

PROUDĚNÍ SKLOVINY V PRŮTOCÍCH ELEKTRICKÝCH SKLÁŘSKÝCH VAN

JAROSLAV ŠTEFAN

Státní výzkumný ústav sklářský, 501 92 Hradec Králové, Škroupova 957

Došlo 3. 10. 1977

Rozdělení rychlosti v průtoku celoelektricky vytápěné vany je velice citlivé na výšku průtoku. Tímto konstrukčním parametrem je ovlivňován vznik zpětného proudu z pracovní do tavicí části i jeho podíl na celkovém toku skloviny průtokem. Uvedené analytické řešení je zpřesněno respektováním nerovnoměrného rozložení teploty v průtoku, zavedením tvarového součinitele pravoúhlých průtočných profilů a ztrát tlaku v systému přirozeného proudění v pracovní i tavicí části. Vypracovaný algoritmus i program umožňují racionální výpočet základních konstrukčních parametrů průtoku i nalezení optimálního tvaru průtoku.

ÚVOD

Požadavky na konstrukci průtoku
z hlediska volby charakteru proudění skloviny

V celoelektricky vytápěných kontinuálních sklářských vanách odděluje průtok tavicí část vany od pracovní. Průtok je umístěn v nejnižší části mostové stěny a je tvořen uzavřeným kanálem pravoúhlého průřezu. Je-li průřez průtoku dostatečně malý, pak sklovina proudí pouze z tavicí části do pracovní a systémy přirozeného proudění (vyvolané rozdílnou měrnou hmotností skloviny) v obou částech pece zůstávají odděleny. V tavicí části probíhá fyzicky oddělený systém technologických procesů provázejících tavení sklářského kmene, čerení skloviny a intenzivní přirozené i vynucené proudění skloviny vyvolané ohřevem skloviny vývinem Jouleova elektrického tepla mezi elektrodami.

V pracovní části je shromažďována sklovina pro další technologické zpracování. Požaduje se proto, aby prostor obsahující sklovinu byl v co největší míře izotermní, aby jeho teplota vyhovovala pro další zpracování a aby přirozené i odběrové proudění podporovalo v největší míře homogenizační proces.

Průtokem smí proudit do pracovní části pouze sklovina dokonale vyčerená a homogenní, a to také musí zajišťovat jak tvar průtoku, tak i jeho umístění.

Rozdělení teplot v tavicí a pracovní části je podstatně jiné, a proto i rozložení statického tlaku na vstupní a výstupní straně průtoku se značně liší. Tento rozdíl tlaku pak způsobuje přirozené proudění skloviny z tavicí části do pracovní a zpětným proudem zpět, dovolí-li to rozměry průtoku. Teplejší sklovina z tavicí části pece proudí horní částí průtoku. Tento tzv. dopředný (pracovní) proud je složen z přirozené konvekční i odběrové složky proudění. Spodní částí průtoku pak proudí chladnější sklovina z pracovní do tavicí části a vytváří zpětný proud. Takto dochází ke spojení systémů přirozeného proudění v obou částech vany.

Vzájemný poměr mezi dopředným a zpětným prouděním lze ovlivnit především volbou rozměrů průtoku. Další ovlivňující faktor, to je rozložení teploty ve vaně, je určen technologickými požadavky a druhem tavené skloviny, a nelze ho proto užít jako řídicí prvek. Vhodným konstrukčním řešením průtoku, tedy svým způsobem řízením značné části proudění v celé vaně, lze značně ovlivnit rozložení teploty ve vaně, intenzitu homogenizačního procesu, korozi žáruvzdorného materiálu, chlazení jednotlivých konstrukčních celků a v neposlední míře i ekonomiku výrobního procesu.

Skloubení těchto často protichůdných požadavků musí vést ke konkrétní formulaci požadavku na optimální tvar průtoku. Znalost rozdělení rychlosti v průtoku sice nedává vyčerpávající odpověď na otázku volby ideálního průtoku, ale umožňuje vytvoření zásadní představy o charakteru proudění ve vaně. Dále uvedená analýza rozdělení rychlosti vede k relativně jednoduchým vztahům. Studii vhodného tvaru průtoku lze s využitím stolního počítače do značné míry zautomatizovat, včetně grafického zpracování výsledků.

TEORETICKÁ ČÁST

Výpočet rozložení rychlosti v pravoúhlém uzavřeném kanále

Pro viskózní kapalinu proudící laminárně štěrbinou o výšce h a šířce W lze z diferenciální bilance hybnosti odvodit analogii Hagen-Poiseuilleova zákona pro proteklé množství.

$$Q = \frac{p_1 - p_2}{\eta_1 L} C W (h/2)^2 \quad (1)$$

a pro rozdělení rychlosti:

$$v(y) = \frac{p_1 - p_2}{2\eta_1 L} (h/2)^2 (1 - y/(h/2)^2). \quad (2)$$

Koeficient $C = 2/3$ pro úzkou štěrbinu [1]. Obecně je koeficient C funkcí tvaru průřezu kanálu. Průběh závislosti tvarového součinitele pravoúhlých průtočných profilů na poměru výšky a šířky průtoku byl studován experimentálně [2], [4].

Statistickým vyhodnocením [2] byla nalezena lineární závislost:

$$C = 0,677 - 0,365 \cdot h/W. \quad (3)$$

Vztah (3) platí pro poměr stran průtočného profilu h/W v intervalu $(0; 1)$, ostře ohraničeném zprava, pro oblast velmi malých Re čísel (řádově 10^{-1} až 10^{-3}). Pro čtvercový průřez je C rovno 0,31 a pro štěrbinu je C rovno 0,667. Za štěrbinu lze v tomto smyslu považovat průtočný profil s poměrem stran $W/h > 8$, jak plyne ze závislosti C na obráceném poměru stran (viz obr. 2), a je vyjádřitelný polynomem třetího stupně:

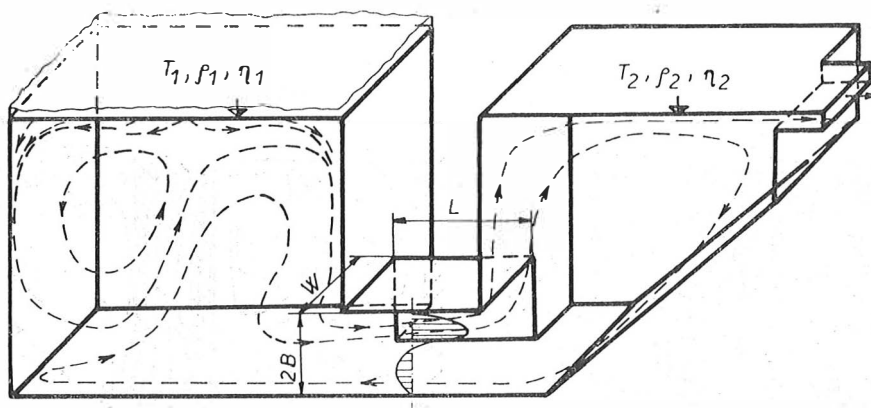
$$C = 0,153 + 0,176 (W/h) - 0,0191 (W/h)^2. \quad (4)$$

Vztah (4) platí pro hodnoty (W/h) v intervalu $<1; +\infty$.

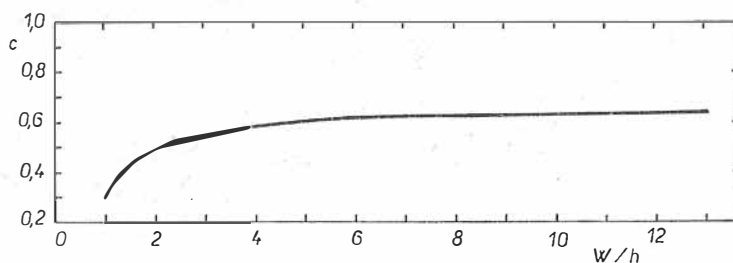
Průtokem o průřezu $h \cdot W$ a délce L má protéci objemové množství Q skloviny o teplotě T_1 a viskozitě η_1 . Pak potřebný rozdíl tlaků pro průtok skloviny je dán:

$$\Delta p_{OD} = \frac{\eta_1 Q L}{(h/2)^3 W (0,677 - 0,365 (h/W))} \quad (5)$$

a rozdělení rychlosti v kanále je určeno vztahem (2), kde tlakový rozdíl je dán vztahem (5).



Obr. 1. Podélný schematický řez bazénem celoelektricky vytápěné vany.



Obr. 2. Závislost tvarového součinitele pravoúhlých uzavřených průtočných profilů na poměru šířky a výšky průtoků, při stabilizovaném laminárním proudění.

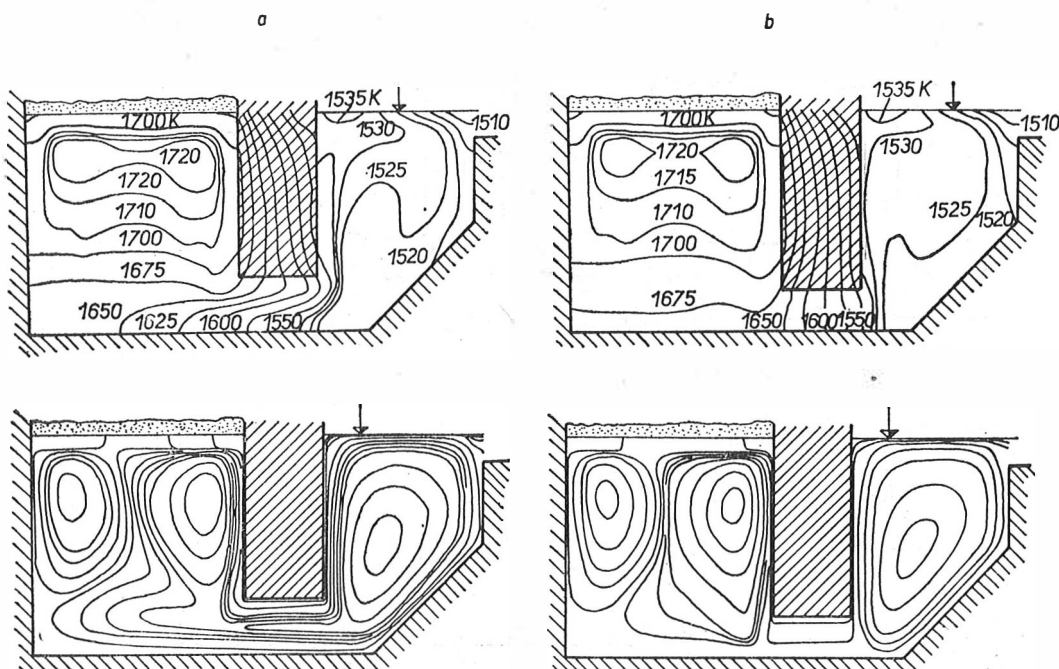
Přirozené proudění v průtoku vany

Rozdělení rychlosti v průtoku bylo sledováno se zavedením řady zjednodušení a takto získaných výsledků bylo užíváno k hledání optimálních rozměrů průtoků [3], [4]. Má-li být řešen tak komplexní problém, jako je proudění viskózní kapaliny za současného přenosu tepla jednoduchými metodami s využitím nanejvýše stolního počítače, pak se nelze jistým zjednodušením vyhnout. Aby simulační model byl reálný, musí i modelovací výsledky odpovídat realitě. Z toho důvodu byl učiněn pokus o zpřesnění tohoto účelného a efektivního modelu.

Zpřesnění spočívá ve dvou úpravách výpočtové metodiky Naruse [3]:

a) Nebylo zanedbáno rozložení teploty ve svislém řezu průtokem. Z matematického i fyzikálního modelování průtoků je známo, že svislý teplotní gradient ve sklovině je výrazný a izotermy jsou v této oblasti velmi blízké proudnicím skloviny (viz obr. 3 a obr. 4). Teplejší sklovina s nižší viskozitou pak proudí rychleji a značně menším průřezem než sklovina chladnější ve zpětném proudu. Pro jednoduchost předpokládáme teplotu v dopředné části proudu rovnou střední teplotě T_1 a střední teplotu zpětného proudu T_2 .

b) Do výpočtu je nutné zahrnout i tlakové ztráty potřebné k překonání třecího odporu skloviny vytékající z průtoku ať už do části pracovní nebo tavicí.



Obr. 3. Teplotní pole a proudnice skloviny v podélném řezu vany o výkonu 1 t/24 h celoelektricky vytápěné horizontálními elektrodami a s příkonem 80 kW, simulované matematickým modelem;

a — se zpětným prouděním, b — bez zpětného proudění.

Výpočet rozložení rychlosti skloviny v průtoku sklářské vany

Předpokládejme schematicky elektrickou vanu podle obr. 1. Vyjádříme střední teplotu v tavicí části T_1 , v pracovní části T_2 a obdobně ϱ_1 , ϱ_2 , η_1 , η_2 . Rozdíl statického tlaku v průtoku ze strany tavicí části a ze strany pracovní části představuje hnací sílu přirozeného proudění průtokem.

$$\Delta p = g h \beta (T_1 - T_2) \varrho_0. \quad (6)$$

Za předpokladu parabolického rozdělení rychlosti lze vyjádřit rozložení rychlosti dopředné části přirozeného proudění z pohybové rovnice. Po integraci obdržíme vztah

$$v_1(y_1) = \frac{\Delta p_1 (h_1/2)^2}{2\eta_1 L} (1 - (y_1/(h_1/2))^2) \quad (7)$$

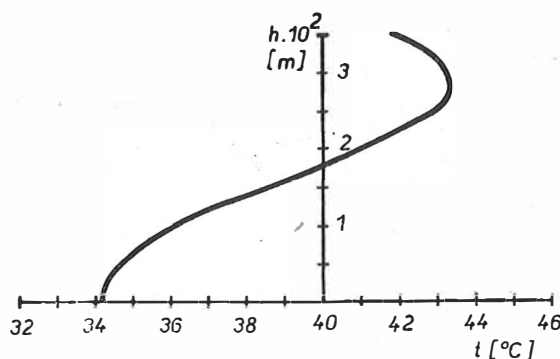
a obdobně pro zpětnou část přirozeného proudění

$$v_2(y_2) = \frac{\Delta p_2 (h_2/2)^2}{2\eta_2 L} (1 - (y_2/(h_2/2))^2), \quad (8)$$

kde

$$y_1 \in \langle -h_1/2; h_1/2 \rangle,$$

$$y_2 \in \langle -h_2/2; h_2/2 \rangle.$$



Obr. 4. Experimentálně změřený teplotní profil v průtoku fyzikálního modelu celoelektricky vytápěné vany o výkonu 35 t/24 h.

Při nulovém odběru (tj. při uzavřeném oběhovém systému) je objemové množství skloviny v obou proudech v průtoku totožné a lze tedy pro rozhraní obou proudů psát:

$$h_1 = h \sqrt[3]{\frac{\Delta p_2 \eta_1}{\Delta p_1 \eta_2}} / \left(1 + \sqrt[3]{\frac{\Delta p_2 \eta_1}{\Delta p_1 \eta_2}} \right), \quad (9)$$

$$h_2 = h - h_1, \quad (10)$$

$$h_1/h_2 = \sqrt[3]{\frac{\Delta p_2 \eta_1}{\Delta p_1 \eta_2}}. \quad (11)$$

Je zřejmé, že obvykle užívané zjednodušení $h_1 = h_2 = h/2$ platí pouze pro případ $T_1 = T_2$. Pro rozdělení statického tlaku v průtoku pak lze doložit vztahy:

$$\Delta p_2 / \Delta p_1 = \sqrt[4]{\eta_2 / \eta_1}, \quad (12)$$

$$\Delta p_2 = \Delta p_D \sqrt[4]{\eta_2 / \eta_1} / (1 + \sqrt[4]{\eta_2 / \eta_1}), \quad (13)$$

$$\Delta p_D = \Delta p_1 + \Delta p_2. \quad (14)$$

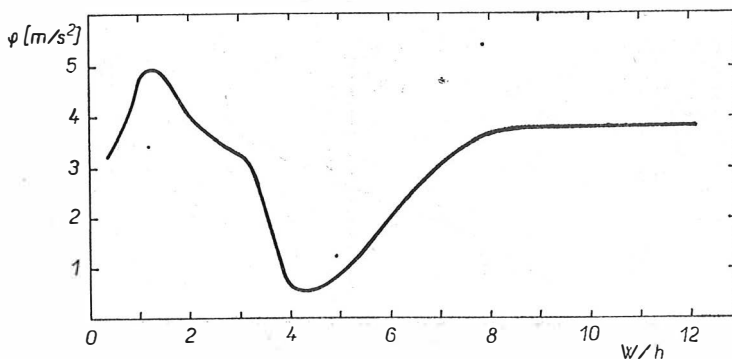
Hnací silou přirozeného proudění je rozdíl statického tlaku Δp_D . Protože přirozeně proudící sklovina při výtoku z průtoku vytváří (při zanedbání difúzních jevů) uzavřený systém proudnic, je nutno při výpočtu uvažovat Δp snížené o tlakovou ztrátu potřebnou pro krytí energetických ztrát proudící skloviny v uzavřeném systému zpětného proudění.

$$\Delta p_D = \Delta p - \Delta p_z. \quad (15)$$

Z odhadnutého charakteru proudění lze Δp_2 vyjádřit ze vztahů (5), (7) a (8). Na základě řady provedených výpočtů byla určena závislost

$$\varphi(W/h) = (\Delta p - \Delta p_z)/(\hbar(e_1 - e_2)) \quad (16)$$

pro řadu hodnot bezrozměrného parametru W/h (obr. 5).



Obr. 5. Ztrátové funkce $\varphi(W/h)$.

Celkové proudění v průtoku

Pro vyjádření rozložení rychlosti ve svislém řezu průtoku lze vyjít opět z pohybové rovnice pro směr x a integrací získat závislost $v(y)$. Za tlakový průběh lze pak dosadit ze vztahů (13), (14) a (5) a závislost $v(y)$ popsat jediným vztahem. Protože takovéto vyjádření je složité, je výhodnější při aplikačních výpočtech získat vyjádření $v(y)$ superpozicí všech tří uvedených složek celkového proudění v průtoku ze vztahů (2), (7) a (8).

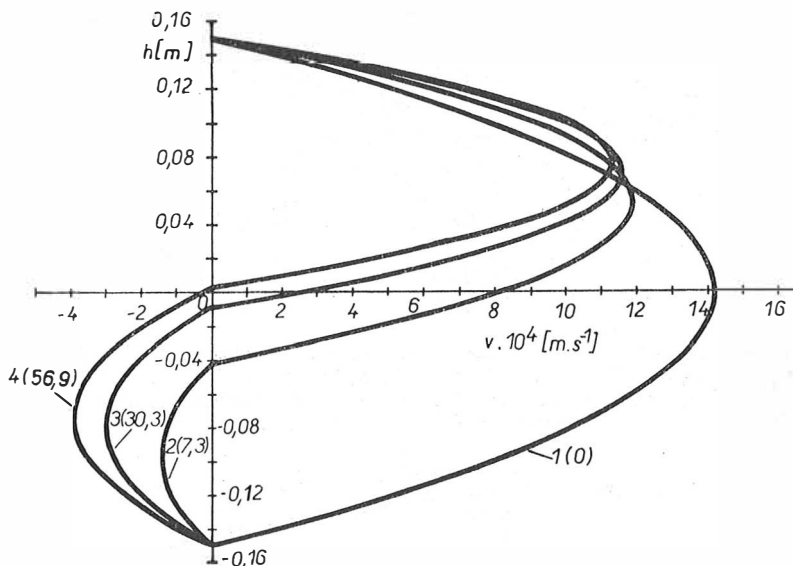
Návrh geometrických rozměrů průtoku

Snaha nalézt optimální rozměry průtoku a zobecnit výsledky výpočtů proudění v průtoku vedla k pokusu [3] o sestavení nomogramů, umožňujících rychlé stanovení optimálních rozměrů. Vzhledem k bouřlivému rozvoji výpočetní techniky je však tento postup neefektivní, neboť i rozsáhlou studií průtoků, s ohledem na optimální splnění předepsaných technologických požadavků, lze provést přesněji a velmi rychle již s využitím běžných stolních programovatelných počítačů.

Ve SVÚS byl vypracován pro předložený model proudění program pro stolní počítač HP 9810 A. Počítač je vybaven souřadnicovým zapisovačem, na kterém jsou vykreslována jednotlivá rozložení rychlostí pro různé varianty

konstrukčních návrhů. Nalezení základních rozměrů průtoku splňujících předepsané požadavky (např. nalezení poměrů, kdy vymizí zpětný proud, procentové stanovení zpětného proudu atd.) trvá přibližně půl hodiny.

K objasnění stanovíme rozměry průtoku v celoelektrické peci o výkonu 35 t/24 h, na tavení draselného křišťálu. Pro technologicky zadanou teplotu tavení a teplotu odběru je nutné odhadnout střední teploty T_1 a T_2 a spočítat fyzikální hodnoty ρ_1 , ρ_2 , η_1 , η_2 . Při respektování stavebních možností jsou na obr. 6 uvedeny profily rychlostí pro vybrané konstrukční varianty, lišící se počtem průtoků stejných rozměrů. Ve vaně s jedním průtokem zcela vymizí



Obr. 6. Profily rychlostí v průtoku elektrické vany o výkonu 35 t/24 h, tavicí teplota 1450 °C, pracovní teplota 1250 °C, šířka průtoku 0,6 m, výška 0,3 m, délka 1,05 m;
 varianta 1: jeden průtok
 varianta 2: dva průtoky
 varianta 3: tři průtoky
 varianta 4: čtyři průtoky

Rozměry průtoku jsou pro všechny varianty stejné. V závorkách jsou uvedeny hodnoty hmotového průtoku přenášeného zpětným proudem vyjádřené v procentech denního tavicího výkonu vany.

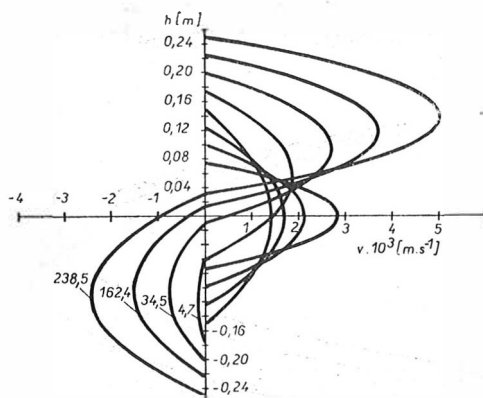
zpětný proud, varianty s rostoucím počtem průtoků umožňují vznik stále silnějšího zpětného proudu. Hmotový tok přenášený zpětným proudem představuje u vany se čtyřmi průtoky 57 % denního tavicího výkonu vany.

Podstatně výrazněji ovlivňuje vytvoření zpětného proudu v průtoku jeho výška h . Pro jeden průtok výšky 0,3 m je zpětný proud nulový, ale při výšce $h = 0,5$ m dosahuje hmotový tok ve zpětném proudění 238 % denního odběru vany (obr. 7). Úloha je nalézt rozměry průtoku takové, aby vymizel zpětný proud a aby rychlost proudění byla minimální.

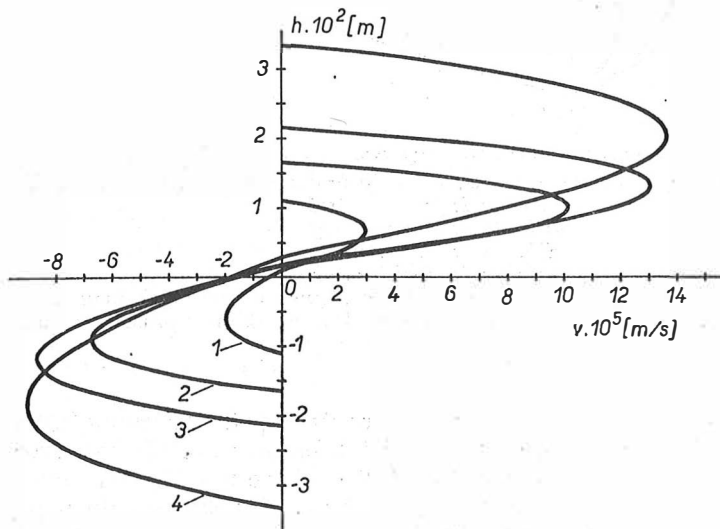
Jak je zřejmé z obr. 7, je rychlost dopředného proudění v průtoku minimální právě při takovém stavu, kdy vymizí zpětná část proudění.

Posouzení přesnosti modelu proudění skloviny průtokem

Provedené výpočty byly porovnány jednak s hodnotami zjištěnými matematickou simulací vany a jednak přímým měřením na fyzikálních modelech. V obou případech byla zjištěna shoda s přesností $\pm 7\%$, a to je vzhledem k přesnosti vyhodnocování proudění u fyzikálního modelu odhad v očekávaném rozsahu.



Obr. 7. Profily rychlosti v průtoku elektrické vany o výkonu 35 t/24 h, tavní teplota 1450 °C, pracovní teplota 1250 °C, šířka průtoku 0,6 m, délka 1,05 m. Parametricky jsou uvedeny hodnoty hmotového průtoku přenášeného zpětným proudem vyjádřené v procentech denního tavního výkonu vany.

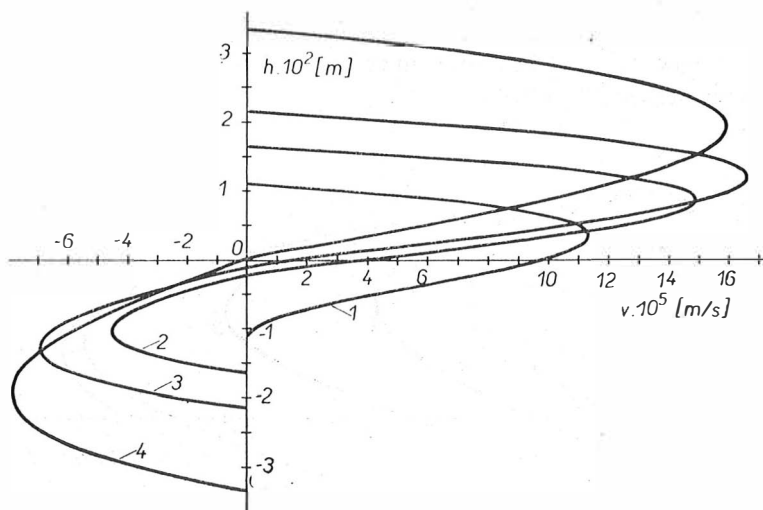


Obr. 8. Výpočet proudění v průtoku fyzikálního modelu bez odběru:

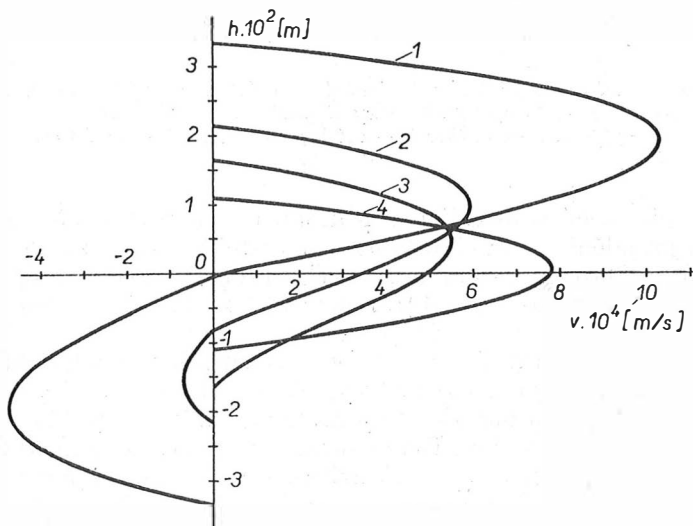
varianta 1: $h = 0,022$
 varianta 2: $h = 0,033$
 varianta 3: $h = 0,043$
 varianta 4: $h = 0,067$
 $L = 0,073$; $W = 0,267$.

Proudění v průtoku fyzikálního modelu bez odběru je na obr. 8, s odběrem na obr. 9. Hodnoty maximálních rychlostí stanovené měřením s odběrem:

varianta 1: $\max(v_1) = 1,05$; $\max(v_2) = 0$; výška rozhraní = 0
 varianta 2: $\max(v_1) = 1,41$; $\max(v_2) = 0,373$; výška rozhraní = 0,013
 varianta 3: $\max(v_1) = 1,64$; $\max(v_2) = 0,632$; výška rozhraní = 0,021
 varianta 4: $\max(v_1) = 1,54$; $\max(v_2) = 0,625$; výška rozhraní = 0,037



Obr. 9. Výpočet proudění v průtoku fyzikálního modelu s odběrem $3,936 \cdot 10^{-4} \text{ kg s}^{-1}$.
 Ostatní parametry podle obr. 8.



Obr. 10. Výpočet proudění v průtocích fyzikálního modelu (podle obr. 8) s průtokem zúženým na hodnotu $W = 0,051$.

V porovnání s vypočtenými hodnotami (obr. 9) zjišťujeme dobrý souhlas. Shoda s fyzikálním modelováním byla shledána i při stanovení rozhraní dopředného a zpětného proudu.

Obdobná shoda je zřejmá i z porovnání výpočtů rychlostních profilů v průtocích s různými šířkami a konstantní výškou (obr. 11) a hodnotami maximálních rychlostí stanovených přímým měřením na fyzikálním modelu.

varianta 1: $\max(v_1) = 8,23 \cdot 10^{-4}$; $\max(v_2) = 0$

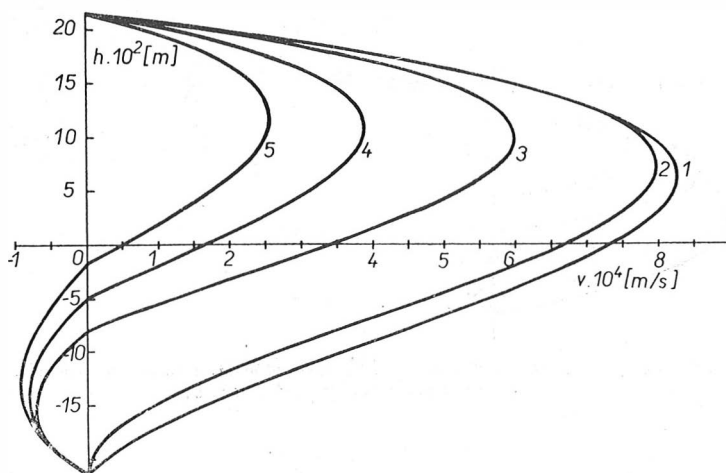
varianta 2: $\max(v_1) = 7,64 \cdot 10^{-4}$; $\max(v_2) = 0$

varianta 3: $\max(v_1) = 5,79 \cdot 10^{-4}$; $\max(v_2) = 0,59 \cdot 10^{-4}$

varianta 4: $\max(v_1) = 3,73 \cdot 10^{-4}$; $\max(v_2) = 8,57 \cdot 10^{-5}$

Výška rozhraní: var. 3: 0,0165

var. 4: 0,018

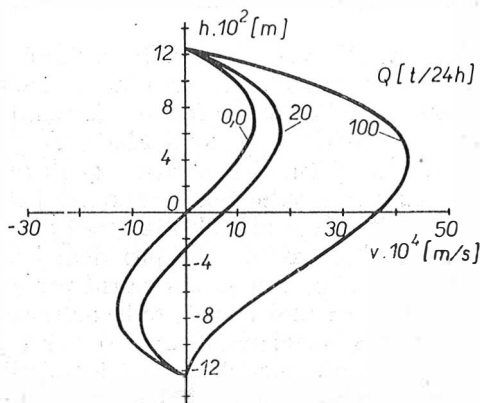


Obr. 11. Výpočet proudění v průtocích fyzikálního modelu $h = 0,043$ s odběrem $3,936 \cdot 10^{-4}$ kg/s, $L = 0,073$, šířky W jednotlivých variant:
1 — 0,017; 2 — 0,031; 3 — 0,051; 4 — 0,09; 5 — 0,133 m.

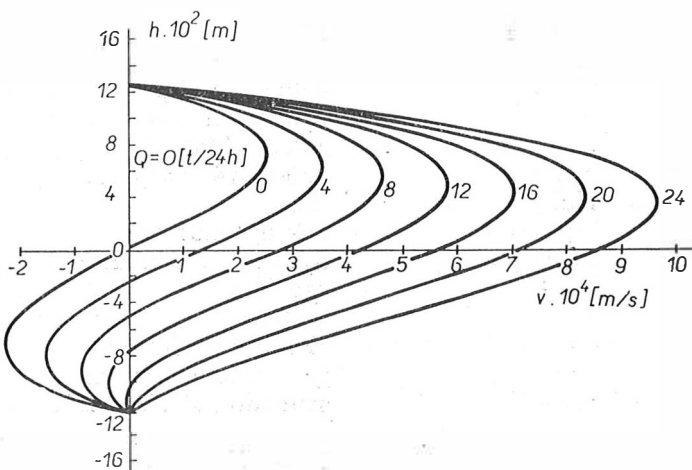
Ovlivnění přirozeného proudění v průtoku nuceným prouděním je zřejmé z porovnání proudění bez odběru (obr. 8) a s odběrem (obr. 9). Zmenšení průtočného průřezu pro vytváření přirozeného proudění změnou šířky průtoku (obr. 9 a obr. 10) vede ke zvýšení třecích ztrát a k potlačení přirozeného proudění.

Pro posouzení opodstatněnosti úprav zavedených v analytickém modelu proudění v průtoku byl proveden výpočet podle v literatuře uváděného algoritmu (např. [3]). Na obrázku 12 je uvedeno rozložení rychlosti v průtoku při různých odběrech skloviny. Bylo nalezeno, že k vymizení zpětného proudu dojde při výkonu 100 t/24 h, zatímco užitím výpočetního modelu zahrnujícího tlakové ztráty přirozeného systému proudění nacházíme jako postačující hodnotu již výkon 20 t/24 h. Maximální hodnoty dopředných hodnot se liší odpovídajícím způsobem. Při nulovém odběru jsou literární údaje asi šestkrát větší oproti hodnotám zjištěným modelem s korekcí. Tento rozdíl se postupně

snižuje. V oblasti technologických podmínek takových, že oba srovnávané modely simulují pouze dopředné proudění v průtoku, jsou hodnoty maximálních rychlostí téměř stejné.



Obr. 12. Výpočet proudění v průtoku podle vztahů uváděných v literatuře [3], [4]. Střední teplota tavicí části 1659 K, pracovní části 1635. Jsou sledovány vybrané hodnoty odběru skloviny.



Obr. 13. Proudění v průtoku pro stejné podmínky jako v obr. 12, provedené pro porovnání podle v článku odvozených vztahů, spočtené pro vybrané hodnoty odběru skloviny.

ZÁVĚR

Vytváření zpětného proudu v průtoku ovlivňuje do značné míry ekonomii i kvalitu tavení. Výpočty je prokázána velká citlivost charakteru proudění skloviny v průtoku na rozměry průtoku a především na výšku průtoku.

Uvedená metodika výpočtu proudění je založena na velmi zjednodušeném matematickém modelu, což má i své výhody v rychlém a racionálním výpočtu.

Zjištěné hodnoty rychlostí jsou v dobrém souhlasu s hodnotami stanovenými přímým měřením na fyzikálním modelu i výpočtem simulačního matematického modelu. Zvýšení přesnosti výpočtu bylo dosaženo zavedením reálnější představy o rozložení teploty v průtoku a zavedením tlakových ztrát v proudící sklovině.

K popisu proudění v průtoku vany bylo užito vztahů platných pro stabilizované laminární proudění v uzavřeném kanálu pravoúhlého průřezu. Bylo předpokládáno izotermní proudění v dopředném (střední teplota tavicí části) i zpětném proudu (střední teplota pracovní části). Do tlakové bilance byly přijaty i podíly vstupních a výstupních ztrát z okolí průtoku.

Přibližnost řešení je kromě uvedených zjednodušujících předpokladů vyvolána tím, že průtok jako kanál je příliš krátký, než aby v něm mohlo vzniknout stabilizované laminární proudění nebo proudění jemu blízké. Tento typ proudění se ustaluje tím později, čím je laminární proudění pomalejší.

Přesto, že použitý model je velmi hrubý, byla nalezena dobrá shoda u zachovacích veličin, tj. množství (zachování hmoty) tlaků (zachování impulsu) a výšky rozhraní mezi výpočtním modelem, modelem fyzikálním a simulačním matematickým modelem. Zachovací veličiny byly u předloženého výpočtového modelu získány z veličin nezachovacích (rychlostí), popsanych velmi přibližně stabilizovaným laminárním prouděním.

Přehled užitého označení a jednotek

označení	jednotky	název
x, y	m	kart. souřadnice
L	m	délka průtoku
h	m	výška průtoku
W	m	šířka průtoku
Q	m^3s^{-1}	objemové množství
p	Nm^{-2}	tlak
ρ	kgm^{-3}	měrná hmotnost
η	Pa s	dynamická viskozita
v	ms^{-1}	rychlost
T	K	teplota
C	—	tvarový součinitel
g	ms^{-2}	gravitační zrychlení
	ms^{-2}	součinitel třecích ztrát
indexy:		
1		tavicí část pece
2		pracovní část pece
z		ztráty
OD		odběr

Literatura

- [1] Bird R.: *Přenosové jevy*. Academia, Praha 1968.
- [2] Auerbeck J.—Kučera J.: v tisku, Sklář a keramik, 1978.
- [3] Naruse A.: J. Society of Glass Techn. 39, 145 (1955).
- [4] Staněk J.: *Elektrické tavení skla*. SNTL, Praha 1976.

ТЕЧЕНИЕ СТЕКЛОМАССЫ В ПРОТОКАХ
ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СТЕКЛОВАРЕННЫХ ВАНН

Ярослав Штефан

Государственный научно-исследовательский институт стекла Градец Кралове

На образование обратного течения в протоке оказывают влияние средняя температура в варочной и выработочной части ванны и размеры протока, из которых это прежде всего глубина протока. Для описания течения были использованы соотношения, существующие для стабилизации ламинарного характера движения потоков стекломассы. Большей реальности модели было достигнуто за счет неизотермичности потока. В баланс давления принимаются также доли входных и выходных потерь из зоны протока. Сохраняющие величины модели для расчета получаются из несохраняющих величин, описанных очень приблизительно стабилизированным ламинарным течением. Сравнением рассчитанных сохраняющих величин с значениями, измеренными на физической модели, устанавливается хорошее совпадение.

Рис. 1. Продольное схематическое сечение бассейна целозлектрически отапливаемой ванны.

Рис. 2. Зависимость коэффициента формы прямоугольных закрытых живых сечений от соотношения ширины и глубины протока, при стабилизированном ламинарном течении.

Рис. 3. Температурное поле и линия тока стекломассы в продольном сечении ванны производительностью 1 T/сутки целозлектрически отапливаемой горизонтальными электродами и потребляемой мощностью 80 кВт, смоделированное математической моделью;

а) — с обратным течением, б) — без обратного течения.

Рис. 4. Экспериментально измеренный температурный профиль в протоке физической модели целозлектрически отапливаемой ванны производительностью 35 T/сутки.

Рис. 5. Убыточные функции φ (W/h).

Рис. 6. Профили скорости в протоке электрической ванны производительностью 35 T/сутки, температура варки 1450 °C, температура выработки 1250 °C, ширина протока 0,6 м, глубина 0,3 м, длина 1,05 м

вариант № 1: один проток

вариант № 2: два протока

вариант № 3: три протока

вариант № 4: четыре протока.

Размеры протока для всех вариантов одинаковы. В скобках приведены величины протока массы, передаваемого обратным током, приведенные в процентах дневной варочной способности ванны.

Рис. 7. Профили скорости в протоке электрической ванны производительностью 35 T/сутки, температура варки 1450 °C, температура выработки 1250 °C, ширина протока 0,5 м, длина 1,05 м. Параметрически приведены величины протока массы передаваемого обратным током, выраженные в процентах суточной варочной способности ванны.

Рис. 8. Расчет течения в протоке физической модели без съема:

вариант № 1: $h = 0,022$

вариант № 2: $h = 0,033$

вариант № 3: $h = 0,043$

вариант № 4: $h = 0,067$

$L = 0,073$; $W = 0,267$.

Рис. 9. Расчет течения в протоке физической модели со съемом $3,936 \cdot 10^{-4} \text{ кг} \cdot \text{с}^{-1}$. Остальные параметры согласно рис. 8.

Рис. 10. Расчет течения в протоках физической модели (согл. рис. 8) с протоком суженным до значения $W = 0,051$.

Рис. 11. Расчет течения в протоках физической модели $h = 0,043$ со съемом $3,936 \cdot 10^{-4} \text{ кг/с}$, $L = 0,073$, ширины + отдельных вариантов:
1 — 0,017; 2 — 0,031; 3 — 0,051; 4 — 0,09; 5 — 0,133 м.

Рис. 12. Расчет течения в протоке по отношениям приводимым в литературе [3], [4]. Средняя температура варочной части 1659 °K, выработочной части 1635 °K. Исследованы избранные значения съема стекломассы.

Рис. 13. Течение в протоке для одинаковых условий как на рис. № 12, выполненное для сравнения по выведенным в статье отношениям, вычисленное для избранных значений съема стекломассы.

FLOW OF MOLTEN GLASS IN THE THROAT OF ELECTRIC GLASS TANK FURNACES

Jaroslav Štefan

State Glass Research Institute, Hradec Králové

The back flow formation in the throat is affected by the mean temperature in the melting and working zones of the tank as well as by the size of the throat, namely its depth. For the description of the flow the relations valid for the stabilized laminar flow were used. A more real model was obtained by the non-isothermic current. In the pressure balance the parts of the input and output losses from the throat neighbourhood were also included. The conservative variables of the calculation model were obtained from the nonconservative variables, described very approximately by the stabilized laminar flow. A comparison of the conservative variables evaluated with the values measured with a physical model showed a satisfactory agreement.

Fig. 1. A longitudinal schematic sectional view of an electrically heated tank.

Fig. 2. Form factor of a rectangular closed throat profile versus the width — depth ratio of the throat at a stabilized laminar flow.

Fig. 3. Temperature field and streamline of the glass melt in the longitudinal section of an electric tank with the output of 1 t/24 hrs, heated by horizontal electrodes with an input of 80 kW, simulated by a mathematical model; a — with back flow, b — without back flow.

Fig. 4. Experimentally measured temperature profile in the throat of a physical model of an all-electric tank with an output of 35 t/24 hrs.

Fig. 5. Loss functions φ ($W/2B$).

Fig. 6. Velocity profiles in the throat of an electric tank with an output of 35 t/24 hrs, melting temperature 1450 °C, working temperature 1250 °C, throat width 0.6 m, depth 0.3 m, length 1.05 m.

variant 1 : one throat

variant 2 : two throats

variant 3 : three throats

variant 4 : four throats

The throat sizes for all the variants are the same. In parentheses the values of the mass flow carried by the back flow, expressed in percent of the melting output of the tank per day are given.

Fig. 7. Velocity profiles in the throat of an electric tank with an output of 35 t/24 hrs, melting temperature 1250 °C, throat width 0.6 m, length 1.05 m. The values of the mass flow, carried by the back flow, expressed in percent of the melting output of the tank per day, are given parametrically.

Fig. 8. Calculation of the flow in the throat of a physical model without the pull.

variant 1 : $h = 0.220$

variant 2 : $h = 0.033$

variant 3 : $h = 0.043$

variant 4 : $h = 0.067$

$L = 0.073$ W = 0.267

Fig. 9. Calculation of the flow in a physical model throat with the pull of 3.936×10^{-4} kgs⁻¹

For the other parameters see Fig. 8.

Fig. 10. Calculation of the flow in a physical model throat (see Fig. 8) with the throat narrowed to $W = 0.051$.

Fig. 11. Calculation of the flow in a physical model throat $h = 0.043$ with a pull of 3.936×10^{-4} kgs/s, $L = 0.073$; the widths W for particular variants: 1 — 0.017; 2 — 0.031; 3 — 0.051; 4 — 0.09; 5 — 0.133 m.

Fig. 12. Calculation of the flow in the throat according to the relations given in literature [3], [4]. The mean temperature in the melting zone = 1659 K, that in the working zone 1635 K. Selected values of the pull are followed.

Fig. 13. Flow tests in the throat for the same conditions as in Fig. 12, carried out for comparison with the relations derived in this paper, calculated for the selected values of the pull.