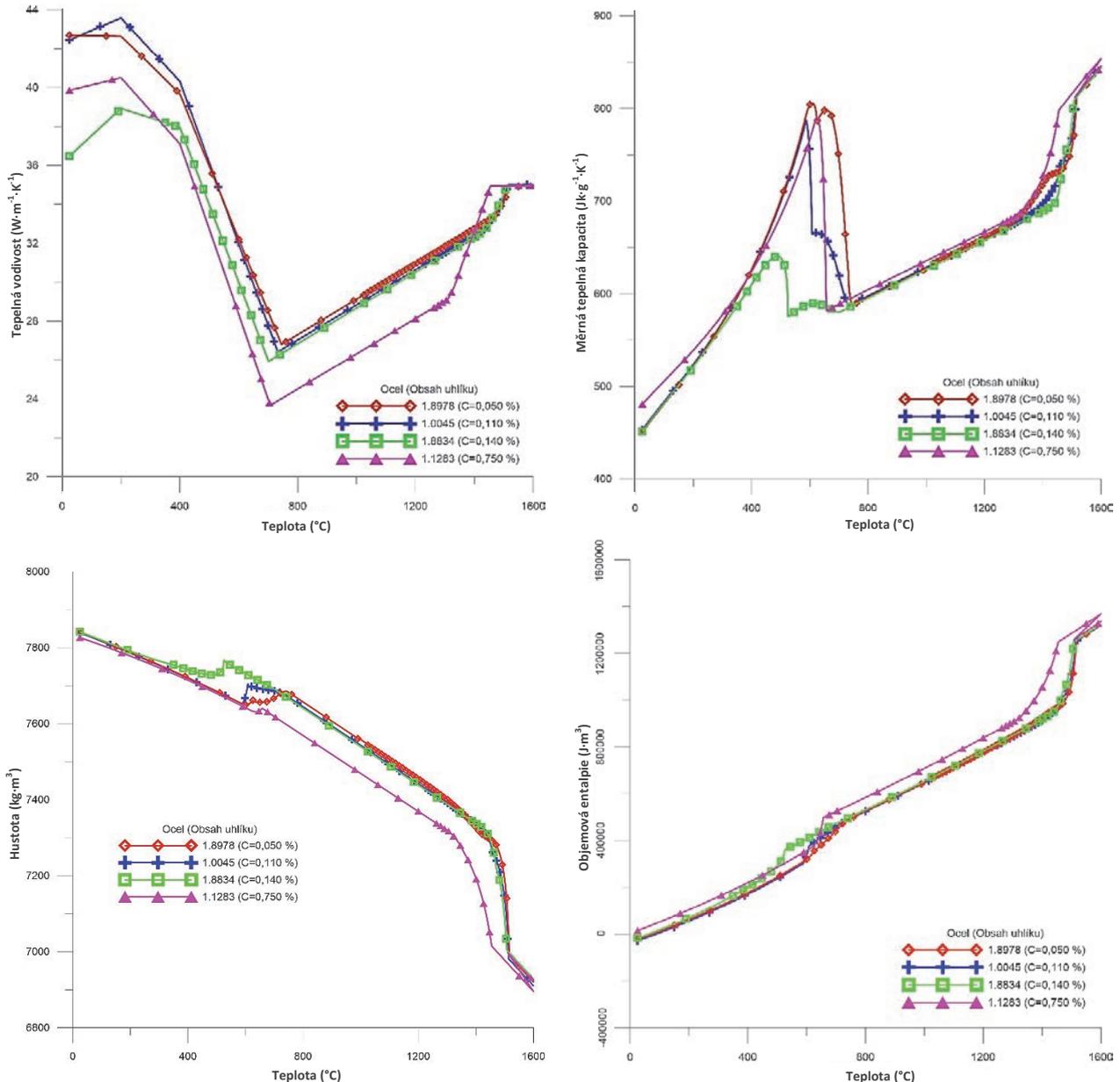
Na základě katalogu ocelí [27] a dlouholetých provozních zkušeností a dat z provozu VÍTKOVICE STEEL a.s. byla sestavena databáze ocelí [15], která obsahuje více než 300 ocelí, pro jejichž typické chemické složení jsou uloženy termofyzikální vlastnosti vypočtené programem IDS. Po zadání skutečného chemického složení jsou tyto parametry pomocí empirických vztahů přepočteny pro mushy zónu a zóny strukturálních přeměn, které jsou zejména ovlivněny odchylkou chemického složení od typických hodnot. V případě, že daná ocel v databázi není obsažena, jsou použity parametry oceli s nejbližším chemickým složením.

Na reálném ZPO se odlévají až sta rozdílných značek ocelí, takže pro všechny značky by bylo obtížné nastavit optimální licí a další technologické parametry, např. požadované povrchové teploty předlitku, doporučený interval metalurgické délky aj. Z tohoto důvodu se oceli třídí do skupin, obvykle podle obsahu uhlíku, pro které se používají stejné podmínky odlévání.

Příklady ocelí začleněných do jedné ze skupin s jejich typickým chemickým složením jsou uvedeny v tab. 1. Na tuto tabulku navazuje obr. 8, který porovnává teplotní závislost základních termofyzikálních vlastností vstupujících do výpočtu modelu tuhnutí. Z obr. 8 je patrná jejich silná nelinearita vůči teplotě, se kterou se musí model při řešení vyrovnat.

Tab. 1 Typické chemické složení ocelí jedné skupiny  
Tab. 1 Typical chemical composition of the steels of one group

Třída	Značka	Sk.	C	Mn	Si	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Ti	Al	Nb	$T_s$	$T_l$
1.0045	S355G8	1	0,011	1,550	0,450	0,075	0,025	0,000	0,000	0,000	0,00	0,000	0,000	0,375	0,020	1443,6	1514,1
1.8978	L555MB	2	0,050	1,600	0,300	0,150	0,010	0,250	0,150	0,250	0,000	0,000	0,015	0,350	0,055	1466,0	1516,2
1.8834	S366ML	3	0,140	1,600	0,500	0,035	0,025	0,000	0,300	0,000	0,200	0,100	0,050	0,020	0,050	1428,8	1507,1
1.1283	C98D2	4	0,980	0,600	0,200	0,020	0,025	0,100	0,100	0,100	0,0200	0,000	0,000	0,010	0,000	1312,5	1454,9



Obr. 8 Závislost termofyzikálních vlastností ocelí jedné skupiny na teplotě  
Fig. 8 Dependence of the thermo-physical properties of the steels of one group on the temperature

Chemické složení oceli významně ovlivňuje náchylnost dané oceli ke vzniku vad, konkrétně k tvorbě trhlin a intenzivních segregáčních jevů v předlitku. Přestože role jednotlivých prvků a hlavně jejich kombinací není vždy zcela jednoznačná, lze v poněkud obecné rovině zmínit základní trendy vlivu některých prvků, zvláště uhlíku, na sklon odlévaných ocelí k vadám.

Podle obsahu uhlíku se oceli v odborné literatuře obvykle rozdělují do čtyř skupin. První skupinu tvoří oceli s obsahem  $C < 0,08 \%$ , druhou oceli s obsahem  $C$  v rozmezí  $0,08$  až  $0,15 \%$ . Oceli z obou skupin nemají větší problémy s vnitřní kvalitou, ale naopak vykazují velmi nerovný a zvlněný povrch předlitku. Oceli s obsahem  $0,10$  až  $0,15 \%$   $C$  mají nejnižší tažnost

ve vysokoteplotní zóně, což znamená, že tyto oceli mají i největší sklon k tvorbě trhlin v předlitku. Některé práce uvádějí, že největší sklon k tvorbě trhlin mají oceli s obsahem 0,17 až 0,24 % C.

Chování ocelí s obsahem C kolem 0,10 % lze vysvětlit peritektickou reakcí a vzájemným vztahem delta a gama transformace. Při tomto obsahu uhlíku dochází k největšímu nelineárnímu smršťování oceli a k časté tvorbě velké vzduchové mezery mezi povrchem bramy a stěnou krystalizátoru. Tepelný tok z bramy do krystalizátoru je minimální. Se snižujícím se obsahem C (pod 0,08 %) teplota transformace delta-gama postupně klesá a maximum smrštění se posouvá do větší vzdálenosti od menisku oceli v krystalizátoru.

Třetí skupinu tvoří oceli s obsahem C v rozmezí 0,15 až 0,50 %, které jsou na ZPO nejlépe odlévatelné. Se stoupajícím obsahem C nad 0,15 % se díky peritektické reakci smršťování oceli zmenšuje, větší část tekuté oceli transformuje přímo na gama fázi, zmenšuje se velikost vzduchové mezery a dochází k tvorbě hladkého povrchu předlitku.

Čtvrtá skupina ocelí, s obsahem C > 0,50 %, je charakteristická tvorbou dlouhé kolumnární zóny, což je obvykle spojeno s větší tvorbou vnitřních, zvláště středových vad. Na druhé straně vykazují předlitky z těchto ocelí velmi rovný a hladký povrch. Mimo tyto základní skupiny se často definují skupiny pro oceli speciální, např. pro oceli vysokopevnostní (HSLA), či pokročilé vysokopevnostní (AHSS).

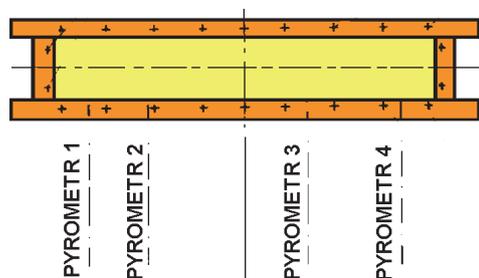
## 5. Ladění modelu a jeho ověření

Vývoj teplotního modelu vyžadoval systematický experimentální výzkum na reálném ZPO ve VÍTKOVICE STEEL a.s. [9 – 12]. Jeho výsledky se využily nejen k upřesňování numerického modelu teplotního pole, ale též k jeho ověření. Trvalé experimentální měření pak zajišťovalo průběžnou korekci reálného procesu na základě jeho numerické analýzy.

Experimentální práce v provozu jsou velice nákladné a komplikované i po stránce organizační, protože nesmí ohrozit ani ovlivnit vlastní výrobu. Proto je potřeba pro vlastní nastavení modelu maximálně využít veličin již měřených v rámci stávajícího řídicího systému ZPO. Obvyklými měřenými veličinami jsou teplota oceli v mezipánvi, průtok vody krystalizátorem a její ohřátí, teploty desek krystalizátoru, povrchová teplota předlitku v místě rovnání.

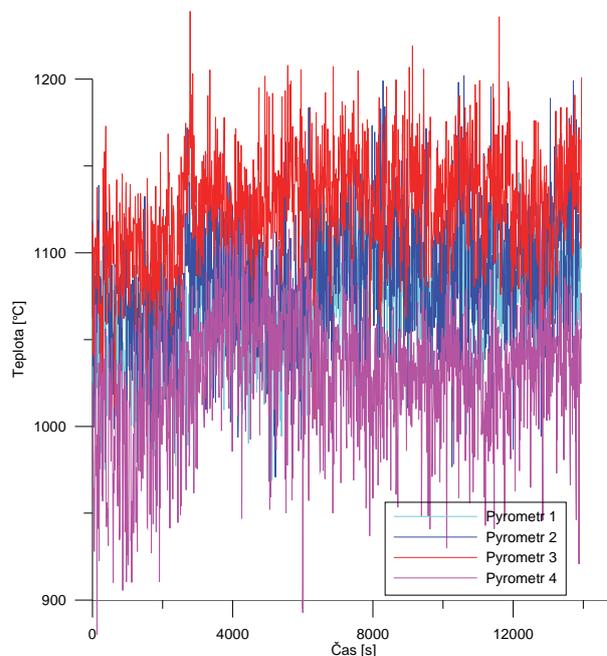
K upřesnění i ověření modelu teplotního pole krystalizátoru bylo vhodné provést experimentální měření teplot ve stěnách krystalizátoru pomocí termočlánků (tzv. protiprůvalový systém) a povrchových teplot bramy těsně pod krystalizátorem, tj. v oblasti patních válečků, pomocí pyrometrů. Umístění termočlánků ve stěnách krystalizátoru a pyrometrů pod krystalizátorem

popisuje (obr. 9). Na obr. 10 je uveden záznam měření povrchových teplot na velkém rádiu bramy v místě patních válečků pomocí pyrometrů. Je patrné, že měřená data je nutno před jejich použitím dále zpracovat a nalézt vhodné způsoby filtrace. Nejsilnější filtraci přináší mediánový rekurzivní filtr, jehož výstup je např. dobře použitelný pro regulaci sekundárního chlazení. Obr. 11 přináší příklad jednoho ze čtyř druhů filtrace teploty naměřené pyrometrem č. 4 blízko rohu bramy (řád filtru je  $r = 10$ ). Ukázalo se, že průběh teplot změřených těsně pod krystalizátorem není podle podélné osy širší stěny bramy (tj. podle osy  $z$  v obr. 5) symetrický. Z toho vyplývá, že ani odvod tepla stěnami krystalizátoru není podle této osy symetrický. Potvrzují to i průběhy teplot zaznamenávané protiprůvalovým systémem, který vzhledem k hustému osazení termočlánků ve dvou vodorovných rovinách ve stěnách krystalizátoru, jak dokládá obr. 9, postihuje nesouměrnost lépe.

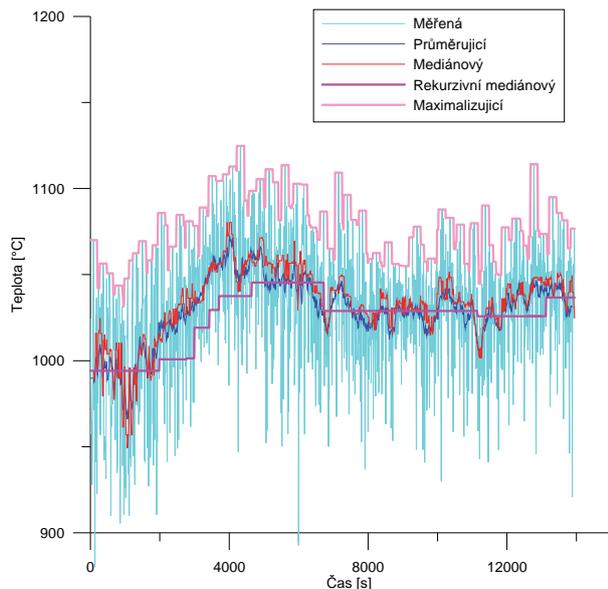


Obr. 9 Rozmístění 44 termočlánků ve stěnách krystalizátoru a čtyř pyrometrů pod krystalizátorem

Fig. 9 Arrangement of the 44 thermocouples in the walls of the mold and of four pyrometers under the mold

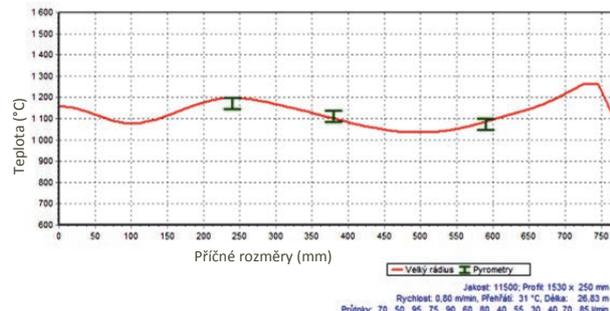


Obr. 10 Záznam měření povrchových teplot v oblasti patních válečků  
Fig. 10 Example of measurement of the surface temperature in the area of the bead rollers



Obr. 11 Příklady filtrace teploty naměřené pyrometrem č. 4 ( $r = 10$ )  
Fig. 11 Examples of filtration of the temperatures measured via pyrometer No. 4 ( $r = 10$ )

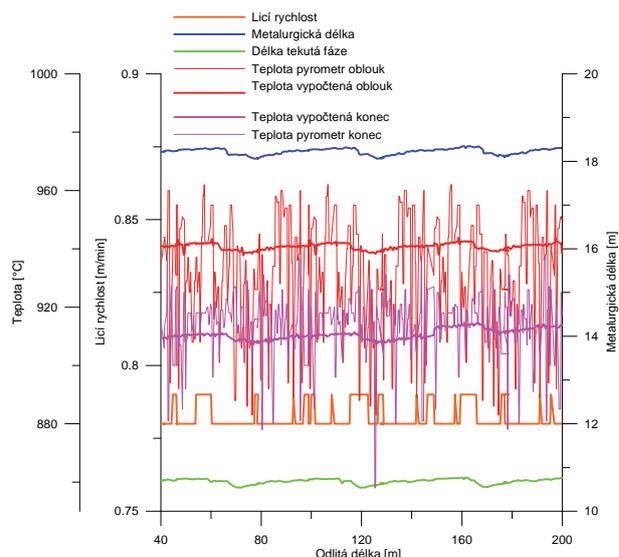
Při nasazení dynamického modelu teplotního pole se jeví výpočet v jedné polovině bramy (obr. 4) jako dostatečný. Příznivé srovnání teplot naměřených třemi pyrometry s vypočtenou křivkou povrchové teploty bramy v čase 4000 s dokládá obr. 12.



Obr. 12 Porovnání průběhu vypočtených teplot s naměřenými v čase 4000 s  
Fig. 12 Comparison of evolution of the calculated temperatures with those measured at the time of 4000 s

Ke komplexnímu ověření modelu teplotního pole bramy po celé její délce a pro nastavení parametrů přirozené konvekce a radiace je možno využít experimentálně změřené povrchové teploty i v místě výběhu bramy z klece v zóně terciárního chlazení. Měření se provádělo pomocí tzv. vpichovaných termočlánků, termovizí nebo termoscanerem. Velice užitečné je provést experimentální určení metalurgické délky, tj. vzdálenosti vrcholu kužele tuhnutí od menisku hladiny taveniny v krystalizátoru. K tomu je nejvhodnější a nejpřesnější tzv. radioizotopická metoda, ale vzhledem k její nákladnosti a komplikovanosti byla v provozním měření použita pouze jednou. Je snaha vyvinout metody jiné, založené např. na studiu primární struktury v řezu bramou.

Na obr. 13 jsou znázorněny průběhy vybraných veličin pro reálnou lící sekvenci oceli značky 21728. V grafu je zobrazena reálná lící rychlost, která se pohybuje mezi 0,78 až 0,79  $\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$ . Z průběhu metalurgické délky ale i dalších výstupních parametrů jsou patrné výměny páneve. Graf je uveden pro porovnání vypočtených a měřených teplot ve dvou místech, tj. těsně před rovnacím obloukem a na konci klece (11. segment), jak bylo uvedeno v předchozím odstavci. Měřená data z pyrometrů nejsou v grafu nijak filtrována, tzn. jsou to data z první úrovně řízení s frekvencí 10 s. Z grafu je opět patrná vyhovující shoda měřených a vypočtených povrchových teplot.



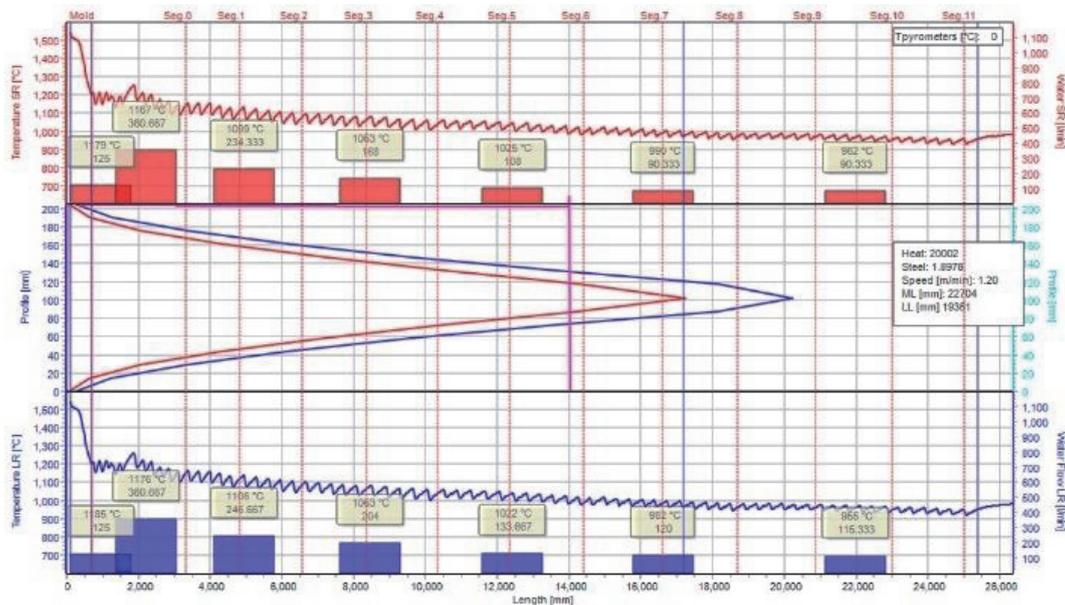
Obr. 13 Ukázka dat z dynamického modelu reálné tavby  
Fig. 13 Illustration of data from the dynamic model of the real casting

## 6. Způsoby zobrazení vypočteného teplotního pole předlitky

Autoři článku získali úplnou představu o tom, jaké výsledky řešení teplotního pole poskytuje dynamický model a v jaké podobě je uživatelé očekávají. Nejvíce zkušenosti získali právě při spolupráci s ocelárnou VÍTKOVICE STEEL a.s. Základem je grafické zobrazení teplotního pole v reálném čase, které do jednoho obrázku integruje co nejvíce informací. Příklady grafů uživatelského rozhraní jsou na obr. 14. Pro přehlednost jsou grafy zobrazovány s rozvinutým obloukem radiálního zakřivení. První graf na obr. 14a zobrazuje v horní červené části průběh teploty na horním povrchu bramy (malý rádius) spolu s průtoky vody jednotlivými chladicími zónami na tomto povrchu působícími. Ve střední části je průběh izolikvidy (červeně) a izosolidy (modře) v rovině podélného osového řezu bramou. Jedná se vlastně o zobrazení jednoho z nejdůležitějších parametrů získaného teplotním modelem, tj. metalurgické délky, která je definována jako délka kužele tuhnutí od hladiny oceli v krystalizátoru po vrchol kužele tuhnutí (bod konce tuhnutí celé bramy). Průběh

izolikvidy a izosolidy navíc dává představu o tvaru a šířce tzv. mushy zóny. Rozsah tohoto pásma úzce

souvisí se vznikající krystalickou strukturou a případnými vnitřními vadami bramy.



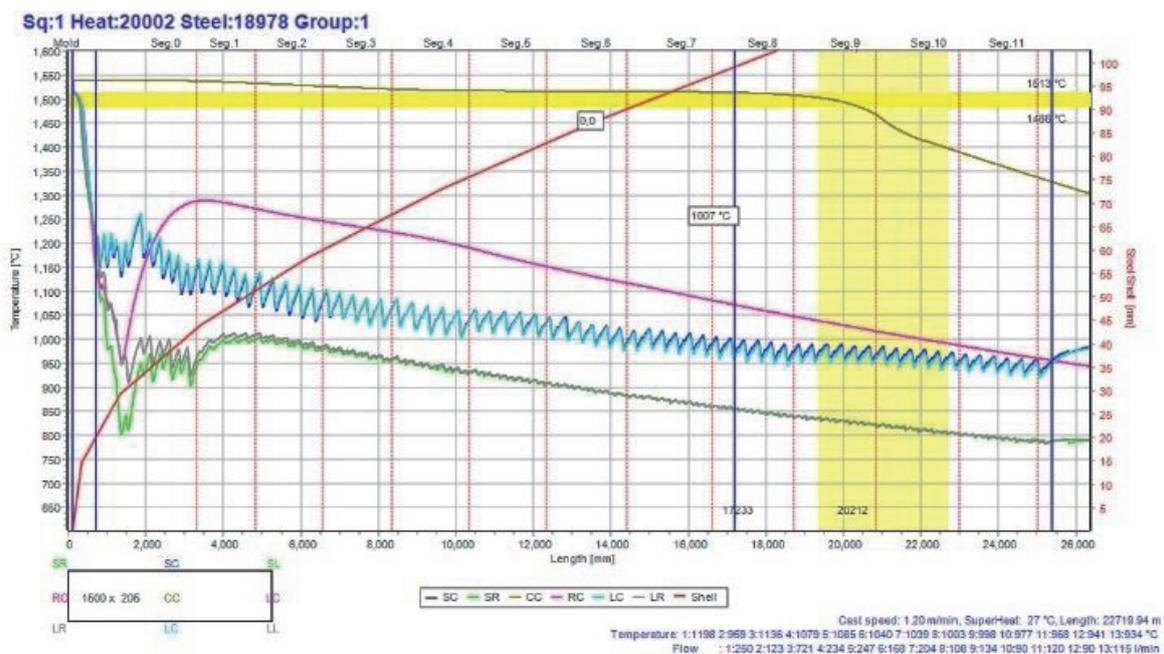
Obr. 14a Průběh teploty na horním (červeně) a na dolním (modře) povrchu bramy a průběh izolikvidy (červeně) a izosolidy (modře) v rovině podélného osového řezu bramou

Fig. 14a Evolution of the temperature on the upper (red) and on the lower (blue) surface of the slab and the course of isotherms (red) and isosolidus (blue) in the longitudinal axial section of the slab

Ve spodní modré části obr. 14a je znázorněn průběh teploty na dolním povrchu bramy (velký rádius) spolu s průtoky vody jednotlivými chladicími zónami na tomto povrchu působícími.

Obr. 14b ukazuje jedno z nejnázornějších zobrazení

vypočteného teplotního pole. Každá křivka zde zaznamenává historii teploty kteréhokoli uživatelem zvoleného bodu příčného řezu při jeho průchodu celým ZPO. Zde jsou zvoleny body typické. Souřadnice 0 je horní hrana krystalizátoru, souřadnice 26 m je poloha pálicího stroje.



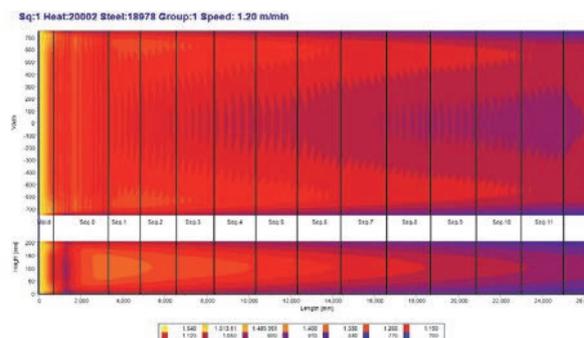
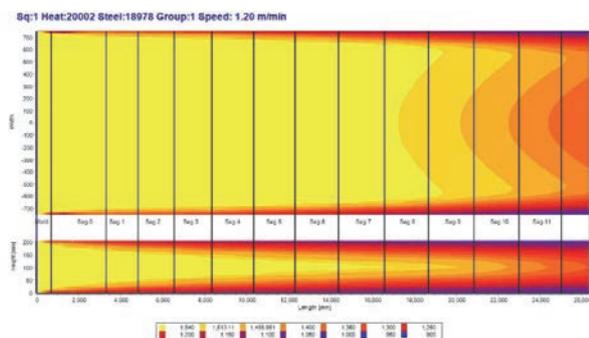
Obr. 14b Teplotní historie zvolených bodů příčného řezu bramou při jeho průchodu ZPO

Fig. 14b Temperature history of the selected points of the cross section of the slab during its passage through the caster

Červená křivka, která vychází z počátku souřadné soustavy a má měřítko v grafu zcela vpravo, znázorňuje nárůst ztuhlé kůry v mm. Šířka vodorovného žlutého pruhu znázorňuje pro danou třídu oceli teplotní interval tuhnutí (zde 1517 až 1528 °C). Šířka svislého žlutého pásma vyznačuje vzdálenost mezi izolikvidou a izosolidou (šířka mushy zóny) v jejích maximálních hodnotách. Červené čárkované svislice jsou hranice mezi jednotlivými chladicími zónami, modré svislé čáry představují hladinu oceli v krystalizátoru, spodní hranu

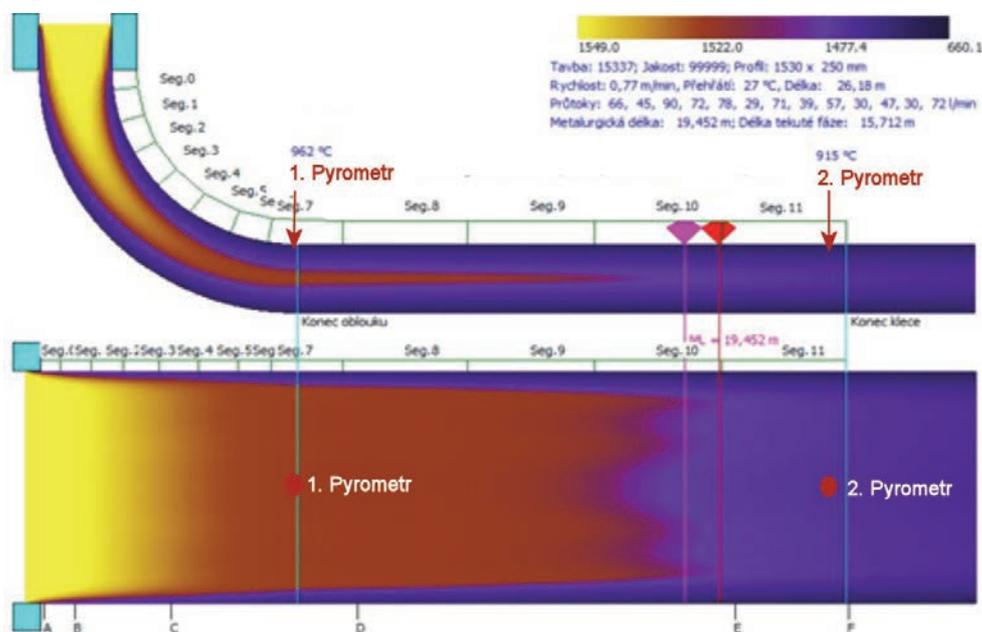
krystalizátoru, konec oblouku a polohu pálicího stroje. Dále je do grafu v rámečku číslem uvedena povrchová experimentální teplota naměřená pyrometrem trvale umístěným v daném místě.

Poslední dva grafy na obr. 14c a 14d zobrazují teplotní pole ve formě izotermických ploch: obr. 14c v rovině obou podélných osových řezů brámy přes její delší a kratší rozměr profilu, obr.14d v rovině horního povrchu a pravého bočního povrchu brámy.



Obr. 14c Teplotní pole brámy v obou podélných osových řezech  
Fig. 14c Temperature field of the slabs in both longitudinal axial sections

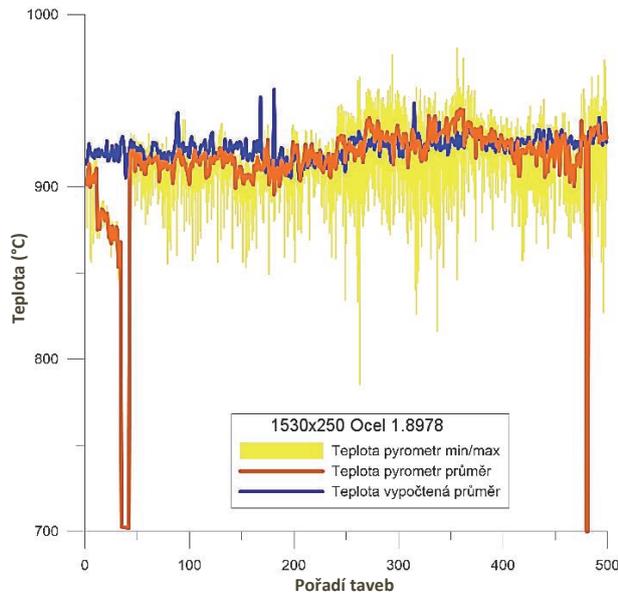
Obr. 14d Teplotní pole brámy v rovině horního a bočního povrchu brámy  
Fig. 14d Temperature field of the slab in the plane of the upper and the lateral surface of the slab



Obr. 15 Umístění pyrometrů na schématu ZPO  
Fig. 15 Location of pyrometers on the CCM diagram

Zkušenosti ověřily potřebu, aby každé ZPO vybavené on-line modelem tuhnutí, bylo vybaveno pyrometrickým měřením nejlépe v místě konce oblouku, tj. v místě začátku rovnání brámy (obr. 15). Pokud to není možné, tak alespoň na konci sekundárního chlazení. ZPO provozovatele VÍTKOVICE STEEL a.s., které bylo pokusně řízeno dynamickým modelem a k němuž se

vážou prezentované výsledky, bylo vybaveno třinácti chladicími zónami a dvěma trvale zabudovanými pyrometry (obr. 15). V obr. 16 je srovnána průměrná teplota měřená prvním pyrometrem během celé tavnice (odpovídá odlití jedné pánve, tj. po dobu přibližně 20 min) s průměrnou teplotou vypočtenou modelem ve stejném místě.

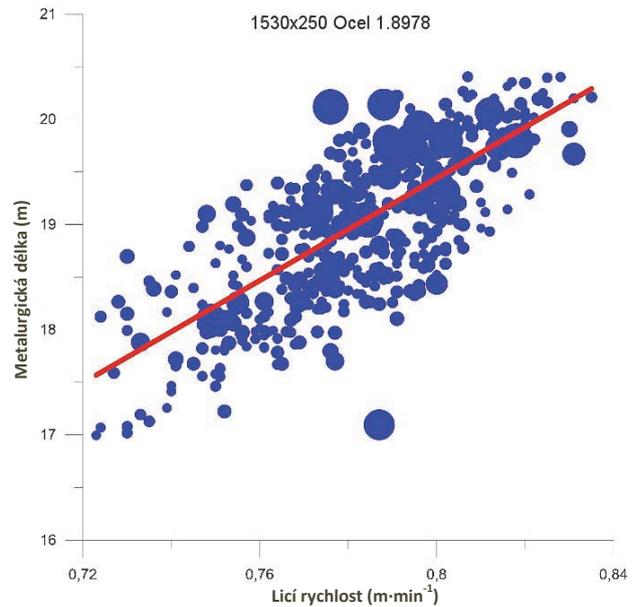


Obr. 16 Srovnání průměrné naměřené a vypočtené teploty  
Fig. 16 Comparison of the average measured and calculated temperature

Pro upřesňování i ověřování dynamického modelu byly použity dva trvale instalované pyrometry. Oba měří teplotu na horním povrchu bramy na malém radiusu. První pyrometr byl ve VÍTKOVICE STEEL, a.s. instalován již dodavatelskou firmou Mannesmann Demag v průběhu uvádění ZPO do provozu. Byl umístěn v tzv. 7. segmentu v místě konce oblouku, tj. v místě začátku rovnání bramy (obr. 15). Tento pyrometr původně sloužil ke kontrole funkce sekundárního chlazení. Při začleňování on-line modelu do systému ZPO sloužil i k porovnání vypočtených a naměřených teplot. Byl navíc doplněn ještě druhým pyrometrem stejného typu v místě 11. segmentu. Toto uspořádání obou pyrometrů ještě zahrnovalo i procesorovou jednotku, která měřená data filtrovala. Model teplotního pole už nemusel řešit filtraci signálu. Pyrometry standardně měří teplotu v rozsahu od 750 do 1200 °C a v případě poruchy měření ukazují hodnotu 700 °C. Umístění pyrometrů v daných dvou místech bylo nutné z důvodu kontroly lícího a chladicího procesu. Teplota bramy na začátku rovnání musí být vyšší než v tomto místě technologií předepsaná hodnota (nesmí se rovnat příliš studený předlitek). Naopak teplota na výstupu z klece, tj. v místě terciárního chlazení, by spíše měla být nižší než předepsaná.

Zde prezentované výsledky byly získány v tomto provozu vybaveném dvěma trvale zabudovanými pyrometry a třinácti chladicími zónami.

Dále je možno teplotní model využít pro statistické sledování měřených a vypočtených veličin. Ukázka takového zpracování výsledků je uvedena na obr. 17, který znázorňuje závislost metalurgické délky na lící rychlosti. Každý kroužek zde odpovídá jedné tavně a jeho poloměr odpovídá jedné směrodatné odchylce. Operátor prakticky hned po skončení tavně vidí, zda se jednalo o typickou tavně nebo zda tavně byla zatížena nějakou provozní odchylkou.



Obr. 17 Závislost metalurgické délky na lící rychlosti  
Fig. 17 Dependence of the metallurgical length on the casting speed

## Závěr

Byl připraven komplexní výpočtový aparát pro výpočet teplotního pole plynule lité bramy od automatické generace sítě přes přípravu termofyzikálních parametrů (včetně posouzení jejich vlivu na přesnost výpočtu), přes definici okrajových podmínek (včetně posouzení jejich vlivu na přesnost výpočtu), až po numerický výpočet teplotního pole a rozmanité zpracování jeho výsledků. Je předložen nástin numerického modelu a příprava jeho použití v off-line i on-line verzi. Nejobtížnější je definice okrajových podmínek na všech hranicích řešené soustavy. Pro stanovení koeficientů přenosu tepla pod chladicími tryskami je nezbytné provést experiment v laboratoři na modelu teplé desky simulující povrch reálné bramy. Pohyb bramy je modelován na laboratorním zařízení pohybem trysky. Aplikace numerického modelu teplotního pole předpokládá též systematický experimentální výzkum a měření provozních parametrů na reálném ZPO.

Model je stále vyvíjen a rozšiřován. Ukazuje se jako dostatečné, když se řeší jen polovina příčného řezu bramou. Bude-li model teplotního pole rozšířen o všeobecně žádaný numerický model teplotních napětí a o numerický model chemické heterogenity a vznikající primární struktury tuhnutí předlítka, bude třeba teplotní pole řešit v celém průřezu bramy a s podstatně hustší výpočetní sítí. I při absenci obou zmíněných modelů je prezentovaný originální model velkým přínosem. Jeho on-line verze byla začleňována do řídicího systému ZPO v a.s. VÍTKOVICE STEEL. Proto je ji možno též nazvat dynamickým modelem BrDSM (Brněnský dynamický solidifikační model). O tom pojednává další, navazující článek této přílohy.

### Poděkování

Tato publikace obsahuje výsledky řešení výzkumných úkolů NETME Centre, regionálního výzkumného a vývojového centra vybudovaného z finančních prostředků OP VaVpI v rámci projektu NETME Centre (Nové technologie pro strojírenství), Reg. č.: CZ.1.05/2.1.00/01.0002 a podporovaného v navazující fázi udržitelnosti prostřednictvím projektu NETME CENTRE PLUS (LO1202) za finančního přispění MŠMT v rámci účelové podpory programu NPU I.

Publikace obsahuje také výsledky řešení výzkumných úkolů RMTVC – PU (Regionální materiálově technologické výzkumné centrum – Program udržitelnosti), LO 1203.

Publikace také vznikla v rámci řešení projektu TG01010054 Technologické agentury České republiky.

### Literatura

- [1] KAVIČKA, F. et al. *Termokinetika technologických procesů*. (Závěrečná zpráva projektu GA106/93/0440), Brno: VUT, 1995.
- [2] KAVIČKA, F. et al. *Optimalizace brambového ZPO s využitím numerického modelu*. Závěrečná zpráva projektu GA106/93/0440, Brno: VUT, 2001.
- [3] KAVIČKA, F. et al. *Optimization of Quality of Continuously Cast Billets Required for Subsequent Technological Processing*. Závěrečná zpráva projektu EUREKA No. 1867 CONMOD, Brno: VUT, 2002.
- [4] KAVIČKA, F. et al. *Komplexní optimalizace technologie plynulého odlévání ocelí včetně ocelí speciálních*. (Závěrečná zpráva projektu GA 106/01/1464), Brno: VUT, 2004.
- [5] KAVIČKA, F. et al. *Creation of Set of Models For Prediction of Technological Parameters And Thermal Processes For Enhancement of TQM System*. Závěrečná zpráva projektu EUREKA No. 2716 COOP, Brno: VUT, 2006.
- [6] KAVIČKA, F. et al. *Modelování přestupu tepla a hmoty v hmotných kovových systémech během tuhnutí*. Závěrečná zpráva projektu GA 106/08/0606, Brno: VUT, 2011.
- [7] ŠTĚTINA, J. et al. *Matematické a stochastické modelování plynule litéch ocelových bram*. (Závěrečná zpráva projektu GA 106/09/0940), Brno: VUT, 2012.
- [8] KAVIČKA, F. et al. *Analysis of Influence of Metallurgical-material and Technological Parameters of Concast Steel Blanks on their Quality and Proces Stability*. Závěrečná zpráva projektu GAP107/11/1566, Brno: VUT, 2014.
- [9] KAVIČKA, F. et al. *Mathematical and Experimental Investigation of the Transient Field of a Concast Slab. I. The Numerical Model*. *Hutnické listy*, 56 (2001) 6-7, 46–53.
- [10] KAVIČKA, F. et al. *Mathematical and Experimental Investigation of the Transient Field of a Concast Slab. II. Experimentation and Measurement*. *Hutnické listy*, 56 (2001) 6-7, 54–60.
- [11] ŠTĚTINA, J. et al. *Mathematical and Experimental Investigation of the Transient Field of a Concast Slab. III. Results and their Discussion*. *Hutnické listy*, 56 (2001) 8, 44–50.
- [12] ŠTĚTINA, J. *Dynamický model teplotního pole plynule odlévané bramy*. Disertační práce, VŠB-TU Ostrava, FMMI, 2007.
- [13] ŠTĚTINA, J., KAVIČKA, F. *Koncepce modelu teplotního pole předlitku on-line*. In *XIII. International scientific conference Iron and Steelmaking*. Chorzow, Politechnika Slaska, 2004, pp. 260–263.
- [14] ŠTĚTINA, J. et al. *The Numerical and Experimental Investigation of a Concasting Process*. In: *ASME/JSME Thermal Engineering Joint Conference (the Book of Abstracts)*, Kohala Coast, Hawaii, USA, March 2003, p. 103.
- [15] ŠTĚTINA, J. *Optimalizace parametrů lité sochorů pomocí modelu teplotního pole*. Habilitační práce, VŠB-TU Ostrava, FMMI, 2008.
- [16] ŠTĚTINA, J. *Simulační modely pro optimalizaci a řízení plynulého odlévání oceli*. Těže přednášky k profesorskému řízení, VUT-FSI, EÚ Brno, 2015.
- [17] ŠTĚTINA, J. et al. *Optimization of a Concasting Technology Via a Dynamic Solidification Model of a Slab Caster*. *Materials Science Forum*, 475-479 (2005) 5, 3831–3834.
- [18] TAVAKOLII, R., DAVAMI, P. *Unconditionally Stable Fully Explicit Finite Difference Solution of Solidification Problems*. *Metallurgical and Materials Transactions B*, 38 (2007) 1, 121–142.
- [19] SWAMINATHAN, C.R., VOLLER, V.R. *A General Enthalpy Method for Modelling Solidification Processes*. *Metallurgical Transactions B*, 23 (1992) 5, 651–664.
- [20] SADOUN, N., SI-AHMED, E.K., LEGRAND, J. *On Heat Conduction with Phase Change: Accurate Explicit Numerical Method*. *Journal of Applied Fluid Mechanics*, 5 (2012) 1, 105–112.
- [21] ZHANG, J., CHEN, D., WNAG, S., LONG, M. *Compensation Control Model of Superheat and Cooling Water Temperature for Secondary Cooling of Continuous Casting*. *Steel researcher* 82 (2011) 3.
- [22] HARDIN, R. A., LIU, K., KAPOOR, A., BECKMANN, C. *A Transient Simulation and Dynamic Spray Cooling Control Model for Continuous Steel Casting*. *Metallurgical and Materials Transactions B: Process Metallurgy and Materials Processing Science*, 34 (2003) 3, 297–306.
- [23] HORSKÝ, J., RAUDENSKÝ, M. *Measurement of Heat Transfer Characteristics of Secondary Cooling in Continuous Casting*. In *14<sup>th</sup> Conference on Metallurgy and Materials METAL*, Ostrava: Tanger, s.r.o., 2005, s. 1–8.
- [24] KLIMEŠ, L. *Optimalizace parametrů sekundárního chlazení plynulého odlévání oceli*. Disertační práce, Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2014, 150 s.
- [25] ŠTĚTINA, J. et al. *Simulation of Heat Transfer under Air-water Cooling Jets*. In *XIII international scientific conference Iron and steelmaking*. Chorzow, Politechnika Slaska, 2004, pp. 272–275.
- [26] MIETTINEN, J., LOUHENILPI, S., KYTÖNEN, H., LAINE, J. *IDS: Thermodynamic-kinetic-empirical Tool for Modelling of Solidification, Microstructure and Material Properties*. *Mathematics and Computers in Simulation*, 80, (2010) 7, 1536–1550.
- [27] BRINGAS, J. E. *Handbook of Comparative World Steel Standards*, 1<sup>st</sup> Ed. *ASTM International*, 2004.

## Druhá vysoká pec v Eisenhüttenstadt znovu v provozu

www.moz.de

21.12.2016

40 mil. € investoval ocelářský koncern ArcelorMittal do sanace své hlavní vysoké pece ve východoněmeckém Eisenhüttenstadtu. Po 72 dnech výluky je druhá vysoká pec hutního závodu ArcelorMittal znovu v provozu. Restaurovaná pec by nyní měla vydržet v provozu po příštích 20 let a vyrábět denně až 5000 tun surového železa. Výroba na obou vysokých pecích, které jsou v Eisenhüttenstadt v provozu, běží 24 hodin denně.