

TECHNICKÁ UNIVERZITA V LIBERCI
FAKULTA STROJNÍ

**Počítačové modelování
v automatizované výrobě
lisovaného skla**

Disertační práce

Ivo Matoušek

2005

TECHNICKÁ UNIVERZITA V LIBERCI
FAKULTA STROJNÍ



POČÍTAČOVÉ MODELOVÁNÍ V AUTOMATIZOVANÉ
VÝROBĚ LISOVANÉHO SKLA

DISERTAČNÍ PRÁCE

IVO MATOUŠEK

SKLO - KERAMIKA

UNIVERZITNÍ KNIHOVNA
TECHNICKÉ UNIVERZITY V LIBERCI



3146134545

Počet výtisků: 5
Číslo výtisku: 1
Počet stran: 127

YCD
+ 1 TEZE

KSR (KSK)

TECHNICKÁ UNIVERZITA V LIBERCI
Univerzitní knihovna
Vornéžská 1329, Liberec
PSČ 461 17

U 441

124 s.
obr. 18 krys, tab

RESUME

The PhD thesis submitted investigates standpoint of computer modelling of the glass pressing cycle. A methodology for preparing a mathematical model of the pressing process and its converting to a virtual model is presented.

Close attention was paid to the detailed analysis of factors influencing the course of the real forming cycle. An extensive literature search and critical analyses of authors' approaches feature is presented in this work. First and foremost problems with heat transmission were analysed, especially conditions on the interface between the glass-melt and mould that influence the forming cycle course in a fundamental way.

Besides balance equations of the thermomechanical task, issues of descriptions of the rheological behaviour and course of temperature dependences for thermo physical properties of the glass melt are discussed in detail.

Based on the analysis of defects and technological problems typical for manufacturing pressed assortment, criteria were suggested allowing their identification and localization already in the course of the pre-manufacturing stage. A critical point was to determine a suitable criterion for evaluation of technological defects that were instigated by bad glass melt workability (checks, hot cracks, brittle fracture); for identification of given defects, a special criterion was proposed by the author being based on the evaluation of mutual interactions of the actual distribution of temperature fields and fields of strain rate.

The integrated methodology allowing identifying and localizing technological problems was suggested and verified using examples from the working practice. This methodology is based on the general concept of virtual modelling of the glass melt forming cycle, principles of which are also analysed in the thesis. Series of operational measurements (contact and contactless temperature measurements, calorimetric measurements) was the part of the comprehensive analysis of the real forming cycle. These measurements allowed numerical outputs to be verified.

An optimization approach was proposed that makes a modification of the forming cycle course possible based on an identification of the concrete technological problem. The optimal state is characterized using the weight functional expressing evaluated aspects of the forming cycle.

The realized virtual simulations of the forming cycles chosen corroborated a good agreement between the model and real forming cycle. The analyses outputs showed that the pressing efficiency as well as quality of ware produced have been especially dependent on the nature of development of temperature fields in forming tools. Further to this piece of knowledge, the process optimizing the forming tool designs was shown subsequently, and the controlled cooling concept was presented.

Key words: *Glass melt, pressing, computer modelling, finite element method, forming tools, mould, temperature, strain rate, controlled cooling.*

SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ

Označení		Význam
a		skalární veličina
$\mathbf{a}$		vektorové, tenzorové veličiny
$\mathbf{A}$		matice
a_i, a_{ij}		složky vektoru, složky tenzoru
$a_{i,j}, a_{ij,k}$		gradient vektoru, gradient tenzoru
a_{ij}		prvá invarianta tenzoru
$\dot{a}$		derivace podle času
$\bar{a}$		střední nebo ekvivalentní hodnota
$a(u)$		okrajová podmínka
Δa		funkční závislost (podle u)
δa		odchylka veličiny
$\hat{A}$		variac
$(\dots)^+$		funkcionál
$(\dots)^-$		kladná část funkce
		záporná část funkce

Označení	Rozměr	Význam
α	$W.m^{-2}.K^{-1}$	součinitel přestupu tepla
	K^{-1}	součinitel lineární teplotní roztažnosti
β	K^{-1}	součinitel objemová teplotní roztažnost
γ	$N.m^{-1}$	povrchové napětí
δ	m	tloušťka vzduchové mezivrstvy
ε	1	poměrné prodloužení
	1	zářivost
η	$Pa.s$	dynamická viskozita
λ	$W.m^{-1}.K^{-1}$	tepelná vodivost
	m	vlnová délka
μ	1	Poissonovo číslo
ρ	$kg.m^{-3}$	měrná hmotnost
σ	Pa	mechanické napětí
		konstanta záření dokonale černého tělesa
σ_0	$W.m^{-2}.K^{-4}$	$\sigma = 5,775.10^{-8}$ Stefanova - Boltzmannova konstanta,
$\dot{\varepsilon}$	s^{-1}	$\sigma_0=5,669.10^{-8}$ rychlost deformace
σ'	Pa	deviátor napjatosti

Označení	Rozměr	Význam
a	$m^2 \cdot s^{-1}$	teplotní vodivost
c	$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$	měrné teplo
d, D	m	průměr, charakteristický rozměr
E	Pa	Youngův modul pružnosti
	$J \cdot m^{-2} \cdot K^{-1} \cdot s^{-1/2}$	tepelná akumulační schopnost
f	1	koeficient tření
F	N	síla
g	ms^{-2}	gravitační zrychlení
G	Pa	modul pružnosti ve smyku
K	Pa	objemový modul pružnosti
l, L	m	délkový rozměr
m	kg	hmotnost
p	Pa	tlak
Q	J	teplo
$\dot{q}$	Wm^{-2}	hustota tepelného toku
r, R	m	poloměr
S	m^2	plocha
T	$K, ^\circ C$	teplota
t	s	čas
u	m	posunutí
v	$m \cdot s^{-1}$	rychlost
x	m	souřadnice
X	Nm^{-3}	objemová síla

Podobnostní čísla

Nu	Nusseltovo	$Nu = \frac{\alpha \cdot d}{\lambda}$
Re	Reynoldsovo	$Re = \frac{w \cdot d}{\nu}$
Pr	Prandtlovo	$Pr = \frac{c_p \nu}{\lambda}$
Gr	Grashofovo	$Gr = \frac{g \beta \Delta T L^3}{\nu^2}$
Ra	Rayleighovo	$Ra = Gr \cdot Pr$
Pe	Pécletovo	$Pe = Pr \cdot Re$

OBSAH

	Úvod	
1	Technologická východiska procesu tvarování skloviny	
2	Současný stav přípravy výroby a cíle disertační práce	
2.1	Současný stav přípravy výroby lisovaných skleněných výrobků	
2.2	Formulace cílů disertační práce	
3	Faktory ovlivňující tvarování a zpracovatelnost skloviny	
3.1	Designérský návrh	
3.2	Sklovina	
3.2.1	Reologické vlastnosti skloviny	
3.2.2	Termomechanické vlastnosti	
3.2.2.1	Tepelná vodivost	
3.2.2.2	Měrné teplo	
3.2.2.3	Teplotní roztažnost	
3.2.2.4	Hustota	
3.2.2.5	Povrchové napětí	
3.3	Vliv technologie tvarování	
3.3.1	Tvarovací stroje	
3.3.2	Tvarovací nástroje	
3.3.2.1	Konstrukce tvarovacích nástrojů	
3.3.2.2	Materiál sklářských forem	
3.4	Shrnutí (kapitola 3)	
4	Analýza tvarovacího cyklu lisování	
4.1	Matematická formulace úlohy	
4.2	Zjednodušující předpoklady	
4.3	Metody řešení úloh matematické fyziky	
4.4	Popis metody konečných prvků	
4.5	Formulace slabého řešení	
4.6	Okrajové podmínky	
4.6.1	Okrajové podmínky na volném povrchu	
4.6.2	Přestup tepla na rozhraní sklovina – kovová forma	
4.6.2.1	Výsledky experimentálního výzkumu	
4.6.2.2	Metody výpočtu součinitele přestupu tepla mezi sklovinou a formou	
4.6.2.3	Vliv součinitele přestupu tepla mezi sklovinou a formou na proces sdílení tepla	
4.7	Shrnutí (kapitola 4)	
5	Počítačové modelování tvarovacího cyklu lisování skloviny	
5.1	Koncepce virtuálního modelování tvarovacího cyklu nového výrobku	
5.2	Požadavky na výpočetní model	
5.3	Obecný popis virtuálního modelu tvarování skloviny	
5.4	Kriteria hodnocení cyklu lisování skloviny	
5.5	Shrnutí (kapitola 5)	

6	<i>Numerická simulace reálného tvarovacího cyklu</i>	74
6.1	<i>Výpočetní analýza lisování vysokých štíhlých výrobků</i>	74
6.1.1	<i>Verifikace datových vstupů</i>	75
6.1.1.1	<i>Provozní měření</i>	76
6.1.1.2	<i>Výpočetní model</i>	81
6.1.1.3	<i>Výsledky numerické simulace</i>	83
6.1.2	<i>Numerická simulace připravovaného cyklu lisování</i>	90
6.1.2.1	<i>Analýza vývoje teplotních polí v tvarovacích nástrojích</i>	91
6.1.2.2	<i>Analýza procesu lisování skloviny</i>	94
6.1.2.3	<i>Identifikace technologických problémů analyzovaného tvarovacího cyklu</i>	100
6.2	<i>Výpočetní analýza vývoje teplotních polí ve sklářské formě</i>	102
6.2.1	<i>Popis numerického modelu</i>	102
6.2.2	<i>Výstupy numerického modelu</i>	104
6.2.3	<i>Hodnocení tvarovacího cyklu</i>	106
6.3	<i>Shrnutí</i>	107
7	<i>Prediktivní optimalizace cyklu lisování skloviny</i>	109
7.1	<i>Modifikace teplotních polí forem na lisování váz U10</i>	111
7.2	<i>Modifikace teplotních polí forem na lisování váz víka pekáče</i>	116
7.3	<i>Shrnutí</i>	118
8	<i>Závěr</i>	119
9	<i>Literatura</i>	121

ÚVOD

Tavení a výroba skla patří mezi nejstarší známé výrobní technologie. Podle různých zdrojů se anorganická skla objevila již před 7000 - 3000 lety př. n. l. pravděpodobně v Mezopotámii. Z počátku se skleněné předměty vyráběly spékáním drobných střípků v jeden celek. Ale již ve starém Egyptě skláři vyráběli skleněné výrobky odléváním, kapáním či mačkáním skloviny do pískovcových forem a kleští. Starověcí skláři zvládli výrobu dutých výrobků prostřednictvím hliněných nebo pískovcových jader, která sloužila jako základna pro nanášenou sklovinu. Významným předělem v historii sklářské výroby, který se stal mocným impulsem pro další rozvoj sklářství a rozšíření sklářské produkce, byl vynález sklářské píšťaly koncem 1. století př. n. l.

V následujících stoletích technický vývoj probíhal především na úrovni tvarovacích nástrojů. Rostoucí nároky na tvarovou složitost výrobků ukázaly na omezené možnosti jednoduchých otevřených forem, které musely být často nahrazovány vícedílnými. Ke změnám postupně docházelo také v materiálové základně, pískovcové formy byly nahrazovány dřevěnými, později kovovými. Přes tyto změny omezená jakost vyráběné produkce a životnost tvarovacích nástrojů zůstaly limitujícími faktory pro dosažení vyššího výrobního stupně.

Mezníkem ve výrobě skleněné produkce bylo patentování technologie lisování a nástup mechanizace ve sklářství na přelomu 18. a 19. století. Strojní výroba, nové výrobní technologie, nárůst výrobnosti zařízení a sériovosti výroby kladly nové nároky na celý výrobní proces, a to nejen z pohledu zajištění opakovatelnosti výroby nových typů výrobků, ale také z pohledu zvýšení životnosti tvarovacích nástrojů. Zlom ve výrobě tvarovacích nástrojů nastal až s využitím litiny a speciálních ocelí. Aplikace kovů na tvarovací nástroje umožnila rozmanitější výrobu skleněných výrobků složitějších tvarů ve vyšší třídě přesnosti, použití kovů se odrazilo také v podstatném zvýšení trvanlivosti forem. Jednotlivé díly forem bylo možné jednoduše spojovat bez zvláštního spojovacího nářadí. Převrat ve sklářské výrobě byl završen počátkem 20. století vynálezem prvního sklářského sacího automatu Owens na výrobu dutého skla a jeho uvedením do provozu. Nové požadavky spojené s automatizací celého technologického procesu podnítily intenzivní výzkum zaměřený na odhalení zákonitostí tepelných, fyzikálních, mechanických a chemických dějů probíhajících při tvarování skloviny. Mimořádná pozornost byla věnována výzkumu materiálových vlastností skloviny a jejich ovlivnění chemickým složením.

Syntéza dosažených znalostí v oblasti tvarování skloviny byla zpracována a utříděna A. Smrčkem [109] do uceleného systému jednoduchých, ve výrobní praxi aplikovatelných, vztahů, které za jistých okolností poskytují technikům návod na řešení vzniklých technologických problémů. Přesto výrobní procesy ve většině odvětví sklářského průmyslu jsou dosud založeny především na zkušenostech.

Současné trendy v automatické výrobě užitkového skla se vyznačují orientací na výrobu tvarově a rozměrově nestandardního sortimentu, který je v praxi ve většině případů zdrojem významných technologických problémů. Tradiční přístupy přípravy výroby užitkového skla neumožňují efektivní vyhodnocení úrovně průběhu tvarovacího cyklu, natož pak jeho účinnou optimalizaci. Zdroje technologických problémů jsou identifikovány až v průběhu výrobních zkoušek, což obvykle vede ke značným časovým a ekonomickým ztrátám. Pro dosažení požadovaných výrobních cílů, snížení výrobních nákladů a zajištění vyšší úrovně konkurenceschopnosti našich výrobců je zejména při náběhu výroby nového sortimentu žádoucí identifikace případných technologických problémů již v předvýrobní fázi, tzn. před náběhem provozních zkoušek.

Efektivní metodou identifikace možných technologických problémů je využití prostředků výpočetní simulace technologických procesů. Nasazení metod virtuálního prototypingu v předvýrobních etapách umožňuje detekování problematických oblastí, které mohou být ve výrobě zdrojem defektů a následně také určit směry možné optimalizace průběhu tvarovacího procesu, konstrukce a chlazení tvarovacích nástrojů.

Předkládaná práce se zabývá problematikou lisování užitkového skla, podrobnou analýzou jednotlivých faktorů ovlivňujících průběh tvarovacího cyklu a specifikací základních technologických požadavků. Pozornost autora je zaměřena na možnosti využití numerického modelování, založeného na matematickém aparátu metody konečných prvků (dále MKP), pro komplexní simulaci tvarovacího cyklu lisování užitkového skla, identifikaci a lokalizaci případných technologických problémů a naznačení možných směrů optimalizace tvarovacího cyklu. Prezentované výsledky jsou plně aplikovatelné pro automatickou výrobu lisovaného skla na karuselových lisech.

Text disertační práce je rozčleněn celkem do devíti kapitol. Základní cíle práce jsou formulovány ve 2. kapitole, faktory ovlivňující proces tvarování skloviny jsou analyzovány ve 3. kapitole, teoretické aspekty numerické simulace včetně obecné specifikace okrajových podmínek pak v kapitole 4. Nosnou částí disertační práce jsou kapitoly 5 až 7. V kapitole 5 je rozpracována koncepce počítačového modelování a navržena metodika identifikace a lokalizace technologických problémů. V kapitole 6 je uvedena koncepce použita pro monitorování průběhu vybraných cyklů tvarování skloviny. Identifikace a lokalizace problematických míst tvarovacího cyklu je výchozím bodem prediktivní optimalizace, prezentované v kapitole 7, ve které jsou také specifikovány základní požadavky na konstrukci a chlazení sklářských forem včetně koncepce řízeného chlazení. Součástí každé kapitoly je shrnutí jejího obsahu. Ucelené shrnutí výsledků disertační práce je uvedeno v kapitole 8.

1 TECHNOLOGICKÁ VÝCHODISKA PROCESU TVAROVÁNÍ SKLOVINY

Automatizovaná sklářská výroba je složitým a ekonomicky značně náročným výrobním postupem, který zahrnuje přípravu sklářské suroviny, její tavení, homogenizaci, česání, sejití na pracovní teplotu, tvarování a chlazení konečného výrobku, po kterém obvykle následují dokončovací operace na studeném konci [50]. Přestože znalost tavení a zpracování skloviny je jedním z nejstarších známých výrobních postupů, je sklářská výroba dodnes v převážné míře založena na empirickém základě. V současnosti je již poměrně uspokojivě vyřešena otázka přípravy skloviny v tavících agregátech. Nasazení efektivních výpočetních modelů dovozuje optimalizaci průběhu procesu tavení skloviny. Získané teoretické poznatky následně umožňují efektivní projekci tavících agregátů. Oblastí, která však stále zůstává zdrojem značných problémů a zásadním způsobem ovlivňuje efektivnost celého výrobního procesu včetně kvality vyráběné produkce, je oblast tvarování.

Tvarování skloviny je komplexním technologickým procesem, jehož cílem je získání pevného výrobku požadovaného tvaru. Přestože existuje široké spektrum technologií používaných ve sklářské výrobě, fyzikální základ všech je obdobný - požadovaného tvaru je dosaženo působením vnější síly na dávku skloviny o poměrně nízké viskozitě a vytvořený tvar je následně fixován podstatným zvýšením viskozity v průběhu ochlazování výrobku.

Proces tvarování skloviny je proto možné rozdělit do dvou fází:

- transformace dávky skloviny do konečného tvaru výrobku,
- solidifikace finálního tvaru výrobku.

Podle použitého principu transformace dávky skloviny je možné technologie tvarování skloviny obecně rozdělit do dvou rozsáhlých skupin [109]. Do první patří technologie, u kterých je pro získání finálního tvaru výrobku využíváno tvarovacího, vesměs kovového nástroje. Do druhé skupiny pak technologie, které pro dosažení požadovaného efektu využívají spolupůsobení viskózního toku a povrchového napětí skloviny (obr. 1.1).

Technologie založené na tvarování skloviny prostřednictvím tvarovacího nástroje

- lisování
- lisofoukací způsob
- sacofoukací způsob
- lisovstříkování
- dvakrát foukací způsob
- mačkání
- válcování
- foukání do sklářských forem
- odstředivé lití

Technologie založené na tvarování skloviny spolupůsobením viskózního toku a povrchového napětí skloviny

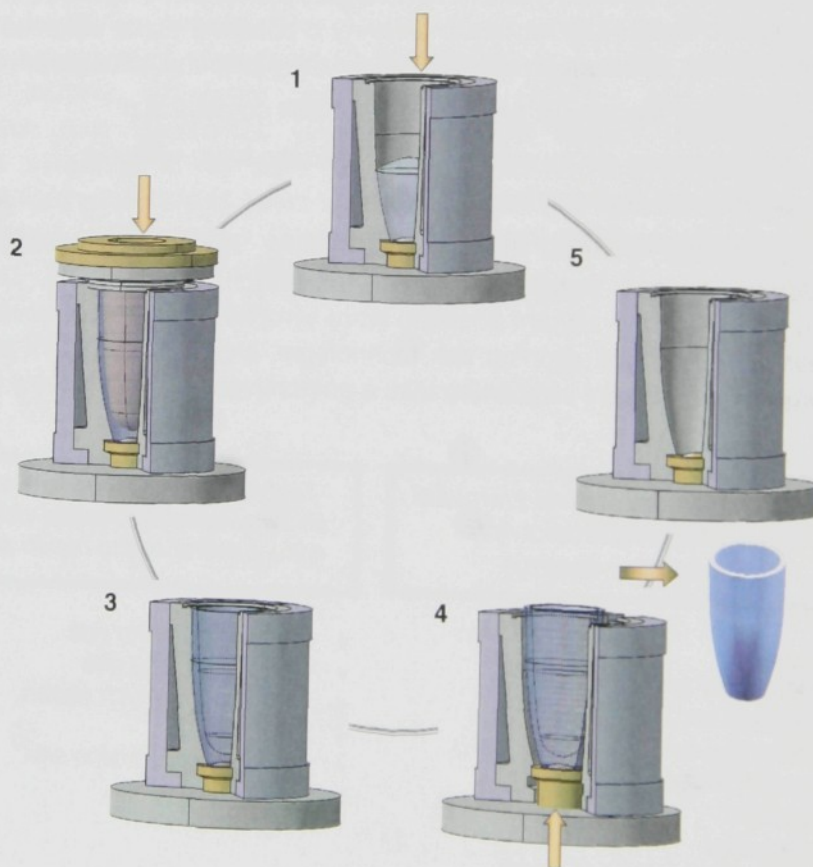
- plavení plochého skla
- tažení plochého skla
- výroba skleněných vláken
- tažení trubic
- volné foukání dutého skla
- ohýbání

Obr. 1.1 Rozdělení technologií tvarování skloviny

Průběh jednotlivých fází tvarovacího cyklu je výrazně ovlivněn teplotními charakteristikami materiálových vlastností zpracovávané skloviny, bez jejichž zohlednění není možné dosáhnout požadovaného výstupu. Dobrá znalost termofyzikálních a mechanických vlastností tvarované skloviny, vývoje teplotních a deformačních polí v

jednotlivých fázích technologického procesu je velmi důležitým faktorem pro zajištění efektivního průběhu celého tvarovacího cyklu. Tvarování je charakterizováno dostatečně rychlou změnou tvaru při nepřetržitém ochlazování skloviny, které je doprovázeno plynulým nárůstem viskozity. Efektivnost tvarování je limitována rychlostí odvodu tepla ze skloviny.

Předmětem řešení disertační práce je problematika tvarování skloviny prostřednictvím tvarovacího nástroje. Pozornost je tedy zaměřena na technologie spadající do první skupiny uvedené na *obr. 1.1*, konkrétně na lisování a z něj odvozené výrobní postupy (lisofoukání a lisovstříkování), které se v současné době v automatické výrobě užitkového skla uplatňují stále výrazněji. Lisování skloviny, skládající se z posloupnosti dílčích, po sobě následujících a pravidelně se opakujících kroků - dávkování, tvarování, chlazení výrobku, příprava formy na následující pracovní cyklus (*obr. 1.2*), patří mezi značně rozšířené technologie. V porovnání s ostatními způsoby tvarování je lisování poměrně jednoduchým výrobním postupem, umožňujícím, prostřednictvím soustavy tvarovacích nástrojů, dosáhnout finálního tvaru výrobku obvykle v průběhu jedné operace. Přes zdánlivou jednoduchost je lisování skloviny na automatických lisech komplexním procesem s vysokými nároky na dodržení stabilních technologických podmínek.



Obr. 1.2 Jednotlivé fáze cyklu lisování

1-dávkování, 2-lisování, 3-chlazení výrobku, 4-vyjímání výrobku, 5-příprava formy na následující lisovací cyklus

Kvalita vyráběné produkce a efektivnost výroby jsou ovlivněny řadou technologických a provozně-technických parametrů. Průběh lisovacího cyklu je řízen vývojem termomechanické interakce tvarované skloviny, jednotlivých tvarovacích nástrojů a okolního prostředí.

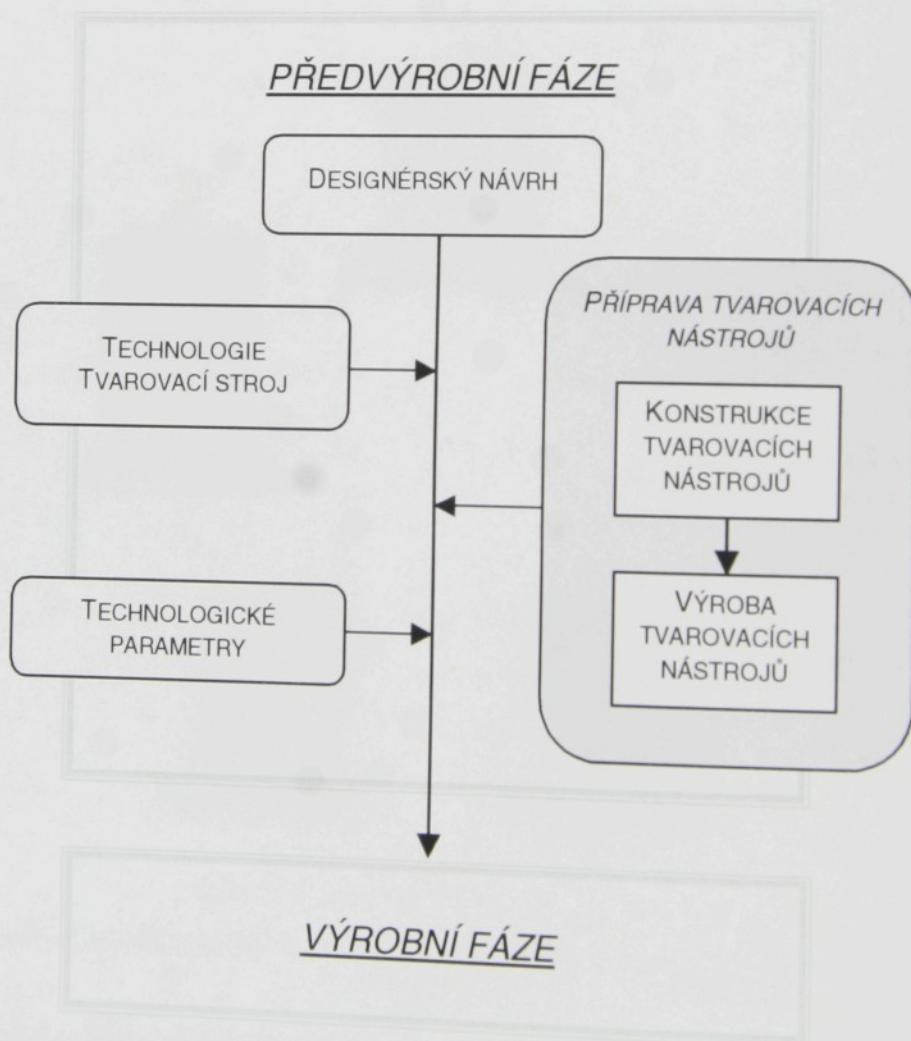
Zásadním činitelem ovlivňujícím průběh lisování je teplotní režim tvarovacích nástrojů určený jejich konstrukcí, chlazením a použitým materiálem.

Lisováním je vyráběno poměrně široké spektrum předmětů technického a užitkového skla nejrůznějších tvarů. Omezení této technologie spočívají především v nemožnosti výroby dutého tenkostěnného sortimentu a v geometrických omezeních vnitřní dutiny tvarovaného výlisku, která musí být hladká a její tvar musí umožnit zpětné vysunutí razníku. Vnější tvar výrobku limitujícím faktorem není, může být velmi složitý a značně členitý. Lisované výrobky se vyznačují tlustšími stěnami a vyšší hmotností.

2 SOUČASNÝ STAV PŘÍPRAVY VÝROBY A CÍLE DISERTAČNÍ PRÁCE

2.1 SOUČASNÝ STAV PŘÍPRAVY VÝROBY LISOVANÝCH SKLENĚNÝCH VÝROBKŮ

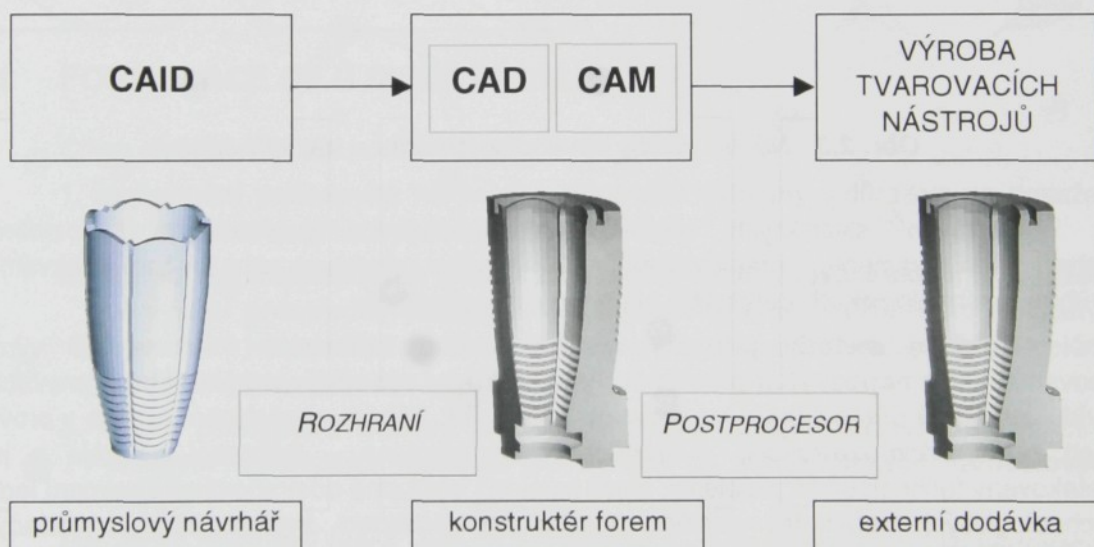
Příprava sklářské výroby (obr. 2.1) se ve srovnání se strojírenskou výrobou vyznačuje řadou specifických rysů. Výchozím krokem procesu přípravy výroby je designérský návrh nového výrobku. Po jeho schválení a specifikaci výrobního zařízení následuje fáze konstrukce tvarovacích nástrojů. Jejich výroba je obvykle realizována dodavatelsky specializovanou firmou. Po dodávce požadovaného počtu kompletních sad tvarovacích nástrojů je jejich funkce prověřována ve zkušebním provozu. Během této závěrečné fáze přípravy výroby jsou prováděny modifikace tvarovacích nástrojů, zaměřené především na přesnost vzájemného sesazení jednotlivých částí vícedílných sklářských forem a doladění nastavených technologických parametrů tvarovacího cyklu (příprava skloviny, hmotnostní a rozměrová modifikace dávkované skloviny, časové charakteristiky, průběh chlazení).



Obr. 2.1 Schéma procesu přípravy sklářské výroby

Tlak na zrychlení inovační schopnosti výrobců, spolu s růstem nároků na jakost vyráběné produkce přiměl v uplynulých letech i české sklářské firmy investovat finanční prostředky do oblasti C-technologií. Při implementaci C-technologií je pozornost investorů, až na malé výjimky, zaměřena pouze na zefektivnění procesu návrhu nových výrobků a konstrukce tvarovacích nástrojů - při návrhu a následné konstrukci sklářských forem jsou běžně využívány graficky orientované CAID (Computer Aided Industrial Design) a CAD (Computer Aided Design) systémy, tj. softwarové produkty pro podporu práce průmyslového návrháře resp. konstruktéra v souladu se schématem na *obr. 2.2*.

Výsledek umělecké práce průmyslového návrháře ve formě prostorového počítačového modelu je uložen v datové podobě. Prostřednictvím přímého rozhraní nebo častěji neutrálního souboru (standardy STEP a IGES) mohou být prostorová grafická data popisující vytvořený 3D model přenesena do prostřední CAD/CAM (Computer Aided Design resp. Manufacturing) systému. V CAD systému jsou načtené topologické a geometrické informace popisující výrobek využity pro generování 3D počítačových modelů tvarovacích nástrojů. Po vhodné specifikaci dělicích rovin sklářské formy (v závislosti na tvarové složitosti nového výrobku a systému uložení jednotlivých segmentů) je možné pro výchozí polotovár vygenerovat odpovídající part program (obvykle ve formě ISO kódu), který lze s využitím odpovídajícího postprocesoru přetransformovat do podoby programu pro operační systém konkrétního NC (CNC) stroje.



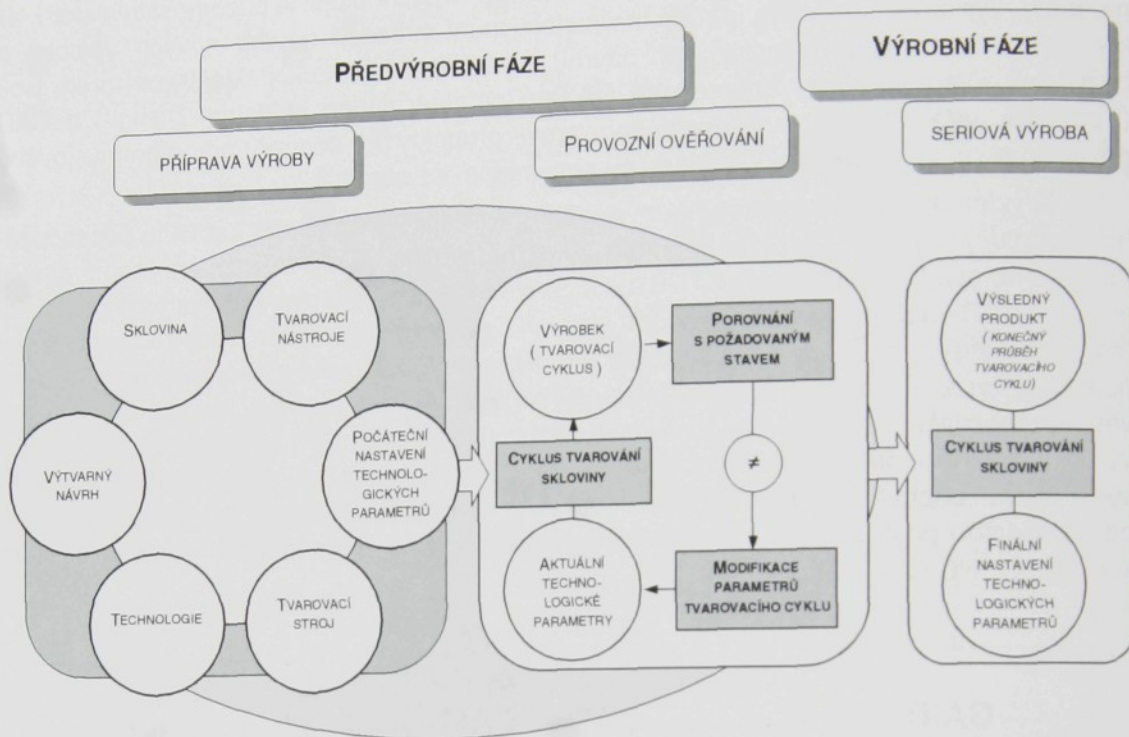
Obr. 2.2 Implementace C-technologií v oblasti přípravy sklářské výroby (výroba tvarovacích nástrojů)

Hlavní efekt nasazení výpočetní techniky v oblasti přípravy naběhu nového sortimentu spočívá v podstatném zkrácení doby potřebné pro uvedení nového výrobku na trh, tj. ve výrazném zvýšení inovační schopnosti výrobce a zvýšení flexibility odezvy na požadavky trhu především u tvarově složitých výrobků.

Principiálně je však **příprava sklářské výroby** stále ještě **založena na klasickém, tj. empirickém přístupu** (*obr. 2.3*).

Modernizace procesu přípravy výroby založená na implementaci C-technologií v podobě tzv. čistého „CAD“ řešení proto přímo neovlivňuje, ani ovlivnit nemůže, jakost vyráběné sklářské produkce, ani efektivnost cyklu tvarování skloviny. V mnoha případech je

implementace těchto technologií do výrobního procesu naopak zdrojem technologických problémů, které jsou iniciovány růstem složitosti tvarů vyráběné produkce.



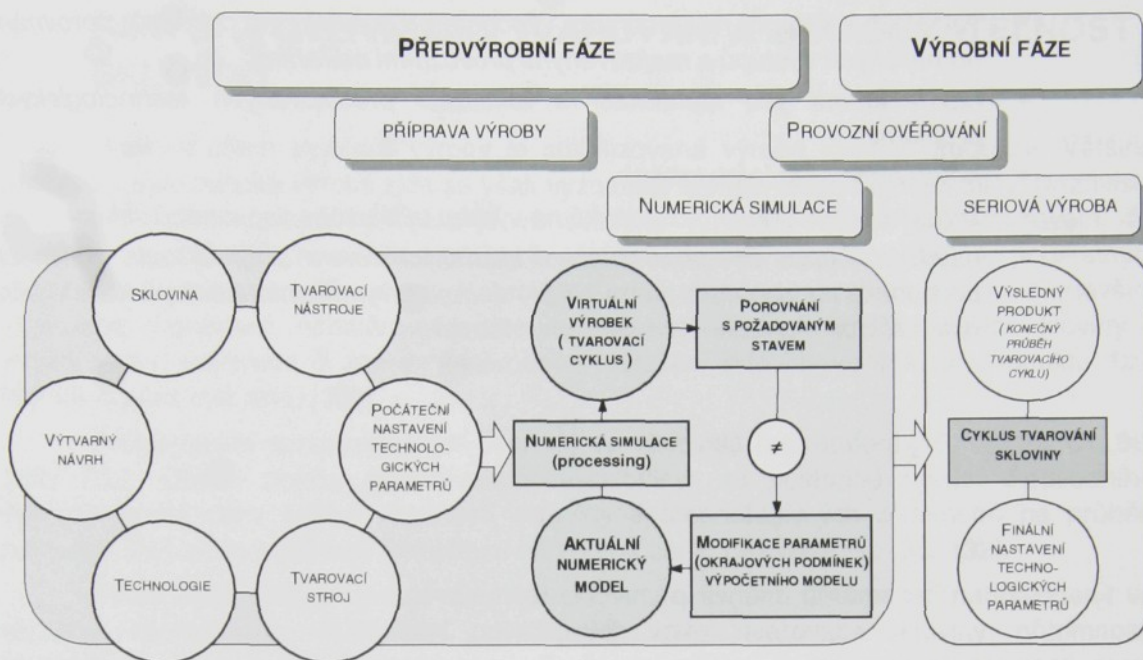
Obr. 2.3 Náběh výroby nového sortimentu – klasický přístup

Tvarování skleněných výrobků, zejména výroba geometricky a rozměrově netradičního sortimentu, je relativně složitá s vysokými nároky na zabezpečení adekvátního průběhu technologických parametrů během tvarovacího cyklu.

Tradiční metody přípravy výroby nového sortimentu v automatické výrobě lisovaného skla neposkytují prostředky pro efektivní vyhodnocení průběhu tvarovacího cyklu, prvořadý důraz kladou na provozní ověřování. Během předvýrobní fáze je v provozních podmínkách ověřováno chování soustavy sklovina – tvarovací nástroje a jsou detekovány technologické problémy, které musí být postupně odstraňovány. Provozní ladění technologických parametrů většinou podstatným způsobem zvyšuje výrobní náklady a prodlužuje dobu uvedení nového výrobku na trh. Zřejmým nedostatkem tradičního postupu je obtížná identifikace zdroje vznikajících technologických problémů a problematické zabezpečení efektivní a kvalitní produkce v sériové výrobě.

Při náběhu výroby nového sortimentu je žádoucí **zdroje technologických problémů odhalit již v předvýrobní fázi.** Pro dosažení požadovaných výrobních cílů, zejména při náběhu výroby nového sortimentu, je účelné do procesu přípravy výroby začlenit prostředky numerické simulace technologických procesů (obr. 2.4).

Nasazení nástrojů virtuálního prototypingu umožňuje na základě detailní analýzy průběhu tvarovacího procesu a vyhodnocení zdrojů výrobních vad **určit postup optimalizace průběhu tvarovacího cyklu, konstrukce a chlazení tvarovacích nástrojů již v předvýrobních etapách.**



Obr. 2.4 Příprava výroby – přístup založen na využití prostředků numerické simulace

2.2 FORMULACE CÍLŮ DISERTAČNÍ PRÁCE

Cílem disertační práce je:

1. **zobecnění požadavků na proces tvarování skloviny** s důrazem na dosažení jakostní produkce lisovaného sortimentu,
2. **formulace metodiky pro popis tvarovacího cyklu lisování skloviny založené na využití prostředků počítačového modelování, její ověření** pro kvalitativní hodnocení tvarovacího cyklu a aplikace pro identifikaci technologických problémů a jejich eliminaci již v předvýrobní fázi výroby,
3. **návrh postupu a ověření jeho využitelnosti k optimalizaci konstrukce a chlazení tvarovacích nástrojů při výrobě na automatických karuselových lisech.**

Metodicky disertační práce vychází z podrobné analýzy jednotlivých fází tvarovacího cyklu a podrobného rozboru výsledků publikovaných v odborné literatuře. Syntéza získaných výsledků je podkladem pro definici výpočetního modelu, který je základním prostředkem pro dosažení stanovených cílů.

Vzhledem k rozsahu a komplexnosti řešené problematiky je značná část práce zaměřena na identifikaci a rozbor vybraných parametrů tvarovacího cyklu. Důležitou součástí disertační práce jsou také verifikační měření, realizovaná v provozní praxi.

Výše uvedených cílů je dosaženo prostřednictvím následujících dílčích kroků:

- *identifikace a rozbor faktorů ovlivňujících průběh tvarovacího cyklu;*
- *vytvoření obecné koncepce virtuálního modelu tvarovacího cyklu;*
- *specifikace základních požadavků kladených na numerický model;*
- *vytvoření numerického modelu vhodného pro virtuální modelování celého cyklu tvarování skloviny;*

- *verifikace výstupů referenčního výpočetního modelu na základě porovnání numerických výstupů s realizovanými provozními měřeními;*
- *návrh kritérií pro identifikaci a lokalizaci predikovaných technologických problémů;*
- *návrh optimalizačních kritérií;*
- *zobecnění základních požadavků na výrobu užitkového lisovaného skla;*
- *návrh koncepce řízeného chlazení sklářských forem a specifikace obecných požadavků na vlastnosti tvarovacích nástrojů s vymezením postupů konstrukční optimalizace a chlazení tvarovacích nástrojů.*

3 FAKTORY OVLIVŇUJÍCÍ TVAROVÁNÍ A ZPRACOVATELNOST SKLOVINY

Hlavním cílem sklářské výroby je stabilizovaná výroba kvalitní produkce. Většina procesů v automatické výrobě skla se však vyznačuje určitým stupněm nestability. Nezávisle na úrovni řízení tvarovacího cyklu je ve sklářské výrobě poměrně běžným jevem, že bezproblémový průběh tvarování skloviny je náhle, bez zřetelné příčiny, narušen podstatným zhoršením tvarovatelnosti, které je obvykle doprovázeno vznikem trhlin, především vlasového charakteru, nadměrnou tvorbou vrásek, obtížemi při odstřihu dávky skloviny a plnění formy, poklesem či znerovnoměrněním rozložení skloviny ve finálním produktu (tzv. křehké či plechové sklo) [109].

Problematické zpracovatelnosti skloviny se věnovala řada autorů [10, 28, 30, 61, 86, 132, 133]. Obsah pojmu „zpracovatelnost skloviny“ se postupně vyvíjel z původního vyhodnocování vlivu dílčích vlastností skloviny a technologických parametrů na průběh tvarování [86] až po současný komplexní náhled na celou problematiku [36, 132].

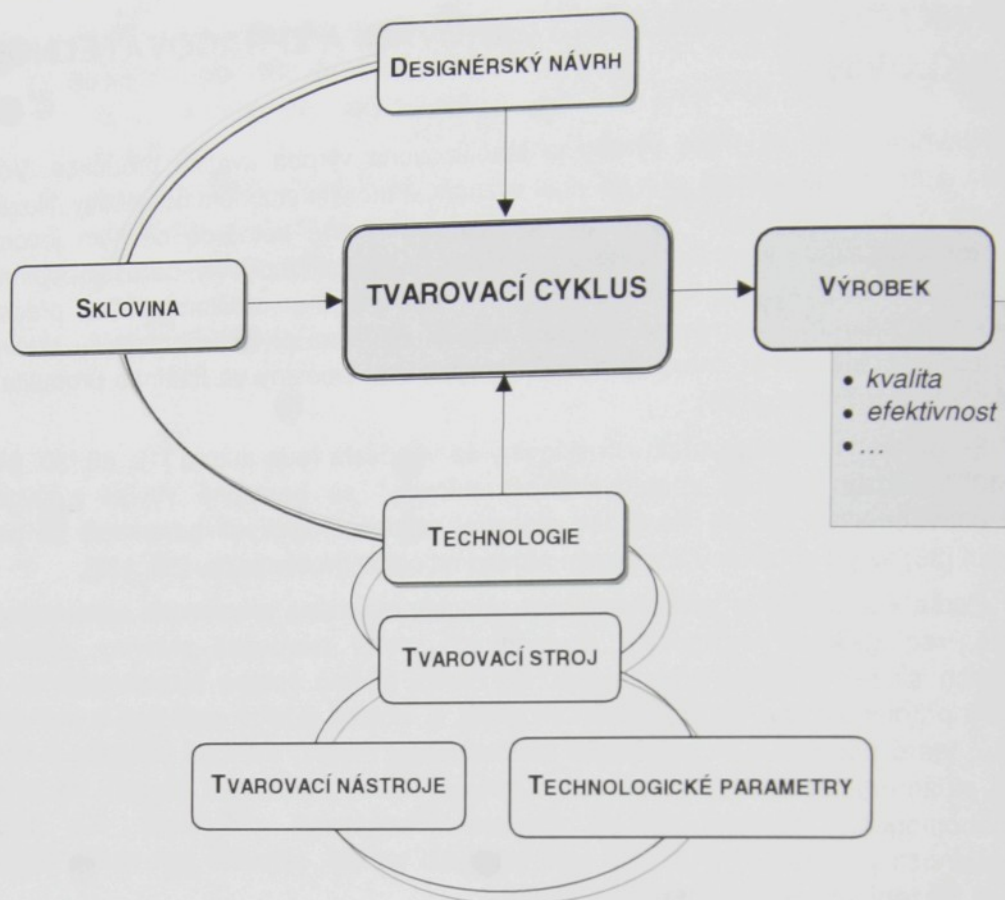
Podle Poola [86] je zpracovatelnost skloviny ovlivněna přítomností nehomogenit ve sklovině, reologickými vlastnostmi povrchových vrstev tvarované skloviny, přítomností minoritních složek a redox podmínkami. Za hlavní příčinu špatné zpracovatelnosti autor považuje přítomnost tzv. ultramikronehomogenit, tj. oblastí fázové separace a nukleačních zárodků, které působí ve sklovině jako koncentrátoři napětí, ovlivňují viskozitu a hodnoty kritické střížné rychlosti. Vliv šlírovitosti je sporný, neboť pozorování ukázala, že tento typ mikronehomogenit nemusí proces tvarování negativně ovlivňovat. Ke zlepšení tvarovatelnosti je podle [87] vhodné tavit při vyšší teplotě, sklovinu pak rychle ochladit a používat složení s co nejnižší teplotou liquidu.

Vliv chemického složení na průběh viskozitní křivky a zpracovatelnost skloviny hodnotil Graff [30]. Problematické zpracovatelnosti skloviny se intenzivně věnovali Bruckner s Hessekemperem. Zabývali se otázkami elastické odezvy skloviny, napěťové a strukturní relaxace, vysokoteplotní lomové pevnosti a křehkosti skloviny ve vztahu k rychlosti tvarování resp. rychlosti deformace [31 až 36].

Vzhledem ke složitosti řešené problematiky nebyly dosud všechny fyzikální, chemické ani technologické parametry, ovlivňující úroveň zpracovatelnosti konkrétní skloviny, ani jejich vzájemné vazby identifikovány; v současné době proto komplexní kvantifikace parametrů úrovně zpracovatelnosti možná není.

Z analýzy publikovaných výsledků vyplývá, že úroveň zpracovatelnosti je dána interakcí technologických parametrů tvarovacího cyklu a reologických a tepelných vlastností tvarované skloviny. Při hodnocení zpracovatelnosti skloviny je proto nezbytné zohlednit vliv všech činitelů ovlivňujících průběh tvarování, přičemž jejich vliv musí být posuzován v širším kontextu vzhledem k dynamickému charakteru tvarovacího cyklu a časovým závislostem průběhu jednotlivých parametrů, především spektrální emisivity a technologických parametrů.

Z technologického pohledu je možné faktory, ovlivňující průběh tvarovacího cyklu a následně i kvalitu vyráběné produkce a efektivnost výroby, shrnout do několika bodů uvedených na *obr. 3.1*. Dominantní vliv mají vlastnosti tvarované skloviny, použité technologie tvarování a určené výrobní zařízení. Časový průběh technologických parametrů je určen geometrickými charakteristikami finálního výrobku, tvarovanou sklovinou, možnostmi tvarovacího stroje a konstrukčním uspořádáním tvarovacích nástrojů. Vliv jednotlivých faktorů je nutno posuzovat komplexně, neboť během tvarovacího cyklu dochází k interakci jejich působení.



Obr. 3.1 Faktory ovlivňující průběh tvarovacího cyklu

3.1 DESIGNÉRSKÝ NÁVRH

Sklářská produkce je významně ovlivněna aktuálními módními trendy, přičemž tyto tendence jsou nejzřetelnější v oblasti tvarování užitkového skla. Ostrý konkurenční boj mezi jednotlivými výrobci užitkového skla a požadavky trhu nutí průmyslové designéry k tvorbě avantgardních návrhů s nestandardními geometrickými a rozměrovými charakteristikami. Strojní výroba takového sortimentu je ve většině případů značně problematická, a to jak z technologického, tak i z ekonomického pohledu. Výrobky jsou vyráběny v relativně malých sériích, proto příprava výroby založená na tradičních empirických postupech kladé značné nároky především na provozní zkoušky a obsluhu automatických linek.

Přestože ve většině odvětví sklářského průmyslu není situace až tak extrémně vyhraněná, průmyslový návrh a požadavky odběratelů výrazně ovlivňují průběh tvarovacího cyklu a následně i efektivnost výroby.

3.2 SKLOVINA¹

Ve výrobě užitkového skla je tvarováno široké spektrum sklovín, chemické složení je v konkrétním případě voleno v závislosti na vyráběném sortimentu.

¹ Názvosloví je voleno v souladu s [18], tj. pod T_g sklo, nad T_g sklovina.

Přehled vybraných sklovin požívaných v ČR je uveden v *tab. 3.1*. Prakticky všechny vlastnosti silikátových skel jsou závislé na jejich chemickém složení a libovolnou vlastnost je tedy možné modifikovat změnou složení skla. Pro predikci charakteru změny konkrétní vlastnosti v určitém rozsahu variace chemického složení skla lze obvykle využít principu aditivity [50].

Z pohledu tvarování jsou zásadní reologické a termomechanické vlastnosti tvarované skloviny, kterým je v této kapitole věnována významná pozornost.

Tab. 3.1 Chemické složení vybraných českých skel [4]

Oxid	Sklo /složení v hmot. %/							
	A	B	C	D	E	F	G	H
SiO ₂	59,12	80,44	73,19	69,54	70,60	57,50	71,66	72,13
B ₂ O ₃		12,52			0,80			
Al ₂ O ₃	0,0415	2,05	1,58	0,15			2,08	2,39
CaO	0,0059		6,64	5,50	2,40	3,20	8,59	8,05
MgO	0,0059		4,28		1,50		2,04	2,93
BaO				5,42			0,53	
PbO	24,69			2,44	6,3	25,0		
ZnO	1,44			1,48				
Fe ₂ O ₃	0,0071		0,068	0,025			0,44	0,273
Na ₂ O	2,12	3,65	13,23	9,26	5,80	10,40	14,32	13,44
K ₂ O	12,38	1,08	0,84	5,56	12,00	3,90	0,55	0,65
SO ₃			0,14				0,17	0,10
Sb ₂ O ₃				0,37	0,25			
As ₂ O ₃	0,25				0,25			

A olovnaté sklo

B borosilikátové tepelně odolné sklo SIMAX

C bílé obalové sklo

D sodnodraselné užitkové sklo pro automatickou výrobu LINKUŽ

E základní bižuterní sklo

F vysoce olovnaté sklo (olovnatý křišťál)

G zelené obalové sklo

H hnědé obalové sklo

3.2.1 REOLOGICKÉ VLASTNOSTI SKLOVINY

Složitá struktura anorganických skel [20, 38] se projevuje jejich komplikovanějším deformačním chováním. Z reologického pohledu vykazuje sklo v celém rozsahu teplot vlastnosti viskoelastického materiálu, přičemž skutečný reologický stav je závislý na teplotě vzorku [113]. Za nízkých teplot dosahuje dynamická viskozita ve skle vysokých hodnot; sklo se chová zdánlivě jako hmota hookovská, dokonale elastická. S rostoucí teplotou se ve skle stále výrazněji uplatňuje viskózní složka chování, projevující se transformací poměrně části pružných deformací v deformace trvalé a následnou redukcí napětí vyvolaných působícím vnějším zatížením.

Významný zlom v reologickém chování anorganických skel je spojen s konstitutivními změnami, které se zřetelně projevují v oblasti transformačního intervalu (oblast přechodu

mezi skelnou fází a přechlazenou kapalinou)². Nad horní hranicí transformačního intervalu převažuje viskózní charakter chování. Za vysokých teplot je elastická deformace ve sklovině překryta viskózním tokem a pružné deformace, vyvolané vnějšími silami, velmi rychle přecházejí v deformace trvalé, ve sklovině tak nevznikají žádná napětí. Uvnitř transformačního intervalu se výrazně uplatňují oba charaktery chování skla. Podrobnější specifikace reologických stavů skla resp. skloviny v závislosti na viskozitě je uvedena v [117].

Z technologického pohledu je sklo v rozmezí nízkých teplot, tj. pod spodní hranicí transformačního intervalu, považováno za látku křehkou, v rozmezí teplot určujících transformačního intervalu, je sklovina pokládána za látku viskózní a nad teplotou likvidy podchlazenou kapalinu (nad T_g) je sklovina pokládána za látku viskózní a nad teplotou likvidy (nad T_d) za látku kapalnou. Deformační odezva skla resp. skloviny na vnější zatížení je ve skutečnosti podstatně složitější; deformační chování je kromě interakce elastické a viskoelastické složky charakteristické také významnou časovou závislostí (zpožděná elastická deformace) [113].

Reologické chování viskoelastických materiálů je obvykle popisováno prostřednictvím mechanických modelů složených z různých kombinací čistě elastických prvků (pružiny popsané smykovým modulem G) a čistě viskózních prvků (tekutinové tlumiče definované dynamickou viskozitou η). Historicky první představa reologického chování skla byla vyjádřena modelem Maxwellovy hmoty (sériově zapojený píst s pružinou) [22, 24, 43, 103, 110], jehož konstitutivní chování lze popsat rovnicí

$$\dot{\varepsilon} = \frac{1}{E} \dot{\sigma} + \frac{1}{\eta} \sigma, \quad (3-1)$$

Maxwellův model poměrně dobře vyhovuje popisu reologických vlastností skloviny v oblasti nízkých viskozit, a to přibližně do 10^{10} Pas; negativním rysem modelu je nemožnost popisu zpožděných elastických efektů, které se však výrazněji projevují při nižších teplotách. Pro popis chování skla pod transformační teplotou je proto výhodnější použití Kelvinova modelu [22, 24, 103, 114, 110], jehož konstitutivní chování je popisováno vztahem

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \int \frac{\sigma}{\eta} dt. \quad (3-2)$$

Skutečné reologické chování skla resp. skloviny v celém rozsahu reálných teplot je podstatně komplexnější. Pro reálnější popis chování skla je proto efektivnější využití podstatně obecnějších modelů, složených z jednotlivých skupin Maxwellových a Kelvinových prvků [22, 43, 103], doporučováno je použití i tzv. Burgersova modelu (sériové zapojení Maxwellova a Kelvinova modelu) [22, 43, 103].

V oblasti transformačního intervalu a v omezeném rozsahu také nad jeho horní hranicí je sklo resp. sklovina obvykle považována za lineárně viskoelastický termoreologicky jednoduchý materiál [81]. Platnost tohoto předpokladu je omezena úrovní stabilizace skla [103] a intenzitou zatížení, neboť při překročení kritické hodnoty zatížení dochází k výrazné akceleraci relaxačních procesů [32, 33]. Při popisu viskoelastického materiálu prostřednictvím zobecněného Maxwellova modelu (paralelní propojení několika jednoduchých Maxwellových skupin) platí pro jednotlivé složky deviatoru napjatosti [103] vztah

$$\sigma'_{ij}(t) = 2 \int_{-\infty}^t \dot{\varepsilon}_{ij}(t') P(t-t') dt', \quad (3.3)$$

kde $\sigma'_{ij}(t)$ je tenzor deviatoru napjatosti, $\dot{\varepsilon}_{ij}(t') dt'$ přírůstek poměrného přetvoření

² Obecně jsou uváděny 2 transformační oblasti – oblast přechodu skelné fáze v přechlazenou kapalinu a oblast přechodu mezi přechlazenou kapalinou a kapalinou nad teplotou likvidy [35]

v infinitesimálním časovém intervalu $(t, t+dt)$, $\Psi(\tau) = \int_{t_r=0}^{t_r=\infty} G(t_r) e^{-t/\tau} dt_r$ je relaxační funkce pro jednoduchý Maxwellův model, $G(t_r)$ distribuční funkce relaxační doby (smykový elastický modul příslušející relaxační době $t_r = \eta/G$ jednoduchého Maxwellova modelu).

Příslušné časové charakteristiky relaxační funkce lze v daném intervalu teplot definovat v souladu s principem teplotně časové ekvivalence [126, 103] prostřednictvím kontrakce nebo dilatace časového měřítka, které jsou definovány posuvovou funkcí $\Phi(T)$ a redukováným časem $\xi(T)$.

Dominantní reologickou vlastností skla resp. skloviny je **viskozita**, která se významně uplatňuje v průběhu jednotlivých fází technologického procesu – od tavení, přes úpravu skloviny, dávkování, až po vlastní tvarování; výrazně ovlivňuje rychlost difúze jednotlivých fází, rychlost rozpouštění vzájemně reagujících složek v průběhu tavení, zásadním způsobem ovlivňuje kvalitu vyráběné produkce, průběh a rychlost tvarovacího procesu.

Charakteristickou vlastností skloviny je výrazná závislost její viskozity na teplotě. Při přechodu z kapalného do pevného stavu se viskozita skloviny mění ve značně širokých mezích (v oblasti teplot tavení a čerení dosahuje hodnot 10 Pas i nižších, v oblasti nízkých teplot, tj. ve skelném stavu pak hodnot řádově přesahujících 10^{20} Pas). Teplotní závislost viskozity je obvykle interpretována prostřednictvím viskozitní křivky [102]; viskozita skloviny s klesající teplotou plynule narůstá, v oblasti vysokých teplot je viskozitní křivka plochá, pod teplotou likvidu dochází k akceleraci rychlosti nárůstu viskozity, který je nejvýraznější v oblasti transformačního intervalu.

Při interpretaci teplotní závislosti viskozity skloviny se obvykle vychází z exponenciálního vztahu, tzv. Arrheniovy rovnice

$$\eta = A e^{E_\eta / RT}, \quad (3-4)$$

kde η je dynamická viskozita, A frekvenční faktor, R plynová konstanta, E_η aktivační energie viskózního toku (proměnná s teplotou - u křemičitých skel se v rozmezí viskozit $10 - 10^2$ Pas pohybuje mezi 125 a 250 kJmol⁻¹, v oblasti transformačního intervalu pak mezi 500 a 710 kJmol⁻¹ [38]) a T absolutní teplota. U sklotvorných tavenin se kromě překonání energetické hráze vzájemného posunu atomů či molekul mění také polymerační stavy. **K popisu teplotní závislosti viskozity je proto využíváno** empirických vztahů [19]; v oblasti teplot nad T_g nejčastěji **Vogel – Fulcher – Tammannovy (VFT) rovnice** [25]

$$\log \eta(T) = A + \frac{B}{T - T_0}, \quad (3-5)$$

v níž A , B , C a T_0 jsou empirické konstanty.

Základní pochody ve výrobě skla probíhají při srovnatelných hodnotách dynamické viskozity³, které však u různých druhů skel, tj. u skel s odlišným chemickým složením,

³ Definované vztahné body:

• bod tavení	$\log \eta [\text{Pas}] = 1$
• bod zpracování	$\log \eta [\text{Pas}] = 3$
• bod tečení	$\log \eta [\text{Pas}] = 4$
• bod měknutí	$\log \eta [\text{Pas}] \approx 6,65$
• deformační teplota	$\log \eta [\text{Pas}] = 10$
• horní chladicí teplota	$\log \eta [\text{Pas}] = 12$
• dolní chladicí teplota	$\log \eta [\text{Pas}] \approx 13,5$
• transformační teplota T_g	$\log \eta [\text{Pas}] \approx 12,3$

odpovídají rozdílným teplotám. Znalosti vztahů mezi viskozitou skloviny a technologickými parametry výroby jsou proto důležitým předpokladem pro zajištění bezporuchového chodu výroby.

Z pohledu tvarování skloviny je důležitý především tzv. interval zpracování resp. tvarování, který je vymezen viskozitami $10^2 - 10^7$ Pas [17]. Rozsah intervalu zpracování není určen pouze chemickým složením skloviny, ale také technologií jejího tvarování. Limitní rozsahy teplot (resp. jim odpovídající hodnoty dynamické viskozity) dávky skloviny a vyjmaného výrobku pro vybrané technologie tvarování skloviny jsou uvedeny v tab. 3.2.

Vyjádření závislosti viskozity na chemickém složení skla je značně problematické; účinek jednotlivých složek je komplexní a souvisí s řadou dalších faktorů, např. s celkovým složením skla či procentuálním zastoupením dané složky (odchylka od aditivity) [125]. Složitost této závislosti je možné ilustrovat na skutečnosti, že stejný oxid může viskozitu u jednoho druhu skla snižovat a u jiného ji naopak zvyšovat⁴. Problematikou ovlivnění teplotní závislosti viskozity jednotlivými oxidy v různých sklotvorných systémech a otázkou optimalizace chemického složení z pohledu zvýšení efektivnosti výroby a kvality vyráběné produkce se zabývali Lakatos a Johansson [45, 52].

Důležitými technologickými charakteristikami, které omezují dosažitelnou rychlost tvarování a využitelnost konkrétních strojních zařízení, jsou sklon a poloha viskozitní křivky. Vzhledem k omezené praktické využitelnosti dělení sklovin podle sklonu ($\Delta \log \eta / \Delta T$) a polohy viskozitní křivky na tzv. "krátká" a "dlouhá" resp. „tvrdá“ a „měkká“ [102], je v současnosti upřednostňován poněkud odlišný způsob klasifikace sklovin založený na normalizaci konkrétní skloviny vzhledem k T_g (definována viskozitou $\eta = 10^{12.2}$ Pas) [2]. Tato klasifikace umožňuje přímé srovnání „úrovně tvarovatelnosti“ různých sklovin, přičemž reálné skloviny se pohybují mezi dvěma extrémy – pevnými Arrheniovými a křehkými ne-Arrheniovými sklovinami.

Tab. 3.2 Přehled limitních hodnot viskozit při strojním tvarování obalového skla a lisování [19, 125]

Technologie	Operace	Viskozita η [dPas]
	Přítok skloviny z tavicího prostoru vany do žlabu dávkovače	$10^{2.8} - 10^{2.9}$
	Teplota kapky (v závislosti na velikosti kapky)	$10^3 - 10^{3.5(5)}$
TVAROVÁNÍ OBALOVÉHO SKLA, DVAKRÁT FOUKACÍ ZPŮSOB	Kapka skloviny	$10^{3.3}$
	Předávání z přední do konečné formy	$10^{3.8}$
	Vyjmutí	$10^{5.3}$
TVAROVÁNÍ OBALOVÉHO SKLA, LISOFUKACÍ ZPŮSOB	Kapka skloviny	$10^{3.8}$
	Předávání z přední do konečné formy	$10^{5.4}$
	Vyjmutí	$10^{8.1}$
LISOVÁNÍ	Kapka skloviny	$10^{3.6} - 10^{3.7}$

Porovnání teplotních závislostí viskozity vybraných skel resp. sklovin A - E (tab. 3.1) je

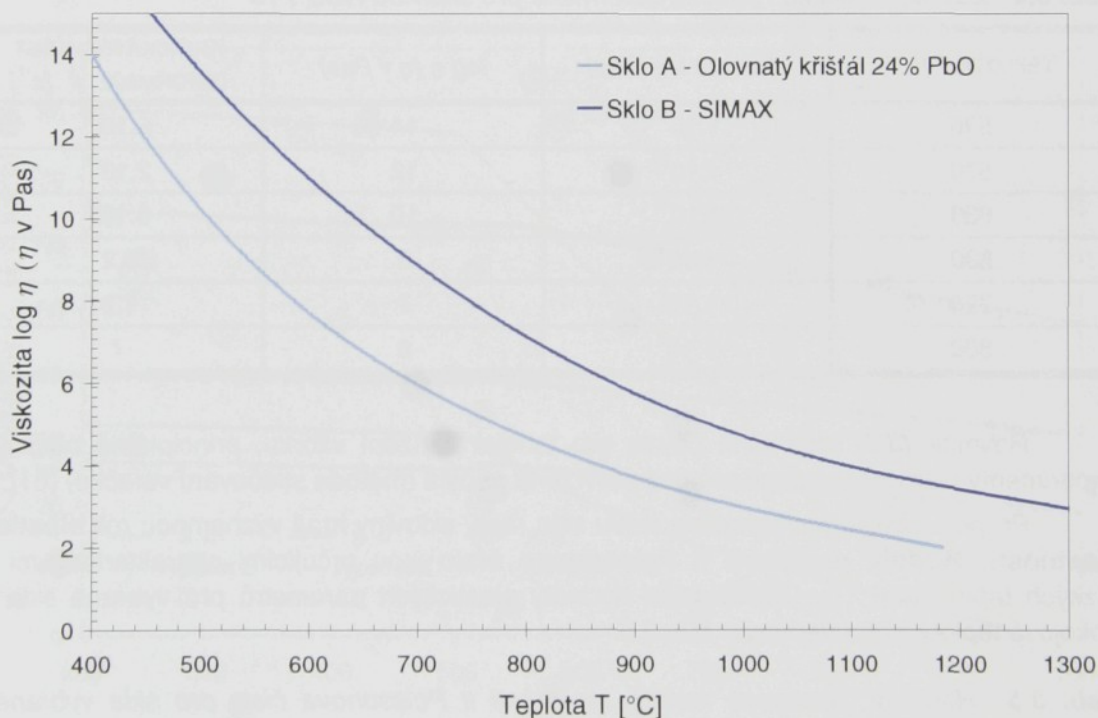
⁴ Obecně platí, že u běžných oxidových skel SiO_2 a Al_2O_3 viskozitu zvyšují, alkálie a PbO snižují. Skla s vysokým obsahem CaO a MgO mají strmou viskozitní křivku, skla s vysokým obsahem alkálií pozvolnou.

⁵ Kapka pro lisování má viskozitu o něco větší než kapka lahvová, protože má mít téměř kulový tvar.

uvedeno v *tab. 3.3*. Zvláštní pozornost je věnována sklovinám A a B (viskozitní křivky obou sklovin jsou vykresleny na *obr. 3.2*), neboť procesy tvarování těchto skloviny jsou analyzovány v *kap. 6*.

Tab. 3.3 Teplotní závislosti dynamické viskozity na teplotě pro vybraná skla

VISKOZITA $\log \eta$ [Pas]	TEPLOTA T [°C]				
	Sklo A	Sklo B	Sklo C	Sklo D	Sklo E
14	400	530	490	451	449
12	448	581	538	495	495
10	508	648	599	551	557
8	587	742	678	625	646
6	698	879	787	730	784
4	867	1106	954	900	1024
2	1184	1541	1257	1260	1551



Obr. 3.2 Viskozitní křivky skel A (24%PbO) a B (SIMAX)

Kromě teploty je viskozita skloviny závislá také na rychlosti tvarování resp. rychlosti deformace. V omezeném intervalu relativně nízkých rychlostí tvarování lze sklovinu pokládat za newtonovskou kapalinu, charakteristickou lineární závislostí mezi působícím napětím a rychlostí deformace [102]. Při vyšších napětích a rychlostech deformace se ve sklovině projevuje tzv. strukturní viskozita. V tvarované hmotě dochází k přeskupení struktury, které je doprovázeno protahováním molekul [87]. Vnější projev změny orientace za pohybu je pokles vazkosti s rostoucí rychlostí deformace. Po překročení kritické rychlosti deformace sklovina vykazuje vlastnosti newnetonovské, tzv. pseudoplastické kapaliny („shear thinning“) [54]. Problematikou chování skloviny při vyšších rychlostech tvarování se zabývaly kolektivy výzkumníků vedené Simmonsem [105, 106] a Brücknerem [10, 31, 61].

Pro popis průběhu skutečné resp. redukované dynamické viskozity v závislosti na rychlosti zatěžování lze použít vztahu, který na základě rozboru experimentálních výsledků pro standardní sklovinu NBS-710⁶ odvodil Simmons [105]

$$\eta = \frac{\eta_0}{1 + \frac{\dot{\epsilon}_t t_0 G_\infty}{\sigma_L}}, \quad (3-6)$$

příp. modifikované rovnice pro obalovou sklovinu navržené Andersonem [1]

$$\eta = \frac{\eta_0}{1 + 5 \cdot 10^{-6} \dot{\epsilon}_t \eta_0^{0,767}}, \quad (3-7)$$

ve kterých η je skutečná hodnota dynamické viskozity, η_0 nominální hodnota dynamické viskozity (3-5), t_0 doba relaxace, G_∞ smykový modul pružnosti, σ_L kohezní pevnost, $\dot{\epsilon}_t$ tečná složka rychlosti deformace. Experimentálně zjištěné hodnoty kritické rychlosti deformace pro sklovinu NBS-710 při definované teplotě [57, 58, 105, 106] jsou uvedeny v tab. 3.4.

Tab. 3.4 Závislost kritické rychlosti deformace pro sklovinu NBS-710

TEPLOTA T [°C]	VISKOZITA η [Pas]	$\log \eta$ (η v Pas)	KRITICKÁ RYCHLOST DEFORMACE $\dot{\epsilon}$ [s ⁻¹]
530	$1 \cdot 10^{14}$	14	$5 \cdot 10^{-6}$
570	$1 \cdot 10^{12}$	12	$2 \cdot 10^{-4}$
630	$1 \cdot 10^{10}$	10	$6 \cdot 10^{-3}$
690	$1 \cdot 10^8$	8	0,2
720	$1 \cdot 10^7$	7	1,2
800	$1 \cdot 10^6$	6	7

Rovnice (3.6) platí plně pouze pro tahové zatížení vzorku, principiálně odlišnými experimenty platnost uvedená rovnice potvrzena nebyla (metoda stlačování válečku) [61].

Při posuzování reologického stavu skla resp. skloviny hrají významnou roli **elastické vlastnosti**. **Moduly pružnosti** a **Poissonovo číslo** jsou určujícími charakteristikami za nízkých teplot (pod T_g). Odpovídající hodnoty elastických parametrů pro vybraná skla za pokojové teploty jsou uvedeny v tab. 3.5.

Tab. 3.5 Hodnoty Youngova modulu pružnosti a Poissonova čísla pro skla vybraného složení při teplotě 20°C

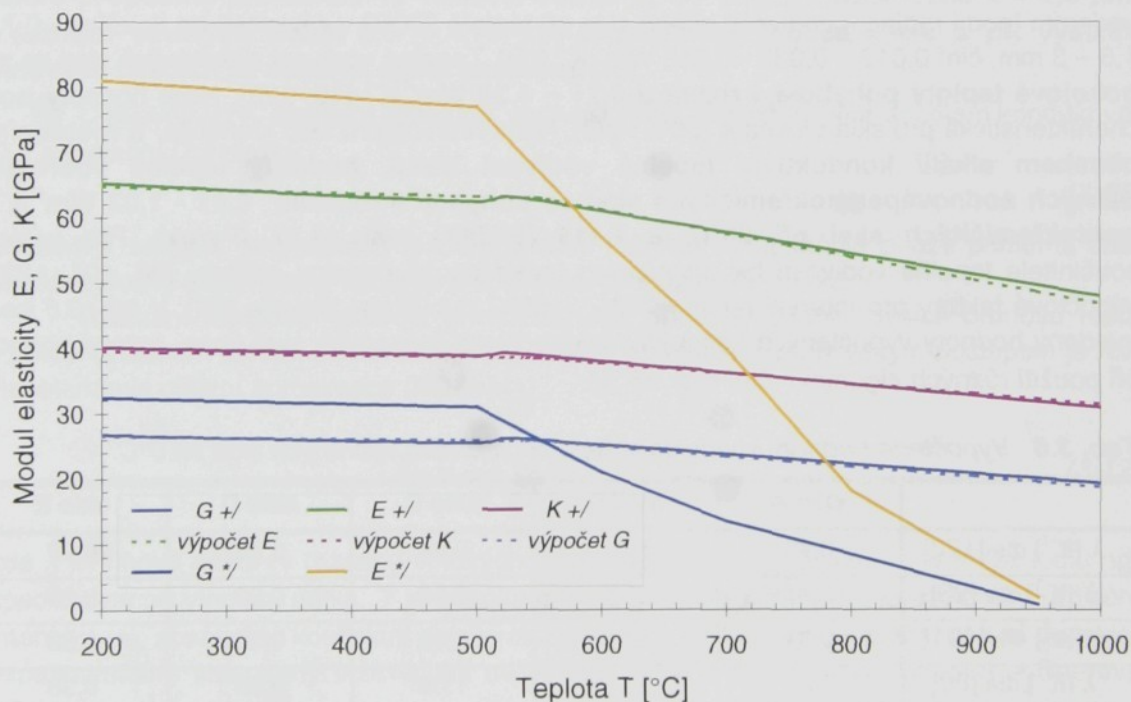
	Sklo A	Sklo B	Sklo C	Sklo D	Sklo E
E [MPa]	60 700	62 000	67 000	74 000	-
μ [-]	0,213	0,20	0,217	0,215	-

Přestože nad horní hranici tvarovacího intervalu jsou elastické deformace obvykle překryty viskózním tokem, může elastická odezva skloviny, za určitých podmínek, zejména při tvarování skloviny relativně vysokými rychlostmi na spodní hranici intervalu tvarování (interakce teplotního napětí a napětí vyvozeného vnějším zatížením), vyvolat tak vysoká

⁶ Specifikace NBS-710 – sodnovápenaté sklo 523/586 [117].

přechodná napětí, která mohou být zdrojem vad označovaných jako „fléry“, „rysatost“, vlasové trhliny, příp. vést až ke křehkému lomu ve sklovině [33,79]. Znalost teplotních závislostí elastických vlastností nad T_g je proto důležitou technologickou charakteristikou, a to především u technologií lisování a lisovstřikování skloviny.

Měření závislostí elastických parametrů za vyšších teplot je komplikované; pro stanovení teplotních průběhů elastických modulů za vysokých teplot je používána řada statických (stlačování válečku, ohybový test,...) a dynamických experimentálních metod (rezonanční metody $f \approx 100$ kHz, šíření akustických vln resp. rezonanční ultrazvuková spektroskopie $f \approx 10$ MHz, Brillounova rozptylová spektroskopie $f \approx 20$ GHz). První výzkumy teplotních závislostí elastických vlastností realizované prostřednictvím statických metod umožnily u sodnovápenatých skel identifikovat pokles modulů pružnosti s teplotou nad transformační teplotou. Statické metody však neumožňují odlišit adiabatickou a nepružnou složku totální deformace a proto je jejich použitelnost nad horní hranicí transformačního intervalu značně omezená. Nad T_g jsou ve skutečnosti měřeny hodnoty relaxačních modulů [18]. Moduly pružnosti získané statickými metodami jsou proto nižší, přičemž vzájemné rozdíly mezi hodnotami určenými prostřednictvím dynamických a statických metod s rostoucí teplotou narůstají [23].



Obr. 3.3 Teplotní závislosti modulů pružnosti na teplotě

**/ ultrazvuková spektroskopie [35] – borosilikátové sklo; T_g 540°C*

**/ - Brillounova rozptylová spektroskopie [18] – sodnovápenaté sklo; T_g 550°C*

Vzhledem k závislosti naměřených hodnot na použité frekvenci [18, 32] existuje také značný rozptyl ve výsledcích získaných různými dynamickými metodami. Podle výsledků laboratorních měření Maceda [60] není pro určení adiabatických elastických konstant dostatečná ani frekvence 23MHz.

Výsledky měření elastických vlastností skloviny metodou stlačování válečku (v teplotním resp. viskozitním intervalu 10^{12} - 10^5 Pas) a metodou rezonanční ultrazvukové spektroskopie v rozsahu frekvenčního pásma 0,5 - 8 MHz (viskozitní interval 10^{12} - 10^2 Pas,

vzorkovací frekvence 100MHz) publikované Brücknerem a Hessekemferem [35] a jejich srovnání s měřeními publikovanými Duffrenem [18] (Brillouin scattering spectroscopy, pracovní frekvence 20 GHz) jsou uvedeny na obr. 3.3. Průběhy křivek teplotní závislosti modulů pružnosti odpovídají předpokladům. Výrazné rozdíly v rychlosti poklesu modulů pružnosti nad T_g ukazují na **značné problémy související s měřením elastických parametrů za zvýšených teplot**. Překvapivý je především průběh teplotní závislosti Poissonova čísla μ publikovaný Duffrenem [18], který udává jeho nárůst v teplotním intervalu 20 – 1000°C pouze v rozsahu 0,218 – 0,255!

3.2.2 TERMOMECHANICKÉ VLASTNOSTI

3.2.2.1 Tepelná vodivost

Běžná silikátová skla (skloviny) jsou, s výjimkou některých speciálních skel intenzivně zbarvených ionty některých těžkých kovů (např. Fe^{3+} , Cu^{2+} či Cr^{3+}), **částečně propustná pro infračervené záření⁷ o vlnové délce do 4,75 μm** . Proces sdílení tepla ve sklovině je proto charakteristický vzájemnou interakcí vedení, sálání, absorpce a opětovného vyzařování tepla. Při nízkých teplotách je vliv sálání zanedbatelný a sdílení tepla ve skle probíhá pouze vedením (podíl radiační vodivosti bílého skla při teplotě 300°C v závislosti na tloušťce - 0,7 - 1,5 – 3 mm, činí 0,012 – 0,032 - 0,050 $Wm^{-1}K^{-1}$ [88]. Tepelná vodivost silikátových skel se **za pokojové teploty pohybuje v rozmezí 0,71 – 1,38 $Wm^{-1}K^{-1}$** [19, 125]. Nižší hodnoty jsou charakteristické pro skla olovnatá (50% PbO), horní hranice pro sklo křemičité. **S rostoucím obsahem alkálií konduktivní tepelná vodivost klesá, hodnoty tepelné vodivosti běžných sodnovápenatokřemičitých skel se pohybují v rozsahu 0,91 - 1,03 $Wm^{-1}K^{-1}$, boritokřemičitých skel při 20°C je 1,114 (SIMAX) resp. 1,17 (Pyrex)**. Pro určení součinitele tepelné vodivosti lze za nízkých teplot použít principu aditivity [96, 101, 122], výpočtové faktory pro interval teplot -150 - +100°C publikoval Ratcliffe [89]. V tab. 3.6 jsou uvedeny hodnoty vypočtených konduktivních vodivostí vybraných skel (max. rozptyl hodnot při použití různých algoritmů činí cca. $\pm 6\%$).

Tab. 3.6 Vypočtené hodnoty konduktivní tepelné vodivosti vybraných skel při 0°C

	sklo A	sklo B	sklo C	sklo D	sklo E
λ [K^{-1}] dle [122]	0,76	1,01	0,97	0,86	0,90
λ [K^{-1}] dle [96]	0,81	1,22	0,98	0,90	0,88
λ [K^{-1}] dle [101]	0,81	1,22	0,98	0,90	0,88
λ [K^{-1}] dle [89]	0,87	1,11	1,09	0,95	0,98

Tepelná vodivost všech sklovin stoupá s rostoucí teplotou, teplotní závislosti konduktivní tepelné vodivosti skla PYREX uvnitř teplotního intervalu 0 - 300°C lze popsat rovnicí [103]

$$\lambda_k = 1,104 + 0,00104 T, \quad (3-8)$$

pro bílá obalová skla (bez specifikace rozsahu teplot platnosti) podle [109] platí

$$\lambda_k = 1,07 + 0,0015 T, \quad (3-9)$$

⁷ V těchto látkách každý element hmoty absorbuje část dopadajícího záření a současně záření emituje. Tento vnitřní radiační (fotonový) mechanismus přenosu tepla může působit daleko za oblastí přímého pronikání záření pocházejícího z vnějšího zdroje.

pro sklo SIMAX v rozsahu teplot 0 – 400 °C je používáno vzorce [124]

$$\lambda = 1,114 + 8 \cdot 10^{-4} T + 7 \cdot 10^{-7} T^2. \quad (3-10)$$

Z pohledu tvarování skloviny je nejdůležitější charakter závislosti tepelné vodivosti za zvýšených resp. vysokých teplot, jejichž znalost je však dosud značně omezená. Zásadní problém spočívá v určení sálavé složky, která není materiálovou konstantou; její hodnota je ovlivněna spektrální propustností skloviny, geometrickými charakteristikami vzorku a vnějšími podmínkami.

U běžných bezbarvých skel se **sálání začíná projevovat při teplotě cca. 300°C**, s rostoucí teplotou jeho vliv progresivně narůstá a **nad 500°C je podíl radiační složky tepelné vodivosti dominantní** (při teplotě 1000°C je vesměs více než 90% tepla přenášeno sáláním, při teplotách tavení překračuje radiační složka tepelné vodivosti konduktivní složku někdy až stonásobně).

Výrazný nárůst podílu sálání s rostoucí teplotou je dán, v souladu se Stefan-Boltzmannovým, Planckovým vyzařovacím a Wienovým posuvovým zákonem, exponenciálním nárůstem intenzity emitovaného záření za současného posunu energetických špiček ke kratším vlnovým délkám, pro něž je sklo propustnější; většina skel je **dobře propustná pro záření ve viditelné oblasti až do blízké infračervené $\lambda \approx 2,6 \mu\text{m}$, v rozmezí vlnových délek 2,6 – 4,75 μm propustnost prudce klesá a při vyšších vlnových délkách již nastává úplná absorpce** [38].

Celkovou, tzv. efektivní tepelnou vodivost [125] je možno určit součtem konduktivní (λ_k) a radiační (λ_s) složky

$$\lambda_{ef} = \lambda_k + \lambda_R, \quad (3-11)$$

přičemž v reálných podmínkách (experimentální měření) se uplatňuje pouze poměrná část radiační složky odpovídající tloušťce a spektrální propustnosti vzorku.

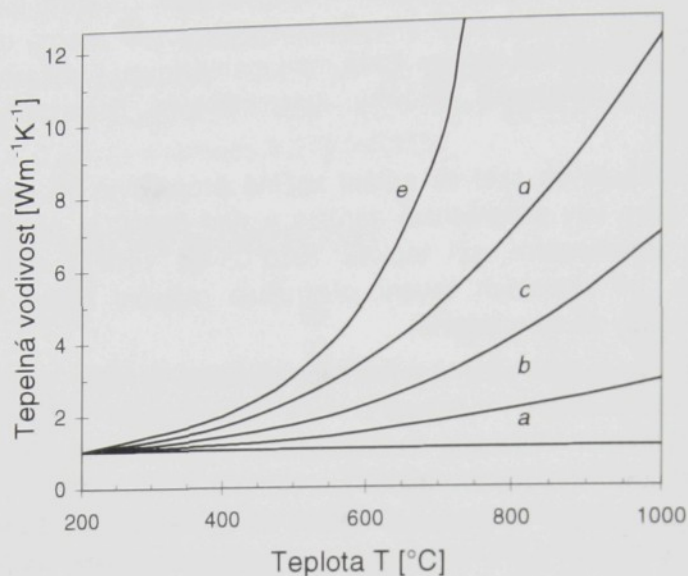
Radiační tepelnou vodivost je možné určit přímo z obecné rovnice přenosu tepla v polopropustném médiu, přičemž nejjednodušším a nejčastěji používaným postupem je tzv. Roselandova difúzní aproximace (RDA) [41]

$$\lambda_R = \frac{4\pi}{3} \int_{\lambda_1}^{\lambda_2} \frac{n_\lambda^2}{\kappa_\lambda} \left(\frac{dl_{b,\lambda}}{dT} \right) d\lambda, \quad (3-12)$$

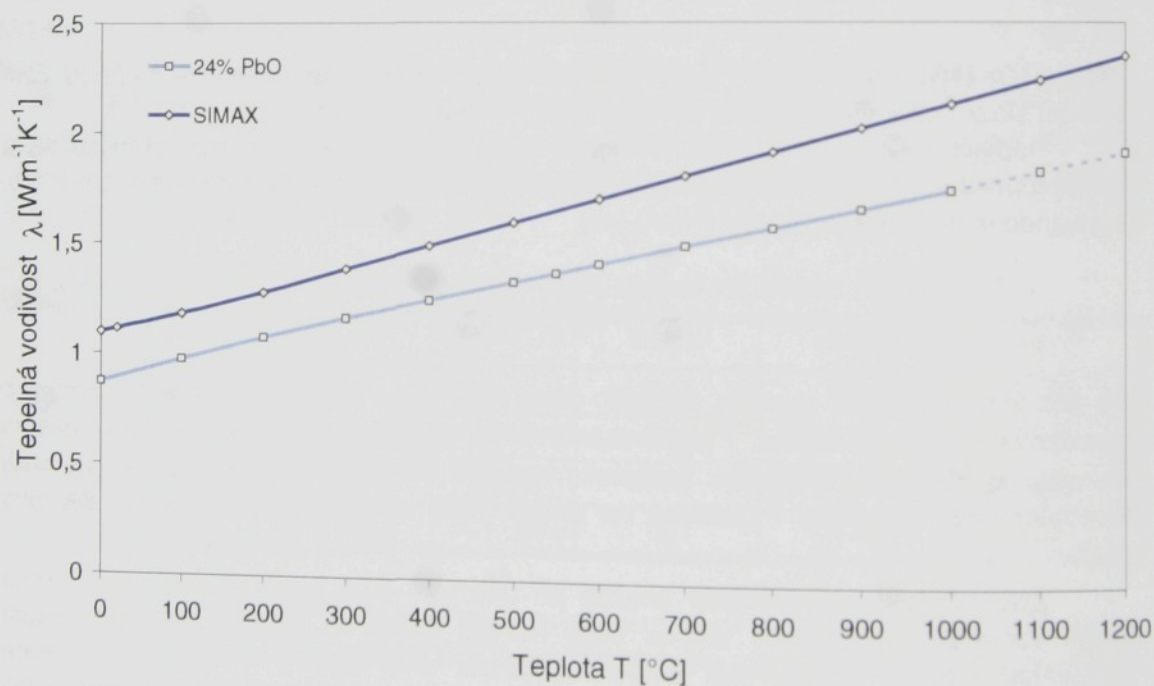
kde λ je vlnová délka (v rozsahu vlnových délek cca. 0,72 – 4,75 μm), n_λ je index lomu pro specifikovanou vlnovou délku, T je absolutní teplota zdroje záření, $l_{b,\lambda}$ je spektrální radiační intenzita, κ_λ absorpční koeficient (reciproká hodnota střední volné dráhy záření ve skle) experimentálně stanovený v závislosti na vlnové délce a teplotě dle Lambert – Beerova vztahu.

Zjednodušující předpoklady použité při odvození RDA (malá střední volná dráha záření vzhledem k rozměrům vzorku, malé teplotní spády ve sklovině, lokální radiační rovnováha) omezují použitelnost rovnice (3-12) na velké objemy skloviny s dostatečně velkou hodnotou absorpčního koeficientu a v dostatečné vzdálenosti od povrchu. U velmi transparentních sklovin i při velkých objemech (velmi nízké hodnoty absorpčního koeficientu zvláště ve viditelné a blízké infračervené oblasti) **vypočtené hodnoty Roselandovy vodivosti významně převyšují experimentálně naměřené hodnoty**. Roselandova vodivost tedy **představuje limitní hodnotu**, která se uplatňuje při porovnávání různých druhů skel z hlediska jejich tepelné propustnosti. U tenkých vrstev a silně absorptivních sklovin převažuje vliv fononové složky vodivosti [125].

Použití RDA, případně modifikované difúzní aproximace (MDA) pro tloušťky stěny slabší než 5 mm (zelené sklo) a 300 mm (čiré sklo), vede k horším výsledkům než pouhé zanedbání radiace [121].



Obr. 3.4 Závislost tepelné vodivosti na tloušťce a teplotě vzorku tabulového skla
a – konduktivní složka, b – tl. 5 mm, c – tl. 20 mm, d – tl. 50 mm, e - radiční složka



Obr. 3.5 Předpokládaná teplotní závislost konduktivní složky tepelné vodivosti
(olovnatý křišťál 24% PbO, SIMAX)

Vliv tloušťky a teploty vzorku na hodnotu zjevné radiční vodivosti (odpovídající skutečné tloušťce vzorku) analyzoval Gardon [26] (obr. 3.4). Empirický vztah pro výpočet efektivní (zjevné) tepelné vodivosti sodnovápenatého skla odvodil Bogatyrev [8]

$$\lambda_e = A \cdot e^{BT}, \quad (3-13)$$

kde T je termodynamická teplota, A, B konstanty, zohledňující tloušťku stěny.

Podle Gardona [27] je efektivní tepelná vodivost skloviny závislá také na rychlosti ochlazování, přičemž s rostoucí rychlostí ochlazování se efektivní vodivost stále více blíží konduktivní tepelné složce. Předpokládané teplotní závislosti konduktivní složky tepelných vodivostí vybraných skel (sklovin) jsou uvedeny na obr. 3.5.

3.2.2.2 Měrné teplo

V technické praxi je obvykle uváděna teplotní závislost středního měrného tepla, která udává průměrnou hodnotu ve vybraném teplotním intervalu. Charakteristická teplotní závislost měrného tepla se vyznačuje postupným nárůstem s teplotou - od hodnot blízkých nule v oblasti extrémně nízkých teplot až po určitou mezní hodnotu, typickou pro sklovinu konkrétního chemického složení, ke které se blíží za vysokých teplot.

Měrné teplo je aditivní vlastností, pro výpočet středního měrného tepla se nejčastěji využívá rovnice odvozené Sharpem a Gintherem [100]:

$$\bar{c}_p = \frac{(\sum f_i a_i)T + \sum f_i c_i}{0,00146T + 1}, \quad (3-14)$$

kde a_i jsou teplotní faktory jednotlivých oxidů, c_i teplotně nezávislé faktory jednotlivých oxidů a f_i jejich hmotnostní procenta. Tato rovnice vykazuje poměrně dobrou shodu mezi vypočtenými a naměřenými hodnotami v širokém intervalu teplot (až do 1300°C), přičemž průměrně uváděná odchylka činí 2% [125]. Výjimkou jsou pouze skla obsahující PbO, u nichž uspokojivé přesnosti dosahováno není, také koeficienty c_i pro ZnO (nad 3%) a BaO průběhy křivek teplotních závislostí měrného tepla přesně nevystihují, to platí i pro Fe₂O₃ a Mn₃O₄ při teplotách nad 600°C [80].

Pro teplotní závislosti tzv. pravého měrného tepla (aktuální hodnota příslušející uvedené teplotě) jsou obvykle typické určité anomálie, které odpovídají oblastem změn struktury zpracovávané látky. Charakter těchto anomálií, projevující se náhlým poklesem resp. nárůstem hodnoty v oblasti transformačního intervalu, je výrazně ovlivněn tepelnou historií daného vzorku.

Teplotní závislost pravého měrného tepla je možné vyjádřit rovnicí [100]

$$c_p = \frac{0,00146(\sum f_i a_i)T + 2(\sum f_i a_i)T + \sum f_i c_i}{(0,00146T + 1)^2}, \quad (3-15)$$

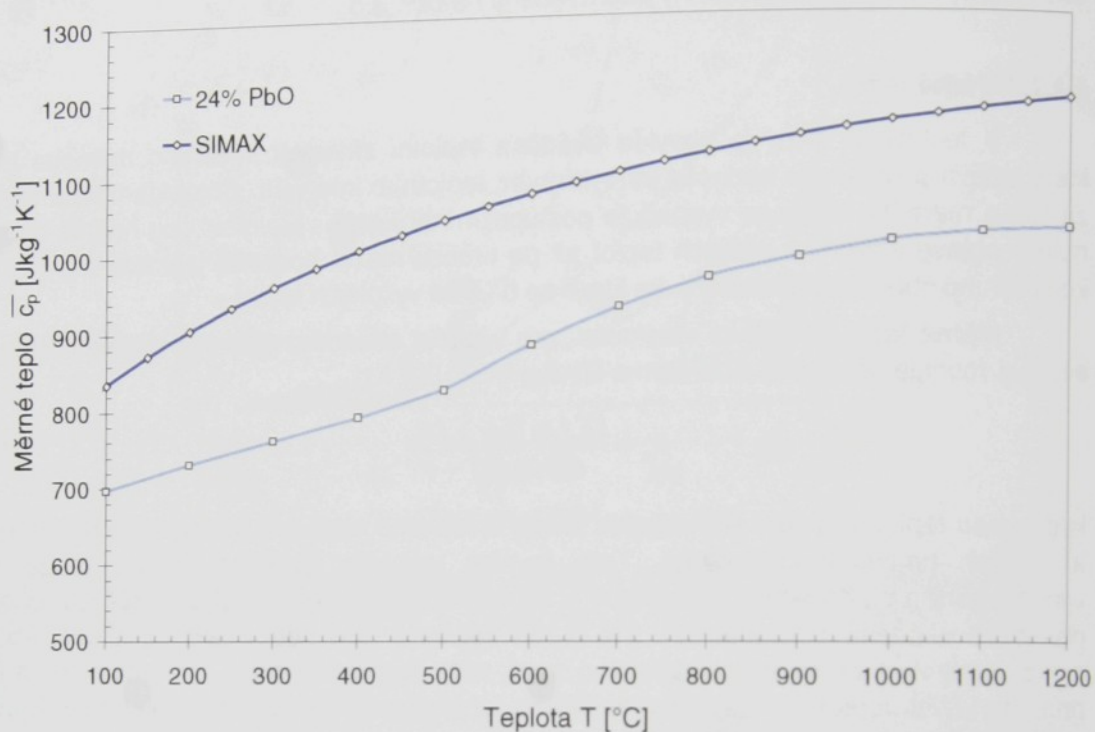
která však anomální změny průběhu teplotní závislosti nepostihuje.

Hodnoty středního měrného tepla sledovaných skel v definovaných teplotních intervalech jsou uvedeny v tab. 3.7.

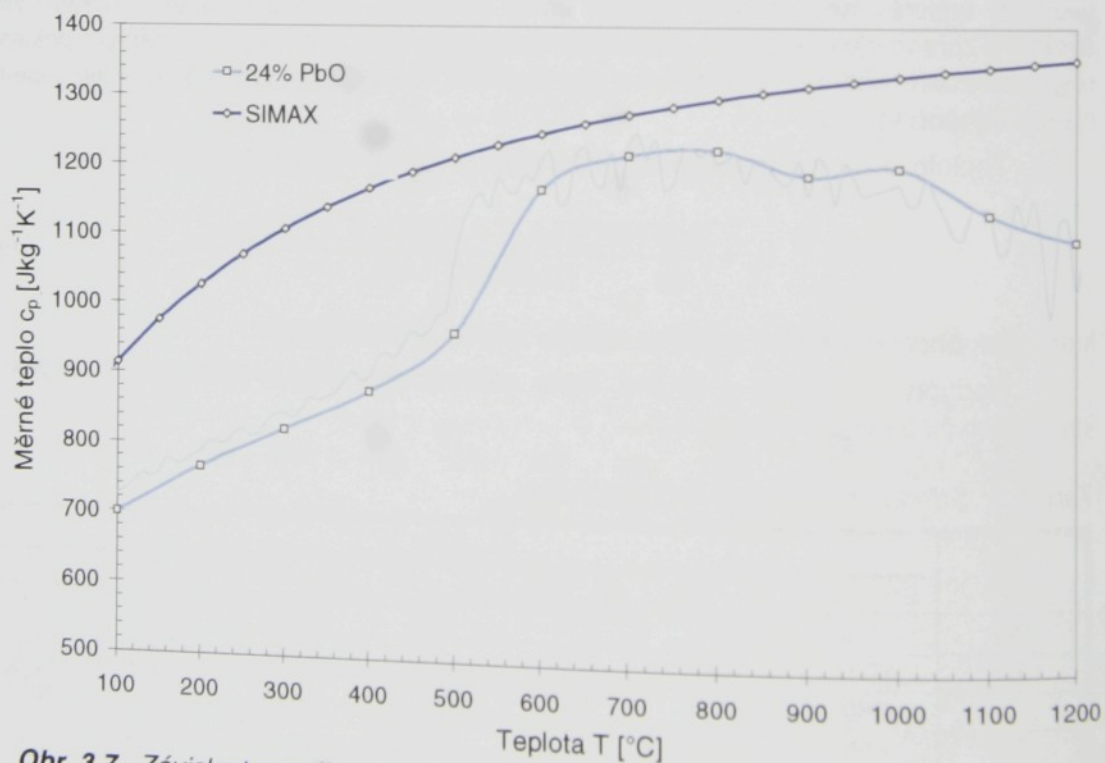
Tab. 3.7 Střední měrná tepla vybraných skel

sklo	$c_{20-t} [\text{Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}]$						
	20 - 400	20 - 500	20 - 600	20 - 700	20 - 800	20 - 900	20 - 1000
A	840	865	890	925	965	975	1011
B	1005	1042	1074	1100	1124	1144	1162
C	980	1020	1050	1090	1125	1150	1170
D	1088	1130	1165	1192	1217		
E							1050

Teplotní závislost středního měrného tepla boritokřemičité skloviny SIMAX (obr. 3.6) lze určit výpočtem z chemického složení podle (3-14). Tento postup však není aplikovatelný pro olovnatý křišťál, neboť uvedená rovnice neposkytuje akceptovatelné výsledky pro skla s obsahem PbO. Charakter teplotní závislosti středního měrného tepla olovnatého křišťálu



Obr. 3.6 Závislost středního měrného tepla na teplotě (24% olovnatý křišťál, SIMAX)



Obr. 3.7 Závislost pravého měrného tepla na teplotě (24% olovnatý křišťál, SIMAX)

byl proto stanoven na základě rozboru literárních zdrojů [100]. Přepočtené průběhy závislosti pravého měrného tepla obou sklovin jsou uvedeny na *obr. 3.7*.

3.2.2.3 Teplotní roztažnost

Se zvyšující se teplotou teplotní roztažnost postupně narůstá, přičemž po překročení T_g dochází k akceleraci rychlosti [116], (nad T_g dosahuje součinitel roztažnosti dvoj- až čtyřnásobku hodnot příslušejících pokojové teplotě). Různé oxidy dodávají sklu různou míru roztažnosti, oxidy mřížkovité (SiO₂, B₂O₃) a mřížkobyté (Al₂O₃, MgO, ZnO) nejmenší, volně vázané alkálie (Na₂O, K₂O) největší.

Teplotní roztažnost silikátových skel je obvykle popisována prostřednictvím součinitele lineární teplotní roztažnosti, definovaného průměrnou hodnotou uvnitř vymezeného teplotního intervalu, tj. středním součinitelem délkové teplotní roztažnosti $\alpha_{ST\bar{A}}$

$$\alpha_{ST\bar{A}} = \frac{\Delta L}{\Delta T} \frac{1}{L_0}, \quad (3-16a)$$

výjimečně jeho okamžitou hodnotou příslušející dané teplotě, tzv. pravým součinitelem teplotní roztažnosti α_t , které jsou definovány rovnicí

$$\alpha_t = \frac{dL}{dT} \frac{1}{L_0}, \quad (3-16b)$$

kde L je délkový rozměr, T teplota, index 0 se vztahuje k výchozímu stavu.

Střední součinitel délkové teplotní roztažnosti je obvykle udáván pro teplotní interval 20 – 300°C⁸ (pro vybraná skla v *tab. 3.8*). Teplotní roztažnost skla je výrazně závislá také na průběhu chlazení a úrovni stabilizace konkrétního skla, neboť při ohřevu nad T_g a opětovném ochlazení neprobíhá kontrakce po stejné dilatační křivce [38] (grafické vyjádření teplotní závislosti součinitele délkové teplotní roztažnosti).

U silikátových skel s dostatečným podílem SiO₂ (min. 67 mol. %) je možné teplotní roztažnost považovat za aditivní vlastnost. Nejpresnější výsledky poskytuje rovnice odvozená Děmkinovou [125]

$$\bar{\alpha} \cdot 10^7 = \frac{\sum w_i F_i}{\sum w_i}, \quad (3-17)$$

kde w_i jsou objemová procenta jednotlivých oxidů v daném skle, F_i aditivní faktory a s_i strukturní faktory.

Tab. 3.8 Střední součinitel lineární teplotní roztažnosti

	sklo A	sklo B	sklo C	sklo D	sklo E
$\alpha_{20-300} [K^{-1}]$	$8,87 \cdot 10^{-6}$	$3,2 \cdot 10^{-6}$	$9,0 \cdot 10^{-6}$	$9,1 \cdot 10^{-6}$	$9,02 \cdot 10^{-6}$
$\alpha_{20-500} [K^{-1}]$	$9,48 \cdot 10^{-6}$	$3,07 \cdot 10^{-6}$	$9,62 \cdot 10^{-6}$	$9,72 \cdot 10^{-6}$	$9,64 \cdot 10^{-6}$

Praktická využitelnost lineárního součinitele teplotní roztažnosti je omezena teplotou; v okolí deformační teploty M_g dochází ke ztrátě stability zkušební vzorku, projevující se charakteristickým poklesem po dosažení maxima na dilatační křivce. Tento průběh je však v rozporu s teplotní závislostí měrné hustoty v daném teplotním intervalu. Pro definici teplotní

⁸ Pro jiný teplotní interval je možný přepočet s využitím tzv. Beranova – Volfova vztahu [7]

závislosti teplotní roztažnosti skloviny je proto nezbytné použít součinitele objemové roztažnosti β (pod M_g platí $\beta \equiv 3\alpha$) a při jeho stanovení vycházet z průběhu změn měrné hustoty s teplotou podle vztahu

$$\beta = \frac{\rho_{20} - \rho_T}{\rho_T (T - 20)}, \quad (3-18)$$

kde ρ je měrná hustota při teplotě T , resp. 20°C .

3.2.2.4 Hustota

Měrná hmotnost skla se stoupající teplotou klesá, v oblasti pod transformační teplotou mírně, nad T_g pak strměji, a to v závislosti na součiniteli objemové roztažnosti β podle vzorce (3.18).

Tab. 3.9 Měrná hustota vybraných skel

	sklo A	sklo B	sklo C	sklo D	sklo E
$\rho_{20} [\text{kgm}^{-3}]$	2960	2230	2 490	2 610	2 520
$\rho_{500} [\text{kgm}^{-3}]$	2880	2220	2 455	2 575	2 485

3.2.2.5 Povrchové napětí

Povrchové napětí se uplatňuje především během procesu přípravy skloviny a při tvarování technologiemi, které nevyužívají tvarovací nástroje. U lisování a z něj odvozených technologií se povrchové napětí projevuje pouze v omezené míře, neboť ovlivňuje přilnavost skloviny ke kovové formě⁹ [125]. Vlivem povrchového napětí dochází také k zaoblování hran, proto lisováním nelze dokonale napodobit ostrý řez broušených křišťálových skel.

U většiny sklovin, s výjimkou skel olovnatých a skel obsahujících některé další přechodové prvky, velikost povrchového napětí s rostoucí teplotou mírně klesá. Teplotní koeficient má vztah ke struktuře povrchu zpracovávané skloviny; skloviny s kladným teplotním koeficientem mají při vyšších teplotách tendenci k tvorbě pevnějších vazeb ve struktuře povrchu. Z technologického pohledu jsou změny povrchového napětí skloviny s teplotou v intervalu tvarování málo významné (cca. 10^{-4} Nm^{-1} při změně teploty o 100°C).

K výrazným změnám povrchového napětí při ochlazování skloviny dochází až v teplotním intervalu měknutí skla (cca. $600 - 700^\circ\text{C}$), kde hodnoty povrchového napětí prudce narůstají. Teoreticky není povrchové napětí závislé na viskozitě, přesto viskozita výrazně ovlivňuje možnosti měření povrchového napětí za nízkých teplot, neboť účinek sil povrchového napětí je ve srovnání s velikostí přitažlivých sil působících mezi jednotlivými částicemi zcela zanedbatelný a hodnoty povrchového napětí jsou proto neměřitelné.

Povrchové napětí je iniciátorem technologických problémů především během tavení, homogenizace a čerení skloviny. Oxidy zvyšující povrchové napětí, zejména Al_2O_3 , zhoršují homogenitu skloviny.

Povrchové napětí je aditivní vlastností, jeho hodnotu v oblasti nad 700°C lze určit výpočtem z chemického složení např. dle vztahu uvedeného v [38].

⁹ Látky snižující povrchové napětí přilnavost skloviny ke kovové formě zvyšují. Látky snižující povrchové napětí v alkalickovápenatokremičitých sklech poškozují tvarovací formy korozí, a to tím více čím větší je obsah K_2O a Na_2O ve sklovině. Snižování přilnavosti je možné dosáhnout mazáním forem.

Povrchové napětí skloviny A při 1200°C dosahuje hodnoty cca. $231,5 \cdot 10^{-3} \text{ Nm}^{-1}$, povrchové napětí skloviny B při 100°C se pohybuje v rozmezí $305 - 317 \cdot 10^{-3} \text{ Nm}^{-1}$.

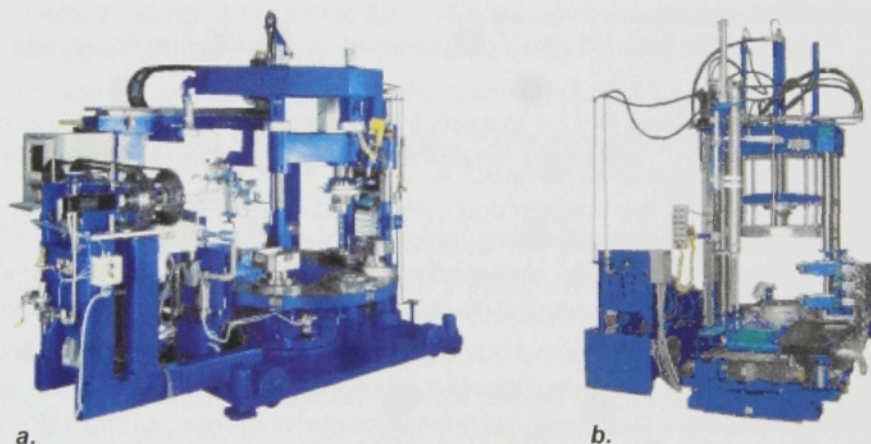
3.3 Vliv technologie tvarování

Kvalita vyráběné produkce a efektivnost tvarovacího cyklu jsou ovlivněny především použitou technologií. V této práci je pozornost zaměřena na problematiku tvarování lisovaného skla. Principy technologie lisování jsou rozebírány již v kap. 1, proto je v další části práce pozornost věnována navazující problematice - tvarovacím strojům a nástrojům.

3.3.1 Tvarovací stroje

Pro lisování skleněných výrobků je ve sklářské praxi používáno široké spektrum lisů (lisy s razníkem a lisovacím kroužkem), které se vzájemně odlišují konstrukčním provedením a rozsahem dosažitelných technologických parametrů [5, 39].

Ve velkosériové výrobě lisovaného skla se uplatňují výhradně automatické lisy. Přes zřetelný nástup elektromechanických servopohonů se ve stavbě sklářských lisů stále významně uplatňují hydraulické a částečně pneumatické pohony.



Obr. 3.8 Příklady konstrukce automatických sklářských lisů¹⁰ [55]

- a. 6-ti pozicový karuselový lis Lindner 216
- b. Individuální modulární lis Lindner 220

Z principiálního pohledu se automatické sklářské lisy vyskytují ve dvou konstrukčních modifikacích (obr. 3.8):

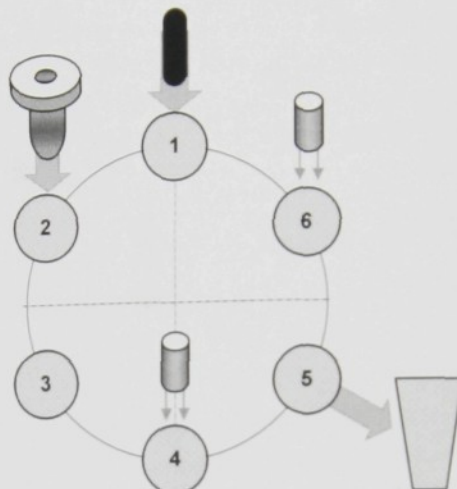
- Karuselové lisy,
- individuální modulární lisy.

Principiální a funkční odchylky obou alternativ konstrukčního řešení automatických sklářských lisů jsou zřejmé ze schémat uvedených na obr. 3.9 a 3.10. Konstrukční provedení lisovací stanice je u obou koncepcí obdobné, posloupnost jednotlivých operací je zachována, diametrálně odlišné je řešení pohybu pracovního stolu.

U karuselových lisů se sklářské formy pohybují přetržitě po kruhové dráze, přičemž

¹⁰ Konkrétní příklady byly vybrány záměrně, neboť modifikace obou uvedených automatických lisů jsou instalovány ve sklárnách na území České republiky, konkrétně ve Sklo Bohemia, a.s. ve Světlé n. S.

během jednoho tvarovacího cyklu se otočí o úhel 360° . Délka kroku je obvykle konstantní. Doba jedné operace závisí na počtu pracovních stanic karuselového lisu (výjimkou jsou pouze lisy s lichým počtem stanic a lisy s proměnlivým směrem rotace). Počet pracovních stanic se obvykle pohybuje v rozmezí 4 - 16 (24), počet prováděných operací a sklářských forem obvykle odpovídá počtu pracovních stanic.



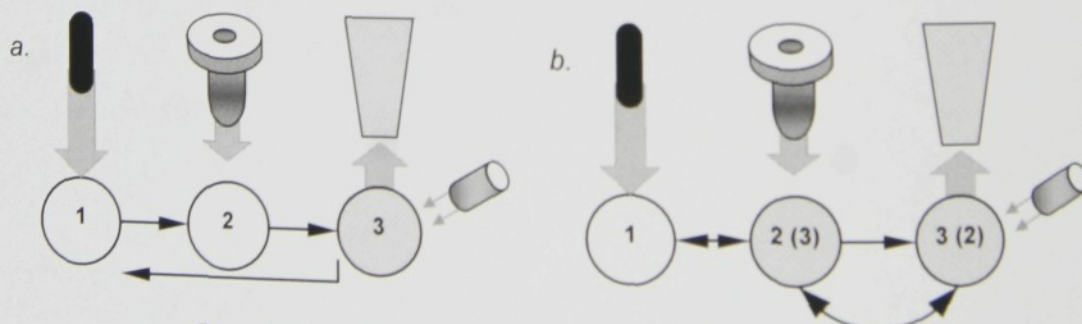
Obr. 3.9 Schéma činnosti 6-ti pozicového karuselového lisu

1- dávkování skloviny, 2- lisování, 3- chlazení / chladnutí vylisku, 4- chlazení vylisku, 5- vyjímání finálního výrobku, 6- chlazení pracovního povrchu sklářské formy

Individuální modulární lisy se vyznačují sníženým počtem pracovních míst, přičemž operace chlazení vylisku, odnímání finálního výrobku a chlazení sklářské formy jsou soustředěny v jedné pozici.

Podle konstrukce pracovního stolu individuální modulární lisy pracují buď se dvěma (v provozní praxi označované jako dvoupozicové lisy) či pouze s jednou sklářskou formou (tzv. jednopozicové lisy). Sklářská forma se cyklicky pohybuje mezi krajními polohami.

U jednopozicového lisu jsou veškeré pohyby sklářské formy realizovány krokově po lineární dráze (obr. 3.14a), u dvoupozicového individuálního modulárního lisu je cyklická změna forem mezi pozicemi 2 a 3 uskutečňována pootočením pracovního stolu kolem vlastní vertikální osy (obr. 3.10b).



Obr. 3.10 Schéma činnosti individuální modulární lisu

a. Schéma jednopozicového lisu

b. Schéma dvoupozicového lisu

1- dávkování skloviny, 2- lisování, 3- chlazení / chladnutí vylisku, vyjímání finálního výrobku, chlazení pracovního povrchu sklářské formy

Individuální modulární lisy se uplatňují především ve výrobě rozměrově nadstandardních a tvarově složitých výlisků, především jednopozicové automatické lisy zvyšují flexibilitu výroby a výrazně snižují vedlejší náklady spojené s výrobou sady sklářských forem.

Z technologického pohledu je nutné zohlednit také vliv konstrukčního provedení na délku tvarovacího cyklu, a to především z pohledu požadované intenzity chlazení sklářských forem.

3.3.2 TVAROVACÍ NÁSTROJE

Výroba vysoce jakostního lisovaného sortimentu skla na plně automatických lisech klade vysoké nároky na zajištění ustálených podmínek v průběhu tvarovacího cyklu, které musí být zabezpečeny prostřednictvím správně pracujících tvarovacích nástrojů, proto konstrukci, chlazení a materiálu tvarovacích nástrojů je nutné věnovat zvýšenou pozornost.

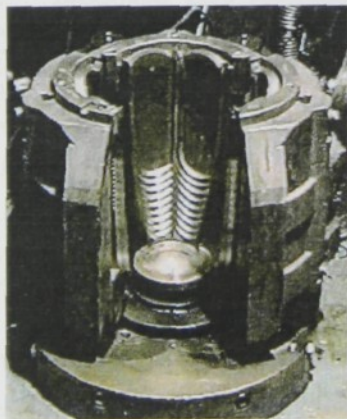
3.3.2.1 Konstrukce tvarovacích nástrojů

Soustava tvarovacích nástrojů bývá obvykle složena z:

- vlastní **sklářské formy** upevněné na pracovním stole lisu, která vytváří spodní část, u dutých výrobků pak vnější povrch výlisku,
- **razníku**, jehož pohybem podél vertikální osy je vyvozena lisovací síla a který tvaruje vrchní část, u dutého sortimentu vnitřní povrch výrobků,
- **lisovacího kroužku**, který uzavírá pracovní dutinu.

Podle složitosti výlisku může být sklářská forma koncipována jako jedno či vícedílná. Pro tvarování tvarově jednoduchých výlisků s úkosem pouze v jednom směru, které je možné snadno vyjmout z pracovní dutiny formy, jsou obvykle používány jednodílné sklářské formy. V případě lisování složitějších výrobků musí být sklářská forma složena ze dvou či více dílů v závislosti na stupni složitosti výlisku a definici jednotlivých dělicích rovin formy. U složitějších sklářských forem a také z provozních důvodů (vyjímání výlisku ze sklářské formy) bývá zvláštní součástí sklářské formy dýnko, tvořící dno sklářské formy.

Obecně je konstrukce tvarovacích nástrojů závislá na použité technologii, geometrických charakteristikách tvarovaného sortimentu a tvarovacím stroji.



a.



b.

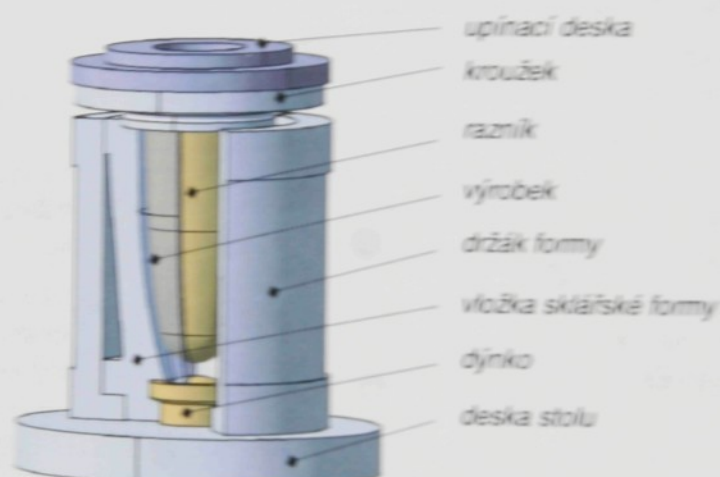
Obr. 3.11 Příklady konstrukčního uspořádání sklářských forem

a. - rozvírací, b. - košová

Při výrobě tvarové a rozměrově nestandardního sortimentu na automatických lisech jsou obvykle využívána dvě konstrukční uspořádání vícedílných forem:

- **rozvírací forma** (ve výrobě nazývána také „pantová“)
Pohyblivé segmenty jsou otočně uloženy na pomocném čepu stolu lisu nebo zavěšeny na ovládacích ramenech (obr. 3.11a).
- **košová forma**
Pohyblivé segmenty jsou posuvně uloženy v pevném koši, při vyjímání se pohybují podél vertikální osy (obr. 3.11b).

Pracovní části vícedílných forem (tzv. vložky) bývají uloženy v držácích sklářské formy (obr. 3.12). Toto konstrukční řešení umožňuje redukovat finanční náklady na výrobu nového sortimentu a zároveň také minimalizovat dynamické namáhání karuselového lisu, především při lisování velkých výrobků. Pohyblivé díly jsou středěny na čepu dýnka formy a v průběhu lisování jsou z důvodu eliminace působícího zatížení staženy svým mechanizmem.



Obr. 3.12 Sklářská forma – schéma soustavy tvarovacích nástrojů (třídílná rozvírací sklářská lisovací forma na výrobu skleněných váz)

Vnitřní tvar sklářské formy je dán tvarem výrobku. Zásadním problémem je volba tloušťky stěny formy, která je důležitou charakteristikou tvarovacích nástrojů. Tlustostěnné formy obvykle pracují při nižších teplotách [109, 120], vyznačují se vyšší tepelnou akumulací schopností, a tedy i menší citlivostí na provozní změny a přesnost seřízení teplot. Náklady na tlustostěnné formy jsou vyšší, zvýšená hmotnost forem se odráží také ve vyšším dynamickém zatížení jednotlivých mechanismů a obtížnější manipulaci s formami.

Tloušťka stěny sklářské formy bývá volena empiricky s ohledem na dosažení co nejlepšího odvodu tepla. Obvykle bývá určována v závislosti na hmotnosti tvarovaného výlisku nebo z jeho geometrických charakteristik, např. podle [127, 128] by tloušťka stěny měla být čtyřnásobkem tloušťky stěny výlisku.

U válcových forem teplota pracovního povrchu s rostoucím poloměrem vnějšího povrchu sklářské formy nejprve klesá, po dosažení určité hodnoty opět narůstá, rozdíly však nejsou výrazné [109]. Optimální hodnotu vnějšího poloměru r_e válcových forem je možné určit ze vztahu

$$r_{e, \text{opt}} = \frac{\lambda}{\alpha_s} \quad (3.19)$$

kde λ tepelná vodivost materiálu sklářské formy a α_e součinitel přestupu tepla na vnějším povrchu sklářské formy.

U vícedílných sklářských forem dle *obr. 3.12* je vnější rozměr vložek sklářských forem určen upínacími rozměry držáků forem.

3.3.2.2 Materiál sklářských forem

Materiál tvarovacích nástrojů zásadním způsobem ovlivňuje ekonomii sklářské výroby, a to nejen přímo cenou tvarovacího nástroje, ale také zprostředkovaně ovlivněním výrobní rychlosti a kvality vyráběné produkce. V současné době se v provozní praxi používá převážně kovových sklářských forem; volba materiálu vychází z provozních podmínek, požadavků na kvalitu vyráběné produkce a výrobních zvyklostí. Vzhledem k řadě specifických, často i protichůdných požadavků [5, 109] na vlastnosti materiálu sklářských forem, které v praxi nelze nikdy zcela zajistit, je volba konkrétního materiálu vždy kompromisem mezi úrovní požadované dominující vlastnosti a strukturní stabilitou, odolností proti oxidaci a tepelné únavě.

Přestože se problematikou materiálu na sklářské formy zabývala řada autorů [49, 109], hledání „optimálního“ materiálu ještě není zdaleka dokončeno.

Stále ještě často používaným materiálem sklářských forem je šedá litina, tam, kde svými vlastnostmi nestačí, se používají legované litiny, slitinové oceli, slitiny neželezných kovů či slituté karbidy. Ve zvláštních případech se používá vrstvených forem vyráběných různými technologiemi, např. plátováním [6]. V následující části je uveden pouze stručný přehled používaných litin a ocelí, které jsou na sklářské formy obvykle používány.

A. Litiny

Hlavní přednosti litin obecně spočívají především v dobré tepelné vodivosti, snadné obrobitelnosti, operativní výrobě a relativně jednoduché výrobě kvalitních odlitků. K nevýhodám patří nižší odolnost proti oxidaci včetně vnitřní oxidace, která se výrazně projevuje při ohřevu nad 550°C, nižší strukturní stabilita, horší leštitelnost, nízká tažnost a odolnost proti opotřebení.

Vlastnosti materiálu nástrojů na tvarování skloviny jsou určeny chemickým složením, tvarem a velikostí vyloučených částic grafitu a strukturou okolní kovové hmoty. Pro efektivní výrobu jakostní produkce jsou rozhodující vlastnosti povrchové vrstvy, a to přibližně do hloubky 10mm.

Nejčastěji používanými litinami na výrobu sklářských tvarovacích nástrojů jsou, z důvodu vysoké tepelné vodivosti, nelegované šedé litiny. Analýzy složení šedých litin používaných na sklářské formy byly realizovány řadou autorů [4]; porovnání složení standardních šedých litin používaných v ČR a ve světě je uvedeno v *tab. 3.10*.

Nejvyšší tepelnou vodivost vykazují feritické litiny s hrubě vyloučeným lupínkovým grafitem, které však jsou však charakteristické horšími mechanickými vlastnostmi a především velmi nízkou odolností proti vnitřní oxidaci. Obvykle jsou preferovány litiny s jemně vyloučeným grafitem v základní hmotě, u kterých je nevýrazné snížení tepelné vodivosti kompenzováno podstatným zlepšením mechanických vlastností a zvýšením odolnosti proti korozi.

Zkušenosti výrobní praxe ukazují, že základní kovová hmota by měla být tvořena perlitem s maximálně 5% podílem feritu, chemické složení a zpracování tekutého kovu by mělo odpovídat ON 71 0511, vyloučený grafit ve funkční vrstvě musí být velmi jemný, s délkou částic nepřesahující 20μm, nepřechlazený, ve struktuře nesmí být vyloučen volný

cementit, tvrdost funkčních ploch po odlití by se měla pohybovat v rozmezí 160-200 HB [49]. Získání perlitické struktury s jemně vyloučeným grafitem je však obtížnější, neboť při lití na kokilu u pracovní plochy vzniká vždy feritická vrstva, často s obsahem cementitu, perlitické struktury lze dosáhnout pouze očkovaním Sb či Sn [49], které mají také příznivý vliv na stabilizaci perlitu [109].

Tab. 3.10 Průměrné složení šedých litin

Šedá litina	C	Si	Mn	P	S	S_e^{11}
Celosvětový průměr	3,10-43,65	1,70-42,40	0,45-40,80	0,15-40,50	0,05-40,11	0,84-41,05
Český průměr	3,30-43,70	1,70-42,20	0,40-40,60	0,30-40,45	0,05-40,10	1,00-41,04
ON 71 0511	3,25-43,75	1,60-42,20	0,40-40,80	max. 0,70	max. 0,13	0,87-41,06

Názory na strukturu přiléhající k funkční ploše nástroje však u nás ani v zahraničí dosud sjednoceny nejsou. Struktura šedé litiny je obvykle volena podle specifikace prioritních požadavků a výrobních možností, ve sklářské výrobě se proto široce používají jak perlitické, tak i feritické šedé litiny.

Na výrobu sklářských forem jsou poměrně často používány také polotovary z kontinuálně lité litiny, jejichž rozměrové a mechanické charakteristiky jsou určeny PN 42 9720. S rostoucím průměrem kontinuálně vyráběné litiny dochází k nárůstu velikosti grafitu a změně struktury základní hmoty z perlitické přes perlitickoferitickou až po feritickou.

Sklářské formy jsou vyráběny také z nízkolegovaných litin, kromě nejčastěji používaných kombinací Cr-Ni a Ni-Cr-Mo, se jako legovacích prvků používá V, Al, Cu, Ti a Si. Prostřednictvím legování je modifikována struktura základní hmoty a vlastnosti s ní spojené. Tepelná vodivost nízkolegovaných litin je nižší. Nízkolegované litiny se vyznačují zvýšenou odolností proti opotřebení a lepší leštitelností, vliv legur na zvýšení odolnosti proti oxidaci dosud nebyl prokázán [49].

Tvárná litina, vyznačující se relativně vysokou tažností (až 20%), je na sklářské formy používána pouze ojediněle vzhledem k její relativně nízké tepelné vodivosti (pokles asi o 20 až 30% ve srovnání s běžnými šedými litinami).

Teplotní závislosti tepelné vodivosti, středního měrného tepla a tepelné akumulační schopnosti ($E = \sqrt{\lambda \rho c}$) litiny jsou uváděny např. v [49, 109].

B. Oceli

Výrobky lisované na automatických lisech jsou v současnosti tvarovány takřka výhradně v ocelových formách. Stejně jako u litin jsou vlastnosti ocelí ovlivněny jejich strukturou a složením. Na sklářské formy je používáno široké škály chromových a chromniklových ocelí, které se vyznačují dobrou strukturní stabilitou a odolností proti korozi, která roste s procentuálním zastoupením Cr a Ni. Obvykle jsou preferovány oceli s nižším obsahem C pod 0,1 resp. 0,03¹²). Výjimkou jsou pouze kalitelné oceli. Oceli bývají stabilizovány Ti, Nb a Ta, někdy i Mo, W a V. Zpravidla bývají upřednostňovány tvářené oceli před odlitky.

¹¹ Stupeň eutektičnosti: $S_e = \frac{C\%}{4,23 - 0,31Si\%}$

¹² U ocelí s obsahem $C \leq 0,3$ jsou minimalizovány problémy s mezikrystalickou korozi u austenitických chromniklových ocelí také problémy s „křehnutím při 475 °C“.

Na lisovací formy (tvarově přesné, hladké výrobky, ale i výrobky z borosilikátových sklovin) jsou nejčastěji používány oceli s 13% Cr (30% zastoupení), u kterých je preferována martenzitická struktura před feritickou. Struktura i vlastnosti ocelí jsou někdy modifikovány dalšími legovacími prvky, nejčastěji Ni (4 - 6%) a Mo až (1%), které zvyšují odolnost proti korozi a creepové vlastnosti chromových ocelí. Při vyšších požadavcích na tvrdost a odolnost proti otěru jsou používány 17% chromové nástrojové oceli [49].

Z chromových ocelí jsou na tepelně a mechanicky více zatížené sklářské formy používány také oceli s 18% Cr, 20% Cr a 25% Cr, které jsou charakteristické feritickou strukturou. Výjimku tvoří pouze oceli s 18% Cr, u nichž lze přísadou 2% Ni udržet martenzitickou strukturu (používány především na sklářské formy pro lisování borosilikátů).

Tab. 3.11 Srovnání základních vlastností chromových a chromniklových ocelí

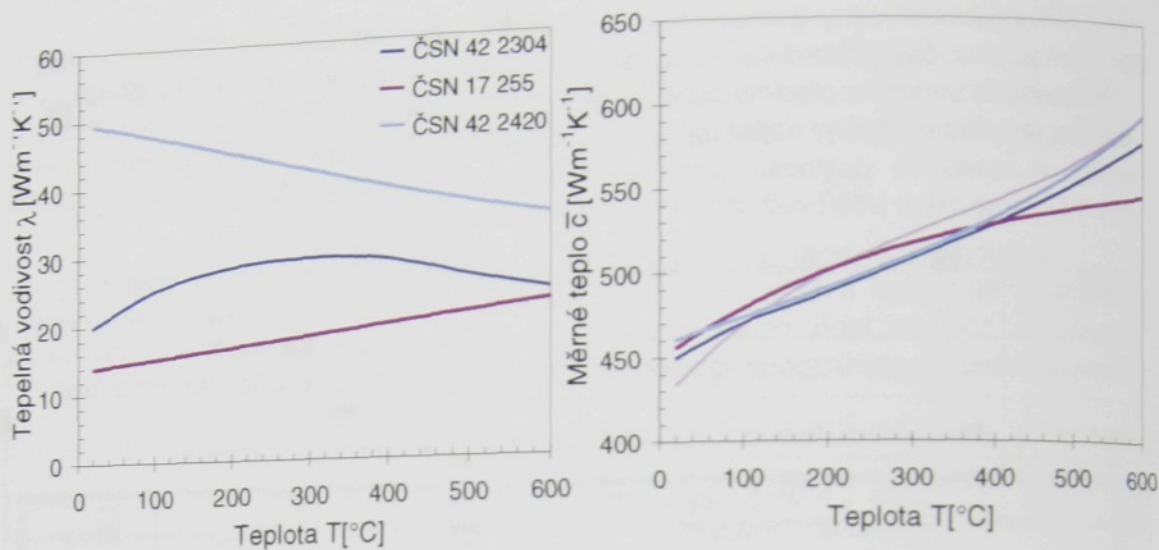
	Tepelná vodivost	Součinitel délkové teplotní roztažnosti	Pro korozní podmínky	Svařitelnost	Mez pevnosti R_{m20} [MPa]	Creep 600°C $R_m, T, 10^4$, [%]
	20°C	20-100°C			Tvrdost [HB]	Creep 700°C $R_m, T, 10^4$, [%]
	600°C	20-600°C				
Chromové oceli	20 ₄ 30	9,5 ₄ 10,5	redukční i oxidační	Do cca. 13 ₄ 17Cr dobrá, pak špatná	500 ₄ 850	25 ₄ 35
	24 ₄ 35	11,5 ₄ 12,5			150 ₄ 250	5 ₄ 10
Chromniklové oceli	12 ₄ 15	15 ₄ 17	spíše oxidační, minimální obsah síry	dobrá	580 ₄ 800	80 ₄ 150
	19 ₄ 22	16 ₄ 18			130 ₄ 220	30 ₄ 80

Chromové oceli mají poměrně vysokou tepelnou vodivost a nižší teplotní roztažnost a tedy i vyšší odolnost proti tvorbě trhlin. Tepelná vodivost, měrné teplo i teplotní roztažnost s teplotou mírně rostou, přičemž tepelná vodivost dosahuje úrovně cca. 50% nelegované šedé litiny.

Tepelně zatížené sklářské formy jsou často vyráběny z chromniklových ocelí, především z Cr19Ni9 či Cr25Ni20 (ucelený přehled v [4, 49]), které bývají pro zvýšení odolnosti proti korozi a zlepšení mechanických vlastností někdy také legovány Mo (do 3%).

Všechny tyto oceli mají austenitickou strukturu. Chromniklové oceli se vyznačují vysokou odolností proti oxidaci a velmi dobrými mechanickými vlastnostmi za vysokých teplot, a to především z hlediska creepu. Jsou velmi odolné proti opotřebení a dobře lešitelné. Ve srovnání s chromovými oceli mají austenitické oceli nižší tepelnou vodivost, vyšší roztažnost a tedy i větší sklon k tvorbě trhlin (tab. 3.11).

Teplotní závislosti vybraných fyzikálních vlastností vybraných ocelí jsou uvedeny na obr. 3.13.



Obr. 3.13 Teplotní závislosti tepelné vodivosti (a) a měrného tepla (b) vybraných materiálů

3.4 SHRNUTÍ

V kapitole 3 jsou podrobně analyzovány jednotlivé faktory ovlivňující cyklus tvarování, zpracovatelnost skloviny a kvalitu finální produkce.

Sklo resp. sklovina je v celém teplotním rozsahu považována za viskoelastickou látku s výraznou závislostí viskozitní složky na rychlosti deformace (pseudoplastické chování).

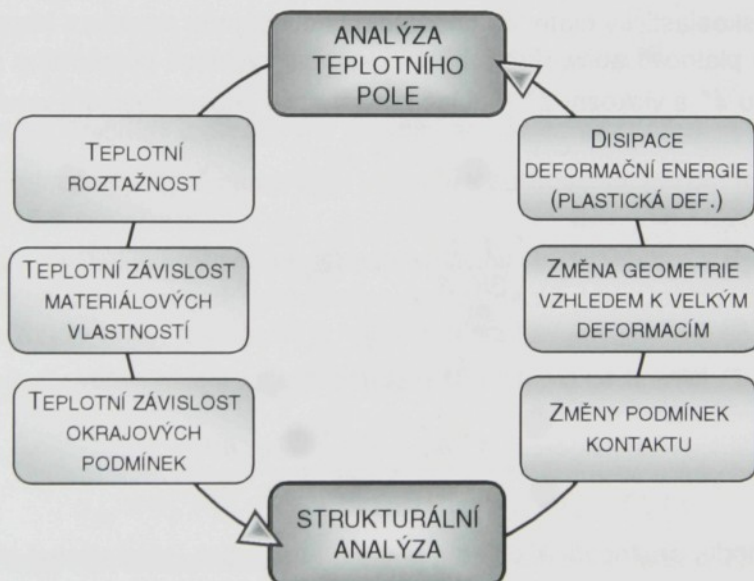
Podrobně jsou analyzovány reologické a termomechanické vlastnosti skloviny. Pozornost je věnována teplotním závislostem materiálových vlastností vybraných silikátových skel, především pak olovnatému křišťálu (24%PbO) a boritokřemičité sklovině SIMAX. Z pohledu tvarování je důležitý charakter viskoelastické odezvy, závislosti viskozity na rychlosti deformace skloviny a radiačního chování tvarované skloviny, a to především v interakci s technologickými parametry analyzovaného tvarovacího cyklu.

Vedle skloviny jsou popsány základní principy současných automatických lisů, a konstrukční principy a uspořádání tvarovacích nástrojů, včetně rozboru vlastností vybraných materiálů používaných na výrobu sklářských forem.

4 ANALÝZA TVAROVACÍHO CYKLU LISOVÁNÍ

Cyklus lisování na automatických lisech (obr. 1.2) začíná dávkováním relativně teplotně homogenní skloviny do pracovní dutiny sklářské formy. Po kontaktu s pracovním povrchem formy se dávka skloviny samovolně deformuje v důsledku působení gravitační síly, zároveň na rozhraní mezi sklovinou a sklářskou formou dochází k relativně intenzivnímu přestupu tepla ze skloviny do sklářské formy, který se projevuje poměrně výrazným nárůstem viskozity povrchových vrstev dávky skloviny při současném zvýšení teploty pracovního povrchu sklářské formy v okolí vzájemného kontaktu.

Dominantní operací celého tvarovacího cyklu je lisování, v průběhu kterého je dávka skloviny vystavena významnému mechanickému zatížení a během velmi krátké doby rozlisována do požadovaného tvaru. Přestože je tato fáze tvarovacího cyklu z časového pohledu téměř zanedbatelná, má rozhodující vliv na kvalitu vyráběné produkce. Ve zbývajících částech tvarovacího cyklu je skleněný výlisek ochlazován ve sklářské formě a po jeho odebrání z pracovní dutiny je sklářská forma připravována na následující pracovní cyklus. Z fyzikálního pohledu je tvarování skloviny složitým termomechanickým procesem s dominantním vztahem mezi přenosem tepla a viskózním tokem (obr. 4.1).



Obr. 4.1 Struktura parametrů vázané termomechanické úlohy

Za předpokladu ustáleného chemického složení skloviny, včetně stabilizovaného obsahu OH skupin, redox podmínek a dalších parametrů obecně ovlivňujících vlastnosti skloviny [28, 29, 37], je tvarování především procesem sdílení tepla a teplota řídicím parametrem celého tvarovacího cyklu. Průběh lisování a kvalita vyráběné produkce jsou proto závislé především na teplotním režimu tvarovacích nástrojů. Technologické podmínky tvarování skloviny jsou poměrně citlivé na změny teplotního režimu tvarovacích nástrojů, což se projevuje zejména v počáteční fázi kampaně, při náběhu tvarovacích nástrojů na pracovní teplotu, kdy se teplotní pole v tvarovacích nástrojích v průběhu několika tvarovacích cyklů postupně vyvíjejí z relativně homogenního stavu na počátku po relativně stabilizovaný kvazistacionární stav (stabilizovaná výroba).

4.1 MATEMATICKÁ FORMULACE ÚLOHY

Za předpokladu znalosti rozložení teplot lze vývoj deformačních a napětových a polí v tvarované sklovině popsat prostřednictvím bilanční rovnice

$$\rho \frac{dv_i}{dt} = X_i + \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j}, \quad (4-1)$$

ve které v_i je i -tá složka vektoru rychlosti toku skloviny, X_i i -tá složka vektoru objemových sil, ρ měrná hustota, t čas, σ_{ij} jsou složky tenzoru napjatosti a x_i souřadnice v aktuálním souřadnicovém systému. Tuto rovnici je nutné doplnit příslušnými okrajovými podmínkami ve formě specifikace rychlostí na hranici Γ_v

$$v_i = \bar{v}_i \quad (4-1a)$$

nebo vektorů napětí na hranici Γ_σ

$$\sigma_{ij} n_j = \bar{f}_i, \quad (4-1b)$$

odpovídajícími konstitutivními vztahy a popisem materiálových vlastností.

V celém rozsahu teplot, který odpovídá průběhu tvarovacího procesu, lze sklovinu považovat za viskoelastický materiál, popsatelný nelineárním modelem Maxwellova typu [3]. Za předpokladu platnosti aditivního rozkladu tenzoru rychlosti poměrného přetvoření $\dot{\epsilon}$ na složku elastickou $\dot{\epsilon}^e$ a viskózní $\dot{\epsilon}^v$ [83] lze konstitutivní chování vyjádřit vztahem

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^e + \dot{\epsilon}_{ij}^v, \quad (4-2)$$

kde

$$\dot{\epsilon}_{ij}^e = \left(\frac{1}{3K} \frac{\dot{\sigma}_{ij}}{3} \delta_{ij} + \alpha \dot{T} \delta_{ij} \right) + \frac{1}{2G} \dot{\sigma}'_{ij}, \quad (4-2a)$$

$$\dot{\epsilon}_{ij}^v = \frac{1}{2\eta(T)} \dot{\sigma}'_{ij}, \quad (4-2b)$$

$$\epsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \quad (4-2c)$$

G je smykový modul pružnosti, K objemový modul pružnosti, η součinitel dynamické viskozity, α koeficient teplotní roztažnosti, σ_{ij} 1. invarianta tenzoru napětí, u_i i -tá složka vektoru posunutí, σ'_{ij} jsou složky tenzoru deviátoru napětí a ϵ_{ij} složky tenzoru přetvoření.

Při nízkých rychlostech deformace může být závislost viskozity vyjádřena např. VFT rovnicí (3-5), v obecném případě pak komplexnější teplotně deformační charakteristikou

$$\eta = \eta(\dot{\bar{\epsilon}}, \bar{\epsilon}, T), \quad (4-3)$$

kde $\dot{\bar{\epsilon}}$ efektivní rychlost deformace a $\bar{\epsilon}$ je efektivní poměrné přetvoření, které jsou popsány rovnicemi

$$\dot{\bar{\epsilon}} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}}, \quad (4-3a)$$

resp.

$$\bar{\epsilon} = \int \dot{\bar{\epsilon}} dt. \quad (4-3b)$$

Při respektování platnosti termomechanické vazby lze energetickou bilanci pro

viskoelastický materiál v Lagrangeových (materiálových) souřadnicích [40] vyjádřit rovnici

$$\rho \cdot c \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\lambda \cdot \text{grad} T) - \text{div}(\dot{q}_R) - 3K\alpha T \dot{\varepsilon}_{ij} \delta_{ij} - \sigma'_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} \quad (4-4)$$

s odpovídajícími počátečními

$$T_0 = T(x, y, z, t_0) \quad (4-4a)$$

a okrajovými podmínkami ve formě rozložení teplot

$$T = \bar{T} \quad (4-4b)$$

na hranici Γ_T , nebo hustoty tepelného toku

$$\dot{q} = \bar{q} \quad (4-4c)$$

na hranici Γ_q , kde c měrné teplo, ρ měrná hmotnost, T je teplota, t čas, λ tepelná vodivost, $\dot{q}$ hustota tepelného toku, $\dot{q}_R$ hustota radiačního tepelného toku uvnitř skloviny, n vnější normála a σ'_{ij} jsou složky tenzoru deviátoru napjatosti; indexy p, e jsou použity pro označení povrchu resp. okolí.

Proces sdílení tepla v tvarovacích nástrojích lze popsat klasickou rovnicí vedení tepla ve tvaru

$$\rho \cdot c \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\lambda \cdot \text{grad} T) - 3K\alpha T \dot{\varepsilon}_{ij} \delta_{ij} \quad (4-5)$$

s odpovídajícími počátečními a okrajovými podmínkami (4-4a až c).

Přehled jednotlivých typů okrajových podmínek aplikovatelných pro rovnice (4-4 a 4-5) je uveden v tab. 4.1.

Při řešení reálných problémů tvarování skloviny se v důsledku vzájemné kombinace tepelných pochodů na površích jednotlivých komponentů tvarovacích nástrojů uplatňují složitější okrajové podmínky, jejichž vliv je nutné zohlednit:

- současný vliv konvektivního a sálavého přestupu tepla na hranici Γ_α (O.P. 3. druhu)

$$q = \alpha_{CR}(T - T_e), \quad (4-6)$$

kde:

$$\alpha_{RC} = \alpha_C + \alpha_R = \alpha_C + \sigma \varepsilon 10^{-8} (T_A + T_{Ae})(T_A^2 + T_{Ae}^2); \quad (4-6a)$$

- přestup tepla na rozhraní sklovina – tvarovací nástroje na hranici Γ_P (O.P. 4. druhu)

$$\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_p = \alpha_{SF}(T_S - T_{SF}), \quad (4-7)$$

kde α_{CR} je kombinovaný součinitel přestupu tepla (konvekce, sálání), α_{SF} součinitel přestupu tepla mezi sklovinou a formou, σ konstanta sálání dokonale černého tělesa, T teplota, T_A termodynamická teplota a ε je zářivost (emisivní součinitel)

- tření (disipace energie)

$$q_t = |F_t| / |v_R|, \quad [42, 85] \quad (4-8)$$

kde F_t je třecí síla

$$F_t = f F_n \left\{ \left(\frac{2}{\pi} \right) \tan^{-1} \left(\frac{|v_R|}{a |v_D|} \right) \right\} d, \quad (4-8a)$$

v_R je relativní rychlost (vzhledem k tvarovanému výrobku) a v_D absolutní rychlost pohybu razníku, f součinitel tření, a konstanta o několik řádů menší než v_D .

Tab. 4.1 Okrajové podmínky rovnice vedení tepla

OKRAJOVÁ PODMÍNKA		VYJÁDŘENÍ
1. druhu	Dirichletova	$T_P = T_P(x, y, z, t)$
2. druhu	Neumannova	$-\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_P = \dot{q}(x, y, z, \tau)$
3. druhu	Newtonova	$-\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_P = \alpha(T_P - T_e)$
4. druhu	kontaktu dvou těles ¹	$\lambda \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_P = \frac{1}{R} (T_{1P} - T_{2P}) = \alpha_{12} (T_{1P} - T_{2P})$ $\lambda_1 \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_{P1} = \lambda_2 \left(\frac{\partial T}{\partial n} \right)_{P2}$

4.2 ZJEDNODUŠUJÍCÍ PŘEDPOKLADY

V oblasti intervalu tvarování lze zanedbat elastickou složku deformace a sklovinu považovat za nestlačitelnou ($\dot{\epsilon}_{ii} = 0$), obecně ne-Newtonsskou kapalinu (kap. 3.2.1). Přijatý předpoklad vede ke zjednodušení konstitutivní rovnice (4-2), která se přetransformuje do tvaru

$$\sigma'_{ij} = 2\eta(T)\dot{\epsilon}_{ij}, \quad (4-9)$$

kde deviátor napjatosti je definován rovnicí

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{\sigma_{ii}}{3} \delta_{ij} = \sigma_{ij} + p\delta_{ij}. \quad (4-9a)$$

V souladu se závěry uvedenými v kap. 3.2.2.1 je často efektivnější, především při relativně malých tloušťkách stěny tvarovaných výrobků, předpokládat sdílení tepla ve sklovině pouze vedením a radiační podíl tepelné vodivosti zahrnout do efektivní vodivosti (3-13). Rovnice energetické bilance (4-4) pak přejde do tvaru

$$\rho \cdot c \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\lambda \cdot \text{grad} T) - s\sigma'_{ij}\dot{\epsilon}_{ij}. \quad (4-10)$$

4.3 METODY ŘEŠENÍ ÚLOH MATEMATICKÉ FYZIKY

Pro řešení lineárních a nelineárních okrajových úloh a úloh s počátečními podmínkami (např. diferenciální formulace termomechanického problému - rov. 4-1 a 4-4) existuje široké spektrum metod od čistě analytických po plně numerické. Pro omezenou množinu jednoduchých, obvykle 1 či 2 D problémů, lze nalézt přesné řešení přímou integrací diferenciálních rovnic, a to prostřednictvím klasických analytických metod (metoda separace proměnných, metoda Greenových funkcí, metoda tepelných potenciálů, atd.) či metod integrálních transformací (Laplaceova a Fourierova transformace) [51, 93].

Pro řešení problémů, u nichž nelze nalézt řešení v „uzavřeném tvaru“, existuje celá řada přibližných (analytických i numerických) metod. Praktická využitelnost přibližných analytických metod, tj. metod variačních (Ritzova, Kantorovičova, Biotova, atd.), či algebrologických [51, 93], je však v technické praxi značně omezená.

Pro řešení reálných technických problémů je efektivní využití přibližných numerických metod, konkrétně metody konečných diferencí (sítí) a numerických metod založených

na variačním principu - metody hraničních prvků (MHP), metody konečných objemů (MKO – oblast řešení úloh dynamiky tekutin, tj. CFD), a především metody konečných prvků (MKP), která je také zřejmě nejvhodnější výpočetní metodou pro řešení reálného vázaného termomechanického problému popsaného diferenciálními rovnicemi (4-1 a 4-4).

Společným jmenovatelem všech přibližných numerických metod je diskretizace prostoru řešení, která vede ke zjednodušení řešeného problému a jeho transformaci na soustavu algebraických rovnic, jejichž řešením lze získat rozložení hledaných funkcí v jednotlivých uzlech soustavy¹.

MKP (stejně jako ostatní variačně – numerické metody) vychází z variační formulace specifikovaného problému. Diferenciální rovnice tedy nejsou řešeny přímo, ale v integrálním tvaru. Na rozdíl od metody konečných diferencí, jejíž princip je založen na aproximaci diferenciálního operátoru při zachování prostoru řešení, je u MKP naopak prostor řešení nahrazen interpolačními funkcemi při zachování diferenciálního operátoru [129,130].

4.4 POPIS METODY KONEČNÝCH PRVKŮ

Výpočetní postup MKP je založen na pevně dané posloupnosti jednotlivých kroků (obr. 4.2). Pro řešení úloh mechaniky kontinua je obvykle využívána deformační alternativa MKP, u které jsou primárně řešeny posuvy (resp. zobecněné posuvy) v uzlových bodech a až v následující fázi tenzory (resp. vektory) přetvoření a napětí.

Efektivita metody a kvalita řešení v konkrétním případě závisí také na velikosti výpočetní sítě a typu použitých prvků. Důležitou otázkou je problém konvergence a přesnosti řešení. Ke zvýšení přesnosti řešení, resp. snížení chyby aproximace vedou dva postupy, a to podle použité technologie buď zjemnění výpočetní sítě při zachování stupně tvarové funkce (h-metoda využívající tvarových funkcí nižších řádů), nebo zvýšení stupně tvarové funkce při zachování topologických a geometrických charakteristik výpočetní sítě (p-metoda).

4.5 FORMULACE SLABÉHO ŘEŠENÍ

Při zanedbání setrvačných účinků může být formulace slabého řešení diferenciální rovnice rovnováhy (4-1) vyjádřena pomocí Gaussova divergenčního teorému vztahem

$$\int_V \sigma_{ij} \delta \dot{\epsilon}_{ij} dV - \int_{S_F} F_i \delta u_i dS_F - \int_{S_c} F_c \delta u_i dS_c = 0, \quad (4-11)$$

který po rozkladu Cauchyho tenzoru napětí σ na kulový tenzor s a deviátor napjatosti σ'

$$\sigma_{ij} = \sigma'_{ij} - \delta_{ij} p = \sigma'_{ij} + \delta_{ij} s_{ii} \quad (4-12)$$

a aplikaci konstitutivních rovnic

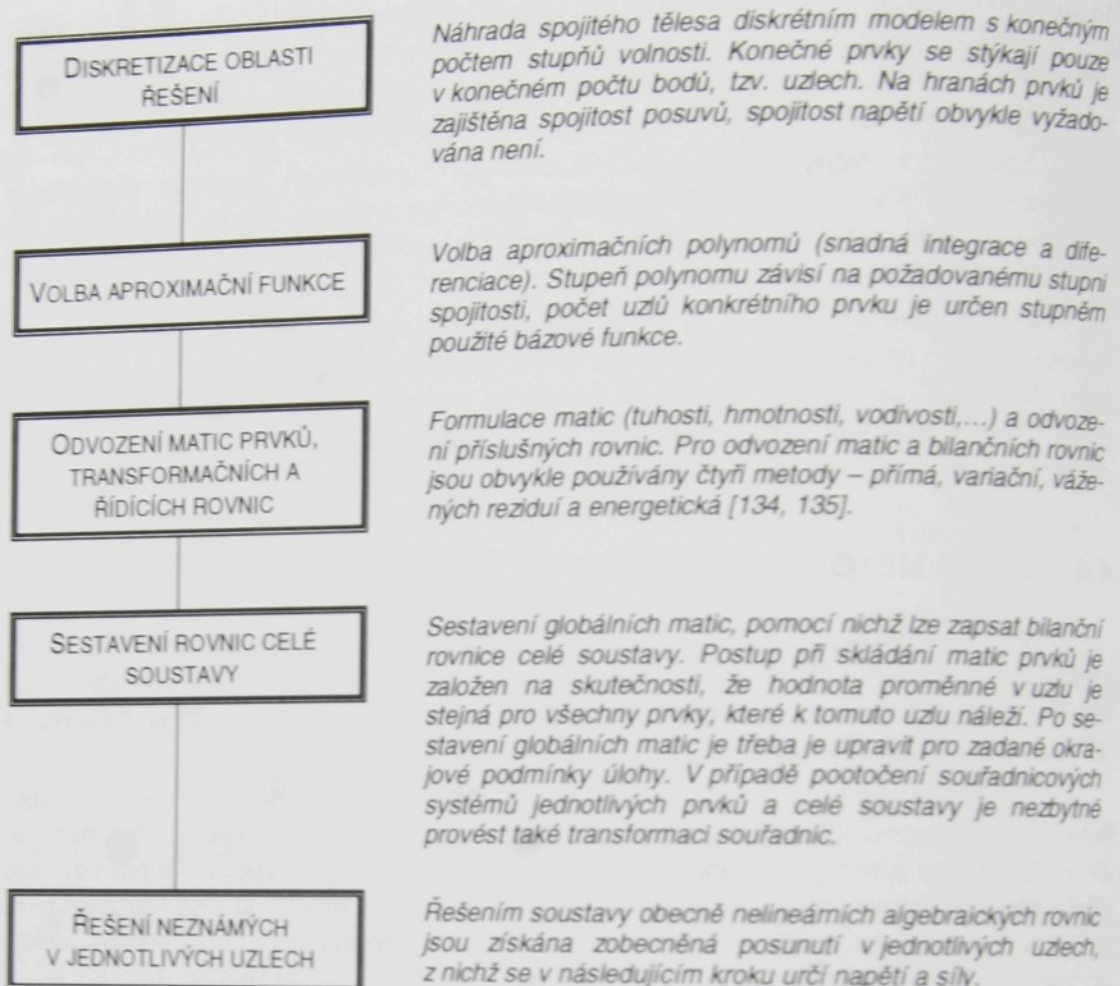
$$\sigma'_{ij} = \frac{2}{3} \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} \dot{\epsilon}_{ij}, \quad (4-13)$$

přejde ve variační formulaci řešeného problému

$$\int_V \bar{\sigma} \delta \dot{\epsilon} dV + \int_V \sigma_{ii} \delta \dot{\epsilon}_{ii} dV - \int_{S_F} F_i \delta u_i dS_F - \int_{S_c} F_c \delta u_i dS_c = 0 \quad (4-14a)$$

$$\int_V \dot{\epsilon}_{ii} dV = 0. \quad (4-14b)$$

¹ U MHP není diskretizována celá oblast řešení, ale pouze její hranice.



Obr. 4.2 Posloupnost jednotlivých kroků řešení MKP

S využitím standardního diskretizačního postupu metody konečných prvků [129, 130] a po substituci pole (resp. vektoru) rychlostí $\mathbf{u}$ a tenzoru rychlostí deformace $\dot{\boldsymbol{\epsilon}}$ (ve vektorovém tvaru) odpovídajícími interpolačními funkcemi

$$\mathbf{u} = \mathbf{N}^T \mathbf{v} \quad (4-15a)$$

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}} = \mathbf{B} \mathbf{v}, \quad (4-15b)$$

a po variaci $\delta \mathbf{v}$ a formálním sloučení okrajových podmínek přejdou vztahy (4-14) na soustavu rovnic [85]

$$\sum_{j=1}^m \left[\int_{V_j} \bar{\sigma} \frac{1}{\bar{\epsilon}} \mathbf{P} \mathbf{v} dV + \int_{V_j} \sigma_s \mathbf{B}^T \mathbf{C} dV - \int_S \mathbf{N} \mathbf{F} dS \right] = 0 \quad (4-16a)$$

$$\int_{V_j} \mathbf{v}^T \mathbf{B}^T \mathbf{C} dV_j \quad (4-16b)$$

kteřou je možné formálně vyjádřit ve tvaru

$$f(\mathbf{v}, \sigma_s) = 0. \quad (4-17)$$

Efektivní rychlost deformace $\dot{\bar{\epsilon}}$, která se vyskytuje v rovnici (4-16a), je vyjádřena vztahem

$$\dot{\bar{\epsilon}} = (\dot{\boldsymbol{\epsilon}}^T \mathbf{D}^T \dot{\boldsymbol{\epsilon}})^{1/2} = (\mathbf{v}^T \mathbf{B}^T \mathbf{D}^T \mathbf{D} \mathbf{B} \mathbf{v})^{1/2} = (\mathbf{v}^T \mathbf{P}^T \mathbf{P} \mathbf{v})^{1/2}. \quad (4-18)$$

V rovnicích (4-15 až 4-18) je $\mathbf{v}$ vektor rychlostí v uzlech výpočetní sítě, $\mathbf{N}$ matice tvarových (interpolčních) funkcí, $\mathbf{B}$ matice prostorových derivací tvarových funkcí, m počet prvků výpočetní sítě, $\mathbf{D}$ matice tuhosti a $\mathbf{C}$ maticový operátor $\mathbf{C}^T \dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_{,i}$. Efektivní metodou řešení soustavy rovnic (4-17) je Newton – Raphsonova (Newtonova) metoda (případně modifikovaná Newton – Raphsonova nevyžadující aktualizaci matice tuhosti v každém interakčním kroku); při použití prvních dvou členů Taylorova rozvoje pak platí výpočetní schéma

$$f(\mathbf{v}, \sigma_{ii}) \equiv f(\mathbf{v}_n, \sigma_{ii}) + \frac{\partial f}{\partial \mathbf{v}}(\mathbf{v}_n, \sigma_{ii}) \Delta \mathbf{v}_n = 0. \quad (4-19)$$

Soustava (4-16) resp. (4-17) pak přechází na soustavu lineárních rovnic

$$\begin{bmatrix} \sum_{j=1}^m \left\{ \int_{V_j} \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} \mathbf{P} \mathbf{v} dV + \int_{V_j} \left[\frac{\partial}{\partial \bar{\epsilon}} \left(\frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} \right) \right] \frac{1}{\bar{\epsilon}} \mathbf{P} \mathbf{v} \mathbf{v}^T \mathbf{P}^T dV \right\} & \vdots & \int_{V_j} \mathbf{B}^T \mathbf{C} dV \\ \dots & \dots & \dots \\ \int_{V_j} \mathbf{C}^T \mathbf{B} dV & \vdots & \mathbf{0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \mathbf{v} \\ \dots \\ \sigma_{ii} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sum_{j=1}^m \left\{ \int_{S_F} \mathbf{N} \mathbf{F} dS_F - \int_{V_j} \mathbf{B}^T \mathbf{C} dV \right\} \\ \dots \\ - \int_{V_j} \mathbf{v}^T \mathbf{B}^T \mathbf{C} dV \end{bmatrix} \quad (4-20)$$

Po každé iteraci je nezbytná aktualizace souřadnic výpočetní sítě (při použití Lagrangeových souřadnic):

$$\mathbf{x}^i(t + \Delta t) = \mathbf{x}^i(t) + \mathbf{v}^i \Delta t \quad (4-21)$$

Rovnice balance energie (energetická rovnováha) (4-5) přejde po vynásobení první variací δT a integraci přes objem do tvaru

$$- \int_V \lambda T_{,ii} \delta T dV + \int_V \rho c \dot{T} \delta T dV + \int_V s \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} \delta T dV = 0, \quad (4-22)$$

který s využitím Gaussova divergenčního teorému lze upravit do podoby

$$\int_V \lambda T_{,ii} \delta T_{,ii} dV + \int_V \rho c \dot{T} \delta T dV + \int_V s \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} \delta T dV + \int_S q_n \delta T dS = 0, \quad (4-23)$$

kde q_n je tepelný tok na hranici systému. S využitím standardního diskretizačního postupu metody konečných prvků [129, 130] při použití substituce teplotního pole interpolačním vektorem $\mathbf{N}$

$$\mathbf{T} = \mathbf{N}^T \mathbf{T} \quad (4-24)$$

$$\mathbf{M}_{ij} = \mathbf{N}_{i,j}, \quad (4-25)$$

a po eliminaci variace δT je získána soustava rovnic

$$\sum_{j=1}^m \left[\int_{V_j} \lambda \mathbf{M} \mathbf{M}^T \mathbf{T} dV + \int_{V_j} c \rho \mathbf{N} \mathbf{N}^T \mathbf{T} dV + \int_{V_j} \bar{\sigma} \dot{\epsilon} \mathbf{N} dV + \int_{S_j} q_n \mathbf{N} dS \right] = 0, \quad (4-26)$$

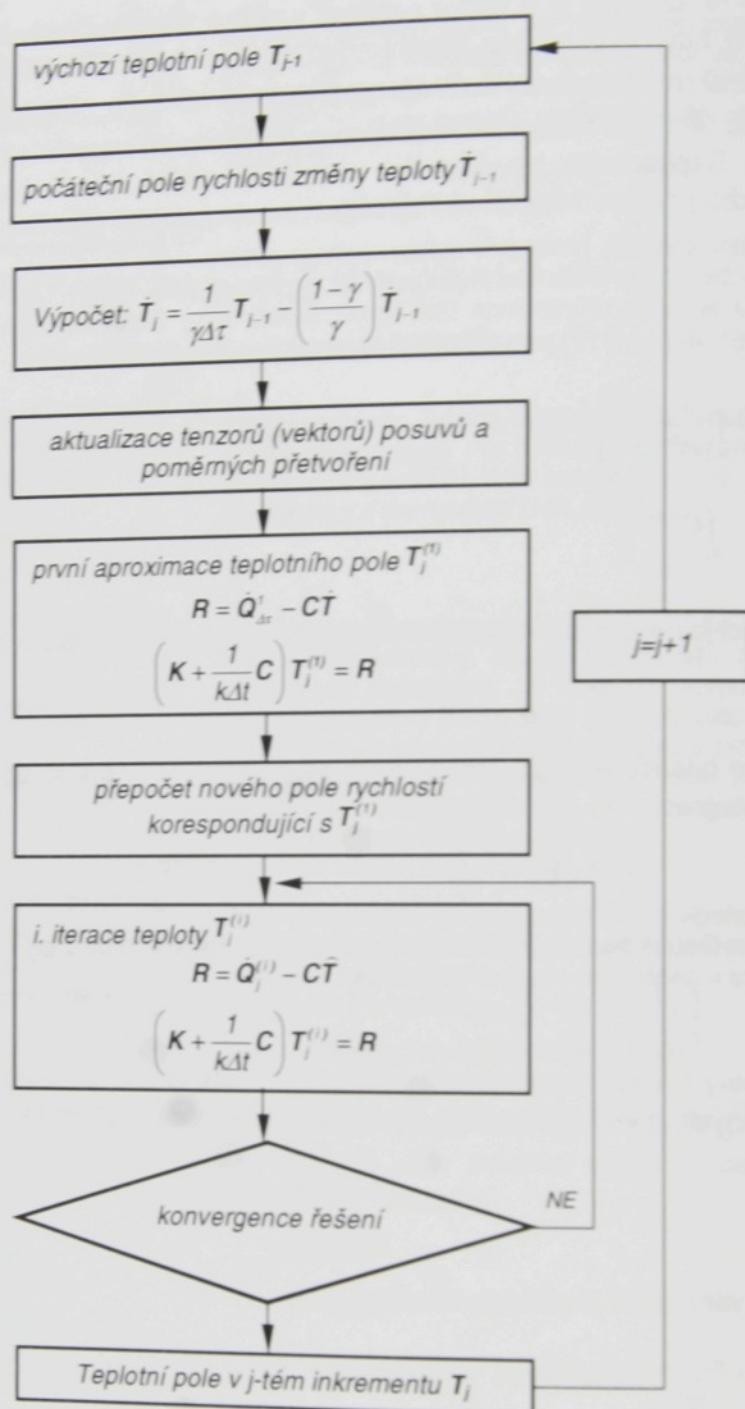
kterou je možno formálně přepsat do tvaru

$$\mathbf{C}(\mathbf{T}) \dot{\mathbf{T}} + \mathbf{K}(\mathbf{T}) \mathbf{T} = \mathbf{Q}, \quad (4-27)$$

kde $\mathbf{C}$ je globální matice tepelné kapacity, $\mathbf{K}$ globální matice vodivosti, $\mathbf{Q}$ vektor tepelných zatížení resp. pravých stran, pro který platí

$$\mathbf{Q} = \int_{S_r} \sigma \epsilon (T_s^4 - T_e^4) \mathbf{N} dS + \int_{S_k} \alpha (T_s - T_e) \mathbf{N} dS + \int_{S_e} \alpha_{SF} (T_s - T_{SF}) \mathbf{N} dS + - \int_{S_f} q_r \mathbf{N} dS^{(2)}, \quad (4-28)$$

² 1. člen popisuje sdílení tepla radiací, 2. sdílení konvekci, 3. člen sdílení tepla na vzájemném rozhraní mezi sklovinou a tvarovacími nástroji, 4. rychlost generace tepla v důsledku tření.



Obr. 4.3 Schéma postupu řešení úlohy

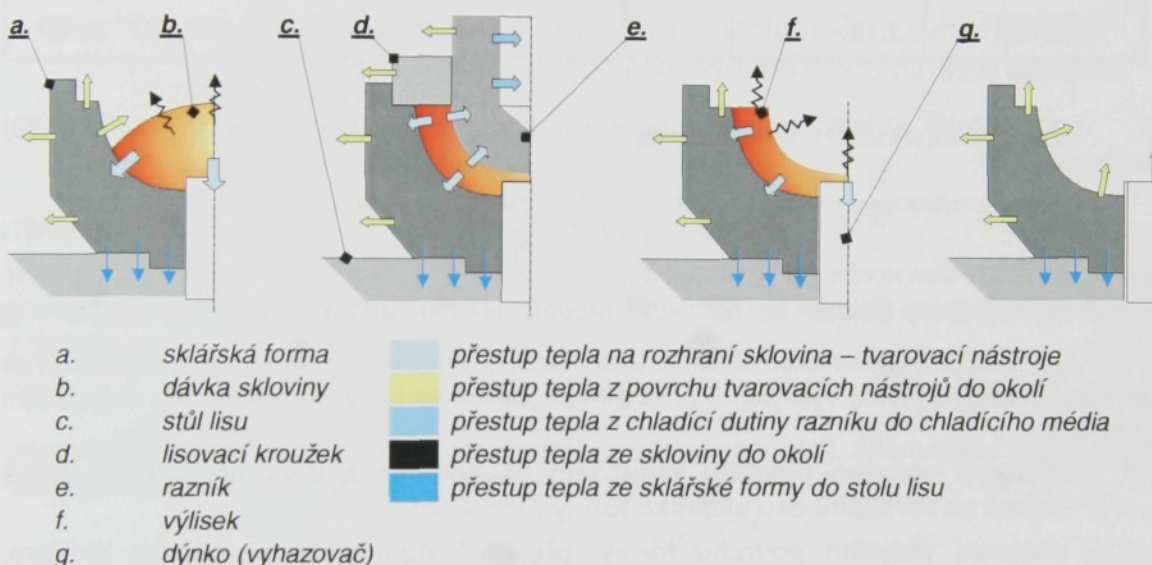
v uvedené rovnici je α_{SF} součinitel přestupu tepla mezi sklovinou a tvarovacím nástrojem, q teplo generované v důsledku tření, indexy E , S , SF přísluší okolnímu prostředí, sklovině a sklářská formě. Efektivní metodou řešení soustavy (4-27) je použití jednovrstvého schématu, např. ve formě

$$T_{t+\Delta t} = T_t + \Delta t [(1-k)\dot{T}_t + k\dot{T}_{t+\Delta t}], \quad k \in \langle 0, 1 \rangle. \quad (4-29)$$

Postup řešení může být za předpokladu známého rozložení teplotního pole T_0 a pole rychlostí $\mathbf{v}_0$ v čase $t = 0$ s formálně popsán prostřednictvím schématu na obr. 4.3.

4.6 OKRAJOVÉ PODMÍNKY

Okrajové podmínky příslušející rovnici (4-1) vyplývají přímo ze zadání konkrétního problému (časové závislosti posuvu razníku, uložení jednotlivých komponentů tvarovacích nástrojů, kontaktní vazby,...). Definice okrajových podmínek pro konkretizaci rovnic (4-4, 4-5 a 4-10), tj. časových průběhů přestupu tepla ze skloviny do tvarovacích nástrojů, z tvarovacích nástrojů či tvarované skloviny do chladicího média nebo přestup tepla ze sklářské formy do rámu stroje (obr. 4.4) je vzhledem k omezené znalosti parametrů značně obtížná. Všeobecně jsou za nejdůležitější považovány děje na rozhraní mezi sklem a tvarovacími nástroji, které jsou stále ještě nejméně prozkoumány a kterým v této kapitole bude věnována zvýšená pozornost.



Obr. 4.4 Sdílení tepla v soustavě skloviny - tvarovací nástroje

4.6.1 OKRAJOVÉ PODMÍNKY NA VOLNÉM POVRCHU

Při ochlazování povrchu tvarovacích nástrojů a tvarovaného výrobku ve styku s chladicím médiem se v převážné míře uplatňuje současný přestup zářením a konvekcí. Podle konkrétního uspořádání stroje a nastavení řídicích parametrů je chlazení konkrétního povrchu realizováno vynucenou nebo volnou konvekcí. S výjimkou vodního chlazení chladicí dutiny lisovacích razníků nedochází při přestupu tepla k fázovým přeměnám. Přestup do rámu stroje a přestup tepla mezi jednotlivými komponenty tvarovacích nástrojů je ve značné míře řízen přirozenou konvekcí v uzavřeném prostoru.

Samovolné proudění v okolí teplého povrchu tvarovacích nástrojů je vyvoláno rozdílem měrných hmotností teplých a studených částic. Charakter proudění (na počátku vždy laminární) je ovlivněn velikostí teplotního rozdílu mezi stěnou a tekutinou; přičemž kritickou hodnotou podle [47] je teplotní rozdíl $\Delta t = 15^\circ\text{C}$. Přestup tepla přirozenou konvekcí je obvykle popisován mocninnou funkcí [16, 47, 59, 78, 115]

$$\overline{Nu} = c(Gr.Pr)^n, \quad (4-30)$$

kde Nu , Gr a Pr jsou podobnostní čísla. Hodnoty koeficientů c a n se vzájemně odlišují podle jednotlivých autorů a podmínek experimentu; v tab. 4.2 jsou uvedeny koeficienty

získané Michejevem [78] pro vzduch ($Pr \approx 0,72$), poněkud odlišné hodnoty publikoval Šesták [114].

Tab. 4.2 Hodnoty součinitelů c a n pro přirozenou konvekci podle [78]

Druh proudění	Ra	c	n	Rozvedený tvar rovnice podle (kalčík)
Laminární	$< 1 \cdot 10^{-3}$	0,50	0	$\alpha = 0,5\lambda / L$
	$1 \cdot 10^{-3} - 5 \cdot 10^2$	1,18	1/8	–
Přechodný	$5 \cdot 10^2 - 2 \cdot 10^7$	$0,54^{(3)}$	1/4	$\alpha = 0,955\lambda^{0,75} \rho^{0,5} (\beta c_p / L \eta)^{0,25}$
Turbulentní	$2 \cdot 10^7 - 1 \cdot 10^{13}$	$0,135^{(4)}$	1/3	$\alpha = 0,289(\lambda \rho)^{0,67} (\beta c_p / L \eta)^{0,25} \Delta T^{0,33}$

Na základě výsledků experimentálního výzkumu Šorin [115] modifikoval rovnici (4-30) do tvaru

$$\overline{Nu} = c(GrPr)^m \left(\frac{Pr}{Pr_s} \right)^{0,25}, \quad (4-31)$$

kde Pr je Prandtlovo číslo při teplotě okolní proudící tekutiny a Pr_s při teplotě na stěně.

Při chlazení tvarovacích nástrojů (tvarovaného výrobku) ventilátorovým vzduchem se ve výrobní praxi obvykle vyskytují 3 principiálně odlišné varianty geometrického uspořádání (obr. 4.5):

- chlazení volného povrchu vzduchem přiváděným z dýzy umístěné v rovině kolmé na vertikální osu sklářské formy (obr. 4.5a),
- chlazení vnějšího povrchu formy, případně dutiny mezikruhového průřezu, ohraničeného vnějším povrchem formy a vnitřním povrchem držáků, vzduchem proudícím paralelně s vertikální osou formy, (obr. 4.5b),
- chlazení sklářské formy vzduchem proudícím průchozími otvory paralelně s vertikální osou ve sklářské formě (obr. 4.5c).

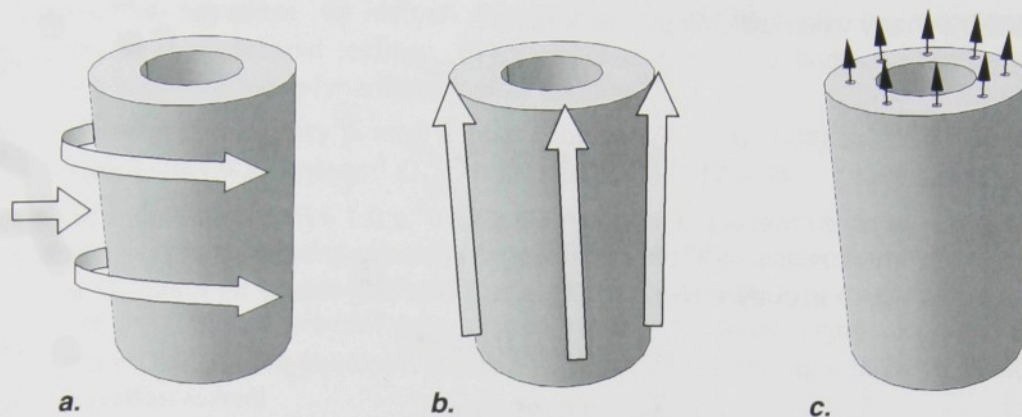
Při nuceném obtékání rotačního válce (obr. 4.5a) homogenním proudem tekutiny (v rovině kolmé na osu válce) má proudění v mezní vrstvě složitější charakter [47, 82, 115], který je komplikován odtrháváním proudnic chladícího media. Hodnota lokálního součinitele přestupu tepla podél obvodu obtékaného profilu se vyznačuje výraznou proměnlivostí a závislostí na lokální hodnotě Re .

Pro výpočet střední hodnoty součinitele přestupu tepla α je použitelný např. Churchill – Bernsteinův vzorec [82]

$$\overline{Nu}_D = 0,3 + \frac{0,62 Re_D^{1/2} Pr^{1/3}}{\left[1 + \left(\frac{0,4}{Pr} \right)^{2/3} \right]^{1/4}} \left[1 + \left(\frac{Re_D}{282000} \right)^{5/8} \right]^{4/5}, \quad (4-32)$$

³ Platí pro svislé desky, pro vodorovné trubky je součinitel přestupu tepla cca. o 10% nižší. Za podmínek přirozené konvekce s laminárním charakterem proudění lze podle [120] použít pro svislou desku $c=0,56$, pro horizontálně orientovaný válec $c=0,41$ a pro kouli $c=0,47$.

⁴ Prokázáno pro svislé a vodorovné desky a trubky až do $GrPr=10^9$.



Obr. 4.5 Schéma základních způsobů chlazení sklářských forem nucenou konvekcí
 a. Chlazení vnějšího povrchu formy - přívod chladícího vzduchu dýzou umístěnou kolmo k vertikální ose formy
 b. Chlazení vnějšího povrchu formy - přívod chladícího vzduchu ze stolu lisu paralelně s vertikální osou formy
 c. Chlazení průchozími otvory ve formě - přívod chladícího vzduchu ze stolu lisu

kteří platí pro všechna Re a Pr , je-li Pe je větší než 0,2. Pro Re_D z intervalu $7 \cdot 10^4 - 4 \cdot 10^5$ se doporučuje zvýšit vypočtenou hodnotu o 20%. Pro přibližné výpočty je aplikovatelný Mc Adamsův vztah

$$\overline{Nu}_D = k Re_D^n Pr^m, \quad (4-33)$$

odpovídající konstanty k , m , n pro vzduch jsou uvedeny např. [82]. Alternativou řešení dané úlohy jsou také Michejevovy rovnice [78]

$$\overline{Nu}_D = 0,5 Re^{0,5} Pr^{0,38} \left(\frac{Pr}{Pr_s} \right)^{0,25}, \quad (4-34)$$

$$\overline{Nu}_D = 0,5 Re^{0,6} Pr^{0,38} \left(\frac{Pr}{Pr_s} \right)^{0,25}, \quad (4-35)$$

přičemž rovnice (4-34) platí v intervalu $10 < Re < 1000$, rovnice (4-35) v oblasti $10^3 < Re < 2 \cdot 10^5$.

Lokální hodnota Nu v místě náběhu proudu na povrchu válce je podle Šorina pro vzduch dána vztahem

$$Nu_0 = A Re_D^{0,5}, \quad (4-36)$$

součinitel A v závislosti na lokální hodnotě Prandtlůva čísla je tabelován v [115].

Podle Smrčka [109], který v provozních i laboratorních podmínkách realizoval řadu měření součinitele přestupu tepla při chlazení sklářských forem na výrobu obalového skla (geometrické uspořádání v souladu s obr. 4.5a), se reálné hodnoty **součinitele přestupu tepla** při ochlazování povrchu sklářských forem pohybují **v rozmezí 180 - 1500 Wm⁻²K⁻¹**, **nejčastěji pak v intervalu 350 - 580 Wm⁻²K⁻¹**.

Chlazení vnějšího povrchu sklářské formy tekutinou proudící paralelně s vertikální osou (obr. 4.5b) lze pro jednotlivé režimy proudění s dostatečnou přesností popsat rovnicemi uváděnými pro přestup tepla při nuceném podélném obtékání desky [99].

Lokální hodnotu součinitele přestupu tepla α při **laminárním proudění** ve vzdálenosti

x od náběžné hrany válce lze určit pomocí vztahu

$$Nu_x = 0,332 Pr^{1/3} Re_x^{1/2}, \quad (4-37)$$

střední hodnotu pak

$$\overline{Nu} = 0,664 Pr^{1/3} Re^{1/2}, \quad (4-38)$$

platnost obou rovnic je omezena intervalem $Re \leq 1 \cdot 10^5$ a $0,1 < Pr < 1000$ [82]; v přechodové oblasti mezní vrstvy rovnice (4-37) nedává přesné výsledky, proto je nutná její korekce. Pro oblast turbulentního proudění ($Re \geq 5 \cdot 10^5$), platí podle [99] vztahy

$$Nu_x = 0,0324 Pr Re_x^{0,8} \quad (4-39)$$

$$\overline{Nu} = 0,0405 Pr Re^{0,8}. \quad (4-40)$$

Výsledky rozsáhlého experimentálního výzkumu shrnul Michejev [78] v rovnicích

$$Nu = 0,296 Re_x^{0,8} Pr^{0,43} \left(\frac{Pr}{Pr_s} \right)^{0,25} \quad (4-41)$$

$$\overline{Nu} = 0,037 Re^{0,8} Pr^{0,43} \left(\frac{Pr}{Pr_s} \right)^{0,25}. \quad (4-42)$$

Další vztahy pro určení součinitele přestupu tepla lze nalézt např. v [99]. Ve všech uvedených případech je určující teplotou střední teplota mezní vrstvy.

Hodnotu **součinitele přestupu tepla v chladících vývrtech** (neproměnného kruhového průřezu) **sklářských forem** (obr. 4.5c) lze určit Hausenovými rovnicemi [82].

Pro popis laminárního proudění v oboru $Re < 2300$ a $0,1 < (Re \cdot Pr \cdot D/L) < 10^4$ je používána rovnice

$$\overline{Nu}_D = \left[3,65 + \frac{0,0668 \left(Re_D Pr \frac{D}{L} \right)}{1 + 0,045 \left(Re_D Pr \frac{D}{L} \right)^{2/3}} \right] \left(\frac{\eta}{\eta_s} \right)^{0,14}, \quad (4-43)$$

pro turbulentní a přechodovou oblast v intervalu $2300 < Re < 10^6$ a $0,6 < Pr < 10^6$ platí vztah

$$\overline{Nu}_D = 0,116 (Re_D^{2/3} - 125) Pr^{1/3} \left[1 + \left(\frac{D}{L} \right)^{2/3} \right] \left(\frac{\eta}{\eta_s} \right)^{0,14}. \quad (4-44)$$

Určující teplota je dána aritmetickým průměrem teplot na vstupu a na výstupu otvoru.

Uvedené rovnice platí zcela pouze po ustálení rychlostního profilu, tj. po překročení tzv. hydrodynamické náběžové délky ($L/D > 100$ resp. 50). Vliv náběžové délky při laminárním resp. turbulentním proudění se obvykle vyjadřuje součinitelem ε_L resp. ε_T , které lze nalézt např. v [47].

Pro výpočet součinitele přestupu tepla v chladících otvorech kruhového průřezu existuje řada dalších kritériálních rovnic, při zohlednění skutečné délky podle [99] platí vztahy

$$\overline{Nu}_D = \left[0,74 \varepsilon_L (Re Pr)^{0,2} + K (\beta \Delta T)^{0,002} \right] (Gr Pr)^{0,1} \quad (4-45)$$

pro laminární a

$$Nu_D = \varepsilon_T \frac{0,023 Pr^{0,4} Re^{0,8}}{1 + 2,14 Re^{-0,1} (Pr^{2/3} - 1)} C \quad (4-46)$$

pro turbulentní proudění, ve kterých K je koeficient zahrnující vliv orientace trubky, β teplotní objemová roztažnost tekutiny, C součinitel závisející na poměru termodynamické teploty stěny a střední termodynamické teploty tekutiny.

Pro neokružové průřezy je možné použít rovnice (4-43 až 4-46) se záměnou průměru otvoru D hydraulickým průměrem⁵ D_h , pro interval $Re > 3 \cdot 10$ a $Pr > 1,6$ udávaná chyba je podle [99] pod 10%.

Sdílení tepla v soustavě sklovina – tvarovací nástroje je významně ovlivněno také přirozenou konvekcí ve štěrbině. Při podkritických hodnotách Ra (pro horizontální rovinnou štěrbinu $Ra_{knt}=1708$) lze předpokládat přenos tepla mezi jednotlivými plochami ($T_1 \neq T_2$) pouze vedením s lineárním teplotním profilem [114]; součinitel přestupu tepla proto může být formálně vyjádřen rovnicí

$$\alpha = \frac{\lambda}{\delta} \quad (4-47)$$

kde δ je tloušťka mezery, λ je tepelná vodivost vzduchu.

Při překročení Ra_{knt} je nezbytné zohlednit vliv proudění, pro výpočet součinitele přestupu v oboru $Ra_{knt} < Ra < 10^8$ je používána rovnice

$$\overline{Nu} = \frac{C Ra^m}{Ra + A}, \quad (4-48)$$

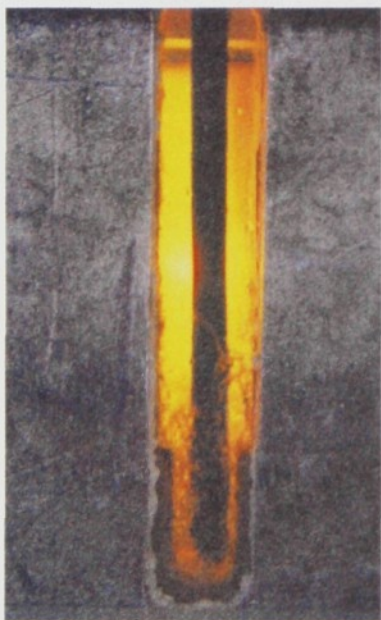
hodnoty konstant C , A , m pro některé jednoduché geometrické tvary jsou uvedeny v [99, 114]. Charakteristickým rozměrem je šířka štěrbin, určující teplota je dána aritmetickým průměrem z teplot jednotlivých povrchů.

Proces sdílení tepla radiací v soustavě tvarovací nástroje – tvarovaná sklovina je řízen Stefan – Boltzmannovým zákonem; hustota tepelného toku při sálání tělesa proti „šedému“ okolí je dána klasickým vztahem

$$\dot{q} = \varepsilon \sigma (T^4 - T_e^4), \quad (4-49)$$

kde T je termodynamická teplota, ε zářivost (emisní součinitel) a σ konstanta sálání dokonale černého tělesa. Při sdílení tepla sáláním mezi dvěma velmi „blízkými“ povrchy (ve štěrbině) lze hustotu tepelného toku sáláním relativně přesně popsat vztahem

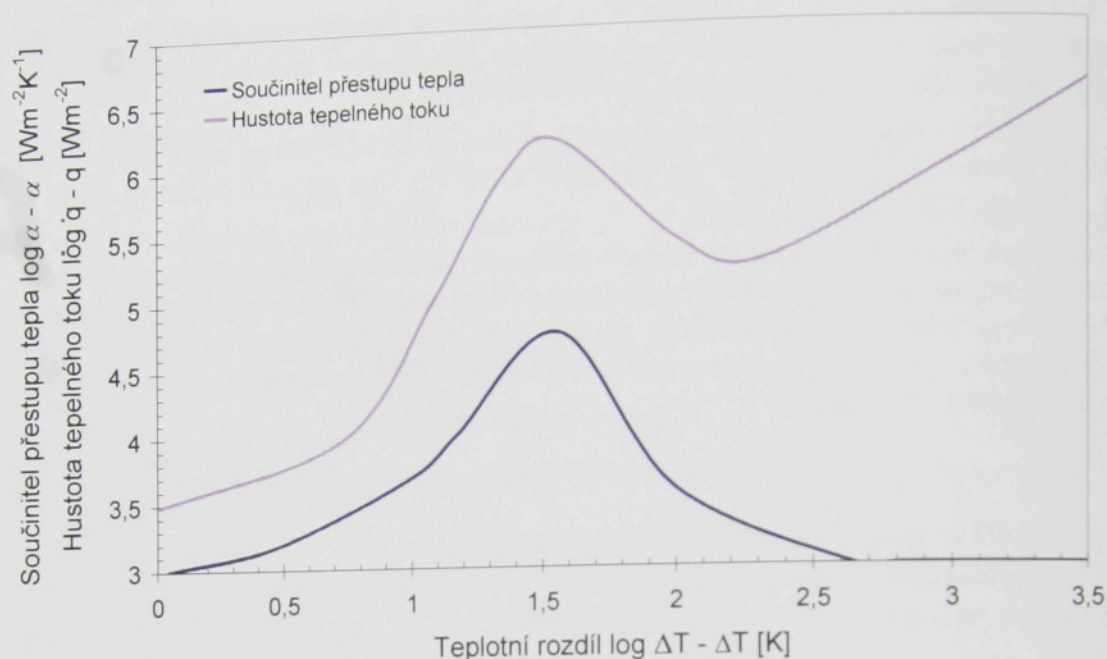
$$\dot{q} = \sigma \frac{T_1^4 - T_2^4}{\frac{1}{\varepsilon_2} + \frac{1}{\varepsilon_1} - 1}. \quad (4-50)$$



Obr. 4.6 Vizualizace varu v chladicí dutině razníku

Ve vodou chlazených raznících je přestup tepla z povrchu chladicí dutiny lisovacího razníku do chladicího média komplikován výskytem fázových přeměn. Na základě realizovaných provozních a laboratorních měření [12, 65 až 67] bylo prokázáno, že v chladicí dutině razníku dochází k intenzivnímu varu v mezní vrstvě, příp. k varu v podchlazené kapalině, který za určitých okolností (teplota kapaliny v celém

⁵ Pro čtvercový, obdélníkový, trojúhelníkový, mezikružový (pro $d_2/d_1 = 1-5,6$) profil a štěrbinu ($a/b = 1-40$) je určující charakteristikou poměr plochy příčného průřezu kanálu ke smáčenému obvodu, tj. $D_{hr} = 4S/O$.



Obr. 4.7 Závislost součinitele přestupu tepla a hustoty tepelného toku na rozdílu teplot mezi povrchem chladicí dutiny a sytosti páry T'' při varu pro $p=0,1$ MPa

objemu odpovídá teplotě na mezi sytosti) může přejít až ve var v celém objemu (obr. 4.6). Charakter varu v mezní vrstvě je určen rozdílem povrchové teploty chladicí dutiny a teploty na mezi sytosti T'' při daném tlaku – obvykle bývá bublinkový, ale za určitých podmínek (překročení bodu krize varu) přechází v blánový. Vzhledem ke geometrickému uspořádání a vertikální orientaci přívodní trubky a chladicí dutiny dochází k intenzivnímu varu vody již na špičce razníku (obr. 4.6). Určujícími veličinami řídícími proces sdílení tepla v chladicí dutině jsou teplota chladicí dutiny, průtočné množství chladicího média a tlak.

Podle [82] bývá sdílení tepla při bublinkovém varu v nuceně proudící kapalině řešeno jako dva simultánní děje, tj. jako vynucená konvekce, řízená rovnicemi (4-32 až 4-46), a přirozená konvekce při bublinkovém varu popisovaná empirickým vztahem

$$\alpha = kp^n \dot{q}^r, \quad (4-51)$$

ve kterém $\dot{q}$ je hustota tepelného toku, p tlak, k , r jsou konstanty závislé na látce (pro vodu $k=0,35 - 0,57$; $n=0,15$; $r=0,7$). Vzhledem k neznalosti hustoty tepelného toku na povrchu chladicí dutiny je praktické použití vztahu (4-51) značně problematické. Efektivnější metodou je proto využití empiricky určené křivky závislosti součinitele přestupu tepla na teplotním rozdílu mezi stěnou a teplotou sytosti páry při daném tlaku p [82, 114]. Charakteristické průběhy hustoty tepelného toku $\dot{q}$ a součinitele přestupu tepla α při tlaku $p = 0,1$ MPa jsou vykresleny obr. 4.7.

4.6.2 PŘESTUP NA ROZHRAŇÍ SKLO – KOVOVÁ FORMA

4.6.2.1 Výsledky experimentálního výzkumu

Přestože se problematice přestupu tepla na rozhraní sklovina – kov věnovala celá řada výzkumníků, nejsou zde probíhající děje dosud dostatečně prozkoumány. Autoři se

shodují, že **přenos tepla ze skloviny do sklářské formy probíhá převážně vedením**, podíl radiace je víceméně zanedbatelný a podle různých zdrojů se pohybuje v rozmezí 1-10% [109].

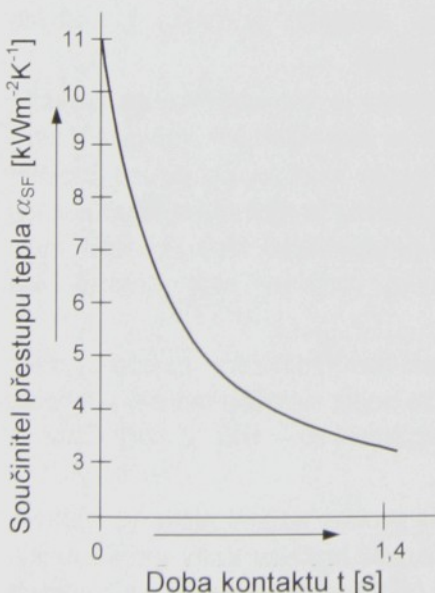
V průběhu vzájemného styku se intenzita přestupu tepla mezi sklovinou a tvarovacími nástroji poměrně výrazně mění, přičemž kvalita tepelného kontaktu závisí nejen na teplotě a působícím tlaku, ale také na drsnosti, stupni oxidace, znečištění a pórovitosti povrchu tvarovacích nástrojů, přítomnosti mazadel a intenzitě mazání. Vliv chemického složení skloviny za důležitý faktor považován není.

Jedním ze zásadních problémů přestupu tepla při tvarování skloviny je **existence, tloušťka, tvar a charakter plynové mezivrstvy mezi sklovinou a tvarovacím nástrojem**. V odborné literatuře jsou obecně diskutovány tři základní alternativy možného kontaktu skloviny s formou [13, 15, 74, 109, 118], konkrétně :

- dokonalý (těsný) kontakt,
- částečný (nedokonalý) kontakt,
- souvislá vzduchová mezivrstva na rozhraní.

Obecně se předpokládá, že **nejpravděpodobnější alternativou je částečný kontakt** [118], přičemž jeho kvalita závisí na řadě faktorů, především na lisovacím tlaku, teplotě a mikrogeometrii povrchu tvarovacích nástrojů. Tento názor potvrzují výsledky publikovaných experimentálních měření [48, 92, 75, 104], ze kterých vyplývá, že kontakt mezi sklovinou a tvarovacími nástroji nikdy dokonalý není a jeho kvalita se navíc s časem mění.

Příčinami a mechanismem vzniku mezivrstvy a změnami kvality kontaktu mezi sklovinou a kovem se zabýval McGraw [75], který v průběhu experimentálních zkoušek identifikoval **postupný pokles součinitele přestupu tepla mezi sklovinou a sklářskou formou**⁶ α_{SF} (reciproká hodnota tepelného přechodového odporu na rozhraní sklovina – tvarovací nástroj) z počáteční hodnoty více než $11 \text{ kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$ na cca. $2 - 2,5 \text{ kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$ (obr. 4.8) na

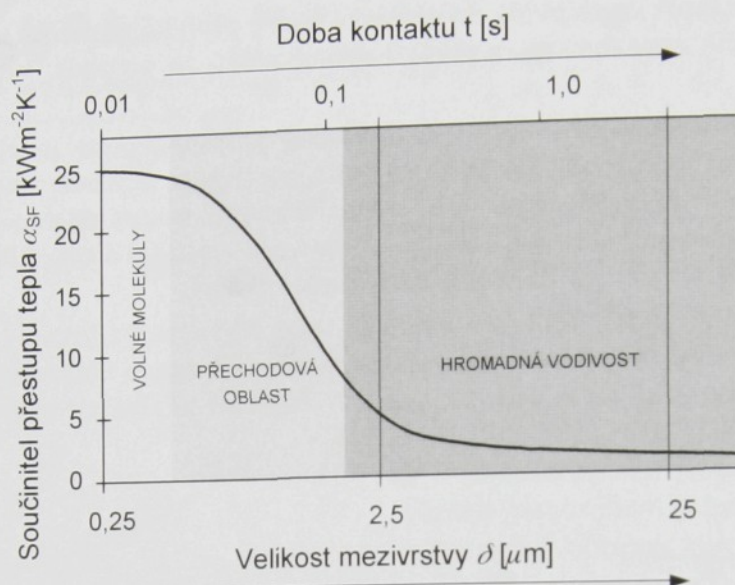


Obr. 4.8 Průběh součinitele tepla mezi sklovinou a formou podle [75]

konci lisování. Na začátku tvarování autor předpokládá dokonalý kontakt kovu se sklovinou o viskozitě $\eta = 10^2 - 10^4 \text{ Pas}$ pouze na 2 - 3% stykové plochy, na zbývajících částech kontaktní plochy předpokládá existenci izolační vrstvičky o průměrné tloušťce $0,25 \mu\text{m}$, která se může postupně zvětšit až na $40 \mu\text{m}$ na konci experimentu. Časová změna součinitele přestupu tepla na rozhraní mezi sklovinou a kovem byla indikována také Fellowsem se Shawem [21], Costou [15] a Trierem [118].

Na základě analýzy mechanismu přestupu tepla založené na kinematické teorii plynů stanovil McGraw [75] maximální hodnotu součinitele přestupu tepla mezi sklovinou a formou α_{SF} , předpokládá, že v průběhu tvarování dochází k postupné změně charakteru přenosu tepla v mezeře – od tzv. molekulární kondukce při velmi malých mezerách, srovnatelných se střední volnou dráhou molekul, až po obvykle uvažovanou hromadnou vodivost (obr. 4.9).

⁶ Použitá terminologie je v souladu s [76], v odborné literatuře někdy bývá též označován pojmem hustota tepelné propustnosti nedokonalého kontaktu [82].



Obr. 4.9 Součinitel přestupu tepla α_{SF} v závislosti na velikosti mezivrstvy podle [75]

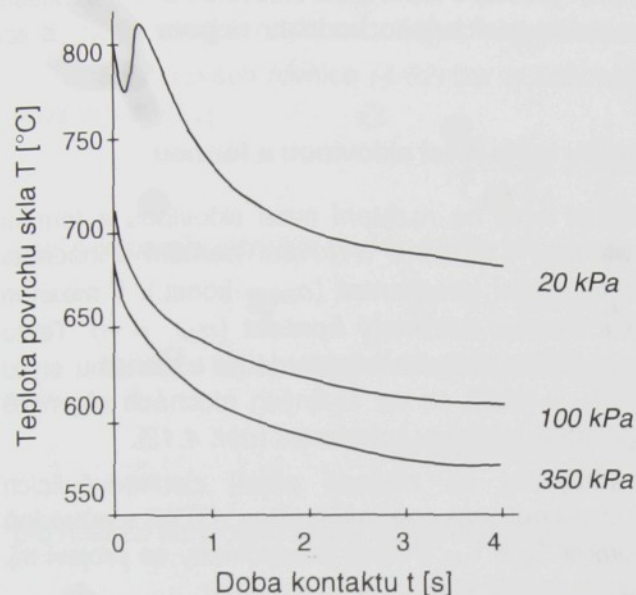
Změna kvality kontaktu během tvarování je vysvětlována zhoršením přilnavosti skloviny ke kovové formě [13]. Přilnutí, které se uskutečňuje prostřednictvím vrstvy oxidů či oxidových můstků, je vzhledem ke kontrakci skloviny při současném roztažení sklářské formy relativně velmi krátké. Na základě realizovaných experimentů Coenen definoval dobu do zhoršení kvality kontaktu t_w . **Kvalita kontaktu je dána dobou vzájemného styku, rychlostí ochlazování, kontaktní teplotou T_K a drsností povrchu.** Během časového intervalu $t < t_w$ je kvalita kontaktu u hladkých povrchů velmi dobrá („téměř ideální“), s časem se zhoršuje, přičemž v čase t_w obvykle dochází k odtrhávání skloviny od kovové formy, s rostoucí kontaktní teplotou ($T_K > T_g$) se prodlužuje také doba trvání „dobrého“ kontaktu. U hrubých povrchů je přechod k horšímu kontaktu obtížněji identifikovatelný.

Tloušťka mezery mezi sklovinou a sklářskou formou je závislá také na použité technologii tvarování - minimální mezera se vyskytuje u nemazaných lisových forem (extrémně až $0,1\mu\text{m}$, u vymazávaných forem, při pohybu kapky skloviny po skluzu, foukání užitkového skla v porézních formách se vytváří mezi sklovinou a povrchem tvarovacích nástrojů souvislý plynový polštář [109]. Při foukání se předpokládá lepší kontakt mezi sklovinou a kovem [109], plynová vrstva na vzájemném rozhraní sice existuje, ale nerozprostírá se po celé kontaktní ploše.

V důsledku existence plynové mezivrstvy **na fázovém rozhraní existuje mezi povrchy skloviny a sklářské formy teplotní skok**, který se podle různých měření pohybuje v rozmezí $5 - 300\text{ }^\circ\text{C}$. Trier [119] udává $200 - 300\text{ }^\circ\text{C}$, McGraw [110] $110 - 140\text{ }^\circ\text{C}$ [74], Coenen [14] $100 - 200\text{ }^\circ\text{C}$, Costa [15] $100 - 200\text{ }^\circ\text{C}$.

Vliv mikrogeometrie povrchu tvarovacích nástrojů na proces sdílení tepla na rozhraní mezi sklovinou a formou vyhodnocoval Costa [15]. Na základě analýzy sady profilovaných vzorků s hloubkou drážek $2 - 54\text{ }\mu\text{m}$ dospěl k závěru, že **kvalita kontaktu s rostoucí hloubkou drážek nejprve klesá, po překročení hranice cca. $8,5\text{ }\mu\text{m}$ opět stoupá, po dosažení maxima při hloubce drážek cca. $20\text{ }\mu\text{m}$ (optimum) zase klesá.** Kvalita kontaktu je ovlivněna výchozí teplotou formy. Rostoucí teplota tvarovacích nástrojů příznivě ovlivňuje kvalitu a dobu trvání kontaktu, neboť oddaluje okamžik odtržení skloviny od povrchu formy. Při nízkých teplotách naopak dochází velmi rychle k náhlému odtržení

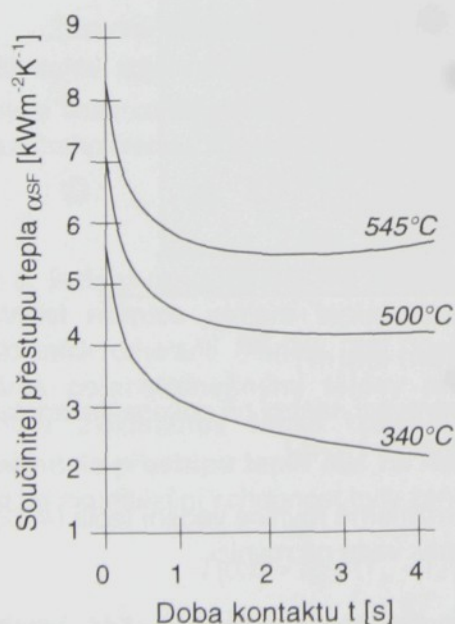
skloviny, což má spolu s velkým teplotním gradientem v povrchové vrstvě tvarovaného materiálu za následek silný reohřev, změknutí a opětovně obnovení kontaktu. Jsou-li tyto změny dostatečně rychlé, může se celý proces opakovat, na tyto změny jsou citlivé především sklářské formy s velmi hladkým povrchem.



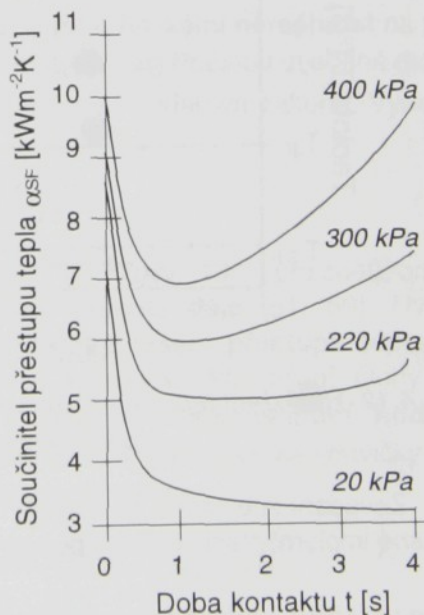
Obr. 4.10 Průběh teploty povrchu skloviny v závislosti na hodnotě působícího tlaku dle [21]

Vliv tlaku na kvalitu tepelného kontaktu během lisování při různých teplotách sledovali Fellows a Shaw [21]. Zjištěné průběhy povrchových teplot skloviny při různých lisovacích tlacích (počáteční teplota formy 107°C , skloviny $1077 \pm 10^{\circ}\text{C}$) jsou uvedeny na obr. 4.10. Z grafu je zřejmé, že při lisovacím tlaku 20 kPa došlo k odtržení skloviny od formy po krátkém počátečním ochlazení a k opětovnému zlepšení kontaktu došlo po následném prohřátí povrchové vrstvy skloviny. **Vyšší lisovací tlaky zajišťují vyšší stabilitu kontaktu a zabízejí předčasnému odtržení skloviny.** Během realizovaných experimentů byl zjištěn pokles součinitele přestupu tepla mezi sklovinou a

formou α_{SF} s časem, přičemž u chladnějších forem s výchozí teplotou $42\text{--}430^{\circ}\text{C}$ se jeho hodnota ustálila v rozmezí $2\text{--}3\text{ kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$. U teplejších forem je pokles součinitele pře-



a.



b.

Obr. 4.11 Průběh součinitele přestupu tepla mezi sklovinou a formou v závislosti na a - teplotě, b - tlaku

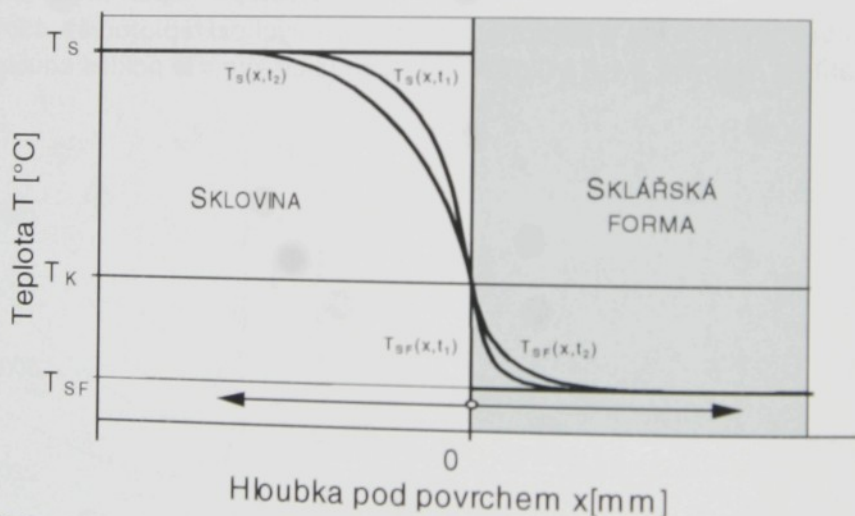
stupu tepla mezi sklovinou a formou pozvolnější a po určité době styku u nich dochází k jeho opětovnému nárůstu (obr. 4.11a). Z výsledků lze usuzovat na lepší kvalitu kontaktu a na zabíhání skloviny do teplejšího povrchu formy. Během tvarování bylo také zjištěno, že zatímco při nižších lisovacích tlacích součinitel přestupu tepla mezi sklovinou a formou klesá k určité limitní hodnotě, při vysokých lisovacích tlacích jeho hodnota nejprve klesá a po určité časové prodlevě opět narůstá.

4.6.2.2 Metody výpočtu součinitele přestupu tepla mezi sklovinou a formou

Nejjednodušší popis procesu sdílení tepla na rozhraní mezi sklovinou a formou vychází z předpokladu, že se **kvalita kontaktu** v průběhu tvarování **nemění** a hodnota **součinitele přestupu tepla** je v průběhu tvarování **konstantní** ($\alpha_{SF} = \text{konst.}$). V **mezním případě** je předpokládán mezi sklovinou a formou **dokonalý kontakt** ($\alpha_{SF} = \infty$). Tento myšlenkový model odpovídá situaci, kdy v určitém okamžiku dojde náhle k těsnému styku dvou těles o různých počátečních teplotách, u nichž se na styčných plochách okamžitě ustaví teplota T_K , která pak zůstává po celou dobu kontaktu konstantní (obr. 4.12).

Kontaktní teplotu T_K lze určit analyticky na základě přijetí zjednodušujících předpokladů teorie **dokonalého kontaktu dvou polonekonečných těles**⁷ (TDK) s **původně konstantními, vzájemně odlišnými teplotami** T_S a T_{SF} . Přijaté předpoklady se projeví mj. snížením dimenze řešené rovnice vedení tepla (4-12), která přechází na tvar

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho c} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x_i^2} \right). \quad (4-52)$$



Obr. 4.12 Rozložení teplot na rozhraní sklovina – tvarovací nástroj při dokonalém kontaktu 2 polonekonečných těles v čase t ($t_1 < t_2$)

Zavedení substituce $Fo = at/x^2$ [112] do jednorozměrné rovnice vedení tepla (4-52) při současné implementaci okrajové podmínky 4. druhu pak vede na rovnici

$$\frac{T(x_m, t) - T_K}{T_{SF} - T_K} = \text{erf} \left(\frac{x}{2\sqrt{a \cdot t}} \right) \quad (4-53)$$

⁷ Zjednodušující předpoklady: přenos tepla v obou materiálech se uskutečňuje pouze vedením (kolmo ke kontaktní ploše), tepelné vlastnosti obou materiálů jsou v uvažovaném rozsahu konstantní, teplota skloviny v celém objemu před stykem je T_S , homogenní teplota sklářské formy T_{SF} .

popisující **časový vývoj teploty v definovaném místě polonekonečného tělesa** $T(x_m, t)$;

$$\operatorname{erf}(z) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^z \exp(-z^2) dz \quad (4-53a)$$

je Gaussův integrál chyb, neboli Kramplova funkce [112].

Po úpravách rovnice (4-62) lze vyjádřit **kontaktní teplotu** T_K prostřednictvím Coene-nova vztahu [13]

$$\frac{T_S - T_K}{T_{SF} - T_K} = \frac{E_{SF}}{E_S} = d, \quad (4-54)$$

kde d je poměr (obvykle v intervalu 5 - 10), E tepelná akumulární schopnost,

$$E = \sqrt{\lambda \rho c}. \quad (4-54a)$$

Hustotu tepelného toku v aktuálním čase a v obecné poloze a lze určit z rovnice

$$\dot{q}(x, t) = (T_K - T_{10}) \frac{E_1}{\sqrt{\pi t}} e^{-\frac{x^2}{4a_1 t}}, \quad (4-55)$$

pro hustotu tepelného toku v kontaktní ploše platí

$$\dot{q}(0, t)_{S \rightarrow SF} = (T_S - T_{SF}) \frac{1}{\sqrt{\pi t} (E_S^{-1} + E_{SF}^{-1})}. \quad (4-56)$$

Po integraci a úpravě rovnice (4-56) dostaneme **množství tepla**, které je **předáno** jednotkovou **kontaktní plochou ze skloviny do sklářské formy za dobu t** .

$$Q(t)_{S \rightarrow SF} = (T_S - T_{SF}) \frac{2}{\sqrt{\pi} (E_S^{-1} + E_{SF}^{-1})} \sqrt{t} \quad (4-57)$$

Zásadním **nedostatkem uvedeného modelu**, je **jeho fyzikální nerealnost** na počátku kontaktu, kdy hustota tepelného toku dosahuje hodnoty $\dot{q} = \infty$. Příčinou uvedené diskontinuity je linearizace použitá při odvození klasické formulace Fourierova zákona. Vynechání relaxačního členu v rovnici

$$\dot{q}_p = -\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial n} - t_{rx} \frac{\partial \dot{q}}{\partial t}, \quad (4-58)$$

kde t_{rx} je doba tepelné relaxace⁸ (10^{-9} pro plyny, 10^{-11} pro kovy, 10^{-10} pro ocel), omezuje **platnost rovnice vedení tepla pouze na relativně pomalé děje** [51, 59]. Uvedený nedostatek odstranil Menčík [76], který odvodil **analytické řešení přestupu tepla mezi dvěma polonekonečnými tělesy při nedokonalém kontaktu**. Při řešení úlohy autor vychází z **existence tenké izolační vrstvičky** o tloušťce δ s **konstantní hodnotou součinitele přestupu tepla α_{SF} na fázovém rozhraní** (obr. 4.13). Tloušťka vrstvičky stejně jako její akumulární schopnost byly zanedbány. Z odvozené rovnice

$$T(0, t) = T_K + (T_m - T_K) e^{\alpha_{SF}^2 (E_S^{-1} + E_{SF}^{-1})^2 t} \operatorname{erfc} \left[\alpha_{SF} (E_S^{-1} + E_{SF}^{-1})^2 \sqrt{t} \right], \quad (4-59)$$

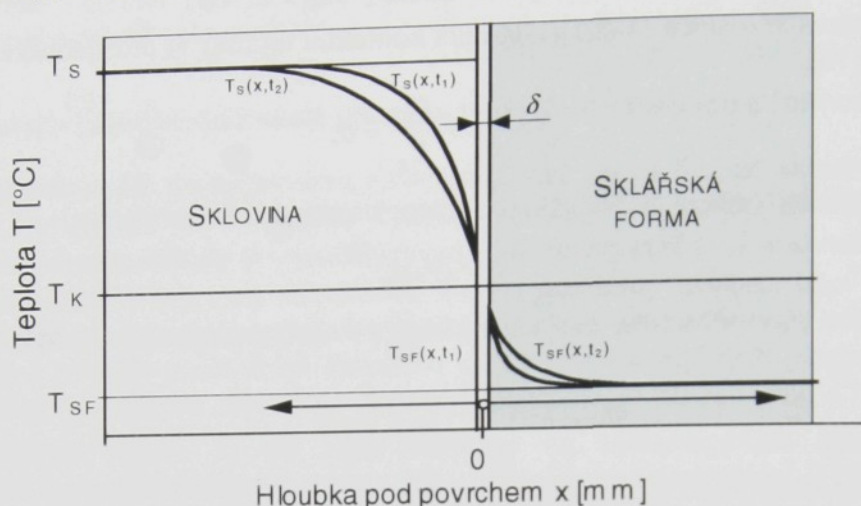
je zřejmé, že **teploty na povrchu jednotlivých komponentů se v okamžiku kontaktu nemění skokem, ale asymptoticky se blíží teplotě T_K určené vztahem (4-54)**. Časová závislost

⁸ Fourierův zákon v rozšířeném tvaru platí pro vlnové šíření tepla, při němž se uplatňuje konečná rychlost šíření tepelné vlny.

hustoty tepelného toku na kontaktní ploše je v tomto případě určena rovnicí

$$\dot{q}(0, t) = \alpha_{SF} (T_S - T_{SF}) e^{\alpha_{SF}^2 (E_S^{-1} + E_{SF}^{-1})^2 t} \operatorname{erfc} \left[\alpha_{SF}^2 (E_S^{-1} + E_{SF}^{-1})^2 \sqrt{t} \right], \quad (4-60)$$

ve které $\operatorname{erfc}(z) = 1 - \operatorname{erf}(z)$.



Obr. 4.13 Rozložení teplot na rozhraní sklovina – tvarovací nástroj při nedokonalém kontaktu 2 polonekonečných těles v čase t ($t_1 < t_2$)

Pro reálné tloušťky stěny při jednostranném zatížení je **platnost rovnic** (4-53 až 4-60) **omezena intervalem**

$$\frac{h}{2\sqrt{at}} > 1,2. \quad (4-61)$$

Přes silná zjednodušení je **rovnice (4-57) v relativně dobré shodě s rovnicí**

$$Q(\tau)_{S \rightarrow SF} = (T_S - T_{SF}) \frac{2}{\sqrt{\pi} (E_S^{-1} + E_{SF}^{-1})} t^n, \quad (4-62)$$

kterou pro časovou závislost množství tepla předaného ze skloviny do tvarovacích nástrojů na základě podrobné analýzy vlastních a publikovaných poloprovozních a laboratorních měření **odvodil Smrček** [107 až 109]. Exponent n u analyzovaných měření **kolísá v rozmezí 0,44 - 0,66**, přičemž **průměrná hodnota činí 0,520±0,06**. Pro zohlednění nedokonalého kontaktu **Smrček doporučuje do rovnice (4-57) zavést opravný koeficient**

$$Q(\tau)_{S \rightarrow SF} = s(T_S - T_{SF}) \frac{2}{\sqrt{\pi} (E_S^{-1} + E_{SF}^{-1})} \sqrt{t}. \quad (4-63)$$

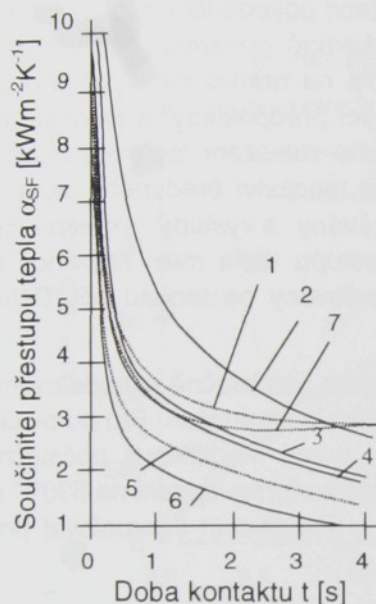
Kromě uvedených matematických modelů lze **časový vývoj součinitele přestupu tepla mezi sklovinou a formou** popsat také běžně používaným vztahem pro přestup tepla v omezeném prostoru

$$\alpha_{SF} = \frac{\lambda_V}{\delta(t)}, \quad (4-64)$$

problematickou otázkou však zůstává **specifikace tloušťky plynné mezivrstvy $\delta(t)$ mezi sklovinou a formou**. Pčeljakov s Guljanem [84] při výpočtu tloušťky izolační vrstvičky zohlednili vliv povrchové teploty skloviny a působícího tlaku

$$\delta(t) = \delta_0 + \delta_s + \delta_p, \quad (4-65)$$

kde δ_0 počáteční tloušťka izolační mezery závislá na mikronerovnostech povrchu tvarovacích nástrojů (předpoklad 1 – 2 μm), $\delta_s(t)$ změna tloušťky mezivrstvy následkem smrštění skloviny, $\delta_p(t)$ změna tloušťky mezivrstvy v důsledku působení lisovacího tlaku skloviny. Časový průběh vypočtených hodnot součinitele přestupu tepla a jejich srovnání s experimentálně naměřenými hodnotami je uveden na obr. 4.14.



Legenda:

- 1 – závislost podle [21] - $T_{SF}(t=0) = 430^\circ\text{C}$, $T_S(\tau=0) = 1070^\circ\text{C}$
- 2 – $\delta_0=2 \mu\text{m}$, $T_{SF}(t=0) = 430^\circ\text{C}$, $T_S(\tau=0) = 1100^\circ\text{C}$, $p = 0 \text{ Pa}$, $\beta = 2.10^5 \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$
- 3 – $\delta_0=1 \mu\text{m}$, $T_{SF}(t=0) = 430^\circ\text{C}$, $T_S(\tau=0) = 1100^\circ\text{C}$, $p = 0 \text{ Pa}$, $\beta = 3.10^5 \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$
- 4 – $\delta_0=2 \mu\text{m}$, $T_{SF}(t=0) = 430^\circ\text{C}$, $T_S(\tau=0) = 1100^\circ\text{C}$, $p = 0 \text{ Pa}$, $\beta = 3.10^5 \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$
- 5 – závislost podle [21] - $T_{SF}(\tau=0) = 43^\circ\text{C}$, $T_S(\tau=0) = 1070^\circ\text{C}$
- 6 – $\delta_0=2 \mu\text{m}$, $T_{SF}(t=0) = 43^\circ\text{C}$, $T_S(\tau=0) = 1100^\circ\text{C}$, $p = 0 \text{ Pa}$, $\beta = 3.10^5 \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$
- 7 – $\delta_0=2 \mu\text{m}$, $T_{SF}(t=0) = 430^\circ\text{C}$, $T_S(\tau=0) = 1100^\circ\text{C}$, $p = 2.10^5 \text{ Pa}$, $\beta = 3.10^5 \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$

Obr. 4.14 Průběh součinitele přestupu tepla podle [84]

4.6.2.3 Vliv součinitele přestupu tepla mezi sklovinou a formou na proces sdílení tepla

Vzhledem ke komplexnosti podmínek přestupu tepla na rozhraní skloviny s tvarovacími nástroji neexistuje dosud žádný obecný vztah pro popis časových závislostí součinitele přestupu tepla mezi sklovinou a formou, hustoty tepelného toku ani množství odvedeného tepla, který by zohledňoval vliv všech řídicích parametrů procesu (teplota, lisovací tlak, drsnost povrchu, intenzita mazání, ...). Neznalost konkrétních experimentálních podmínek také znemožňuje zobecnit výsledky publikovaných experimentálních měření.

Časový průběh součinitele přestupu je proto vždy nutno definovat v závislosti na konkrétním tvarovacím procesu a podmínkách tvarování. Z rozboru výsledků publikovaných poloprovozních a laboratorních měření [15, 21, 48, 104, 107, 108, 119] lze vyvodit pouze charakter časového průběhu a **rozsah reálně dosažitelných tepelných toků, naměřených v jednotlivých fázích procesu tvarování skloviny; těsně po styku žhavé skloviny se sklářskou formou byly naměřeny tepelné toky v rozmezí 400 – 5500 kWm^{-2} , na konci pak 160 – 1200 kWm^{-2} .**

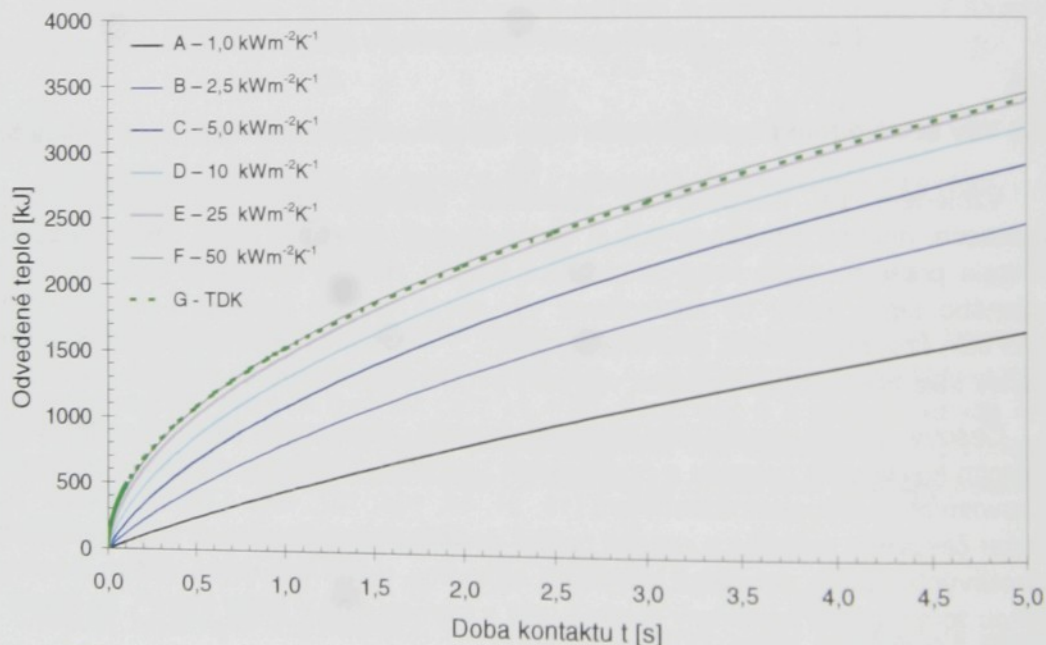
V předcházející části byly uvedeny možné přístupy k definování průběhu součinitele přestupu tepla mezi sklovinou a tvarovacími nástroji, pro popis časové charakteristiky přestupu tepla obecně přicházejí v úvahu následující alternativy:

- neproměnný součinitel přestupu tepla,
- ideální kontakt vycházející z teorie kontaktu 2 polonekonečných těles (4-56, 4-57),
- neideální kontakt založený na modifikaci rovnice popisující množství odvedeného tepla při dokonalém kontaktu (4-63),

- experimentálně naměřené průběhy součinitele přestupu tepla Fellowsem a Shawem [21],
- experimentálně naměřený průběh součinitele přestupu tepla získaný McGrawem [75] a dodatečně extrapolovaný Jonesem [46].

Každá z uvedených variant poskytuje odlišné výstupy, přičemž kritéria jejich hodnocení mohou být odlišná podle konkrétní aplikace (množství odvedeného tepla, časové průběhy hustoty tepelného toku či teplotních polí). Pro vzájemné porovnání výstupů byl vytvořen jednoduchý 2D model simulující proces sdílení tepla na hranici dvou „polonekonečných“ těles. Na počátku kontaktu byly přijaty zjednodušující předpoklady⁹ a jednotlivým tělesům přiřazeny počáteční podmínky ve formě homogenního rozložení teplotních polí - 1050°C (sklovina) a 450°C (forma). Vyhodnocován byl vývoj množství předaného tepla a hustoty tepelného toku a získané výsledky byly porovnávány s výstupy experimentů publikovaných Fellowsem a Shawem. Křivky součinitele přestupu tepla mezi sklovinou a formou získané během experimentálních měření byly interpolovány na teplotu 450°C při předpokládaném konstantním lisovacím tlaku 88 kPa.

Průběh součinitele přestupu tepla publikovaný McGrawem (dodatečně extrapolovaný Jonesem pro časový interval 0 – 5 s) byl stanoven při provozních podmínkách. Pro porovnání výsledků obou experimentálních prací [21,75] proto bylo nutné modifikovat počáteční podmínky v souladu s popsáním experimentem, tj. výchozí teplotu formy upravit na 530°C a křivku časové závislosti součinitele přestupu tepla udávanou Fellowsem interpolovat pro danou teplotu.

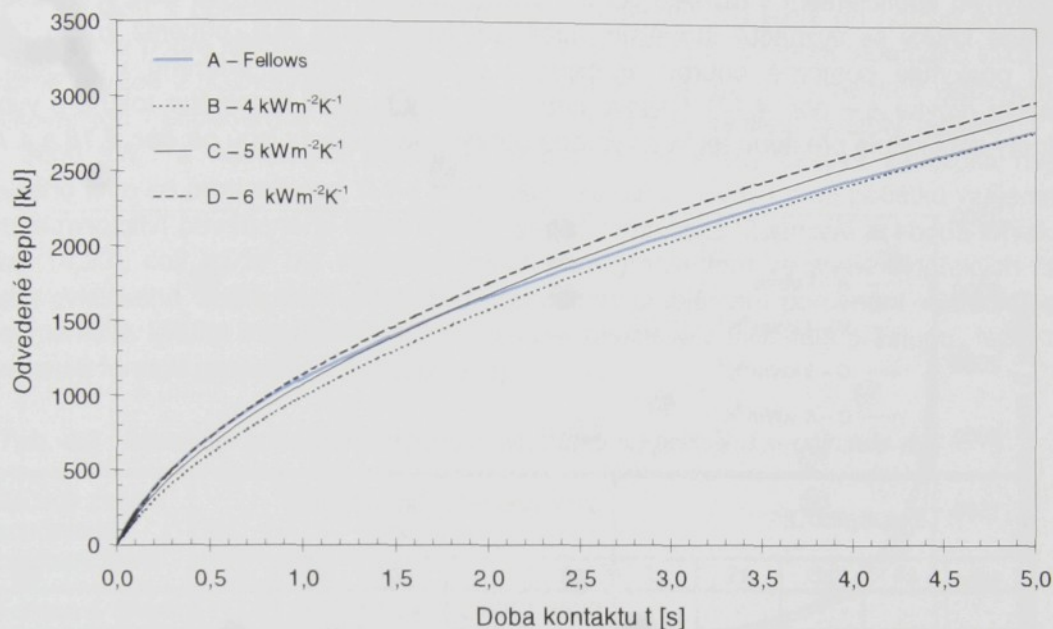


Obr. 4.15 Závislost množství odvedeného tepla na době trvání kontaktu

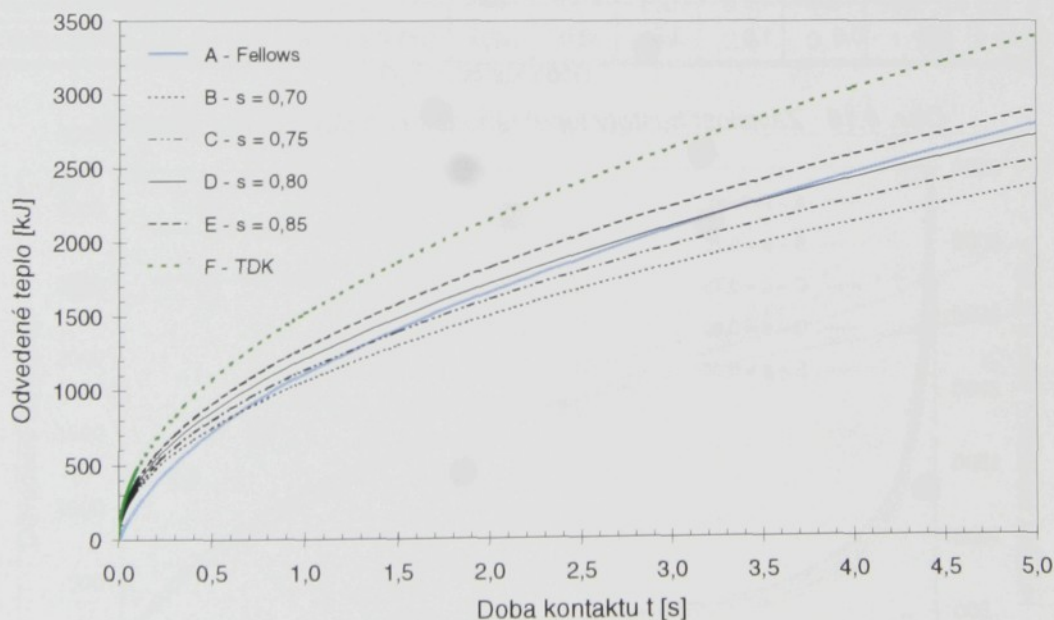
Časové charakteristiky množství tepla odvedeného ze skloviny pro vzájemně různé hodnoty konstantního součinitele přestupu tepla jsou analyzovány na obr. 4.15 a 4.16. Směr-

⁹ Přenos tepla v obou materiálech se uskutečňuje pouze vedením (kolmo ke kontaktní ploše), tepelné vlastnosti obou materiálů jsou v uvažovaném teplotním rozsahu konstantní, teplota ve sklovině i ve formě je před stykem homogenní (T_{S0} resp. T_{SF0} ; $T_{S0} \neq T_{SF0}$). Tepelné vlastnosti skloviny $\lambda = 2,5 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, $c = 1200 \text{ Jkg}^{-1}$, $\rho = 2500 \text{ kgm}^{-3}$, formy (šedá litina) $\lambda = 40 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, $c = 550 \text{ Jkg}^{-1}$, $\rho = 7200 \text{ kgm}^{-3}$.

nice všech zobrazených křivek, a tedy i hustota tepelného toku (obr. 4.18), s rostoucí dobou kontaktu plynule klesají. Časovou závislost množství odvedeného tepla za podmínek popsaných Fellowsem [21] (křivka A – obr. 4.16 a 4.17) lze v celém analyzovaném intervalu 0–5 s poměrně přesně aproximovat po částech křivkami B–D (obr. 4.16), které charakterizují sdílení tepla při uvažování konstantního součinitele přestupu tepla v intervalu 4–6 $\text{kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$.



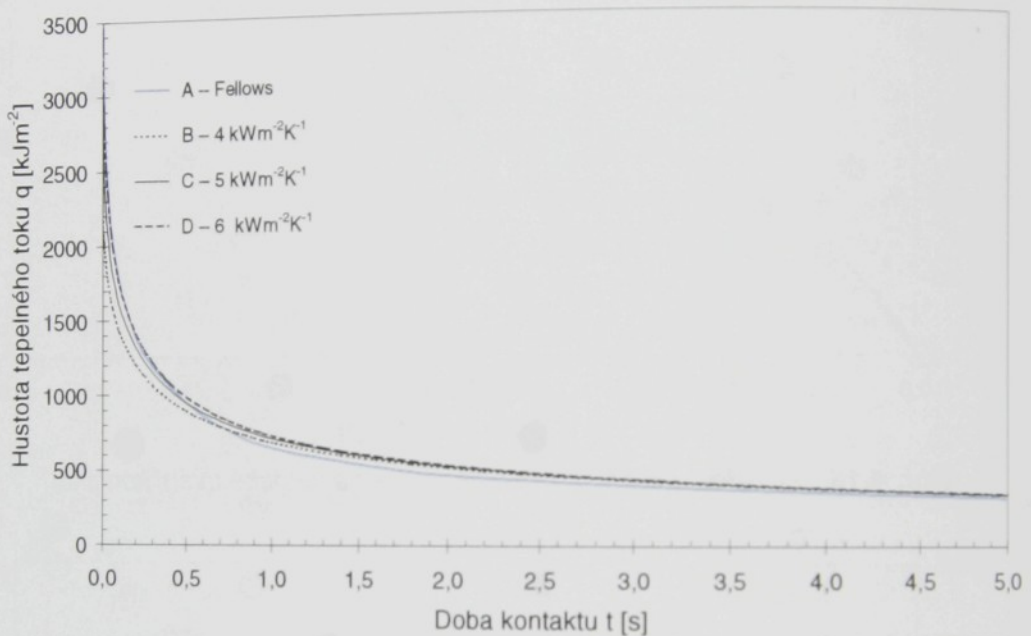
Obr. 4.16 Závislost množství odvedeného tepla na době trvání kontaktu



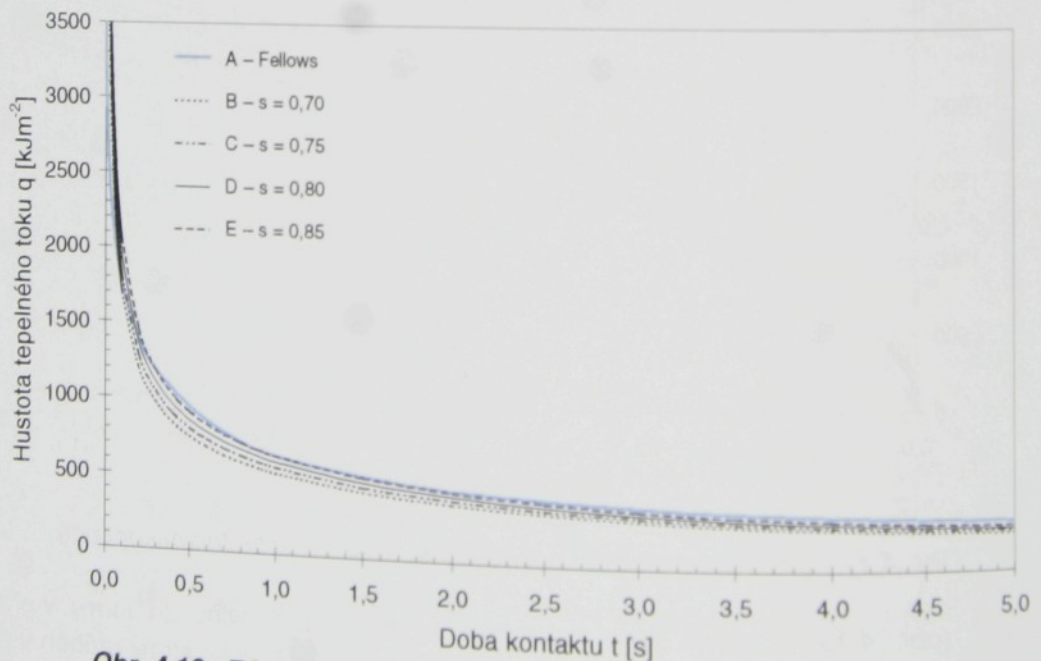
Obr. 4.17 Závislost množství odvedeného tepla na době trvání kontaktu

Křivka G (obr. 4.15) popisuje vývoj odvedeného tepla ze skloviny do formy v případě ideálního kontaktu (4-57). Pro časovou závislost této křivky je typický strmý průběh v počáteční fázi styku (nereálné hodnoty hustoty měrného tepla) a výraznější pokles v následujícím

stádiu (po cca. 5 s kontaktu je množství odvedeného tepla srovnatelné s celkovým teplem předaným při uvažování stálého součinitele přestupu tepla $\alpha_{SF} = 25 \text{ kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$, který je limitní hodnotou určenou Mc Grawem [75]). Ve srovnání s experimentálními výsledky je křivka v celém rozsahu posunuta k výrazně vyšším hodnotám. Časový vývoj množství odvedeného tepla za předpokladu použití modifikované teorie dokonalého kontaktu podle (4-63) s opravným koeficientem v rozmezí 0,70 – 0,85 je popsán křivkami na obr. 4.17. Všechny uvedené křivky se vyznačují strmějším náběhem v počáteční fázi, přičemž křivka D (obr. 4.17) poskytuje poměrně dobrou aproximaci experimentálního průběhu v pozdější fázi kontaktu (křivka A – obr. 4.17). Časové charakteristiky hustoty tepelného toku pro vybrané hodnoty součinitele přestupu tepla a vybrané opravné koeficienty jsou na obr. 4.18 a 4.19.



Obr. 4.18 Závislost hustoty tepelného toku na době trvání kontaktu



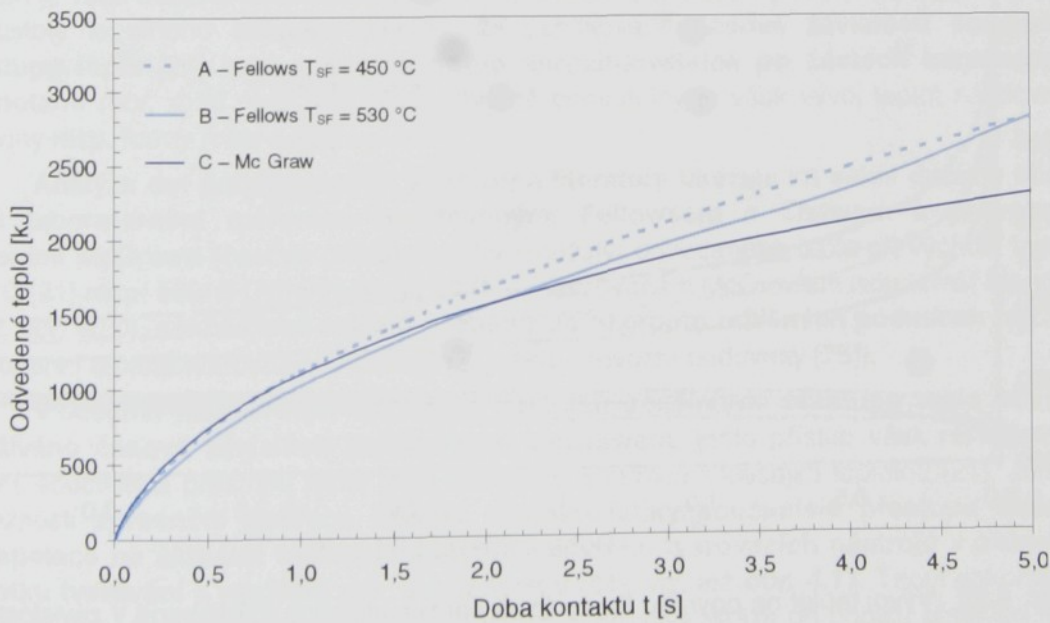
Obr. 4.19 Závislost hustoty tepelného toku na době trvání kontaktu

Chyby aproximace v diskrétních okamžicích jsou pro analyzované případy (konstantní součinitel přestupu tepla α_{SF} z intervalu 4 - 6 kWm⁻²K⁻¹, opravný koeficient s = 0,8) uvedeny v tab. 4.3.

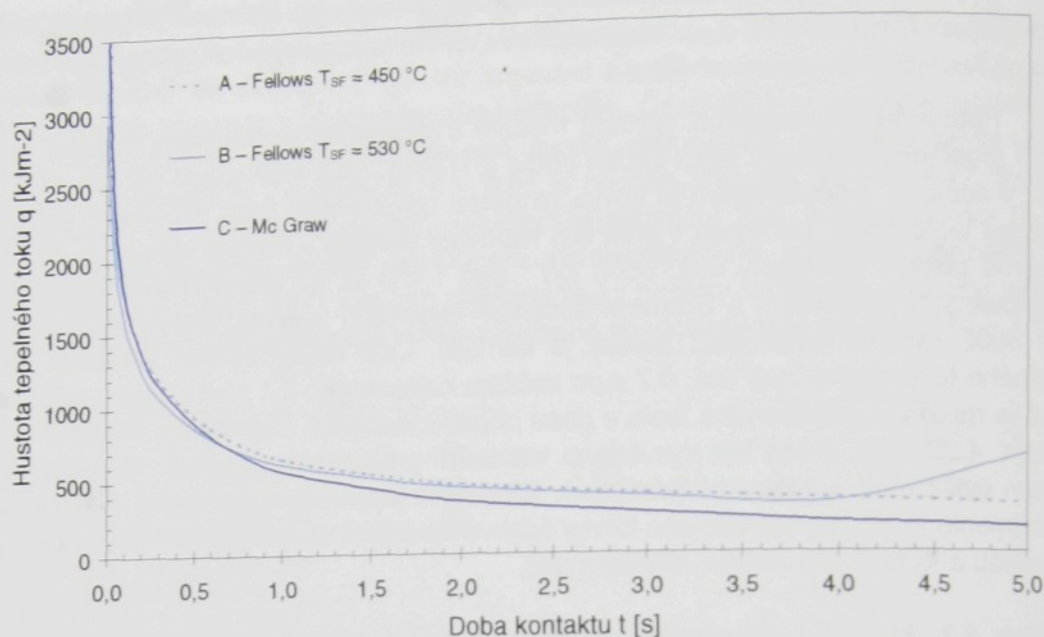
Porovnání numerických výstupů modelů s okrajovými podmínkami řízenými experimenty (součinitel přestupu tepla zadán podle [21] resp. [75]) je uvedeno na obr. 4.20 resp. 4.21. V souladu s očekáváním je křivka množství odvedeného tepla při použití součinitele přestupu tepla podle McGrawa v první fázi tvarování strmější – hustota tepelného toku klesá poměrně prudce z hodnoty cca. 5500 kW⁻² (pro t = 0 s), při implementaci vstupních dat publikovaných Fellowsem a Shawem dosahuje maximální velikost hustoty tepelného toku cca. 3800 kW⁻² a následující pokles je mírnější. Obě křivky časové závislosti hustoty tepelného toku se protínají cca. 0,7 s po začátku kontaktu. Po 2,1 s od počátku vzájemného styku je množství odvedeného tepla u obou případů identické. Zajímavá je shoda křivek A a C (obr. 4.23), což může být vysvětleno teplotním gradientem ve stěně sklářských forem během cyklického zatěžování (McGraw). Zásadním problémem porovnání výsledků obou experimentů je kvalita extrapolace křivky časové závislosti součinitele přestupu tepla mezi sklovinou a formou provedená Jonesem [46].

Tab. 4.3 Množství odvedeného tepla v závislosti na průběhu součinitele α_{SF}

Způsob zadání součinitele přestupu tepla	Množství odvedeného tepla [kJkg ⁻¹]					Odchylka [%]				
	1s	2s	3s	4s	5s	1s	2s	3s	4s	5s
Fellows & Shaw	1117	1665	2095	2468	2802	-	-	-	-	-
$\alpha_{SF} = 4 \text{ kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$	994	1580	2046	2443	2795	11,0	5,1	2,3	1,1	0,0
$\alpha_{SF} = 5 \text{ kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$	1078	1682	2157	2560	2917	3,5	0,1	1,0	3,7	4,1
$\alpha_{SF} = 6 \text{ kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$	1142	1757	2238	2645	3004	2,2	5,5	6,8	7,2	7,2
Neideální s=0,8	1155	1723	2110	2436	2724	3,4	3,5	0,1	1,3	2,8

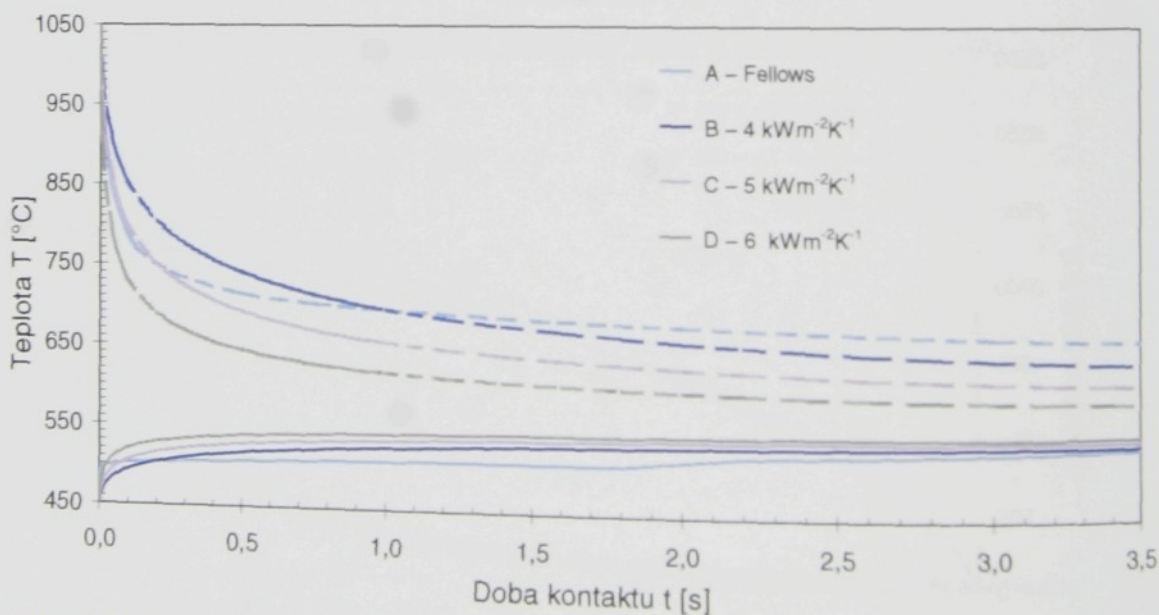


Obr. 4.20 Závislost množství odvedeného tepla na době trvání kontaktu



Obr. 4.21 Závislost hustoty tepelného toku na době trvání kontaktu

Důležitou charakteristikou při hodnocení procesů tvarování skloviny je také časový průběh povrchových teplot ve sklovině resp. formě v kontaktní oblasti. Na obr. 4.22 je porovnán vývoj teplotních polí mezi vybranými alternativami definice průběhu součinitele přestupu tepla α_{SF} . Při konstantní hodnotě součinitele přestupu tepla dochází k plynulým změnám povrchových teplot, které se asymptoticky blíží teoretické kontaktní teplotě T_K . Rychlost změny teploty je přímo úměrná hodnotě velikosti součinitele α_{SF} , při uvažování dokonalého kontaktu se teplota formy i skloviny okamžitě ustálí na teplotě T_K .



Obr. 4.22 Vývoj teplot na povrchu formy (plná čára) a skloviny (čárkovaná v závislosti na součiniteli přestupu tepla α_{SF}

4.7 SHRNUÍ

V kapitole 5 jsou analyzovány teoretické aspekty procesu tvarování skloviny. V úvodu jsou formulovány základní bilanční rovnice, umožňující popis termomechanické úlohy tvarování skloviny (4-1, 4-4). **Zanedbání elastických deformací nad T_g umožnilo zjednodušit konstitutivní popis materiálového modelu tvarované skloviny**, který lze po transformaci popsat ve formě závislosti ekvivalentního Cauchyho napětí $\bar{\sigma}$ a ekvivalentní rychlosti deformace $\dot{\bar{\epsilon}}$ rovnicí

$$\bar{\sigma} = 3\eta(T, \dot{\bar{\epsilon}})\dot{\bar{\epsilon}} \quad (4-66)$$

Přijaté **předpoklady** (sklovina považována za nestlačitelnou obecně ne-Newtonsskou kapalinu, zavedení efektivní tepelné vodivosti) **umožnily další zjednodušení rovnice (4-4)**, kterou je možno vyjádřit **ve tvaru (4-10)**.

Značná pozornost je věnována možnostem řešení popsané termomechanické úlohy. **Efektivní metodou řešení této třídy nelineárních problémů** (popsaných rovnicemi 4-1, 4-5 resp. 4-10) **je metoda konečných prvků**, jejíž základní principy včetně formulace slabého řešení a naznačení algoritmizace jsou v této kapitole rovněž uvedeny.

Důležitou otázkou je problém **definice okrajových podmínek**, **podrobně** jsou **analyzovány podmínky sdílení tepla na chlazeném povrchu tvarovaného výrobku a jednotlivých tvarovacích nástrojů**, přičemž během procesu chlazení resp. chlazení je předpokládána interakce sdílení tepla radiací a prouděním, zároveň jsou prezentovány vybrané **postupy kvantifikace okrajových podmínek 3. druhu v průběhu reálného tvarovacího cyklu**. Zvláštní **pozornost je věnována definici okrajových podmínek na vzájemném rozhraní mezi sklovinou a formou** (O.P 4. druhu), které mají z pohledu sdílení tepla v soustavě sklovina – tvarovací nástroje dominantní úlohu. Z analýzy publikovaných experimentálních měření a jejich srovnání s teoretickými průběhy definovanými prostřednictvím analytických vztahů vyplývá **požadavek definice časově proměnného tepelného odporu na vzájemném rozhraní mezi sklovinou a sklářskou formou**, jehož průběh je však obtížně kvantifikovatelný. Z porovnání závislosti množství odvedeného tepla a hustoty tepelného toku lze vyvodit, že publikované **časové závislosti součinitele přestupu tepla [21] jsou poměrně dobře aproximovatelné po částech konstantními hodnotami** (obr. 4.16 resp. tab. 4.7). Obtížně popsateľný je však vývoj teplot na povrchu skloviny resp. formy (obr. 4.22).

Analýza dat publikovaných v odborné literatuře ukázala na velmi dobrou shodu mezi laboratorními měřeními realizovanými Fellowsem a Shawem a provozními měřeními McGrawa (časové charakteristiky množství odvedeného tepla při výchozí teplotě 450°C [21] resp. 530°C [75] v rozsahu měření realizovaném McGrawem jsou téměř identické – viz. obr. 4.20), **ačkoliv obě měření proběhla za naprosto odlišných podmínek** (výchozí homogenní teplota tvarovacích nástrojů [21] resp. provozní podmínky [75]).

V odborné literatuře [1, 57, 58] je **k popisu součinitele přestupu tepla obvykle používáno časové závislosti publikované McGrawem**, tento přístup však nerespektuje pokles součinitele přestupu tepla mezi sklovinou a formou s klesající teplotou [21]. Jednou z možností **zprecnění definice časové charakteristiky součinitele přestupu tepla je extrapolace na aktuální teplotu pracovního povrchu tvarovacích nástrojů v okamžiku počátku tvarování s využitím dat uvedených v [21]**, viz. též **obr. 4.11**. Teorii dokonalého kontaktu dvou polonekonečných těles (ve všech alternativách) lze při popisu přestupu tepla na rozhraní mezi sklovinou a tvarovacími nástroji použít pouze v omezené míře – prostřednictvím definice časového průběhu odvedeného tepla.

5 POČÍTAČOVÉ MODELOVÁNÍ CYKLU LISOVÁNÍ SKLOVINY

V odborné literatuře lze nalézt poměrně značné množství publikací zaměřených na problematiku výpočetních simulací procesu tvarování skloviny. Naprostá většina z nich [97, 90] je však orientována pouze na teoretické aspekty řešení úlohy, především pak na formulaci slabého řešení MKP (výjimečně metody objemových prvků) a algoritmizaci úlohy.

Aplikační možnosti virtuálních modelů jsou prezentovány zřídka, odborné publikace jsou zaměřeny především na problematiku virtuálního modelování procesu lisofoukání [1, 11]. Počítačové modely lisování skloviny bývají značně zjednodušeny, především z pohledu implementace počátečních a okrajových podmínek; na počátku tvarování je obvykle předpokládáno homogenní rozložení teplotních polí v tvarovacích nástrojích, proces dávkování skloviny uvažován není. V některých případech jsou zanedbány také teplotní závislosti materiálových vlastností [57, 58]. Časová charakteristika součinitele přestupu tepla na rozhraní mezi sklovinou a tvarovacími nástroji je obvykle definována v souladu s výsledky experimentálních měření realizovaných McGrawem [75].

Možnostem uplatnění virtuálního modelování při řešení technických problémů věnují značnou pozornost také přední světové koncerny jako např. LG-PHILIPS, Shött Glass, THOMSON, SYSECAM, ARC International, **výstupy numerických simulací však zveřejňovány nejsou.**

Cílem této kapitoly je analýza teoretických aspektů výpočetní simulace procesu lisování skloviny, včetně vytvoření komplexní metodiky analýzy tvarovacího cyklu, identifikace a lokalizace technologických problémů a následující optimalizace tvarovacího nástrojů již v předvýrobní fázi.

5.1 KONCEPCE VIRTUÁLNÍHO MODELOVÁNÍ TVAROVACÍHO CYKLU NOVÉHO VÝROBKU

Navrhovaná koncepce prediktivní analýzy, identifikace a lokalizace potenciálních technologických problémů je založena na komplexní výpočetní simulaci reálného tvarovacího cyklu, přičemž důraz je kladen na provozní měření a verifikaci datových vstupů. Navrhovaný postup je plně použitelný jak v předvýrobní fázi přípravy výroby nového sortimentu, tak při analýze stávajícího tvarovacího cyklu a jeho následující optimalizaci.

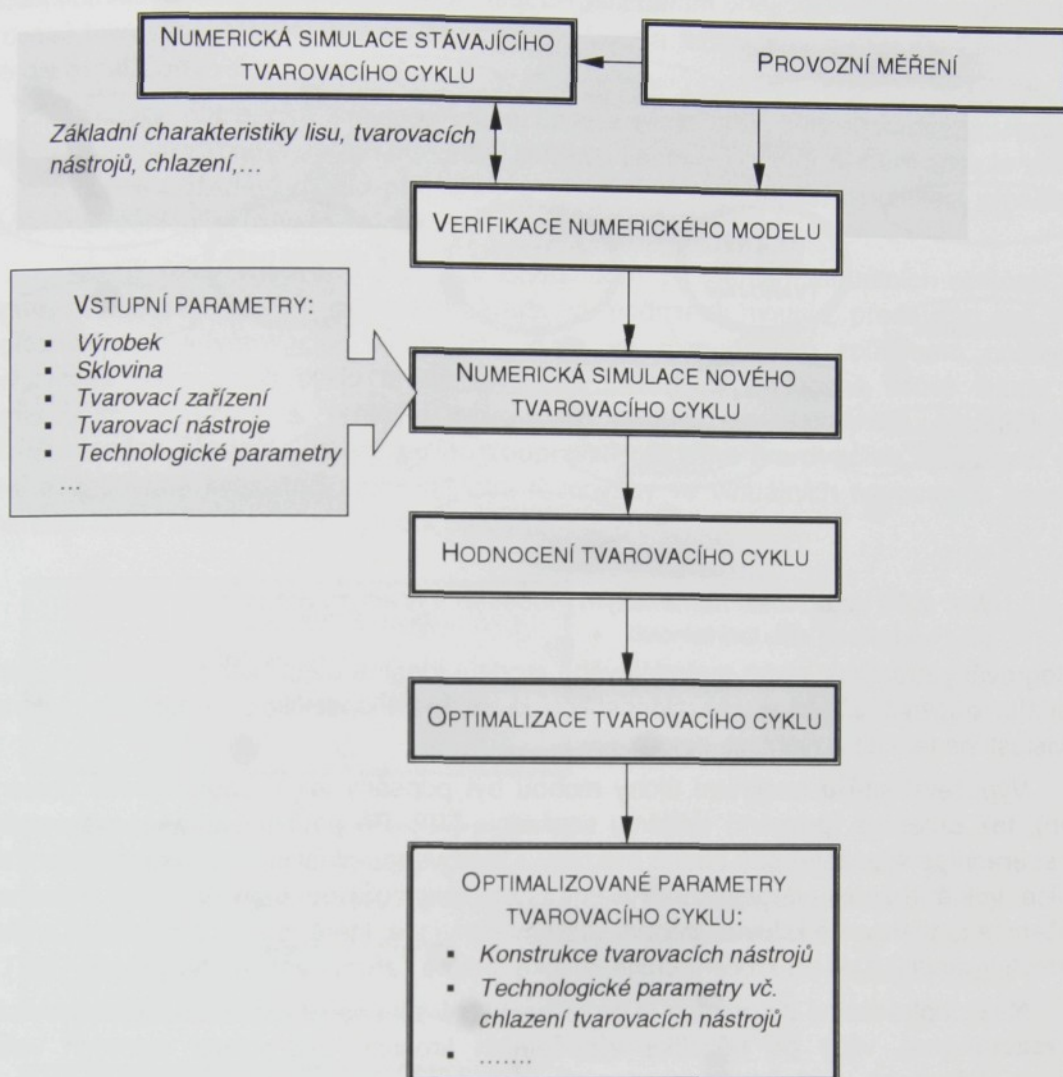
Jednotlivé fáze řešení (úplné schéma) jsou uvedeny na *obr. 5.1*. Verifikované datové vstupy (provozní ověření výstupů výpočetní simulace tvarovacího cyklu na automatickém lisu) nejsou vždy k dispozici, v takovém případě je nezbytné provést alespoň orientační provozní měření na určeném tvarovacím zařízení, která jsou nutná pro vyhodnocení rozsahu dosažitelných technologických parametrů.

V případě optimalizace stávajícího tvarovacího cyklu dochází ke zjednodušení navrženého schématu, neboť veškeré činnosti jsou redukovány na vyhodnocení úrovně stávajícího tvarovacího cyklu a jeho optimalizaci.

5.2 POŽADAVKY NA VÝPOČETNÍ MODEL

Výpočetní model je efektivním nástrojem přípravy výroby pouze v případě, že poskytuje dostatek spolehlivých numerických výstupů, potřebných pro identifikaci možných

technologických problémů a následnou optimalizaci tvarovacího cyklu. Aby bylo možné výsledky získané z počítačové simulace průběhu tvarování považovat za dostatečně spoleh-



Obr. 5.1 Posloupnost kroků komplexní simulace – rozšířené schéma

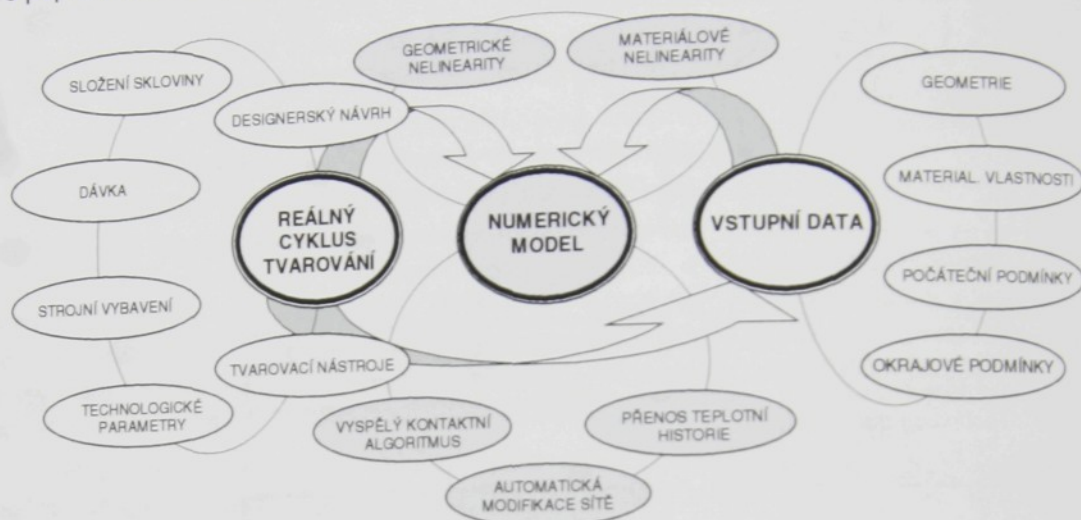
livé, **výpočetní model musí adresovat všechny významné aspekty ovlivňující průběh cyklu tvarování skloviny**. V souladu s obr. 5.2, na kterém je schematicky naznačena vazba mezi reálným tvarovacím cyklem a jeho virtuálním modelem, lze požadavky na výpočetní model formálně rozčlenit do dvou základních kategorií:

- požadavky na řešič (procesor) výpočetního systému MKP
- požadavky na integraci a přesnost vstupních dat

Požadavky na výpočetní model lze odvodit z průběhu reálného tvarovacího cyklu a požadovaného stupně jeho zjednodušení. Jak bylo uvedeno výše, každý proces tvarování skloviny je složitým termomechanickým problémem, charakteristickým silnou interakcí mezi přenosem tepla a viskózním tokem zpracovávaného materiálu. V průběhu tvarování vazké resp. viskoelastické skloviny, jejíž materiálové vlastnosti jsou silně závislé na teplotě, dochází k výrazným tvarovým a rozměrovým změnám lisovaného výrobku.

Řešič (procesor) výpočetního systému musí umožnit řešení vázaných termome-

chanických úloh (4-1, 4-10) s výraznými geometrickými (velká posunutí i velké přetvoření) a materiálovými nelinearitami a časově proměnným kontaktem. Konstitutivní vztahy pro popis termoviskoplastického materiálu (4-9 resp. 4-66) mohou být do výpočetního mode-



Obr. 5.2 Vztah mezi numerickým modelem a reálným tvarovacím cyklem

lu integrovány prostřednictvím materiálového modelu ideálně plastického (viskoplastického) materiálu, přičemž důležitou charakteristikou je možnost specifikace vlastností materiálu v závislosti na teplotě a rychlosti deformace.

Výpočetní sítě u konkrétní úlohy mohou být popsány jak v Lagrangeově (materiálovém), tak Eulerově (pevném) systému souřadnic [40]. Při použití Lagrangeova systému jsou souřadnice výpočetní sítě pevně svázány s tvarovanou sklovinou a není proto potřeba definice volné hranice, negativním rysem tohoto popisu jsou však výrazné deformace výpočetní sítě tvarované skloviny během virtuální simulace, které mohou být zdrojem snížení přesnosti výsledků a po překročení určité kritické úrovně i zhroucení celého výpočtu [131].

Neakceptovatelné deformace je proto nezbytné eliminovat aktualizací výpočetní sítě, tzv. **rezoningem**, vždy po několika výpočetních krocích. Interpolace uzlových veličin (rychlost deformace, teplota) na nově vygenerovanou síť je řízena tvarovými funkcemi použitých prvků a obvykle není zdrojem výraznější chyby [131]. Pro efektivní řešení problému virtuálního tvarování skloviny je důležitá integrace spolehlivého automatického generátoru sítě konečných prvků, umožňující po dosažení definované kritické úrovně degenerace efektivní automatickou regeneraci výpočetní sítě.

Vzhledem k cyklickému charakteru tvarování skloviny a postupnému vývoji teplotních polí v reálných tvarovacích nástrojích v počáteční fázi tvarování (náběh na pracovní teplotu) je zásadním požadavkem také **přenos teplotní historie mezi jednotlivými pracovními cykly** a fázemi tvarování.

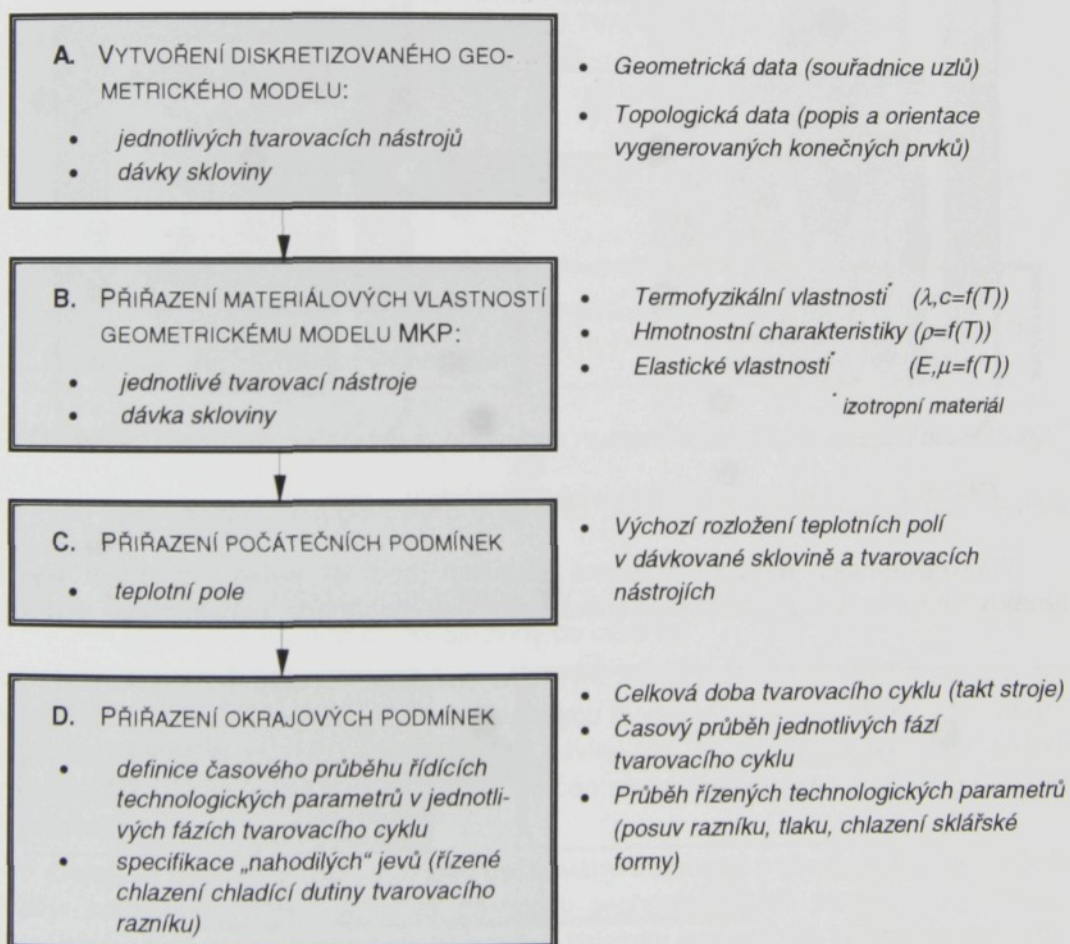
Významným faktorem ovlivňujícím průběh lisovacího cyklu je termomechanická interakce skloviny a tvarovacích nástrojů na jejich vzájemném rozhraní. Důležitým požadavkem kladeným na numerický model je proto kromě specifikace standardních nelineárních okrajových podmínek také implementace **spolehlivého automatického kontaktního algoritmu**.

Vývoj vlastního nelineárního programu MKP je značně časově náročný. Podstatně efektivnější cestou pro realizaci virtuálních simulací procesů tvarování skloviny je využití komerčních kódů. V současné době na trhu CAE (Computer Aided Engineering) systémů

existuje několik kódů, jejichž prostředí (řešič) lze pro výpočetní analýzy procesů tvarování skloviny využít – obecné programy MKP DEFORM, ABACUS, specializovaný CFD software POLYFLOW (využitelnost všech uvedených programů v oblasti numerických simulací procesů tvarování skloviny je v současnosti ověřována technickou komisí TC 25 při ICG, tj. International Commission on Glass).

Všechny numerické simulace prezentované v této práci byly realizovány v prostředí nelineárního komerčního kódu MKP **MSC MARC**. Tento výpočetní systém splňuje všechny výše uvedené požadavky, jeho předností je otevřenost, umožňující modifikaci výpočetního kódu prostřednictvím uživatelských podprogramů.

Kromě volby vhodného prostředí je zásadním problémem virtuálních simulací cyklu tvarování skloviny reálnost nastavení okrajových podmínek modelu, především pak vývoje teplotních polí v tvarovacích nástrojích, které se rozhodujícím způsobem podílejí na efektivnosti tvarovacího cyklu a kvalitě finální produkce. Relativně dobré shody mezi numerickým modelem a reálným tvarovacím cyklem lze dosáhnout prostřednictvím **verifikovaných vstupů a simulace posloupnosti několika tvarovacích cyklů** (pro dosažení požadované kvazistacionární teplotní rovnováhy ve virtuálních tvarovacích nástrojích charakterizující stabilizované výrobní podmínky) [64, 68, 72].



Obr. 5.3 Jednotlivé fáze přípravy virtuálního modelu tvarování skloviny

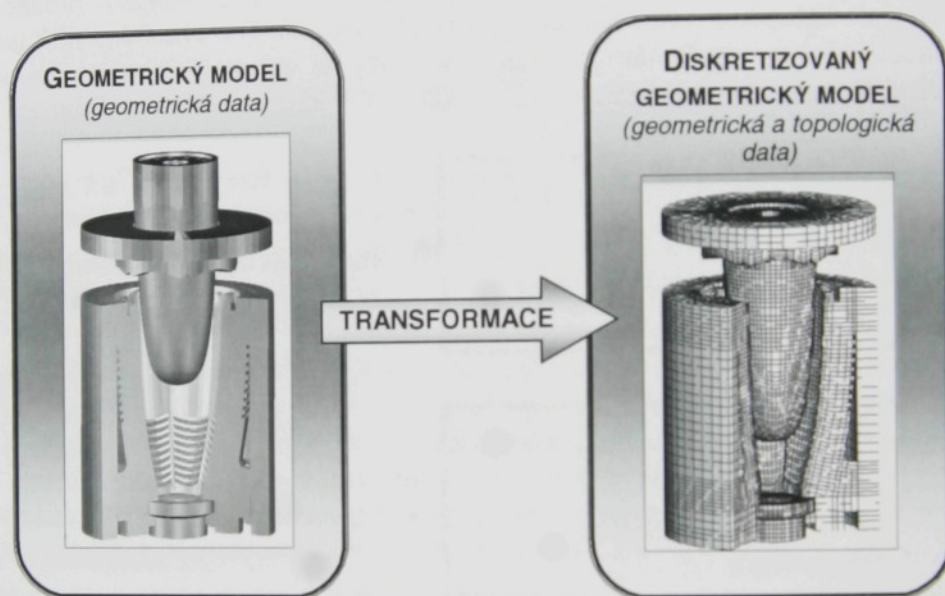
5.3 OBECNÝ POPIS VIRTUÁLNÍHO MODELU TVAROVÁNÍ SKLOVINY

Jednotlivé fáze přípravy výpočetního modelu (MKP) jsou popsány na obr. 5.3.

Výchozím krokem procesu tvorby virtuálního modelu (bod A) je vytvoření diskretního geometrického modelu (výpočetní síť konečných prvků). V průběhu diskretizace jsou obvykle zjednodušovány méně významné geometrické charakteristiky. Efektivní metodou vedoucí ke zrychlení odezvy systému resp. zkrácení výpočetních časů je redukce velikosti výpočetního modelu vhodným využitím rovin a os symetrie.

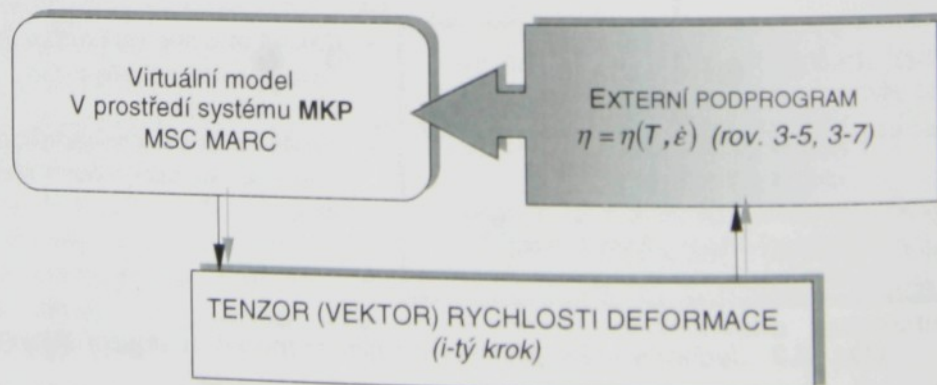
Úroveň zjednodušení a způsob diskretizace geometrického modelu, volba typu prvků a stupně polynomu tvarových funkcí a velikosti použitých prvků významně ovlivňují nejen výpočetní náročnost řešené úlohy, ale také přesnost výstupních dat.

Proces diskretizace reálného geometrického modelu soustavy tvarovacích nástrojů je naznačen na obr. 5.4.



Obr. 5.4 Transformace geometrického modelu – generování výpočetní sítě

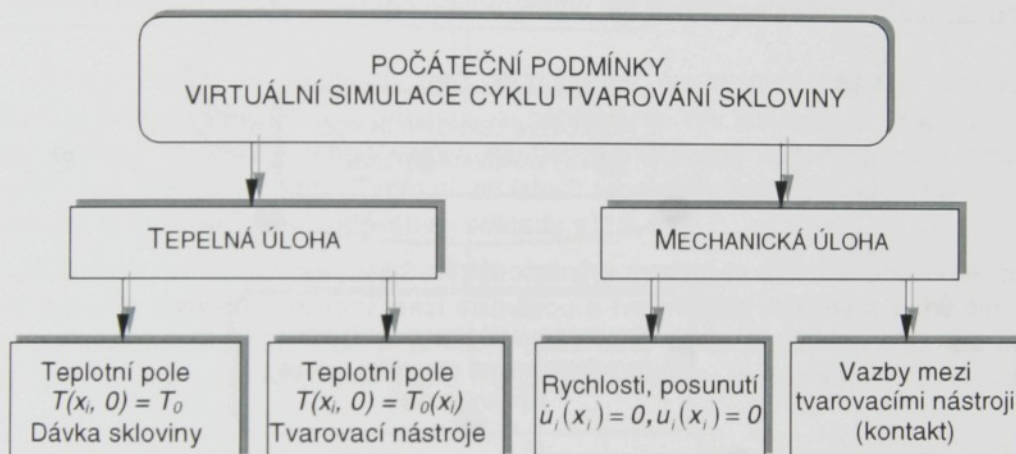
Visko-plastický model tvarované skloviny (bod B) nelze, vzhledem k výskytu materiálových nelinearit po překročení kritické rychlosti deformace, popsat přímo v prostředí



Obr. 5.5 Implementace externího podprogramu pro popis materiálových vlastností skloviny

použitého výpočetního systému MSC MARC; **charakteristické parametry je proto nutné definovat prostřednictvím externí procedury** (obr. 5.5). Uvedený postup umožňuje na základě vyhodnocení aktuálního rozložení vývoje teplot a rychlostí deformace v tvarované sklovině jednotlivým elementům přiřadit v každém kroku řešení odpovídající materiálové vlastnosti v souladu s definovanými průběhy závislostí (3-5, 3-7).

Výpočetní model je nezbytné popsat podmínkami jednoznačnosti (obr. 5.6) ve formě počátečních (bod C obr. 5.3) a okrajových podmínek (bod D), které korespondují s časovým průběhem zatěžovacích stavů reálného tvarovacího cyklu. V souladu s požadavky kladenými na virtuální model (kap. 5.2), je **filozofie řešení založena na postupném náběhu teploty soustavy tvarovacích nástrojů na pracovní teplotu** (kvazistacionární stav). Definice počátečních podmínek (obr. 5.6), s výjimkou výchozího rozložení teplotních polí v dávkované sklovině, které je opakovaně definováno na počátku každého tvarovacího cyklu (obr. 5.7), proto průběh virtuální simulace tvarovacího cyklu výrazněji neovlivňuje a počáteční teploty jednotlivých tvarovacích nástrojů tedy mohou být voleny v relativně širokém rozmezí, optimálně v intervalu 50-350°C.



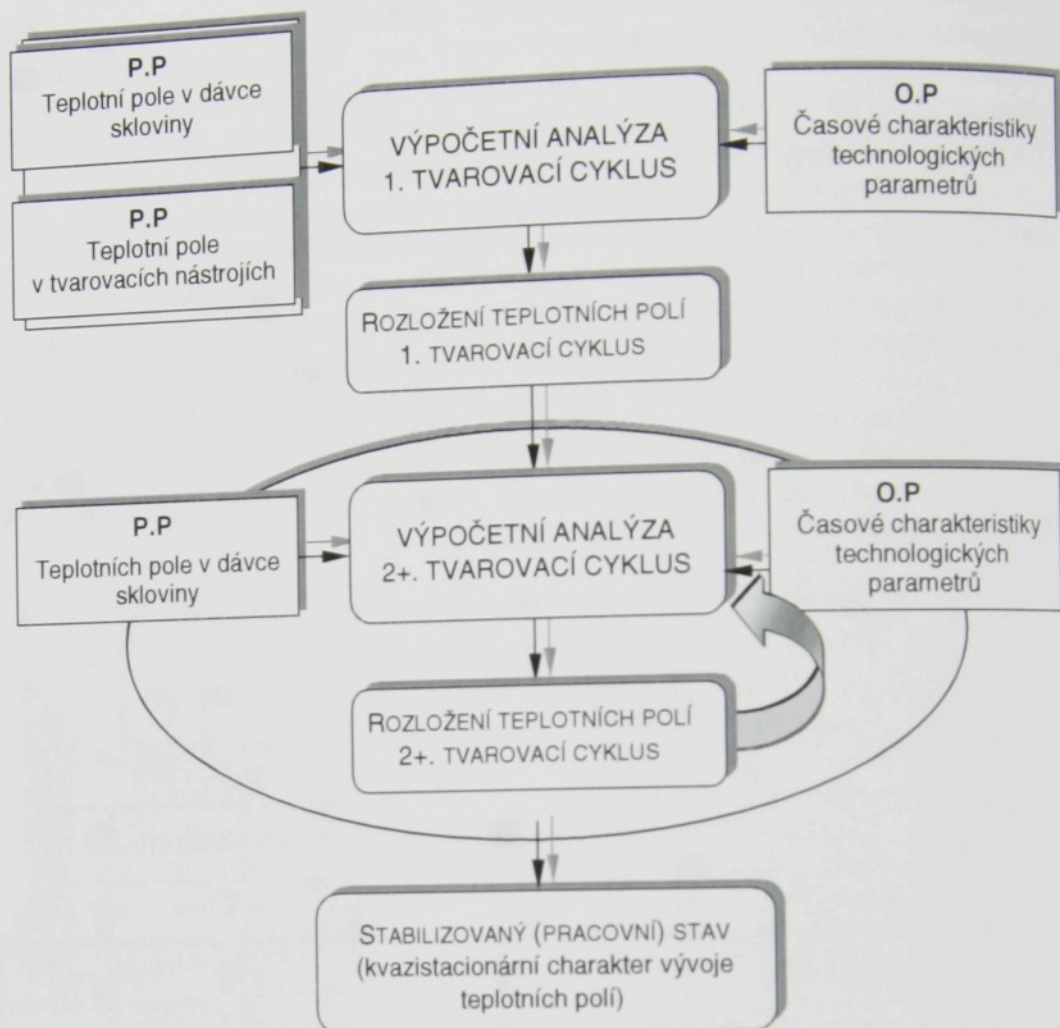
Obr. 5.6 Struktura počátečních podmínek numerické simulace tvarování skloviny

Pro zjednodušení vstupů byly pro definici počátečních podmínek přijaty následující **předpoklady**:

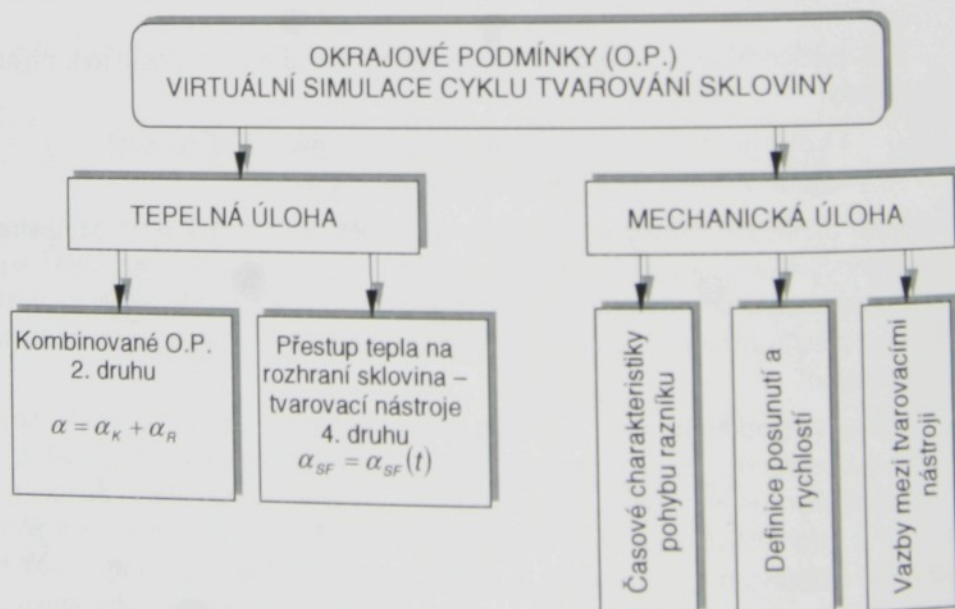
- homogenní rozložení teplotních polí v dávkované sklovině
- zjednodušený tvar dávky skloviny po odstřihu

Tvar dávky skloviny se vyznačuje válcovým tělem, které je na obou stranách zakončeno půlkulovými vrchlíky. Určující charakteristikou je vzájemný poměr výšky a průměru, který je pro konkrétní pracovní cyklus kapkového dávkovače (průměr nátokové misky, frekvence dávkování, zdvih plunžru, otáčky trubky, ...) určen na základě provozní analýzy podobného cyklu dávkování.

Okrajové podmínky (obr. 5.8) jsou definovány v souladu s předpokládaným průběhem reálného tvarovacího cyklu (časové závislosti technologických parametrů, tj. časování mechanismů tvarovacího stroje, pohyb razníku, chlazení tvarovacích nástrojů a tvarovaného výrobku,...). Intenzita chlazení volného povrchu skloviny a tvarovacích nástrojů je definována sdruženými okrajovými podmínkami 3. druhu, přičemž aktuální hodnoty součinitele přestupu tepla $\alpha = \alpha(x_i, t)$ jsou přiřazovány na základě hodnocení okamžitého stavu. Pro výpočet součinitele přestupu tepla je v prostředí výpočetního systému MSC MARC opět použito

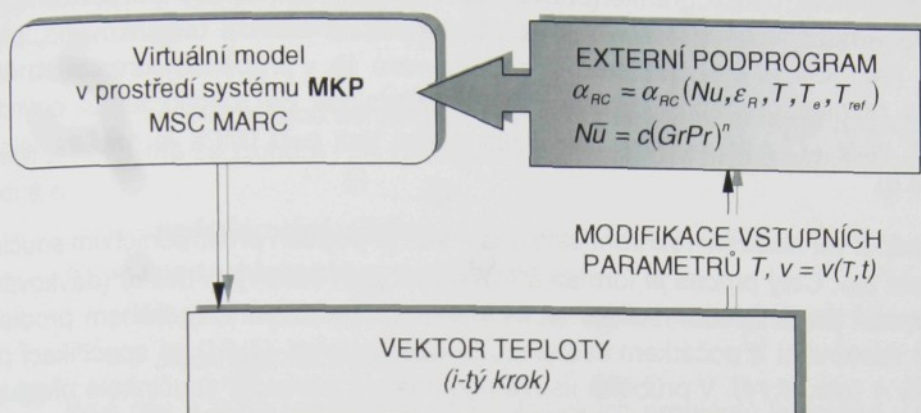


Obr. 5.7 Počítačové modelování posloupnosti pracovních cyklů



Obr. 5.8 Struktura okrajových podmínek numerické simulace tvarování skloviny

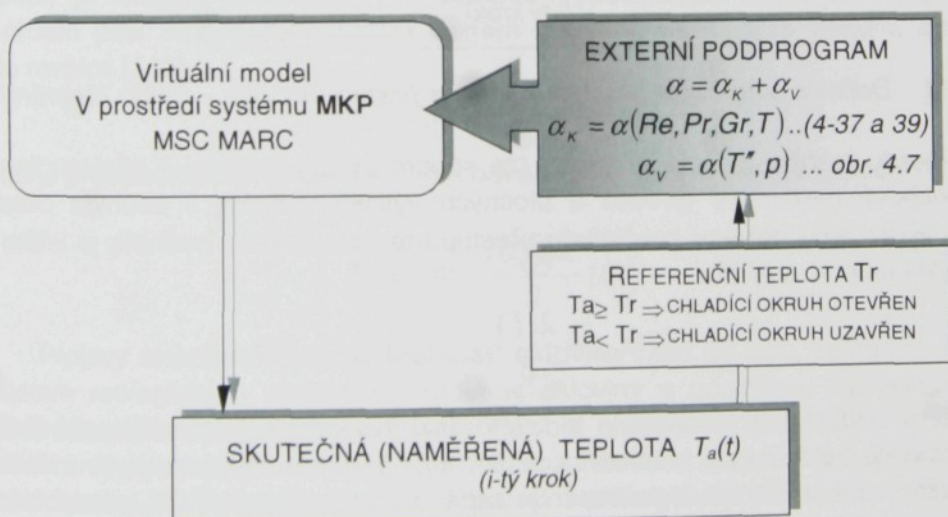
externího podprogramu (obr. 5.9)¹, který umožňuje zohlednit vzájemnou interakci sdílení tepla prouděním (vynucené, volné) a sáláním za konkrétních podmínek chlazení (algoritmizace s využitím vybraných vztahů uvedených v kap. 4.6.1).



Obr. 5.9 Implementace externího podprogramu pro definici součinitele přestupu tepla

Přestup tepla na rozhraní mezi jednotlivými tvarovacími nástroji (v omezeném prostoru) je popsán součinitelem přestupu α , zahrnujícím vliv konvektivní i radiační složky, přičemž teplotní deformace v tvarovacích nástrojích iniciované nehomogenním rozložením teplotních polí jsou zanedbány. Teplotní závislosti tepelných vlastností vzduchu použité ve výpočetních algoritmech jsou zadávány v souladu s [16, 82].

Kritickým místem popisu zatížení výpočetního modelu je definice podmínek procesu sdílení tepla na fázovém rozhraní mezi sklovinou a tvarovacími nástroji a v chladicí dutině vodou chlazeného razníku. V praxi je často používáno diskontinuálního chlazení chladicí dutiny razníku, kdy je přívod chladicího média (vody) řízen on-line regulátorem, který na

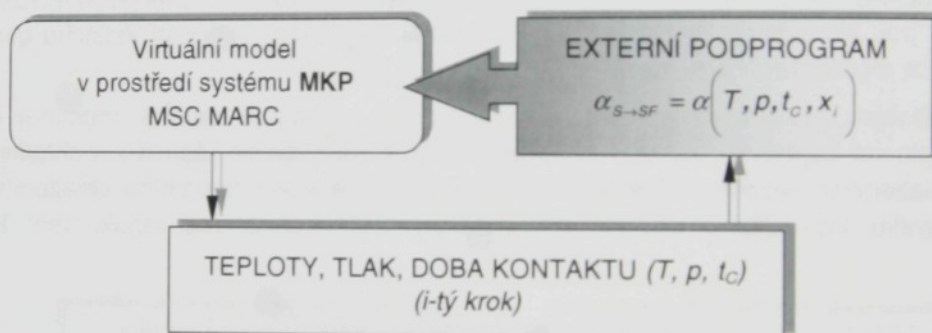


Obr. 5.10 Definice součinitele přestupu tepla v chladicí dutině razníku

¹ Řídící veličinou, kterou je nutné případ od případu definovat, je předpokládaná rychlost proudění chladicího média.

základě porovnávání skutečné teploty naměřené v definovaném místě těla razníku a nastavené referenční teploty chladicí okruh buď zapíná nebo vypíná. Definice součinitele přestupu tepla na povrchu chladicí dutiny razníku implementovaná do virtuálního modelu prostřednictvím externího podprogramu (obr. 5.10) vychází z principu superpozice dvou simultánních jevů – nucené konvekce v trubce (rov. 4-52 až 4-55) a bublinkového, příp. blánového varu (viz. kap. 4.6.1), přičemž charakter varu je v průběhu jednotlivých fází pracovního cyklu razníku průběžně vyhodnocován v závislosti na rozdílu teplot povrchu razníku a sytosti páry (T^*) při odpovídajícím tlaku (pro tlak $p=0,1\text{MPa}$ je graf závislosti uveden na obr. 4.8).

Tepelný odpor na fázovém rozhraní sklovina – kov je popsán prostřednictvím součinitele přestupu tepla α_{SF} . Celý proces je formálně rozdělen do tří časových úseků (dávkování, lisování, postlisovací fáze). Proces sdílení tepla v první fázi tvarování, tj. během prodlevy mezi okamžikem dávkování a počátkem lisování je řízen rovnicí (4-64) se specifikací parametrů dle křivky 4 (obr. 4.14). V průběhu lisování je časová závislost součinitele přestupu tepla definována prostřednictvím jednoho ze čtyř připravených modelů, které vycházejí buď z experimentálních měření nebo z teorie dokonalého kontaktu resp. modifikovaných vztahů uvedených v kapitole 4.6.2. Uvedené modely jsou do výpočetního modelu implementovány prostřednictvím externí procedury, která umožňuje vyhodnotit dobu vzájemného kontaktu, průběhy teplot a velikost tlakových sil v okolí kontaktní plochy (obr. 5.11).



Obr. 5.11 Definice součinitele přestupu tepla na hranici sklovina – forma (lisování)

Po odjezdu razníku z lisovací polohy (ze spodní úvrati) dochází k nárůstu tloušťky mezery vzduchové mezivrstvy (proces u plochých výlisků viditelný i pouhým okem) a následně i k výraznému poklesu součinitele přestupu tepla α_{SF} , jeho hodnota je v této fázi lisovacího cyklu určena vztahem

$$\alpha_{SF} = \frac{\lambda(T)}{\delta} \quad (5-1)$$

Tloušťka vzduchové mezivrstvy je v této fázi tvarovacího cyklu považována za konstantní, obvykle bývá volena na úrovni cca. 0,1 mm. Teplotní závislost tepelné vodivosti vzduchu použité ve výpočetních algoritmech je zadána v souladu s [16, 82], předpokládaná vztahná teplota je dána aritmetickým průměrem povrchových teplot kontaktních povrchů.

5.4 HODNOCENÍ CYKLU LISOVÁNÍ SKLOVINY

Výstupem z výpočetního modelu (MKP) je časový průběh teplotních, deformačních a napěťových polí a pole rychlostí deformace v tvarované sklovině a tvarovacích nástrojích

během jednotlivých fází analyzovaného tvarovacího cyklu. Abychom byly schopni vyhodnotit, identifikovat a lokalizovat problematické oblasti tvarovacího cyklu, které mohou být zdrojem technologických problémů a následně minimalizovat pravděpodobnost jejich výskytu prostřednictvím optimalizace vývoje teplotních (deformačních) polí v průběhu tvarovacího cyklu, je **nutné stanovit základní kriteria hodnocení průběhu analyzovaného tvarovacího cyklu.**

V průmyslové výrobě se obvykle vyskytují **čtyři typy technologických problémů**, na které je nezbytné se zaměřit i při výpočetní simulaci procesů tvarování skloviny, konkrétně se jedná o :

- **nedolisování** výlisku;
- **nedochlazení** tvarovaného výlisku;
- **lepení skloviny** iniciované lokálním přehřátím sklářské formy;
- „špatná zpracovatelnost“ skloviny.

Prvé dva z výše uvedených technologických problémů je možné v průběhu virtuální simulace tvarovacího cyklu identifikovat **okamžitě během analýzy** numerických výstupů; **nedolisování výlisku z analýzy vývoje deformačních polí** v tvarované sklovině **a průběhu lisovací síly, nedochlazení finálního výrobku** při jeho vyjímání ze sklářské formy pak na základě **vyhodnocení vývoje teplotních polí resp. pole dynamické viskozity v tvarovaném výrobku** v odpovídajícím okamžiku. Definice kritické hodnoty je problematická, neboť výsledky měření viskozity výlisků v okamžiku jejich vyjímání z formy publikované různými autory vykazují značný rozptyl [19]. V souladu s [125] byla pro účely této práce stanovena střední kritická viskozita $\log \eta = 7,5 \text{ Pas}$ (při dosažení této hodnoty se předpokládá, že již nedochází k samovolným deformacím vyjímáných výrobků).

Kritickým faktorem ovlivňujícím proces lisování skloviny je také **maximální přípustná teplota povrchu tvarovacích nástrojů**, při jejímž překročení dochází k lepení skloviny. Výskyt výrobních obtíží spojených s tímto fenoménem (překročení limitní teploty tvarovacích nástrojů) **je možné predikovat na základě vyhodnocení vzájemné interakce vývoje teplotních polí ve sklářské formě během lisování, lisovacího tlaku a doby lisování** podle rovnice [109]

$$\log \eta_n = 0,81 \log p + 1,26 \log t + 5,47, \quad (5-2)$$

případně prostřednictvím experimentálně odvozeného vztahu pro tzv. „spodní“ teplotu lepení [94]

$$T_n = 532 + \frac{10\sqrt{\lambda \rho c}}{3} 10^{-3} \quad (5-3)$$

Projevy **zhoršené zpracovatelnosti skloviny** (kap. 3) jsou, vzhledem k omezeným znalostem reologických vlastností tvarované skloviny a použitému výpočetnímu modelu, **obtížně identifikovatelné**. Jak potvrzuje výrobní praxe jsou tyto problémy, projevující se především výskytem zvlnění v periferní oblasti dávkované skloviny (tzv. gramofony ohraničujícími hranici dávkované skloviny), případně i přítomností trhlinek na vnějším povrchu, iniciovány výrazným lokálním podchlazením povrchu tvarované skloviny - obvykle v důsledku nízké teploty tvarovacích nástrojů.

Vznik trhlinek resp. křehký lom ve sklovině (viskoelastická odezva materiálu) je vyvolán překročením kritické rychlosti deformace, omezující oblast, ve které jsou pružné deformace vyrovnány viskózním tokem skloviny [79]. Hodnoty kritické rychlosti deformace pro iniciaci křehkého lomu ve sklovině nejsou známy, proto pro stanovení úrovně tvarovacího procesu byly přijaty následující **předpoklady**:

1. v oblasti, ve které sklovina vykazuje vlastnosti Newtonské kapaliny, je vždy dosaženo kvalitního výstupu (kvalitní povrch výlisku),
2. existuje závislost mezi kritickou rychlostí deformace iniciace křehkého lomu ve tvarované sklovině a kritickou rychlostí deformace výskytu pseudo-plastického chování skloviny. To znamená, že kvalitativní úroveň vyráběné produkce je dána mírou překročení kritické rychlosti iniciace pseudo-plastického chování tvarované skloviny, která je určena koeficientem k_M

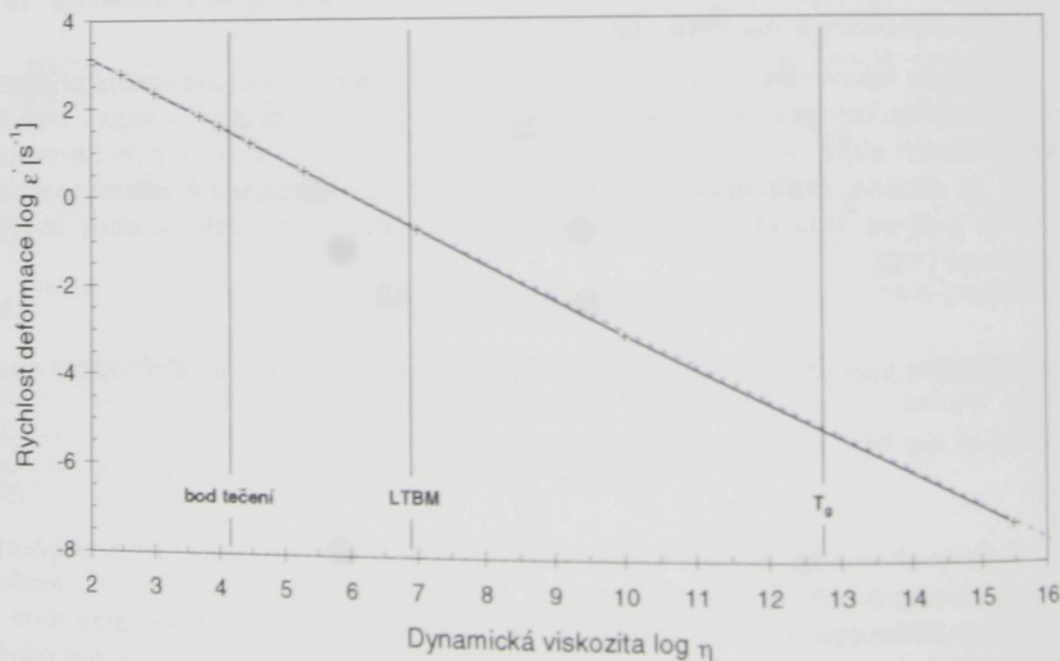
$$k_M = \dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_{KR} \quad (5-4)$$

Čím vyšší je hodnota autorova součinitele k_M , tím pravděpodobnější je výskyt trhlinek ve vyráběné produkci.

Další skutečností, která významně komplikuje možnost identifikace technologických problémů vyvolaných špatnou „zpracovatelností skloviny“ je nedostatek informací o teplotní závislosti kritické rychlosti deformace pro silikátové skloviny. Proto byl přijat **předpoklad**, že publikovaná data naměřená **Simmonsem** [105, 106] pro popis viskozitní odezvy skloviny NBS 710 [117] jsou obecně platná pro silikátové skloviny s minimálním obsahem oxidu Al_2O_3 v souladu s [28]. Po zobecnění publikovaných dat lze průběh kritické rychlosti deformace $\dot{\epsilon}_{KR}$ v závislosti na aktuální hodnotě dynamické viskozity popsat vztahem

$$\dot{\epsilon}_{KR} = 10^{4,66 - 0,76 \log \eta} \quad (5-5)$$

Chyba aproximace v intervalu měření nepřesahuje 0,5% (obr. 5.12).



Obr. 5.12 Graf závislosti rychlosti deformace na dynamické viskozitě

5.5 SHRnutí

V kapitole 5 je **navržena ucelená koncepce umožňující komplexní numerickou simulaci** jednotlivých fází **cyklu lisování skloviny**, která je uplatnitelná jak v předvýrobní fázi přípravy výroby nového sortimentu, tak během analýzy stávajícího tvarovacího cyklu.

Součástí řešení je také **návrh základních kritérií hodnocení průběhu analyzovaného tvarovacího cyklu**, který postihuje celé spektrum defektů, obvykle se vyskytujících ve výrobní praxi.

Důležitým prvkem je především **zavedení kritéria, umožňujícího** na základě vyhodnocení průběhu interakce lokální teploty a zatížení **predikovat oblasti zhoršené zpracovatelnosti skloviny**.

Vzhledem ke zjednodušenému materiálovému popisu skloviny výpočetní model neumožňuje identifikovat vady iniciované tepelným napětím v povrchových vrstvách tvarované skloviny, jejichž viskozity se pohybuje v okolí transformační teploty (elastická odezva).

6 NUMERICKÁ SIMULACE REÁLNÉHO TVAROVACÍHO CYKLU

Metodika virtuálního modelování, identifikace a lokalizace technologických problémů prezentovaná v předcházející kapitole je obecně využitelná pro řešení celého spektra problémů tvarování skloviny. V této kapitole je pozornost zaměřena na praktické aspekty využití prostředků numerické simulace pro vyhodnocení kvalitativní úrovně dvou konkrétních lisovacích cyklů.

V prvním případě byla navržená metodika použita během procesu přípravy výroby nového, z technologického pohledu poměrně problematického, sortimentu, konkrétně vysoké štíhlé vázy lisované z olovnatého křišťálu. Vyhodnocovány byly všechny aspekty cyklu lisování a celý postup výpočetních simulací byl založen na úplném schématu (obr. 5.1).

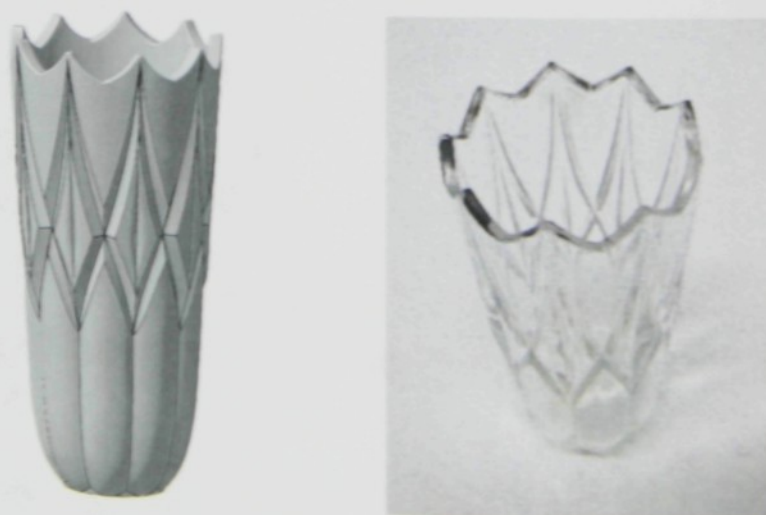
Ve druhém případě byl analyzován cyklus tvarování relativně nízkého výlisku obdélníkového půdorysu (víko pekáče) z boritokřemičité skloviny SIMAX. V průběhu reálného tvarovacího cyklu lisování byl u tohoto sortimentu zaznamenán výskyt problémů souvisejících s lokálním lepením skloviny a zvýšeným výskytem trhlinek na pracovním povrchu sklářských forem iniciovaným procesem tepelné únavy. Virtuální simulace tvarování uvedeného výlisku proto byly zaměřeny pouze na analýzu vývoje teplotních polí ve sklářské formě v průběhu jednotlivých fází tvarovacího cyklu.

6.1 VÝPOČETNÍ ANALÝZY LISOVÁNÍ VYSOKÝCH ŠTÍHLÝCH VÝLISKŮ

Výchozím krokem přípravy výroby nového sortimentu je specifikace:

- tvarových, rozměrových a hmotnostních charakteristik nového výrobku, na základě designérského návrhu,
- výrobní technologie tvarování, výrobního zařízení a taktu stroje.

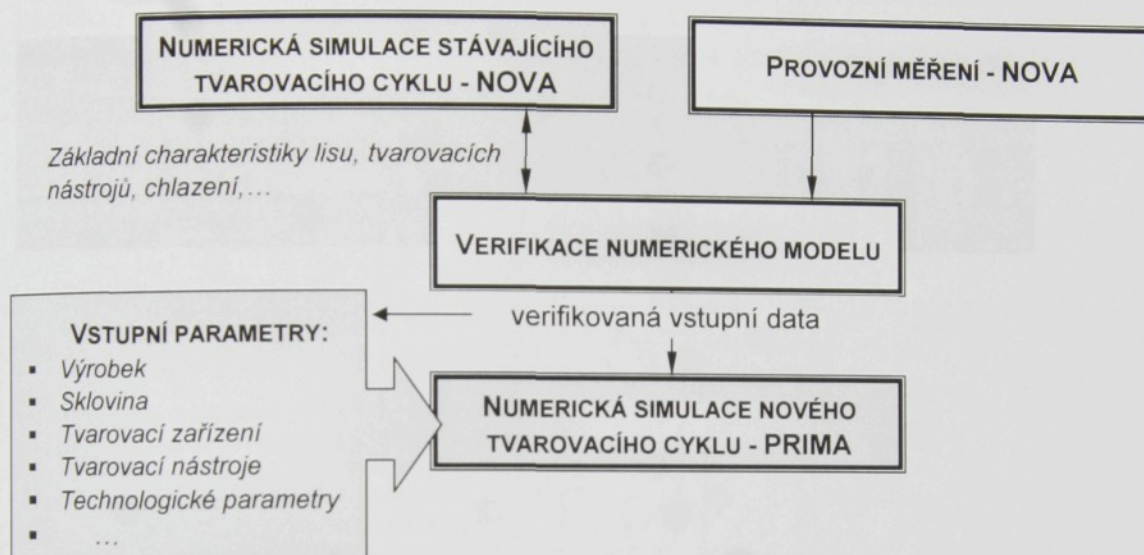
Základní tvarové charakteristiky vázy PRIMA U 10, tvarovací cyklus které je v této kapitole analyzován, jsou zřejmé z obr. 6.1. Výška vázy je 250 mm, minimální vnější průměr v rovině dna 60 mm, maximální průměr 128 mm. Určeným výrobním zařízením byl karuselový lis Lindner (obr. 3.8a). Požadovaný výrobní takt min. $2,2 \text{ min}^{-1}$.



Obr. 6.1 Nový výrobek - váza „PRIMA U10“

6.1.1 VERIFIKACE DATOVÝCH VSTUPŮ

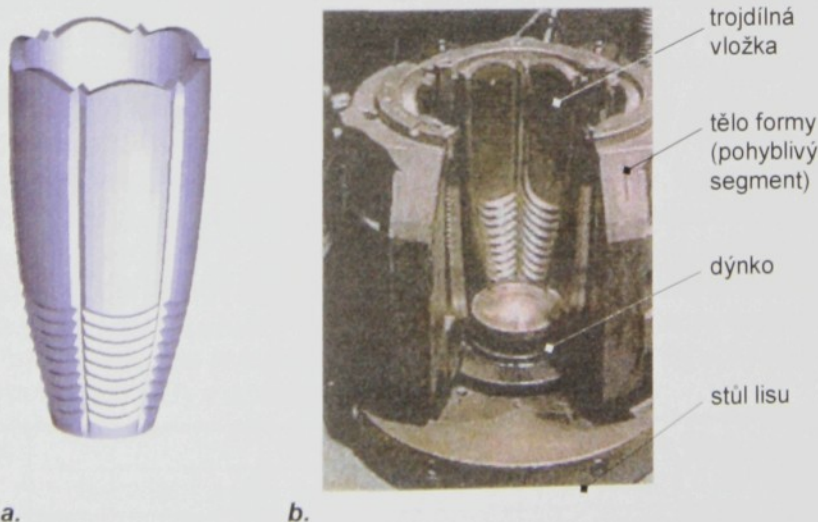
Ve fázi přípravy výroby nového sortimentu není možná přímá verifikace numerických výstupů virtuálního modelu na základě jejich porovnání s provozními měřeními. Provozní měření proto byla realizována během cyklu lisování odlišného, ale geometricky i rozměrově podobného výrobku („NOVA U 10“), tvarovaného na identickém výrobním zařízení, a získané



Obr. 6.2 Schéma postupu numerické simulace nového sortimentu (úplné schéma)

výstupy měření byly v souladu s navrženým schématem (obr. 5.1)¹ konfrontovány s výstupy odpovídajícího numerického modelu (váza „NOVA U 10“ - obr. 6.2).

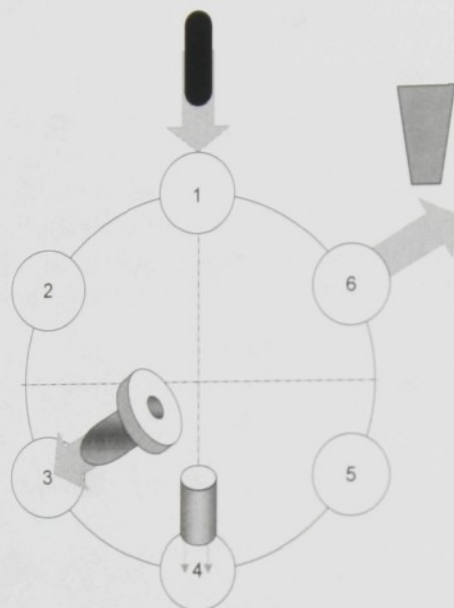
Vázy „NOVA U10“ (obr. 6.3 – váza s desénem „ORION“) jsou lisovány z olovnatého křišťálu (24% PbO) na 6-pozicovém karuselovém lisu Lindner, jehož pracovní cyklus je zobra-



Obr. 6.3 Geometrický model vázy „NOVA U10“ (a.) a sklářská forma (b.)

¹ V tomto konkrétním případě bylo možné zjednodušení celého procesu přímou náhradou verifikačního modelu finálním modelem, ale pro zachování obecnosti přístupu bylo dodrženo schéma navržené na obr. 5.1.

zen na obr. 6.4. Pracovní stůl lisu se v průběhu jednoho pracovního cyklu pootočí celkem 12 krát, přičemž vykonává pravidelně se opakující sekvenci pohybů - pootočení pracovního stolu o dvě pracovní pozice vpřed (v kladném směru) je následováno pootočením o jednu pozici vzad. Sklovina je dávkována z kapkového dávkovače v pozici č. 1 a lisována pozici vzad. Sklovina je lisována z kapkového dávkovače v pozici č. 1 a lisována prostřednictvím razníku a lisovacího kroužku v následující pozici č. 3. Vnitřní povrch vylišaného výrobku je intenzivně chlazen při obou průchodech v pozici č. 4. V ostatních pozicích (2, 3, 5 a zčásti i 6) probíhá ochlazování vnitřního povrchu skloviny spolupůsobením volné konvekce a radiace. Finální výrobek je vyjímán v pozici č. 6 cca. 88 s od okamžiku volné konvekce a radiace. Po vyjmutí ze sklářské formy je výlisek leštěn plamenem a následně přemístěn do chladicí pece.



Legenda – pořadí operace (pozice)

1. (1) dávkování skloviny
2. (3) lisování
3. (2) chlazení (volná konvekce + sálání)
4. (4) chlazení (vynucená konvekce)
5. (3) chlazení (volná konvekce + sálání)
6. (5) chlazení (volná konvekce + sálání)
7. (4) chlazení (vynucená konvekce)
8. (6) vyjímání finálního výrobku
9. (5) chlazení pracovního povrchu SF
10. (1) chlazení pracovního povrchu SF
11. (6) chlazení pracovního povrchu SF
12. (2) chlazení pracovního povrchu SF

Obr. 6.4 Schéma cyklu lisování karuselového lisu LINDNER

Zvláštností výroby uvedeného sortimentu, která se obecně týká také ostatní lisované produkce tvarované na daném zařízení, je souběžná výroba šesti váz s odlišným dekorem, což klade vyšší nároky na stabilitu tvarovacího cyklu. Hmotnost váz „NOVA U10“, nezávisle na konkrétním dekoru, je 1,9 kg, takt stroje $2,2 \text{ min}^{-1}$, celková doba pracovního cyklu lisu 162 s, časová prodleva mezi okamžikem dávkování skloviny a okamžikem začátku lisování se pohybuje v rozmezí 3 - 3,5 s, pracovní cyklus razníku je 27s. Po vyjmutí výrobku z formy je její pracovní povrch v pozicích 5, 6, 1 a 2 ochlazován volnou konvekcí.

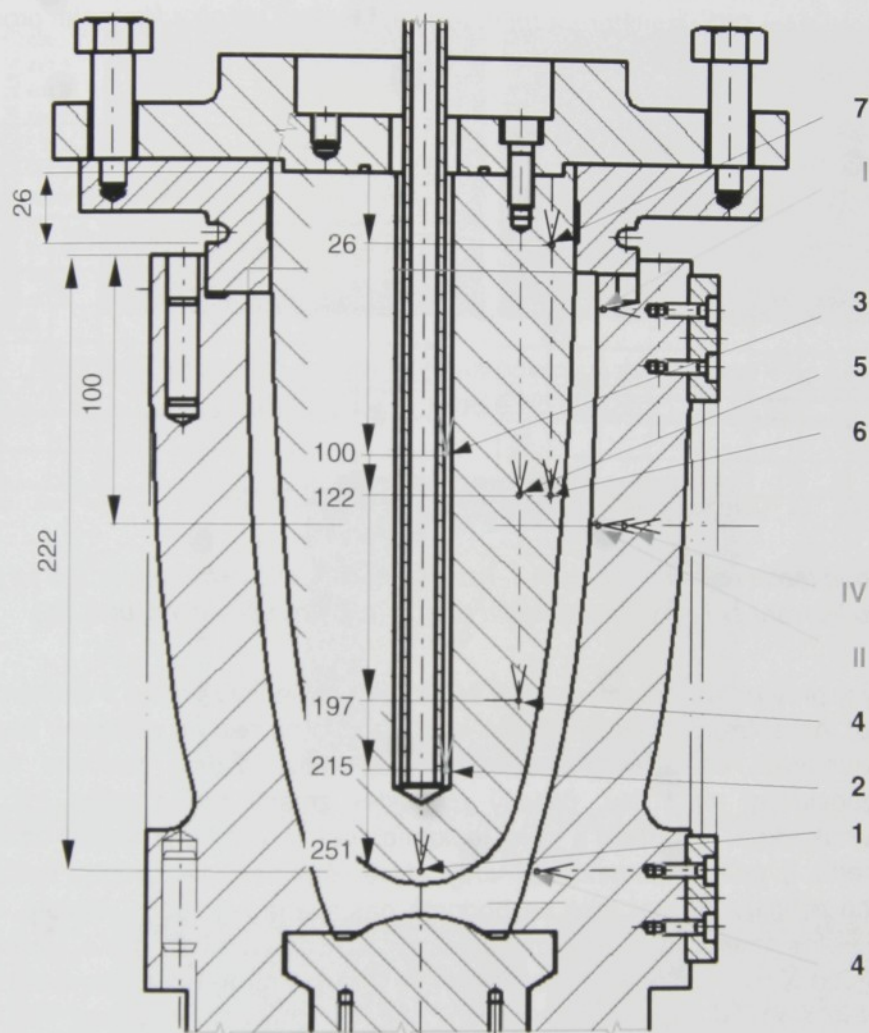
Lisování výrobků probíhá v otevíracích formách (obr. 6.3), každý ze 3 segmentů vložky formy je uložen v držáku ze šedé litiny. Vložky sklářské formy jsou vyrobeny z chrom-niklové austenitické oceli ČSN 17 255; dýnko, razník a lisovací kroužek z feritické šedé litiny.

6.1.1.1 Provozní měření

Pro získání dostatečných informací o vývoji teplotních polí v razníku a sklářské formě během jednotlivých fází tvarovacího cyklu byla realizována řada provozních měření; pro vyhodnocení teplotních polí bylo použito kombinace dotykových a bezdotykových metod.

Průběhy teplot v definovaných bodech razníku a sklářské formy (obr. 6.5) byly naměřeny pláštěnými termočlánky typu K (Ni-CrNi). Časová posloupnost jednotlivých mě-

ření vývoje teplot v razníku byla uložena s pomocí modulu ADAM, D/A převodníku a speciální měřicí PCI karty na PC. Z důvodu poškození radiového vysílače umístěného na karuselu lisu nebyl zaznamenán vývoj teplot v definovaných bodech sklářské formy v průběhu celého tvarovacího cyklu, ale pouze diskontinuálně v okamžiku zastavení stolu lisu v jednotlivých měřených pozicích (termočláanky vyvedeny na zobrazovací jednotku). Střední hodnoty naměřených teplot jsou uvedeny v tab. 6.1. Rozptyl naměřených hodnot (max. $\pm 5^{\circ}\text{C}$) je zčásti způsoben změnami technologických podmínek během časového intervalu měření, které však



Obr. 6.5 Umístění termočlánků v tvarovacích nástrojích

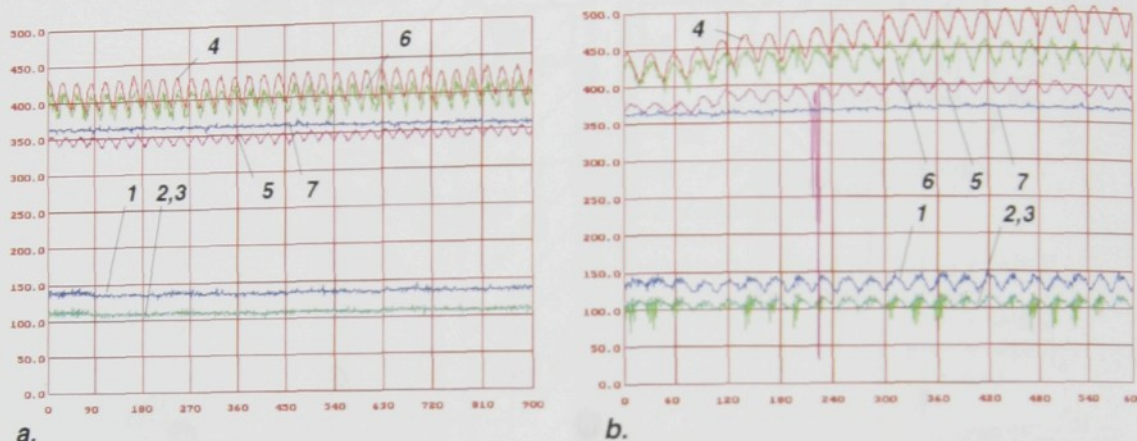
Tab. 6.1 Průběh teplot na termočláncích I – IV (měřeno v diskrétních časových okamžicích vždy v okamžiku zastavení v dané pozici)

Termočlánek (obr. 6.5)	Teplota [$^{\circ}\text{C}$] v operaci (pozice lisu)											
	1 (1)	2 (3)	3 (2)	4 (4)	5 (3)	6 (5)	7 (4)	8 (6)	9 (5)	10(1)	11(6)	12(2)
č. I		368	368	366	362	358	354	345	337	328	322	318
č. II		459	466	464	461	458	455	446	438	430	424	418
č. III		412	413	411	409	404	399	394	388	381	377	372
č. IV		439	448	450	449	446	444	438	433	426	424	420

nebylo možné zcela exaktně kvantifikovat (obtížně identifikovatelné zásahy obsluhy do pracovního cyklu, změny intenzity chlazení forem na jednotlivých pozicích, ...).

Vývoj teplot v definovaných bodech **razníku** (obr. 6.5) byl vyhodnocován v průběhu celé směny, ve dvou vzájemně odlišných režimech chlazení:

- během standardního přerušovaného režimu, kdy je vývoj teplotních polí v razníku řízen PID regulátorem EUROTHERM, který udržuje nastavenou teplotu zapínáním a vypínáním chladicího okruhu,
- při vypnutém PID regulátoru a ruční regulaci teploty razníku škrcením proudu trvale protékajícího chladicího média.



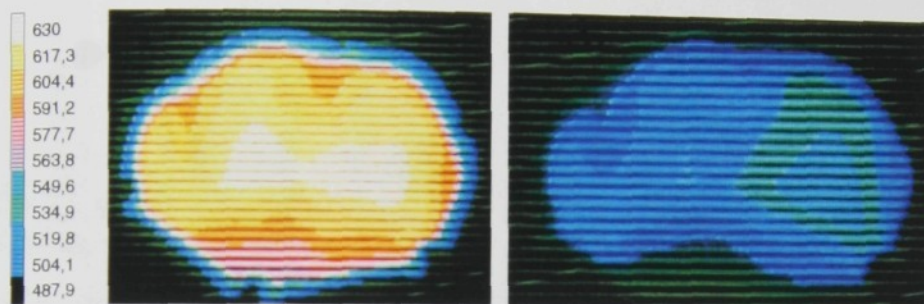
Obr. 6.6 Průběh teplot na termočláncích 1-7 umístěných v těle razníku (obr.6-5) v průběhu cyklu lisování skloviny – kontinuální průtok (a.), přerušovaný průtok (b.)

Z analýzy provozních měření vyplývá, že razníky spolehlivě pracují v širokém rozmezí teplot (obr. 6.6), nejteplejším místem razníku je, nezávisle na režimu chlazení, jeho špička. Teploty v povrchových vrstvách pravidelně oscilují mezi dvěma limitními hodnotami s periodou odpovídající taktu lisu, časový charakter změny teplot může být přibližně aproximován sinusovkou. Rozložení a vývoj teplotních polí v razníku je závislý na nastavení řídicích parametrů, tj. průtočném množství vody, které však není sledovanou veličinou, a u diskontinuálního režimu chlazení také na hodnotě nastavené referenční teploty. Při řízení regulátorem Eurotherm se průběh teplotních polí vyznačuje nižší stabilitou a špička razníku má větší sklon k přehřívání. Během provozních měření byla na termočlánek č. 4 naměřena **maximální teplota 510°C** (referenční teplota $T_{ref} = 410^{\circ}\text{C}$), což je o cca. 75°C více ve srovnání s nejnižší naměřenou teplotou na stejném termočlátku v odpovídající fázi pracovního cyklu (referenční teplota $T_{ref} = 395^{\circ}\text{C}$).

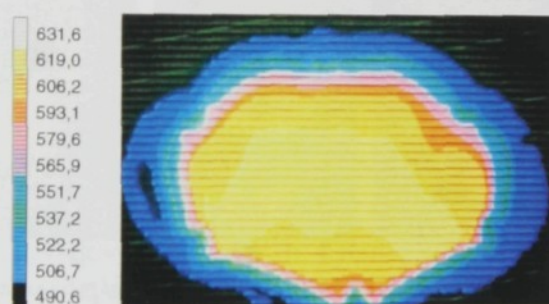
Amplitudy změn teploty na špičce razníku (termočlánek č. 4) se v závislosti na provozním režimu pohybovaly v rozmezí $43 \pm 4^{\circ}\text{C}$ při, **ve střední části těla razníku** (termočlánek č. 6) pak $38 \pm 3^{\circ}\text{C}$, **na termočlátku č. 5 pak $16 \pm 3^{\circ}\text{C}$** , v horní části razníku (termočlánek č. 7) je teplota téměř konstantní, nezávislá na režimu chlazení (obr. 6.6). V průběhu měření zřejmě došlo k narušení utěsnění termočlátku č. 1, proto údaje získané z tohoto termočlátku nepopisují vývoj teplot v definovaném místě razníku, ale změnu teploty okolního prostředí - přehřáté páry.

Při obou režimech chlazení bylo sledováno také průtočné množství a teplota chladicího média na výstupu. Při diskontinuálním režimu chlazení chladicí dutiny razníku se teplota chladicího média na výstupu pohybovala v rozmezí **80 - 90°C** (parovodní směs) při

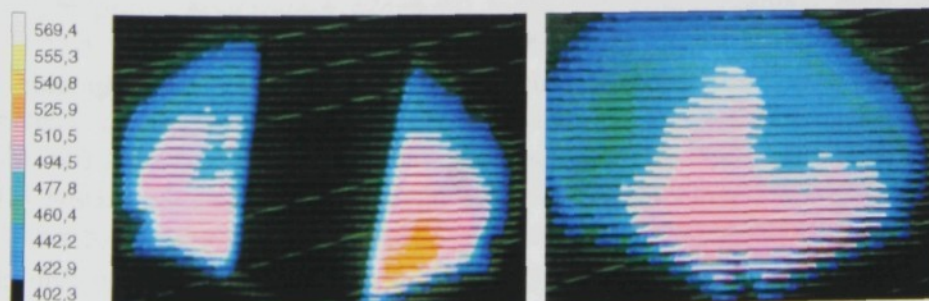
průtoku vody cca. $2,5 \text{ dm}^3 \text{ min}^{-1}$, při kontinuálním chlazení pak $95 - 100^\circ\text{C}$ (mokrý pára) při naměřeném průtoku cca. $1,5 \text{ dm}^3 \text{ min}^{-1}$. Teplota vody na vstupu do razníku byla 15°C . Rozložení **teplotních polí na povrchu razníku, sklářských forem a výrobků** byla v průběhu jednotlivých fází tvarovacího cyklu **měřena také bezkontaktně, termovizní kamerou AGA 782** s pracovním rozsahem vlnových délek $3 - 5,6 \mu\text{m}$. Při měření bylo **použito filtru** pro analýzu povrchových teplot skla, který zužuje standardní pracovní rozsah na $5 - 5,5 \mu\text{m}$.



Obr. 6.7 Rozložení teplotních polí na vnitřním povrchu vázy v pozici 4 po příjezdu z pozice 2 před a po chlazení



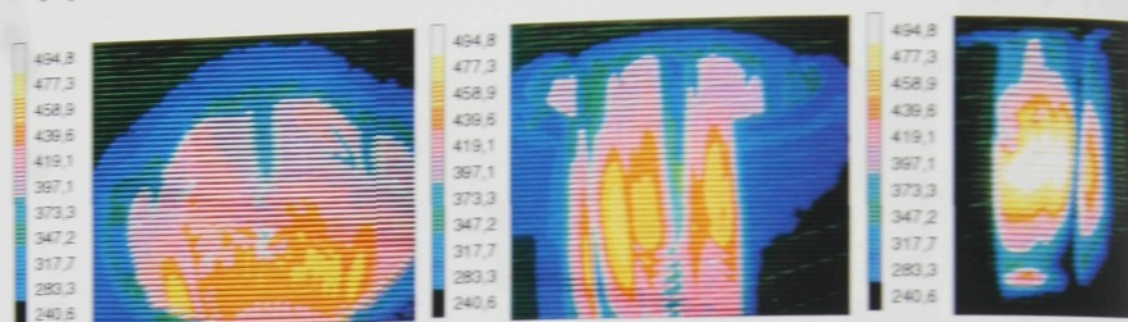
Obr. 6.8 Rozložení teplotních polí na vnitřním povrchu vázy v pozici 5 před odjezdem do pozice 4



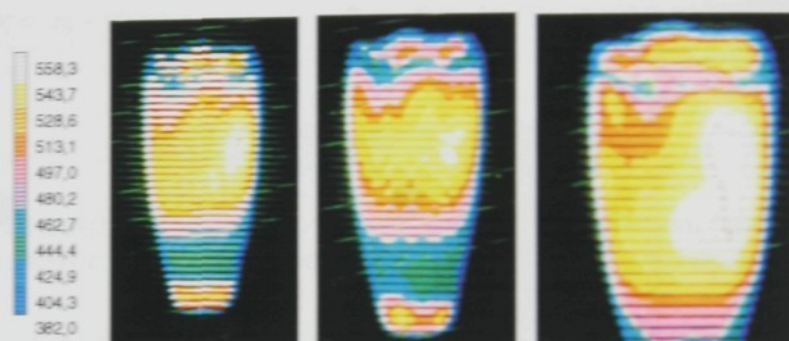
Obr. 6.9 Rozložení teplotních polí na vnitřním povrchu vázy v pozici 4 po návratu z pozice 5 - před a po chlazení

Použitá termovizní kamera nedisponuje digitálním výstupem, proto byly grafické výstupy získány ofotografováním integrovaného barevného displeje. Rozložení teplot na termogramech odpovídá nastavení součinitele emisivity 0,9 (tvarovací nástroje) resp. 0,95 (sklovina). Na obr. 6.7 až 6.9 je vykreslen **vývoj teplotních polí v horní části vnitřního**

povrchu tvarovaného výrobku v jednotlivých fázích tvarovacího cyklu. Z posloupnosti obrázků lze identifikovat především změny rozložení teplotních polí v důsledku nuceného ochlazování volného povrchu lisovaného výrobku a následně vyhodnotit intenzitu chlazení při obou průchodech pozicí 4. Charakter teplotních polí na pracovním povrchu sklářské formy a vnějšího povrchu vylisku v okamžiku odebrání finálního výrobku z formy je zřejmý z obr. 6.10 a 6.11.



Obr. 6.10 Rozložení teplotních polí ve sklářské formě po vyjmutí výrobku – pozice 5



Obr. 6.11 Rozložení teplotních polí ve vylisku po vyjmutí z formy

Vedle analýzy teplotních polí byla realizována také kalorimetrická měření ve finální fázi tvarování, tj. v okamžiku vyjímání výrobku. Prostřednictvím kalorimetrické rovnice

$$Q = m_1 c_1 \Delta T + m_2 c_2 \Delta T + m_3 c_3 \Delta T_v, \quad (6-1)$$

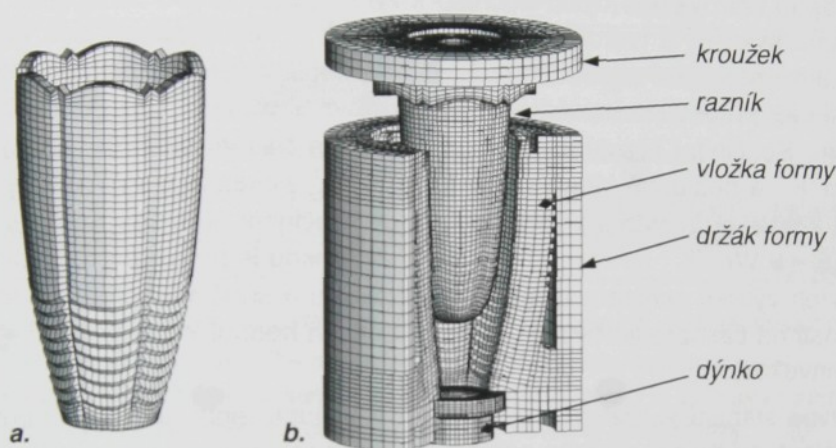
bylo kvantifikováno množství tepla akumulované ve výrobku, které odpovídá hodnotě $Q_{ak} = 853,2 \text{ kJ}^{(2)}$ a za předpokladu, že počáteční teplota kapky skloviny v celém objemu odpovídá teplotě naměřené na výstupu z kapkového dávkovače (1048°C), bylo určeno celkové množství odvedeného tepla během celého tvarovacího cyklu $Q_{odv} = 1\,129,2 \text{ kJ}$. Střední teplota vyjímání výrobku je cca. 549°C , která odpovídá viskozitě $\eta = 8,95 \text{ Pas}$.

Kromě rozložení teplotních polí byla také analyzována rychlost proudu chladícího vzduchu v chladicí dýze ($\phi 50\text{mm}$). Průměrná rychlost proudícího média naměřená mikromanometrem Airflow PWM 100 s tlakovou NPL sondou dosáhla hodnoty cca. 40 ms^{-1} .

² Objem vody v kalorimetru – $0,02 \text{ m}^3$, hmotnost skla – $1,9 \text{ kg}$, hmotnost plechu (vnitřní stěna) $5,4 \text{ kg}$, počáteční teplota vody v kalorimetru $T_0 = 15,1^\circ\text{C}$, konečná $T_1 = 25,0^\circ\text{C}$. V rovnici 6.1 je c měrné teplo, ΔT teplotní rozdíl, indexy 1 – sklo, 2 – voda, 3 – plech (ČSN 17 255).

6.1.1.2 Výpočetní model – váza NOVA

Po vytvoření komplexní výpočetní sítě (obr. 6.12) byly jednotlivým komponentům soustavy sklovina – tvarovací nástroje přiřazeny odpovídající materiálové vlastnosti. Teplotní závislosti konduktivní složky tepelné vodivosti a měrného tepla jsou uvedeny na obr. 3.5 resp. 3.7, předpokládaná teplotní závislost radiační složky tepelné vodivosti na obr. 6.13 [88], měrná hustota olovnatého křišťálu byla v celém teplotním intervalu popsána konstantní hodnotou $\rho = 2860 \text{ kgm}^{-3}$. Teplotní závislosti tepelných vlastností materiálu tvarovacích nástrojů vložky sklářské formy (ČSN 17255), razníku, dýnka a držáků formy (feritická šedá litina) jsou uvedeny na obr. 3.13 [16, 49, 95, 109].



Obr. 6.12 Lisovaný sortiment (a.) a soustava tvarovacích nástrojů – model KP (b.)

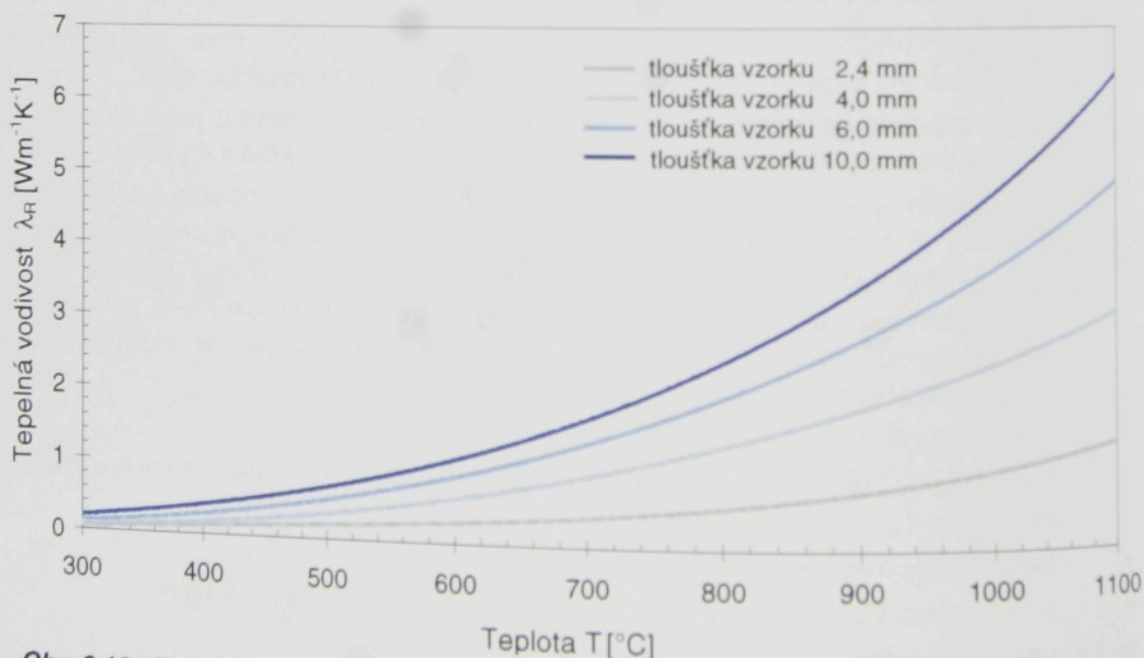
Po přiřazení materiálových vlastností byl model zatížen okrajovými podmínkami v souladu s průběhem reálného tvarovacího cyklu (obr. 6.14), přičemž byla přijata řada předpokladů, mezi které patří:

- součinitel přestupu tepla na rozhraní mezi sklovinou a formou byl definován v závislosti na čase - diskontinuálně pro jednotlivé fáze tvarovacího cyklu:
 - a. pro **popis součinitele přestupu tepla** v časovém intervalu **mezi** okamžikem **dávkování skloviny a počátkem lisování** byla použita **křivka 4** (obr. 4.14),
 - b. **během operace lisování** bylo pro popis časové závislosti použito externí procedury vycházející z experimentálních měření (kap. 5.3); časové průběhy popsané křivkami (obr. 4.11) byly interpolovány pro aktuální hodnoty proměnných,
 - c. **v intervalu mezi koncem lisování a vyjímáním výlisku** byla mezi sklovinou a sklářskou formou předpokládána existence postupně se rozvírající **plynové mezivrstvy tloušťky 0,1 – 0,2 mm**,
- **teplota okolí** $T_e = 40 \text{ }^\circ\text{C}$,
- **teplota vnějšího povrchu lisovacího kroužku** (v okolí přehřevu elektrickou spirálou) je konstantní $T_{ke} = 420 \text{ }^\circ\text{C}$,
- **teplota pracovního stolu** $T_{ps} = 100 \text{ }^\circ\text{C}$,
- **mezera mezi vložkou formy a čelistmi** 0,3 mm, v průběhu lisování 0mm,
- **nastavená referenční teplota razníku** 395 $^\circ\text{C}$,

- **pracovní povrch** a vnější povrch vložky sklářské formy **v pozici 1 a 3** jsou **ochlazovány pouze volnou konvekcí**, **vnější povrch je intenzivněji chlazen v pozici 2** před dávkováním skloviny,
- **maximální rychlost proudu chladícího vzduchu** v mezeře mezi vložkou a držákem formy dosahuje hodnoty $v_{ch} = 4 \text{ ms}^{-1}$,
- **rychlost chladícího vzduchu na výstupu z dýzy** během chlazení vnitřního povrchu váz činí 40 ms^{-1} ,
- **součinitel přestupu tepla v chladicí dutině razníku je definován v závislosti na teplotě chladicí dutiny** (kap. 5.3), přičemž předpokládaná teplota syté páry v chladicí dutině razníku je 110°C při tlaku $0,145 \text{ MPa}$.

V průběhu tvarovacího cyklu dochází k výrazným změnám okrajových podmínek na volném povrchu skloviny a tvarovacích nástrojů (O.P. 3. druhu), které jsou výrazně závislé také na aktuálním rozložení teplotních polí. Přestup tepla z volného povrchu tvarované skloviny resp. skla je, především v počáteční fázi tvarovacího cyklu, řízen převážně fotonovým mechanismem. Součinitel přestupu tepla α_R dosahuje během dávkování skloviny hodnoty cca. $150 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ a postupně klesá až na $35 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ v okamžiku vyjímání výlisku z formy. Sdílení tepla konvekcí je méně významné, neboť součinitel přestupu tepla α_K se pohybuje v rozmezí $7,5 - 9 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ (přirozené proudění), výjimkou je pouze průchod pozicí č. 4, kde je vnitřní povrch výlisku ochlazován proudem vzduchu a součinitel přestupu tepla α_K dosahuje v závislosti na časoprostorových charakteristikách hodnot v intervalu $55 - 105 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ (vynucená konvekce).

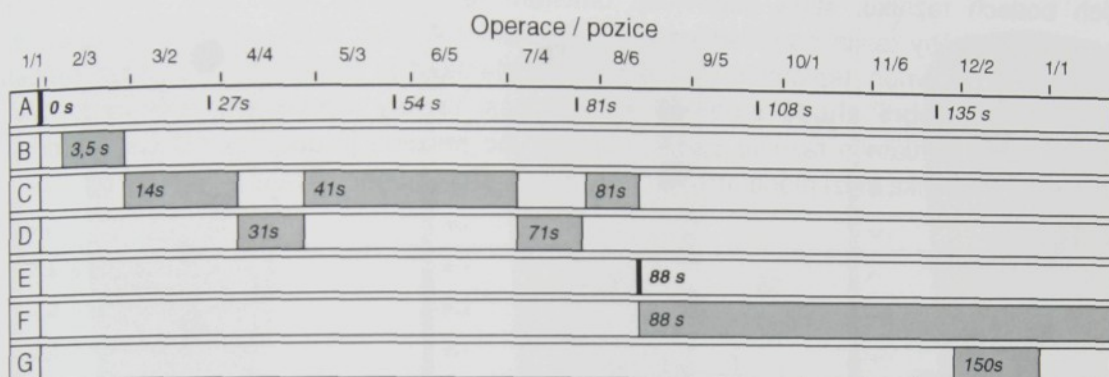
Relativně stabilní je rozložení součinitele přestupu tepla na vnějším povrchu držáku formy, v závislosti na poloze se jeho celková hodnota (součet radiační a konvektivní složky) pohybuje v rozmezí $17,5 - 27 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$. Úhrnný součinitel přestupu tepla na pracovním povrchu vložky sklářské formy v závislosti na čase a poloze se mění v intervalu $25 - 36 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$. Vzhledem k obtížnosti specifikace změn okrajových podmínek 3. druhu byl jejich časový průběh řízen externími podprogramy (viz. kap. 5.3), přičemž celková hodnota součinitele přestupu tepla byla určena superpozicí radiační a konvektivní složky.



Obr. 6.13 Tepelná vodivost (radiační) tvarované skloviny (kříšťál 24% PbO) v závislosti na teplotě a tloušťce vzorku

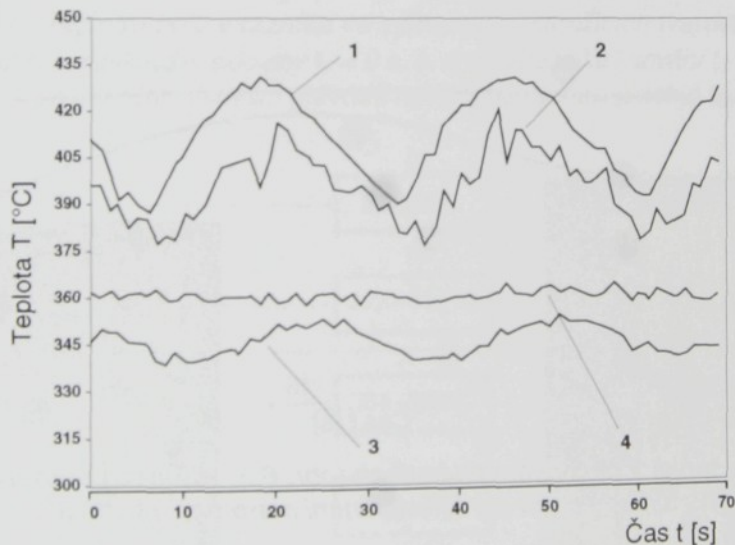
Vzhledem k omezené stabilitě tvarovacího cyklu lisování bylo nezbytné specifikovat referenční tvarovací cyklus. Proto byly také přijaty následující předpoklady vztahující se k realizovaným měřením:

- časový průběh teplot v definovaných bodech razníku (obr. 6.5) během pracovního cyklu odpovídá křivkám uvedených na obr. 6.15,
- referenční průběh teplot v definovaných bodech těla vložky sklářské formy je v diskrétních okamžicích popsán hodnotami uvedenými v tab. 6.1 a vývoj teplotních polí termovizními snímky na obr. 6.7 až 6.11.



Obr. 6.14 Schéma pracovního cyklu vč. základních časových charakteristik (t_c)

A – dávkování, B – lisování, C – ochlazování povrchu vylisku volnou konvekcí, D – ochlazování povrchu vylisku nucenou konvekcí, E – vyjímání vylisku, F – příprava forem na následující lisovací cyklus, intenzivnější chlazení vnějšího povrchu vložky formy



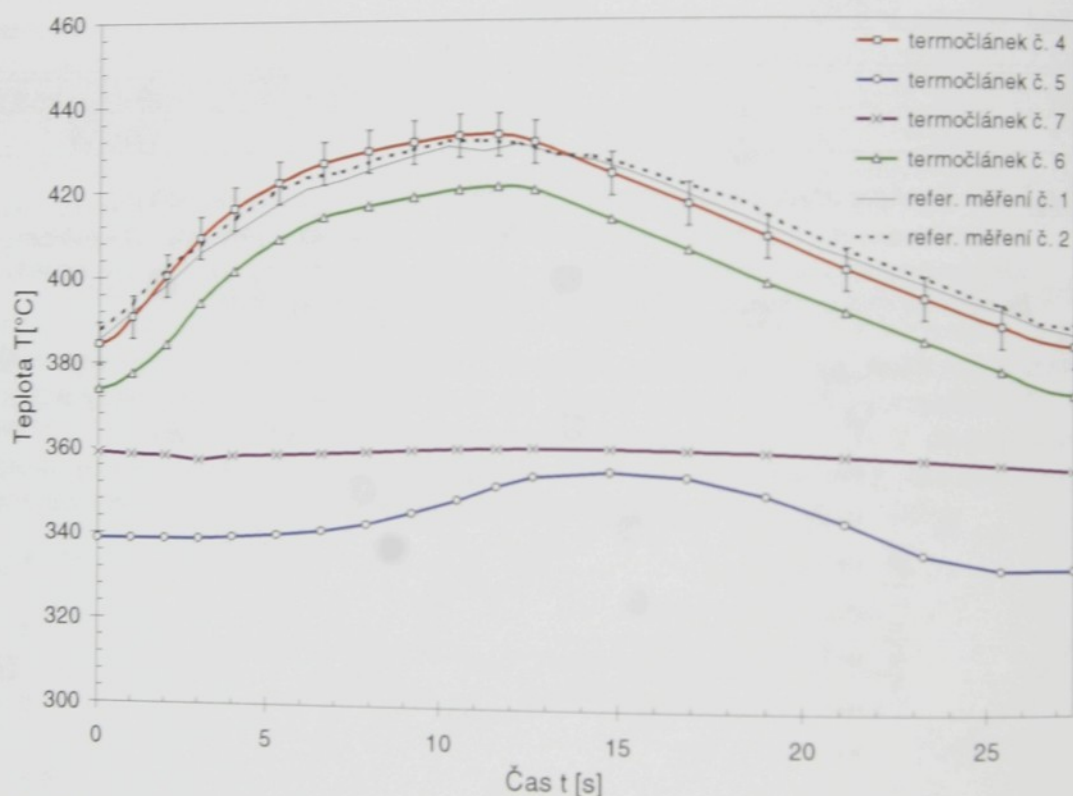
Obr. 6.15 Časový průběh teplot v definovaných bodech (obr. 6.5)

6.1.1.3 Výsledky numerické simulace – váza NOVA

Stabilizovaného stavu, tj. stavu s kvazistacionárním průběhem teplotních polí v tvarovacích nástrojích, bylo dosaženo přibližně **po 30 virtuálních tvarovacích cyklech**. Po zatížení pracovního povrchu žhavou sklovinou dochází k ohřevu povrchových vrstev tvarovacích nástrojů, který je doprovázen výrazným poklesem teplot povrchu tvarované skloviny. S rostoucí dobou kontaktu dochází k poklesu intenzity přestupu tepla ze skloviny do

tvárovacích nástrojů a následně i postupnému snižování teplot pracovních povrchů tvarovacích nástrojů. Po vyjmutí vylisovaného výrobku z formy poměrně prudce klesá teplota pracovního povrchu sklářské formy až v okamžiku počátku následujícího tvarovacího cyklu je dosaženo výchozího rozložení teplotních polí v tvarovacích nástrojích.

Teplotní pole v tvarovacích nástrojích se vyznačují poměrně výraznými nehomogenitami. Nejteplejším tvarovacím nástrojem je razník charakteristický přehřátou špičkou, na které byla za předpokladu intenzivního chlazení³ po rozlisování skloviny (cca. 4,5 s po začátku lisování) vyhodnocena maximální hodnota cca. 580°C⁴. Průběhy teplot v definovaných bodech razníku, které odpovídají umístění termočlánků (obr. 6.5), jsou, spolu s časovými průběhy teplot naměřenými na termočlánku 4 (obr. 6.15), vykresleny v grafu na obr. 6.16. Z porovnání teplotního vývoje na termočlánku 4 je zřejmé, že vypočtený průběh je v relativně dobré shodě s naměřeným. Nárůst teploty v první fázi pracovního cyklu razníku je na virtuálním razníku strmější, teplotního maxima je dosaženo o cca. 2 s dříve, maximální odchylka mezi modelem a provozními měřeními nepřekračuje 5°C.



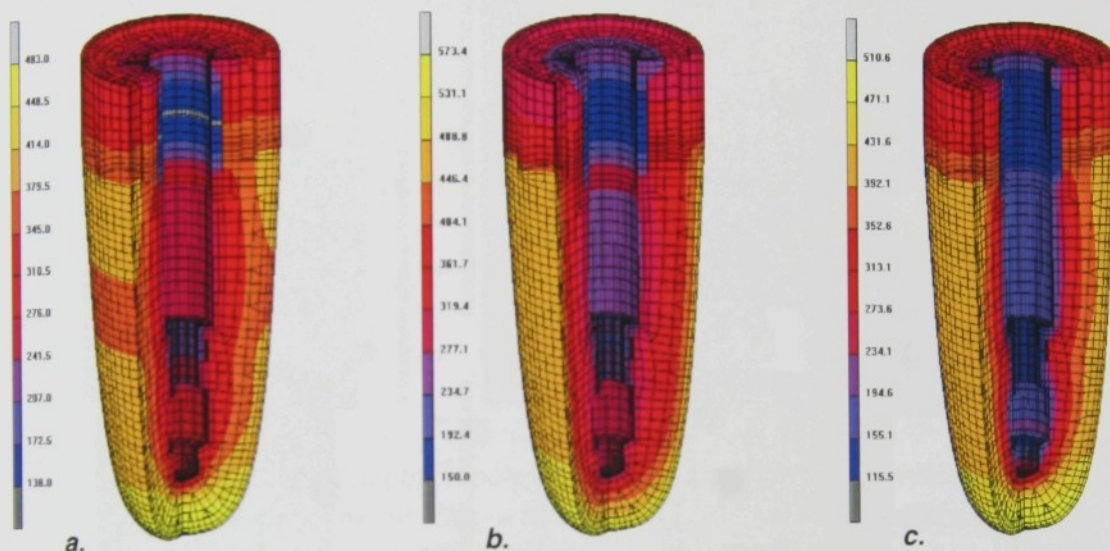
Obr. 6.16 Vývoj teplot v definovaných bodech (obr. 6.5) virtuálního razníku a porovnání průběhu teplot v bodu 4 s referenčními měřeními (chyba 5°C)

Vývoj teplotních polí v razníku ve vybraných okamžicích tvarovacího cyklu – v okamžiku dávkování (počátek tvarovacího cyklu, tj. $t_c = 0$ s), cca. 4 s po začátku lisování ($t_c = 7,5$ s) a 8 s po vylisování výrobku resp. návratu razníku do výchozí polohy ($t_c = 20$ s), je uveden na obr. 6.17, ze kterého je mimo jiné také zřejmá intenzifikace odvodu tepla z chladicí dutiny razníku po dosažení nastavené teploty v „kontrolním“ uzlu virtuálního modelu, jehož souřadnice odpovídají poloze řídicího termočlánku.

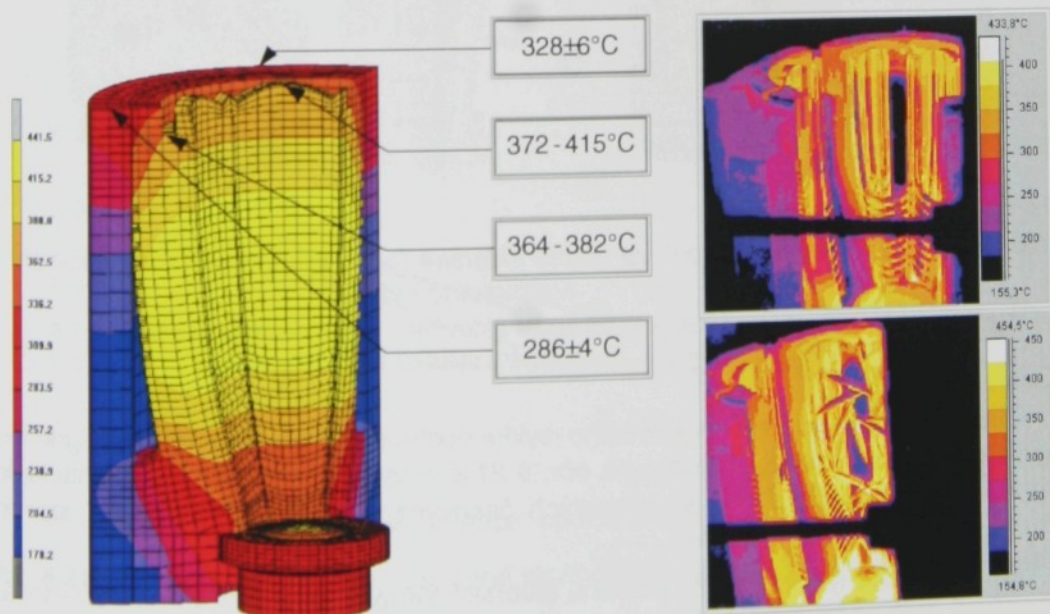
³ Za předpokladu, že hodnota na řídicím termočlánku je nastavena na 395°C.

⁴ Při nastavení řídicí teploty na 410°C je na špičce razníku poměrně výrazně překročena teplota 600°C.

Během tvarovacího cyklu dochází také k výrazným změnám teplotních polí v sestavě sklářské formy (vločka, držák, dýnko). **Rozložení teplotních polí ve sklářské formě** v časových okamžicích odpovídajících realizovaným termovizním měřením v čase $t_c = 0, 88$ a 94 s jsou uvedena na **obr. 6.18 a 6.20**, nejteplejším komponentem sklářské formy je během tvarování dýnko. Nejteplejší částí vložky sklářské formy je v průběhu celého tvarovacího cyklu její prostřední část, spodní okraj je chladnější než vrchní. Vývoj teplotních polí **ve vložce sklářské formy** ve vybraných fázích tvarovacího cyklu – v okamžiku dávkování skloviny ($t_c = 0$ s), během prodlevy mezi dávkováním a lisováním ($t_c = 1$ s), v okamžiku vylisová-

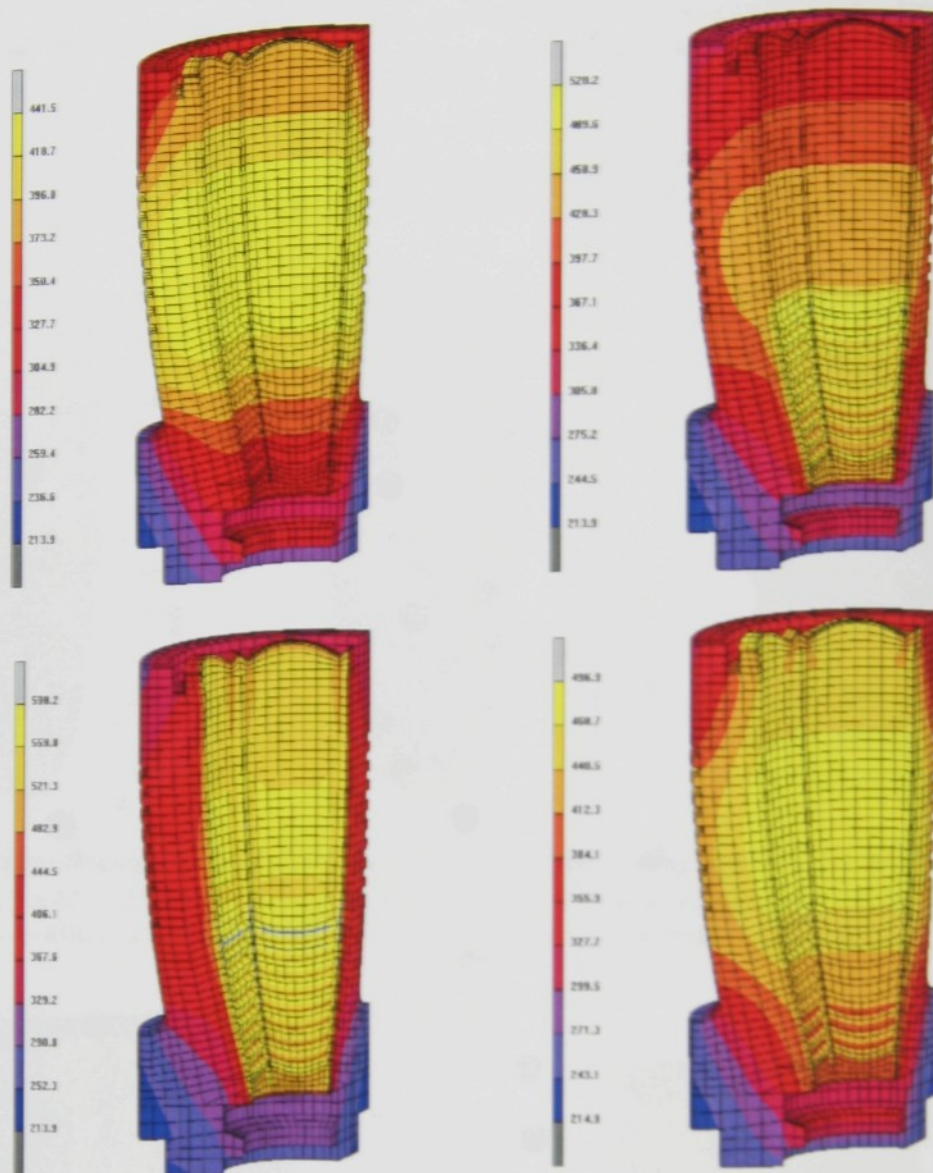


Obr. 6.17 Teplotní pole v razníku ve vybraných okamžicích tvarovacího cyklu
a. okamžik dávkování skloviny $t_c = 0$ s, b. 4 s po začátku lisování $t_c = 7,5$ s,
c. 8 s po ukončení lisování (návratu razníku do výchozí polohy) $t_c = 20$ s



Obr. 6.18 Teplotních pole ve sklářské formě v okamžiku dávkování (čas $t_c = 0$ s)
Výpočetní model včetně teplot naměřených dotykovým teploměrem (a.),
termovizní snímky pro $\varepsilon = 0,95$ (b.)

ní finálního výrobku ($t_c = 5$ s) a v okamžiku jeho vyjímání z formy ($t_c = 88$ s) – je na obr. 6.19.



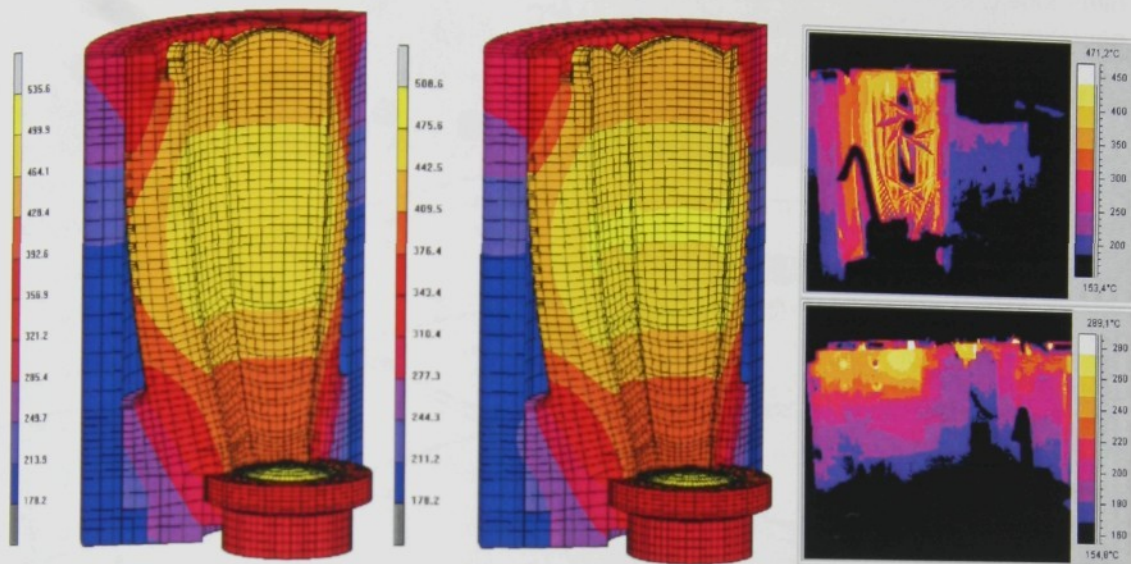
Obr. 6.19 Vývoj teplotních polí ve vložce sklářské formy ve vybraných okamžicích tvarovacího cyklu

- a. dávkování skloviny $t_c = 0$ s, b. dávkování skloviny - 1 s po dopadu kapka $t_c = 1$ s,
c. vylisování $t_c = 5$ s, d. vyjímání vylisku z formy $t_c = 88$ s

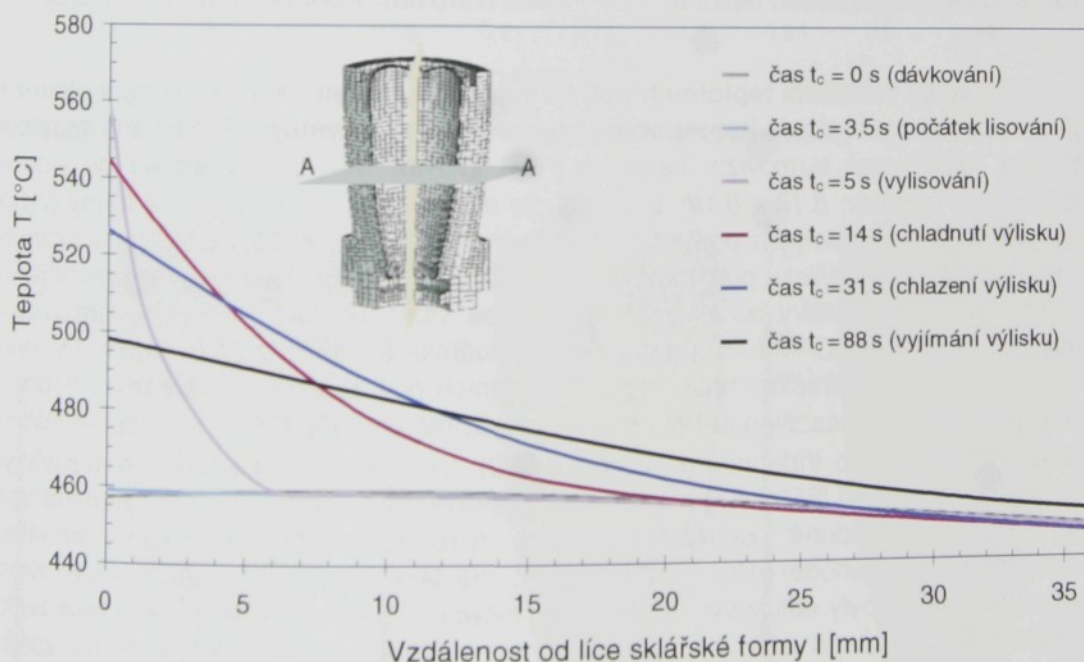
Během jednotlivých fází tvarovacího cyklu dochází k výrazným změnám gradientu teploty ve stěně vložky sklářské formy, na obr. 6.21 jsou vykresleny změny gradientu teploty v řezu A - A stěny vložky formy ve vybraných časových okamžicích (dávkování skloviny, vylisování, lisování, vyjímání vylisku).

Teplotní pole na pracovním povrchu sklářské formy, především v první fázi lisování, je významně ovlivněno také lokálními tvarovými modifikacemi - dezeném (obr. 6.19). Intenzita odvodu tepla ze sklářské formy je závislá na intenzitě chlazení vnějšího povrchu vložky, přičemž rozdíly teplot na pracovním povrchu v závislosti na intenzitě chlazení mohou dosáhnout cca. 35°C .

Teplotní pole na vnějším povrchu držáků a na vrchním osazení vložky sklářské formy jsou v průběhu celého tvarovacího cyklu je **relativně stabilní**, výjimkou je pouze interval lisování, během něhož dochází v okolí kontaktu s lisovacím kroužkem k významnějšímu nárůstu teploty (obr. 6.19).



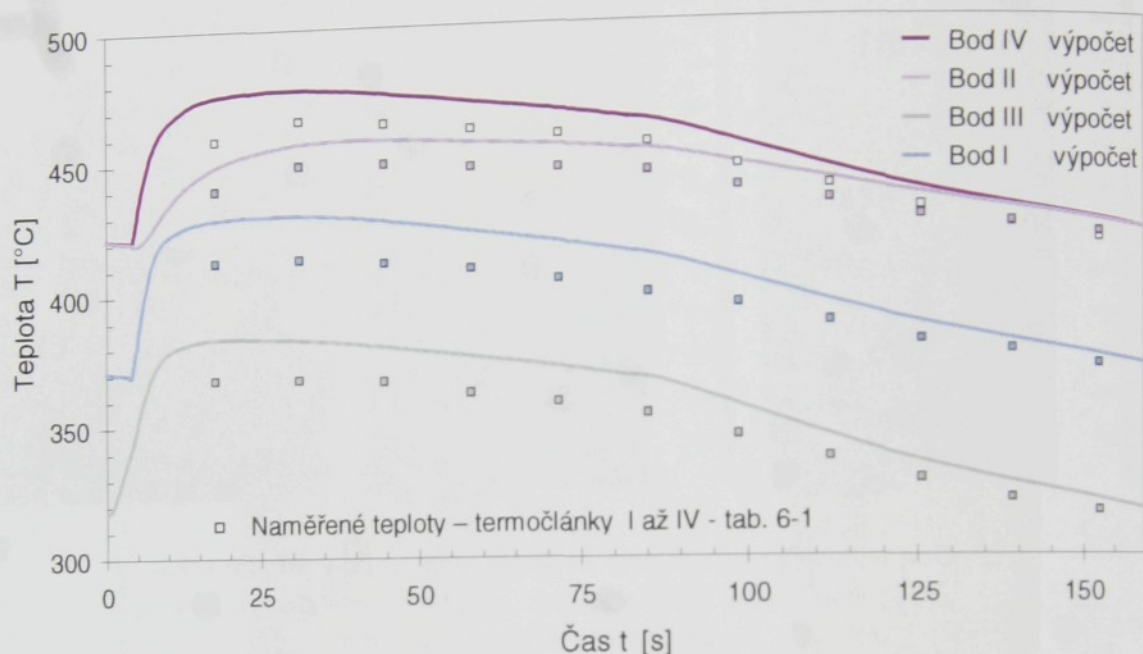
Obr. 6.20 Teplotních pole ve sklářské formě po vyjmutí výlisku
a. výpočetní model čas $t_c = 88$ s, b. výpočetní model čas $t_c = 94$ s,
c. termovizní snímky pro $\varepsilon = 0,95$



Obr. 6.21 Vývoj gradientu teploty ve stěně vložky sklářské formy v řezu A-A a rovině symetrie

Časové průběhy teplot v bodech virtuálního modelu, jejichž poloha odpovídá umístění termočlánků ve vložce sklářské formy (obr. 6.5) a jejich porovnání s naměřenými hodnotami (v diskrétních časových okamžicích tvarovacího cyklu) jsou na obr. 6.22. Všechny uvedené

křivky se vyznačují poměrně strmým nárůstem v počáteční fázi tvarovacího cyklu, který je následován pozvolnějším poklesem, jehož rychlost je dána intenzitou chlazení vnějšího povrchu vložky. Z porovnání časových průběhů teplot v měřených bodech vyplývá poměrně dobrá shoda charakteru časového vývoje ve vyhodnocovaném intervalu. Teploty ve výpočetním modelu jsou poněkud vyšší, maximální odchylka vyhodnocená na termočláncích I a III nepřekračuje 14°C a na termočláncích II a IV 9°C .

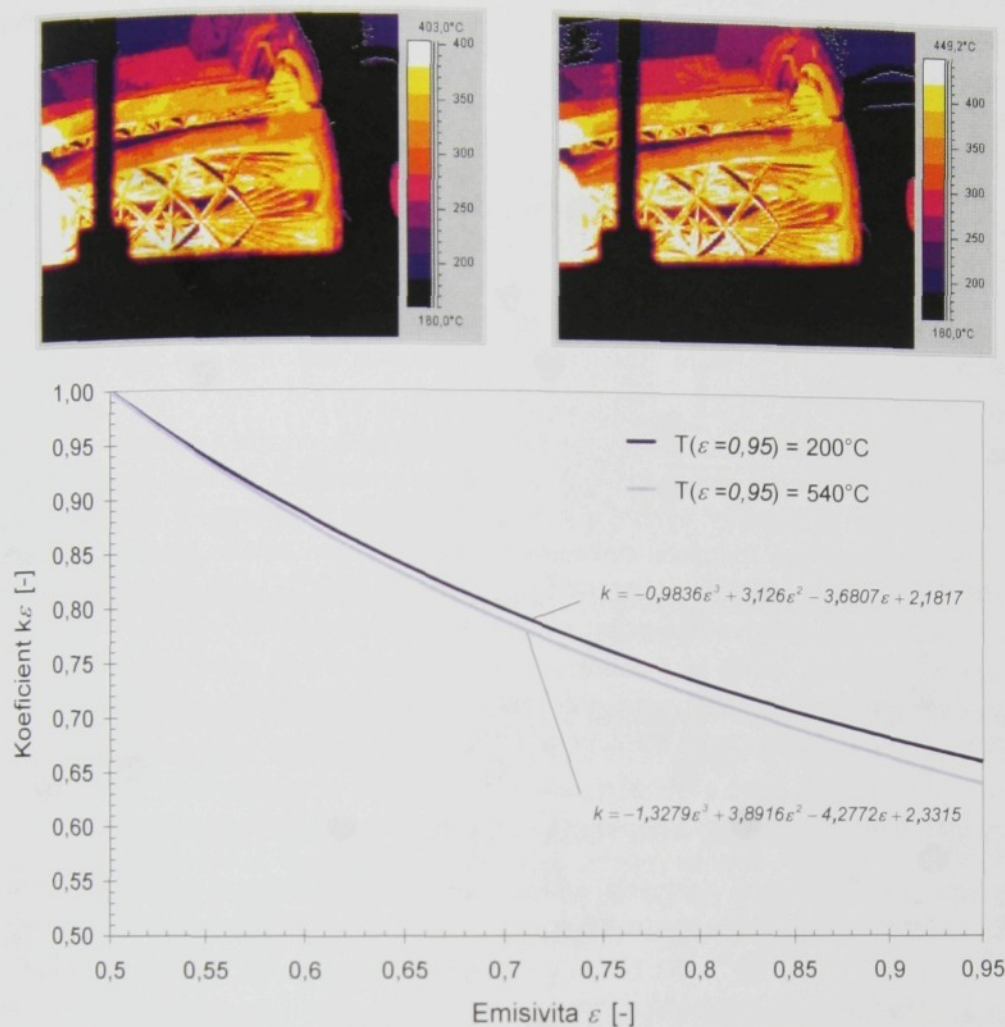


Obr. 6.22 Časový průběh teplot během 1 cyklu tvarování v bodech I až IV (obr. 6-5)

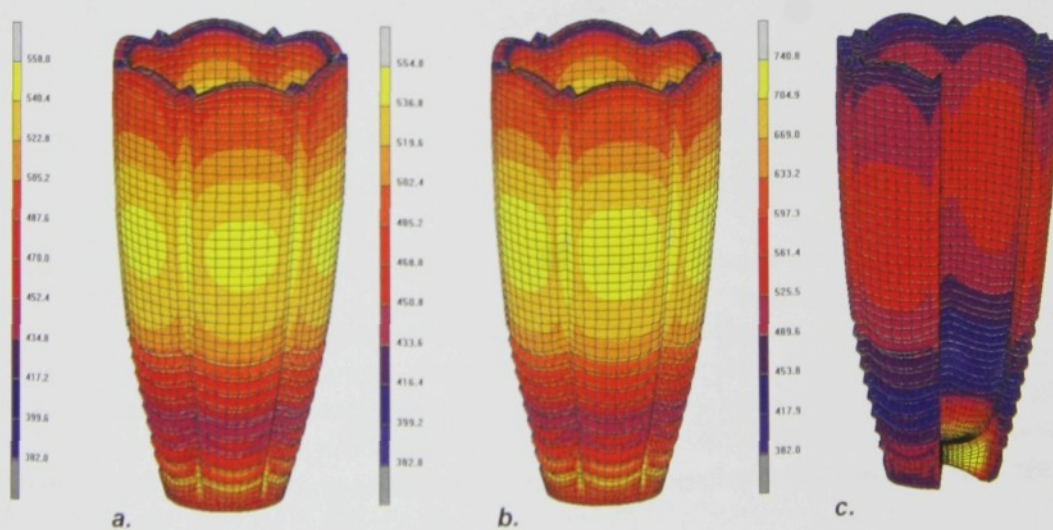
Charakter **rozložení teplotních polí** na virtuálním modelu sklářské formy v okamžiku **vyjímání** výrobku také dobře **koresponduje s termovizními výstupy**. Především dodatečná měření realizovaná termovizní kamerou FLIR ThermoCAM 575, pracující na vlnovém rozsahu $8\text{--}14\text{ }\mu\text{m}$ (obr. 6.18 a 6.19), potvrzují, že střední část vložky sklářské formy (vyhodnocovány průběhy teplotních polí na bocích jednotlivých segmentů vložek) je v okamžiku dávkování a vyjímání výlisku podstatně teplejší než okraje a spodek vložky je chladnější než vrchní část. Při porovnání absolutních hodnot se však ukazuje, že podle termovizních výstupů (FLIR ThermoCAM 575) pracují reálné sklářské formy za nižších teplot. Důvodem tohoto nesouladu je zkreslení nasnímaných teplotních polí způsobené nereálnou hodnotou součinitele emisivity nastavenou během provozních měření ($\epsilon = 0,95$). Pro reálné hodnoty „zakouřené“ formy⁵ po třídením provozu $\epsilon = 0,8$), lze, na základě analýzy realizovaných experimentálních prací [65 až 67] a (obr. 6.23), očekávat nárůst horní hranice intervalu teplot cca. o 30°C . Po uvedené modifikaci teplotních rozsahů jsou teplotní pole ve virtuálních nástrojích⁶ v dobré shodě nejen po kvalitativní, ale také po kvantitativní stránce. Kromě uvedených měření byly dotykovým teploměrem Newport Electronics proměřeny také teploty v bodech uvedených na obr. 3.18. Z kontaktních měření vyplývá, že teploty na vnějším povrchu držáku forem jsou v průběhu tvarovacího cyklu téměř konstantní; po vyjmutí výlisku

⁵ Směs $\text{CH}_4 + \text{C}_2\text{H}_2$.

⁶ Termovizní měření nebyla použita, vzhledem k výrazné odrazivosti, pro vyhodnocování průběhu teplotních polí na vnějším povrchu razníku.



Obr. 6.23 Závislost naměřené teploty na nastavené hodnotě emisivity



Obr. 6.24 Rozložení teplotních polí ve vylisku v okamžiku vyjímání $t_c = 88$ s
a. teplotní rozsah v souladu s termovizním snímkem (obr. 6.11), b. teplotní rozsah určen maximální a minimální teplotou pracovního povrchu, c. teplotní pole ve vylisku

byla na vrchní hraně držáku naměřena teplota $T = 286 \pm 5^\circ\text{C}$, na vnější hraně vložky teplota $328 \pm 6^\circ\text{C}$, v osazení vložky formy se teplota mění v rozsahu $364 - 382^\circ\text{C}$.

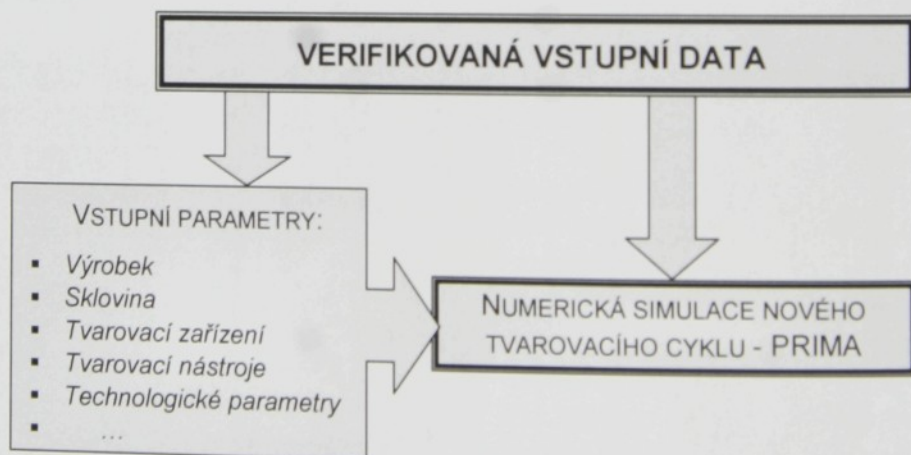
Rozložení teplotního pole na povrch vylisku v okamžiku jeho vyjímání z formy je uvedeno na obr. 6.24. **Nejteplejší částí výrobku je v okamžiku jeho vyjímání z formy dno (led), kde maximální teplota dosahuje hodnoty cca. 740°C , vnější povrch vázy je značně teplotní nehomogenní, přičemž nejteplejší částí je prostředek (podél vertikální osy), nejchladnější (minimální teplota cca. 380°C) je vrchní lem a střední část dekoru v okolí dna.** Teplotní pole na povrchu virtuálního výrobku velmi dobře odpovídá, a to jak po kvalitativní, tak i kvantitativní stránce rozložení teplotních polí naměřených termovizní kamerou AGA 782 (obr. 6.11), která měří teplotu v hloubce cca. 0,2 mm pod povrchem (pracovní vlnová délka $5\mu\text{m}$).

V průběhu numerické simulace bylo vyhodnocováno také množství odvedeného tepla ze skloviny, přičemž byly přijaty stejné předpoklady jako u provozních měření. Množství tepla akumulovaného ve „virtuálním“ výrobku v okamžiku jeho odebrání ze sklářské formy činí $Q_{AK} = 878,6 \text{ kJ}$, celkové množství odvedeného tepla během celého tvarovacího cyklu $Q_{ODV} = 1\,103,8 \text{ kJ}$. Střední teplota vyjimaného výrobku je 559°C , které odpovídá střední viskozita $\eta = 8,8 \text{ Pas}$. Identifikované množství tepla akumulovaného ve výrobku v okamžiku jeho vyjímání ze sklářské formy je v dobré shodě s realizovanými provozními měřeními, neboť rozdíl mezi numerickým výstupem a realizovanými kalorimetrickými měřeními činí cca. 2,5% (diference leží v intervalu chyby kalorimetru [109]).

6.1.2 NUMERICKÁ SIMULACE PŘIPRAVOVANÉHO CYKLU LISOVÁNÍ

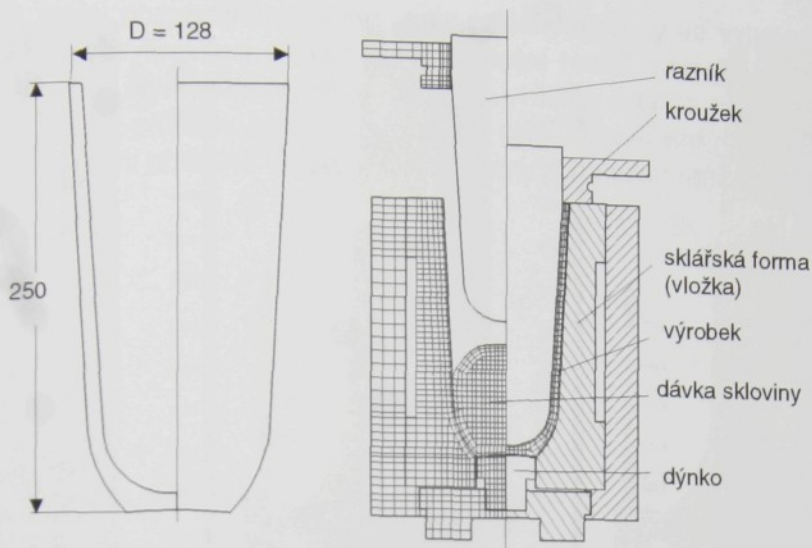
S využitím verifikovaných datových vstupů byla v následující fázi řešení provedena komplexní výpočetní analýza cyklu tvarování nového sortimentu podle schématu uvedeného na obr. 6.25.

Kromě požadavků na zajištění výrobního taktu ($2,2 \text{ min}^{-1}$) se předpokládala také souběžná výroba váz v šesti odlišných provedeních (různý dekor).



Obr. 6.25 Schéma postupu numerické simulace nového sortimentu (úplné schéma)

V počáteční fázi přípravy virtuálního modelu byl přijat předpoklad, že vyráběné vázy (obr. 6.1) jsou rotačně symetrické a dekor neovlivňuje globální rozložení teplotních polí v tvarované sklovině ani v tvarovacích nástrojích. Řešená úloha proto mohla být zjednodušena a řešena jako osově symetrická (obr. 6.26).



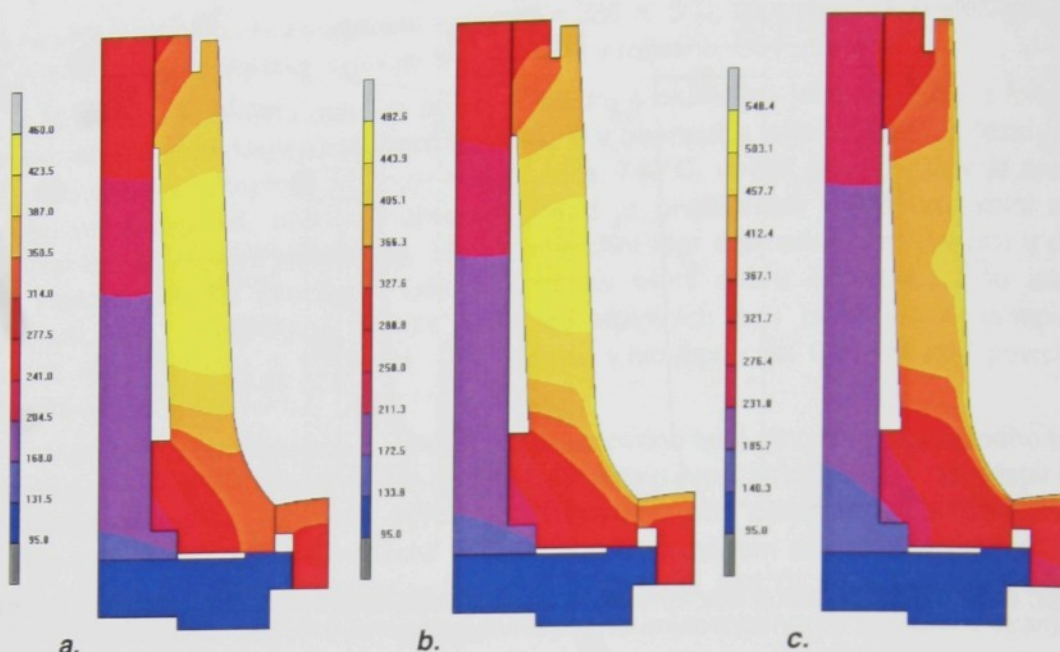
Obr. 6-26 Zjednodušený tvar výrobku a schéma uspořádání soustavy sklovina - tvarovací nástroje

Po přiřazení materiálových vlastností jednotlivým komponentům soustavy tvarovacích nástrojů – vložka sklářské formy vyrobena z austenitické chromniklové oceli ČSN 17255, dýnko, držák sklářské formy a lisovací kroužek z feritické šedé litiny, lisovací razník z chromové oceli PN 17 145, byla soustava zatížena počátečními a okrajovými podmínkami. Vzhledem k tvarové a rozměrové podobnosti analyzovaného sortimentu (PRIMA U10) s již vyráběnými lisovanými vázami NOVA U10 mohl být na počátku virtuální simulace přijat předpoklad identického uspořádání tvarovacího cyklu a časové charakteristiky voleny v souladu s časovým diagramem uvedeným v *obr. 6.14*.

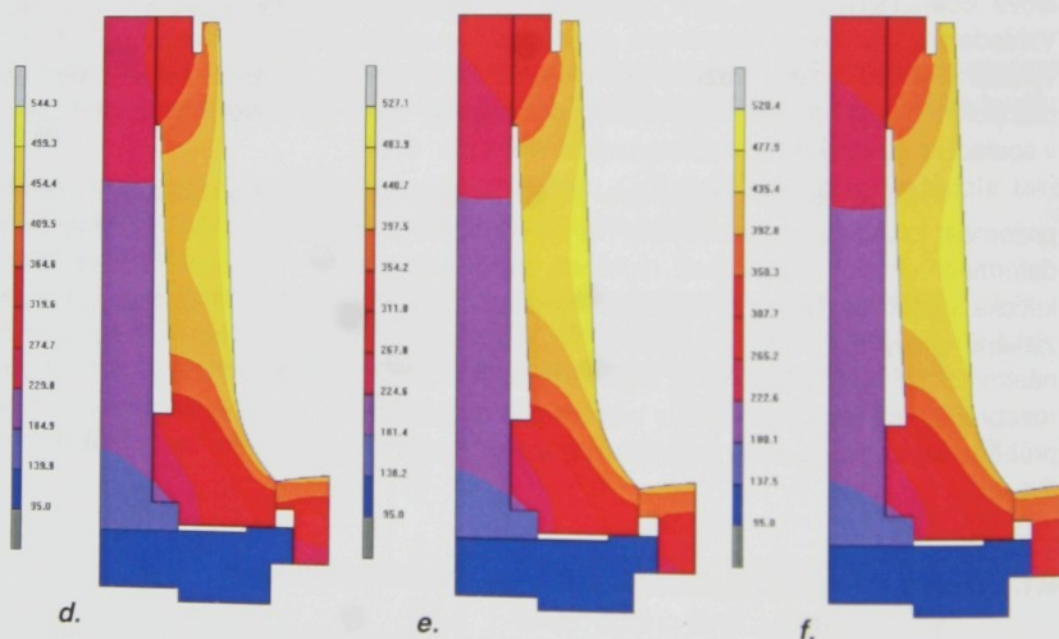
V následujících kapitolách jsou analyzovány jednotlivé fáze tvarovacího cyklu; pozornost je zaměřena především na vyhodnocení průběhu vzájemné interakce teplotních a deformačních polí, resp. polí rychlosti deformace v řešené soustavě s cílem identifikovat kritická místa tvarovacího cyklu již ve stadiu přípravy výroby. Nezbytnou podmínkou pro získání reálných výstupů z virtuálního modelu je znalost vývoje teplotních polí v tvarovacích nástrojích během jednotlivých fází tvarovacího cyklu, proto je v *kapitole 6.1.2.1* přehledně rozebrán vývoj teplotních polí v tvarovacích nástrojích, na který navazuje podrobná analýza průběhu teplotních a deformačních polí a pole rychlosti deformace v tvarované sklovině (*kap. 6.1.2.2*).

6.1.2.1 Analýza vývoje teplotních polí v tvarovacích nástrojích

Jakost lisovaných výrobků je obvykle určena kvalitou vnějšího povrchu finální produkce, proto byla pozornost soustředěna především na rozložení a časový průběh teplotních polí ve vložce sklářské formy. Předpokládaný vývoj teplotních polí ve sklářské formě (ve formě izoterm) v průběhu 35. virtuálního tvarovacího cyklu, kdy již bylo dosaženo stabilizovaných podmínek (kvazistacionární teplotní pole v tvarovacích nástrojích), je zobrazen na *obr. 6.27 až 6.29*.



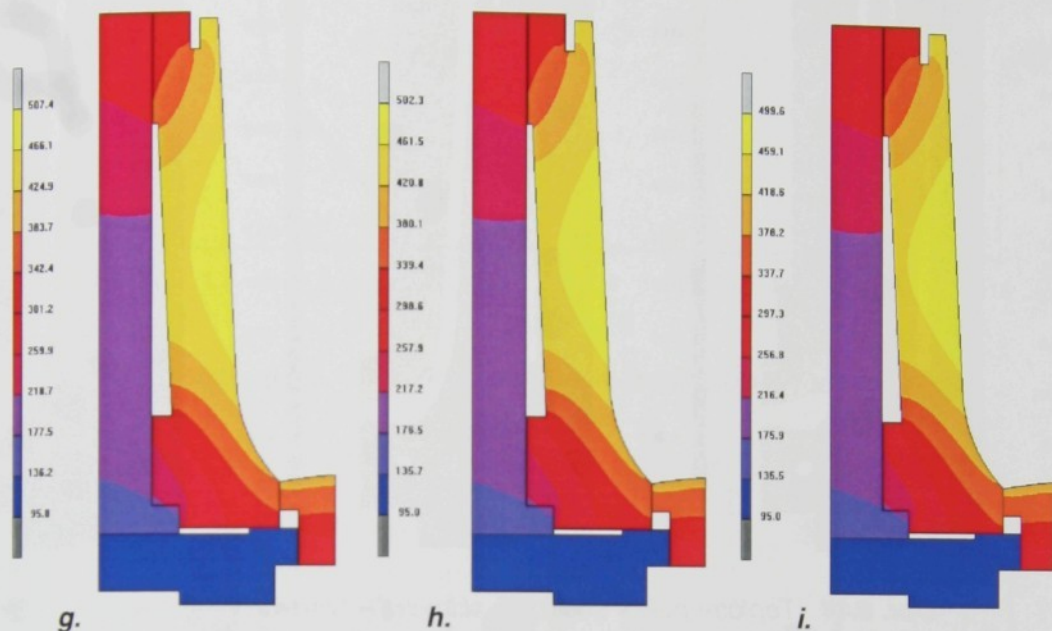
Obr. 6.27 Teplotní pole ve sklářské formě ve vybraných okamžicích tvar. cyklu
 a. okamžik dávkování, $t_c = 0$ s, b. prodleva mezi dávkováním a lisováním $t_c = 3,5$ s,
 c. okamžik vylisování $t_c = 5$ s



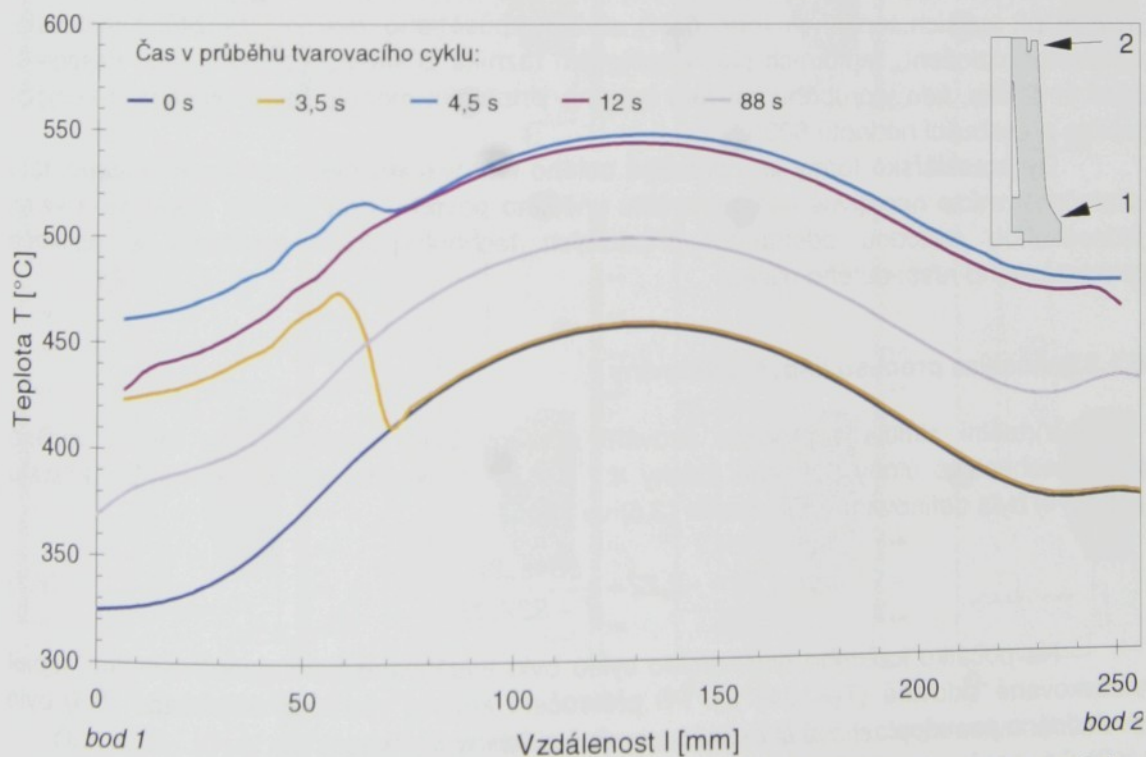
Obr. 6.28 Teplotní pole ve sklářské formě ve vybraných okamžicích tvar. cyklu
 d. lisování (lisování – 7s) $t_c = 12$ s, e. chlazení vylisku (viz. C obr. 6.14) $t_c = 31$ s
 e. chlazení vylisku (viz. D obr. 6.14) $t_c = 41$ s

Z rozložení vykreslených izotermických ploch je zřejmé, že teplotní pole ve sklářské formě jsou v průběhu celého tvarovacího cyklu výrazně nehomogenní. Charakter rozložení a průběh teplotních polí dobře koresponduje s výsledky uvedenými v předcházející kapitole - nejteplejší oblastí vložky sklářské formy je, s výjimkou časového intervalu mezi okamžikem dávkování a počátkem lisování, její prostřední část, přičemž vrchní část je teplejší než spodní.

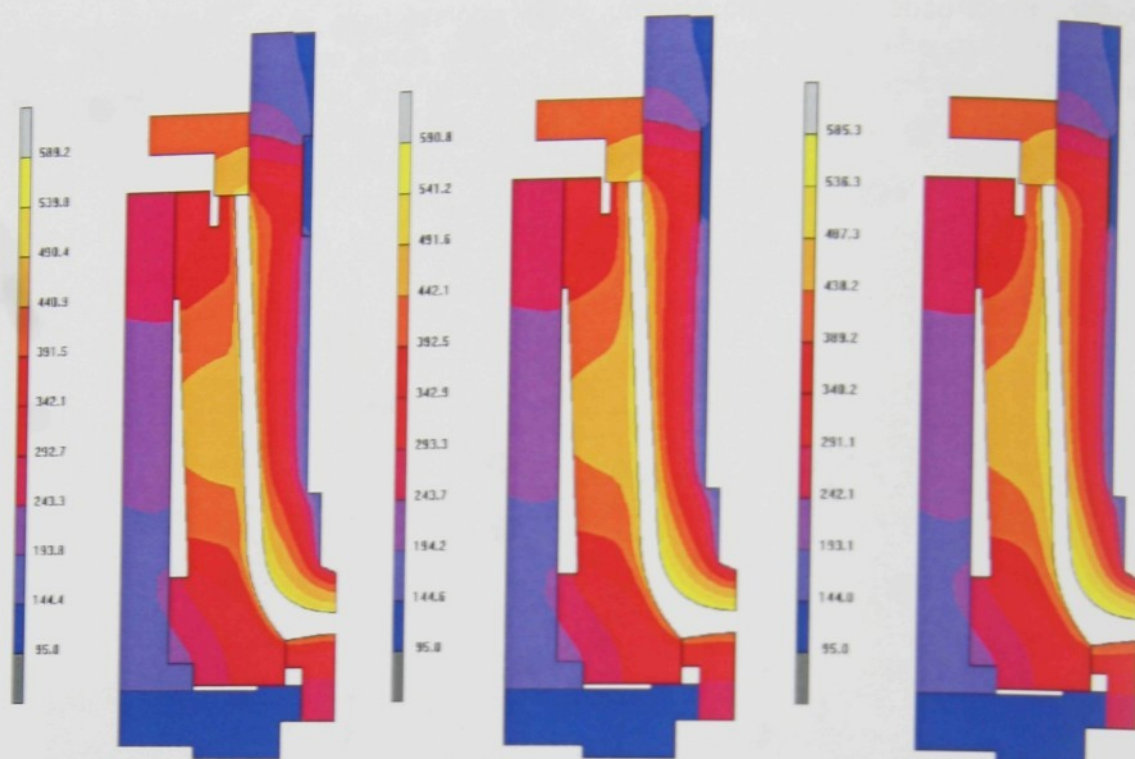
Průběhy teplot podél pracovního povrchu vložky sklářské formy ve vybraných okamžicích lisovacího cyklu jsou vykresleny na obr. 6.30, **teplotní rozdíl** mezi maximální a minimální hodnotou v okamžiku dávkování skloviny činí cca. **130°C** a tento teplotní rozdíl zůstává v podstatě zachován v průběhu celého tvarovacího cyklu. Maximální rozdíl teplot podél pracovního povrchu v horní polovině vložky sklářské formy dosahuje hranice cca. 85°C.



Obr. 6.29 Teplotní pole ve sklářské formě ve vybraných okamžicích tvar. cyklu
g. chladnutí vylisku (viz. C obr. 6.15) $t_c = 71$ s, h. chladnutí vylisku (viz. D obr. 6.15) $t_c = 81$ s,
i. vyjímání vylisku $t_c = 88$ s



Obr. 6.30 Průběh teplot podél pracovního povrchu vložky sklářské formy ve vybraných okamžicích tvarovacího cyklu mezi body 1 a 2



Obr. 6.31 Teplotní pole v soustavě sklovina – tvarovací nástroje

a. lisování (okamžik vyhlisování výrobku) $t_C = 5s$, b. lisování (4s po začátku lisování) $t_C = 7,5s$,
c. lisování (konec lisování) $t_C = 12s$

Lisovací razník při zachování stejných podmínek tvarování (jako v kap. 6.1.1.1) pracuje při vyšších teplotách (obr. 6.31), což je způsobeno změnou použitého materiálu. Charakter rozložení teplotních polí v ocelovém razníku zůstává zachován, jeho nejteplejší částí je špička, kde v průběhu lisování byla na virtuálním modelu identifikována maximální teplota přesahující hodnotu 600°C .

Dýnko sklářské formy je v průběhu celého tvarovacího cyklu relativně studené, tato skutečnost může negativně ovlivnit kvalitu vnějšího povrchu dna výlisku. Efektivní a velmi jednoduchou metodou odstranění případných technologických problémů je aplikace tenkostěnného resp. dutého dýnka.

6.1.2.2 Analýza procesu lisování skloviny

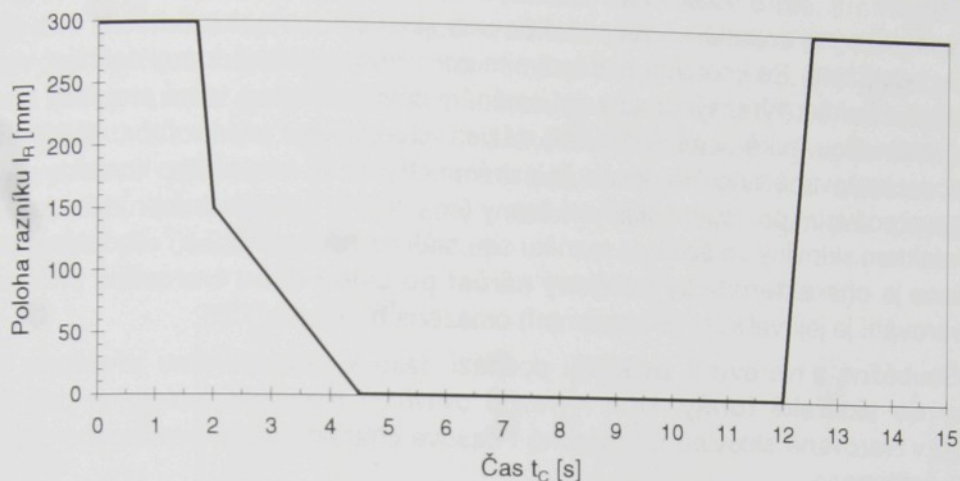
Virtuální simulace procesu lisování skloviny byla postavena na řešení vázané termomechanické úlohy popsané vztahy 4.1 a 4.12. Viskozitní křivka olovnatého křišťálu (obr. 3-4) byla definována VFT rovnicí (3.5) ve tvaru

$$\log \eta_o(T) = -2,22 + \frac{5846,24}{T - 337,02} \quad (6.1)$$

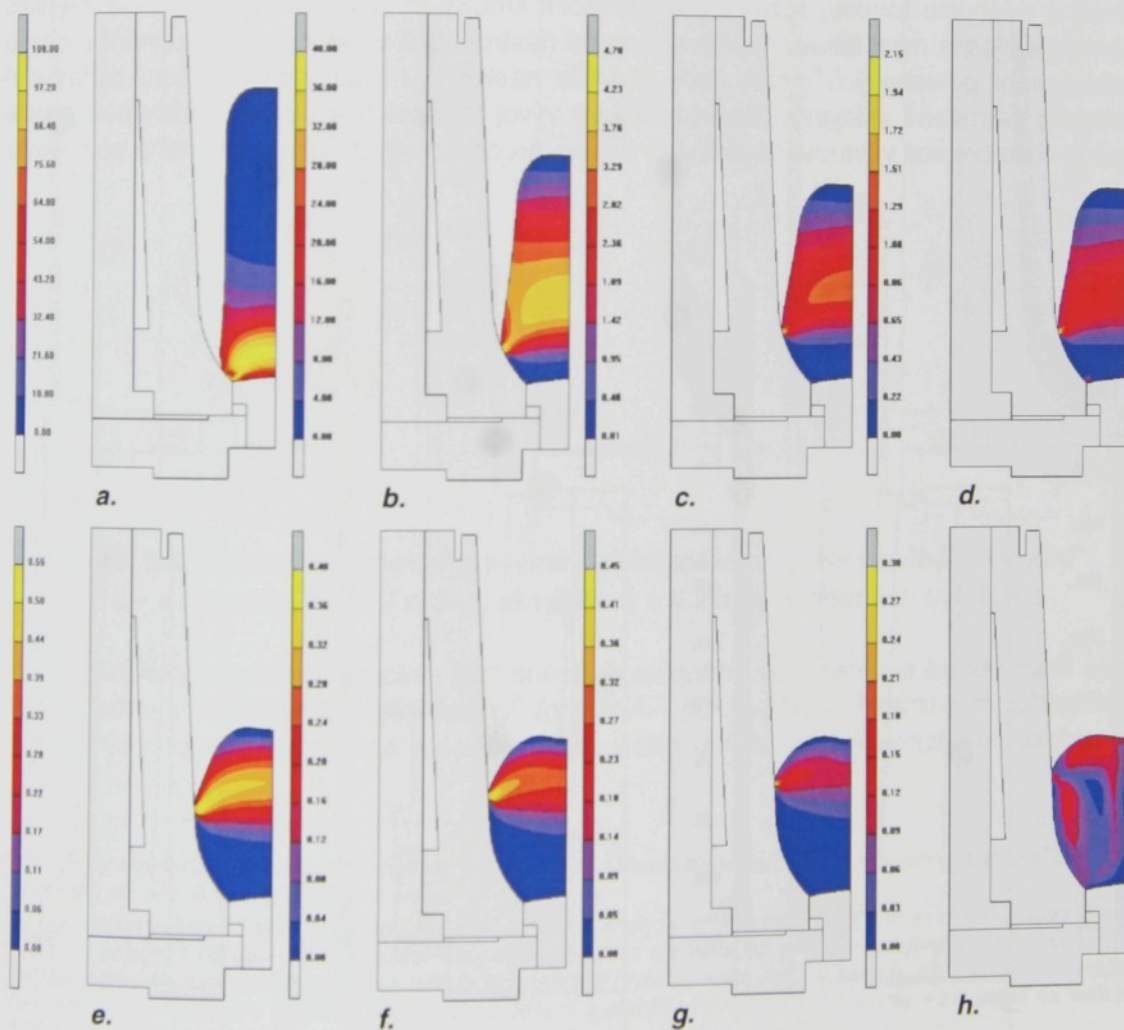
Na počátku každého tvarovacího cyklu bylo uvažováno homogenní rozložení teplot v dávkované sklovině ($T_S = 1048^{\circ}\text{C}$). Při překročení kritické rychlosti deformace (5.5) bylo zohledněno pseudoplastické chování tvarované skloviny (3.7).

Časový popis pohybu razníku byl definován v souladu s provozním nastavením používaným pro tvarování geometricky a rozměrově podobného sortimentu; předpokládána

rychlost razníku během lisování je $0,06 \text{ ms}^{-1}$, pracovní cyklus razníku je uveden na obr. 6.32.



Obr. 6.32 Teoretický průběh pracovního cyklu razníku

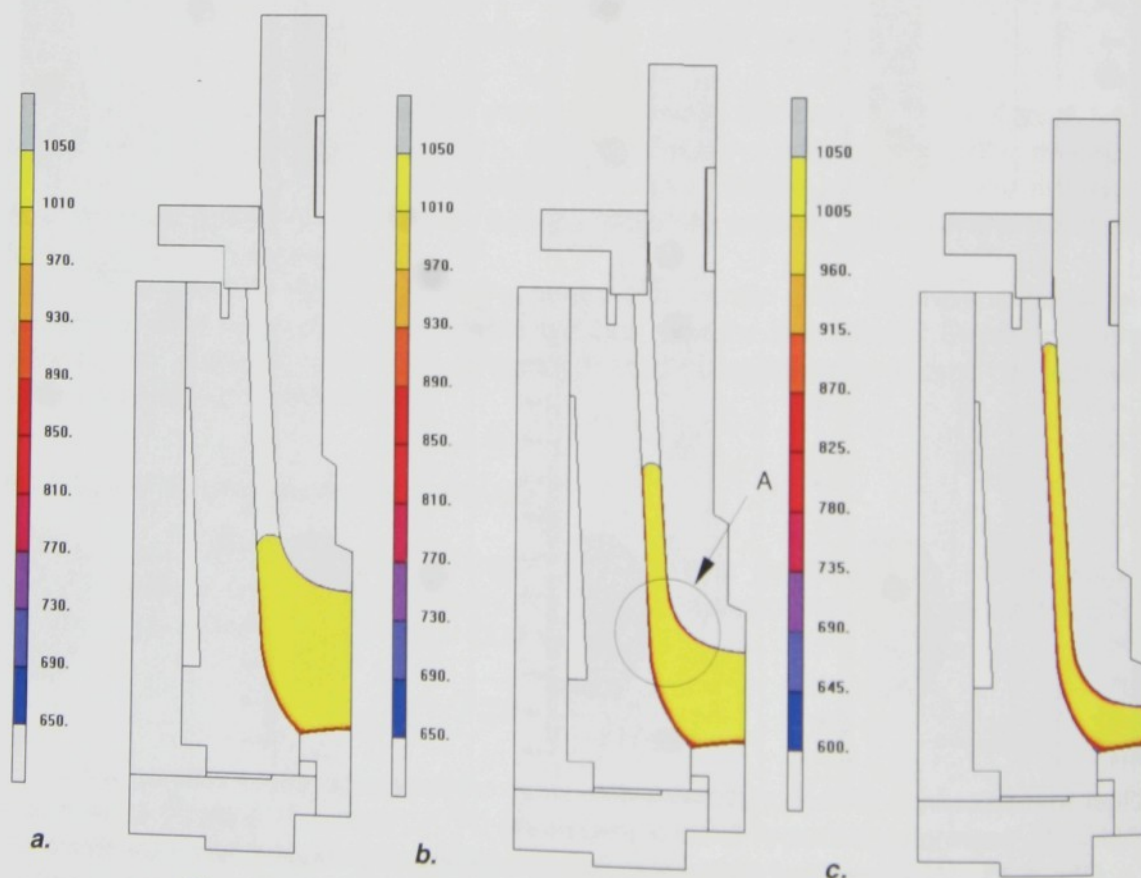


Obr. 6.33 Vývoj rychlosti deformace v dávkované sklovině ve vybraných okamžicích
 a. – v čase $t_c = 0,46 \text{ s}$ od okamžiku odstřihu kapky, b. – čas $t_c = 0,47 \text{ s}$, c. – čas $t_c = 0,49 \text{ s}$,
 d. – čas $t_c = 0,5 \text{ s}$, e. – čas $t_c = 1 \text{ s}$, f. – čas $t_c = 1,5 \text{ s}$, g. – čas $t_c = 2 \text{ s}$, h. – čas $t_c = 3,3 \text{ s}$.

Vývoj pole rychlosti deformace v tvarované sklovině v průběhu jednotlivých fází prvé etapy lisování (tj. mezi okamžikem dávkování a lisování) je vykreslen na *obr. 6.33*. Dávkovaná sklovina dopadá na pracovní povrch sklářské formy s prodlevou cca. 0,45 s od okamžiku odstřížení. Po kontaktu s pracovním povrchem sklářské formy dochází v důsledku setrvačných účinků k výrazným tvarovým změnám dávky skloviny, které probíhají s postupně klesající intenzitou také v následujících fázích tvarovacího cyklu (*obr. 6-33*). Rychlost deformace v tvarované sklovině dosahuje extrémních hodnot na počátku kontaktu dávkované skloviny s pracovním povrchem sklářské formy (cca. 250 s^{-1}); následně prudce klesá a těsně před kontaktem skloviny se špičkou razníku se ustálí na hodnotě $0,2 \text{ s}^{-1}$. Pro **vývoj poměrné deformace** je **charakteristický ustálený nárůst po celou dobu tvarování**, přičemž v prvé etapě tvarování je její velikost (ekvivalentní) omezena hodnotou 1,25.

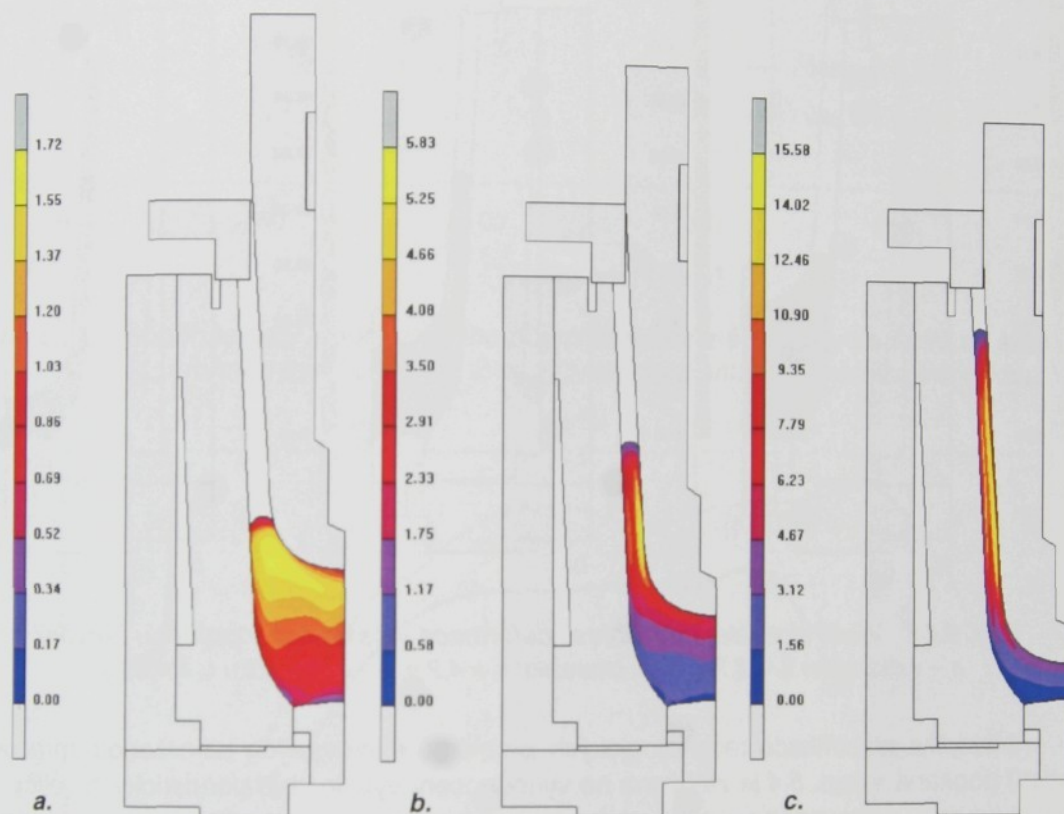
Souběžně s tvarovými změnami dochází také k **intenzivnímu přestupu tepla ze skloviny do sklářské formy**, který výrazně ovlivňuje rozložení teplotních polí (a tedy i viskozity) v tvarované sklovině a následně i časové charakteristiky poměrného přetvoření a rychlosti deformace.

Vlastní proces lisování začíná v okamžiku prvního kontaktu razníku s tvarovanou sklovinou, tj. v čase cca. $t_c = 3,30 \text{ s}$. Sklovina je postupně vytlačována do pracovní dutiny tvořené sklářskou formou, razníkem a lisovacím kroužkem. V průběhu lisování se zvětšuje kontaktní plocha mezi sklovinou a tvarovacími nástroji, což vede ke zintenzivnění procesu ochlazování povrchových vrstev (*obr. 6.34*) a následně i k dalšímu nárůstu dynamické viskozity tvarované skloviny. Charakteristický vývoj teplotních a deformačních polí a pole rychlosti deformace v tvarované sklovině během procesu lisování analyzovaného sortimentu



Obr. 6.34 Vývoj teplotních polí ve sklovině v průběhu lisování
a – v okamžiku $t_c = 3,7 \text{ s}$, b – v okamžiku $t_c = 4,2 \text{ s}$, c – v okamžiku $t_c = 4,65 \text{ s}$

je zřejmý z časových posloupností uvedených na obr. 6.35 až 6.37. **Po zatížení lisovací silou** v tvarované sklovině **postupně narůstá rychlost deformace** z cca. 1 s^{-1} na počátku na cca. 150 s^{-1} v závěrečné fázi lisování, přičemž poloha výskytu maxima se postupně přesouvá z oblasti pod špičkou razníku vzhůru proti směru pohybu razníku. Po dosažení oblasti přechodu špičky razníku (kulový vrchlík) v kuželovou část těla (obr. 6.36) se relativní pohyb maxima rychlosti deformace vzhledem ke sklářské formě zastavuje. Vývoj deformačních polí a tedy i rychlosti deformace je v závěrečné fázi tvarování poněkud zkreslen idealizací pohybu razníku⁷ (obr. 6.32). Přesto lze uvedený vývoj teplotních polí považovat za charakteristický pro uvedený tvarovací cyklus.



Obr. 6.35 Vývoj ekvivalentní poměrné deformace ve sklovině v průběhu lisování
a – v okamžiku $t_c = 3,7 \text{ s}$, b – v okamžiku $t_c = 4,2 \text{ s}$, c – v okamžiku $t_c = 4,65 \text{ s}$

Kritickým místem procesu lisování analyzovaného sortimentu je **oblast mezi špičkou razníku a vložkou sklářské formy**⁸ (oblast A – obr. 6.35), při intenzivním ochlazení kontaktních povrchů tvarované skloviny může v této oblasti dojít k výraznému zachlazení

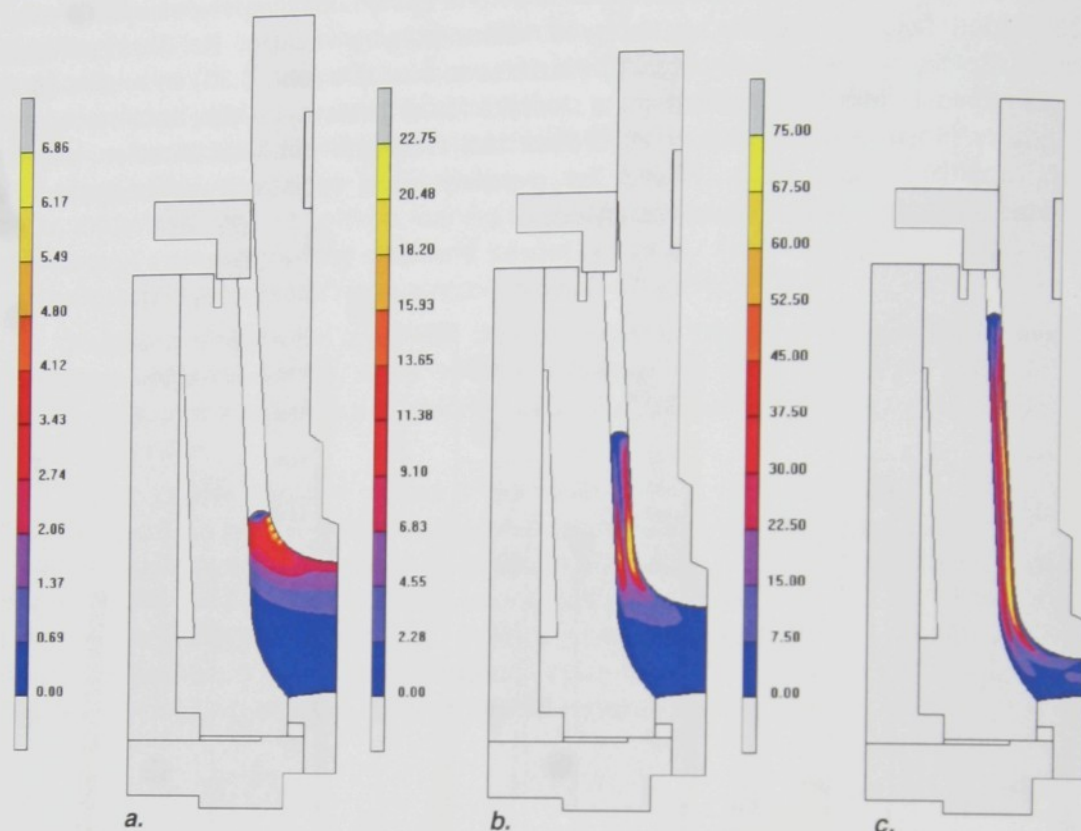
⁷ Průběhy teplotních, deformačních polí ani polí rychlosti deformace nejsou v práci vyhodnocovány ve finální fázi tvarování, ale cca. 0,15 s před dolisováním.

⁸ Tato oblast je kritická také z pohledu virtuální simulace analyzovaného problému, a to ze dvou důvodů. Prvním z nich je extrémní citlivost vývoje teplotních polí v závislosti na velikosti prvku v uvedené oblasti (nadkritická velikost prvku iniciuje extrémní pokles teploty a následně i nárůst viskozity), druhým je požadavek na omezení časového inkrementu pro zajištění konvergence řešení a stability vývoje teplotního pole v závislosti na velikosti prvku dle vztahu

$$\Delta t \geq \frac{\rho c}{6\lambda} \Delta h^2, \quad (6.2)$$

kde h je nejkratší hrana elementu.

vnitřních partií proudu skloviny, které mohou být zdrojem značných problémů v následujících fázích lisování.



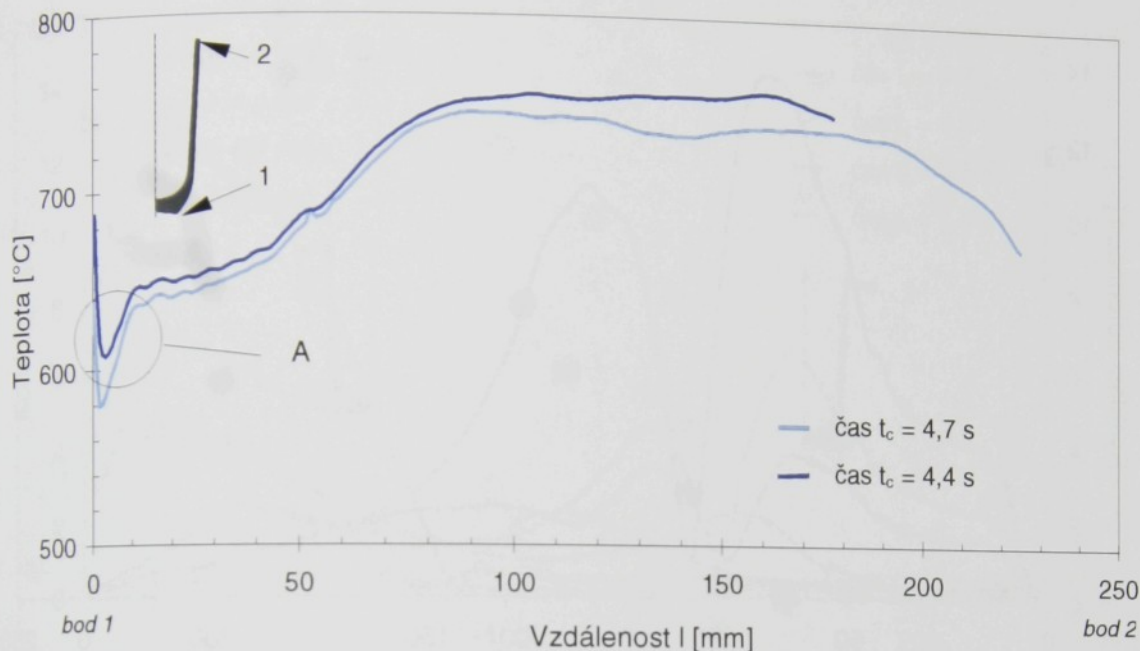
Obr. 6.36 Vývoj ekvivalentní rychlosti deformace ve sklovině v průběhu lisování
a – v okamžiku $t_c = 3,7$ s, b – v okamžiku $t_c = 4,2$ s, c – v okamžiku $t_c = 4,65$ s

Metodika identifikace technologických problémů iniciovaných „zhoršenou zpracovatelností“ popsaná v kap. 5.4 je založena na vyhodnocení vývoje charakteristických veličin na vnějším povrchu tvarovaného výrobku v kontaktu s tvarovacím nástrojem. Průběhy sledovaných veličin v závislosti na vzdálenosti od dna (měřeno podél pracovního povrchu) formy ve vybraných časových okamžicích během procesu lisování jsou vykresleny na obr. 6.37 až 6.39.

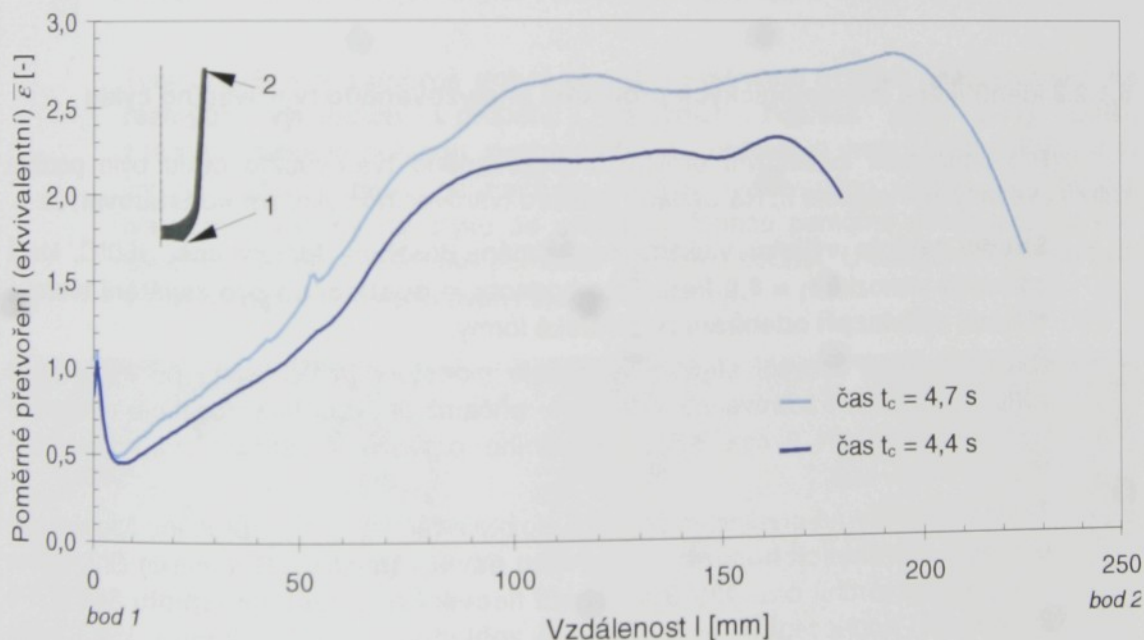
Pro vývoj teplot na vnějším povrchu tvarované skloviny je typický monotónní pokles v průběhu celého tvarovacího cyklu (obr. 6.37). Charakter rozložení teplotních polí ve sklovině je výrazně ovlivněn prodlevou mezi okamžikem dávkování a počátkem lisování, neboť v tomto časovém intervalu dochází k výraznému zachlazení vnějšího povrchu skloviny v oblasti kontaktu s pracovním povrchem sklářské formy. Spodní část vnějšího povrchu výlisku zůstává chladnější po celou dobu pobytu ve sklářské formě.

Průběh teplot ve spodní části vnějšího povrchu tvarované skloviny - v oblasti A na obr. 6.37, charakteristický výraznými gradienty teplot, je zřejmě poněkud zkreslen regenerací výpočetní sítě, příp. nepřesností použité diskretizace; eventuální chyba však nemá zásadní vliv na finální výsledek.

Pro průběh poměrného přetvoření podél vnějším povrchu tvarované skloviny v kontaktu s pracovním povrchem sklářské formy je typický monotónní nárůst s rostoucí dobou tvarování a vzdáleností ode dna formy (obr. 6.38).

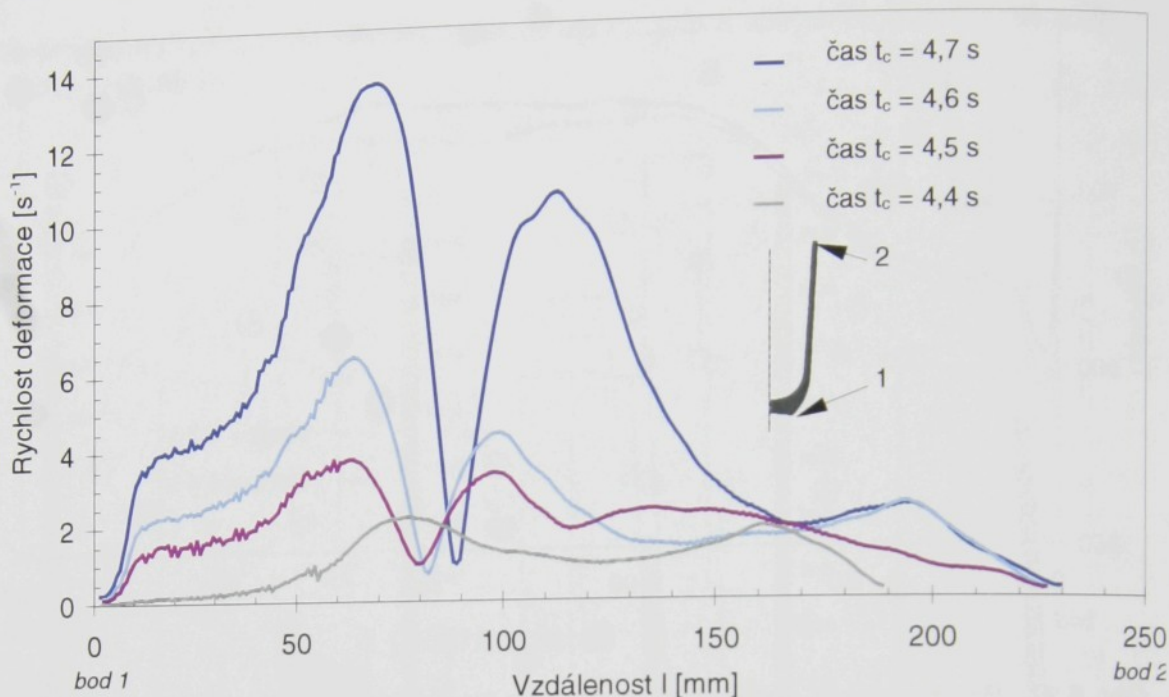


Obr. 6.37 Průběh teploty podél vnějšího povrchu tvarované skloviny ve styku se sklářskou formou mezi body 1 a 2 ve vybraných okamžicích tvarovacího cyklu



Obr. 6.38 Vývoj poměrného přetvoření podél vnějšího povrchu vylisku ve styku se sklářskou formou mezi body 1 a 2 ve vybraných okamžicích tvarovacího cyklu

Vývoj rychlosti deformace ve vybraných časových okamžicích tvarovacího cyklu je vykreslen na obr. 6.39. Během procesu lisování **rychlost deformace monotónně narůstá**, přičemž **oblast výskytu maximální hodnoty se postupně posouvá ve směru pohybu razníku**, tj. ke dnu tvarovaného výrobku. V **závěrečné fázi tvarování se na křivce rychlosti deformace vytvářejí dvě lokální maxima**, **prvé v oblasti přechodu kulového vrchlíku razníku v kuželovou část těla a druhé v rovině globálního maxima**.

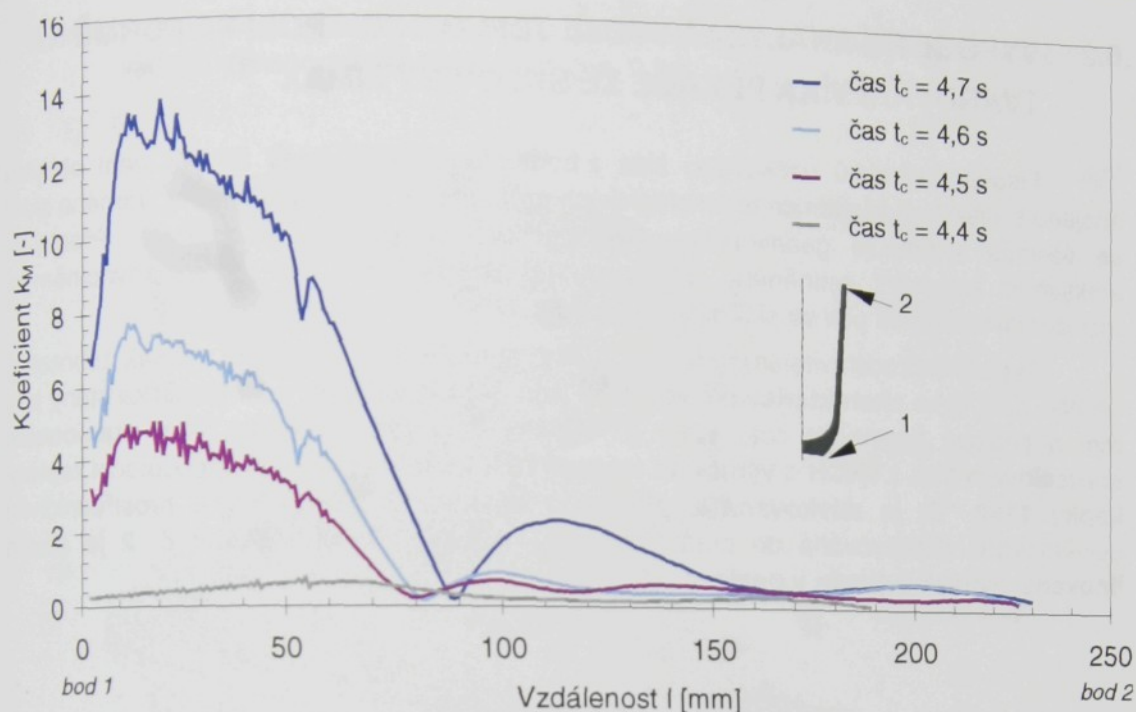


Obr. 6.39 Vývoj rychlosti deformace podél vnějšího povrchu výlisku ve styku se sklářskou formou mezi body 1 a 2 ve vybraných okamžicích tvarovacího cyklu

6.1.2.3 Identifikace technologických problémů analyzovaného tvarovacího cyklu

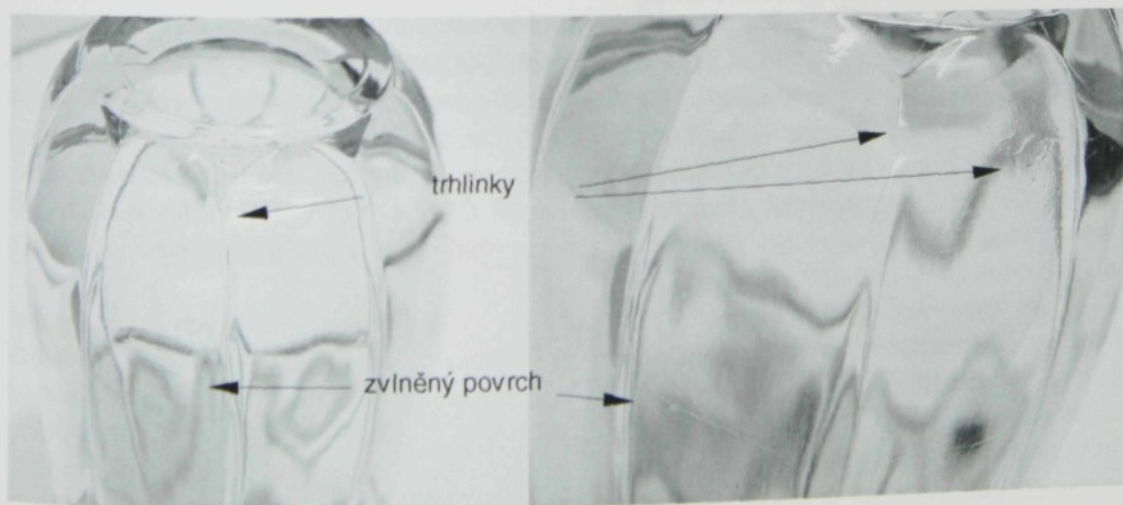
Pro hodnocení kvalitativní úrovně analyzovaného tvarovacího cyklu bylo použito kritérií uvedených v kapitole 5. Na základě rozboru tvarovacího cyklu lze konstatovat, že:

- ✓ **Střední teplota výlisku** v okamžiku vyjímání dosahuje teploty cca. 560°C, která odpovídá viskozitě $\eta = 8,5$ Pas. Tato hodnota je **dostatečná pro zajištění tvarové stálosti výlisku při odebrání** ze sklářské formy.
- ✓ Časový průběh lisovací síly se vyznačuje monotónním nárůstem po celou dobu kontaktu razníku s tvarovanou sklovinou, přičemž lisovací síla dosahuje maximální hodnoty cca. 40 kN, tj. cca. 80% maximálního provozního zatížení lisu, v závěrečné fázi tvarování.
- ✓ **Teplotní špičky** na pracovním povrchu vložky sklářské formy v průběhu lisování **nedosahují extrémních hodnot; v okamžiku dávkování** skloviny je maximální teplota pracovního povrchu cca. 460°C a **během lisování nepřesahuje teplotu 560°C**. Při komplexním hodnocení je však nezbytné **zohlednit také vliv dezénu, který může iniciovat lokální nárůst teploty** na hranách až o cca. 60°C (viz. kap. 6.1). Vzhledem k omezené stabilitě tvarovacího cyklu se proto za určitých okolností může povrchová teplota ve střední části vložky lokálně přiblížit mezní hodnotě teploty lepení a být následně zdrojem závažných technologických problémů.
- ✓ Vzájemná interakce teploty a rychlosti deformace byla hodnocena prostřednictvím součinitele k_M (5.4), jehož průběh podél vnějšího povrchu tvarovaného výrobku (v kontaktu s pracovním povrchem sklářské formy) v definovaných okamžicích tvarovacího cyklu je vykreslen na obr 6.40. Z uvedeného grafu vyplývá, že **kritickým místem možného výskytu výrobních vad** je v průběhu procesu lisování **spodní část vnějšího povrchu výlisku**, a to do výše cca. 75 mm ode dna.



Obr. 6.40 Vývoj autorova kritéria k_M podél vnějšího povrchu výlisku ve styku se sklářskou formou ve vybraných okamžicích tvarovacího cyklu

Tento závěr je v **poměrně dobré shodě s výskytem trhlinek** analyzovaných na **reálných výrobcích** v průběhu provozních zkoušek (*obr. 6.41*). Další, z technologického pohledu, **problematickou oblastí je vrchní část** výlisku, a to jak na vnějším, tak i na vnitřním povrchu tvarovaného výlisku, kde teplota tvarované skloviny na styku se sklářskou formou poměrně strmě klesá a kde součinitel k_M dosahuje také poměrně vysokých hodnot. U reálného výrobku byly v této části povrchu detekovány stopy po nástroji.



Obr. 6.41 Vady identifikované na výrobku

6.2 VÝPOČETNÍ ANALÝZA VÝVOJE TEPLOTNÍCH POLÍ VE FORMĚ NA TVAROVÁNÍ VÍKA PEKÁČE ZE SKLOVINY SIMAX

Lisování výrobků užitkového skla z boritokřemičité skloviny SIMAX není obvykle spojeno s výskytem zásadních technologických problémů. Vyráběný sortiment „varného skla“ se vesměs vyznačuje geometrickou jednoduchostí a tvarovou podobností. Přesto je efektivnost tvarování zmíněného sortimentu do značné míry omezena nerovnoměrným rozložením teplotních polí ve sklářských formách.

Typickým představitelem výše uvedeného sortimentu je **skleněný výlisek** zobrazený na obr. 6.42; jeho **charakteristické rozměry** jsou **345x204x58**, střední **tloušťka** stěny je **5 mm** a celková **hmotnost** cca. **1250 g**. **Výlisky** jsou **tvarovány na 16-ti stanicovém karuselovém lisu LYNCH s výrobním taktem 10,5 ks.min⁻¹**. **Sklovina** (počáteční **teplota kapky 1190 °C**) je **dávkována** z kapkového dávkovače **v pozici 1** a prostřednictvím usměrňovače dopravována do pracovní dutiny sklářské formy, **v pozici č. 2** je **dávka lisována**, **výlisek vyjímán v pozici č. 11**.



Obr. 6.42 Skleněný výlisek (víko pekáče)

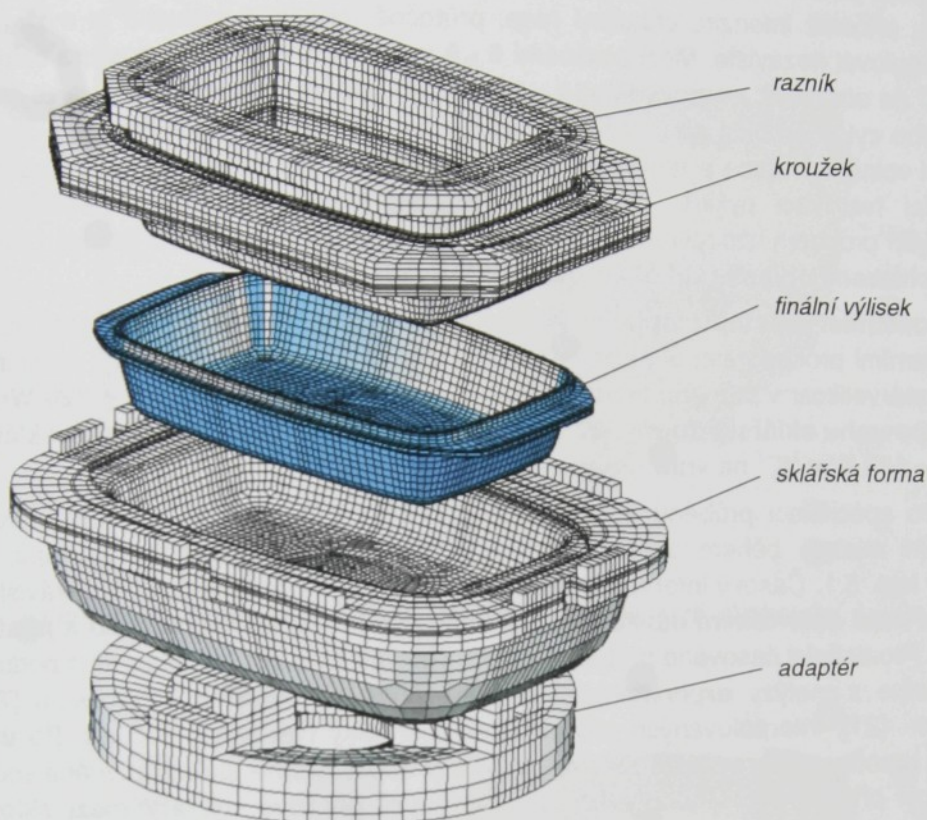
6.2.1 POPIS NUMERICKÉHO MODELU

Soustava tvarovacích nástrojů je tvořena sklářskou formou, která je ke stolu karuselu připevněna prostřednictvím adaptéru, jehož konstrukce umožňuje intenzivní chlazení spodní části sklářské formy vzduchem přiváděným ze stolu, vodní mlhou chlazeným razníkem, který je spojen přes nosič razníku s beranem lisu a lisovacím kroužkem. **Sklářská forma** a razník jsou vyrobeny **z martenzitické chromniklové oceli ČSN 17145 (AK1Ni)**, lisovací kroužek z nelegované tvárné litiny ČSN 422304, adaptér z oceli ČSN 11 600, nosič razníku, víko a tělo chladítka z oceli 11 523.

Po vytvoření modelu konečných prvků (obr. 6.43) byly jednotlivých komponentům soustavy **přiřazeny odpovídající materiálové vlastnosti vč. jejich teplotních závislostí** (obr. 3.3) [49, 95, 109]. V následující fázi byl **výpočetní model zatížen počátečními** (podstatná je definice počátečního rozložení teplotních polí v dávce skloviny, která cyklicky zatěžuje pracovní povrch tvarovacích nástrojů - bylo předpokládáno homogenní rozložení teplotních polí v kapce) **a okrajovými podmínkami**. **Časové charakteristiky** byly **voleny v souladu s průběhem reálného tvarovacího cyklu**:

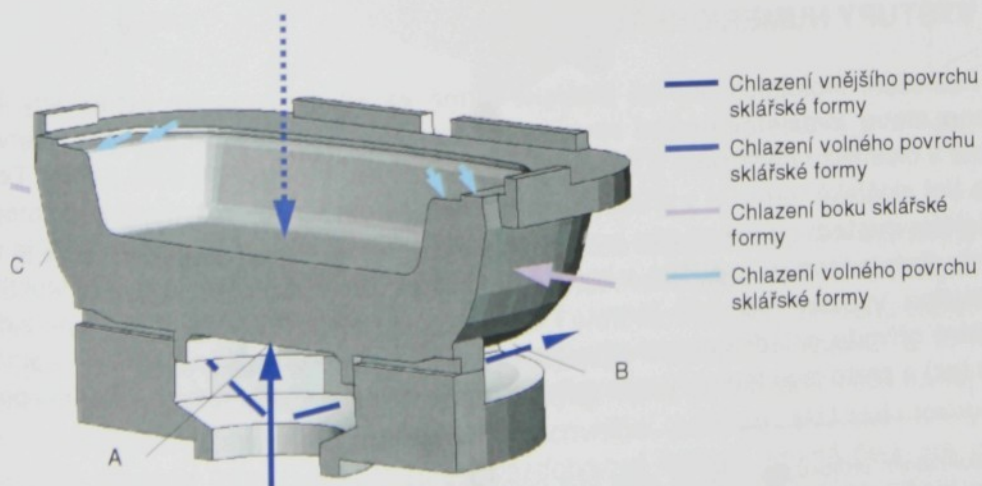
- celková délka tvarovacího cyklu 92 s,
- doba lisování 2,5 s,
- prodleva mezi okamžikem dávkování skloviny a počátkem lisování 2,8 s,

- finální výlisek je ze sklářské formy odebrán po 52s od zahájení tvarovacího cyklu, vedlejší transportní čas karuselu je cca. 0,9 s.



Obr. 6.43 Model konečných prvků soustavy tvarovacích nástrojů vč. výlisku

Po vylisování dávky jsou v pozici č. 4 zapalovány okraje výlisku a v pozici č. 5 odstraňovány stopy po odstříhu. Ve zbývajících pozicích (až do vyjmutí v pozici č. 10) je volný povrch výlisku ochlazován, přičemž kromě interakce sdílení tepla přirozenou konvekcí a radiací se v pozici č. 6 uplatňuje také nucená konvekce (ochlazování proudem vzduchu přiváděným dýzou z horní stavby lisu; střední rychlost proudícího vzduchu v okolí pracovního



Obr. 6.44 Chlazení prostoru adaptéru a sklářské formy

povrchu dosahuje podle provozních měření digitálním manometrem AIRFLOW PVM 100 hodnoty cca. 40 ms^{-1} [69]).

Vnější povrch sklářské formy je ochlazován diskontinuálně vzduchem přiváděným ze stolu lisu, přičemž intenzitu chlazení resp. průtočné množství vzduchu je možné v každé stanici regulovat nezávisle. Mezi **pozicemi 6 - 9 jsou intenzivně ochlazována čela sklářské formy (C na obr.6.44), na pozicích 12 - 14 spodek sklářské formy⁹ (A);** ve zbývající části tvarovacího cyklu probíhá sdílení tepla na vnějším povrchu sklářské formy za současného působení volné konvekce a radiace. Po odebrání výlisku je sklářská forma připravována na následující tvarovací cyklus; v **pozici 12 - 14 je pracovní povrch sklářské formy ochlazován** proudem vzduchu přiváděným dýzou z horní stavby lisu, v **pozici 11 a 15 jsou lokálně chlazeny oblasti pod oběma „oušky“ výlisku.**

Součinitel přestupu tepla na vnějším povrchu jednotlivých komponentů soustavy je řízen externími procedurami popsány v kap. 5, v závislosti na aktuálních podmínkách se jeho úhrnná velikost v průběhu tvarovacího cyklu pohybuje v rozmezí **19 – 220 $\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ na vnějším povrchu sklářské formy, 29 – 105 $\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ na pracovním povrchu sklářské formy a 44 – 183 $\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ na vnitřním povrchu výlisku.**

Pro specifikaci průběhu součinitele přestupu tepla na rozhraní mezi sklovinou a tvarovacími nástroji během operace lisování bylo použito obdobného principu, který je popsán v kap. 6.1. Časový interval vzájemného kontaktu byl rozdělen na 3 nezávislé oblasti – **interval mezi okamžikem dávkování a počátkem lisování, lisovací fázi a postlisovací stadium.** Pro definici časového průběhu během lisování bylo použito externího podprogramu vycházejícího z analýzy experimentálních výsledků publikovaných McGrawem [75] resp. Fellowsem [21], interpolovaných pro aktuální podmínky tvarování (kap. 5). **Po ukončení kontaktu razníku s tvarovanou sklovinou** byla předpokládána skoková změna součinitele, přičemž byl přijat předpoklad **plynule se zvětšující plynové mezery mezi sklovinou a sklářskou formou v intervalu 0,1 – 0,2 mm.**

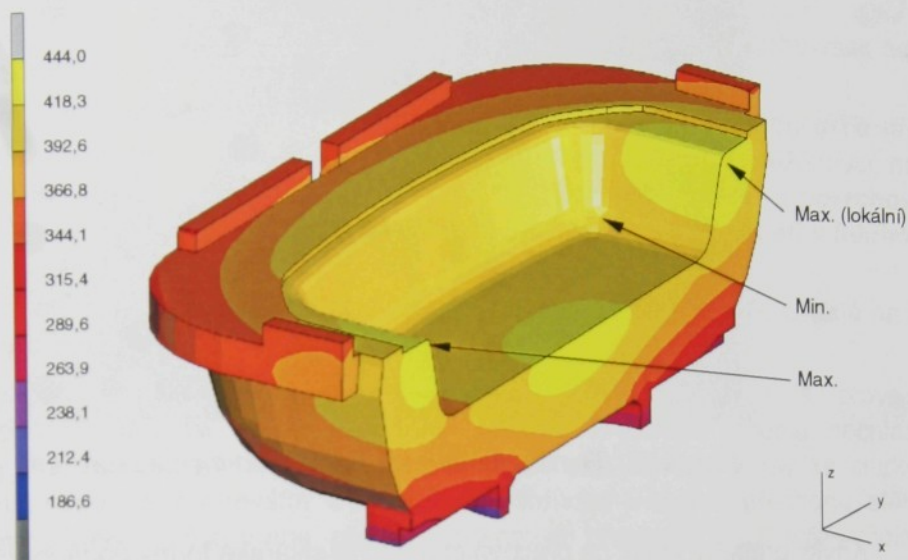
Pro získání akceptovatelných výsledků je důležitá také specifikace **tepelného odporu** mezi jednotlivými komponenty tvarovacích nástrojů, které jsou ve vzájemném kontaktu, tj. sklářskou formou a adaptérem, adaptérem a deskou stolu, razníkem a nosičem razníku. Na základě přijatých předpokladů (drsnost povrchu $R_a = 3,2 - 6,3$, kontaktní tlak $0,5 - 5 \text{ MPa}$) a v souladu s [82] byla stanovena hodnota součinitele přestupu tepla mezi výše uvedenými komponenty v rozsahu **2500 – 4000 $\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$.**

6.2.2 VÝSTUPY NUMERICKÉHO MODELU

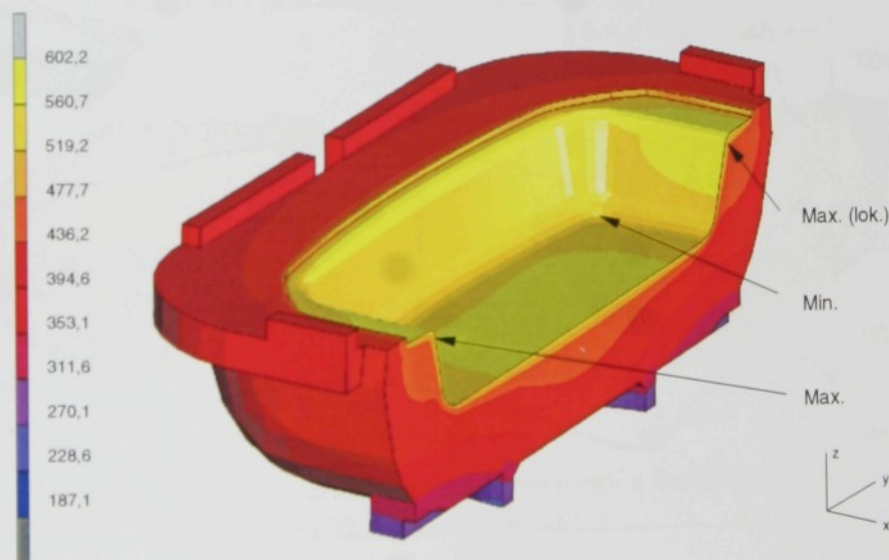
Rozložení teplotních polí ve sklářské formě **ve 40. tvarovacím cyklu**, kdy již bylo **dosaženo stavu kvazistacionární rovnováhy**, ve dvou vybraných časových intervalech, konkrétně v okamžiku dávkování a během lisování, je uvedeno na **obr. 6.45 a 6.46. Teplotní pole na líci sklářské formy je v průběhu celého tvarovacího cyklu relativně nehomogenní. Nejteplejším místem na pracovním povrchu sklářské formy v okamžiku dávkování je oblast přechodu čela výrobku v ouška v rovině symetrie yz** (obr. 4.45), nejnižší teplota byla identifikována v rozích na dně formy. Teplotní pole ve sklářské formě není z důvodu uspořádání přívodu chladícího vzduchu symetrické vzhledem k příčné rovině souměrnosti výrobku (xz) a proto jsou teploty pracovního povrchu čela na vnější straně karuselu poněkud

⁹ Při maximálním průtoku vzduchu ze stolu byla naměřena v rozích formy rychlost vzduchu 70 ms^{-1} . Vlivem konstrukce formy a adaptéru je rychlost vzduchu pod středem formy poloviční a na svislých stěnách formy pouze $5 \div 8 \text{ ms}^{-1}$. V důsledku způsobu přívodu vzduchu stolem jsou hodnoty rychlostí na straně formy přivrácené ke středu lisu cca. o 10 % nižší. Při chlazení shora je rychlost vzduchu při pracovním povrchu formy cca 40 ms^{-1} .

nižší. Charakter rozložení teplotního pole zůstává zachován během celého tvarovacího cyklu. Oblast přechodu čela výrobku v ouška je nejteplejší částí pracovního povrchu sklářské formy také v průběhu procesu lisování (obr. 6.46), rohy se vyznačují nejnižší teplotou.

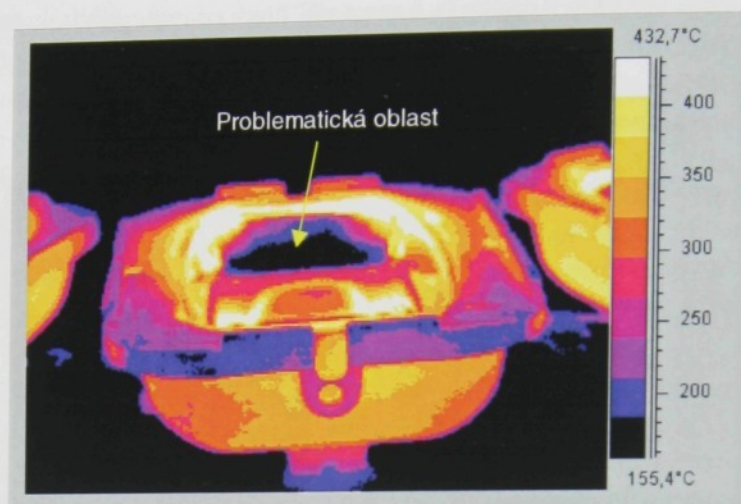


Obr. 6.45 Teplotní pole ve sklářské formě – okamžik dávkování, $t = 0s$



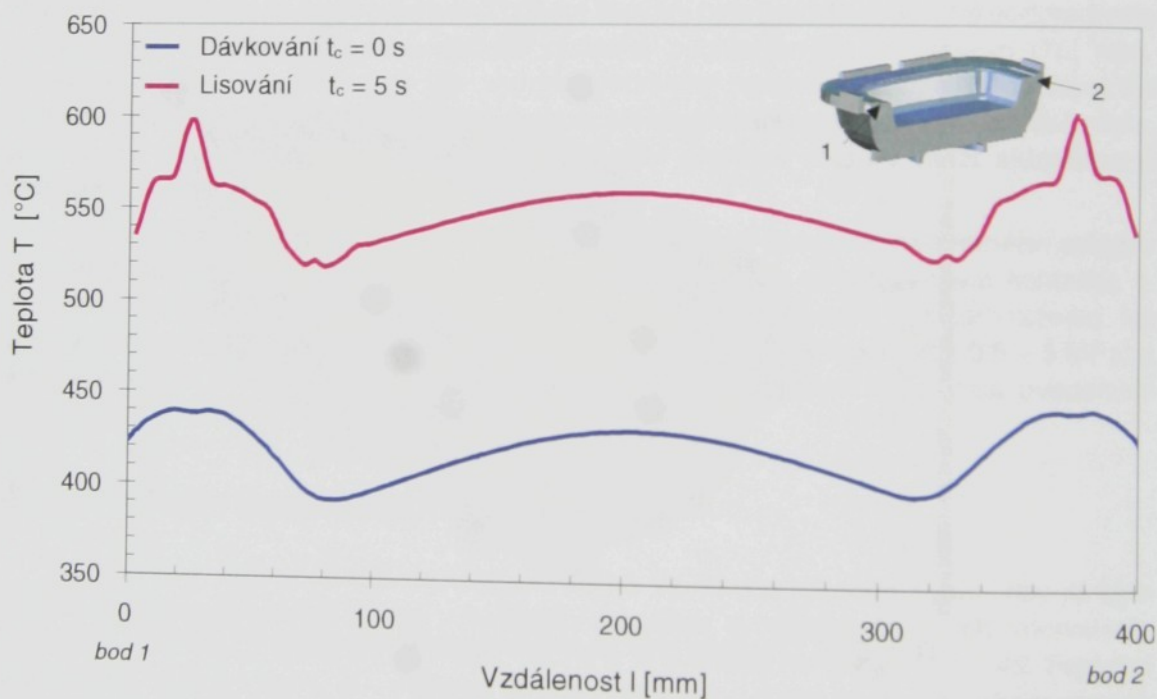
Obr. 6.46 Teplotní pole ve sklářské formě – lisování, $t = 5s$

Realizovaná **provozní měření potvrdila** dobrou **shodu** virtuálního **modelu s** reálným **průběhem tvarovacího cyklu**. Pro verifikaci počítačového modelu bylo mimo jiné použito také termovizní kamery FLIR ThermoCAM 575. Termovizní snímky průběhu teplotních polí na vnějším povrchu sklářské formy potvrdily výstupy virtuálního modelu, a to nejen po kvalitativní, ale také po kvantitativní stránce. Analýza rozložení teplotních polí na lici sklářské formy neumožnila, vzhledem charakteru pracovního povrchu sklářské formy, získat požadované výstupy (obr. 6.47). Přesto i bezdotyková měření, kromě čela (na obr. 6.47 označeno jako „problematická oblast“), potvrdila rozložení teplotních polí ve virtuální sklářské formě.



Obr. 6.47 Termovizní snímek sklářské formy na pozici 14

Křivky průběhu teplot na pracovním povrchu sklářské formy podél osy souměrnosti yz v okamžiku dávkování a během lisování jsou vykresleny na obr. 6.48.



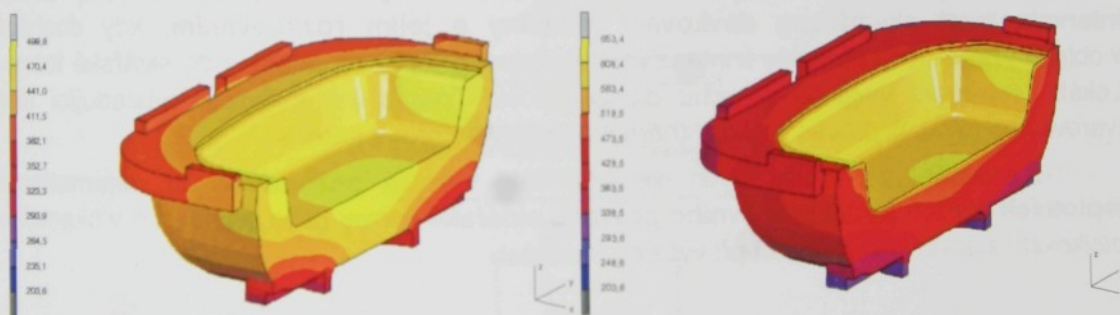
Obr. 6.48 Průběh teplot podél pracovního povrchu sklářské formy (v podélné rovině symetrie yz) ve vybraných okamžicích tvarovacího cyklu mezi body 1 a 2

6.2.3 HODNOCENÍ TVAROVACÍHO CYKLU

Virtuální simulace vývoje teplotních polí ve sklářské formě v průběhu tvarovacího cyklu lisování výrobku (obr. 6.42) potvrdila provozní zkušenosti. Na základě realizované výpočetní analýzy lze konstatovat, že:

- v okamžiku dávkování skloviny je rozložení teplot podél pracovního povrchu sklářské formy nehomogenní, rohy jsou studenější než zbývající části povrchu, střední část dna a především hrany v okolí oušek jsou přehřáté, relativně méně je forma přehřátá na bocích pod vrchní hranou výrobku,
- maximální rozdíly teplot v okamžiku dávkování na pracovním povrchu však nejsou nijak extrémní – dosahují maxima cca. 70°C,
- intenzivní chlazení pracovního povrchu v na pozicích 11 a 15 (oblast oušek) a střední části pracovního povrchu na pozicích 12 - 14 karuselového lisu je nežádoucí, neboť následkem chlazení dochází k výraznému poklesu teplot v povrchových vrstvách, které jsou doprovázeny vznikem tahových složek napětí v inkriminovaných oblastech.
- chlazení forem a tedy i stabilita analyzovaného tvarovacího cyklu je závislá na řadě nahodilých faktorů (počasí, zásahy obsluhy...)

Pro vyhodnocení charakteristického chování sklářské formy byla provedena doplňková výpočetní analýza vývoje teplotních polí ve virtuálním modelu nechlazené sklářské formy [69], která potvrdila přirozenou tendenci analyzované formy ke studeným rohům, teplému středu a především k lokálnímu přehřívání v oblasti přechodu stěn do horizontální roviny v horní části formy, především v oblasti přechodu kratší stěny (čela) do ouška (obr. 6.50). V důsledku tohoto zjištění je možné dále konstatovat, že chlazení sklářské formy je neefektivní, konstrukční provedení adaptéru zhoršuje nerovnoměrnost chlazení vnějšího povrchu sklářské formy, neboť maximální účinek chlazení se projevuje na nejchladnější části pracovního povrchu.



Obr. 6.49 Rozložení teplotních polí v okamžiku dávkování a lisování v nechlazené formě (20. tvarovací cyklus)

6.3 SHRNUTÍ

V kapitole 6 byla navržena koncepce počítačového modelování využita pro analýzu jednotlivých fází tvarovacího cyklu dvou vybraných výrobků – vysoké štíhlé vázy lisované z olovnatého křišťálu a relativně nízkého výlisku obdélníkového půdorysu (víko pekáče) tvarovaného z boritokřemičité skloviny SIMAX.

Virtuální simulace průběhu lisování vázy, realizovaná v průběhu předvýrobní etapy, byla zaměřena na identifikaci a lokalizaci slabých míst lisovacího cyklu. S využitím verifikovaných datových vstupů byl podrobně analyzován průběh jednotlivých fází tvarovacího cyklu. V souladu s reálnými podmínkami byly tvarovací nástroje s výchozím

homogenním rozložením teplotních polí cyklicky zatěžovány žhavou sklovinou, přičemž stabilizovaného stavu bylo dosaženo po cca. 35 tvarovacích cyklech.

Podrobný rozbor virtuálního tvarovacího cyklu **umožnil monitorovat vývoj teplotního pole a pole rychlosti deformace v tvarované sklovině** a s využitím kritérií zavedených v kapitole 5.4 **identifikovat a lokalizovat technologické problémy**, které mohou nastat během reálného tvarovacího cyklu. Vyhodnocení vzájemné interakce vývoje teplotního pole a pole rychlosti deformace umožnilo **predikovat výskyt technologických vad iniciovaných zhoršenou zpracovatelností skloviny na spodní části vnějšího povrchu tvarované vázy** (vysoké hodnoty autorova kritéria v závěrečné fázi lisování). Tento předpoklad byl **potvrzen v průběhu provozních zkoušek**, neboť **v inkriminované oblasti** (do výšky 75 mm) byly na vnějším povrchu výlisků **identifikovány vzhledové vady včetně drobných trhlinek vlasového charakteru**.

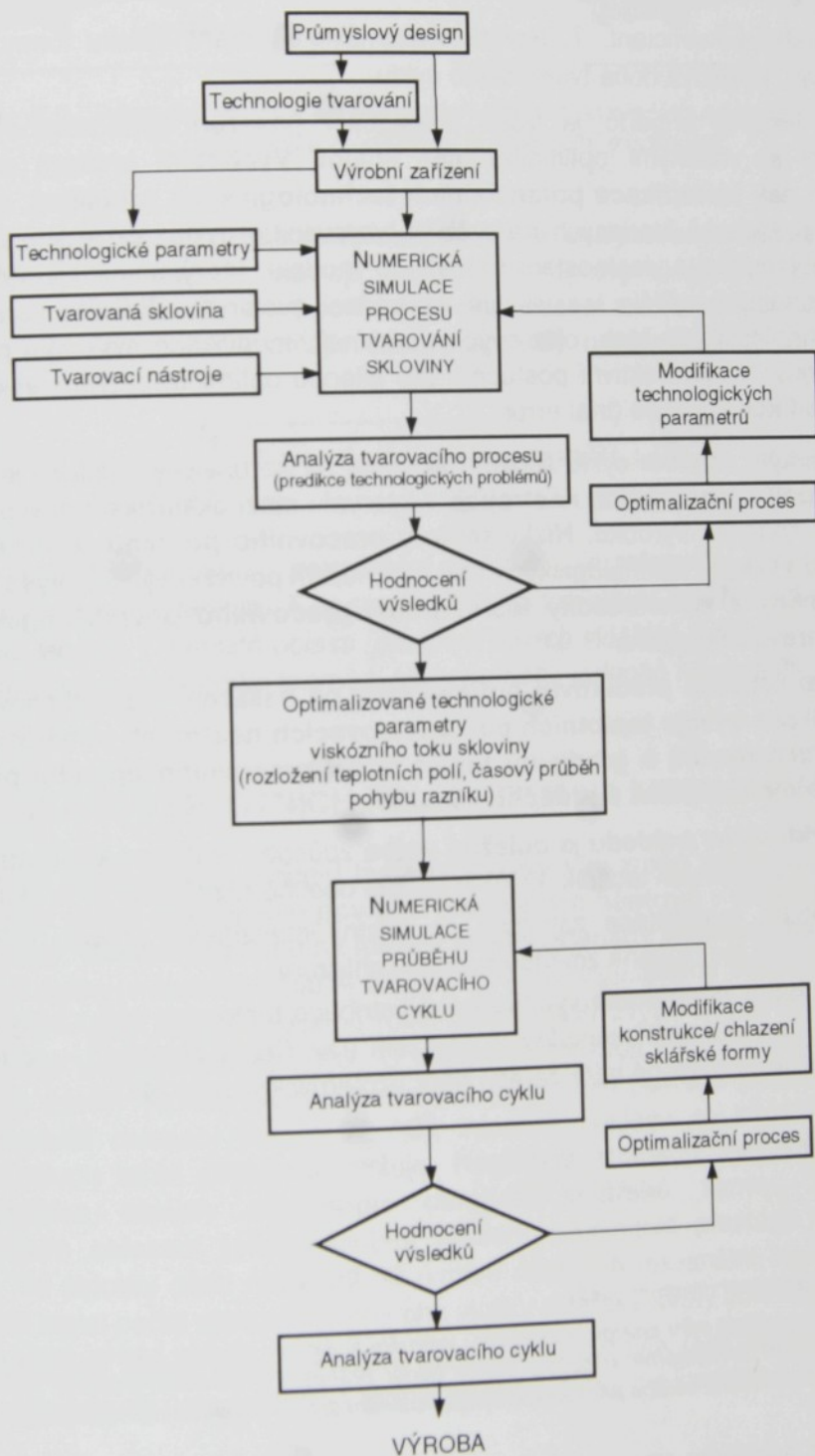
Počítačové modelování průběhu tvarovacího cyklu nízkého výlisku obdélníkového půdorysu (ze skloviny SIMAX) bylo zaměřeno pouze na **analýzu vývoje teplotních polí v tvarovacích nástrojích**, neboť v provozních podmínkách byl u tohoto sortimentu zaznamenán výskyt problémů souvisejících se zvýšeným výskytem trhlinek na pracovním povrchu sklářských forem (procesem tepelné únavy). Analýza vývoje teplotních polí v tvarovacích nástrojích **potvrdila provozní zkušenosti**, neboť na pracovním povrchu sklářské formy dochází k lokálnímu přehřívání ve střední části dna a především v oblasti přechodu čela výrobku v ouška (obr. 6.45 a 6.46). **Výpočetní analýza odhalila nevhodné konstrukční uspořádání adaptéru sklářské formy resp. chlazení sklářské formy**.

Realizované výpočetní simulace potvrdily, že **kvalita vyráběné produkce a efektivnost lisování jsou zásadním způsobem ovlivněny rozložením teplotních polí v tvarovacích nástrojích**. **Negativní vliv na kvalitu vyráběné produkce má délka intervalu mezi okamžikem dávkování skloviny a jejím rozlisováním**, kdy dochází v oblasti vzájemného kontaktu k intenzivnímu přestupu tepla ze skloviny do sklářské formy. Lokální ochlazení vnějšího povrchu dávky skloviny negativně ovlivňuje následující fázi tvarovacího cyklu, tj. proces lisování (nárůst hodnoty autorova kritéria).

Z provedených počítačových simulací dále vyplývá **požadavek na minimalizaci teplotních rozdílů podél pracovního povrchu sklářské formy** (a to především v okamžiku dávkování skloviny) a tvarování při vyšších teplotách.

7 PREDIKTIVNÍ OPTIMALIZACE CYKLU LISOVÁNÍ SKLOVINY

Pro řešení praktických problémů byla navržena **komplexní metodika přípravy výroby nového sortimentu** vycházející z dvoustupňového schématu uvedeného na *obr. 7.1*; v prvním kroku jsou **optimalizovány časové charakteristiky** okrajových podmínek resp. **technologických parametrů** vlastního procesu lisování, v následujícím **chlazení, příp. konstrukce tvarovacích nástrojů** [71, 73].



Obr. 7.1 Dvoustupňové optimalizační schéma

Zásadním problémem uplatnění uvedené metodiky je vymezení „**optimální stavu**“, který je, vzhledem ke komplexnosti řešené úlohy vhodné **charakterizovat na základě minimalizace účelového funkcionálu**; při zohlednění požadavků na optimalizaci intenzity odvodu tepla, rozložení teplot podél povrchu a minimalizaci doby tvarovacího cyklu je možné účelový funkcionál obecně popsat vztahem [68, 70]

$$\hat{J}_s = \mu_1 \int_{\Omega} (T(\tau) - T_{ref}) d\Omega + \mu_2 \int_0^{\tau} \int_{\Gamma} |\nabla T|^2 d\Gamma dt + \mu_3 t,^1 \quad (7.1)$$

kde μ je váhový koeficient, T_v teplota v okamžiku vyjímání vylisku formy, T_{ref} referenční teplota, t čas, τ celková doba tvarovacího cyklu.

Ve většině případů je však postačující nasazení jednostupňového schématu v kombinaci s vhodnými optimalizačními kritérii. **Výchozím krokem optimalizačního procesu je pak identifikace potenciálních technologických problémů**, příp. specifikace zvláštních požadavků kladených na průběh tvarovacího cyklu. Vzhledem ke komplexnosti řešené problematiky a vlastnostem virtuálního modelu, který umožňuje vyhodnotit změny vývoje sledovaných veličin v závislosti na variaci zvoleného řídicího parametru (časový průběh technologických resp. okrajových podmínek, modifikace materiálu příp. konstrukce sklářské formy, ...) je efektivní postupem pro cílenou optimalizaci tvarovacích cyklu využití **metody predikce korekce** (trial error).

Kritickým místem cyklu lisování skloviny na karuselových lisech je obvykle **vývoj teplotních polí v tvarovacích nástrojích** v intervalu mezi okamžikem dávkování skloviny a vylisováním finálního výrobku. **Nízké teploty pracovního povrchu** sklářské formy mohou být příčinou **výskytu technologických vad** na vnějším povrchu vylisku, **vysoké iniciátorem lepení skloviny** a **velké rozdíly teplot podél pracovního povrchu negativně ovlivňují stabilitu tvarovacího cyklu**.

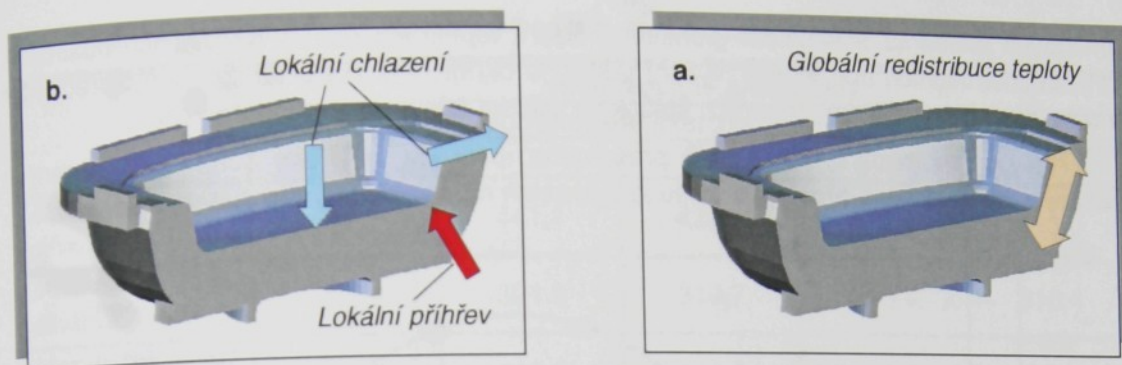
Cílem procesu prediktivní optimalizace při nasazení jednostupňového schématu bývá **modifikace vývoje teplotních polí v tvarovacích nástrojích** zaměřená na **minimalizaci teplotních rozdílů a gradientů teplot podél pracovního povrchu při současném omezení teplotních špiček v průběhu lisování**².

Z **praktického pohledu** je **důležitá volba způsobu realizace konkrétní modifikace**. Existuje řada využitelných technik, které je možné obecně rozdělit do dvou skupin (obr. 7.2):

- **lokální modifikace** založené na místní intenzifikaci přívodu či odvodu tepla, obvykle realizované změnou intenzity chlazení,
- **globální modifikace** využívající redistribuce teplotních polí v tvarovacích nástrojích bez nutnosti intenzifikace chlazení (tzv. řízené chlazení) – do této skupiny je možné v omezené míře zařadit např. izotermické formy [44].

¹ První integrál vyjadřuje míru energie v okamžiku vyjímání finálního výrobku z formy. Druhý integrál požaduje rovnoměrné chlazení rovnoměrné rozložení teplot podél pracovního povrchu sklářské formy (minimalizace gradientu teploty) v průběhu celého pracovního cyklu. Poslední člen je zaměřen na minimalizaci doby pracovního cyklu.

² Vyšší teplota pracovního povrchu tvarovacích nástrojů je žádoucí pro dosažení vysoké kvality vnějšího povrchu lisované produkce, ale během operace lisování je nutné omezit teplotní maxima, aby nebyla překročena teploty lepení.



Obr. 7.2 Přístup k modifikaci teplotních polí v tvarovacích nástrojích
a. - lokální modifikace, b. - globální modifikace

Efektivním metodou hodnocení teplotního režimu analyzovaných alternativ (cílené modifikace chlazení tvarovacích nástrojů, konstrukční úpravy sklářských forem, ...) je nasazení účelového funkcionálu, který po **časové diskretizaci** tvarovacího cyklu (s důrazem na dva, z technologického pohledu určující časové intervaly, **na dávkování a lisování**) může být vyjádřen ve tvaru

$$\hat{J}_s = \mu_1 (T(t_c)_{MAX} - T_{MIN})_{t_c=0} + \mu_2 \sqrt{\frac{1}{L} \int_{\Gamma} (T(t_c) - T_{ref})^2_{t_c=0} d\Gamma} + \mu_{p1} \max(T(t_c) - T_{KRH})^+ + \mu_{p2} (T(t_c) - T_{KRS})^-_{t_c=0}, \quad (7-2)$$

kde μ_i jsou váhové koeficienty, μ_{pi} penalizační členy, T_{ref} je referenční teplota, T_{MIN} , T_{MAX} minimální resp. maximální teplota, T_{KRS} spodní kritická teplota a T_{KRH} horní kritická teplota (obvykle teplota lepení), Γ hranice oblasti (pracovní povrch sklářské formy), L celková délka řezu pracovním povrchem sklářské formy, t_c čas v průběhu jednoho tvarovacího cyklu.

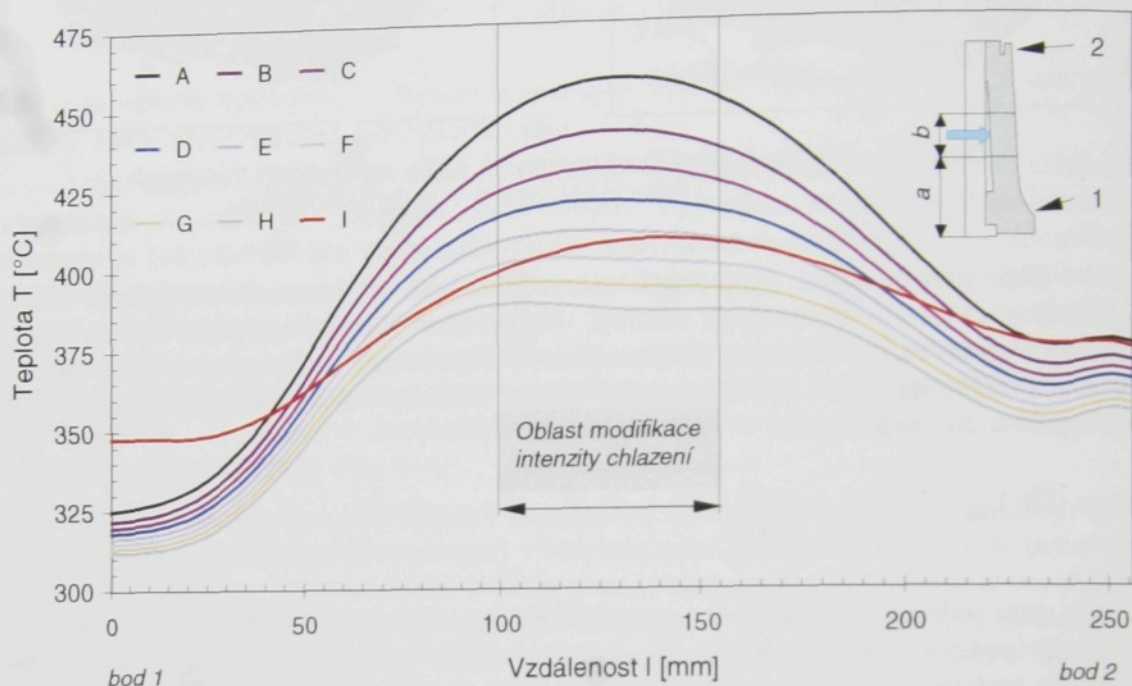
7.1 MODIFIKACE TEPLITNÍCH POLÍ FOREM NA LISOVÁNÍ VÁZ U10

S využitím počítačového modelu byl analyzován vliv změn vybraných parametrů na průběh teplot podél pracovního povrchu tvarovacích nástrojů v okamžiku dávkování a lisování skloviny. Odezva systému na lokální změny intenzity chlazení vnějšího povrchu vložky sklářské formy **v rozsahu 100 – 800 %**, tj. v intervalu změny součinitele přestupu tepla $\alpha_{SF} = 35 - 250 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$, včetně lokalizace oblasti zvýšené intenzity chlazení, je v grafické podobě uvedena na obr. 7.3. S rostoucí intenzitou chlazení vnějšího povrchu v grafické podobě uvedena na obr. 7.3. S rostoucí intenzitou chlazení vnějšího povrchu vložky sklářské formy teplota na protilehlém, tj. pracovním povrchu postupně klesá (při maximální účinnosti chlazení cca. o 70 °C); intenzita poklesu se s rostoucí hodnotou součinitele přestupu tepla postupně snižuje. **Negativní stránkou uvedeného řešení je současný pokles teploty na obou okrajích sklářské formy, přičemž při nejintenzivnějším chlazení (sedminásobné zvýšení součinitele přestupu tepla) teplota klesá o cca. 10 (spodní část) resp. 20 °C (vrchní část).** Při maximální intenzitě chlazení dosahuje rozdíl teplot podél pracovního povrchu vložky sklářské formy hodnoty cca. 75 °C.

Kromě lokální intenzifikace chlazení sklářské formy byla také ověřována účinnost vybraných konstrukčních úprav sklářské formy, přičemž důraz byl kladen na uplatnění teplo-

směnných elementů a možnost globálního řízení teplotních polí³ v tvarovacích nástrojích. Cílem konstrukčních úprav bylo zvýšení teplot na okrajích vložky sklářské formy (především v oblasti dýnka) a snížení teplotních špiček ve střední části pracovního povrchu.

Vývoj teplotních polí podél pracovního povrchu sklářské formy ve vybraných časových okamžicích tvarovacího cyklu je vykreslen na obr. 7.3 (křivka I).



Obr. 7.3 Vliv intenzity chlazení na rozložení teplot podél pracovního povrchu formy
 A - výchozí intenzita chlazení, B - nárůst intenzity chlazení o 100%, C - 200%,
 D - 300%, E - 400%, F - 500%, G - 600%, H - 700%, I - globální řízení.

Pro hodnocení vývoje teplotních polí u jednotlivých analyzovaných alternativ bylo použito účelového funkcionálu ve tvaru (7-2) s parametry: $\mu_f=0,01$, $\mu_{pi} = 10^6$, $T_{ref} = 400^\circ\text{C}$, $T_{KRH} = 560^\circ\text{C}$, $T_{KRS} = 315^\circ\text{C}$.

Z výsledků hodnocení jednotlivých alternativ (tab. 7.1) vyplývá, že ideálním řešením je modifikace konstrukce sklářské formy umožňující globální řízení teplotních polí. Praktická aplikace uvedené konstrukční modifikace, umožnila výrazně snížit maximální rozdíl teplot podél pracovního povrchu vložky sklářské formy v okamžiku dávkování na cca. 60°C (viz. obr. 7.4) [65, 66, 71, 73]. Vývoj teplotních polí v modifikované sklářské formě během celého tvarovacího cyklu je na obr. 7.5 až 7.7.

Provozní zkušenosti potvrdily, že kromě výrazného zrovnoměnění rozložení teplotních polí na pracovním povrchu sklářské formy (na rozdíl od izotermických forem však v podstatně širším intervalu teplot) je pro řízené chlazení typická stabilizace průběhu tvarovacího cyklu, minimalizující vliv změn řídicích technologických parametrů. Nasazení sklářských forem modifikované konstrukce umožnilo výrazným způsobem zvýšit jakost vyráběné produkce a stabilitu tvarovacího cyklu.

³ Analyzované konstrukční modifikace, ani jejich podrobnější principy v disertační práci uváděny nejsou, neboť odběratel technické řešení nedal svolení k jejich zveřejnění.

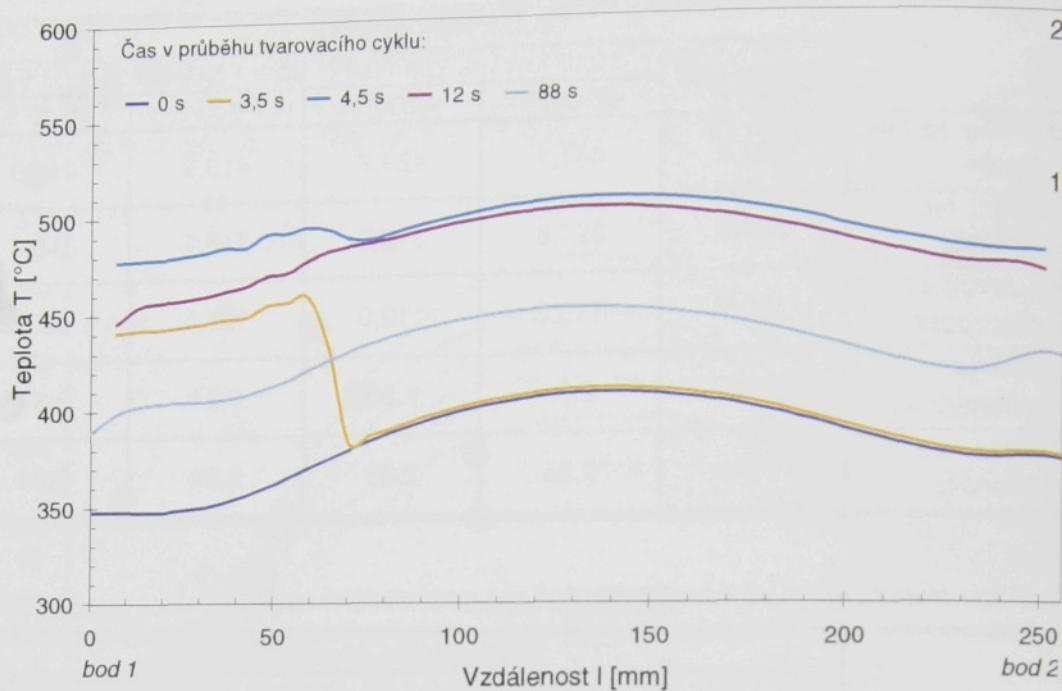
Tab. 7.1a Hodnocení vývoje teplotních polí pro analyzované varianty

	Výchozí stav	Analyzované alternativy			
		Modifikovaná intenzita chlazení (střední část formy)			
		+ 100 %	+ 200 %	+ 300 %	+ 400 %
Maximální teplota, dávkování	457,6	441,1	429,7	419,6	410,0
Minimální teplota, dávkování	324,9	321,8	319,7	318,1	316,4
Max. rozdíl teplot na prac. povrchu	132,7	119,3	110,0	101,5	93,6
Funkcionál (bez penalizace)	2,84	2,85	2,85	2,84	2,84
Hodnota funkcionálu	2,84	2,85	2,85	2,84	2,84

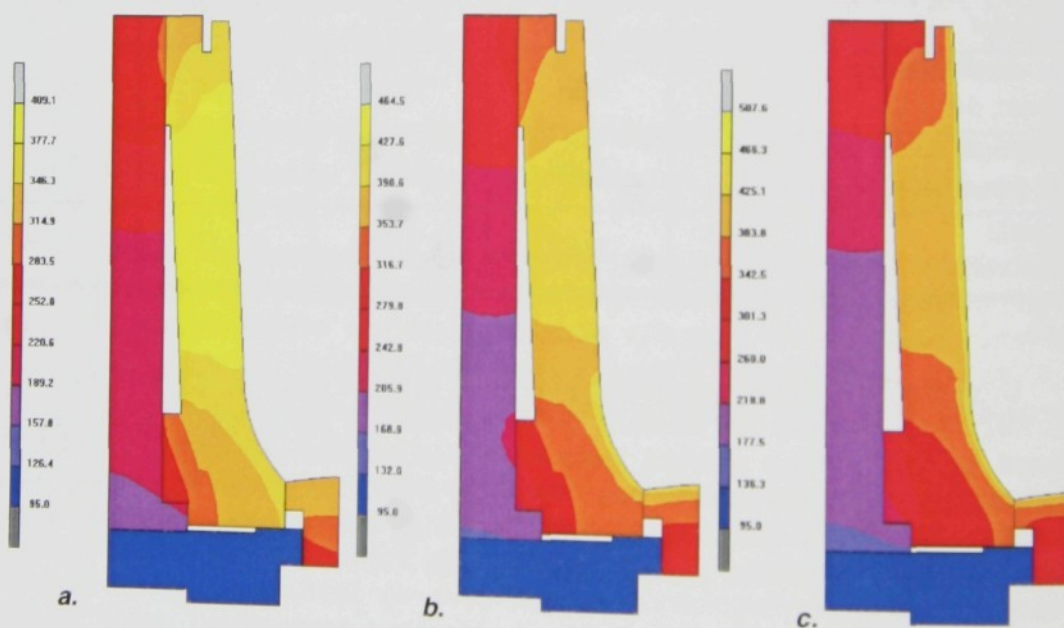
Tab. 7.1b Hodnocení vývoje teplotních polí pro analyzované varianty

	Globální modifikace	Analyzované alternativy			
		Modifikovaná intenzita chlazení (střední část formy)			Globální modifikace (kratší cyklus)
		+ 500 %	+ 600 %	+ 700 %	
Maximální teplota, dávkování	407,4	401,3	393,2	385,8	422,3
Minimální teplota, dávkování	349,2	314,7	313,3	311,9	362,2
Max. rozdíl teplot na prac. povrchu	58,2	86,5	79,9	73,9	60,1
Funkcionál (bez penalizace)	1,33	2,85	2,87	2,88	1,09
Hodnota funkcionálu	1,33	$3 \cdot 10^5$	$1,7 \cdot 10^6$	$3,1 \cdot 10^6$	1,09

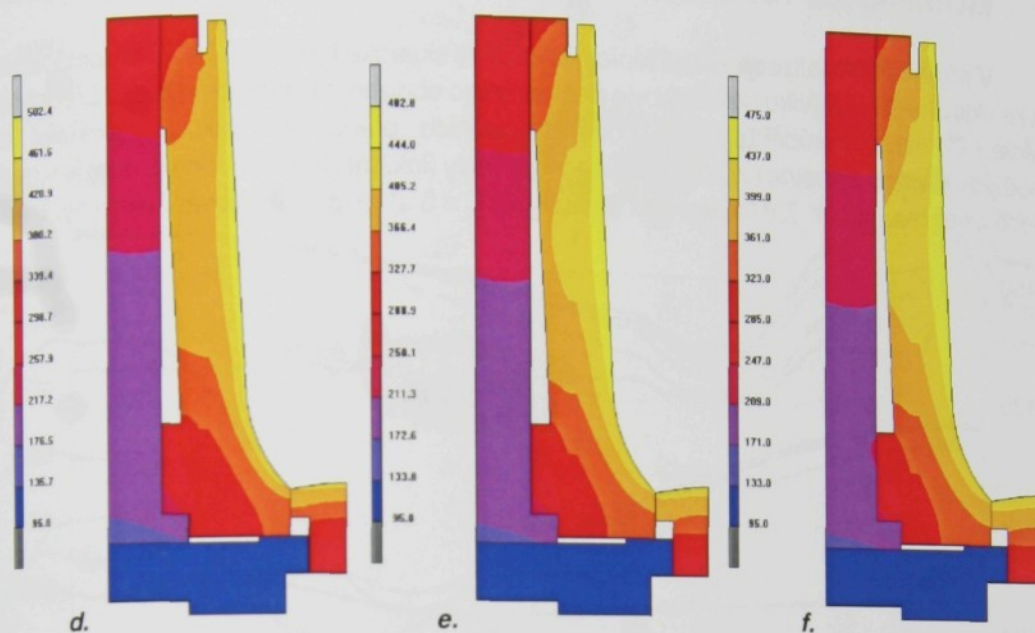
Drobným nedostatkem navrhovaného řešení je práce sklářské formy za nižší teploty (obr. 7.4), tento problém lze odstranit pouhou modifikací tvarovacího cyklu – **při jeho zkrácení** (ve fázi přípravy sklářské formy na následující tvarovací cyklus) **o 5% teplota pracovního povrchu vzroste o cca. 15 – 20°C při zachování teplotních rozdílů v okamžiku dávkování skloviny**. Tato modifikace se projeví dalším snížením hodnoty účelového funkcionálu (pokles z 1,33 na 1,1 – viz. tab. 7.1).



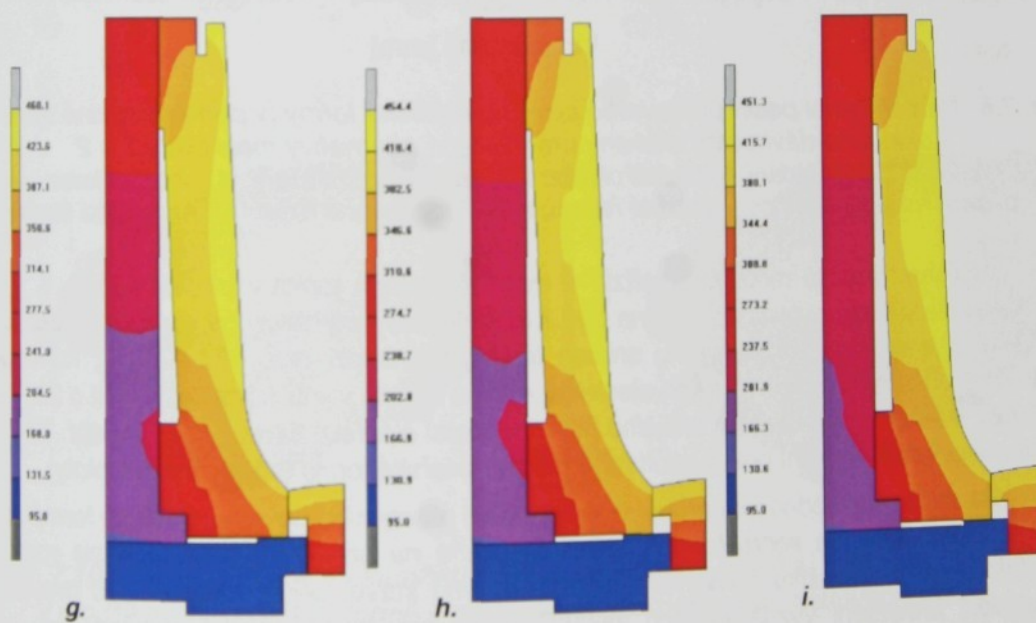
Obr. 7.4 Průběh teplot podél pracovního povrch vložky sklářské formy ve vybraných okamžicích tvarovacího cyklu – globální modifikace.



Obr. 7.5 Teplotní pole ve sklářské formě ve vybraných okamžicích tvarovacího cyklu
 a. okamžik dávkování $t_c = 0s$, b. dávkování skloviny $t_c = 3,5s$,
 c. počáteční fáze lisování $t_c = 5s$



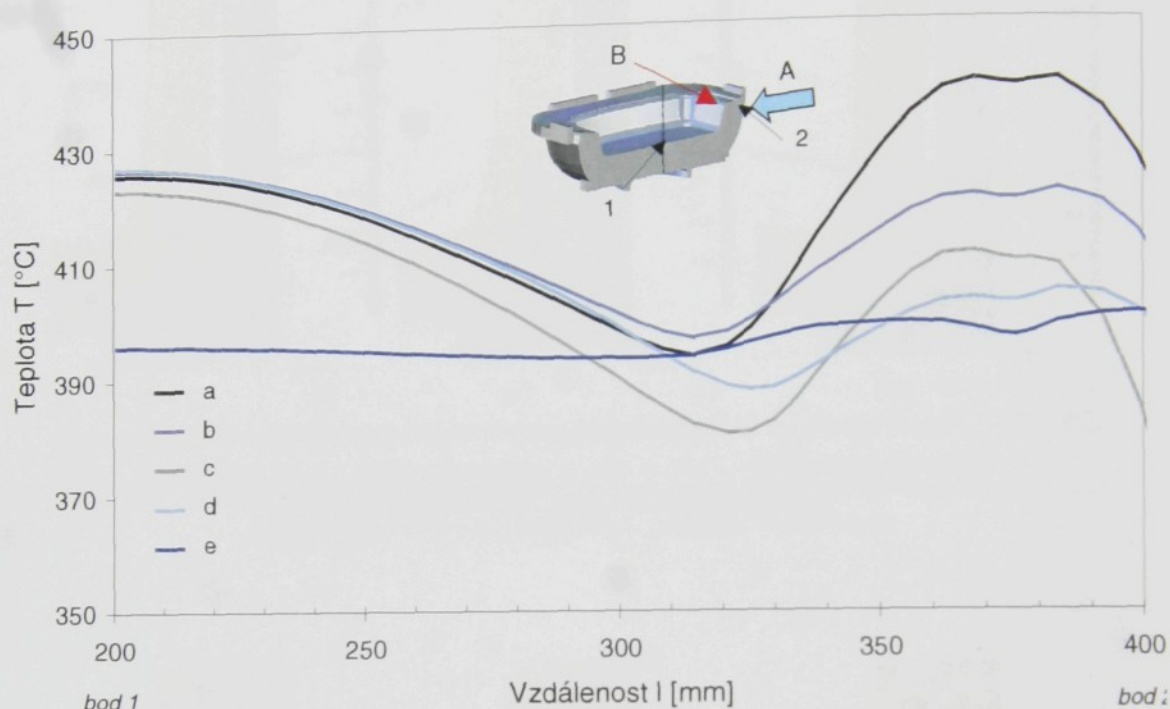
Obr. 7.6 Teplotní pole ve sklářské formě ve vybraných okamžicích tvarovacího cyklu
 d. lisování (lisování – 7s) $t_c = 12s$, e. chlazení vylisku (viz. C obr. 6.14) $t_c = 31s$,
 e. chlazení vylisku (viz. D obr. 6.14) $t_c = 41s$



Obr. 7.7 Teplotní pole ve sklářské formě ve vybraných okamžicích tvarovacího cyklu
 g. chlazení vylisku (viz. C obr. 6.14) $t_c = 71s$, h. chlazení vylisku (viz. D obr. 6.14)
 $t_c = 81s$, i. vyjímání vylisku $t_c = 88s$

7.2 MODIFIKACE TEPLOTNÍCH POLÍ FOREM NA LISOVÁNÍ VÍKA PEKÁČE

V případě optimalizace vývoje teplotních polí ve sklářské formě pro lisování domáckého skla ze skloviny SIMAX (víko pekáče) bylo postupováno obdobným způsobem jako v předcházející kapitole. Porovnání průběhů teplot podél průsečnice pracovního povrchu sklářské formy s podélnou rovinou symetrie (yz) pro vybrané alternativy (lokální i globální modifikace) je v grafické podobě uvedeno na obr. 7.8 (dávkování skloviny, tj. $t_c = 0$ s) resp. 7.9 (lisování skloviny, $t_c = 5$ s).



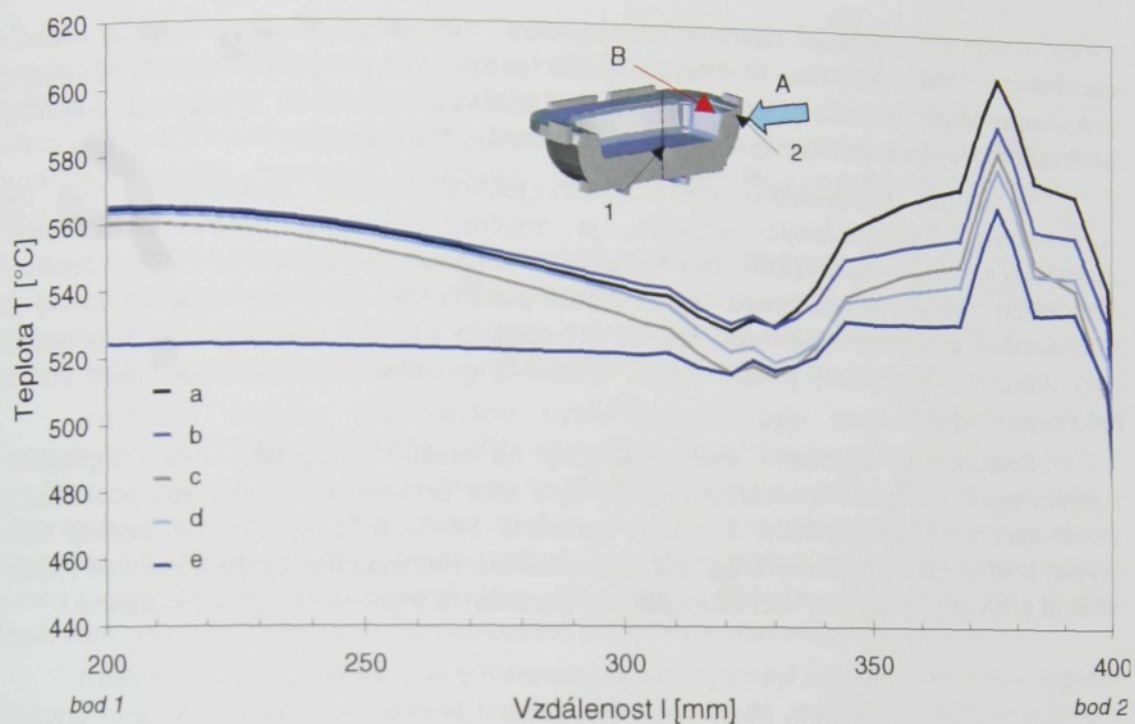
Obr. 7.8 Průběh teplot podél pracovního povrchu sklářské formy (v podélné rovině symetrie) v okamžiku dávkování skloviny pro vybrané alternativy mezi body 1 a 2
a. výchozí uspořádání, b. lokální chlazení (A), c. lokální chlazení (A)- intenzifikace, d. modifikace konstrukce – použité řešení, e. optimalizované řešení – sendvičová forma

Všechny použité modifikace příznivě ovlivňují průběh teplot v kritické oblasti, tj. v okolí přechodu čela výrobku v ouško (viz. B na obr. 7.8); pokles teploty závisí na konkrétní modifikaci – intenzivní chlazení vnějšího povrchu snižuje teplotu v rozmezí cca. 10 – 20 °C, konstrukční modifikace využívající teplosměnných elementů mohou teplotu v kritické oblasti snížit o 25 – 40 °C (obr. 7.8). Intenzivní ochlazování vnějšího povrchu (čela) sklářské formy (viz. A na obr. 7.9) však negativně ovlivňuje teplotní pole v okolí rohů na dně sklářské formy (další pokles teploty).

Na základě vyhodnocení průběhů teplot podél pracovního povrchu sklářské formy se jeví jako optimální aplikace sendvičových forem (křivka e na obr. 7.8), u kterých se rozložení teplotních polí v okamžiku dávkování blíží ideálnímu stavu. Jejich nasazení do provozu by vyžadovalo provedení významnějších zásahů do konstrukce chladicího systému lisu, proto v provozních podmínkách byla ověřována jiná konstrukční alternativa umožňující globální řízení teplotních polí během celého tvarovacího cyklu, která je na obr. 7.8 resp. 7.9 reprezentována křivkou d. Provozní měření prokázala pokles teploty v oblasti pod oušky výlisku o cca. 30 °C oproti původnímu konstrukčnímu uspořádání, a to bez nutnosti intenzivního chlazení pracovního povrchu sklářské formy (v inkriminované oblasti) v průběhu tvarovacího cyklu.

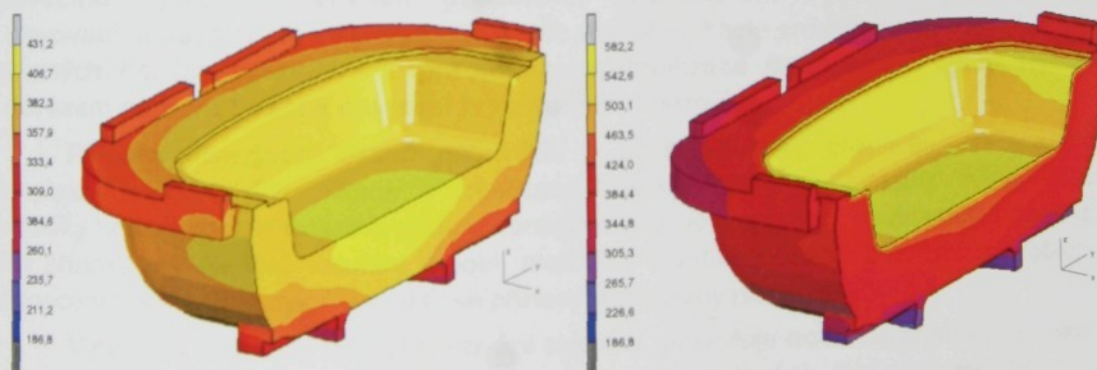
Rozložení teplotních polí v modifikované sklářské formě (alternativa d) v okamžiku dávko-

vání skloviny a během lisování (v čase $t_c = 5s$) je uvedeno na obr. 7.10.



Obr. 7.9 Průběh teplot podél pracovního povrchu sklářské formy (v podélné rovině symetrie) během lisování ($t_c = 5s$) pro vybrané alternativy mezi body 1 a 2

a. výchozí uspořádání, b. lokální chlazení (A), c. lokální chlazení (A)- intenzifikace, d. modifikace konstrukce – použité řešení, e. optimalizované řešení – sendvičová forma



Obr. 7.10 Teplotních polí v okamžiku dávkování skloviny ($t_c = 0 s$) a lisování ($t_c = 5 s$) v modifikované sklářské formě – realizovaná alternativa (40. tvarovací cyklus)

7.3 SHRnutí

V kapitole 7 byla navržena **komplexní metodika přípravy výroby nového sortimentu**. Vzhledem ke složitosti řešené problematiky **vychází navržený postup prediktivní optimalizace z metody predikce korekce (trial error) a „optimální stav“ je hodnocen prostřednictvím minimalizace účelového funkcionálu**.

Vzhledem k charakteru potenciálních technologických problémů, které byly vyhodnoceny v předcházející kapitole, je značná pozornost věnována možnostem **modifikace teplotních polí ve sklářských formách s důrazem na minimalizaci teplotních rozdílů a gradientů teplot podél pracovního povrchu sklářské formy při současném omezení teplotních špiček v průběhu lisování**. Na konkrétních případech byly diskutovány aspekty použití metod lokální a globální modifikace teplotních polí ve sklářských formách.

Realizované výpočetní analýzy ukazují na efektivní uplatnění forem s globálním řízením teplotních polí. Teoretické výstupy byly také potvrzeny v provozních podmínkách. Zkušenosti z výroby potvrdily, že takto upravené sklářské formy obvykle **zvyšují nejen jakost povrchu lisovaných výrobků, ale také stabilitu tvarovacího cyklu a zároveň výrazně snižují citlivost na změny technologických parametrů v průběhu výrobní kampaně**.

8 ZÁVĚR

V disertační práci byla na základě podrobného rozboru faktorů ovlivňujících průběh cyklu tvarování skloviny **navržena** a na konkrétních příkladech z výrobní praxe také **ověřena metodika**, umožňující **identifikaci a lokalizaci technologických problémů** již ve fázi **přípravy výroby nového sortimentu**. Metodika vychází z **obecné koncepce virtuálního modelování cyklu tvarování skloviny**, jejíž principy jsou v práci rovněž podrobně rozebrány.

Výchozím krokem práce byla **podrobná analýza parametrů procesu tvarování**, především teplotních závislostí materiálových vlastností skloviny a časových charakteristik technologických parametrů. Kritické analýze byly podrobeny především **názory na proces sdílení tepla na vzájemném rozhraní mezi sklovinou a sklářskou formou**.

Výpočetní **analýza tvarovacího cyklu lisování** byla realizována **v prostředí komerčního kódu MKP MSC MARC**, přičemž průběh virtuálního tvarovacího cyklu byl řízen externími procedurami implementovanými do jádra výpočetního modulu. V souladu s obecně akceptovanými zásadami byl zjednodušen model materiálového chování v oblasti tvarovacího intervalu a problém řešen jako vázaná termomechanická úloha s konstitutivními vztahy vycházejícími ze zobecněného Newtonova zákona, který byl do modelu implementován prostřednictvím popisu ideálně plastického materiálu.

Reálný průběh teplotních polí v tvarovacích nástrojích byl zajištěn **přenosem tepelné historie** mezi jednotlivými virtuálními tvarovacími cykly podle metodiky navržené autorem. Tento přístup umožnil podrobně **monitorovat průběh jednotlivých fází tvarovacího cyklu**, včetně náběhu tvarovacích nástrojů na pracovní teplotu (kvazistacionární stav), které je dosaženo po stabilizaci technologických podmínek, tj. po několika pracovních cyklech.

Výstupy numerického modelu byly **konfrontovány s provozním měřením** (kontaktní i bezkontaktní měření teploty, kalorimetrická měření), přičemž vzájemné porovnání výsledků **potvrdilo dobrou shodu mezi modelem a průběhem reálného tvarovacího cyklu**. Analýza výsledků počítačového modelování potvrdila, že **průběh lisovacího cyklu je ovlivněn především charakterem vývoje teplotních polí v tvarovacích nástrojích**, v návaznosti na tuto skutečnost byla provedena citlivostní analýza vybraných řídicích parametrů a **prediktivní optimalizace tvarovacího cyklu lisování s důrazem na konstrukci a chlazení tvarovacích nástrojů**.

Přínosy disertační práce pro vědu a praxi spočívají především ve vytvoření komplexní metodiky identifikace a lokalizace kritických míst tvarovacího cyklu, včetně metodiky hodnocení tvarovacího cyklu a koncepce řízeného chlazení; v následující části jsou dílčí přínosy (ve členění virtuální model, metodika identifikace technologických problémů, hodnocení tvarovacího cyklu a praktické přínosy) rozebrány podrobněji.

Vytvořený **virtuální model** tvarování skloviny, poskytuje **nové možnosti** pro analýzu cyklu lisování a umožňuje **monitorování průběhu jednotlivých fází tvarovacího cyklu s respektováním všech významným faktorů ovlivňujících jeho průběh**, včetně návaznosti na lisovací stroj a zohlednění procesu stabilizace provozních podmínek.

Zavedení systému kritérií spolu se systematickou analýzou časového vývoje zatížení, teplotních a deformačních polí a polí rychlostí deformace v průběhu jednotlivých fází tvarovacího cyklu, umožňuje **vyhodnotit a lokalizovat kritická místa technologického procesu a výskyt vad již v předvýrobní fázi**.

Systém obecně známých kritérií pro identifikaci technologických problémů během tvarování skloviny byl doplněn o **kritérium překročení kritické rychlosti deformace**

(hodnocení vzájemné interakce teplotních a polí rychlosti deformace); jeho uplatnění umožňuje identifikovat a lokalizovat technologické vady iniciované zhoršenou zpracovatelností skloviny (fléry, vlasové trhlinky, křehký lom). **Přes silná zjednodušení vykazuje praktická aplikace autorova kritéria dobrou shodu s reálnými výstupy.**

Využití účelového funkcionálu pro popis tvarovacího cyklu umožnilo **objektivizovat** hodnocení **tvarovacího cyklu** a vývoje **teplotních polí v tvarovacích nástrojích.**

Kromě uvedených, vesměs teoretických, přínosů byl, na základě rozboru publikovaných dat, zformulován **výpočetní vztah** pro určení **kritické rychlosti deformace** iniciace **pseudoplastického chování** skloviny NBS 710 v závislosti na viskozitě platný v celém rozsahu měření. Podrobná analýza výsledků **experimentálních měření sdílení tepla na rozhraní skloviny s tvarovacím nástrojem, které byly realizovány různými autory za odlišných technologických podmínek,** umožnila zpřesnění numerických výstupů

Virtuální simulace reálného tvarovacího cyklu umožňuje **identifikovat a lokalizovat technologické problémy již ve fázi přípravy výroby.** Cílené modifikace časového průběhu technologických podmínek umožňují vyhodnotit **vliv změn technologických parametrů a konstrukce tvarovacích nástrojů na průběh celého tvarovacího cyklu** a následně **minimalizovat náklady** spojené s náběhem výroby nového sortimentu, **zvýšit jakost vyráběné produkce** a současně **zkrátit dodací lhůty nového výrobku na trh.**

Možnosti univerzálně využitelné modifikace teplotních polí v tvarovacích nástrojích (tzv. **řízené chlazení sklářské formy** obecně uplatnitelné na karuselových lisech) jsou v práci pouze naznačeny; konkrétní řešení ani podrobný popis principu řešení v práci uváděn není, neboť toto řešení je součástí obchodního tajemství v rámci řešeného úkolu a odběratel nedal svolení ke zveřejnění podrobnějších informací.

Využití **řízeného chlazení tvarovacích nástrojů** na karuselových lisech **minimalizuje vliv nestability technologických podmínek,** podstatným způsobem **zvyšuje kvalitu vyráběné produkce** a při účinném chlazení umožňuje výrazně **zvýšit efektivnost tvarovacího cyklu** (kromě zvýšení výtěžnosti také zkrácení výrobního taktu).

Prezentovaná metodika rozpoznávání a lokalizace technologických problémů byla úspěšně **ověřena v praxi** při řešení řady problémů výroby tvarově i rozměrově nestandardního sortimentu především v a. s. Sklo Bohemia ve Světlé nad Sázavou a částečně i v a. s. Kavalier Sázava. **Zavedení metody řízeného chlazení sklářských forem** do praxe vedlo k výraznému snížení zmetkovitosti vyráběné produkce a **zvýšení efektivnosti výroby.** Mírně modifikovaný postup, uvedený v disertační práci, byl aplikován při řešení grantu MPO „Centra špičkových technologií MPO ČR č. FA E2/086“, jehož výstupem bylo zavedení světově unikátní výroby rozměrově a hmotnostně nadstandardního sortimentu automaticky lisovaného skla do výroby.

9 LITERATURA

- [1] ANDERSON, H. J., LIU, G. Q., OWEN, D. R. J. Computational approaches to the design and forming simulation of glass containers. In Proc. of HVG-NCNG Colloquium. Maastricht: HVG-NCNG, 1991.
- [2] ANGEL, C. A., SCAMEHORN, C. A., LIST, D. J., KIERFFER, J. Glassforming liquid oxides at the fragile limit of the viscosity-temperature relationship. In Proc. of XV International Congress on glass. Leningrad: ICG, 1989, p. 204 – 209.
- [3] BABCOCK, C. L. Silicate glass technology methods. New York: John Wiley & Sons, 1977.
- [4] BELDA, J. a kol. Stanovení teplotních a napětových poměrů ve vybraných sklářských formách: Dílčí výzkumná zpráva státního úkolu III-1-6/3-3, Liberec, VŠST 1987.
- [5] BELDA, J. Sklářské a keramické stroje I. Liberec: VŠST, 1991. Skripta.
- [6] BELDA, J. Sklářské formy z nízkouhlíkaté oceli s výbuchem navařenou vrstvou niklu. Sklář a keramik, 1983, roč. 33, č. 9, ISSN 0037-637X
- [7] BERAN, M., VOLF, M.B. Převod součinitele tepelné roztažnosti na různý teplotní rozdíl. Silikáty, 1958, č. 2, s. 272.
- [8] BOGATYREV, L. S., MACHNAVECKIJ, A. A. Teplofizičeskije svojstva listovogo-stekla. Steklo i keramika, 1976, 33, no. 9, p.7.
- [9] BRDIČKA, M., SAMEK, L., SOPKA, B. Mechanika kontinua. Praha: Academia, 2000. ISBN 80-200-0772-5.
- [10] BRUCKNER, R., YUE, Y., HABECK, A. Load-dependent flow behaviour of silicate glass melts. Glastechnische Berichte, 1994, vol. 67, no. 5, p. 114-129.
- [11] CÉSAR DE SÁ, J. M., NATAL JORGE, R. M., CARDOSO, R. P. R. Simulation of forming of hollow glass containers. In Proc. of Colloquium on Modelling of glass forming processes. Valenciennes: LAMIH Univ. Valenciennes, 1998.
- [12] CIBULKA, J. Některé aspekty simulace razníků sklářských lisů. Sklář a keramik, 2001, roč. 51, č. 4, s. 85 –88, ISSN 0037-637X
- [13] COENEN, M. Wärmeübergang und Halfung in der Granzfläsche Glas – Metal. In Proc. Symposium sur le contact du verre chaud avec le métal. Schaveningen: Union Scientifique continentale du verre, 1964
- [14] COENEN, M. Zusammenhang zwischen Wärmeeindringzahl und Verarbeitbarkeit von Glasschmelzen. Glastechnische Berichte, 1972, vol. 46, no. 5, p. 84-88.
- [15] COSTA, P. Utersuchung der thermischen und geometrischen Kontaktverhältnisse zwischen Glass und Metall bei der Formgebung heissen, zahflussingen Glases. Glastechnische Berichte 1972, vol. 45, no. 6, p. 277-287.
- [16] ČERNOCH, S. Strojné technická příručka. Sv. 2. Praha: SNTL, 1977.
- [17] ČSN 70 0000. Základní sklářské názvosloví. Praha: Vydavatelství úřadu pro normalizaci a měření, 1967.
- [18] DUFFRENE, L., GY, R. , MASNIK, J. E., KIEFFER, J., BASS, J. D. Temperature dependence of the high-frequency viscoelastic behaviour of a soda-lime-slica glass. Journal of American Ceramics Society, 1998, vol. 81, no. 5, p. 1278-1284.
- [19] FANDERLIK, I. Vlastnosti skla. Praha: Informatorium, 1996.

- [20] FANDERLIK, M. Struktura skel. Praha: SNTL, 1971. ISBN 80-85427-91-5.
- [21] FELLOWS, C., SHAW, F. A laboratory investigation of glass to mould heat transfer during pressing. *Glass Technology*, 1978, vol. 19, no. 1, p. 4-9.
- [22] FERRY, J. D. Viscoelastic properties of polymers. New York: Wiley, 1970.
- [23] FRANKE, K. Der Elastizitätsmodul einiger Technischer Gläser in Abhängigkeit von der Temperatur, *Glastechnische Berichte*, 1941, no. 19, p. 113-119.
- [24] FREDERICSON, A., G. Principles and applications of rheology. New York: Prentice-Hall, Englewood Cliffs, 1964.
- [25] FULCHER, G. S. Analysis of recent measurements of the viscosity of glasses. *Journal of American Ceramics Society*, 1925, vol. 8, no. 6, p. 339-355.
- [26] GARDON, R. J. Calculation of temperature distributions in glass plate undergoing heat treatments. *Journal of American Ceramic Society*, 1958, vol. 42, no. 1, p. 200.
- [27] GARDON, R. J. A review of radiant heat transfer in glass. *Journal of American Ceramic Society*, 1961, vol. 44, no. 7, p. 305.
- [28] GEOTTI-BIANCHINI, F. Parameters affecting the workability of container glass. *Glastechnische Berichte* 1992, vol. 65, no. 11, p. 306-314. Part 1, Description of the problem – Melting history, rheology and influence of microstructure.
- [29] GEOTTI-BIANCHINI, F. Parameters affecting the workability of container glass. *Glastechnische Berichte*, 1992, vol. 65, no. 12, p. 329-337. Part 2, Influence of dissolved gasses and of other parameters.
- [30] GRAFF, W., A. A new tool for calculating glass workability values. *Glass Industry*, 1985, no. 5, p. 20-24.
- [31] HESSEKEMPER, H., BRÜCKNER R. Load-dependent flow behaviour of silicate glass melts. *Glastechnische Berichte*, 1988, vol. 61, no. 11, p. 312-320.
- [32] HESSEKEMPER, H., BRÜCKNER R. Relaxation behaviour, high-temperature tensile strength and brittleness of glass melts. *Glastechnische Berichte*, 1989, vol. 62, no. 12, p. 399-409
- [33] HESSEKEMPER, H., BRÜCKNER R. Load-dependent relaxation behaviour of various glass melts with different structural configurations. *Glastechnische Berichte*, 1990, vol. 63, no. 1, p. 1-6.
- [34] HESSEKEMPER, H., BRÜCKNER R. Influence of redox conditions on the isothermal workability of glass melts. *Glastechnische Berichte*, 1990, vol. 63, no. 9, p. 244-254.
- [35] HESSEKEMPER, H., BRÜCKNER R. Elastic constant of glass melt above glass transition temperature from ultrasonic and axial compression measurements. *Glastechnische Berichte*, 1991, vol. 64, no. 2, p. 29-38.
- [36] HESSEKEMPER, H. The importance of dynamic workability for the manufacture of glass. *International Glass Journal*, 1999, vol. 102, p. 142-147. Part 1, Principles.
- [37] HESSEKEMPER, H. The workability of glass melts and new trends in the glass forming. In *Sborník přednášek 11. mezinárodní konference sklářské stroje*. Liberec: ČSS, Technická univerzita v Liberci, 2003, s. 9. ISBN 80-7083-732-2.
- [38] HLAVÁČ, J. Základy technologie silikátů. Praha: SNTL, 1981.
- [39] HLAVÁČEK, J. Sklářské stroje. Praha: SNTL, 1982.
- [40] HÖSCHL, C. Nelineární problémy mechaniky deformovaných těles. Praha: ČSVTS, 1988. Stavba strojů, 124.

- [41] HOTTEL, H. C., SAFORIM, A. S. Přenos tepla záření, SNTL, Praha, 1979.
- [42] CHEN, C., KOBAYASHI, S. Rigid-plastic finite element analysis of ring compression. Application of Numerical Method to Forming Processes, The WAM of ASME, 1978, 163-174
- [43] CHRISTENSEN, R. Theory of viscoelasticity. New York: Academic Press, 1971.
- [44] JECH, Z., GORBAŇ, I. Tepelně stabilní izotermické formy pro strojní lisování skleněných výrobků. Sklář a keramik, 1997, roč. 47, č. 5, s. 93-95. ISSN 0037-637X
- [45] JOHANSSON, L.G. Optimised glass composition for improved production efficiency and glass quality. International glass journal, 1999, vol.102, p. 138-141.
- [46] JONES, P. , BASNETT, P. Heat transfer during the glass forming process. In Proc. Symposium sur le contact du verre chaud avec le métal. Schaveningen: Union Scientifique continentale du verre, 1964
- [47] KALČÍK, J., SÝKORA, K. Technická termomechanika. Praha: Academia, 1973.
- [48] KENT, R. - RAWSON, H. An experimental and theoretical investigation of glass pressing. Glass Technology, 1971, vol. 12, no. 5, p. 117-127.
- [49] KIRSCH, R. a kol. Kovy ve sklářství. Praha: Informatorium, 1992. ISBN 80-85427-13-3.
- [50] KLEBSA, V. Technologie skla a keramiky I. Liberec: VŠST, 1981. Skripta.
- [51] KUNEŠ, J. Modelování tepelných procesů. Praha: SNTL, 1989. ISBN 80-03-00134.
- [52] LAKATOS T., JOHANSSON L., G. The effect of some glass components on the viscosity of glass. Glasteknisk tidskrift, 1972, vol. 27, no 2, p. 25 - 28
- [53] LARIKOV, L. N., JURČENKO, J. F. Těplovýje svojstva mětallov i splavov. Kyjev: Naukova Dumkka, 1985. Spravočnik - Struktura i svojstva metallov i splavov..
- [54] LI, J. H., UHLMANN, D., R. The flow of glass at high stress levels I. Non-Newtonian behaviour of homogeneous 0,8Rb2O- 0,92 SiO₂ glasses. Journal of Non-Crystalline solids, 1970, vol. 84 , no. 3, p. 127 -147.
- [55] Linder Maschinen: katalog sklářských lisů [online], Grafenau, SRN: Lindner, 2000. Dostupné na WWW:< www.lindner.inet-nb.de>.
- [56] LIU, G. Q., OWEN, D. R. J., ANDERSON, H. J. Computational modelling of glass container forming processes. In Proc. of Colloquium on Modelling of glass forming processes. Valenciennes: Univ. Valenciennes, 1998.
- [57] LOCHEGNIES, D., et. al. Finite element contributions to glass manufacturing control and optimisation. Glass Technol., 1996, vol. 37, no. 4, p. 128-132. Part. 1, Creep forming of flat volumes.
- [58] LOCHEGNIES, D. , et. al. Finite element contributions to glass manufacturing control and optimisation. Glass Technol., 1996, vol. 37, no. 5, p.169-174. Part. 2, Blowing, pressing and centrifuging of hollow items.
- [59] LYKOV, A. Teorija teploprovodnosti. Moskva: Gosizdat tehnikotěoretičeskoj literatury, 1952.
- [60] MACEDO, P., B., SIMMONS, J., H., HALLER, W. Spectrum of Relaxation Times and Fluctuation Theory: Ultrasonic Studies on an Alkali-Borosilicate Melt. Phys. Chem. Glasses, 1968, no. 9, p. 156.
- [61] MANN, P., BRUCKNER, R. Non-Newtonian behaviour of soda-lime silicate glass at high deformation rates. Glastechnische Berichte, 1988, vol. 61, no. 2, p. 46-56.

- [62] MARC. Analysis Research Corporation: manuál. Palo Alto: MARC, 1996, vol. A, User information, theory.
- [63] MARC. Analysis Research Corporation: manuál. Palo Alto: MARC, 1996, vol. D, user subroutines – special routines.
- [64] MATOUŠEK, I., JIRMAN, P. Dynamické modelování vývoje teplotních polí na prostorových modelech. Sklář a keramik, 1993, roč. 43, č. 8, s. 190-193, ISSN 0037-637
- [65] MATOUŠEK, I., CIBULKA, J. Analýza teplotního pole razníku a formy na lisu NOVA: výzkumná zpráva HS 6126/380. Liberec: Technická univerzita v Liberci, 1997.
- [66] MATOUŠEK, I., CIBULKA, J. Analýza rozložení teplotních polí ve sklářské formě a návrh opatření vedoucích k jejich optimalizaci (PRIMA 69011/225): výzkumná zpráva HS 8151/380. Liberec: Technická univerzita v Liberci, 1998.
- [67] MATOUŠEK, I., CIBULKA, J. Numerická simulace teplotního pole formy a razníku na počítači: výzkumná zpráva HS 7105/380. Liberec: Technická univerzita v Liberci, 1998.
- [68] MATOUŠEK, I. The improvement of product quality based on numerical simulation of glass forming cycle. In proceedings of the 5th ESG Conference – Glass science and technology for the 21st century. Praha: ČSS, 1999.
- [69] MATOUŠEK, I., CIBULKA, J. Analýza teplotních polí sklářské formy a návrh optimalizačních opatření: výzkumná zpráva, HS 2147/2380. Liberec: Technická univerzita v Liberci, 2001.
- [70] MATOUŠEK, I. The Virtual Modeling of Glass Forming Cycle - Means for Optimization of the Real Glass Forming Cycle. In proc. of Conference - Glass in the New Millennium: Challenges and Break-through Technologies. Amsterdam: NCNG, 2000.
- [71] MATOUŠEK, I. Numerical simulation and optimisation of glass forming cycle. In. Proc. of Colloquium on Modelling of Glass Forming and Tempering. Vallenciennes: LAMIH Univ. Vallenciennes, 2002
- [72] MATOUŠEK, I. Numerická simulace – efektivní nástroj optimalizace cyklu lisování skloviny. Sklář a keramik, 2003, roč. 53, č. 7-8, ISSN 0037-637X
- [73] MATOUŠEK, I. Optimisation of Glass Pressing Cycle in Pre-manufacture Stage. Glastechn. Ber. Glass Sci. Technol. 2004, vol. 77 C, p. 290-300. ISSN 0946-7475.
- [74] MC GRAW, D. A. Transfer of heat in glass during forming. J. Amer. Ceram. Soc., 1961, vol. 44, no. 7, s. 353
- [75] MC GRAW, D. A. Heat transfer at the glass-mould interface. Glastechnische Berichte 1973, vol.46, no. 8.
- [76] MENČÍK, J. Příspěvek k analýze přestupu tepla mezi sklovinou a formou. Sklář a keramik, 1979, roč. 29, č. 5.
- [77] MERCHANT, H. D. Influence of metal roughness on surfacetexture of glass. Amer. Ceram. Soc. Bull., 1963, vol. 44, no. 2.
- [78] MICHEJEV, M. A., MICHEJEVA, I.M. Osnovy teploperedači. Moskva: Izd. Energija, 1973.
- [79] MILLS, J. J. The viscoelastic response of glass during forming. Glass Technology, 1973, vol. 14, no. 4, p. 101-105.

- [80] MOORE, J., SHARP, D. E. Note on calculation of effect of temperature and composition on specific heat of glass. *Journal of American Ceramic Society*, 1958, vol. 41, no. 11, p. 461-463.
- [81] MUKI, R., STERNBERG, E. On transient thermal stresses in viscoelastic materials with temperature - dependent properties. *J. Appl. Mech.*, 1961, vol. 28, p. 193 -207.
- [82] NOŽIČKA, J. Sdílení tepla. Praha: Vydavatelství ČVUT, 1997.
- [83] OWEN, D. R. J., HINTON, E. *Finite Elements in Plasticity: Theory and Practice*. Swansea: Pineridge Press, 1980.
- [84] PČELJAKOV, S. K., GULOJAN, J. A. Tepelný přenos na rozhraní sklo – sklářská forma. *Steklo i keramika*, 1985, vol. 42, no. 9, p. 14-15.
- [85] PITTMAN, J. F. T., ZIENKIEWICZ, O. C., WOOD, R. D a kol. *Numerical analysis of forming processes*. Chichester: John Wiley & sons, 1984. ISBN 0 471 90389 2.
- [86] POOLE, J. P. Glass workability. *Glass industry*, 1967, no. 3, p.129-136.
- [87] POOLE, J. P. Forming processes. In *Proc. of XI. International Congress on glass*. Praha: Glass 77, 1977.
- [88] PROCHORENKO, O., osobní sdělení, 1999.
- [89] RATCLIFE, E., H. A survey of most probable values for the thermal conductivities of glasses. *Glass Technology*, 1963, vol. 4, no. 4, p.113.
- [90] RATTANA, S., LOMAGE, T., BERGHEAU, J. M., MITON, A. Numerical simulation of glass forming process. In *Proc. of XVIII International Congress on glass*. San Francisco: IGS, 1998.
- [91] RAWSON, H. Why do we make glass so weak? *Glastechnische Berichte*, 1988, vol. 61, no. 9, p. 231-245.
- [92] RAWSON, H., WLOSINSKI, W. K. A laboratory investigation of glass pressing. *Glass Technology*, 1968, vol. 9, no. 2, p. 45-5.
- [93] REKTORYS, K. a kol. *Přehled užité matematiky*. Praha: SNTL, 1981.
- [94] RIESER, D. – MANS P.: Chování formového materiálu ve styku se sklem, *Sklář a keramik*, 53, 2003, 11-12, s. 285 – 289, ISSN 0037-637X
- [95] RICHTER, F. *Physikalische Eigenschaften von Stählen und ihre Temperaturabhängigkeit*, stahleisen-sonderberichte: heft 10. Düsseldorf: Verlag Stahleisen M. B. H., 1983.
- [96] RUSS, A. Die Wärmeleitfähigkeit von Glasern in Abhängigkeit von der chemischen Zusammensetzung, *Sprechsaal – Cuburg*, 1928, vol. 61, p. 887 – 907
- [97] SADEGH, N., et al. Modelling the glass forming process. *Glass Technology*, 1997, vol. 38, no. 6, p. 216-218.
- [98] SAKOSKE, G. E., REKHSOON, S. M., COOPER, A. R. Flow and fracture of glass cylinders pressed between parallel plates. In *Proc. of XV International Congress on glass*. Leningrad: ICG, 1989.
- [99] SAZIMA, M., et. al. *Teplo: technický průvodce*. Praha: SNTL, 1989. ISBN-80-03-00043-2.
- [100] SHARP, D. E., GINTHER, L.B. Effect of composition and temperature on the specific heat of glass. *Journal of American Ceramic Society*, 1951, vol. 34, no. 9, p. 260-271.
- [101] SHARP, D. E. HSP, řada VII, sv. 12, s. 76

- [102] SHELBY, J. E. Introduction to glass science and technology. Cambridge: RSC, 1997. ISBN: 0-85404-533-3.
- [103] SCHILL F. Chlazení skla. Praha: Informatorium, 1993.
- [104] SCHUMACHER, R. Thermische und mechanische Vorgänge beim Verpressen einer zähflüssigen Glasschmelze. Glastechn. Ber.. 1994, vol. 47, no. 4, p.239-250.
- [105] SIMMONS, J. H., OCHOA, R., SIMMONS, K. AND MILLS, J. J. Non-Newtonian viscous flow in soda-lime-silica glass. Journal of Non-Crystalline Solids, 1988, no. 105, p. 313-322.
- [106] SIMMONS, J. H., SIMMONS, C. J. Non-Newtonian viscous flow in glass forming. Bulletin Am. Ceram. Soc., 1989, no. 68, p. 1949-55.
- [107] SMRČEK, A. Zákonitosti přestupu tepla při tvarování sklovin: I. Část. Sklář a keramik, 1968, roč. 18, č. 2, s. 40-43,
- [108] SMRČEK, A. Zákonitosti přestupu tepla při tvarování sklovin: II. Část. Sklář a keramik, 1968, roč. 18, č. 4, s. 96-98.
- [109] SMRČEK, A. Strojní tvarování skla. Praha: SNTL, 1981.
- [110] SOBOTKA, Z. Reologie hmot a konstrukcí. Praha: Academia, 1981.
- [111] STANĚK, J. Foukání a lisování skla. Praha: SNTL, 1971.
- [112] STEIDL, L., a kol. Úvod do proudění tekutin a sdílení tepla. Praha: Academia, 1975.
- [113] ŠATAVA, VI. Úvod do fyzikální chemie silikátů. Praha: SNTL/SVTL, 1965.
- [114] ŠESTÁK, J., RIEGER, F. Přenos hybnosti, tepla a hmoty. Praha: Vydavatelství ČVUT, 2000.
- [115] ŠORIN, S. N. Sdílení tepla. Praha: SNTL, 1968.
- [116] TOOLEY, F. V. The Handbook of Glass Manufacture: volume 1. New York: Ashlee Publishing Co. Inc., 1984. ISBN 0-911993-20-7.
- [117] TOOLEY, F. V. The Handbook of Glass Manufacture: volume 2. New York: Ashlee Publishing Co. Inc., 1984. ISBN 0-911993-21-5.
- [118] TRIER, W. Temperature distribution and heat flow in glass inblank moulds of container machines. Journ. Amer. Cer. Soc., 1961, vol. 44, no. 7, p. 339
- [119] TRIER, W., STRAUB, F. Wärmeabgabe des Glases in der Vorform. Glastechn. Ber. 1963, vol. 36, no. 7, p. 253.
- [120] TRNKA, J. Sklářské formy. Praha: SNTL, 1972.
- [121] VAN DER LINDEN, B. J. Domain decomposition in radiative heat transfer computations using the algebraic ray trace method In Proc. of 2th Colloquium on Modeling of glass forming and tempering. Valenciennes: LAMIH Univ. Valenciennes, 2002.
- [122] VILNER, D., E. – ILJINA, O., V.: Trudy Leningradskovo zavoda optičeskovo stěkla, Leningrad, 1939
- [123] VODSEĎÁLEK, J., VYSTYD, M., PECH, R. Vlastnosti a použití žárovevých ocelí a slitin. Praha: SNTL, 1974.
- [124] VOLF, M. Sklo ve výpočtech. Praha: SNTL, 1984.
- [125] VOLF, M., aj. Tepelné vlastnosti skel. Praha: SNTL, 1968.
- [126] WILLIAMS, M. L., LANDEL, R. F., FERRY, J. D. The temperature dependence of relaxation mechanisms in amorphous polymers and other glass-forming liquids. J Am. Chem. Soc. , 1955, no. 7.

- [127] WOJTASIK, M. Formowanie wyrobów szklanych w formach metalowych. Szkło i ceramika, 1978, vol. 29, no. 3, p. 60. Szkło i ceramika, 27, 1976, č. 10, s. 260
- [128] WOJTASIK, M. Konstrukcja metalowych form szklanych. Szkło i ceramika, 1977, vol. 28, no. 8, p. 203.
- [129] ZEID, I. CAD/CAM theory and practice. New York: Mc Graw – Hill, 1991. ISBN 0-07-072857-7.
- [130] ZIENKIEWICZ, O. C., TAYLOR, R. L. The finite element method: Volume 2.: Solid and fluid mechanics, dynamics and non-linearities. London: McGraw - Hill, 1989. ISBN 0-07-084175-6.
- [131] ZIENKIEWICZ, O. C., TAYLOR, R., L. The finite element method: Volume 1.: Basic formulation and linear problems. London: McGraw - Hill, 1989.
- [132] ZIMMERMANN, H. The importance of dynamic workability for the manufacture of glass, part II.: Realisation in a new concept of controlling, International Glass Journal, 1999, vol. 102, p.. 148 – 151
- [133] ZIMMERMANN, H., MERKWITZ, M., STRACK, A. Dynamic workability in glass conditioning and glass processing. Glass, 2000, no. 10, p. 269 -270.



POČÍTAČOVÉ MODELOVÁNÍ V AUTOMATIZOVANÉ
VÝROBĚ LISOVANÉHO SKLA
(Teze disertační práce)

IVO MATOUŠEK

Název	POČÍTAČOVÉ MODELOVÁNÍ V AUTOMATIZOVANÉ VÝROBĚ LISOVANÉHO SKLA
Autor	Ing. Ivo Matoušek
Vydavatel	Technická univerzita v Liberci, Hájkova 6, Liberec Fakulta strojní TU v Liberci
Schváleno	Roktorátem TUL dne 4. 10. 2005 čj. RE 108/05
Vyšlo	v říjnu 2005
Počet stran	28
Číslo publikace	55-083-05

Tato publikace neprošla redakční ani jazykovou úpravou.

ISBN 80-7083-988-0

říjen 2005

**POČÍTAČOVÉ MODELOVÁNÍ V AUTOMATIZOVANÉ
VÝROBĚ LISOVANÉHO SKLA**
(Teze disertační práce)

Autor:	Ing. Ivo Matoušek
Studijní program:	P2302 Stroje a zařízení
Studijní obor (zaměření):	2302V010 Konstrukce strojů a zařízení (sklářské a keramické stroje)
Školící pracoviště:	katedra sklářských a keramických strojů
Školitel:	Doc. Ing. František Novotný, CSc.

Disertace je k dispozici v Univerzitní knihovně - Voroněžská 13, 461 17 Liberec.

Liberec 2005

OBSAH

1	Formulace cílů disertační práce	4
2	Koncepce virtuálního modelování cyklu tvarování	5
2.1	Reálný tvarovací cyklus	6
2.2	Matematický popis výpočetního modelu	6
2.3	Požadavky na výpočetní model	6
2.3.1	Řešič	7
2.3.2	Materiálové vlastnosti	8
2.2.3	Okrajové podmínky	8
2.4	Hodnocení cyklu lisování skloviny	9
3	Výsledky simulace reálného tvarovacího cyklu	10
3.1	Verifikace datových vstupů	11
3.2	Monitorování pracovního cyklu tvarování nového výrobku	12
4	Modifikace teplotních polí v tvarovacích nástrojích	15
5	Závěr	18
6	Resume (cz)	20
7	Resume (eng)	21
8	Přehled symbolů	22
9	Literatura	23
10	Seznam vybraných publikací autora	25

Recenzenti: Doc. Ing. Jaroslav Belda, CSc.
Ing. Roland Kirsch, CSc.
Prof. Ing. Jaroslav Menčík, CSc.

Termín obhajoby:
ISBN: 80-7083-988-0

1 FORMULACE CÍLŮ DISERTAČNÍ PRÁCE

Lisování skloviny je významnou sklářskou technologií. Současné trendy ve výrobě lisovaného užitého skla směřují k produkci tvarové a rozměrově nestandardního sortimentu, jehož výroba je ve většině případů zdrojem významných technologických problémů, které jsou identifikovány až v průběhu provozních zkoušek. Pro zvýšení efektivnosti výroby při dosažení požadované úrovně jakosti vyráběné produkce je nutná predikce výrobních problémů již ve fázi přípravy výroby. Tradiční postupy, vycházející z empirického základu, však efektivní vyhodnocení úrovně průběhu tvarovacího cyklu, natož jeho následnou optimalizaci, neumožňují.

Předložená disertační práce se zabývá možností využití prostředků počítačového modelování pro analýzu jednotlivých fází tvarovacího cyklu v automatické výrobě lisovaného sortimentu.

Příspěvky zabývající se problematikou výpočetních simulací procesů tvarování skloviny již byly v odborné literatuře publikovány, ale naprostá většina z nich [33, 36] je orientována pouze na teoretické aspekty řešení úlohy a její algoritmicita. Aplikaci možnosti virtuálních modelů jsou prezentovány zřídka, přičemž pozornost autorů je zaměřena především na modelování procesu lisování [2]. Počítačové modely bývají výrazně zjednodušeny, na počátku tvarování je předpokládáno homogenní rozložení teplotních polí v tvarovacích nástrojích, proces dávování skloviny není uvažován a také teplotní závislosti materiálových vlastností bývají někdy zanedbány [20, 21].

Hlavním cílem disertační práce bylo vytvoření komplexní metodiky pro monitorování průběhu jednotlivých fází lisovacího cyklu, včetně identifikace a lokalizace kritických míst a následné optimalizace tvarovacího cyklu již v průběhu předvýrobní etapy.

Konečného záměru bylo dosaženo postupným naplňováním dílčích kroků, mezi které patřily:

- podrobná analýza faktorů ovlivňujících průběh cyklu lisování skloviny;
- zobecnění požadavků na proces tvarování skloviny s důrazem na dosažení jakostní produkce lisovaného sortimentu;
- formulace metodiky popisu tvarovacího cyklu založené na využití prostředků počítačového modelování;
- návrh kritérií pro identifikaci a lokalizaci technologických problémů;
- návrh ucelené metodiky numerické simulace pro monitorování průběhu virtuálního tvarovacího cyklu skloviny s identifikací a lokalizací technologických problémů;
- návrh postupu prediktivní optimalizace cyklu lisování skloviny;
- ověření navržené metodiky v provozní praxi.

Metodicky disertační práce vychází z podrobného rozboru jednotlivých fází tvarovacího cyklu a obsáhle literární rešerše zaměřené na vyhodnocení materiálových vlastností sklovin, problematiku zpracovatelnosti sklovin a stability tvarovacího cyklu [10 až 16, 22, 32], sdílení tepla a teoretické a praktické aspekty počítačového modelování se zaměřením na procesy tvarování sklovin.

Syntéza získaných výsledků je podkladem pro definici výpočetního modelu, který je základním prostředkem pro dosažení stanovených cílů.

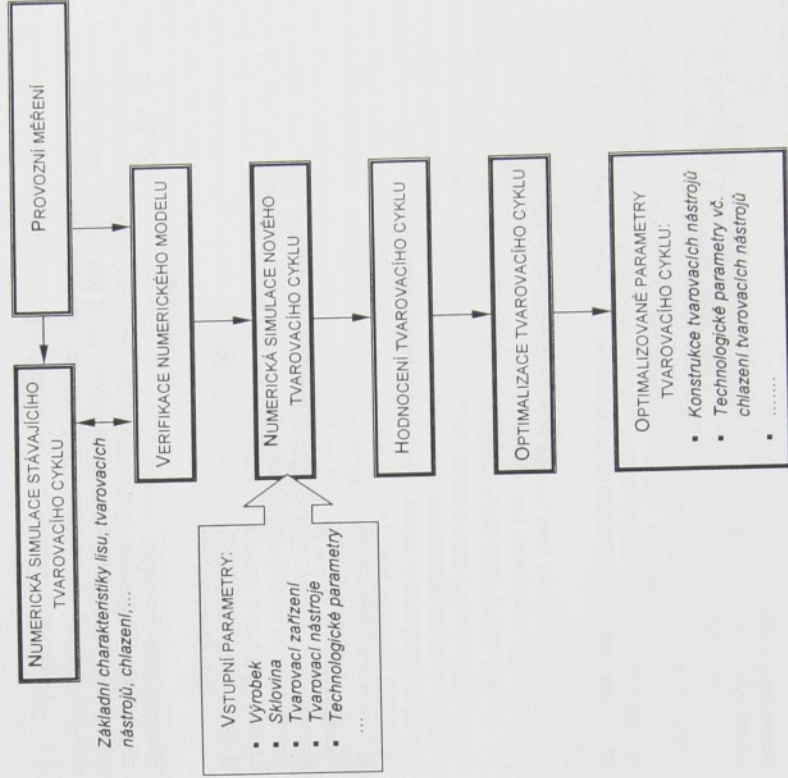
Vzhledem k rozsahu a komplexnosti řešení problematiky je značná část práce věnována identifikaci a rozboru vybraných parametrů tvarovacího cyklu. Důležitou součástí

disertační práce jsou také verificační měření realizovaná v provozní praxi.

2 KONCEPCE VIRTUÁLNÍHO MODELOVÁNÍ CYKLU TVAROVÁNÍ

V disertační práci byla vytvořena ucelená koncepce prediktivní analýzy, identifikace a lokalizace potenciálních technologických problémů (obr. 1). Jádrem uvedeného řešení je komplexní počítačový model umožňující monitorování průběhu jednotlivých fází reálného tvarovacího cyklu. Důraz je kladen na provozní měření a důslednou verifikaci datových vstupů.

Navržený postup je univerzální, plně použitelný jak pro identifikaci technologických problémů v předvýrobní fázi přípravy výroby nového sortimentu, tak i pro analýzu stávajícího tvarovacího cyklu a jeho následující optimalizaci.



Obr. 1 Posloupnost kroků komplexní simulace – rozšířené schéma

2.1 REÁLNÝ TVAROVACÍ CYKLUS

Lisování sklovin je ve srovnání s ostatními metodami tvarování poměrně jednoduchým výrobním postupem, skládajícím se z posloupnosti dílčích, po sobě následujících a pravidelně se opakujících kroků - dávkování, tvarování, chlazení výrobku a příprava formy na následující pracovní cyklus. Přes zdánlivou jednoduchost je cyklus lisování sklovin na automatických lisech komplexním procesem s vysokými nároky na dodržení stabilních technologických podmínek.

2.2 MATEMATICKÝ POPIS VÝPOČETNÍHO MODELU

Lisování sklovin je termomechanickým procesem s dominantním vztahem mezi přenosem tepla a viskózním tokem sklovin. Změny teploty jednotlivých komponentů soustavy ovlivňují přenos tepla v celém systému a výrazná teplotní závislost viskozity sklovin významně ovlivňuje tok materiálu a následně i kvalitu vyráběné produkce.

Po zjednodušení (radiální vlastnosti jsou popsány prostřednictvím efektivní vodivosti, elastická složka deformace je v rozsahu teplot odpovídajících intervalu tvarování zanedbána a sklovina je považována za nestlačitelnou, obecně ne-Newtonskou kapalinu) lze řešení úlohu popsat podle [1, 19] bilančními rovnicemi (1, 2), doplněnými odpovídajícími okrajovými podmínkami a příslušnými konstitutivními vztahy (3).

$$\rho \frac{dv_i}{dt} = X_i + \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \tag{1}$$

$$\rho \cdot c \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\lambda \cdot \text{grad} T) - \sigma'_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} \tag{2}$$

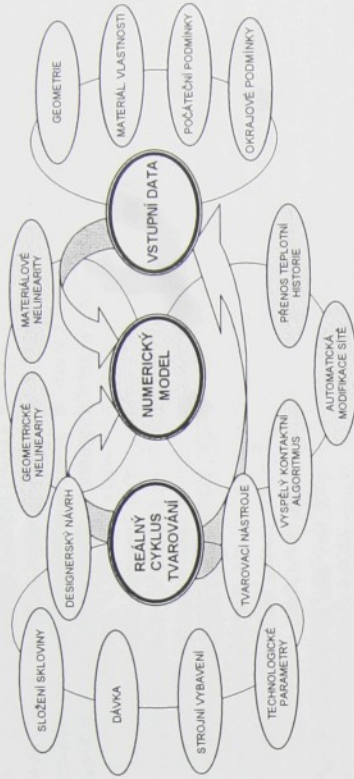
$$\sigma'_{ij} = 2\eta(T, \dot{\epsilon}) \dot{\epsilon}_{ij} \tag{3}$$

Efektivním postupem řešení úloh, jejichž řešení nelze nalézt v „uzavřeném tvaru“, je využití příbližných numerických metod, v tomto případě metody konečných prvků (MKP) a metody konečných objemů (MKO). V této práci byla upřednostněna MKP (h-metoda), konkrétně její deformační alternativa s Lagrangeovým popisem souřadnicového systému [44, 45].

3 POŽADAVKY NA VÝPOČETNÍ MODEL

Pro získání spolehlivých výstupů musí výpočetní model adresovat všechny významné aspekty ovlivňující průběh cyklu tvarování sklovin. V souladu s obr. 2 lze požadavky na výpočetní model formálně rozčlenit do dvou základních kategorií:

- požadavky na řešič (procesor) výpočetního systému MKP
- požadavky na popis, integraci a přesnost vstupních dat.



Obr. 2 Vztah mezi numerickým modelem a reálným tvarovacím cyklem

2.3.1 ŘEŠIČ

Řešič (procesor) výpočetního systému musí umožnit řešení vázané termomechanické úlohy (1, 2) s výraznými geometrickými (velká posunutí i velké přetvoření) a materiálovými nelinearitami a časově proměnným kontaktem. Konstitutivní vztahy pro popis termoviskoplastického materiálu (3) mohou být do výpočetního modelu integrovány prostřednictvím materiálového modelu ideálně plastického (viskoplastického) materiálu, přičemž důležitou charakteristikou je specifikace vlastností materiálu v závislosti na teplotě a rychlosti deformace.

Při použití Lagrangeova systému je nezbytná eliminace neakceptovatelných deformací aktualizací výpočetní sítě, tzv. rezoningem, vždy po několika výpočetních krocích. Pro efektivní řešení problému virtuálního tvarování sklovin je proto žádoucí integrace spolehlivého automatického generátoru sítě konečných prvků, umožňujícího po dosažení kritické úrovně deformace efektivní regeneraci výpočetní sítě.

Vzhledem k cyklickému charakteru tvarování sklovin a postupnému vývoji teplotních polí v reálných tvarovacích nástrojích v počáteční fázi tvarování (náběh na pracovní teplotu) je zásadním požadavkem také přenos teplotní historie mezi jednotlivými pracovními cykly a fázemi tvarování.

Významným faktorem ovlivňujícím průběh lisovacího cyklu je termomechanická interakce sklovin a tvarovacích nástrojů na jejich vzájemném rozhraní. Kromě specifikace standardních nelineárních okrajových podmínek je nutná implementace spolehlivého automatického kontaktního algoritmu.

Vývoj vlastního nelineárního programu MKP je značně časově náročný. Podstatně efektivnější cestou pro realizaci virtuálních simulací procesů tvarování sklovin je využití komerčních kódů.

Všechny numerické simulace prezentované v této práci byly realizovány v prostředí nelineárního komerčního kódu MKP MSC MARC [23]. Tento výpočetní systém splňuje výše uvedené požadavky, jeho předností je otevřenost, umožňující modifikaci výpočetního kódu prostřednictvím uživatelských podprogramů.

2.3.2 MATERIÁLOVÉ VLASTNOSTI

Úroveň zpracovatelnosti skloviny je určena zejména interakcí technologických parametrů tvarovacího cyklu a reologických a termomechanických vlastností tvarované skloviny. Konstitutivní chování skloviny v teplotním rozsahu tvarovacího intervalu je definováno vztahem [31]

$$\bar{\sigma} = 3\eta(\dot{\epsilon})\dot{\epsilon}. \quad (4)$$

Teplotní závislost viskozity skloviny konkrétního chemického složení byla popsána VFT rovnici [8]

$$\log \eta(T) = A + \frac{B}{T - T_0}, \quad (5)$$

kde A , B a T_0 jsou empirické konstanty. Vliv nelinearity viskózního toku při vyšších rychlostech deformace byl ve výpočetním modelu popsán Simmons-Montroseovým vztahem [39]

$$\eta = \frac{\eta_0}{1 + \dot{\epsilon}_0 t_0 \frac{G_\infty}{\sigma_c}}, \quad (6)$$

ve kterém η je skutečná hodnota dynamické viskozity, η_0 nominální hodnota dynamické viskozity (5), t_0 doba relaxace, G_∞ smykový modul pružnosti, σ_c kohezní pevnost $\dot{\epsilon}_0$ tečná složka rychlosti deformace.

Rozložení teplotních polí je ovlivněno zejména **tepelnou vodivostí**, která však není u většiny sklovin (s výjimkou některých speciálních sklovin intenzivně zbarvených ionty vybraných těžkých kovů) pouhou materiálovou konstantou, neboť její celková velikost je dána interakcí fononového a fotonového mechanismu. Celková tepelná vodivost byla v modelu popsána tzv. efektivní hodnotou, danou prostým součtem konduktivní a radiální složky.

Pro výpočet teplotní závislosti **měrného tepla** bylo použito rovnice odvozené Sharpem a Gintherem [7] [28, 37]

$$c_p = \frac{0,00146(\sum f_a)T + 2(\sum f_a)T + \sum f_c}{(0,00146T + 1)^2}, \quad (7)$$

ve které a_i jsou teplotní faktory jednotlivých oxidů, c_i teplotně nezávislé faktory jednotlivých oxidů a f_i jejich hmotnostní procenta. Protože tento vztah není použitelný pro skla olovnatá, bylo k popisu teplotní závislosti měrného tepla olovnatého křehlého použito literárních zdrojů [43].

Měrnou hmotnost je možné vypočítat na základě aditivního principu s využitím faktorů publikovaných Děmkinovou [43]. Vzhledem k relativně nízké citlivosti měrné hmotnosti na změny teploty nebyly její variace ve výpočetním modelu uvažovány.

Pro specifikaci teplotních závislostí materiálových vlastností tvarovacích nástrojů bylo použito literárních zdrojů [5, 18, 35, 42]. Konstitutivní vztahy byly do výpočetního modelu implementovány prostřednictvím externí subrutiny zohledňující vliv teploty a rychlosti deformace.

2.3.3 OKRAJOVÉ PODMÍNKY

Okrajové podmínky příslušející rovnici mechanické rovnováhy (1) vyplývají přímo ze zadání konkrétního problému tvarování skloviny (časová závislost posuvu razniku, uložení jednotlivých komponentů tvarovacích nástrojů, kontaktní vazby....). Specifikace okrajových

podmínek pro konkretizaci bilanční rovnice 2., tj. časových průběhů přestupu tepla ze skloviny do tvarovacích nástrojů, z tvarovacích nástrojů či tvarované skloviny do chladicího média nebo přestup tepla ze sklářské formy do rámu stroje, je vzhledem k omezené znalosti parametrů značně obtížná. Všeobecně jsou za nejdůležitější považovány děje na rozhraní mezi sklovinou a tvarovacími nástroji. V průběhu vzájemného kontaktu se intenzita přestupu tepla ze skloviny do tvarovacích nástrojů výrazně mění, přičemž kvalita vzájemného kontaktu závisí nejen na teplotě a působícím tlaku, ale také na drsnosti, stupni oxidace, znečištění a porovitosti povrchu tvarovacích nástrojů, přítomnosti mazadel a intenzitě mazání [3, 4, 7, 24, 26, 38, 41].

Definice časové závislosti **tepelného odporu na fázovém rozhraní sklovina – kov**, popsaná prostřednictvím **součinitele přestupu tepla** $\alpha_{sf}(t)$ byla kritickým bodem přípravy virtuálního modelu. Celý proces sdílení tepla na vzájemném rozhraní byl formálně rozdělen do tří časových úseků (dávkování, lisování, postlisovací fáze), přičemž časový průběh součinitele přestupu tepla během lisování je řízen prostřednictvím jednoho ze **čtyř modelů**, které vycházejí buď z experimentálních měření [7, 24] nebo z teorie dokonalého kontaktu resp. modifikovaných vztahů [25, 41]. Uvedené modely byly do výpočetního modelu implementovány prostřednictvím **externí procedury**, která umožňuje vyhodnotit dobu vzájemného kontaktu, průběhy teplot a velikost tlakových sil v okolí kontaktních ploch. Po odjezdu razniku z lisovací polny dochází k nárůstu tloušťky vzduchové mezivrstvy a následně i k výraznému poklesu součinitele přestupu tepla α_{sf} , jeho hodnota byla v této fázi lisovacího cyklu definována vztahem platným pro popis sdílení tepla v omezeném prostoru [29], přičemž předpokladaná tloušťka vzduchové mezery se pohybuje v intervalu 0,1 – 0,2 mm.

Na vnějším povrchu tvarovacích nástrojů a skloviny ve styku s chladicím médiem se uplatňuje současně sdílení tepla konvekcí a radiací. Konvektivní složka součinitele přestupu tepla je určena prostřednictvím podobnostních čísel – Nusseltovo, Reynoldsovo, Prandtlovo, Grashofovo, Rayleighovo, Péclétovo [19, 29], celková hodnota je pak superpozicí obou složek. Princip superpozice byl použit také pro popis sdílení tepla v chladicí dutině razniku, kde v průběhu lisovacího cyklu dochází k interakci sdílení tepla nucenou konvekcí a bublinkového, příp. blanového varu [29].

Okrajové podmínky byly do výpočetního modelu implementovány prostřednictvím externích podprogramů, aktuální hodnoty jsou vyhodnocovány v každém iteračním kroku v závislosti na aktuálních podmínkách (teplota, tlak, překročení referenční teploty nastavené na razniku).

2.4 HODNOCENÍ CYKLU LISOVÁNÍ SKLOVINY

Výstupem výpočetního modelu (MKP) je časový vývoj teplotních, deformačních a napětových polí a pole rychlosti deformace v tvarované sklovině a tvarovacích nástrojích v průběhu jednotlivých fází analyzovaného tvarovacího cyklu. Východiskem pro **identifikaci a lokalizaci** technologických problémů je stanovení **základních kritérií hodnocení průběhu** analyzovaného **tvarovacího cyklu**.

Vady jako **nedolisování výlisku** nebo jeho **nedochlazení** (samovolná deformace) lze v průběhu virtuálního tvarovacího cyklu identifikovat přímo na základě **analýzy vývoje deformačních polí** ve sklovině a **průběhu lisovací síly** resp. **vyhodnocení vývoje teplotních polí (dynamické viskozity) v tvarovaném výrobku** v okamžiku jeho vyjímání. Definice kritické hodnoty viskozity je vzhledem ke značnému rozptylu publikovaných výsledků [6] problematická. V souladu s [43] byla pro účely této práce stanovena střední kritická viskozita $\log \eta = 7,5$ Pas

Limitní teplota tvarovacích nástrojů, při jejímž překročení dochází k lepení skloviny, je **predikována na základě vyhodnocení vzájemné interakce vývoje teplotních polí na**

pracovním povrchu sklářské formy, lisovacího tlaku a doby lisování. V konkrétním případě lze využít rovnice (8) odvozené Smrčkem [41], příp. empirického vztahu (9) pro tzv. „spodní“ teplotu lepení [34], obě alternativy byly do prostředí výpočetního systému implementovány prostřednictvím externích modulů.

$$\log \eta_h = 0,87 \log p + 1,26 \log t + 5,47 \quad (8)$$

$$T_h = 532 + \frac{10 \sqrt{\lambda p c}}{3} 10^{-3} \quad (9)$$

Vzhledem k omezeným znalostem reologických vlastností tvarované skloviny a použitému materiálovému modelu je identifikace problémů iniciovaných **zhoršenou zpracovatelností skloviny** obtížná.

Pro vyhodnocení tohoto fenoménu byly přijaty následující **předpoklady**:

1. **v oblasti, ve které sklovina vykazuje vlastnosti Newtonské kapaliny**, je vždy dosaženo **kvalitního výstupu** (kvalitní povrch výlisku),
2. existuje **závislost mezi kritickými rychlostmi deformace** iniciace křehkého lomu ve tvarované sklovině a iniciace pseudoplastického chování skloviny. Kvalitativní úroveň vyráběné produkce je pak dána mírou překročení kritické rychlosti iniciace pseudoplastického chování tvarované skloviny; pro objektivizaci tohoto popisu autor zavedl kritérium

$$K_M = \dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_{KR} \quad (10)$$

Pro popis průběhu kritické rychlosti deformace $\dot{\epsilon}_{KR}$ v závislosti na aktuální hodnotě dynamické viskozity byl, na základě **předpokladu**, že **publikovaná data** [20, 21, 39, 40] popisující viskozitní odezvu skloviny NBS 710 jsou v souladu s [10, 11] **obecně platná pro silikátové skloviny s minimálním obsahem oxidu Al_2O_3** , autorem odvozen vztah

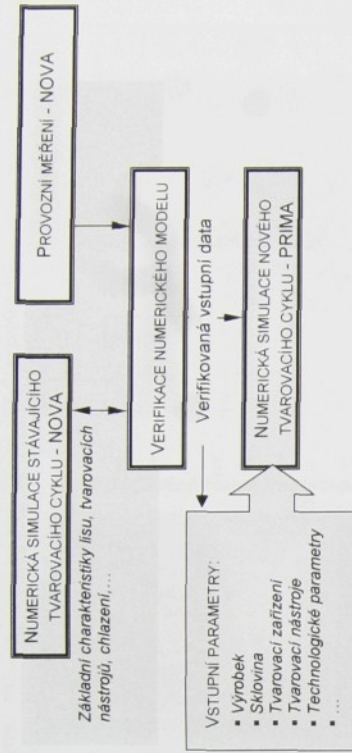
$$\dot{\epsilon}_{KR} = 10^{4,66 - 0,76 \log \eta} \quad (11)$$

3 VÝSLEDKY SIMULACE REÁLNÉHO TVAROVACÍHO CYKLU

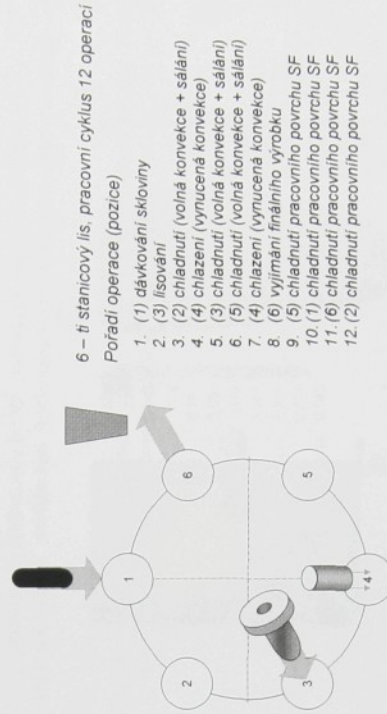
Možnosti využití počítačového modelování průběhu reálného tvarovacího cyklu pro lokalizaci a identifikaci technologických problémů jsou v disertační práci demonstrovány na dvou konkrétních příkladech z výrobní praxe. Komplexní uplatnění navržené koncepce je prezentováno na procesu přípravy výroby nového, z technologického pohledu poměrně problematického, sortimentu - **vysoké štíhlé vázy „Prima U10“** (obr. 3) lisované z olovnatého křída (výška 250 mm, max. průměr 128 mm, hmotnost 1,9 kg). Minimální požadovaný takt lisu byl 2,2 výrobku za minutu. Zvláštností výroby uvedeného sortimentu byla souběžná výroba šesti váz s odlišným dekorem, což kladlo vyšší nároky na stabilitu tvarovacího cyklu. Konkretizace použitého schématu je uvedena na obr. 4.



Obr. 3 Nový výrobek - váza „PRIMA U10“



Obr. 4 Schéma postupu numerické simulace nového sortimentu (úplné schéma)



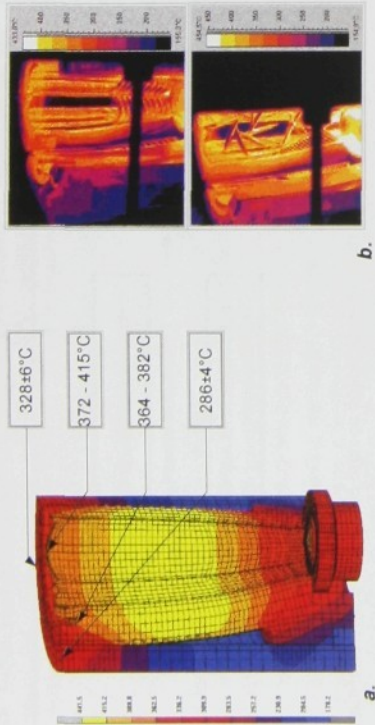
Obr. 5 Schéma cyklu lisování karuselového lisu

3.1 VERIFIKACE DATOVÝCH VSTUPŮ

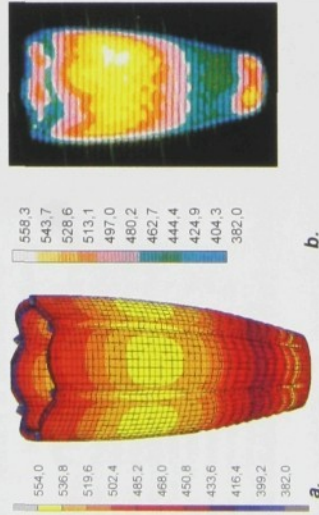
Datové vstupy byly verifikovány na tvarově, velikostně i hmotnostně podobném výlisku „Nova U10“ tvarovaném na identickém karuselovém lisu. **Celková doba pracovního cyklu lisu** byla **162 s**, výlisek byl vyjímán 88 s od okamžiku dávkování, časová prodávka mezi okamžikem dávkování a začátkem lisování byla 3 - 3,5 s, **pracovní cyklus razniku** byl **27s**. Popis cyklu lisování je uveden na obr. 5.

Vzájemné porovnání výstupů virtuální simulace v průběhu 30. tvarovacího cyklu, během kterého jsou pracovní podmínky již stabilizovány, s naměřenými průběhy teplotních poli (termočlánky, dotykový teploměr, bezdotyková měření) v odpovídajících okamžicích tvarovacího cyklu prokázaly dobrou shodu počítačového modelu s realitou (na obr. 6 rozložení teplotních poli v okamžiku dávkování, na obr. 7 rozložení teplotních poli ve vyjímání výlisku, měření realizována termovizní kamerou FLIR ThermoCAM 575 resp. AGA 782). Tyto závěry byly potvrzeny také opakovanými kalorimetrickými měřeními, přičemž identifikovaný rozdíl

celkového množství odvedeného tepla činil cca. 2,5 %.



Obr. 6 Teplotní pole ve sklářské formě v okamžiku dávkování
a - výpočetní model včetně teplot naměřených dotyk. teploměrem, b - termovizní snímky



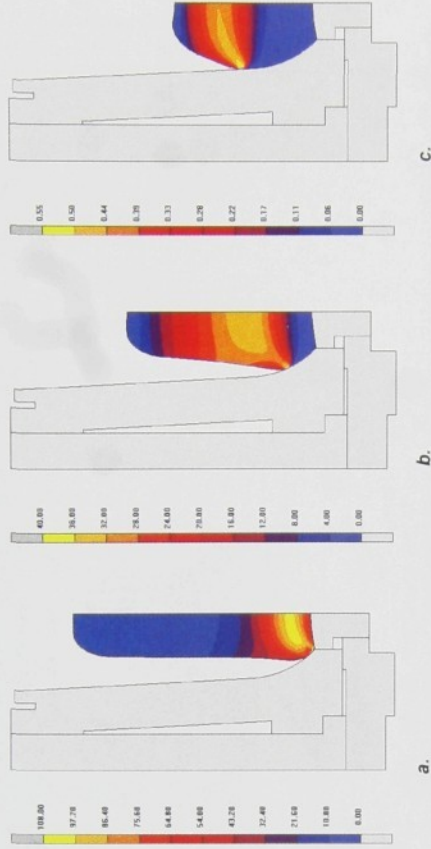
Obr. 7 Teplotní pole ve výlisku při vyjímání
a - výpočetní model, b - termovizní měření

3.2 MONITOROVÁNÍ PRACOVNÍHO CYKLU TVAROVÁNÍ NOVÉHO VÝROBKU

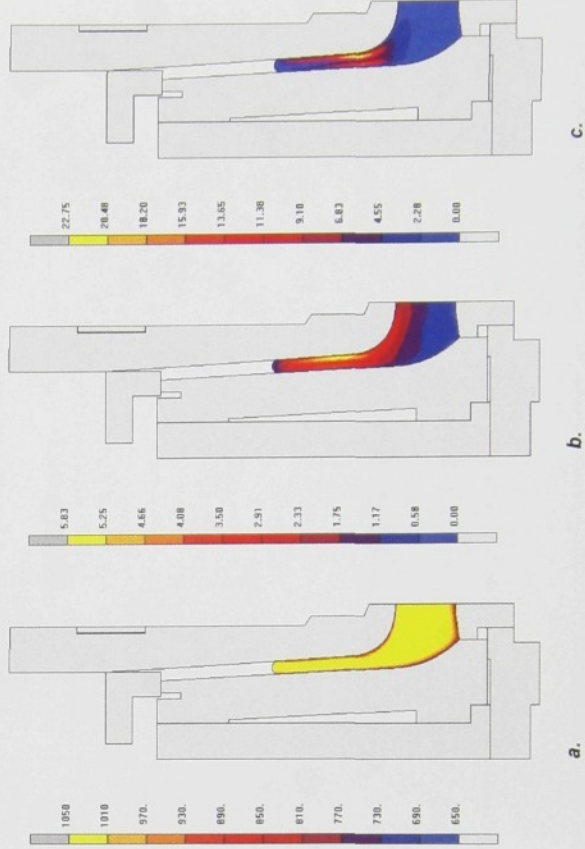
S využitím verifikovaných datových vstupů byl podrobně analyzován průběh jednotlivých fází tvarovacího cyklu (obr. 8, 9), v souladu s reálnými podmínkami byly tvarovací nástroje s výchozím homogenním rozložením teplotních polí cyklicky zatěžovány žhavou sklovinou. Stabilizovaného stavu bylo dosaženo cca. po 35 tvarovacích cyklech.

Podrobný rozbor virtuálního tvarovacího cyklu (vzájemné interakce teplotních polí a polí rychlosti deformace) umožnil identifikovat a lokalizovat technologické problémy, které mohou nastat během reálného tvarovacího cyklu. Postupná akcelerace nárůstu rychlosti deformace, především ve spodní části vnějšího povrchu tvarované vázy (obr. 10), iniciuje nárůst hodnoty autorova kritéria k_m , jehož vysoké hodnoty na spodní části vnějšího povrchu tvarované vázy v závěrečné fázi lisování (obr. 11) indikovaly výskyt technologických vad iniciovaných zhoršenou zpracovatelností sklovin. Tento předpoklad byl potvrzen v průběhu provozních

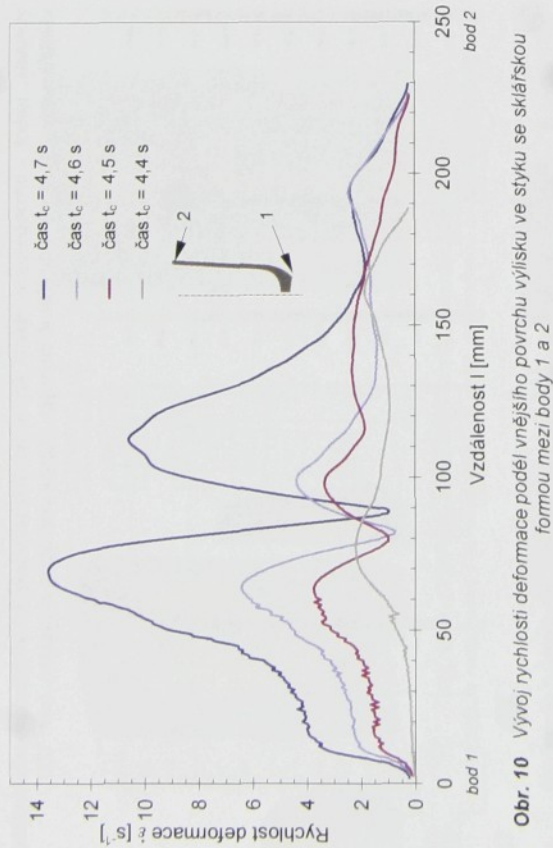
zkoušek, neboť v inkriminované oblasti (do výšky 75 mm) byly na vnějším povrchu výlisků identifikovány vzhledové vady včetně drobných trhlinek vlasového charakteru (obr. 12).



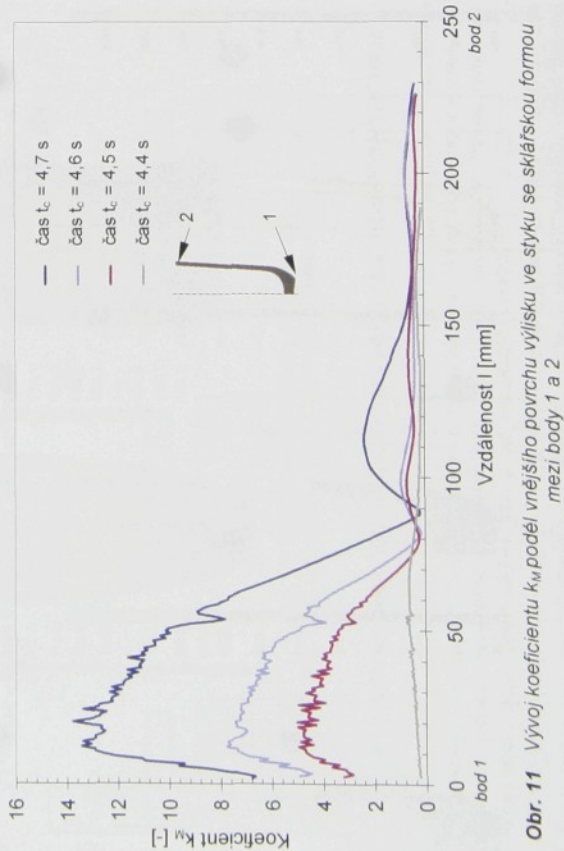
Obr. 8 Vývoj rychlosti deformace v dávkované sklovině ve vybraných okamžicích
a - v čase $t_c = 0,46$ s od okamžiku odstřihu kapky, b - čas $t_c = 0,47$ s, c - čas $t_c = 1$ s



Obr. 9 Rozložení teplotního pole (a), pole poměrně ekvivalentní deformace (b) a pole poměrně ekvivalentní rychlosti deformace ve sklovině v čase $t_c = 4,2$ s

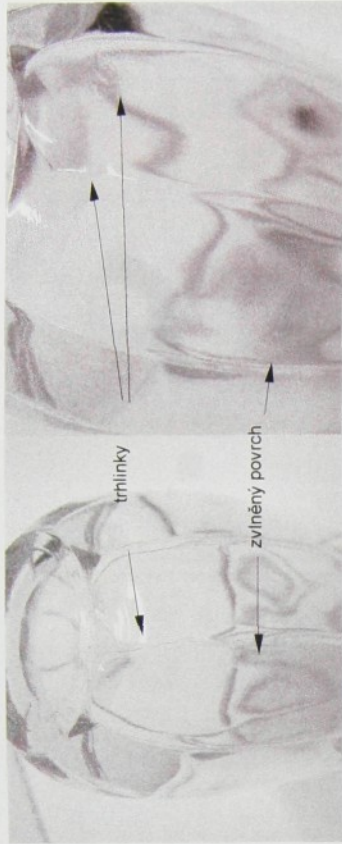


Obr. 10 Vývoj rychlosti deformace podél vnějšího povrchu výlisku ve styku se sklářskou formou mezi body 1 a 2



Obr. 11 Vývoj koeficientu k_{dp} podél vnějšího povrchu výlisku ve styku se sklářskou formou mezi body 1 a 2

Příčinou tohoto nežádoucího jevu bylo nevhodné rozložení teplotních polí ve sklářské formě v průběhu tvarovacího cyklu (obr. 13), kritické jsou především výrazné teplotní gradienty a rozdíly mezi maximální a minimální teplotou pracovního povrchu v okamžiku dávkování skloviny (obr. 14).



Obr. 12 Vady identifikované na výrobku

4 MODIFIKACE TEPLOTNÍCH POLÍ V TVAROVACÍCH NÁSTROJÍCH

Na základě identifikace zdroje technologických problémů byly vyhodnocovány možné alternativy modifikace průběhu tvarovacího cyklu vycházející z **komplexní metody přípravy výroby** nového sortimentu, navržené v disertační práci. Úplná metodika je založena na **dvousupňovém schématu**; v prvním kroku je **optimalizován** průběh **okrajových podmínek** resp. technologických parametrů vlastního procesu lisování, v **následujícím pak konstrukce a chlazení tvarovacích nástrojů**.

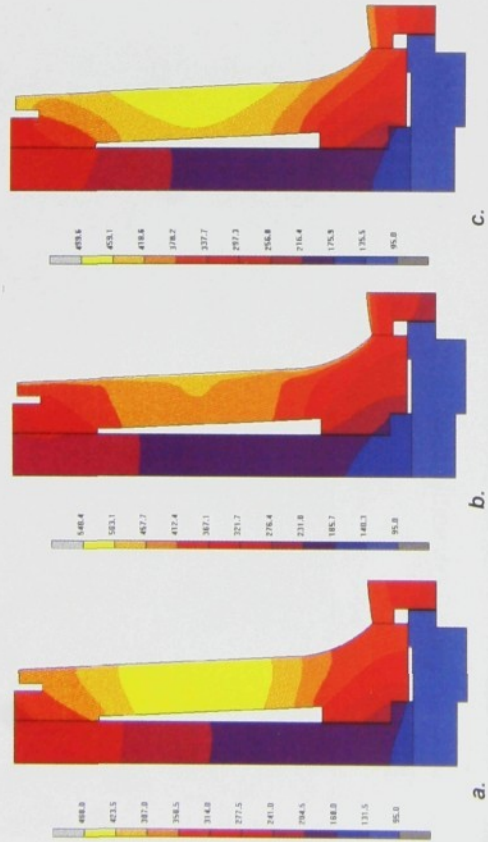
Pro řešení analyzovaného problému bylo postačující nasazení jednostupňového schématu v kombinaci s vhodnými optimalizačními kritérii. Zásadním problémem procesu prediktivní optimalizace je, vzhledem ke kvazistacionárnímu charakteru vývoje teplotních polí ve sklářských formách, **obtížná specifikace optimalizačních kritérií**; účinným nástrojem pro jeho řešení je **časová diskretizace** tvarovacího cyklu s důrazem na **dávkování a lisování**. Efektivní metodou hodnocení úrovně tvarovacího cyklu, příp. teplotního režimu tvarovacích nástrojů je charakterizace optimálního stavu prostřednictvím minimalizace **účelového funkcionálu**, který byl v tomto případě (modifikace teplotního režimu formy s ohledem na minimalizaci teplotních rozdílů) zvolen ve tvaru

$$\hat{J}_s = \mu_1 (T(t_c)_{MAX} - T_{MIN})_{t_c=0} + \mu_2 \frac{2\pi}{L} \int_0^L \{ (T(t_c) - T_{ref})_{t_c=0}^2 d\Gamma + \mu_{p1} \max(T(t_c) - T_{KRH}) \} + \mu_{p2} (T(t_c) - T_{KRH})_{t_c=0}$$

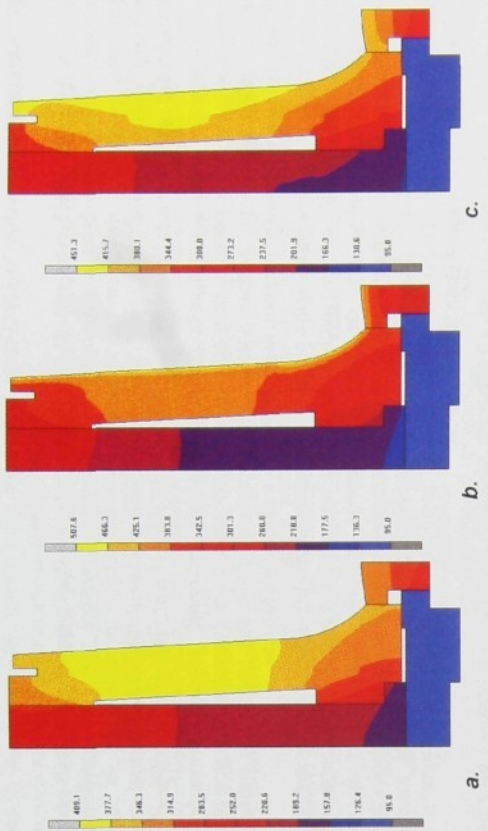
kde μ_i jsou váhové koeficienty, μ_{p1} , jsou penalizační členy, p citlivostní faktor, T_{ref} referenční teplota, T_{MIN} , T_{MAX} minimální resp. maximální teplota, T_{KRS} spodní kritická teplota a T_{KRH} horní kritická teplota (obvykle teplota lepení), T_{REF} referenční teplota (volena $T_{REF} = 400^\circ\text{C}$), L hranice oblasti (pracovní povrch sklářské formy), L celková délka řezu pracovním povrchem sklářské formy, t_c čas během jednoho tvarovacího cyklu.

Hodnocení jednotlivých alternativ potvrdilo, že efektivní metodou řešení analyzovaného problému je změna konstrukce sklářské formy založená na globální modifikaci teplotních polí ve sklářské formě, která je autorem označovaná jako řízené chlazení.

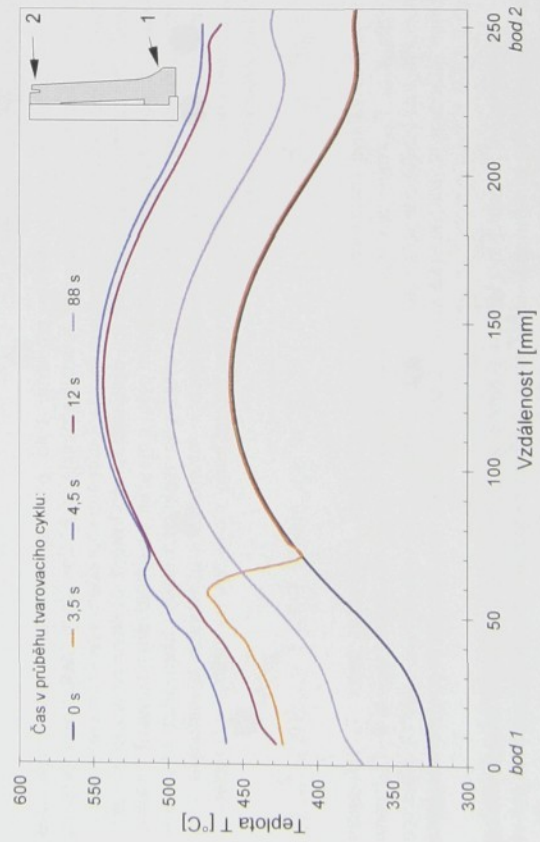
Průběhy teplotních polí v modifikované sklářské formě ve vybraných okamžicích tvarovacího cyklu jsou uvedeny na obr. 15. Použitá konstrukční modifikace, umožnila výrazně snížit maximální rozdíl teplot podél pracovního povrchu vložky sklářské formy v okamžiku dávkování z cca. 135°C na cca. 60°C (obr. 16).



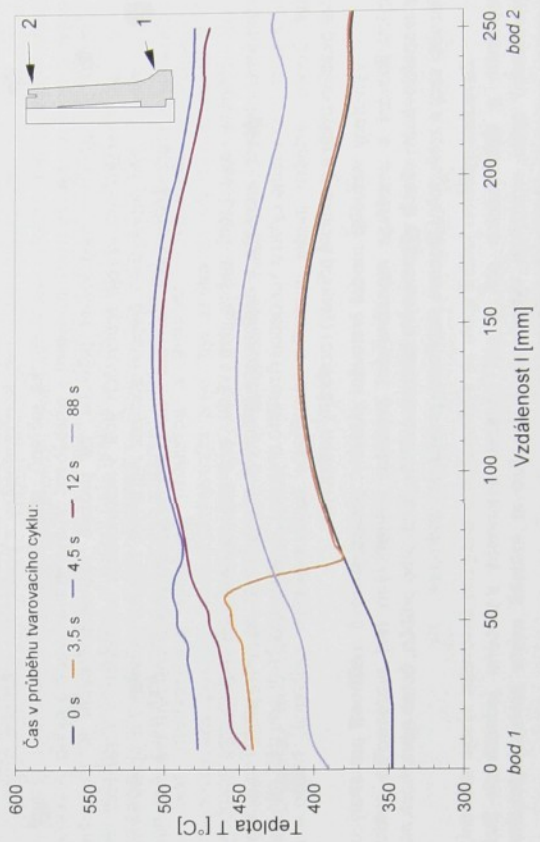
Obr. 13 Teplotní pole ve sklářské formě – výchozí stav
a. - okamžik dávkování $t_c = 0$ s, b. - počáteční fáze lisování $t_c = 5$ s, c. - vyjímání výlisku $t_c = 88$ s



Obr. 15 Teplotní pole ve sklářské formě – optimalizovaný stav
a. - okamžik dávkování $t_c = 0$ s, b. - počáteční fáze lisování $t_c = 5$ s, c. - vyjímání výlisku $t_c = 88$ s



Obr. 14 Průběh teplot podél pracovního povrchu vložky sklářské formy ve vybraných okamžicích tvarovacího cyklu mezi body 1 a 2 – výchozí stav



Obr. 16 Průběh teplot podél pracovního povrchu vložky sklářské formy ve vybraných okamžicích tvarovacího cyklu mezi body 1 a 2 – optimalizovaný stav

5 ZÁVĚR

V disertační práci byla na základě podrobného rozboru faktorů ovlivňujících průběh cyklu tvarování skloviny **navržena a na konkrétních příkladech z výrobní praxe také ověřena metodika**, umožňující **identifikaci a lokalizaci technologických problémů již ve fázi přípravy výroby nového sortimentu**. Metodika vychází z **obecné koncepce virtuálního modelování cyklu tvarování sklovin**, jejíž principy jsou v práci rovněž podrobně rozebrány.

Výchozím krokem práce byla **podrobná analýza parametrů procesu tvarování**, především teplotních závislostí materiálových vlastností sklovin a časových charakteristik technologických parametrů. Kritické analýze byly podrobeny především **názory na proces sdílení tepla na vzájemném rozhraní mezi sklovinou a sklářskou formou**.

Výpočetní **analýza tvarovacího cyklu** lisování byla realizována v **prostředí** komerčního kódu MKP **MSC MARC**, přičemž průběh virtuálního tvarovacího cyklu byl řízen externími procedurami implementovanými do jádra výpočetního modulu. V souladu s obecně akceptovanými zásadami byl zjednodušen model materiálového chování v oblasti tvarovacího intervalu a problém řešen jako vázaná termomechanická úloha s konstitutivními vztahy vychazejícími ze zobecněného Newtonova zákona, který byl do modelu implementován prostřednictvím popisu ideálně plastického materiálu.

Reálný průběh teplotních polí v tvarovacích nástrojích byl zajištěn **přenosem tepelné historie** mezi jednotlivými virtuálními tvarovacími cykly podle metodiky navržené autorem. Tento přístup umožnil **podrobné monitorovat průběh jednotlivých fází tvarovacího cyklu**, včetně náběhu tvarovacích nástrojů na pracovní teplotu (kvazistacionární stav), které je dosaženo po stabilizaci technologických podmínek, tj. po několika pracovních cyklech.

Výstupy numerického modelu byly **konfrontovány s provozním měřením** (kontaktní i bezkontaktní měření teploty, kalorimetrická měření), přičemž vzájemné porovnání výsledků **potvrdilo dobrou shodu mezi modelem a průběhem reálného tvarovacího cyklu**. Analýza výsledků počítačového modelování potvrdila, že **průběh lisovacího cyklu je ovlivněn především charakterem vývoje teplotních polí v tvarovacích nástrojích**, v návaznosti na tuto skutečnost byla provedena citlivostní analýza vybraných řídicích parametrů a **prediktivní optimalizace tvarovacího cyklu lisování s důrazem na konstrukci a chlazení tvarovacích nástrojů**.

Přínosy disertační práce pro vědu a praxi spočívají především ve vytvoření komplexní metodiky identifikace a lokalizace kritických míst tvarovacího cyklu, včetně metodiky hodnocení tvarovacího cyklu a koncepce řízeného chlazení; v následující části jsou dílčí přínosy (ve členění virtuální model, metodika identifikace technologických problémů, hodnocení tvarovacího cyklu a praktické přínosy) rozebrány podrobněji.

Vytvořený **virtuální model** tvarování sklovin, poskytuje **nové možnosti** pro analýzu cyklu lisování a umožňuje **monitorování průběhu jednotlivých fází tvarovacího cyklu s respektováním všech významných faktorů ovlivňujících** jeho průběh, četné návaznosti na lisovací stroj a zohlednění procesu stabilizace provozních podmínek.

Zavedení systému kritérií spolu se systematickou analýzou časového vývoje zatížení, teplotních a deformačních polí a polí rychlosti deformace v průběhu jednotlivých fází tvarovacího cyklu, umožňuje **vyhodnotit a lokalizovat kritická místa technologického procesu a vyskyt vad již v předvýrobní fázi**.

Systém obecně známých kritérií pro identifikaci technologických problémů během tvarování sklovin byl doplněn o **kritérium překročení kritické rychlosti deformace** (hodnocení vzájemné interakce teplotních a polí rychlosti deformace); jeho uplatnění umožňuje identifikovat a lokalizovat technologické vady iniciované zhoršenou zpracovatelností sklovin

(fléry, vlasové trhlínky, křehký lom). **Přes silná zjednodušení vykazuje praktická aplikace autorova kritéria dobrou shodu s reálnými výstupy**.

Využití **účelového funkcionalu** pro popis tvarovacího cyklu umožnilo **objektivizovat** hodnocení **tvarovacího cyklu** a vývoje **teplotních polí v tvarovacích nástrojích**.

Kromě uvedených, vesměs teoretických, přínosů byl, na základě rozboru publikovaných dat, zformulován **výpočetní vztah** pro určení **kritické rychlosti deformace iniciace pseudoplastického chování** sklovin NBS 710 v závislosti na viskozitě plniny v celém rozsahu měření. Podrobná analýza výsledků **experimentálních měření sdílení tepla na rozhraní sklovin s tvarovacím nástrojem, které byly realizovány** různými autory **za odlišných technologických podmínek**, umožnila zpřesnění numerických výstupů

Virtuální simulace reálného tvarovacího cyklu umožňuje **identifikovat a lokalizovat technologické problémy již ve fázi přípravy výroby**. Cílené modifikace časového průběhu technologických podmínek umožňují **vyhodnotit vliv změn technologických parametrů a konstrukce tvarovacích nástrojů na průběh celého tvarovacího cyklu** a následně **minimalizovat náklady** spojené s náběhem výroby nového sortimentu, **zvýšit jakost vyráběné produkce** a současně **zkrátit dodací lhůty nového výrobku** na trh.

Možnosti univerzálně využitelné modifikace teplotních polí v tvarovacích nástrojích (tzv. **řízené chlazení sklářské formy** obecně uplatitelné na karuselových lisech) jsou v práci pouze naznačeny; konkrétní řešení ani podrobný popis principu řešení v práci uváděn není, neboť toto řešení je součástí obchodního tajemství v rámci řešeného úkolu a odběratel nedal svolení ke zveřejnění podrobnějších informací.

Využití **řízeného chlazení tvarovacích nástrojů** na karuselových lisech **minimalizuje vliv nestability technologických podmínek**, podstatným způsobem **zvýšuje kvalitu vyráběné produkce** a při účinném chlazení umožňuje **výrazně zvýšit efektivnost tvarovacího cyklu** (kromě zvýšení výtečnosti také zkrácení výrobního taktu).

Prezentovaná metodika rozpoznávání a lokalizace technologických problémů byla úspěšně **ověřena v praxi** při řešení řady problémů výroby tvarové i rozměrově nestandardního sortimentu především v a. s. Sklo Bohemia ve Světlé nad Sázavou a částečně i v a. s. Kavalier Sázava. **Zavedení metody řízeného chlazení sklářských forem** do praxe vedlo k **výraznému snížení zmetkovitosti vyráběné produkce a zvýšení efektivnosti výroby**. Mírně modifikovaný postup, uvedený v disertační práci, **byl aplikován při řešení grantu MPO „Centra špičkových technologií MPO ČR č. FA E2/086“**, jehož výstupem bylo zavedení **světově unikátní výroby rozměrově a hmotnostně nadstandardního sortimentu automaticky lisovaného skla do výroby**.

6 RESUMÉ (CZ)

Předložená disertační práce se zabývá aspekty počítačového modelování cyklu lisování skloviny. V práci je prezentována metodika přípravy matematického modelu lisování a jeho převedení do virtuálního modelu.

Značná pozornost byla věnována podrobnému rozboru faktorů ovlivňujících průběh reálného tvarovacího cyklu, včetně rozsáhlé literární rešerše a kritické analýzy přístupu jednotlivých autorů. Podrobně byla analyzována především problematika sdílení tepla, zejména poměry na vzájemném rozhraní mezi sklovinou a sklářskou formou, které průběh tvarovacího cyklu zásadním způsobem ovlivňují.

Kromě bilančních rovnic termomechanické úlohy jsou v práci podrobně diskutovány otázky konstitutivního popisu reologického chování a průběhu teplotních závislostí termofyzikálních vlastností skloviny.

Na základě analýzy vad a technologických problémů typických pro výrobu lisovaného sortimentu byla navržena kriteria umožňující jejich identifikaci a lokalizaci již v předvýrobní etapě. Kritickým bodem bylo stanovení vhodného kriteria pro vyhodnocení technologických vad iniciovaných zhoršenou zpracovatelností skloviny (fléry, vlasové trhlinky, krehký lom); pro identifikaci vad uvedeného typu autor navrhl speciální kritérium vycházející z hodnocení vzájemné interakce aktuálního rozložení teplotních polí a polí rychlosti deformace.

Byla navržena a na příkladech z provozní praxe ověřena ucelená metodika, umožňující identifikaci a lokalizaci technologických problémů, která vychází z obecné koncepce virtuálního modelování cyklu tvarování skloviny, jehož principy jsou v práci rovněž podrobně uvedeny. Součástí komplexní analýzy tvarovacího cyklu byla řada provozních měření (kontaktní i bezkontaktní měření teploty, kalorimetrická měření, měření rychlosti proudění chladicího média), která umožnila verifikaci numerických výstupů.

Autorem bylo navrženo optimalizační schéma, které umožňuje, na základě identifikace konkrétního technologického problému, modifikovat průběh tvarovacího cyklu, přičemž optimální stav je charakterizován prostřednictvím váhového funkcionálu postihujícího hodnocené aspekty tvarovacího cyklu.

Realizované virtuální simulace vybraných tvarovacích cyklů potvrdily dobrou shodu mezi modelem a reálným tvarovacím cyklem. Analýza výstupů ukázala, že efektivnost lisování a jakost vyráběné produkce jsou závislé především na charakteru vývoje teplotních polí v tvarovacích nástrojích. V návaznosti na tento poznatek byl následně ukázan postup optimalizace konstrukce tvarovacích nástrojů a prezentována koncepce řízeného chlazení.

Klíčová slova: Sklovina, lisování, počítačové modelování, metoda konečných prvků, tvarovací nástroje, sklářská forma, teplota, rychlost deformace, řízené chlazení.

7 RESUMÉ (ENG)

The PhD thesis submitted investigates standpoint of computer modelling of the glass pressing cycle. A methodology for preparing a mathematical model of the pressing process and its converting to a virtual model is presented.

Close attention was paid to the detailed analysis of factors influencing the course of the real forming cycle. An extensive literature search and critical analyses of authors' approaches feature is presented in this work. First and foremost problems with heat transmission were analysed, especially conditions on the interface between the glass-melt and mould that influence the forming cycle course in a fundamental way.

Besides balance equations of the thermomechanical task, issues of descriptions of the rheological behaviour and course of temperature dependences for thermo physical properties of the glass melt are discussed in detail.

Based on the analysis of defects and technological problems typical for manufacturing pressed assortment, criteria were suggested allowing their identification and localization already in the course of the pre-manufacturing stage. A critical point was to determine a suitable criterion for evaluation of technological defects that were instigated by bad glass melt workability (checks, hot cracks, brittle fracture); for identification of given defects, a special criterion was proposed by the author being based on the evaluation of mutual interactions of the actual distribution of temperature fields and fields of strain rate.

The integrated methodology allowing identifying and localizing technological problems was suggested and verified using examples from the working practice. This methodology is based on the general concept of virtual modelling of the glass melt forming cycle, principles of which are also analysed in the thesis. Series of operational measurements (contact and contactless temperature measurements, calorimetric measurements) was the part of the comprehensive analysis of the real forming cycle. These measurements allowed numerical outputs to be verified.

An optimization approach was proposed that makes a modification of the forming cycle course possible based on an identification of the concrete technological problem. The optimal state is characterized using the weight functional expressing evaluated aspects of the forming cycle.

The realized virtual simulations of the forming cycles chosen corroborated a good agreement between the model and real forming cycle. The analyses outputs showed that the pressing efficiency as well as quality of ware produced have been especially dependent on the nature of development of temperature fields in forming tools. Further to this piece of knowledge, the process optimizing the forming tool designs was shown subsequently, and the controlled cooling concept was presented.

Key words: Glass melt, pressing, computer modelling, finite element method, forming tools, mould, temperature, strain rate, controlled cooling.

8 PŘEHLED SYMBOLŮ

Označení	Význam
a	skalární, veličiny
$\mathbf{a}$	vektorové, tenzorové
a_{ij}	složky vektoru, složky tenzoru
a_{ij}, a_{ijk}	gradient vektoru, gradient tenzoru
$\dot{a}_{ij}$	prvá invarianta tenzoru
$\ddot{a}$	derivace podle času
$\bar{a}$	střední nebo ekvivalentní hodnota
$(\dots)^*$	kladná část funkce
$(\dots)^{-}$	záporná část funkce

Označení	Rozměr	Význam
λ	$W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$	tepelná vodivost
η	$Pa \cdot s$	dynamická viskozita
ρ	$kg \cdot m^{-3}$	hustota, měrná hmotnost
ε	1	poměrné prodloužení
$\dot{\varepsilon}$	s^{-1}	rychlost deformace
σ	Pa	mechanické napětí
σ'	Pa	deviator napjatosti
c	$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$	měrné teplo
G	Pa	smykový modul pružnosti
l, L	m	vzdálenost, délka
p	Pa	hydrostatický tlak
T	$K, ^\circ C$	teplota
t	s	čas
v	ms^{-1}	rychlost
X	$N \cdot m^{-3}$	objemová síla
x	m	souřadnice

9 LITERATURA

[1] BRDIČKA, M., SAMEK, L., SOPKA, B. Mechanika kontinua. Praha: Academia, 2000. ISBN 80-200-0772-5.

[2] CÉSAR DE SA, J. M., NATAL JORGE, R. M., CARDOSO, R. P. R. Simulation of forming of hollow glass containers. In Proc. of Colloquium on Modelling of glass forming processes. Valenciennes: LAMIH Univ Valenciennes, 1998.

[3] COENEN, M. Wärmeübergang und Halfung in der Granzfläche Glas – Metal. In Proc. Symposium sur le contact du verre chaud avec le métal. Schaveningen: Union Scientifique continentale du verre, 1964

[4] COSTA, P. Utersuchung der thermischen und geometrischen Kontaktverhältnisse zwischen Glass und Metall bei der Formgebung heissen, zahlflussingen Glases. Glastechnische Berichte 1972, vol. 45, no. 6, p. 277-287.

[5] ČERNOCH, S.: Strojné technická příručka. sv. 2, SNTL, Praha, 1977.

[6] FANDERLIK, I. Vlastnosti skla. Praha: Informatorium, 1996. ISBN 80-85427-91-5

[7] FELLOWS, C., SHAW, F. A laboratory investigation of glass to mould heat transfer during pressing. Glass Technology, 1978, vol. 19, no. 1, p. 4-9.

[8] FULCHER, G. S. Analysis of recent measurements of the viscosity of glasses. Journal of American Ceramics Society, 1925, vol. 8, no. 6, p. 339-355.

[9] GARDON, R. J. A review of radiant heat transfer in glass. Journal of American Ceramic Society, 1961, vol. 44, no. 7, p. 305.

[10] GEOTTI-BIANCHINI, F. Parameters affecting the workability of container glass. Glastechnische Berichte 1992, vol. 65, no. 11, p. 306-314. Part 1, Description of the problem – Melting history, rheology and influence of microstructure.

[11] GEOTTI-BIANCHINI, F. Parameters affecting the workability of container glass. Glastechnische Berichte, 1992, vol. 65, no. 12, p. 329-337. Part 2, Influence of dissolved gasses and of other parameters.

[12] GRAFF, W., A. A new tool for calculating glass workability values. Glass Industry, 1985, no. 5, p. 20-24.

[13] HESSEKEMPER, H., BRÜCKNER R. Load-dependent flow behaviour of silicate glass melts. Glastechnische Berichte, 1988, vol. 61, no. 11, p. 312-320.

[14] HESSEKEMPER, H., BRÜCKNER R. Relaxation behaviour, high-temperature tensile strength and brittleness of glass melts. Glastechnische Berichte, 1989, vol. 62, no. 12, p. 399-409

[15] HESSEKEMPER, H., BRÜCKNER R. Influence of redox conditions on the isothermal workability of glass melts. Glastechnische Berichte, 1990, vol. 63, no. 9, p. 244-254.

[16] HESSEKEMPER, H. The importance of dynamic workability for the manufacture of glass. International Glass Journal, 1999, vol. 102, p. 142-147. Part 1, Principles.

[17] HLAVÁČ, J. Základy technologie silikátů. Praha: SNTL, 1981.

[18] KIRSCH, R. a kol. Kovy ve sklářství. Praha: Informatorium, 1992. ISBN 80-85427-13-3.

[19] KUNEŠ, J. Modelování tepelných procesů. Praha: SNTL, 1989. ISBN 80-03-00134.

[20] LOCHEGNIES, D., et. al. Finite element contributions to glass manufacturing control and optimisation. Glass Technol., 1996, vol. 37, no. 4, p. 128-132. Part. 1, Creep forming of flat volumes.

[21] LOCHEGNIES, D., et. al. Finite element contributions to glass manufacturing control and optimisation. Glass Technol., 1996, vol. 37, no. 5, p.169-174. Part. 2, Blowing, pressing and centrifuging of hollow items.

[22] MANN, P., BRÜCKNER, R. Non-Newtonian behaviour of soda-lime silicate glass at high deformation rates. Glastechnische Berichte, 1988, vol. 61, no. 2, p. 46-56.

- [23] MARC. Analysis Research Corporation: manuál. Palo Alto: MARC, 1996, vol. A, *User information, theory*.
- [24] MC GRAW, D. A. Heat transfer at the glass-mould interface. *Glastechnische Berichte* 1973, vol. 46, no. 8.
- [25] MENČIK, J. Příspěvek k analýze přestupu tepla mezi sklovinou a formou. *Sklář a keramik*, 1979, roč. 29, č. 5.
- [26] MERCHANT, H. D. Influence of metal roughness on surfacetexture of glass. *Amer. Ceram. Soc. Bull.*, 1963, vol. 44, no. 2.
- [27] MILLS, J. J. The viscoelastic response of glass during forming. *Glass Technology*, 1973, vol. 14, no. 4, p. 101-105.
- [28] MOORE, J., SHARP, D. E. Note on calculation of effect of temperature and composition on specific heat of glass. *Journal of American Ceramic Society*, 1958, vol. 41, no. 11, p. 461-463.
- [29] NOŽIČKA, J. Sdílění tepla. Praha: Vydavatelství ČVUT, 1997, ISBN 80-01-01599-8
- [30] PČELJAKOV, S. K., GULOJAN, J. A. Tepelný přenos na rozhraní sklo – sklářská forma. *Steklo i keramika*, 1985, vol. 42, no. 9, p. 14-15.
- [31] PITTMAN, J. F. T., ZIENKIEWICZ, O. C., WOOD, R. D a kol. Numerical analysis of forming processes. Chichester: John Wiley & sons, 1984, ISBN 0 471 90389 2.
- [32] POOLE, J. P. Glass workability. *Glass industry*, 1967, no. 3, p. 129-136
- [33] RATTANA, S., LOMAGE, T., BERGHEAU, J. M., MITON, A. Numerical simulation of glass forming process. In *Proc. of XVIII International Congress on glass*. San Francisco: IGS, 1998.
- [34] RIESER, D. – MANS P.: Chování formového materiálu ve styku se sklem, *Sklář a keramik*, 53, 2003, 11-12, s. 285 – 289, ISSN 0037-637X
- [35] RICHTER, F. Physikalische Eigenschaften von Stählen und ihre Temperaturabhängigkeit, *stahleisen-sonderberichte: heft 10*. Düsseldorf: Verlag Stahleisen M. B. H., 1983.
- [36] SADEGH, N. et al. Modelling the glass forming process. *Glass Technology*, 1997, vol. 38, no. 6, p. 216-218.
- [37] SHARP, D. E., GINTHER, L. B. Effect of composition and temperature on the specific heat of glass. *Journal of American Ceramic Society*, 1951, vol. 34, no. 9, p. 260-271.
- [38] SCHUMACHER, R. Thermische und mechanische Vorgänge beim Verpressen einer zähflüssigen Glasschmelze. *Glastechn. Ber.*, 1994, vol. 47, no. 4, p. 239-250.
- [39] SIMMONS, J. H., OCHOA, R., SIMMONS, K. AND MILLS, J. J. Non-Newtonian viscous flow in soda-lime-silica glass. *Journal of Non-Crystalline Solids*, 1988, no. 105, p. 313-322.
- [40] SIMMONS, J. H., SIMMONS, C. J. Non-Newtonian viscous flow in glass forming. *Bulletin Am. Ceram. Soc.*, 1989, no. 68, p. 1949-55.
- [41] SMRČEK, A. Strojní tvarování skla. Praha: SNTL, 1981.
- [42] VODEŠÁLEK, J., VYSTYD, M., PECH, R. Vlastnosti a použití žárovevých ocelí a slitin. Praha: SNTL, 1974.
- [43] VOLF, M., aj. Tepelné vlastnosti skel. Praha: SNTL, 1988.
- [44] ZIENKIEWICZ, O. C., TAYLOR, R. L. The finite element method: Volume 1.: Basic formulation and linear problems. London: McGraw - Hill, 1989.
- [45] ZIENKIEWICZ, O. C., TAYLOR, R. L. The finite element method: Volume 2.: Solid and fluid mechanics, dynamics and non-linearities. London: McGraw - Hill, 1989. ISBN 0-07-084175-6.

10. SEZNAM VYBRANÝCH PUBLIKACÍ AUTORA

A. Příspěvky v časopisech

- [1] JIRMAN, P., MATOUŠEK, I. Modelování teplotních polí v cyklu tvarování. *Sklář a keramik*, 1992, roč. 42, č. 2-3, s. 48-52. ISSN 0037-637
- [2] MATOUŠEK, I., JIRMAN, P. Dynamické modelování vývoje teplotních polí na prostorových modelech. *Sklář a keramik*, 1993, roč. 43, č. 8, s. 190-193. ISSN 0037-637
- [3] BERNAT, D., CIBULKA, J., MATOUŠEK, I. Příspěvek k axiálnímu chlazení forem. *Sklář a keramik*, 1993, roč. 43, č. 8. ISSN 0037-637
- [4] MATOUŠEK, I., STEKLÝ, J.: Numerická simulace procesu lisofoukání sklovin. *Sklář a keramik*, 2002, roč. 52, č. 11, s. 278 – 282. ISSN 0037-637
- [5] MATOUŠEK, I.: Numerická simulace – efektivní nástroj optimalizace cyklu lisování sklovin, *Sklář a keramik*, 2003, roč. 53, č. 7-8, s. 278 – 282. ISSN 0037-637
- [6] MATOUŠEK, I.: Optimisation of Glass Pressing Cycle in Pre-manufacture Stage, *Glastech. Ber. Sci. Tech. Vol. 77C*, p. 290-300. ISSN 0946-7475

B. Příspěvky na kongresech a mezinárodních konferencích

- [7] JIRMAN, P. - MATOUŠEK, I. Application of FEM in glass mould design. In: *Proc. Of. VI. International Conference „Mathematical methods in engineering“*, Plzeň: Dům techniky, 1991
- [8] MATOUŠEK, I., JIRMAN, P. Modelování průběhu teplotních polí v soustavě sklovina- sklářská forma na prostorových modelech. In *sborník přednášek VIII. mezinárodní konference sklářské stroje Liberec: Ústí nad Labem: Dům techniky*, 1993.
- [9] BERNAT, D., CIBULKA, J., MATOUŠEK, I. Příspěvek k axiálnímu chlazení forem, In *sborník přednášek 8. mezinárodní konference sklářské stroje Liberec: Ústí nad Labem: Dům techniky*, 1993.
- [10] MATOUŠEK, I., JIRMAN, P. Modelování sklářských forem metodou konečných prvků. In: *sborník přednášek VIII. mezinárodní konference, Liberec: VŠST Liberec*, 1993.
- [11] JIRMAN, P. - MATOUŠEK, I. Design sklářských výrobků a forem v CA systému. In *sborník přednášek Mezinárodní konference o aplikaci CAD/CAM systémů při konstrukci a výrobě kovových forem, Liberec: VŠST*, 1993.
- [12] MATOUŠEK, I. Numerická simulace cyklu tvarování sklovin. In: *sborník přednášek IX. mezinárodní konference sklářské stroje Liberec: Ústí nad Labem: Dům techniky*, 1996.
- [13] MATOUŠEK, I. Numerical simulation of glass forming cycle, In: *Proc. of Colloquium on Modelling of Glass Forming Processes*, Valenciennes, France: LAMIH, 1998.
- [14] MATOUŠEK, I. The improvement of product quality based on numerical simulation of glass forming cycle. In *Proc. of the 5th ESG Conference – Glass science and technology for the 21st century*, Praha: ČSS, 1999.
- [15] MATOUŠEK, I. The Virtual Modeling of Glass Forming Cycle - Means for Optimization of the Real Glass Forming Cycle. In *Proc. of Conference - Glass in the New Millennium: Challenges and Break-through Technologies*. Amsterdam: NCNG, 2000.
- [16] MATOUŠEK, I. Approach to the optimisation of glass pressing cycle. In *Proc. of the first Slovak glass conference*. Trenčín: SSS a Trenčianská univerzita, 2000. ISBN 80-968392.
- [17] MATOUŠEK, I., STEKLÝ, J. Computational modelling of glass forming. In *Proc. Conference ICCG'2001*, Krynica, Polsko: AGH Krakowie, 2001
- [18] STEKLÝ, J., MATOUŠEK, I. Aspects of numerical simulation of glass forming. In *Proc. of Conference ICPR 16*, Praha: ČVUT, 2001, ISBN 80-02-01438-3

- [19] MATOUŠEK, I. The Problem of Glass Forming Optimisation. In Proc. (abst.) of XIXth International Congress on Glass, Edinburgh, Scotland: Society of Glass Technology, ICG, 2001, ISBN 0-900682-35-3
- [20] MATOUŠEK, I. Numerical simulation and optimisation of glass forming cycle. In Proc. of Colloquium on Modelling of Glass Forming and Tempering, Vallencia: LAMIH Univ. Valenciennes, 2002.
- [21] MATOUŠEK, I. Numerická simulace procesu lisování sklovin a optimalizace tvarovacích nástrojů. In Sborník XI. mezinárodní konference sklářské stroje. Liberec: ČSS, Technická univerzita v Liberci, 2003. ISBN 80-7083-732-2
- [22] CIBULKA, J., MATOUŠEK, I. Problémy bezkontaktní pyrometrie ve sklářství. In Sborník XI. mezinárodní konference sklářské stroje. Liberec: ČSS, Technická univerzita v Liberci, 2003. ISBN 80-7083-732-2
- [23] MATOUŠEK, I., SALAČ, P. Method of optimization of glass plunger cooling. In Proc. of 7th ESG Conference on glass, Athens, Greece: The Greek Glass Federation, 2004
- [24] MATOUŠEK, I. Virtual simulation of glass forming cycle. In Proc. of ICPR 18, Fisciano: Univ. of Salerno, 2005, ISBN 88-87030-96-00

C. Příspěvky na konferencích

- [26] JIRMAN, P., MATOUŠEK, I. Optimization in glass mould CAD systém. In Sborník Vědecké symposium TU Dresden – VŠST Liberec, Liberec: VŠST, 1991.
- [27] I. MATOUŠEK. I. Počítačová simulace v oblasti tvarování sklovin, In Sborník 11. české konference o skle, Praha: ČSS, 2002, ISBN 80-02-01480-4
- [28] MATOUŠEK, I. Vliv materiálu na vývoj teplotních a napětových polí v tvarovacích nástrojích, In Sborník 3. konference Kovy ve sklářských technologiích, Teplice: ČSS, 2004
- [29] CIBULKA, J., MATOUŠEK, I. K přesnosti bezkontaktního měření teploty ve sklářství. In Sborník XIII. Vědecké symposium TU Liberec – TU Dresden, Liberec: TUL, 2001, ISBN 80-7083-469-2
- [30] CIBULKA, J., MATOUŠEK, I. – ARIENT, M.: Teplota forem. In Sborník V. Sklářská letní škola. Ústí n. L.: Dům Techniky, 1991
- [31] CIBULKA, J., MATOUŠEK, I. Problémy snímání teplot ve sklářství. In Technické novinky ve sklářské výrobě, Seminář, Teplice: Glaverbel Czech, a.s. 2001.
- [32] MATOUŠEK, I. Nové trendy v oblasti numerických simulací. In Technické novinky ve sklářské výrobě, Seminář, Teplice: Glaverbel Czech, a.s., 2001.
- [33] Novotný, F., Matoušek, I. a kol. Uplatnění počítačového modelování ve sklářské výrobě. In Sborník vědeckých pojednání, Zittau, Jelenia Góra, Liberec: TU Liberec 2002 ISBN 80-7083-628-8.

D. Státní výzkumné úkoly, záměry, granty

- [34] BELDA, J., JIRMAN, P., MATOUŠEK, I. a kol. Stanovení teplotních a napětových poměrů ve vybraných sklářských formách. Dílčí výzkumná zpráva státního úkolu III-1-6/3-3, Liberec: VŠST 1987, 109 s.
- [33] JIRMAN, P., MATOUŠEK, I. Ověřování modelování teplotních a napětových polí na konkrétním tvaru sklářské formy. Výzkumná zpráva státního úkolu III-1-6/3-3, Liberec: VŠST, 1988, 53 s.
- [35] JIRMAN, P. - MATOUŠEK, I. Tepelné namáhání povrchu sklářské formy v cyklu lisování a chlazení. Výzkumná zpráva státního úkolu III-1-6/3-3, Liberec, VŠST 1989, 59 s.
- [34] BELDA, J., JIRMAN, P., MATOUŠEK, I. a kol. Stanovení teplotních a napětových poměrů ve vybraných sklářských formách. Výzkumná zpráva státního úkolu III-1-6/3-3, Liberec: VŠST, 1990, 56 s.

- [35] BELDA, J., JIRMAN, P., MATOUŠEK, I. a kol. Vliv povrchových vrstev na proces tepelné únavy při ohřevu žhavými sklovinami. Závěrečná výzkumná zpráva státního úkolu III-1-6/3-3, Liberec: VŠST, 1990, 62 s.
- [36] MATOUŠEK, I., CIBULKA, J. Analýza úrovně konstrukce sklářské formy a návrh opatření vedoucích k optimalizaci rozložení a průběhu teplotních polí. Výzkumná zpráva MPO FA – E2/086/99 „Výroba užitého skla o hmotnosti 3000 – 5000 g. Liberec: TU Liberec, 1999, 38 s.
- [39] MATOUŠEK, I., CIBULKA, J. Možnosti optimalizace teplotních polí nesympetrických razníků. Výzkumná zpráva MPO FA – E2/086/99 „Výroba užitého skla o hmotnosti 3000 – 5000 g. Liberec: TU Liberec, Liberec, TU Liberec, 2000, 35 s.
- [37] KLEBSA, V., CIBULKA, J., MATOUŠEK, I. Výzkum působení teplotních a mechanických dějů na výsledné vlastnosti dílů při výrobě různými technologickými procesy – tvarování skla (etapa 2001). Výzkumná zpráva J11/98: 242100002, Liberec: TU Liberec, 2001, 31 s.
- [38] CIBULKA, J., MATOUŠEK, I. Výzkum působení teplotních a mechanických dějů na výsledné vlastnosti dílů při výrobě různými technologickými procesy – tvarování skla (etapa 2001). Výzkumná zpráva J11/98: 242100002, TUL, Liberec, 2002, Liberec: TU Liberec, 2002, 18 s.
- E. Technické zprávy (spolupráce s průmyslem)
- [39] JIRMAN, P., MATOUŠEK, I. Tepelné modelování sklářské formy pro lisování krycích reflektorových skel. Výzkumná zpráva, Liberec: VŠST, 1991
- [40] JIRMAN, P., MATOUŠEK, I. Modelování teplotních polí výrobků osvětlovacího tělesa průměr 150 mm v průběhu tvarování předního tvaru. Výzkumná zpráva, Liberec: VŠST, 1992, 17 s.
- [41] JIRMAN, P., MATOUŠEK, I. a kol. Řešení chladicí dutiny razníku formy na skleněné cihly. Výzkumná zpráva HČ 63012/380, Liberec: VŠST, 1993
- [42] CIBULKA, J., MATOUŠEK, I. Úprava chlazení foukacích forem. Výzkumná zpráva HS 04167/380, Liberec: VŠST, 1994.
- [43] JIRMAN, P., MATOUŠEK, I., CIBULKA, J. Modelování teplotních polí lisovstříkové formy (1. etapa). Výzkumná zpráva HS 04 – 081/380, Liberec: VŠST, 1994, 49 s.
- [40] JIRMAN, P., MATOUŠEK, I. Modelování teplotních polí lisovstříkové formy (2. etapa). Výzkumná zpráva HS 04 – 081/380, Liberec: TU Liberec, 1995.
- [41] CIBULKA, J., MATOUŠEK, I. Úprava chlazení foukacích forem. Výzkumná zpráva HS 04-167/380, Liberec: TU Liberec, 1995, 18 s.
- [42] MATOUŠEK, I., CIBULKA, J. Analýza teplotního pole razníku a formy na lisu NOVA. Výzkumná zpráva HS 6126/380, Liberec: TU Liberec, 1997, 70 s.
- [43] MATOUŠEK, I., CIBULKA, J. Numerická simulace teplotního pole formy a razníku na počítači. Výzkumná zpráva HS 7105/380, Liberec: TU Liberec, 1998, 50 s.
- [44] MATOUŠEK, I. – CIBULKA, J. Analýza rozložení teplotních polí ve sklářské formě a návrh opatření vedoucích k jejich optimalizaci (PRIMA 69011/225). Výzkumná zpráva, Liberec: TU Liberec, 1998, 66 s.
- [45] MATOUŠEK, I., CIBULKA, J. Analýza rozložení teplotních polí ve sklářské formě a návrh kroků vedoucích k optimalizaci tvarování (Svícen Syratec). Výzkumná zpráva, Liberec: TU Liberec, 1999, 38 s.
- [44] MATOUŠEK, I. - CIBULKA, J. Analýza vývoje teplotních polí sklářské formy a návrh směrů optimalizace výroby (Sortiment: 7166). Výzkumná zpráva HS 2147/2380, Liberec: TU Liberec, 2001, 37 s.
- [45] MATOUŠEK, I. - CIBULKA, J.: Analýza vývoje teplotních polí v razníku (Sortiment Tetris). Výzkumná zpráva HČ 2273/2380, Liberec: TU Liberec 2002, 31 s.