



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

ÚSTAV STROJÍRENSKÉ TECHNOLOGIE

INSTITUTE OF MANUFACTURING TECHNOLOGY

OPTIMALIZACE PARAMETRŮ SIMULACE V PROCESU OŠETŘENÍ TLAKOVÉ LICÍ FORMY POSTŘÍKEM

OPTIMIZATION OF SIMULATION PARAMETERS IN THE PROCESS OF SPRAYING A METAL DIE

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Ondřej Vlček

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Vladimír Krutiš, Ph.D.

BRNO 2022

Zadání diplomové práce

Ústav:	Ústav strojírenské technologie
Student:	Bc. Ondřej Vlček
Studijní program:	Slévárenská technologie
Studijní obor:	bez specializace
Vedoucí práce	Ing. Vladimír Krutiš, Ph.D.
Akademický rok:	2021/22

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

Optimalizace parametrů simulace v procesu ošetření tlakové licí formy postřikem

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Detailní znalost teplotního pole licí formy v rámci výrobního cyklu je zásadní pro správné posouzení technologie procesu odlévání, a to jak z hlediska tuhnutí a chladnutí odlitku, tak tepelného zatížení formy. Postřik a ofuk dělicí roviny ve fázi otevřené formy je složitým teplotním problémem zahrnujícím všechny způsoby prostupu tepla. Řešení matematického modelu jak analytickými, tak numerickými metodami vyžaduje znalost podmínek jednoznačnosti, které zahrnují podmínky geometrické, fyzikální, počáteční a okrajové. Jelikož okrajové podmínky zadávané do numerického modelu tuhnutí a chladnutí odlitku a teplotního modelu formy obvykle nepostihují provozní realitu zcela přesně, je nutné tyto podmínky optimalizovat a verifikovat metodou porovnání modelovaných hodnot s reálně změřenými hodnotami vybrané veličiny. Způsob ošetření líce formy přímým způsobem koreluje s kvalitou vyráběných odlitků a rovněž se životností jednotlivých částí formy, a proto je klíčové nastavit metodiku zadávání těchto parametrů pro konkrétní provozní a procesní parametry ve slévárně.

Cíle diplomové práce:

Cílem diplomové práce je sestavení a verifikace metodiky pro zadávání počátečních a okrajových podmínek vnějšího chlazení tlakové lící formy v programu ProCAST. Metodika bude obsahovat optimalizované parametry okrajových podmínek pro daný způsob ošetření líce formy. Výpočty teplotních polí provedené pomocí numerické simulace budou následně validovány a porovnávány s teplotami a teplotními gradienty na reálné formě.

Seznam doporučené literatury:

VINARCIK, E.J. High integrity die casting processes. New York: Wiley, c2003. ISBN 978-0-47120131-1.

BONOLLO, F., S. ODORIZZI. Numerical Simulation of Foundry Processes. Padova: Servizi Grafici Editoriali, 2001. ISBN 88-86281-63-3.

NOVÁ, I. Tepelné procesy ve slévárenských formách. Liberec: Technická univerzita, 2002. ISBN 80-7083-662-8.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2021/22

V Brně, dne 19. 10. 2021

L. S.

Ing. Jan Zouhar, Ph.D.
ředitel ústavu

doc. Ing. Jaroslav Katolický, Ph.D.
děkan fakulty

ABSTRAKT

Tato diplomová práce, vypracovaná pro společnost Škoda Auto, řeší optimalizaci parametrů numerické simulace vysokotlakého lití v programu ProCast. Cílem bylo sestavení a validace metodiky zadávání parametrů vnějšího ošetření postřikem. Samotná optimalizace byla provedena na simulaci tlakového lití pro odlitek bloku motoru. Na reálné formě bylo za pomoci termografické kamery nasnímáno teplotní pole, které bylo následně porovnáno se simulací. Parametry simulace byly upraveny dle experimentálně získaných dat a odborné literatury, přičemž průběh optimalizace si vyžádal změnu nejen parametrů týkajících se vnějšího ošetření, ale i materiálových modelů, či změny součinitele přestupu a prostupu tepla mezi formou a odlitkem. Použitým postupem bylo teplotní pole původní simulace, které se od reality lišilo o více než 100 °C, optimalizováno tak, že výsledky v měřených místech nedosahují vyššího rozdílu než ± 20 °C. Použitý postup tedy lze uplatnit jako požadovanou metodiku pro optimalizaci dalších simulací.

Klíčová slova

Škoda Auto, vysokotlaké lití, numerická simulace, optimalizace, postřik, termografie

ABSTRACT

This thesis, prepared for Škoda Auto, deals with the optimization of die casting simulation parameters in software ProCast. The aim was to develop and validate a methodology for inputting die spray parameters. The optimization itself was performed on a high pressure die casting simulation for an engine block casting. The temperature field was taken from the real die using a thermographic camera and then compared with the simulation. The parameters of the simulation were adjusted according to the experimentally obtained data and literature, and the course of optimization required changing not only the parameters related to the external treatment, but also the material models, or changing the heat transfer coefficient between the die and the casting. By the procedure, the temperature field of the original simulation, which differed from reality by more than 100 °C, was optimised so that the results at the measured locations did not reach a difference of more than ± 20 °C. Therefore, the procedure used can be applied as the required methodology for optimising further simulations.

Key words

Škoda Car, high pressure die casting, numerical simulation, optimalization, die spraying, thermography

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

VLČEK, Ondřej. *Optimalizace parametrů simulace v procesu ošetření tlakové lící formy postřikem* [online]. Brno, 2022 [cit. 2022-02-26]. Dostupné z: <https://www.vutbr.cz/studenti/zav-prace/detail/139812>. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav strojírenské technologie. Vedoucí práce Vladimír Krutiš.

PROHLÁŠENÍ

Prohlašuji, že jsem *diplomovou práci* na téma **Optimalizace parametrů simulace v procesu ošetření tlakové lící formy postřikem** vypracoval(a) samostatně s použitím odborné literatury a pramenů, uvedených v seznamu, který tvoří přílohu této práce.

Datum

Bc. Ondřej Vlček

PODĚKOVÁNÍ

Poděkovat bych chtěl svému vedoucímu diplomové práce Ing. Vladimíru Krutišovi, Ph.D. za odborné vedení při zpracování této práce, Ing. Zbyňku Kuzmovi za cenné rady ohledně simulačního softwaru, ve kterém byla práce vypracovaná a rodině včetně mé přítelkyně, kteří mi byli oporou během celého mého studia.

Obsah

Úvod	10
1 Rozbor tepelných procesů na lici tlakové lici formy	12
1.1 Tepelně fyzikální veličiny	14
1.2 Sdílení tepla na lici tlakové lici formy mezi formou a odlitkem	20
1.3 Sdílení tepla na lici tlakové lici formy po vyjmutí odlitku	23
1.4 Sdílení tepla v kovové formě	29
1.5 Konsekvence tepelných procesů na životnost formy	30
2 Modelování teplotního pole lici formy	32
2.1 Diferenciální rovnice popisující teplotní pole	32
2.2 Podmínky jednoznačnosti řešení	33
3 Zadání aplikační úlohy	36
3.1 Popis odlitku bloku motoru	36
3.2 Popis simulace cyklování	38
3.3 Popis modelu simulace	38
3.4 Postup řešení úlohy	45
4 Termografie, měření teplotního pole formy	46
4.1 Teoretické základy termografie	46
4.2 Postup kalibrace termokamery	48
4.3 Průběh termografického měření formy	50
4.4 Výsledky měření a porovnání dat se simulací	51
4.5 Poznatky z kalibrace termokamery	53
5 Optimalizace simulace před fází postřiku	54
5.1 Aktualizace materiálových dat	54
5.2 Modul vnitřního chlazení	56
5.3 Změna součinitele přestupu a prostupu tepla mezi formou a odlitkem	56
5.4 Dopad změn na simulaci	59
6 Optimalizace simulace během fáze postřiku	61
6.1 Příprava pomocné simulace	61
6.2 Postup optimalizace fáze postřiku	62
7 Výsledky optimalizace	63
7.1 Teplotní pole formy před zahájením postřiku	63
7.2 Teplotní pole formy po ukončení postřiku	65
7.3 Průběh teplot v bodě B	66
Závěr	67
Použitá literatura	69

Úvod

Technologie vysokotlakého lití umožňuje výrobu tenkostěnných odlitků s tvarovou a rozměrovou přesností, vysokou kvalitou povrchu i dobrými mechanickými vlastnostmi. To vše v krátkých výrobních cyklech, které zajišťují vysokou produktivitu výroby [1]. Formy pro tlakové lití, nejčastěji vyráběny z nástrojových ocelí, jsou během výrobních cyklů zatěžovány jednak mechanicky, ale i tepelně. Tepelné namáhání může způsobit degradaci materiálu formy a tím snížit její životnost, stejně jako kvalitu vyráběných odlitků. Nežádoucí je nejen působení vysokých teplot, způsobené kontaktem s tekutým kovem, ale i rychlé teplotní změny [2; 3]. Aby se teplotní namáhání formy snížilo, využívá se technologie postřiku a vnitřního chlazení či temperace.

Postřik, nejčastěji separační prostředek ředitelný vodou, je aplikován na líc formy za účelem ochlazení a lubrikace povrchu formy (lubrikace brání ulpívání taveniny na formě) po vyjmutí odlitku. Vnitřní chlazení či temperace je systém kanálků uvnitř formy, kterými proudí médium (voda, olej, či vzduch). Toto médium formu podle potřeby ochlazuje (například při vstupu tekutého kovu do formy), nebo naopak ohřívá (například při aplikaci postřiku) [4; 5].

K ověření vhodného nastavení těchto dvou technologií, ale i řady dalších parametrů tlakového lití se využívají numerické simulace slévárenských procesů. Ty napomáhají zejména při konstrukci formy, predikci vad, či úpravě geometrie odlitků [6]. Jejich užitečnost je však závislá na správné definici. Při špatně zadaných vstupních parametrech, které je často nutno stanovit experimentálně, či odhadnout, se může simulace zcela minout s realitou. Problematika správné definice vstupních parametrů simulace byla motivací ke vzniku této práce.

Zadavatelem této práce je společnost Škoda Auto a.s., jejíž požadavkem bylo sestavit metodiku pro optimalizaci vstupních parametrů simulace, se zaměřením na parametry vnějšího ošetření postřikem a validace získaných dat na reálné formě. K těmto účelům byla vybrána forma odlitku bloku motoru, u které došlo ke změně technologie vnějšího ošetření z konvenčního postřiku na mikropostřik. Tato změna spočívá zejména v redukci chladícího účinku postřiku, čímž se omezí vznik teplotních šoků. Redukce chladícího účinku je způsobena snížením, nebo úplnou eliminací vody použité k ředění separačního prostředku a zkrácením časového intervalu nanášení postřiku. Další změnou při zavedení mikropostřiku je úprava systému vnitřního chlazení, který nyní musí odvést větší podíl tepla než u konvenční technologie. Úprava spočívá obzvláště ve snížení teploty proudícího média a eliminaci temperanční fáze [7]. Při úpravě vstupních parametrů simulace z původní technologie na technologii novou došlo k rozlazení simulace, jejíž výsledky neodpovídali reálné situaci. Z tohoto důvodu byla vhodným kandidátem pro sestavení výše zmíněné metodiky.

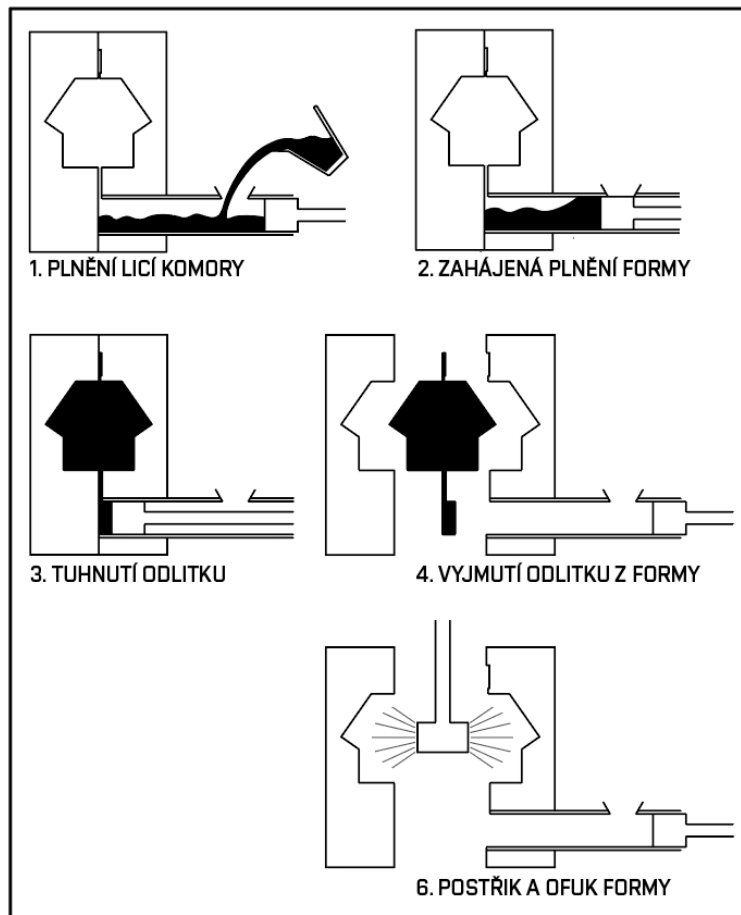
Ještě před samotným řešením optimalizačního problému byl v práci proveden teoretický rozbor tepelných dějů na povrchu tlakové licí formy, jejichž znalost je nutná pro pochopení simulovaných procesů a nastavení vstupních parametrů. Dále je v práci popsán matematický model plnění a tuhnutí odlitku, doplněn o podmínky jednoznačnosti, které jsou použity pro popis simulovaného modelu formy a odlitku.

Samotné řešení optimalizačního problému je rozděleno do tří částí. První část se zabývá termografickým měřením reálné formy, které poskytlo teplotní data nutná k validaci simulaci. V dalším, nejrozsáhlejších kroku byly optimalizovány parametry simulace tak, aby se simulace co nejvíce přiblížila reálné formě. Poslední krok poté řešit optimalizaci parametrů fáze postřiku.

Výsledkem je jednak simulace definovaná tak, že poskytuje teplotní data velmi blízké těm, které byly naměřeny na skutečné formě, ale zároveň metodický popis jednotlivých kroků, které k této definici vedly. Tato práce tedy může sloužit jako postupový návod pro termografické měření slévárenské formy, stejně jako pro úpravu vstupních parametrů simulace.

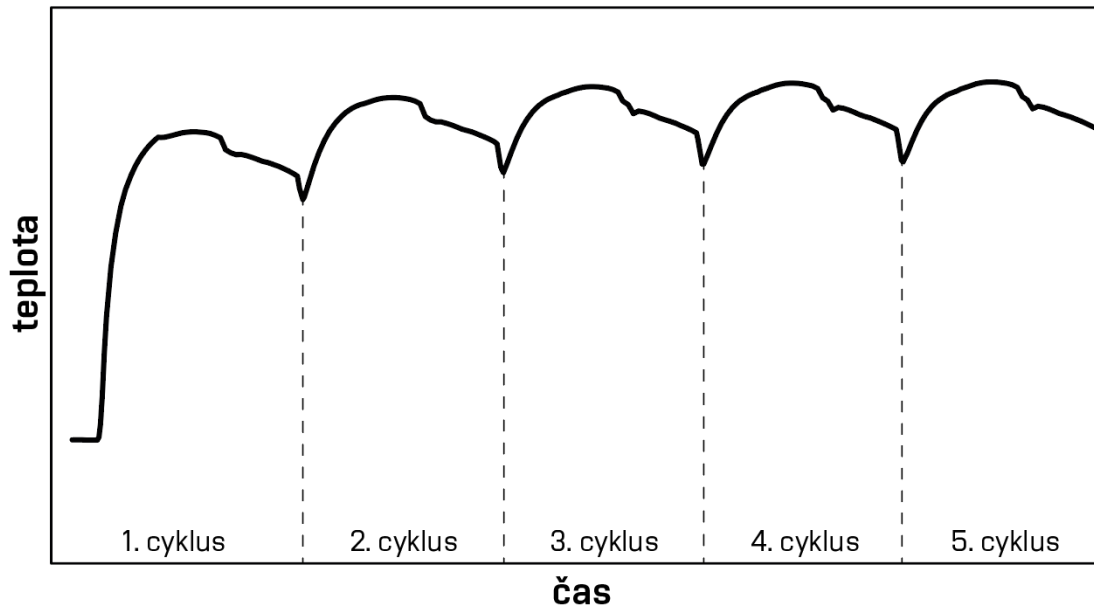
1 Rozbor tepelných procesů na lici tlakové licí formy

Pro tlakové lití je charakteristická vysoká efektivita výroby. Odlití jednoho výrobku zahrnuje plnění licí komory taveninou, plnění formy taveninou, tuhnutí odlitku, otevření formy, vyjmutí odlitku a ošetření formy postříkem a ofukem, viz Obr. 1. Tento sled procesů lze obecně nazvat cyklem [8]. Tyto cykly se ve formě stále opakují a tím výrazně ovlivňují teplotní zatížení formy, což je ukázáno na Obr. 3 a detailně pak v jednom cyklu na Obr. 2 (obrázek 2 a 3 nepochází ze stejné formy).

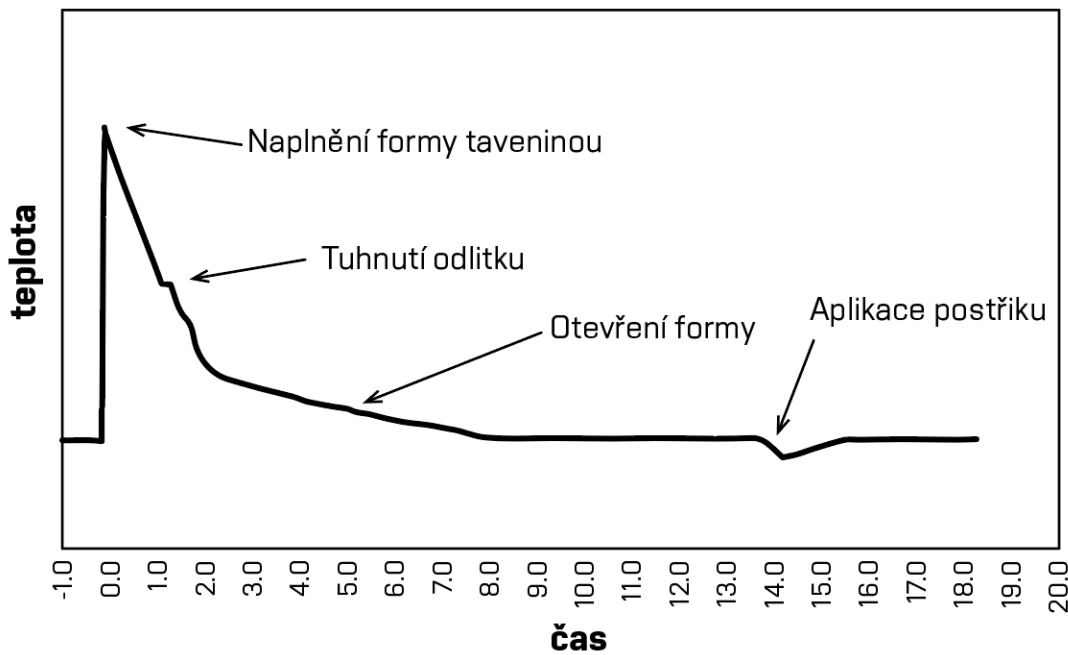


Obr. 1: Schématické zobrazení vysokotlakého licího cyklu.

Přenos tepla mezi odlitkem a formou, případně formou a okolím, je složitý děj, ke kterému dochází vedením (kondukcí), prouděním (konvekcí) i sáláním (radiací) [9; 10]. V počátečních fázích tuhnutí odlitku dochází k výměně tepla tzv. dotykem, při kterém probíhá transport tepla jak kondukcí, tak i přirozenou konvekcí taveniny. V tomto období dochází k nejintenzivnějšímu ochlazení odlitku [11]. Následně chladnutím odlitku dochází k jeho smrštění [12] a ohříváním formy k jejímu roztažení [13], čímž zejména v případě kovových forem vzniká mezi odlitkem a formou vzduchová mezera. V takovém případě se teplo šíří všemi třemi způsoby [14]. Teplo z formy se po vyjmutí odlitku šíří přirozenou konvekcí a radiací. Po aplikaci ostříku, případně ofuku, dochází taktéž ke sdílení tepla radiací a konvekcí, nicméně konvekce je v tomto případě nucená, způsobená umělým zdrojem [15].



Obr. 3: Změna teploty na lici formy v časovém intervalu několika cyklů.



Obr. 2: Změna teploty na lici formy v časovém intervalu jednoho cyklu [1].

Každý cyklus vystavuje líc formy extrémním změnám teploty, a to až v řádu stovek stupňů Celsia. Na lici formy dochází okamžitě po naplnění dutiny formy taveninou k rychlému nárůstu teploty, která se blíží teplotě tavení odlévané slitiny. Odvod tepla formou, která je často vybavená vnitřním chlazením [5], zajišťuje rychlé ochlazení formy i odlitku. Během tuhnutí odlitku dochází k uvolňování latentního tepla [16], které zpomaluje ochlazování formy. Také vznik mezery mezi odlitkem a formou zpomalí, nebo dokonce na okamžik zastaví odvod tepla [10]. Po otevření formy a vyjmutí odlitku teplota líce formy dále klesá do té doby, než se ustálí na teplotě zbytku objemu formy. V tuto chvíli obvykle následuje postřik líce formy, který rychle sníží její teplotu. Ta se však zejména v případě mikropostřiku rychle vrátí na hodnotu blízkou té před postřikem [1]. Tato problematika je podrobněji rozebrána v následujícím textu.

1.1 Tepelně fyzikální veličiny

K popisu teplotních dějů na líci slévárenské formy jsou zapotřebí tepelně fyzikální veličiny, které charakterizují jak materiál formy a odlitku, tak i vzájemné vztahy mezi nimi.

Tyto veličiny lze rozdělit do dvou skupin:

Základní materiálové konstanty

- Měrná tepelná kapacita c [$Jkg^{-1}K^{-1}$]
- Součinitel tepelné vodivosti λ [$Wm^{-1}K^{-1}$]
- Součinitel přestupu a prostupu tepla α a β [$Wm^{-2}K^{-1}$]

Veličiny odvozené

- Součinitel teplotní vodivosti a [m^2s^{-1}]
- Součinitel tepelné akumulace formy b_F [$Ws^{\frac{1}{2}}m^{-2}K^{-1}$]
- Tepelný odpor R [m^2KW^{-1}]

1.1.1 Měrná tepelná kapacita

Měrná tepelná kapacita je veličina závislá na teplotě, definována jako množství energie (tepla), které je třeba dodat látce o jednotkové hmotnosti, aby se její teplota zvýšila o 1 K. Rozlišuje se měrná tepelná kapacita za stálého objemu c_v a stálého tlaku c_p . Protože ve slévárenství převažují děje za stálého tlaku, často se pro hodnoty c_p používá značení bez indexu [17].

Měrná tepelná kapacita je definována vztahem [10]:

$$c = \frac{dQ}{dT \cdot m} [JKg^{-1}K^{-1}] \quad 1.1$$

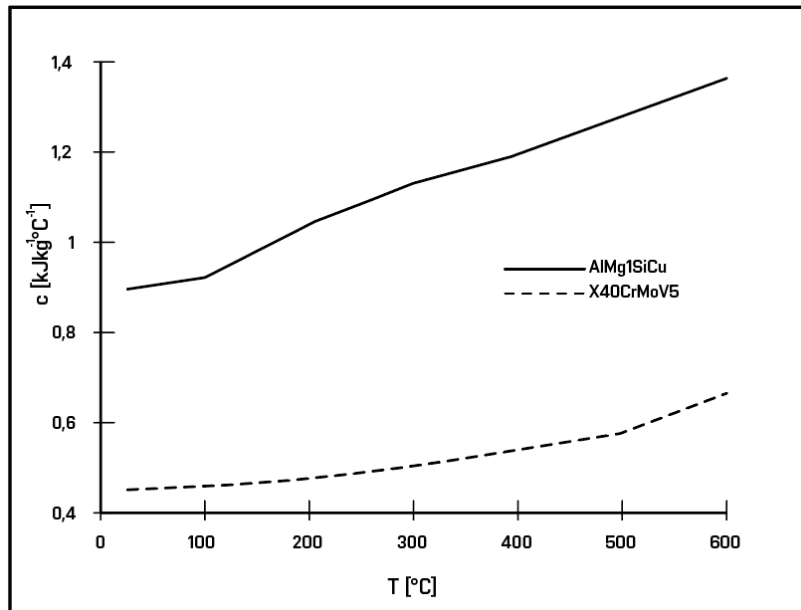
Kde dQ [J] značí změnu tepla, dT [K] přírůstek teploty a m [Kg] hmotnost ohřívané látky. Z tohoto vztahu také plyne, že čím je hodnota měrné tepelné kapacity c vyšší, tím je energeticky (a také časově) náročnější látku, ohřát, případně roztavit.

Pro výpočet se používá empirický vztah [10]:

$$c = A + BT + CT^{-2} [JKg^{-1}K^{-1}] \quad 1.2$$

Kde T [K] značí teplotu látky a A , B a C jsou materiálové konstanty.

Hodnoty měrné tepelné kapacity zkoumali například v práci [18] pro nástrojovou ocel x40crMov5 hojně využívanou jako materiál forem pro vysokotlaké lití a hliníkovou slitinu AlMg1SiCu. Výsledky jsou zobrazeny na Obr. 4.



Obr. 4: Měrná tepelná kapacita v závislosti na teplotě [18].

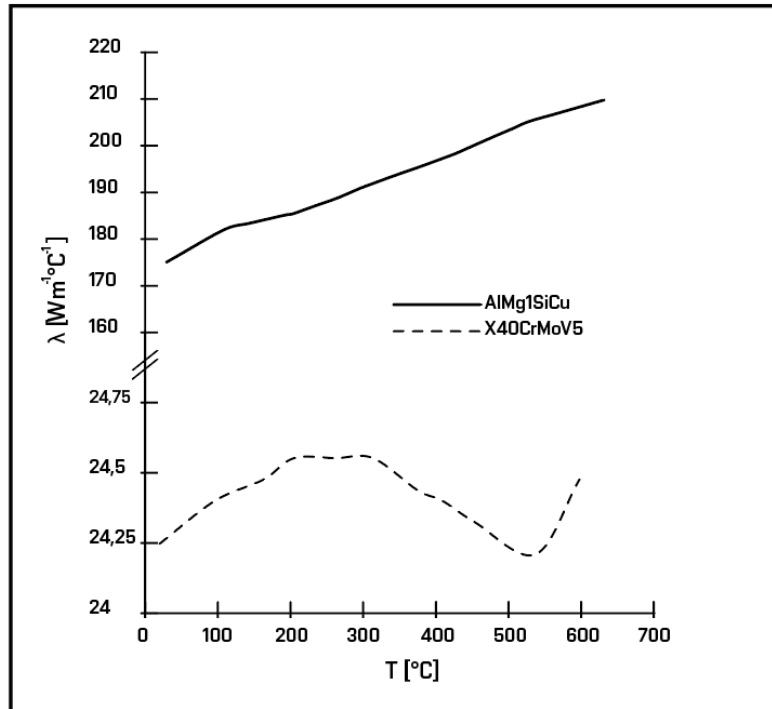
1.1.2 Součinitel tepelné vodivosti

Součinitel tepelné vodivosti popisuje množství tepla, které je nutné pro ochlazení látky o 1 K na jednotku délky látky, za určitý časový okamžik [17]. Tato veličina je v některých případech lineárně závislá na teplotě, jindy je závislost parabolická. Nejvyšší tepelnou vodivost mají kovy, nejnižší pak plyny [10]. Pro výpočet tepelné vodivosti kovů byl odvozen následující vztah [19]:

$$\lambda = 2,245 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{T}{\rho_E} + 2 \cdot 10^{-14} \cdot \frac{\left(\frac{T}{\rho_E}\right)}{c_p \cdot \rho} + 8,34 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{c_p \cdot \rho^2}{M \cdot T} \quad [Wm^{-1}K^{-1}] \quad 1.3$$

Kde T [K] značí teplotu, ρ_E [$\Omega mm^2 m^{-1}$] měrný elektrický odpor, c_p [$J K^{-1} g^{-1}$] měrnou tepelnou kapacitu kovu, ρ [$kg m^{-3}$] hustotu kovu a M [$g mol^{-1}$] molární hmotnost slitiny.

Hodnoty součinitele tepelné vodivosti zkoumali opět v práci [18] pro nástrojovou ocel x40crMov5 a hliníkovou slitinu AlMg1SiCu. Výsledky jsou zobrazeny na Obr. 5.



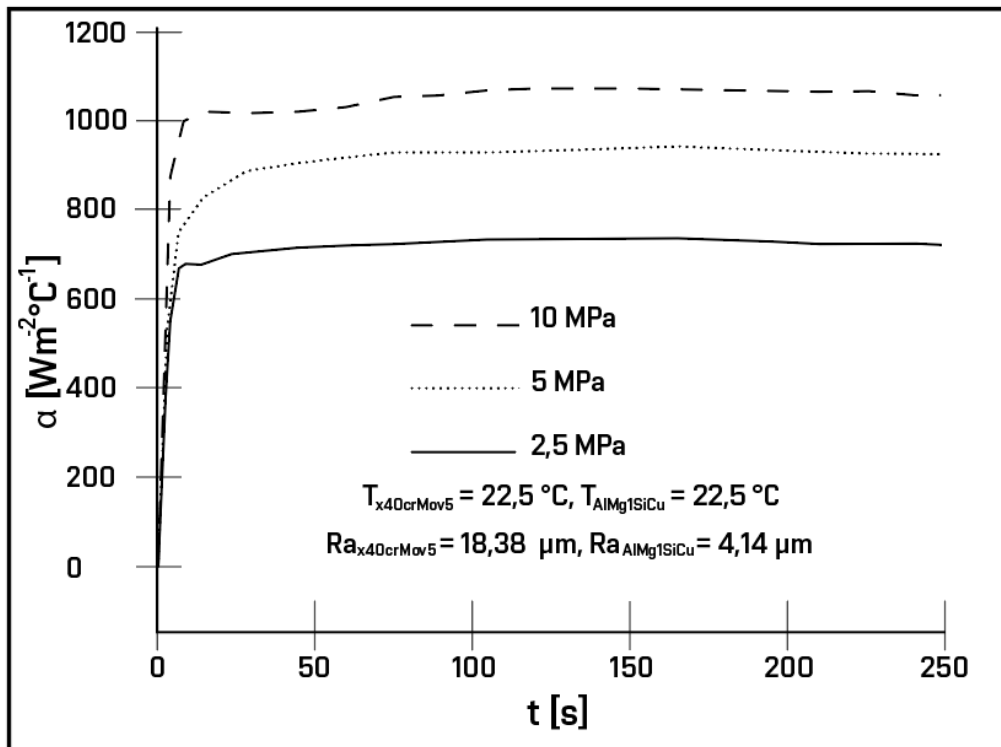
Obr. 5: Součinitel tepelné vodivosti v závislosti na teplotě [18].

1.1.3 Součinitel přestupu a prostupu tepla

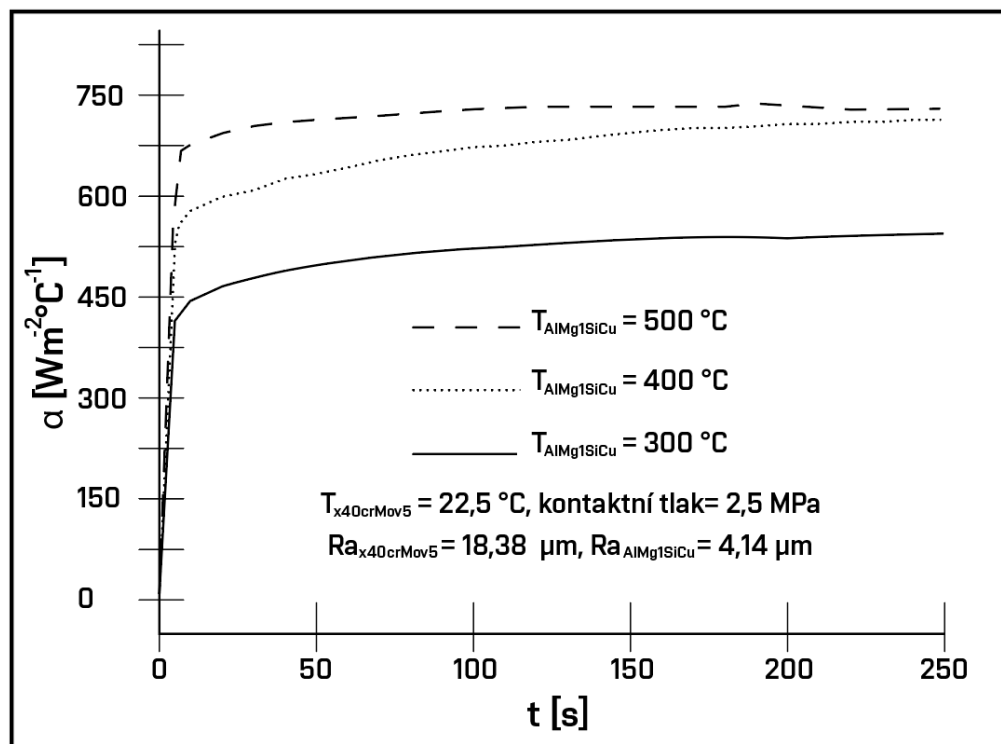
Součinitel přestupu tepla α značí míru intenzity přestupu tepla z teplejšího do chladnějšího prostředí, což je ve slévárenství přestup tepla z taveniny/odlitku do formy, případně z formy do okolí. V české literatuře je součinitel přestupu tepla značen symbolem α (například α_s značí součinitel přestupu tepla sáláním). Ekvivalentní označení, které se vyskytuje v simulačních softwarech je pak HTC (heat transfer coefficient) [20].

Součinitel prostupu tepla β označuje přenos tepla průchodem mezi dvěma prostředími oddělenými stěnou. Ve slévárenství této charakteristice odpovídá soustava odlitek – mezera – forma.

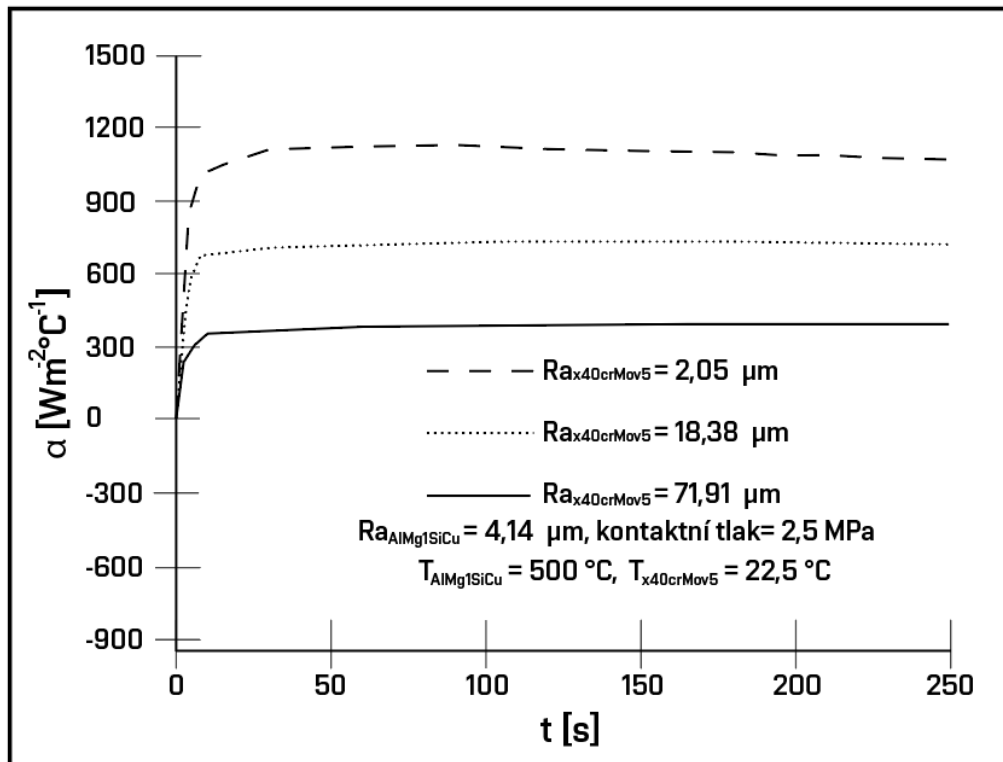
Oba tyto součinitele jsou závislé na mnoha proměnných a jejich určení je značně obtížné [10]. Závislost součinitele přestupu tepla na tlaku (Obr. 7) teplotě (Obr. 6) a povrchové kvalitě (Obr. 8) formy zkoumali v práci [18] pro ocel x40crMov5 a hliníkovou slitinu AlMg1SiCu.



Obr. 7: Závislost součinitele přestupu tepla na kontaktním tlaku [18].



Obr. 6: Závislost součinitele přestupu tepla na teplotě [18].



Obr. 8: Závislost součinitele přestupu tepla na povrchové kvalitě [18].

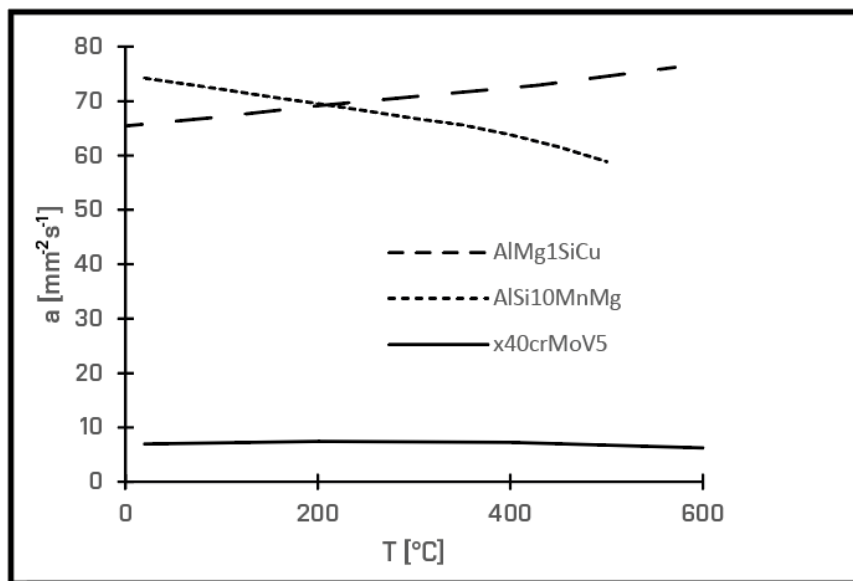
1.1.4 Součinitel teplotní vodivosti

Součinitel teplotní vodivosti je charakteristikou pro nestacionární děje, oproti součiniteli tepelné vodivosti, který popisuje děje stacionární. Význam je ovšem obdobný. Teplotní vodivost popisuje, jak dobře je materiál schopen vyrovnávat teplotní rozdíly. Čím vyšší má materiál hodnotu teplotní vodivosti, tím rychleji je schopen vyrovnat svou teplotu v celém objemu [10; 21].

Součinitel teplotní vodivosti lze vyjádřit vztahem [21]:

$$a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} [m^2 s^{-1}] \quad 1.4$$

Kde $\lambda [Wm^{-1}K^{-1}]$ je součinitel tepelné vodivosti, $c [JKg^{-1}K^{-1}]$ měrná tepelná kapacita a $\rho [Kgm^{-3}]$ hustota. Hodnoty součinitele tepelné vodivosti pro vybrané materiály v závislosti na teplotě jsou zobrazeny na Obr. 9.



Obr. 9: Součinitel teplotní vodivosti slitiny AlMg1SiCu [68], AlSi10MnMg [69] a nástrojové oceli x40crMoV5 [70] v závislosti na teplotě.

1.1.5 Součinitel tepelné akumulace formy

Součinitel tepelné akumulace formy reprezentuje množství tepla, které přestoupí z odlitku/taveniny do formy a za jednotku času zvýší na jednotkové ploše teplotu o 1 K. Lze popsat vztahem:

$$b_F = \sqrt{c_F \cdot \rho_F \cdot \lambda_F} \left[W s^{\frac{1}{2}} m^{-2} K^{-1} \right] \quad 1.5$$

Kde $c_F [J kg^{-1} K^{-1}]$ je měrná tepelná kapacita materiálu slévárenské formy, $\rho_F [kg m^{-3}]$ hustota materiálu formy a $\lambda_F [W m^{-1} K^{-1}]$ tepelná vodivost formy. Analytický výpočet hodnoty b_F však ne vždy odpovídá podmínkám ve slévárenské formě, proto se pro přesnější vyhodnocení součinitele používají numerické metody, nebo se stanovuje experimentálním měřením [10; 22].

1.1.6 Tepelný odpor

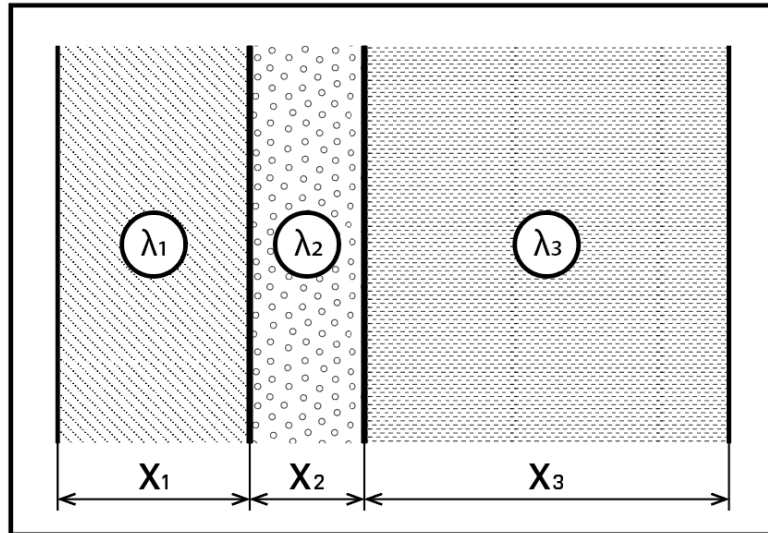
Tepelný odpor popisuje tepelně izolační schopnost určité látky či soustavy látek charakteristické tloušťky. Čím vyšší je tepelný odpor látky či soustavy, tím pomaleji jí teplo prochází. Lze vyjádřit jako obrácenou hodnotu součinitele přestupu tepla, tedy:

$$R = \frac{1}{\alpha} [m^2 KW^{-1}] \quad 1.6$$

Nebo vztahem:

$$R = \sum_i^n \frac{X_i}{\lambda_i} [m^2 KW^{-1}] \quad 1.7$$

Kde $X [m]$ značí charakteristický rozměr látky, tedy tloušťku vrstvy a $\lambda [W m^{-1} K^{-1}]$ součinitel tepelné vodivosti, viz. Obr. 10 [23].



Obr. 10: Schématické zobrazení soustavy látek o různých tepelných odporech.

1.2 Sdílení tepla na líci tlakové lící formy mezi formou a odlitkem

1.2.1 Soustava odlitek – forma

Soustavu odlitek – forma tvoří tzv. těsný styk, během kterého je forma s materiálem odlitku v tekutém, či tuhém stavu v přímém kontaktu. Teplo se šíří vedením mezi povrchem odlitku a formy, ale i prouděním taveniny v neztuhlé části odlitku.

Sdílení tepla mezi odlitkem a formou je definováno Newtonovým ochlazovacím zákonem [24], který lze matematicky popsat pro hustotu tepelného toku:

$$q = \alpha_D \cdot (T_{pO} - T_{pF}) [Wm^{-2}] \quad 1.8$$

Kde T_{pO} [K] značí teplotu povrchu odlitku, T_{pF} [K] teplotu povrchu formy a α_D [$Wm^{-2}K^{-1}$] součinitel přestupu tepla dotykem.

Součinitel přestupu tepla α je pro jeho závislost na teplotě velmi náročné správně určit. Jeho hodnota však razantně ovlivní výsledné přestupující teplo. Do vztahu vstupuje pouze složka součinitele přestupu tepla dotykem (α_D), protože přestup tepla sáláním je v době tuhnutí odlitku zanedbatelný [10].

Probíhá ustálený tepelný děj, který lze popsat Biotovým kritériem. Biotovo kritérium, či Biotovo číslo popisuje výměnu tepla vedením mezi povrchem odlitku, který je v kontaktu s povrchem formy jako poměr rozdílů teplot. Biotovo číslo lze vyjádřit jak pro odlitek, tak pro formu podle vztahu [10; 25; 26]:

Pro odlitek:

$$Bi_O = \frac{\Delta T_O}{\Delta T_F} = \frac{T_{KR} - T_{pO}}{T_{pO} - T_F} = \frac{X_O}{\frac{\lambda_O}{\alpha_D}} \quad 1.9$$

A pro formu:

$$Bi_F = \frac{\Delta T_F}{\Delta T_O} = \frac{T_{pO} - T_F}{T_{KR} - T_{pO}} = \frac{X_F}{\frac{\lambda_F}{\alpha_D}} \quad 1.10$$

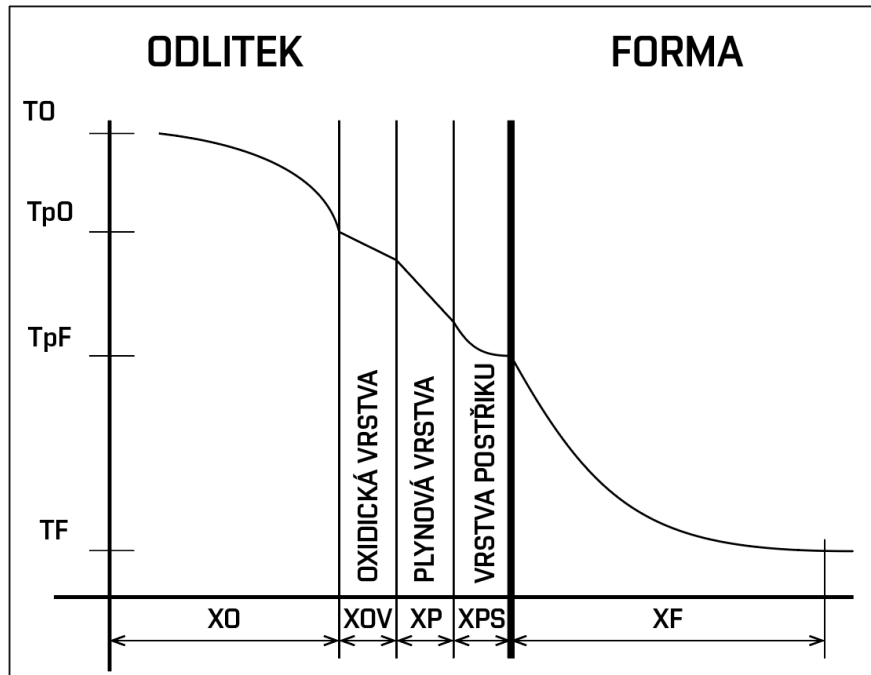
Kde ΔT_O [K] značí rozdíl teplot v odlitku, ΔT_F [K] rozdíl teploty ve formě, T_{KR} [K] teplotu tuhnutí kovu, T_{pO} [K] teplotu povrchu odlitku, T_F [K] teplotu na povrchu formy, X_O [m] charakteristický rozměr odlitku, X_F [m] charakteristický rozměr formy, λ_O [$Wm^{-1}K^{-1}$] tepelnou vodivost odlitku, λ_F [$Wm^{-1}K^{-1}$] tepelnou vodivost formy a α_D [$Wm^{-2}K^{-1}$] součinitel přestupu tepla dotykem mezi odlitkem a formou. Dále lze poměr λ_O/X_O pojmenovat jako propustnost materiálu formy a součinitel přestupu tepla z odlitku do formy α_D označit jako přestup tepla z odlitku do formy.

Pro různé hodnoty Biotova kritéria mohou nastat tři různé situace.

1. $Bi_O \ll 1$ a tudíž $Bi_F \gg 1$. Tato situace značí, že tepelná propustnost materiálu odlitku (λ_O/X_O) je vyšší, než přestup tepla z odlitku do formy (α_D). Při tomto poměru Biotových čísel dochází k pomalému ochlazení odlitku. Tato situace při lití do kovových forem nenastává. Je charakteristická pro lití do pískových forem.
2. $Bi_O \gg 1$ a tudíž $Bi_F \ll 1$. Zde je součinitel přestupu tepla z odlitku formy mnohem vyšší než tepelná propustnost odlitku a odlitek je intenzivně ochlazen. Tento poměr odpovídá lití do chlazené kovové formy.
3. $Bi_O \approx 1$ a tudíž $Bi_F \approx 1$ což značí, že součinitel přestupu tepla je podobný tepelné propustnosti odlitku a situace odpovídá lití do nechlazené kovové formy [10].

1.2.2 Soustava odlitek – mezera – forma

Při tuhnutí a ochlazení slévárenských slitin dochází k smršťování odlitků [27] a zároveň ke vzniku objemových změn slévárenské formy [28]. Během těchto procesů vzniká mezi odlitkem a formou mezera, obsahující plynovou vrstvu, oxidickou vrstvu a tenký ochranný film lubrikantu z postřiku, který byl na líc formy aplikován, viz Obr. 11. V oxidické vrstvě a vrstvě ochranného filmu je přestup tepla realizován vedením. Plynová vrstva, která je z pohledu přestupu tepla nejzásadnější dochází k tepelnému transportu vedením a sáláním. Vzhledem k tomu, že je plynová vrstva velmi tenká (v řádu desetin milimetrů až jednotek milimetrů), lze přenos prouděním zanedbat [10].



Obr. 11: Rozložení teplot v soustavě odlitek mezera forma [10].

Kde T_O [K] značí teplotu odlitku v charakteristické vzdálenosti od povrchu odlitku, T_{pO} [K] teplotu povrchu odlitku, T_{pF} [K] teplotu povrchu formy, T_F [K] teplotu formy v charakteristické vzdálenosti od povrchu formy, X_O [m] charakteristický rozměr odlitku, X_{OV} [m] tloušťku oxidické vrstvy, X_P [m] tloušťku plynové vrstvy, X_F [m] charakteristický rozměr formy

Taktéž je důležité zmínit, že mezera mezi formou a odlitkem není ve všech místech stejně velká. Mezera se vytváří zejména na kolmých plochách k podélnému směru odlitku. Na spodní části odlitku vzniká mezera jen výjimečně. Dalšími faktory ovlivňujícími velikost mezery mohou být špatná konstrukce odlitku či formy, způsob odlévání, předehřev formy či způsob ošetření líce formy (postřík, nebo mikropostřík) [1; 10].

Hustotu tepelného toku mezi odlitkem a formou lze popsat vztahem:

$$q = q_V + q_S \text{ [Wm}^{-2}\text{]} \quad 1.11$$

Kde q_V [Wm⁻²] označuje hustotu tepelného toku vedením a q_S [Wm⁻²] hustotu tepelného toku sáláním

Hustota tepelného toku vedením lze určit takto:

$$q_V = \frac{\lambda_P}{X_P} \cdot (T_{pO} - T_{pF}) \text{ [Wm}^{-2}\text{]} \quad 1.12$$

Kde λ_P [Wm⁻¹K⁻¹] značí tepelnou vodivost plynů v mezeře a X_P [m] tloušťku plynové vrstvy, T_{pO} [K] teplotu povrchu odlitku a T_{pF} [K] teplotu povrchu formy.

Hustota tepelného toku sáláním lze určit takto:

$$q_S = C_O \cdot \left[\frac{\left(\frac{T_{pO}}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_{pF}}{100}\right)^4}{\frac{1}{\varepsilon_O} + \frac{1}{\varepsilon_F} - 1} \right] [\text{Wm}^{-2}] \quad 1.13$$

Kde $C_O = 5,67 \cdot 10^{-8} [\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-4}]$ značí součinitel sálavosti dokonale černého tělesa [29], $\varepsilon_O [-]$ emisivitu odlitku a $\varepsilon_F [-]$ emisivitu formy (emisivita je definována v kapitole 4.1.1). Teoreticky lze odvodit vztah pro výpočet celkového součinitele prostupu tepla v mezeře β_M pomocí tepelného odporu:

$$R = \frac{X_V}{\lambda_V} [\text{m}^2\text{KW}^{-1}] \quad 1.14$$

Kde $X_V [m]$ značí tloušťku zkoumané vrstvy a $\lambda_V [\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}]$ tepelnou vodivost zkoumané vrstvy. Obrácená hodnota tepelného odporu je rovna součiniteli přestupu/prostupu tepla, tedy:

$$R = \frac{X_{OV}}{\lambda_{OV}} + \frac{X_P}{\lambda_P} + \frac{X_{PS}}{\lambda_{PS}} + \frac{1}{\alpha_S} [\text{m}^2\text{KW}^{-1}] \quad 1.15$$

A následně:

$$\beta_M = \frac{1}{R} [\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}] \quad 1.16$$

Kde $\lambda_{OV} [\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}]$ značí součinitel tepelné vodivosti oxidické vrstvy odlitku, $\lambda_P [\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}]$ součinitel tepelné vodivosti plynové vrstvy, $\lambda_{PF} [\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}]$ součinitel tepelné vodivosti postřikového filmu, $X_{OV} [m]$ tloušťku oxidické vrstvy odlitku, $X_P [m]$ tloušťku plynové vrstvy, $X_{PS} [m]$ tloušťku postřikového filmu a $\alpha_S [\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}]$ součinitel přestupu tepla sáláním v plynové vrstvě, který lze vyjádřit jako:

$$\alpha_S = \frac{4}{100} \cdot \left(\frac{T_{STR}}{100}\right)^3 [\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}] \quad 1.17$$

Kde $T_{STR} [K]$ značí střední teplotu, která lze zjednodušeně stanovit takto:

$$T_{STR} = \frac{T_{pO} + T_{pF}}{2} [K] \quad 1.18$$

Kde $T_{pO} [K]$ je teplota povrchu odlitku a $T_{pF} [K]$ teplota povrchu formy.

V praxi je tento součinitel velmi obtížné výpočtem stanovit. Pro výpočet je nutný velký počet parametrů, které jsou navíc závislé na zkoumaném místě (velikost mezery je proměnlivá) [10].

1.3 Sdílení tepla na líci tlakové lící formy po vyjmutí odlitku

1.3.1 Přenos tepla z otevřené formy do okolí

Po fázi otevření formy a vyjmutí odlitku, ještě před aplikací ostříku a ofuku, je teplo nahromaděné ve formě odváděno do okolního prostředí, tj. vzduchu, přirozenou konvekcí a sáláním. Celkovou hustotu tepelného toku tedy lze vyjádřit jako:

$$q = q_{PK} + q_S [\text{Wm}^{-2}] \quad 1.19$$

Kde q_{PK} označuje tepelný tok přirozenou konvekcí a q_S [Wm^{-2}] tepelný tok sáláním.

Hustotu tepelného toku přirozenou konvekcí lze vyjádřit vztahem [15]:

$$q_{PK} = \alpha_{PK} \cdot (T_{pF} - T_V) [Wm^{-2}] \quad 1.20$$

Kde T_{pF} [K] značí teplotu formy, T_V [K] teplotu vzduchu a α_{PK} [$Wm^{-2}K^{-1}$] součinitel přestupu tepla přirozenou konvekcí, který lze vyjádřit vztahem [30]:

$$\alpha_{PK} = C \cdot \frac{\lambda_V}{X_F} \cdot Ra^n \cdot \varepsilon [Wm^{-2}K^{-1}] \quad 1.21$$

Kde λ_V [$Wm^{-1}K^{-1}$] je součinitel tepelné vodivosti vzduchu, X_F [m] je charakteristický rozměr formy (ve většině případů výška formy), Ra [–] Rayleighovo číslo. Parametry C , A , n se volí v závislosti na tvaru tělesa podle Tab. 1. Rayleighovo číslo je definováno jako součin Grashofova a Prandtlova čísla:

$$Ra = Gr \cdot Pr [-] \quad 1.22$$

Grashofovo číslo je definováno vztahem:

$$Gr = \frac{g \cdot \gamma \cdot \Delta T \cdot X_F^2}{\nu^2} [-] \quad 1.23$$

Kde g [ms^{-2}] je tíhové zrychlení, ΔT [K] rozdíl mezi teplotou povrchu a vzduchu, X_F [m] je charakteristický rozměr formy (opět, pro většinu případů odpovídá výšce formy), ν [m^2s^{-1}] je kinematická viskozita vzduchu (lze stanovit z tabulek v závislosti na teplotě, například z [31]) a γ [K^{-1}] je reciproční hodnota střední teploty:

$$\gamma = \frac{1}{T_{STR}} [K^{-1}] \quad 1.24$$

A střední teplotu jde v případě přirozené konvekce stanovit jako:

$$T_{STR} = \frac{T_{pF} + T_V}{2} [K] \quad 1.25$$

Tedy jako průměrnou teplotu mezi teplotou povrchu formy T_{pF} [K] a vzduchu T_V [K].

Prandtlovo číslo lze v tomto případě stanovit z tabulek v závislosti na teplotě, například z [32].

Tab. 1: Hodnoty parametrů C , n , ε pro výpočet součinitele přestupu tepla [15].

r tělesa	Rozsah platnosti	C	n	A
Svislá stěna nebo svislý válec	$10^3 \leq Ra \leq 10^9$	0,80	1/4	$[1+(1+1/Pr)^2]^{-1/4}$
	$10^9 \leq Ra \leq 10^{13}$	0,15	1/3	1
Vodorovný válec	$10^{-3} \leq Ra \leq 10^3$	1,18	1/8	1
	$10^3 \leq Ra \leq 10^8$	0,50	1/4	1
Vodorovná stěna ochlazovaná shora	$1 \leq Ra \leq 2 \cdot 10^2$	0,96	1/6	1
	$2 \cdot 10^2 \leq Ra \leq 8 \cdot 10^6$	0,54	1/4	1
	$8 \cdot 10^6 \leq Ra \leq 3 \cdot 10^{10}$	0,15	1/3	1
Vodorovná stěna ochlazovaná zespodu	$3 \cdot 10^5 \leq Ra \leq 10^8$	0,68	1/5	1
	$10^8 \leq Ra \leq 3 \cdot 10^{10}$	0,27	1/4	1
Vodorovný hranol	$10^4 \leq Ra \leq 10^9$	0,60	1/4	1

Hustota tepelného toku sáláním z povrchu formy do okolí lze vyjádřit jako [15]:

$$q_S = \alpha_S \cdot (T_{pF} - T_{OK}) \text{ [Wm}^{-2}\text{]} \quad 1.26$$

Kde α_S je součinitel přestupu tepla sáláním, který lze vyjádřit vztahem 1.17, T_{pF} [K] teplota povrchu formy a T_{OK} [K] okolní konstrukce či plochy.

Z tohoto vztahu plyne, že v případě, kdy jsou protější díly forem o přibližně stejné teplotě stále v dostatečné blízkosti, teplotní tok sáláním je téměř nulový. Oproti tomu, když mezi díly forem vjede postřiková a ofuková hlava o výrazně nižší teplotě, než je teplota líce formy, tepelný tok sáláním výrazně vyšší.

1.3.2 Přenos tepla během aplikace postřiku

Při aplikaci postřiku dochází k lubrikaci pohyblivých dílů formy, odstranění nečistot, nanesení dělicího prostředku, který zabraňuje nalepení odlitku k povrchu formy a také snížení teploty formy [33]. Množství odvedeného tepla postřikem závisí zejména na technologii postřiku. Konvenční technologie, využívající separační prostředky ředěné vodou, odvádí daleko více tepla než technologie mikropostřiku, kde je vodní složka do značné míry eliminována a používá se koncentrovaný separační prostředek [34].

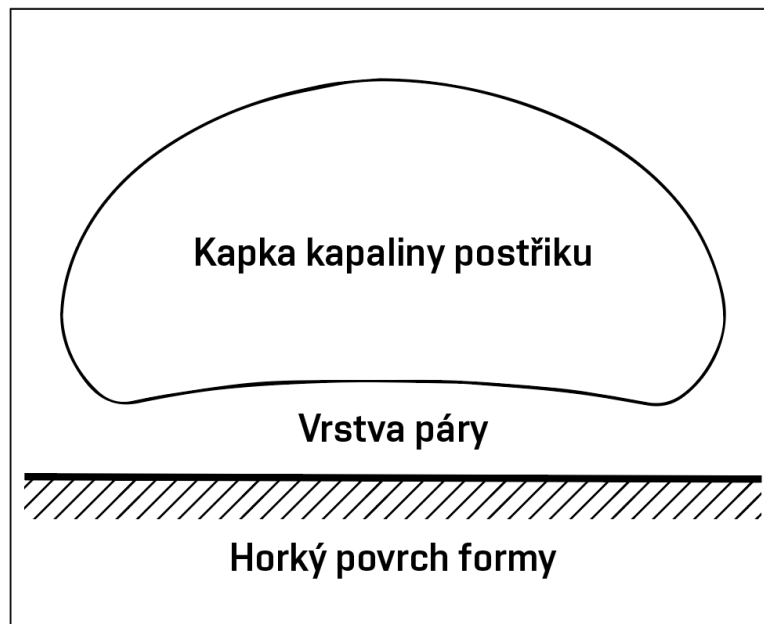
Hustota tepelného toku během aplikace postřiku, pak lze vyjádřit vztahem [15]:

$$q = \alpha_{tr} \cdot (T_{pF} - T_m) \text{ [Wm}^{-2}\text{]} \quad 1.27$$

Kde T_{pF} [K] značí teplotu povrchu formy, T_m [K] teplotu chladícího média a α_{tr} [Wm⁻²K⁻¹] celkový součinitel přestupu tepla při postřiku formy tryskou. Ten zahrnuje jak chladící efekt nucenou konvekcí emulzních kapek, výparným teplem a sáláním, tak i exotermický účinek separátoru. Určit vliv těchto efektů odděleně je prakticky velmi obtížné, určují se tedy

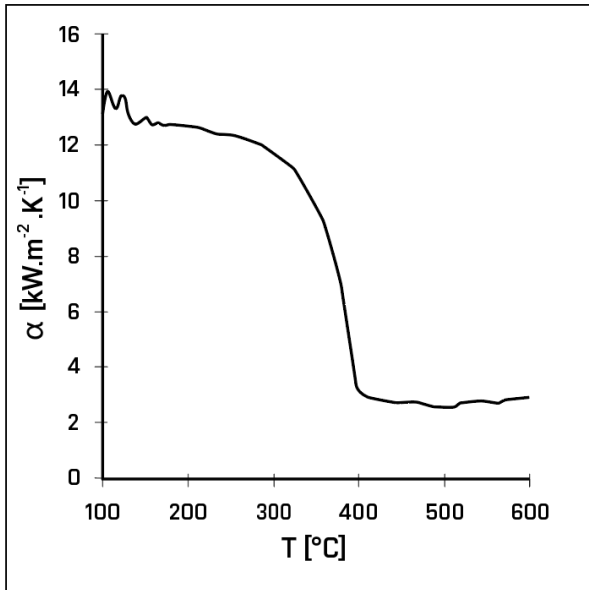
experimentálně jako celková hodnota, například z naměřených teplotních průběhů numerickým řešením inverzní nestacionární úlohy vedení tepla dle [35].

Hodnota součinitele přestupu tepla při postřiku závisí na mnoha parametrech. Zmínit lze například tlak kapaliny před tryskou, velikosti kapek, teplota a drsnosti povrchu, drsnost povrchu, oxidická vrstva, či úhel dopadu kapaliny na povrch formy [15]. Dalším významným parametrem je podíl odpařené kapaliny. V případě, kdy teplota povrchu formy překročí určitou hodnotu, dochází k intenzivnímu odpařování postřikové kapaliny a energie kapek nestačí k tomu, aby pronikla vzniklým parním filmem, který vytváří tepelnou izolaci. Důsledkem působení povrchových napětí a zamezení vzniku adhezivních sil se kapalina nad přehřátým povrchem formuje do tvaru kapky dle Obr. 12. Tuto teplotu popisuje tzv. Leidenfrostův jev a v případě vody se pohybuje v rozmezí 180 až 250 °C [36].

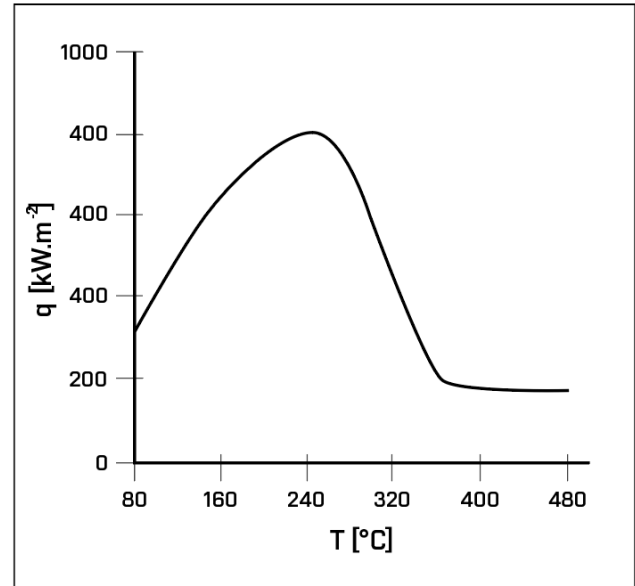


Obr. 12: Leidenfrostova kapka.

Vliv hodnoty celkového součinitele přestupu tepla při postřiku čistou vodou na teplotě povrchu formy zkoumali například na VŠB-TUO [15] a výsledky jsou patrné na Obr. 13. Na Obr. 14 je zobrazena závislost hustoty tepelného toku mezi povrchem formy a aplikovaným postřikem na teplotě povrchu formy. V obou případech dochází po překročení Leidenfrostovy teploty k poklesu měřených hodnot.



Obr. 13: Závislost celkového součinitele přestupu tepla při postřiku čistou vodou na teplotě povrchu formy [15].



Obr. 14: závislost hustoty tepelného toku mezi vrstvou postřiku a povrchem formy na teplotě povrchu formy [4].

1.3.3 Přenos tepla během ofuku formy

Při použití konvenční technologie postřiku slouží ofuk k odstranění přebývajících separátorů z líce formy, zatím co při použití mikropostřiku slouží ofuk zejména k lepšímu rozprášení separátorů na povrchu formy [34]. Teplo, které je při ofuku odvedeno, je menší než to při ostřiku. Ofuk trvá kratší čas, při nižší teplotě a součinitel přestupu tepla při proudění vzduchu je řádově nižší než při ostřiku vodou. Teplo je současně odváděno i sáláním dle rovnice 1.26 [15].

Hustotu tepelného toku nucenou konvekcí lze zapsat jako [15]:

$$q_{NK} = \alpha_{NK} \cdot (T_{pF} - T_{VZ}) \text{ [Wm}^{-2}\text{]} \quad 1.28$$

Kde T_{pF} [K] značí teplotu povrchu formy, T_{VZ} [K] teplotu vzduchu a α_{NK} [$\text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$] součinitel přestupu tepla nucenou konvekcí, který lze spočítat například podle vztahu pro nucenou konvekci při obtékání tělesa proudem z jednotlivé kruhové trysky [37]:

$$\alpha_{NK} = \frac{Nu_{KT} \cdot \lambda_{VZ}}{D} \text{ [Wm}^{-2}\text{K}^{-1}\text{]} \quad 1.29$$

Kde λ_{VZ} [$\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$] je součinitel tepelné vodivosti vzduchu, D [m] je průměr trysky viz Obr. 15 a Nu_{KT} Nusseltovo kritérium kruhové trysky vyjádřené vztahem:

$$Nu_{KT} = \frac{1 - \frac{1,1}{r^*}}{r^* + 0,1 \cdot (h^* - 6)} \cdot 2 \cdot \sqrt{[Re \cdot (1 + 0,005 \cdot Re^{0,55})]} \cdot Pr^{0,42} \text{ [-]} \quad 1.30$$

Které platí v intervalech bezrozměrných veličin:

$$2,5 \leq (r^* = r/D) \leq 7,5 \quad 1.31$$

$$2 \leq \left(h^* = \frac{H}{D}\right) \leq 12 \quad 1.32$$

$$2\,000 \leq Re \leq 400\,000 \quad 1.33$$

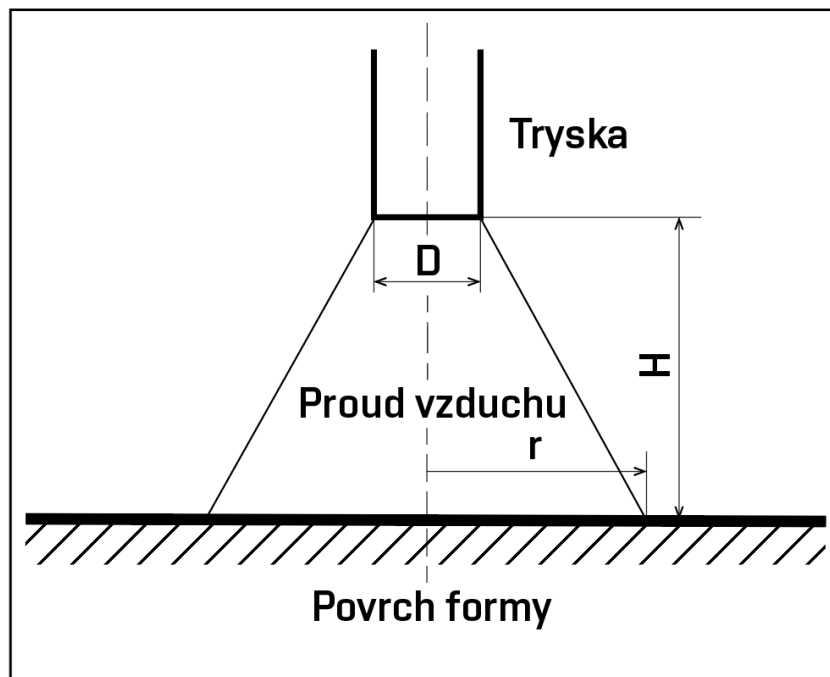
Kde r [m] je poloměr kruhové plochy působitě ofuku, D [m] průměr trysky a H [m] vzdálenost trysky ofuku od povrchu formy, dle Obr. 15.

Re je pak Reynoldsovo kritérium a Pr Prandtlovo číslo [30]:

$$Re = \frac{w \cdot D}{\nu} [-] \quad 1.34$$

$$Pr = \frac{\nu}{a} [-] \quad 1.35$$

Kde w [-] je rychlost v ústí trysky (lze spočítat pomocí Bernoulliho rovnice), D [m] průměr trysky, ν [m²s⁻¹] kinematická viskozita a a [m²s⁻¹] teplotní vodivost.

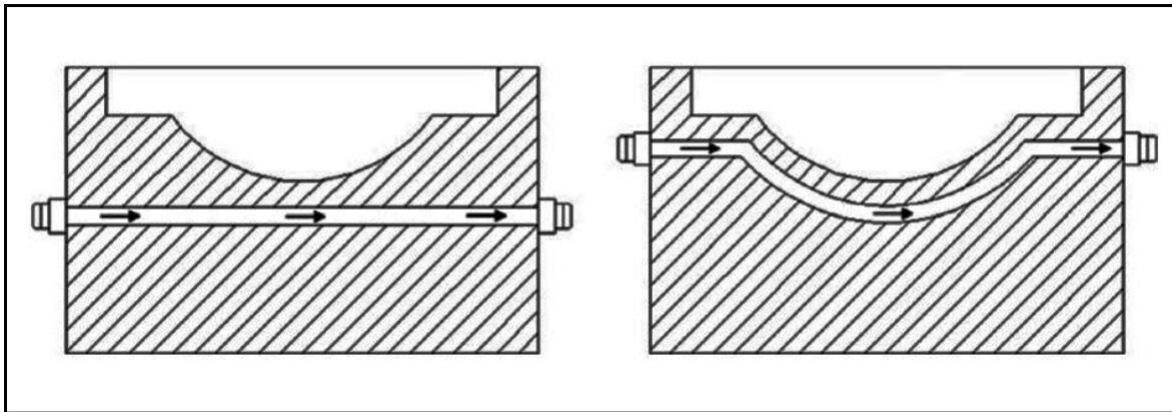


Obr. 15: Schéma pro výpočet součinitele přestupu tepla

1.4 Sdílení tepla v kovové formě

V kovové slévárenské formě se teplo šíří vedením, na rozdíl od formy pískové, kde je tento děj komplexnější. Množství odvedeného tepla závisí jednak na odlévané slitině, tak i na materiálu a velikosti (tloušťce stěny) kovové formy. Z materiálového hlediska jsou důležité zejména tepelná vodivost λ , měrná tepelná kapacita c a hustota ρ , tedy parametry tepelné akumulace b_F [10; 22].

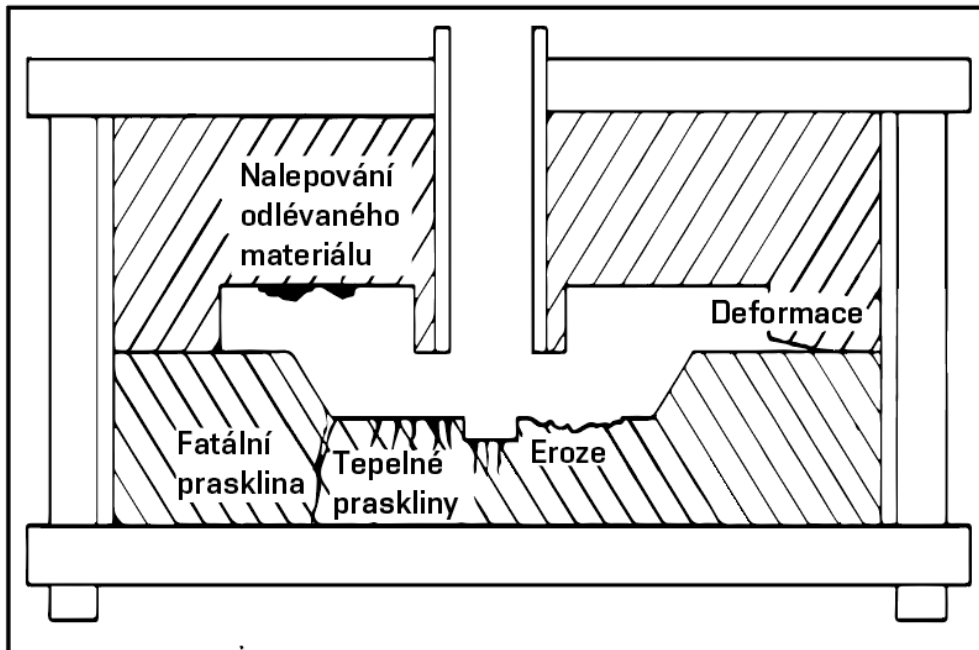
Dalším důležitým faktorem, který ovlivňuje teplotu formy je vnitřní chlazení a temperace pomocí systému kanálků. Těmi může proudit voda, olej, nebo vzduch a dle teploty a typu média působí na ochlazení, nebo ohřátí formy tak, aby co nejlépe vyrovnalo teplotní výkyvy v průběhu cyklu [38]. Do popředí se dostává technologie konformního chlazení, která využívá technologie 3D tisku kovu [37]. Oproti konvenční technologii, při které kanálky vznikají vrtáním do formy a jsou omezeny pouze na přímé cesty, při využití 3D tisku lze jednotlivé díly formy tisknout tak, že v nich vznikají dutiny kanálků v nejkratší možné vzdálenosti od líce formy a tím zajišťují lepší odvod tepla [39]. Schématické porovnání klasického a konformního chlazení je na Obr. 16.



Obr. 16: Schématické zobrazení konvenčního chlazení (vlevo) a konformního chlazení (vpravo) [67].

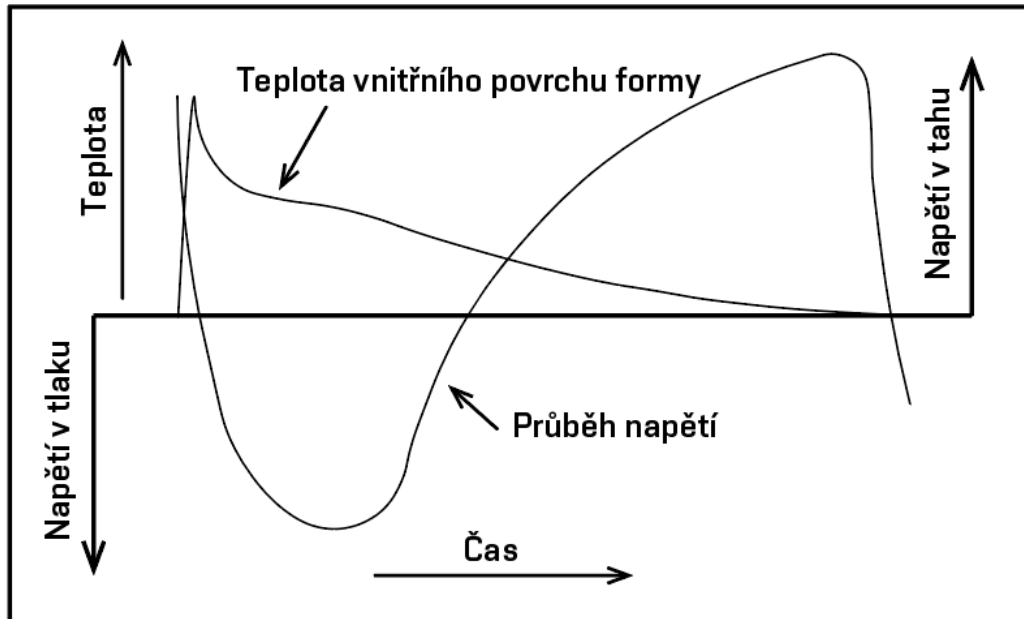
1.5 Konsekvence tepelných procesů na životnost formy

Během lícího cyklu dochází na vnitřním povrchu formy k rychlým (v řádu sekund) a vysokým (v řádu desítek až stovek stupňů Celsia) změnám teplot, které formu tepelně namáhají a mohou tak zapříčinit i její poškození [2]. Mezi vznikající vady řadíme tepelnou únavu a praskání forem [40], tvarové deformace [41], korozivní rozpouštění [42], erozi [43] či nalepování odlévaného materiálu na formu a jádra [44]. Tyto vady jsou schematicky znázorněny na Obr. 17.



Obr. 17: Schématické zobrazení vad na lící formy [41].

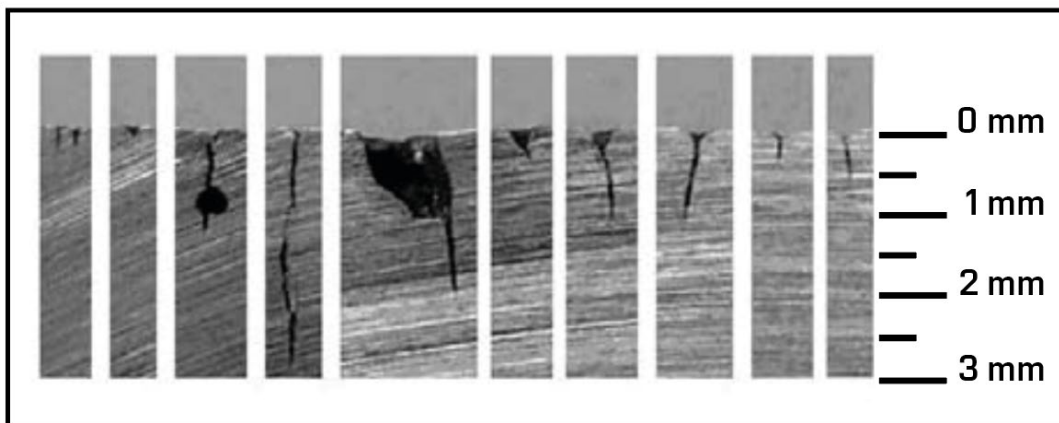
Hlavním důvodem selhání nástrojů pro práci za vysokých teplot jsou tepelné praskliny, které způsobují až 70 % poruch [45]. Tyto praskliny jsou zapříčiněny cyklickou rozměrovou expanzí a následným smrštěním odlitku i formy. Když je přehřátý tekutý kov vstřikován do dutiny formy vysokou rychlostí (30–100 m/s) a tlakem (řádově 50 až 80 MPa) [46] a zároveň se forma působením tepla z odlitku rozpíná, vzniká tak na lící formy tlakové napětí. Následuje tuhnutí odlitku, během kterého se forma i odlitek ochlazuje a smršťuje. Smrštění formy vede k přeměně tlakového napětí v napětí tahové. V některých místech zabraňuje geometrie formy smrštění odlitku a tím ještě dále přispívá k vzniku dalších tahových i tlakových napětí formy. Smršťování formy a vývoj tahové napětí samozřejmě pokračuje i po vyjmutí odlitku a aplikaci postřiku a ofuku. Přejít tlakového napětí na tahové v závislosti na čase a teplotě je znázorněn na Obr. 18 [3].



Obr. 18: Závislost působícího napětí na teplotě líce formy [3].

Tepelné praskliny pak negativně ovlivňují životnost forem, ale i povrchovou kvalitu odlitků, na kterých se mohou objevit žilky ve tvaru dutiny prasklin. U mnohých odlitků tyto žilky nepředstavují problém, nicméně pro výrobky s vysokými nároky na kvalitu povrchu zapříčiňují nutnost sekundárních dokončovacích operací, které zvyšují výrobní náklady [47]. Příklad tepelných prasklin v různých stádiích vývoje na průřezu formy je ukázán na Obr. 19. Problematice teplotních prasklin se podrobněji zabývali například Muhič a spol. [41].

Zamezení vzniku a šíření tepelných prasklin a tím pádem i prodloužení životnosti formy lze



Obr. 19: Průřez tepelnými prasklina na kovové formě [41].

dosáhnout snížením teplotních rozdílů během výrobního cyklu. Tento faktor zásadně ovlivňují vnitřní chlazení a temperace, stejně jako aplikace ostříku a ofuku. Teoreticky lze správným snížením teplotních výkyvů, a tím pádem i působících napětí, zvýšit životnost forem až o 50 % [3].

2 Modelování teplotního pole licí formy

Pro matematický popis teplotního pole jakéhokoliv tělesa slouží diferenciální rovnice závislé na materiálových charakteristikách, parametrech tepelného zdroje a dále na závislých proměnných (tj. teplota, či v případě izobarických dějů nestlačitelných látek měrná entalpie) a nezávislých proměnných (souřadnice a čas) [15]. Teplotní pole tuhnutí nebo chlazení tělesa (formy či odlitku) popisuje Fourierova rovnice vedení tepla. Pro popis teplotního pole odlitku, včetně proudění tekuté fáze, nebo pohybu tuhé fáze přes výpočetní oblast lze použít rovnici Fourierovou-Kirchhoffovou [30; 48; 49].

2.1 Diferenciální rovnice popisující teplotní pole

2.1.1 Fourierova rovnice vedení tepla

Fourierova rovnice vedení tepla je v kartézských souřadnicích definována vztahem [30; 48]:

$$\frac{d(T \cdot c \cdot \rho)}{dt} = \text{div}(\lambda \cdot \nabla T) + q_v [Wm^{-3}] \quad 2.1$$

Kde T [K] značí teplotu tělesa, c [$Jkg^{-1}K^{-1}$] měrnou tepelnou kapacitu tělesa, ρ [kgm^{-3}] hustotu tělesa, t [s] čas, λ [$Wm^{-1}K^{-1}$] součinitel tepelné vodivosti, q_v [Wm^{-3}] intenzitu vnitřního objemového tepelného zdroje, popsanou jako tepelný tok vedením, div značí divergenci a ∇T gradient teploty.

Rovnici lze zjednodušit pro materiálové charakteristiky konstantní v čase a prostoru:

$$\frac{dT}{dt} = a \cdot \nabla^2 T + \frac{q_v}{c \cdot \rho} [Ks^{-1}] \quad 2.2$$

Kde a [m^2s^{-1}] je součinitel teplotní vodivosti a ∇^2 Laplaceův operátor definovaný jako:

$$\nabla^2 = \text{div} \cdot \nabla = \frac{d^2}{dx^2} + \frac{d^2}{dy^2} + \frac{d^2}{dz^2} \quad 2.3$$

Kde x, y, z [m] značí polohové souřadnice.

2.1.2 Fourierova-Kirchhoffova rovnice

Fourierova-Kirchhoffova rovnice pro konstantní materiálové charakteristiky nabývá tvaru [30; 49]:

$$\frac{DT}{dt} = a \cdot \nabla^2 T + \frac{q_v}{c \cdot \rho} [Ks^{-1}] \quad 2.4$$

Kde $\frac{DT}{dt}$ [Ks^{-1}] značí substanční derivaci (zvláštní druh derivace sledující pohyb [50]) teploty podle času a souřadnic, která pro kartézský souřadný systém nabývá tvaru:

$$\frac{DT}{dt} = \frac{dT}{dt} + v_x \frac{dT}{dx} + v_y \frac{dT}{dy} + v_z \frac{dT}{dz} [Ks^{-1}] \quad 2.5$$

Kde v_x, v_y, v_z [ms^{-1}] jsou složky rychlostí.

2.2 Podmínky jednoznačnosti řešení

Výše uvedené rovnice jsou všeobecné a dají se použít v mnoha případech. Má-li se jejich použití specifikovat, například na tuhnutí odlitku ve slévárenské formě, je třeba rovnice doplnit o matematické vyjádření zvláštních podmínek charakteristických pro daný případ. Mezi tyto podmínky řadíme například rozdělení teplot na líci ohřívaného tělesa (kokile) v počátečním okamžiku a na konci tepelného procesu, vlastnosti okolního prostředí, tvar a vlastnosti odlitku či formy a časové podmínky přenosu tepla [51].

Tyto podmínky nazýváme podmínky jednoznačnosti řešení a lze je rozdělit do čtyř základních skupin:

2.2.1 Geometrické podmínky

Definují tvar a rozměry tělesa, v němž je řešen tepelný proces. Podle tvaru tělesa je dále zvolen vhodný souřadnicový systém, který může významně ovlivnit náročnost řešení úlohy. Nejčastěji používanými souřadnicovými systémy jsou kartézský, jehož použití vyhovuje převážně většině úloh a cylindrický, který je vhodný pro popis válcovitých těles [10; 15; 51].

2.2.2 Fyzikální podmínky

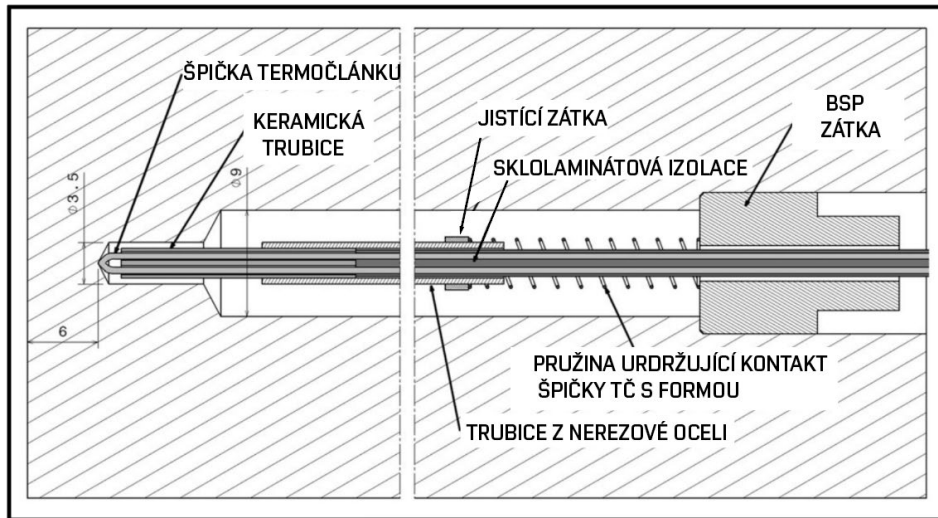
Mezi fyzikální podmínky jednoznačnosti řadíme fyzikálně tepelné vlastnosti materiálu formy a odlitku, které jsou popsány v první kapitole této práce. Už z názvu plyne, že tyto vlastnosti jsou závislé na teplotě materiálu. U materiálu formy dochází k menším teplotním změnám než u odlitku, který při tuhnutí mění nejen teplotu, ale i fázi. Rozpětí hodnot materiálových charakteristik je tak pro materiál formy menší, než pro odlitek viz například Obr. 5 z první kapitoly, který znázorňuje změnu součinitele tepelné vodivosti na teplotě pro materiál formy (x40CrMn5) a odlitku (AlMg1SiCu) [51].

Správné určení těchto charakteristik je pro přesnost výpočtu zásadní. Prostředkem pro určení tepelně fyzikálních vlastností mohou být počítačové programy *ThermoCalc*, *CompuTherm*, *JMatPro*, atd., které tyto hodnoty určí na základě chemického složení. Z práce [15] ovšem plyne, že výsledky různých programů často neprokazují schodu. Je tedy vhodné výsledky dosažené softwarovým výpočtem ověřit experimentálním měřením.

2.2.3 Počáteční podmínky

Počáteční, nebo také časová podmínka definuje teplotní pole řešeného tělesa či oblasti na začátku zkoumaného děje (lití, nebo tuhnutí). Počáteční teplota odlitku se většinou rovná teplotě lití. Pokud není řešen proces plnění formy, je přesnější do počáteční teploty zahrnout pokles teploty v lici komoře a vtokové soustavě. U tlakového lití je stěžejní znalost teploty líce formy, která se v rámci liciho cyklu ustálí z pravidla až po odlití několika kusů odlitku [15].

Nejpřesnější metodou k jejímu zjištění je termočlánek uvnitř formy viz Obr. 20. Aplikace termočláneků do kovových forem je ovšem drahá, a i při vyšším počtu měřičů nepokryje celé teplotní pole formy. Alternativně lze ke zjištění teplotního pole na vnitřním povrchu formy použít termografických metod, které jsou popsány v kapitole 4 [52; 53].



Obr. 20: Schématické znázornění termočláneku uvnitř kovové formy [52].

2.2.4 Okrajové podmínky

Okrajové, či povrchové podmínky pro řešení diferenciálních rovnic jsou obecně funkcí souřadnic a času (u stacionárních dějů pouze souřadnic) a lze je rozdělit do čtyř základních skupin. Podle toho, jaké parametry jsou známy je pro řešení vybrána ta nejvhodnější [10; 15].

Povrchová podmínka I. druhu

Povrchová podmínka prvního druhu neboli podmínka Dirichletova vychází ze znalosti teploty povrchu jako funkce souřadnic a času:

$$T = f(x, y, z, t) [K] \quad 2.6$$

Kde x, y, z [m] jsou souřadnice bodů povrchu tělesa a t [s] čas.

Povrchová podmínka II. druhu

Povrchová podmínka druhého druhu neboli podmínka Neumannova vychází ze znalosti hustoty tepelného toku na povrchu tělesa v závislosti na poloze a času:

$$q = f(x, y, z, t) [Wm^{-2}] \quad 2.7$$

Kde x, y, z [m] jsou souřadnice bodů povrchu tělesa a t [s] čas.

Povrchová podmínka III. druhu

Povrchová podmínka třetího druhu neboli podmínka Fourierova vychází ze znalosti hustoty tepelného toku na povrchu tělesa v závislosti na teplotě a součiniteli přestupu tepla:

$$q = \alpha \cdot (T_P - T_{OK}) [Wm^{-2}] \quad 2.8$$

Kde $\alpha [Wm^{-2}K^{-1}]$ je součinitel přestupu tepla, $T_P [K]$ teplota povrchu a $T_{OK} [K]$ teplota okolí. Touto podmínkou byl vyjádřen tepelný tok pro děje na líci formy v kapitole 1.

Povrchová podmínka IV. druhu

Povrchová podmínka čtvrtého druhu vychází z Furierova zákona [54] a používá se na rozhraní dvou těles při ideálním kontaktu:

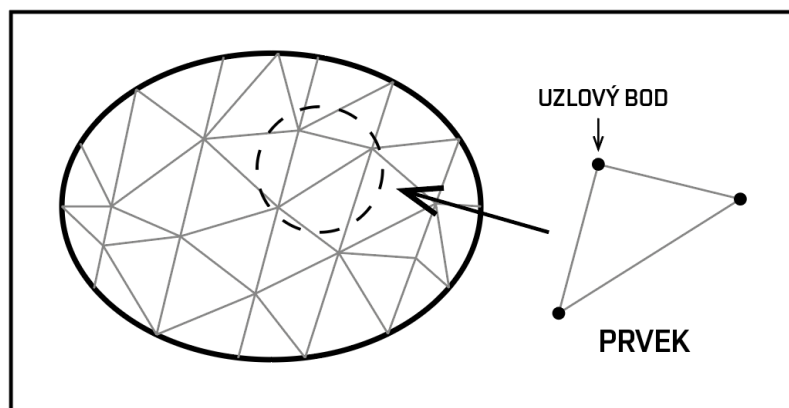
$$\lambda_1 \frac{dT_1}{dx} = \lambda_2 \frac{dT_2}{dx} [-] \quad 2.9$$

Kde $\lambda [Wm^{-1}K^{-1}]$ značí součinitel tepelné vodivosti, $T [K]$ teplotu a $x [m]$ souřadnici směru, ve kterém děj probíhá. Kontakt dvou těles není obvykle ideální, proto tato podmínka není častá.

2.2.5 Řešení diferenciálních rovnic teplotního pole

Pro matematické modely teplotního pole reprezentující reálné tělesa složitých tvarů, jako je odlitek a forma, nelze vzniklou soustavu diferenciálních rovnic řešit analytickými metodami. Zjednodušení, které by analytické řešení umožnilo, by nevedlo k reálným výsledkům. Komplexní problémy složitě geometrie, nelineární závislosti materiálových parametrů na teplotě, či složité okrajové podmínky směřují k použití numerických metod [15].

Jedna z možností numerického řešení soustavy diferenciálních rovnic teplotního pole je software od Francouzské společnosti ESI group *ProCast*, který je založený na metodě konečných prvků. Princip metody konečných prvků spočívá v diskretizaci spojitého kontinua, což je v případě slévárenství odlitek a forma, do konečného počtu prvků specifických tvarů (tetraed, hexaedr, atd...). Na hranicích těchto prvků vznikají tzv. uzlové body (viz Obr. 21), pro které jsou následně sestaveny rovnice tepelné bilance [55]. Aplikace metody konečných prvků pro řešení úloh s přenosem tepla je podrobně popsána například v knize [56] nebo [57] V programu *ProCast* byl řešen problém teplotního pole formy pro vysokotlaké odlévání bloku motoru pro společnost Škoda Auto, který je popsán v následující kapitole.



Obr. 21: Schématické zobrazení diskretizace objektu metodou konečných prvků

3 Zadání aplikační úlohy

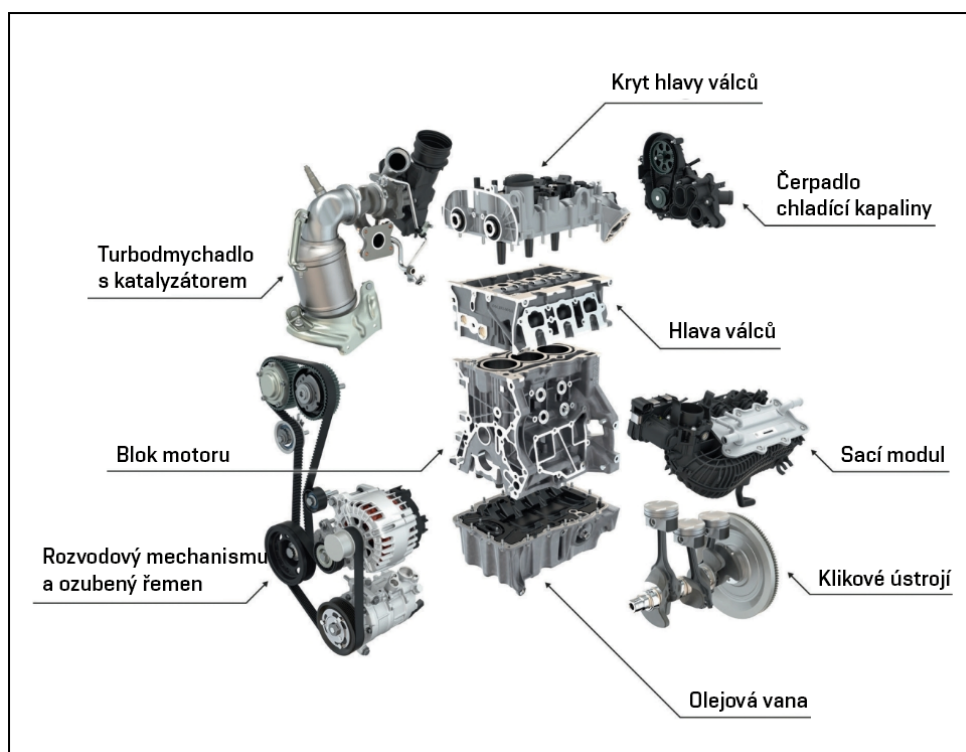
Zadavatelem této práce je útvar PSW-F (výroba metalurgického nářadí) spadající pod nářadovnu společnosti Škoda Auto. Úkolem je sestavit metodiku pro správné nastavení parametrů simulace tlakového lití, se zaměřením na parametry ošetření formy postříkem a ověření reálných teplot kovové slévárenské formy v softwaru ProCast.

Pro účely této práce byla vybrána forma pro výrobu odlitku bloku motoru, u které v nedávné době došlo ke změně technologie ošetření líce formy z konvenčního postříku na mikropostřík. Tato změna ve výrobní technologii vedla k vychýlení teplotních výsledku aktualizované simulace od reality, a proto se jevila jako vhodný kandidát pro sestavení výše zmíněné metodiky.

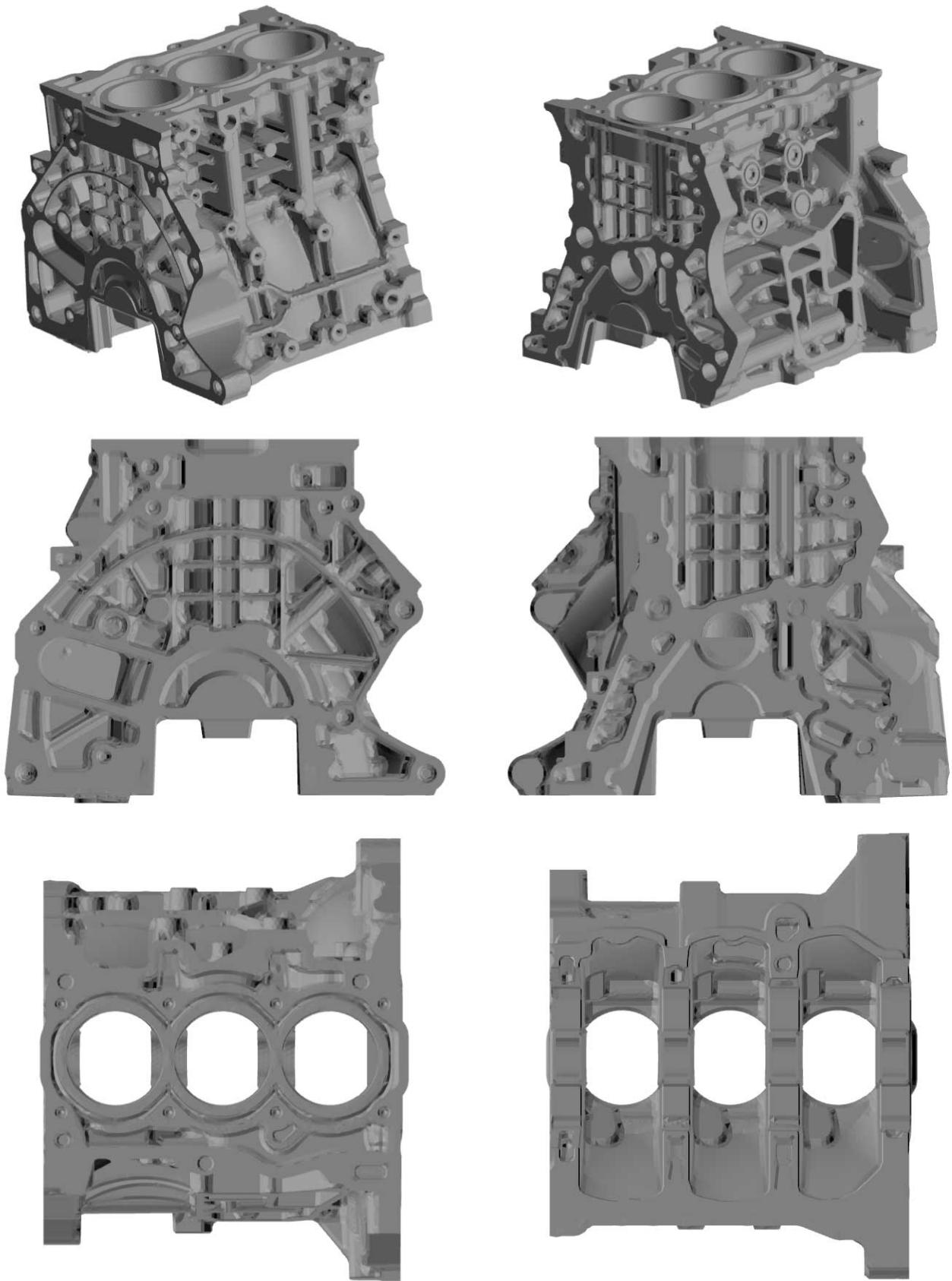
V následujících podkapitolách je stručně popsán odlitek bloku motoru, simulace cyklování a model simulace (tedy formy). Dále je nastíněn postup řešení úlohy, který je objektem dalších kapitol.

3.1 Popis odlitku bloku motoru

Odlitek z řešené formy je blok tříválcového motoru 1.0 TSI EVO, který je vyráběn ze slitiny hliníku $AlSi9Cu3(Fe)$. Blok motoru je zobrazen na Obr. 22 společně s dalšími komponenty motoru a následně na OBR v různých pohledech. Tento motor se používá napříč koncernem Volkswagenu, například v modelech aut Škoda Octavia, Volkswagen Golf nebo Seat Leon [58].



Obr. 22: Motor 1.0 TSI EVO [71].



Obr. 23: Zobrazení bloku motoru v různých pohledech

3.2 Popis simulace cyklování

Simulace cyklování je prostředkem pro určení reálné tepelné bilance uvnitř tlakové licí formy. Simuluje se průběh několika licích cyklů do té doby, než se ustálí teplotní pole formy. To znamená, že pokud je teplotní pole v n-tém cyklu totožné, jako teplotní pole v cyklu (n-1), simulace se může ukončit. Protože jsou tyto simulace velmi náročné na výpočetní čas, zanedbává se proces plnění formy taveninou. Každý cyklus tedy začíná se 100% naplněním dutiny formy. Teplotní výsledky z posledního simulovaného cyklu jsou pak použity jako vstupní údaje právě pro simulaci lití a tuhnutí odlitku.

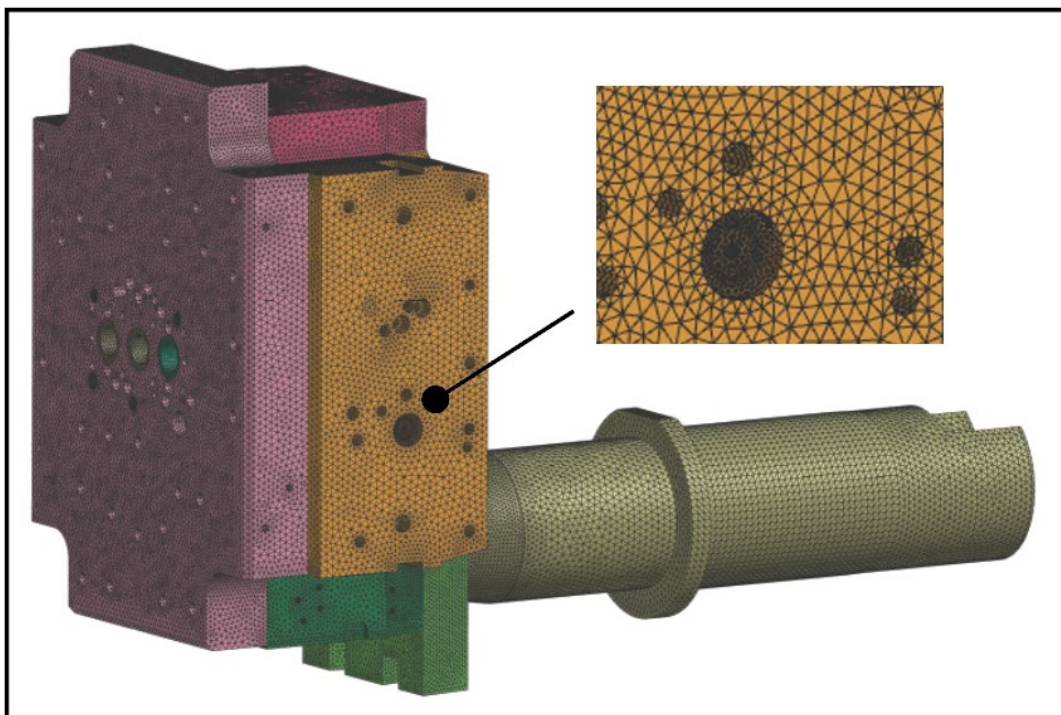
Simulací plnění dutiny formy taveninou lze následně ověřit správné navržení kovové formy, vtokové soustavy či systému odzdušnění. Pozorováním pohybu taveniny ve formě se posuzují kritická místa pro vznik slévárenských vad odlitku. Během simulace tuhnutí je pak zkoumána přeměna taveniny v tuhou fázi. Během tohoto období mohou vznikat další slévárenské vady, které simulace pomůže odhalit [6].

3.3 Popis modelu simulace

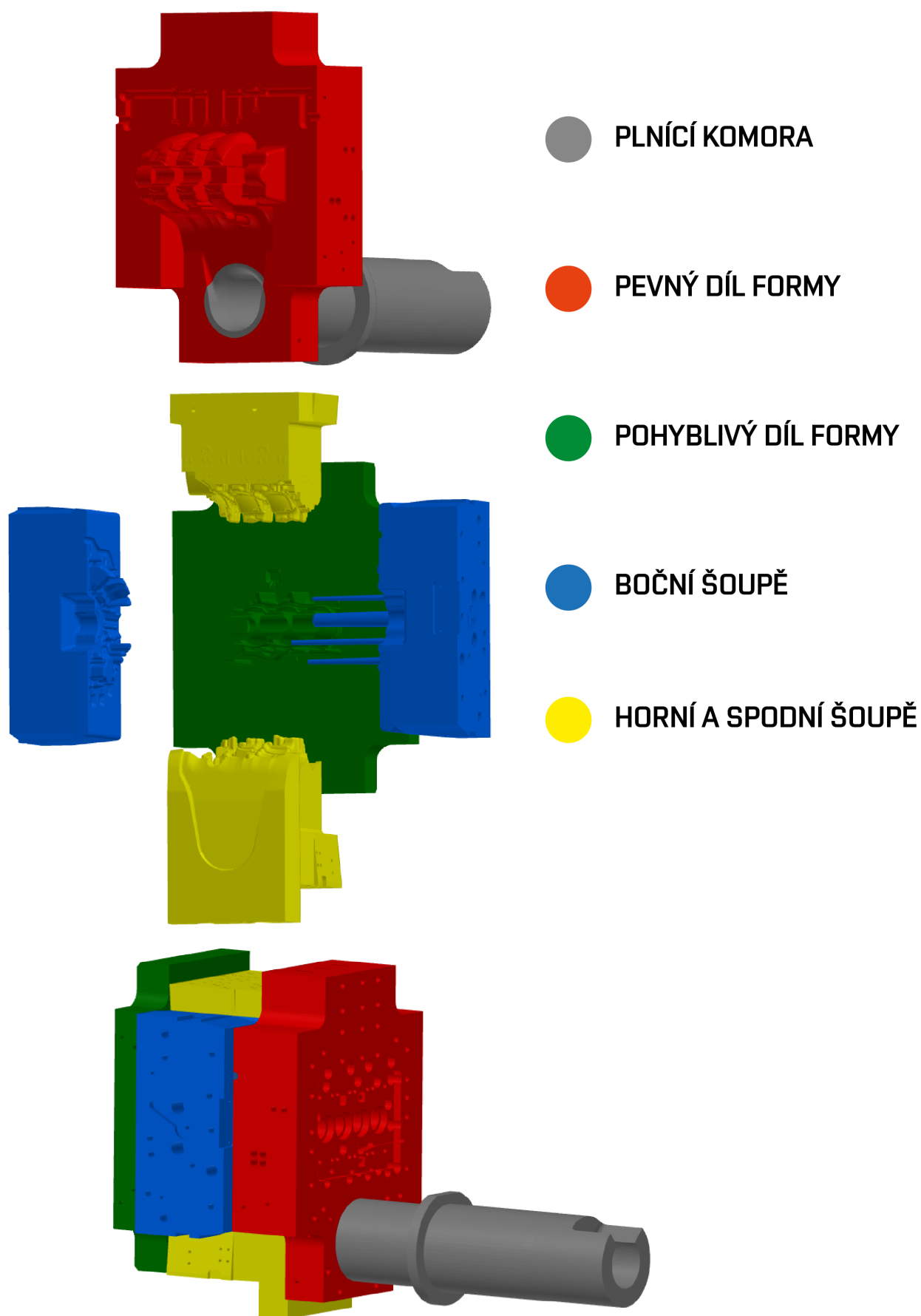
Simulovaný model je definován tak, aby co nejlépe reflektoval stav reálné formy a odlitku k jeho popisu použijeme podmínky jednoznačnosti z druhé kapitoly.

3.3.1 Geometrické podmínky modelu

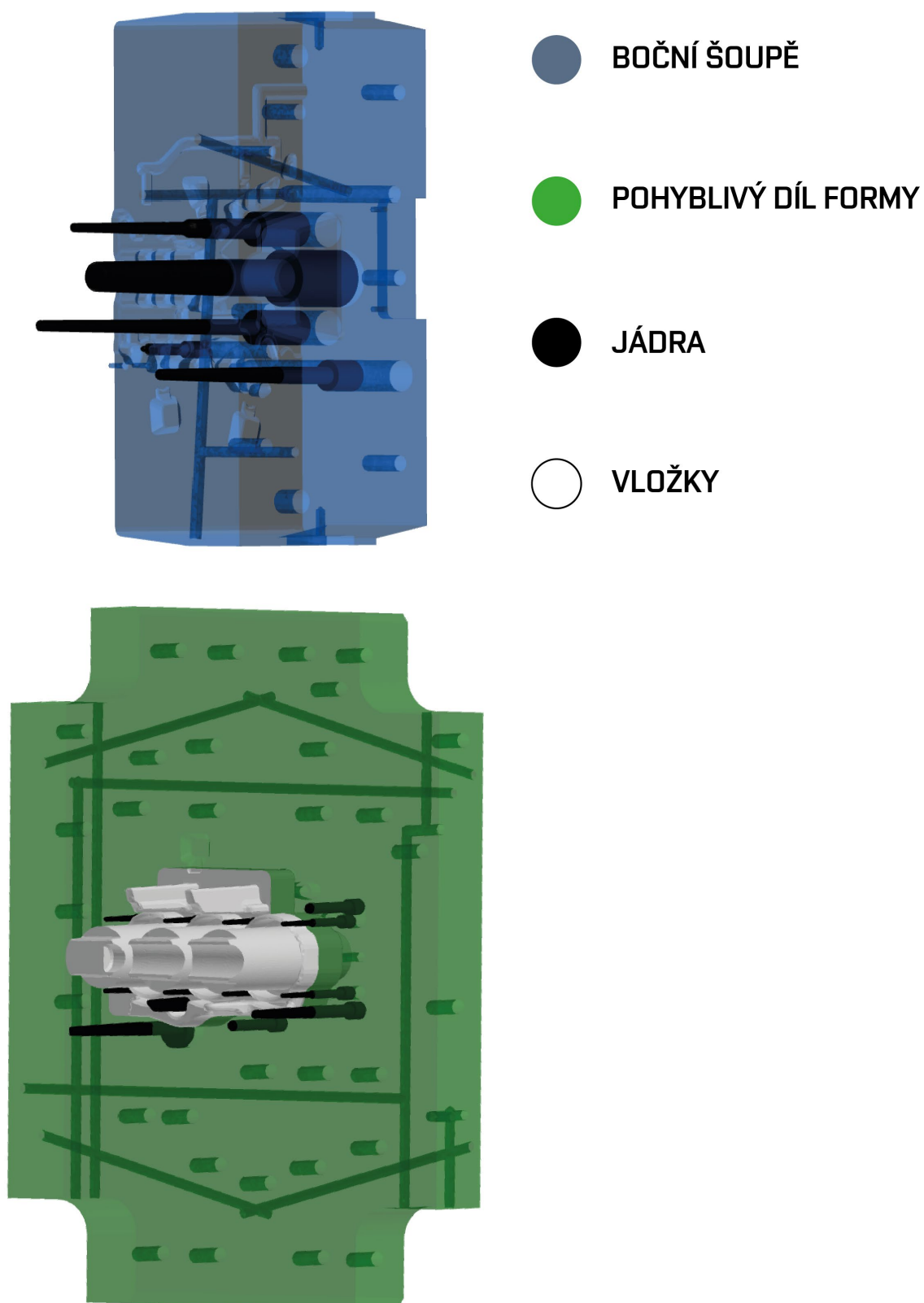
Model je diskreditován a popsán pomocí elementů typu tetraedr (čtyřstěn), viz hlavní díly formy na Obr. 25. Tento popis je však pro přehlednost velmi zjednodušen. Popsané části formy se skládají z více menších dílů, zejména jader a vložek, což je ukázáno na pohyblivém dílu a bočním šoupěti, viz Obr. 26. Díky definici jednotlivých částí lze lépe popsat skutečnou situaci, například volbou různých součinitelů přestupu tepla v rámci jednoho dílu formy. To je vhodné zejména v případě jader, které jsou teplotně zatíženy více než zbytek formy. Dále je na obr. ČÍSLO NENÍ ukázán systém kanálků vnitřního chlazení pro jednotlivé díly formy.



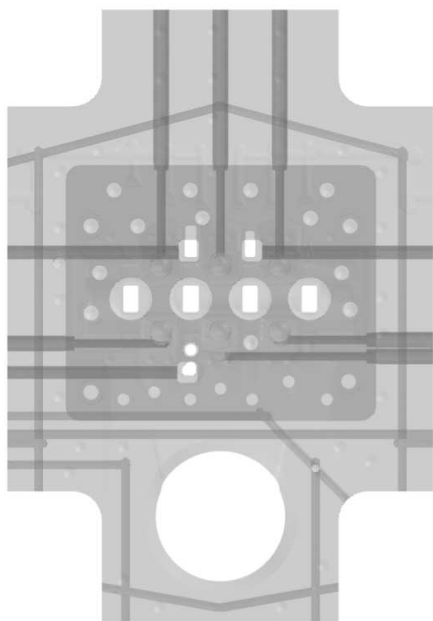
Obr. 24: Diskretizace modelu formy.



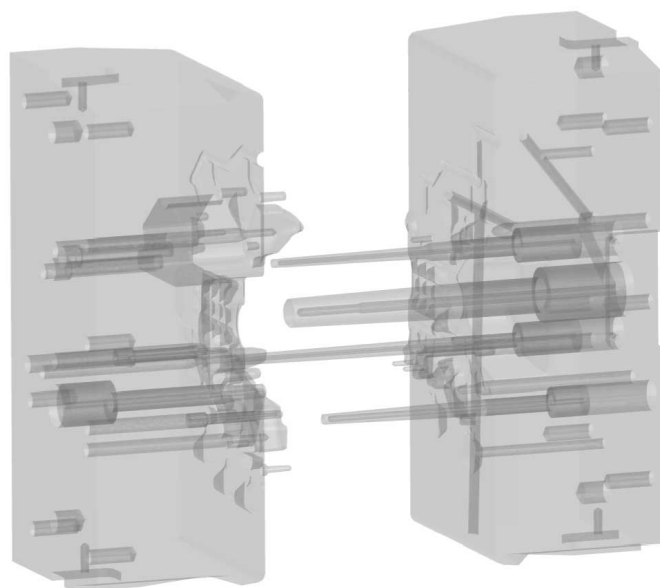
Obr. 25: Popis simulované formy.



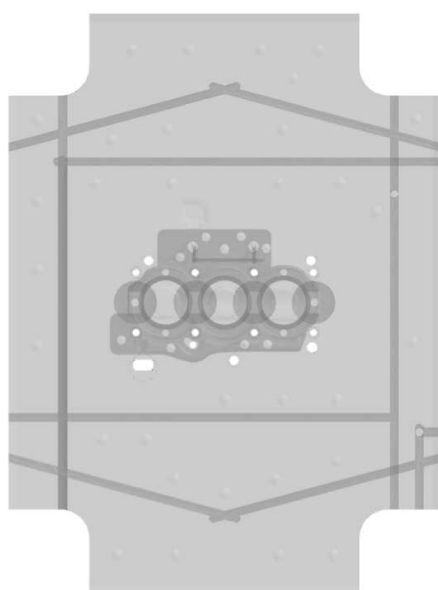
Obr. 26: Ukázka jader a vložek na bočním šoupěti a pohyblivém dílu formy.



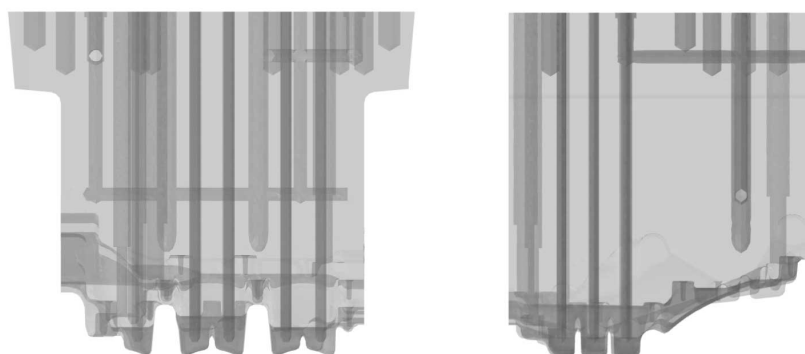
PEVNÝ DÍL FORMY



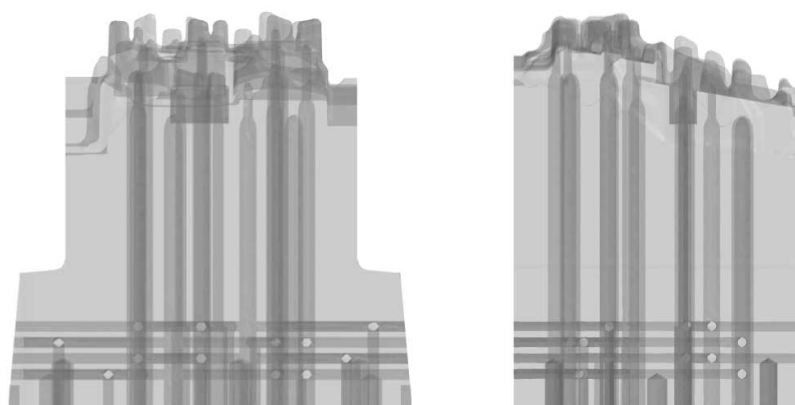
BOČNÍ DÍLY FORMY



POSUVNÝ DÍL FORMY



HORNÍ DÍL FORMY



DOLNÍ DÍL FORMY

Obr. 27: Systém vnitřního chlazení formy.

3.3.2 Fyzikální podmínky modelu

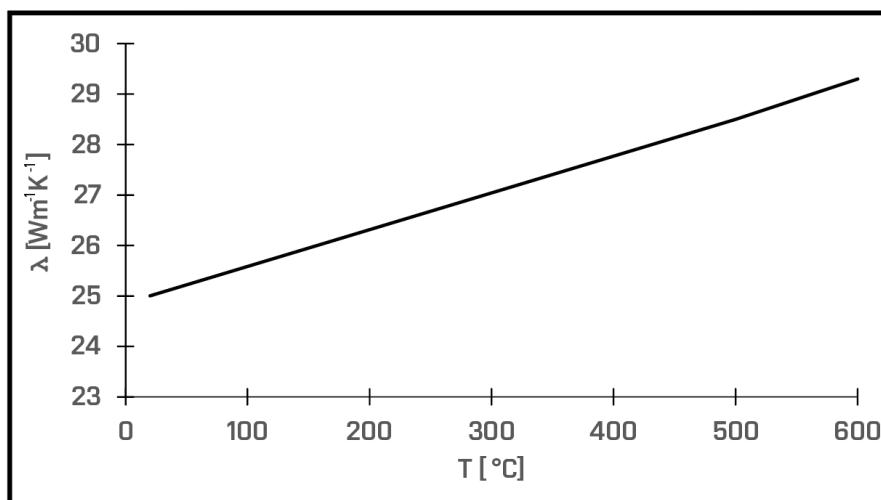
Materiálové modely pro výpočet teplotních úloh, jsou definovány součinitelem tepelné vodivosti λ , měrnou tepelnou kapacitou c , a hustotou ρ . Některé modely uvádějí místo měrné tepelné kapacity měrnou entalpii h [Jkg^{-1}], pomocí které lze u izobarických dějů měrná tepelná kapacita dopočítat jako změna měrné entalpie za čas [59]:

$$c = \frac{dh}{dT} [JKg^{-1}K^{-1}]$$

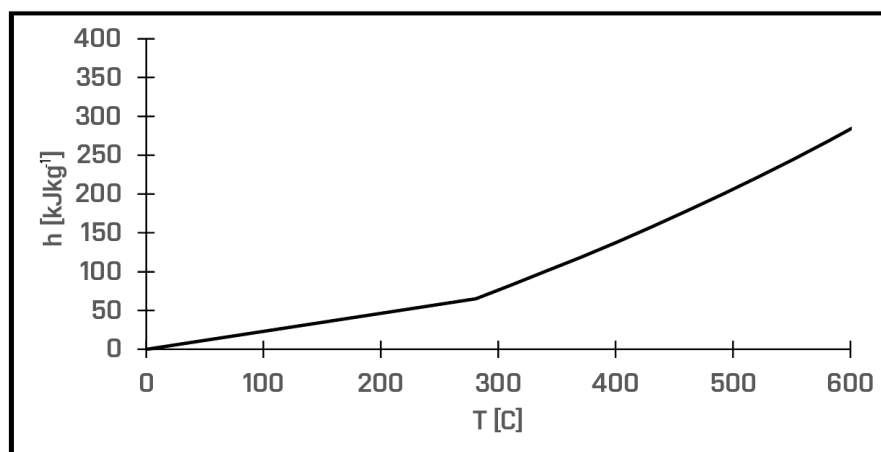
3.1

Materiál formy

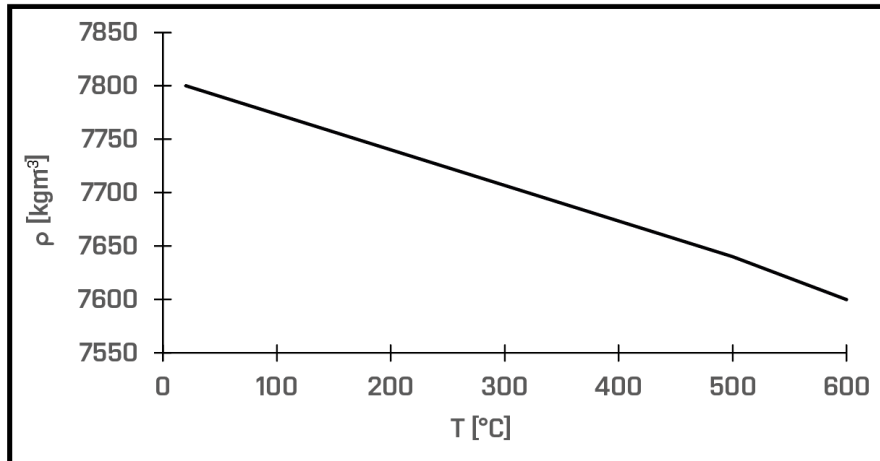
Jako materiál formy je použita nástrojová ocel pro práci za zvýšených teplot X38CrMoV5, definovaná součinitelem tepelné vodivosti λ (Obr. 28), měrnou entalpii h (Obr. 29), a hustotou ρ (Obr. 30).



Obr. 28: Součinitel tepelné vodivosti materiálu formy.



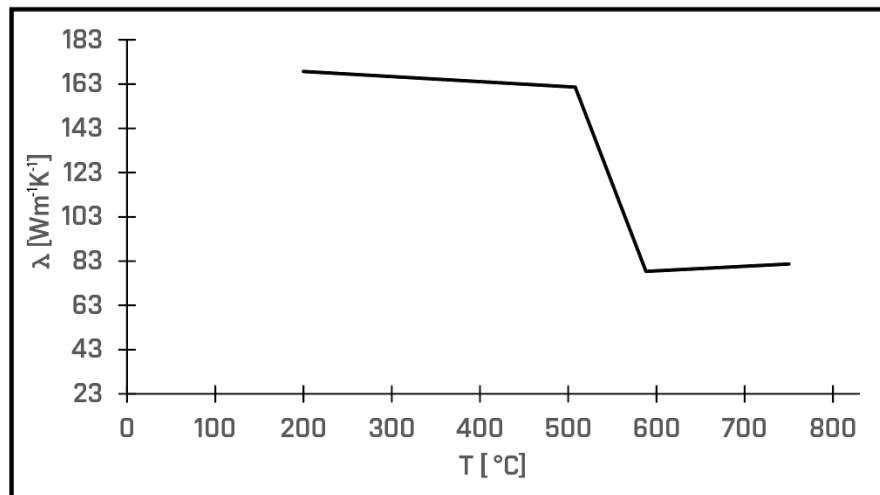
Obr. 29: Měrná entalpie materiálu formy



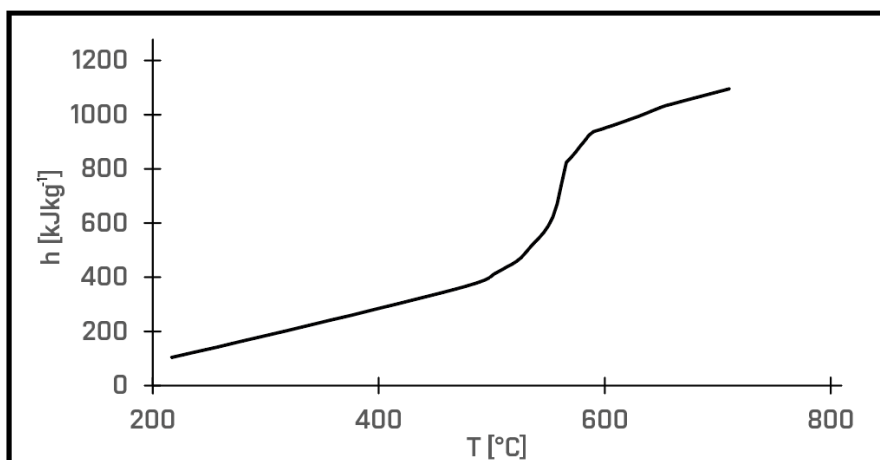
Obr. 30: Hustota materiálu formy.

Materiál odlitku

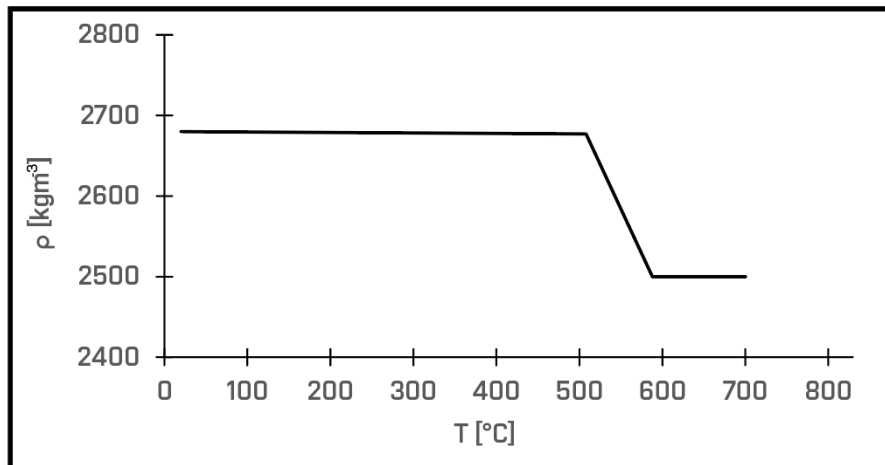
Jako materiál odlitku je použita slitina hliníku AlSi9Cu3(Fe) definovaná taktéž součinitelem tepelné vodivosti λ , měrnou entalpií h , a hustotou ρ .



Obr. 32: Součinitel tepelné vodivosti materiálu odlitku.



Obr. 31: Měrná entalpie materiálu odlitku.



Obr. 33: Hustota materiálu odlitku.

3.3.3 Počáteční podmínky modelu

Počáteční podmínky, tj. teplota formy a taveniny/odlitku na začátku prvního cyklu jsou definovány v Tab. 2.

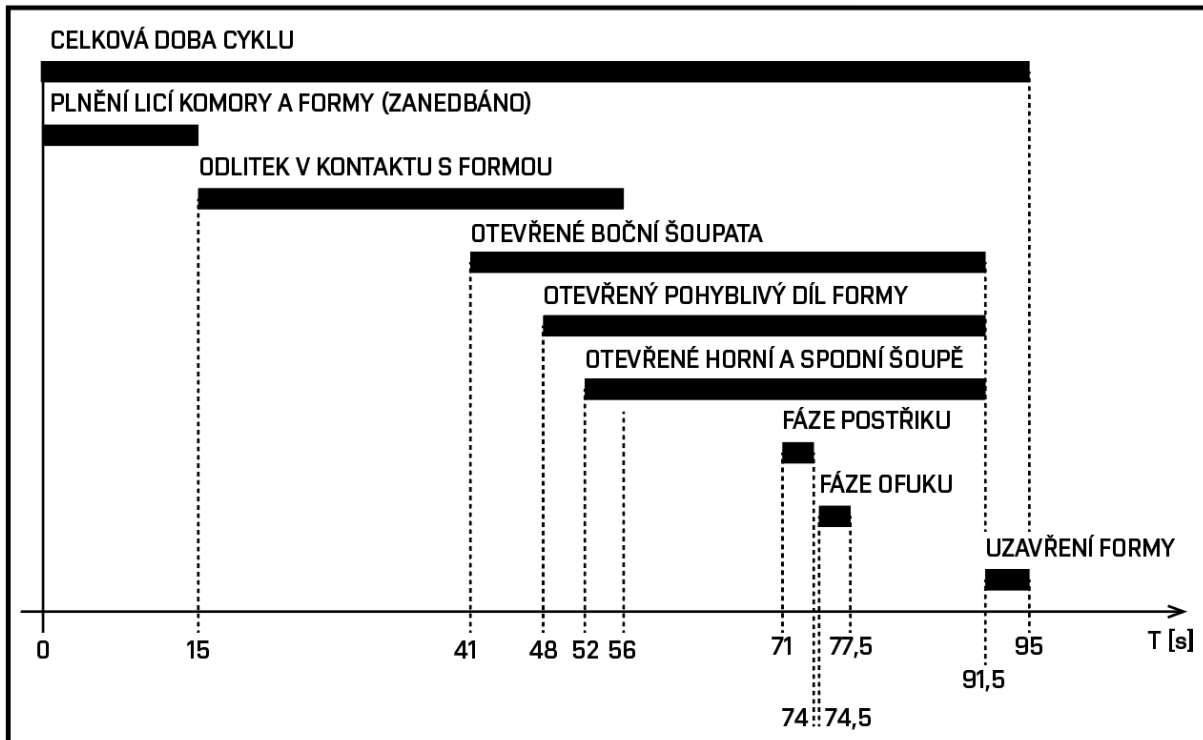
Tab. 2: Počáteční podmínky modelu

Objekt	Počáteční teplota [°C]
Všechny díly formy	100
odlitek	598

Počáteční teplota je pro odlitek zadána na začátku každého cyklu. Je to teplota nižší než lící, protože během plnění lící komory a následného plnění formy (což je v simulaci lití zanedbáno) dojde k ochlazení taveniny. Oproti tomu počáteční podmínka pro díly formy je zadána pouze v prvním cyklu, na začátku každého cyklu je použito teplotní pole z konce cyklu předchozího.

3.3.4 Okrajové podmínky modelu

Okrajovými podmínkami je nahrazen pohyb formy a odlitku během cyklu, stejně jako aplikace postřiku a ofuku. V realitě dochází po odlití k odsunutí pohyblivých dílů formy a extrakci odlitku ramenem robota. Tyto operace by byly náročné na výpočetní čas, proto jsou řešeny okrajovou podmínkou. V čase, kdy dojde k odsunutí dílů formy, je v simulaci zrušen kontakt (nulový součinitel přestupu tepla) a nemůže dále docházet k výměně tepla mezi díly, které se reálně nedotýkají. Situace s postřikem a ofukem je analogická. Není simulován vstup zařízení pro vnější ošetření, ale pouze čas aplikace a součinitel přestupu tepla. Časový průběh cyklu je popsán na Obr. 34.



Obr. 34: Časové úseky jednotlivých fází lícího cyklu.

Do okrajových podmínek můžeme dále zařadit zadání chladících kanálků, které jsou definovány teplotou proudícího média, vody (30 až 80 °C) a součinitelem přestupu tepla, jehož hodnota je jednotná po celé délce kanálku, ale mění se v závislosti na čase. V době, kdy jsou kanálky aktivní a proudí jimi médium, v tomto případě voda, dosahuje součinitel přestupu tepla maximálních hodnot (až $6500 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$) a v době kdy je proudění kanálku zastaveno hodnot nejnižších ($100 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$). Samotné proudění média však simulováno není.

3.4 Postup řešení úlohy

Řešení úlohy bylo rozděleno do tří kroků. Cílem prvního kroku bylo získat teplotní data z reálné formy a porovnat je se stávající simulací. V druhém kroku byla stávající simulace optimalizována tak, aby lépe popisoval skutečný stav a ve třetím kroku byly optimalizovány parametry ošetření postřikem. Jednotlivým krokům se věnují následující kapitoly.

4 Termografie, měření teplotního pole formy

Termografie je komplexní věda, přestože se touto problematikou práce přímo nezabývá, její metody byly použity pro získání teplotních dat, z tohoto důvodu je text doplněn o teoretické základy termografie, které pomohou porozumět nastavitelným parametrům termokamery a postupem, kterým byla termokamera zkalibrována.

4.1 Teoretické základy termografie

Termokamerou lze měřit dlouhovlnné infračervené záření, které vyzařuje každý objekt s teplotou vyšší, než $-273,15\text{ °C}$ (absolutní nula) [60]. Mezi intenzitou infračerveného záření a teplotou tělesa, existuje souvislost, což zjistil již v roce 1900 fyzik Max Planck [61]. Z naměřeného záření tedy lze dopočítat teplotu zkoumaného tělesa. Každý pixel snímače pak zobrazuje jeden teplotní bod, rozlišený barevnou škálou. Výpočet je závislý na stupni emisivity povrchu měřeného objektu ε , kompenzaci reflexe ρ a transmise τ . Dále pak může do výpočtu vstupovat závislost na vzdálenosti snímače od měřeného povrchu, teplota okolí, či další parametry [62]. Většina těchto parametrů má pro dané situace (teplota materiálu, světelnost prostředí, ...) orientační tabulkové hodnoty. Ty jsou však často odchýlené od reality, a proto je tyto parametry nutno stanovit experimentálně.

4.1.1 Emisivita

Emisivita tělesa je jeho schopnost pohlcovat infračervené záření. Hodnota emisivity je závislá na charakteru povrchu, případně teplotě měřeného tělesa. Matematicky lze emisivitu vyjádřit jako poměr intenzity vyzařování reálného tělesa H_E k intenzitě vyzařování absolutně černého tělesa H_{EO} se stejnou teplotou.

$$\varepsilon = \frac{H_E}{H_{EO}} [-] \quad 4.1$$

Pro absolutně černé těleso nabývá emisivita hodnoty 1 [63]. Tento případ v reálném prostředí nikdy nenastane. Emisivita reálných těles nabývá hodnoty $\varepsilon < 1$ [64].

Hodnoty emisivity se mění i s úhlem, který svírá rovina měřeného povrchu a normála objektivu termokamery. Snímky by neměly být foceny pod úhlem větším, než 45° . Úhel 45° lze v některých případech překročit (daný případ je nutno ověřit například kontaktním měřením). Obecně a zjednodušeně lze říct, že výsledný úhel mezi rovinnou povrchu měřeného objektu a normálou objektivu nesmí přesáhnout 60° . Úhel, při kterém bude prováděno měření, je tedy dobré zohlednit již při kalibraci (kalibruji při stejném úhlu, jako měřím) [65].

4.1.2 Reflexe

Reflexe neboli odrazivost je konstanta popisující schopnost tělesa odrážet záření, její hodnota je závislá na struktuře povrchu a teplotě tělesa. Obecně platí, že hrubý a matný povrch odráží méně záření než lesklý povrch.

V termokameře se pak nastavuje hodnota RTC (Reflected Temperature Compensation) [62], která v některých případech odpovídá teplotě okolí a lze ji tak stanovit teploměrem [64]. Další možností stanovení hodnoty RTC je pak například Lambertův zářič, který byl v této práci použit.

Lambertův, nebo také Kosinův zářič je rovinný plošný předmět, který ideálně rozptýlí dopadající záření a odrazí jej do všech směrů se stejnou intenzitou, lze vytvořit například pokrčením a opětovným narovnáním hliníkové fólie. [62; 53; 66]

4.1.3 Transmise

Transmise neboli stupeň přenosu popisuje schopnost materiálu propouštět infračervené záření, jeho hodnota je závislá na tloušťce a druhu materiálu. Pro naprostou většinu materiálů platí, že jsou pro dlouhovlnné infračervené záření nepropustné, tudíž hodnota transmise τ je rovna nule [62; 64].

4.1.4 Pohlcené záření

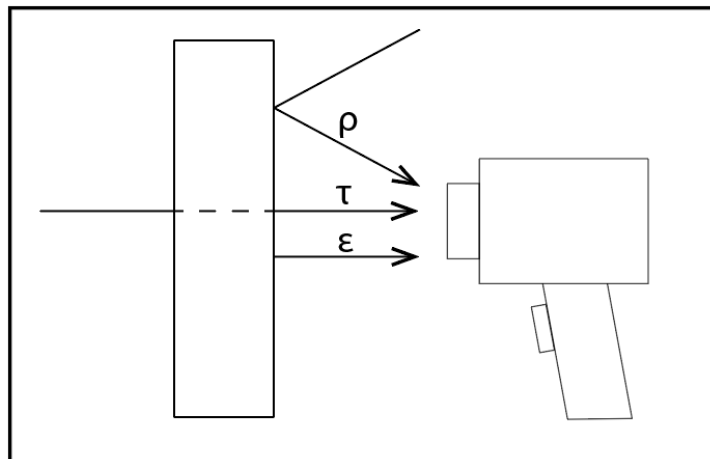
Infračervené záření pohlcené termokamerou se skládá ze záření měřeného objektu, odrazeného záření z okolí a záření, které prostoupí měřeným tělesem (situace je patrná z Obr. 35). Z toho vyplývá vztah [64]:

$$\varepsilon + \rho + \tau = 1 [-] \quad 4.2$$

Součet emise, reflexe a transmise je vždy roven jedné. Vzhledem k tomu, že transmise je pro většinu těles nulová, lze vztah zjednodušit:

$$\varepsilon + \rho = 1 [-] \quad 4.3$$

Z čehož vyplývá, že čím vyšší je emisivita měřeného objektu, tím nižší je podíl odrazeného záření a naopak [62].



Obr. 35: Složení pohlceného infračerveného záření [62].

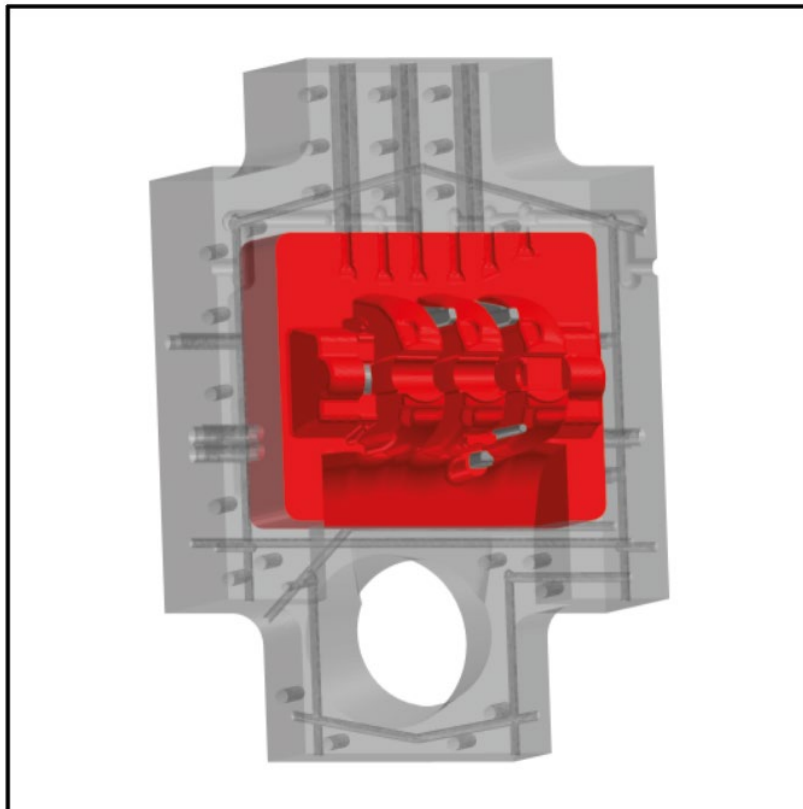
4.2 Postup kalibrace termokamery

4.2.1 Použité nástroje

- Ruční termokamera Flir E60
- Termometr Omega HH11C
- Sonda pro povrchové měření teploty Omega 88010K
- Improvizovaný Lambertův zářič
- Software pro úpravu termografických snímků Flir Tools

4.2.2 Objekt snímání

Objektem zájmu byla zvolena vložka stabilního dílu formy, viz Obr. 36. Tento díl byl vybrán z toho důvodu, že je pro snímání ruční termokamerou nejlépe přístupný.



Obr. 36: Objekt snímání.

4.2.3 Nastavení vzdálenosti měřidla a teploty okolí

Nejprve byla stanovena vzdálenost, ze které se budou pořizovat termografické snímky. V našem případě byla vzdálenost termokamery nastavena na 1 metr od měřeného objektu. Následně byla změřena teplota atmosféry termometrem v pozici, ze které budou pořizovány snímky, v našem případě průměrná teplota okolí odvozená ze tří měření odpovídá 32 °C, tato hodnota byla následně taktéž nastavena do termokamery.

4.2.4 Měření odražené teploty pomocí Lambertova zářiče

Odražená teplota byla určena pomocí improvizovaného Lambertova zářiče viz Obr. 37. Prvně byla na termokameře nastavena emisivita na hodnotu 1. Následně byl Lambertův zářič umístěn před měřený objekt, načež byl zhotoven termografický snímek. Při následném postprocesingu v programu Flir tools byla stanovena průměrná teplota Lambertova zářiče, která v našem případě odpovídá hodnotě 63 °C. Zaznamenaná průměrná teplota s velkou mírou přesnosti odpovídá teplotě odraženého záření, a proto ji za těmito účely lze nastavit do snímače [62]. Tato hodnota byla taktéž nastavena do použité termokamery.

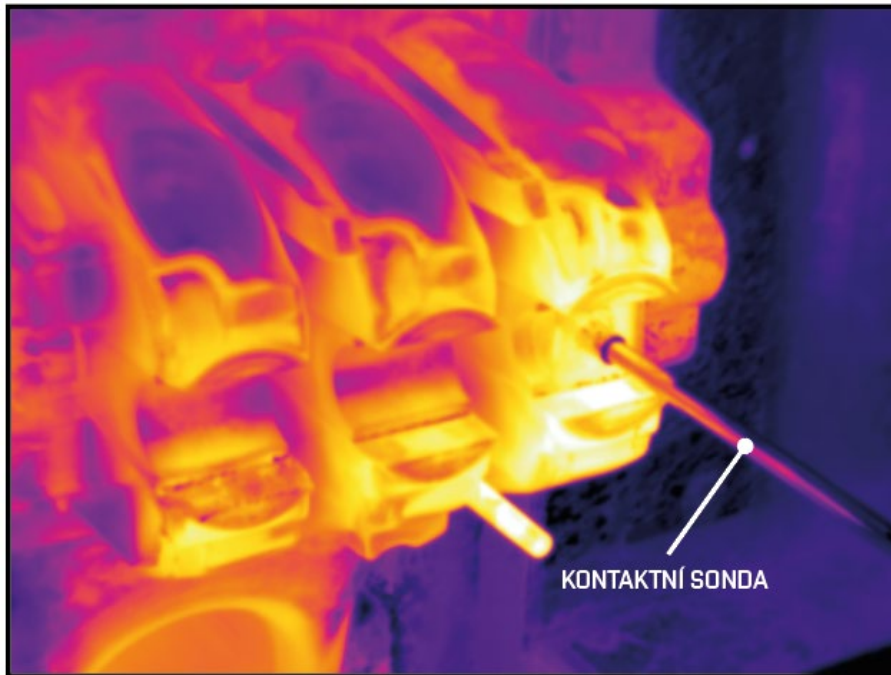


Obr. 37: Improvizovaný Lambertův zářič z hliníkové fólie.

4.2.5 Určení emisivity

V posledním kroku nastavování termokamery, bylo třeba zjistit emisivitu měřeného objektu. Pro tyto účely bylo pořízeno několik snímků objektu okamžitě poté, co na něm byla naměřena teplota konkrétního místa kontaktní metodou (pomocí termometru a sondy viz Obr. 38). Následně se v postprocesingu optimalizovala hodnota emisivity do té doby než hodnota teploty daného specifického místa na snímku, odpovídala hodnotě teploty naměřené kontaktní metodou. Shoda s kontaktním měřením byla v našem případě při hodně emisivity 0,92. Zvolená emisivita, byla následně ověřena na dalších snímcích podložených kontaktním měřením.

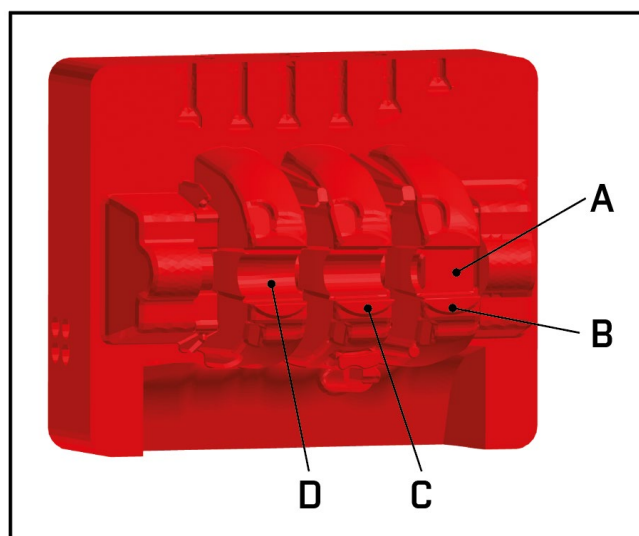
Takto nastavenou kameru lze považovat za kalibrovanou. Posledním prvkem, který lze v některých termokamerách nastavit je relativní vlhkost prostředí. Ta byla v našem případě ponechána na výchozí hodnotě 50%, neboť nebylo k dispozici odpovídající měřidlo, zároveň lze její vliv zanedbat při nastavení emisivity. Výsledná emisivita takto nemusí být teoreticky zcela správná, nicméně pro účely praktického využití splní svou úlohu [60; 62].



Obr. 38: Kontaktní měření sondou.

4.3 Průběh termografického měření formy

Na vložce pevného dílu formy bylo vybráno několik bodů (viz. Obr. 39), pro které byla vyhodnocena teplota ve dvou fázích, a to po otevření formy (před ostřikem) a po ošetření formy postřikem. Vzhledem k tomu, že měření bylo prováděno ruční termokamerou a pro měření se musel otevřít ochranný box licího stroje, nebylo možné změřit okamžik ihned po otevření formy a ihned po aplikaci postřiku. Měření bylo z tohoto důvodu prováděno s 15 sekund prodlevou od zmíněných fází. V případě měření druhé fáze, tedy po aplikaci postřiku tato prodleva způsobuje problém, protože nenaměříme simulovanou situaci. Půl sekundy po aplikaci postřiku dochází k aplikaci ofuku. Pokud tedy licí stroj zastavíme po fázi postřiku a změříme teplotu až po 15 sekundách, v simulaci již dávno dojde k ofuku a jinému teplotnímu vývoji. Tento problém je řešen ve třetím kroku, tedy optimalizaci parametrů postřiku.



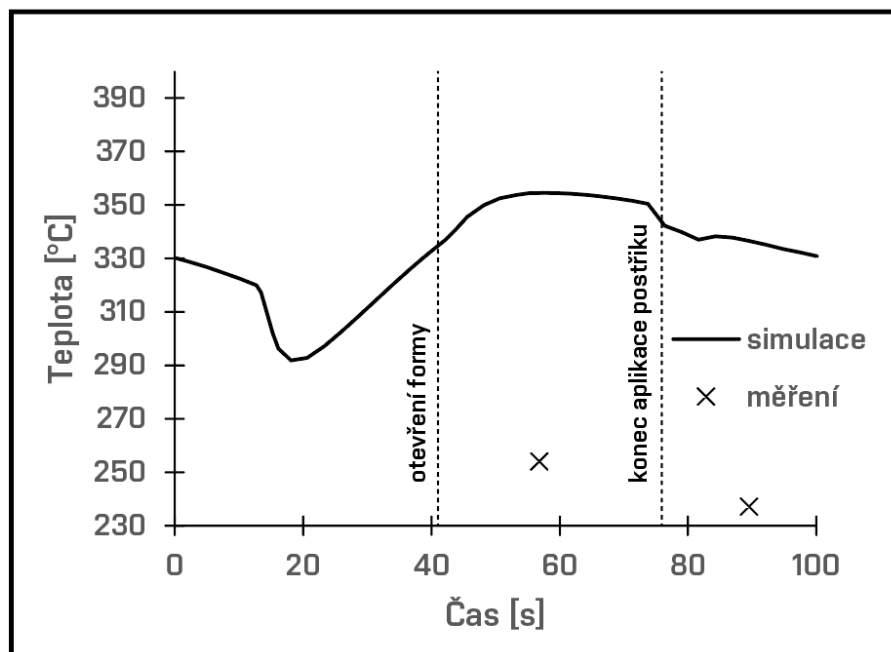
Obr. 39: Zobrazení měřených bodů.

4.4 Výsledky měření a porovnání dat se simulací

Teplotní data naměřených bodů jsou zaznamenána v Tab. 3. Pro bod A je ukázána změna teploty v průběhu jednoho simulovaného cyklu, společně s experimentálním měřením, viz Obr. 40. Srovnání výsledků simulace a experimentálního měření je dále patrné z Obr. 41 a Obr. 42 kde je vzhledem k časové prodlevě zobrazena pouze fáze po otevření formy.

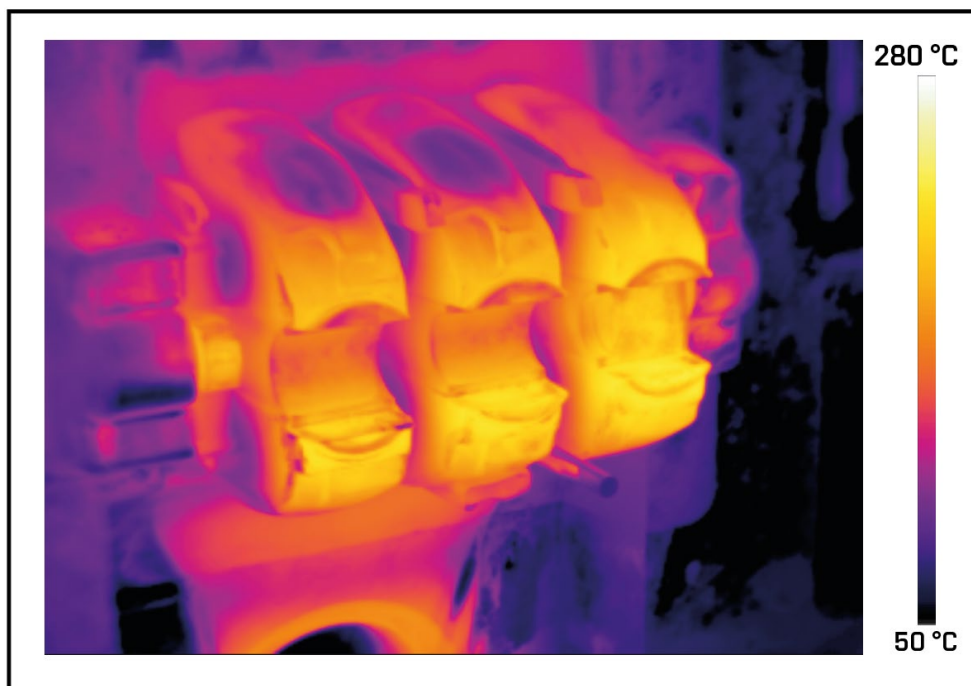
Tab. 3: Seznam měřených bodů a teplot

Bod/fáze	A [°C]	B [°C]	C [°C]	D [°C]
Teplota po otevření formy	255	277	260	206
Teplota po aplikaci postřiku	237	241	220	188

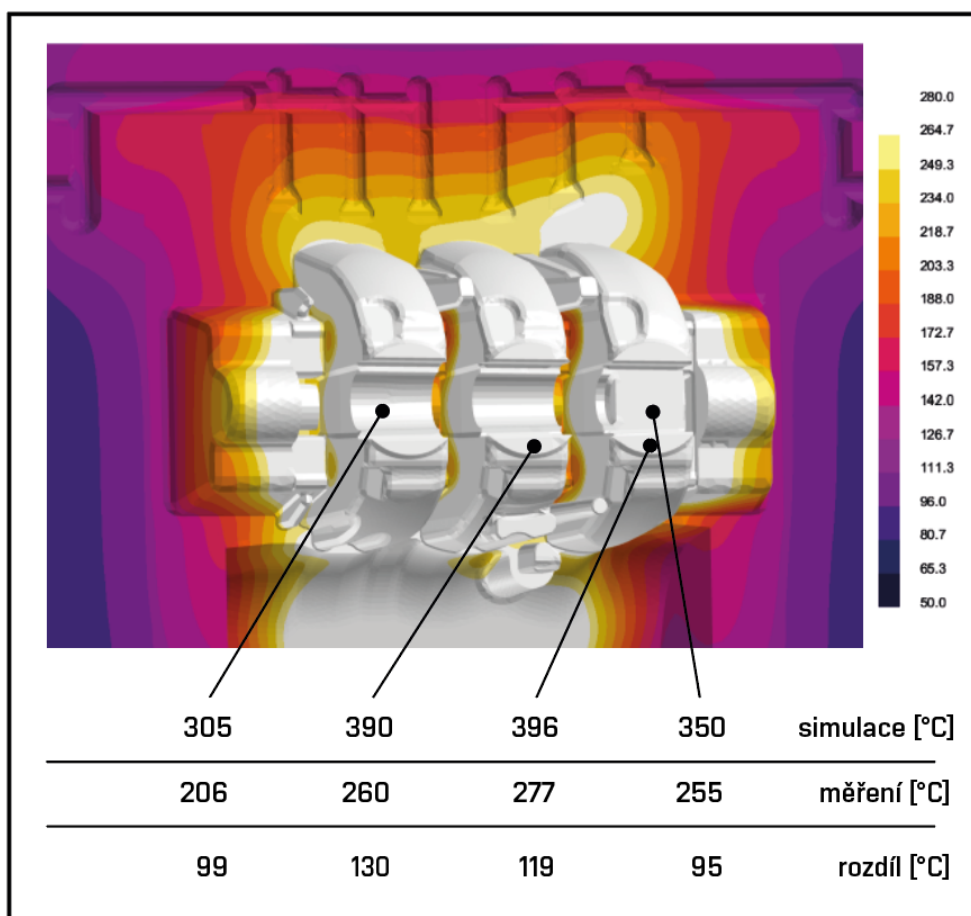


Obr. 40: Průběh teploty během jednoho cyklu v bodě A.

Z výsledků je na první pohled patrné, že simulace neodpovídá reálným hodnotám. Teploty v simulaci jsou vyšší o více než 100 °C. Dále jde vidět, že rozdíl teplot z měření v první fázi a druhé fázi nedosahuje ani 20 °C. Pokles teplot způsobený postřikem (10 až 20 °C) je řádově menší, než chyba postihující simulaci (až 130 °C). Z tohoto důvodu se nelze v práci zaměřit pouze na optimalizaci parametrů ošetření formy postřikem, ale je nutné přednostně upravit parametry simulace ovlivňující vývin teplot ještě před touto fází.



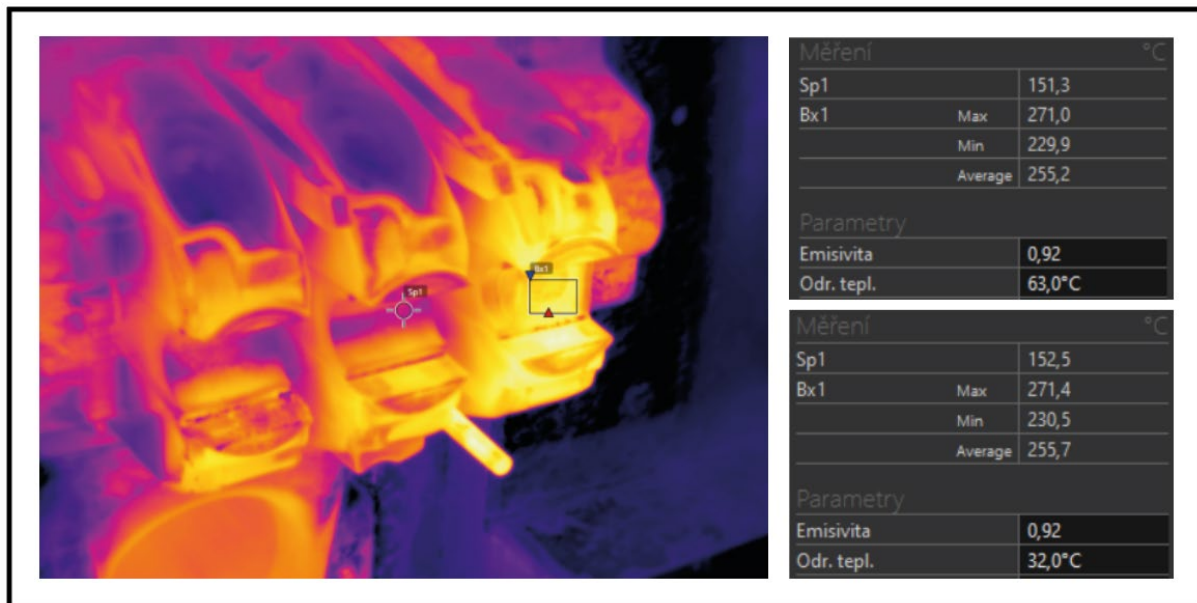
Obr. 41: Termosnímek s měřenou částí formy.



Obr. 42: Teplotní pole simulace s porovnáním měřených a simulovaných dat

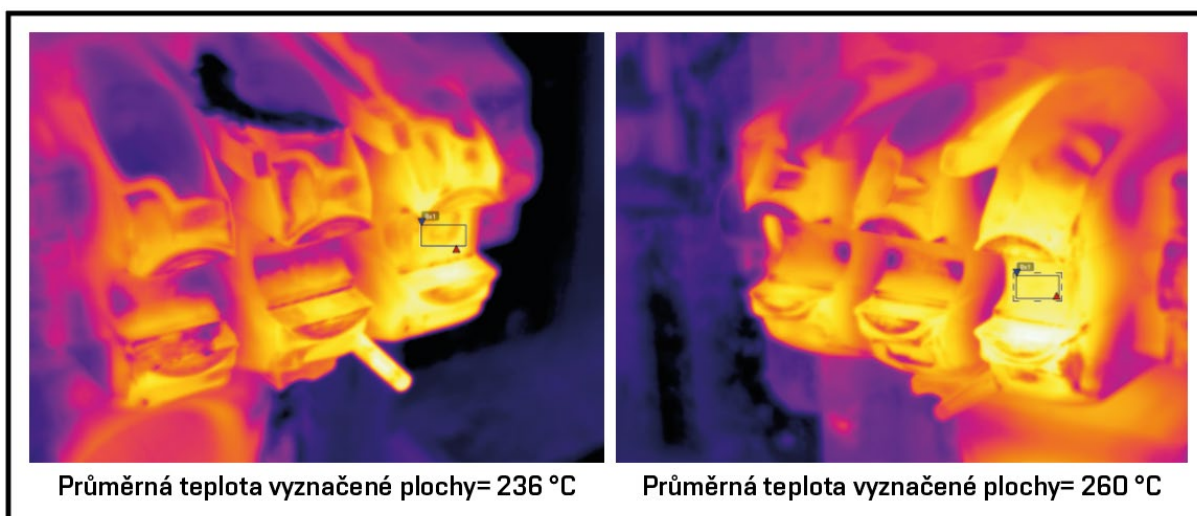
4.5 Poznatky z kalibrace termokamery

Během kalibrace termokamery se ukázalo, že nastavení odražené teploty má na výsledky měření minimální vliv, což je patrné z Obr. 43, kde je ukázána změna odražené teploty z původní hodnoty 63 °C na hodnotu poloviční. Tato změna nezpůsobila posun měřených teplot ani maximálně o 1,2 °C. Toto chování lze vysvětlit rovnicí 4.3. Infračervené záření pohlcené měřičem je z 92 % (viz hodnota emisivity 0,92) ze záření měřeného tělesa a pouze 8 % záření odraženého. Lze tedy říct, že při takto vysoké emisivitě povrchu slévárenské formy může být nastavení odražené teploty zanedbáno.



Obr. 43: Vliv změny nastavení odražené teploty na výsledné hodnoty měření.

Dalším poznatkem z měření je fakt, že nastavení termokamery, zejména pak emisivity, je závislé na okolních podmínkách. To je patrné z Obr. 44, kde jsou dva snímky z totožné formy, foceny ve stejné fázi cyklu, s totožným nastavením termokamery. Rozdíl je pouze v úhlu, pod kterým byla forma nasnímána. Tato změna měla razantní vliv na výsledné naměřené teploty. Z tohoto důvodu je vhodné provést kalibraci emisivity pro každý měřený pohled.



Obr. 44: Rozdíl teplot při snímání formy z různých úhlů.

5 Optimalizace simulace před fází postřiku

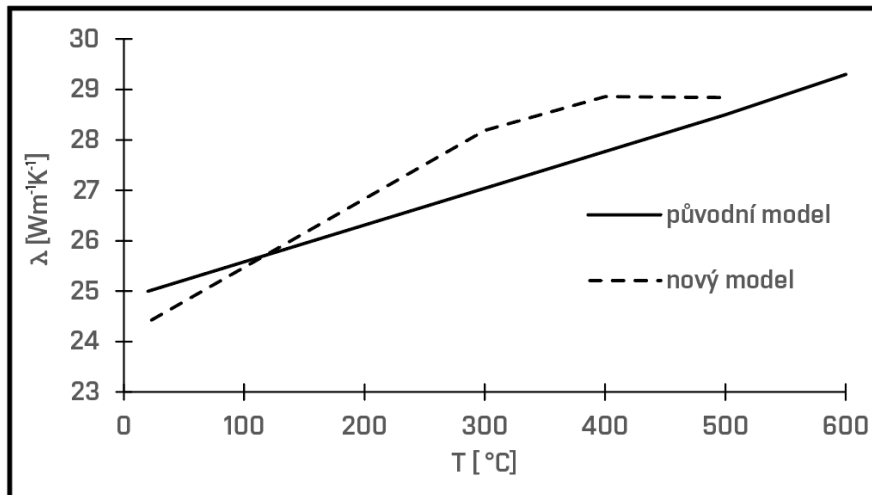
Optimalizace simulace před fází postřiku byla rozdělena do tří kroků. V prvním kroku byly aktualizovány materiálové modely formy i odlitku. Následně byla simulace doplněna o modul vnitřního chlazení, který simuluje proudění chladícího média a v posledním kroku byl upraven součinitel přestupu a prostupu tepla mezi odlitkem a formou.

5.1 Aktualizace materiálových dat

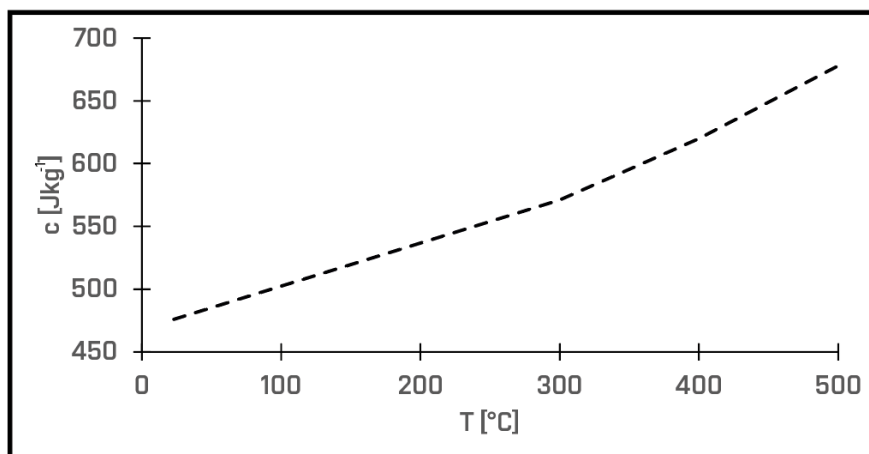
V tomto kroku byla pozměněna definice vybraných materiálových charakteristik podle dat, které poskytli dodavatelé materiálů.

5.1.1 Nová definice materiálu formy

Pro materiál formy byl pozměněn součinitel tepelné vodivosti (Obr. 46) a měrná entalpie byla nahrazena měrnou tepelnou kapacitou (Obr. 45). Definice hustoty zůstala stejná, protože se nová data shodovala s těmi starými.



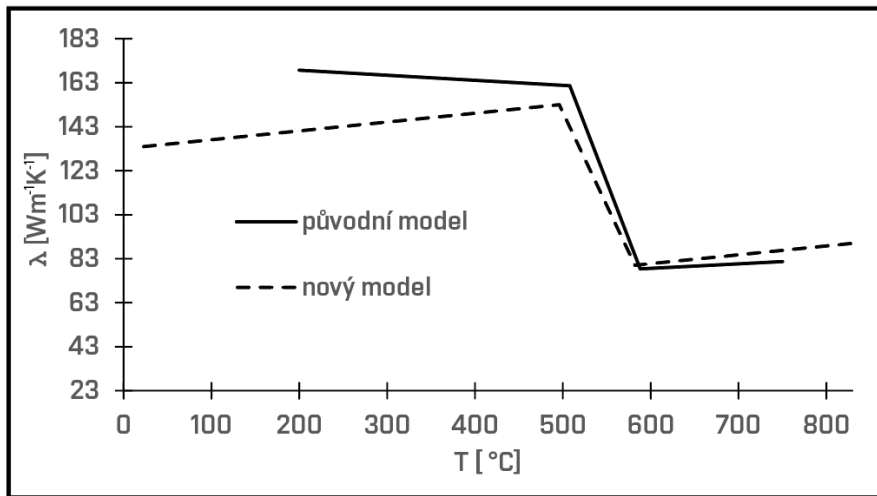
Obr. 45: Nová definice součinitele tepelné vodivosti materiálu formy.



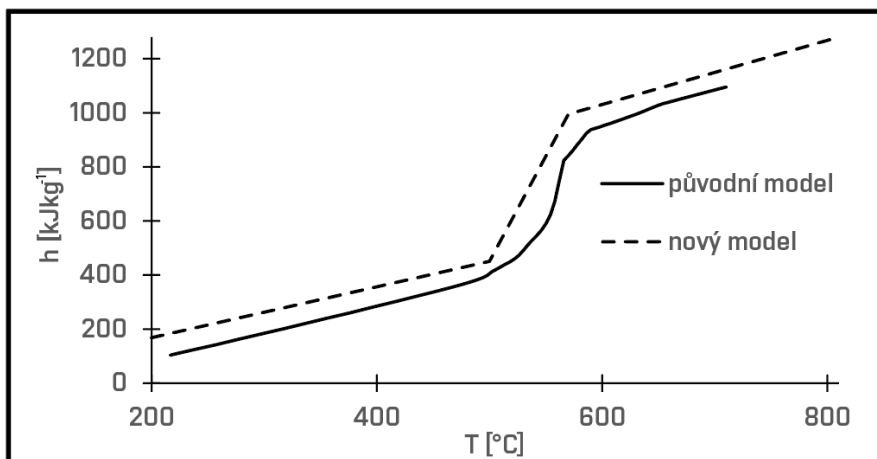
Obr. 46: Definice měrné tepelné kapacity nového modelu materiálu.

5.1.2 Nová definice materiálu odlitku

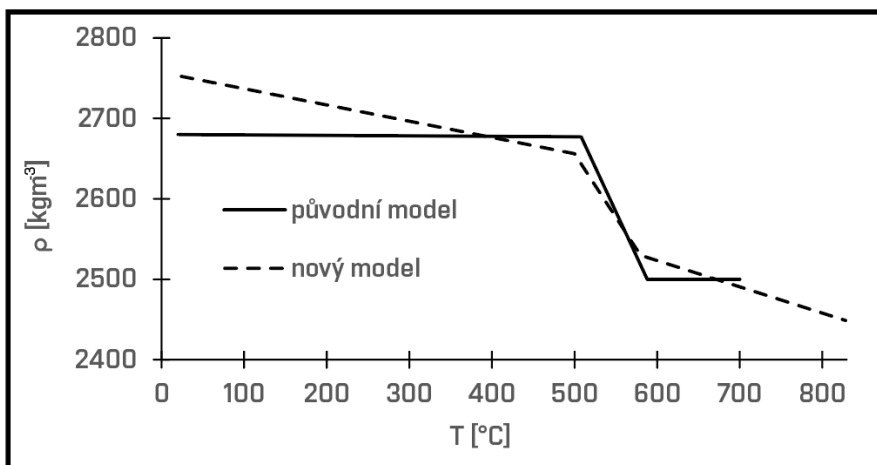
Pro odlitek byla aktualizována definice součinitele tepelné vodivosti (Obr. 47), měrné entalpie (Obr. 48) i hustoty (Obr. 49).



Obr. 47: Nová definice součinitele tepelné vodivosti materiálu odlitku.



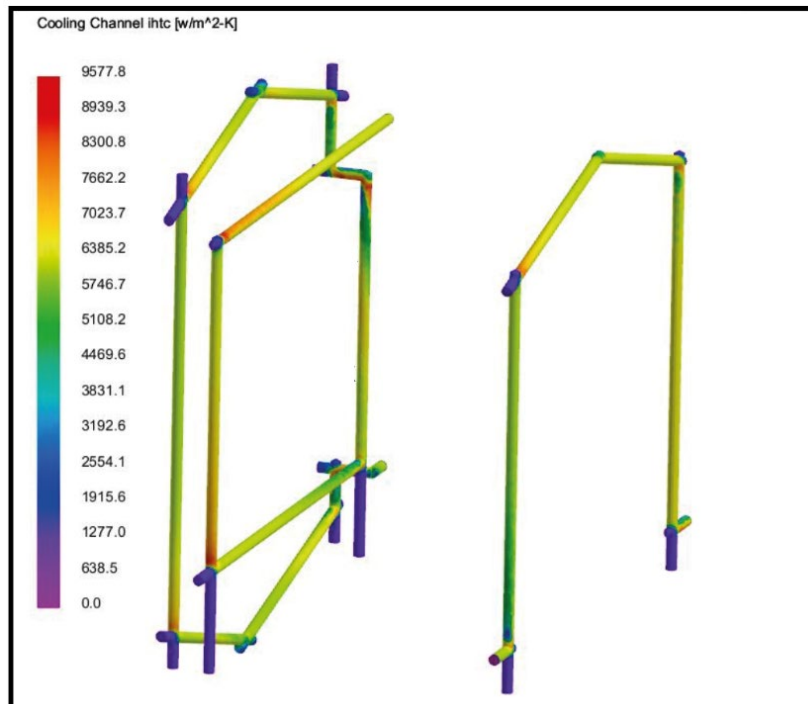
Obr. 48: Nová definice měrné entalpie materiálu odlitku.



Obr. 49: Nová definice hustoty materiálu odlitku.

5.2 Modul vnitřního chlazení

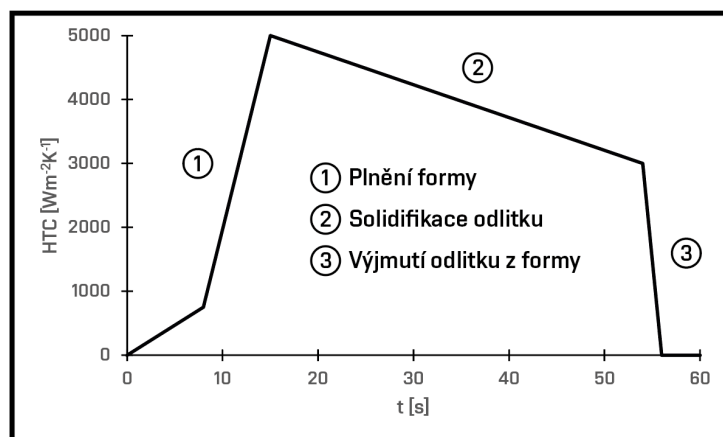
Další změnou bylo nahrazení okrajové podmínky při definici vnitřního chlazení. Stará definice předpokládá jednotný součinitel přestupu tepla pro všechny části chladících kanálků, přičemž nová definice simuluje proudění chladicího média a součinitel automaticky přepočítává pro jednotlivé části kanálků. Jako vstupní informace je potřebná znalost teploty chladicího média a vstupního průtoku. Na Obr. 50 je ukázána nová definice s proměnlivým součinitel přestupu tepla chladících kanálků pevné a pohyblivé části formy. Stará definice předpokládala pro tyto kanálky jednotný součinitel přestupu tepla $5\,000\text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$.



Obr. 50: Součinitel přestupu tepla vnitřního chlazení.

5.3 Změna součinitele přestupu a prostupu tepla mezi formou a odlitkem

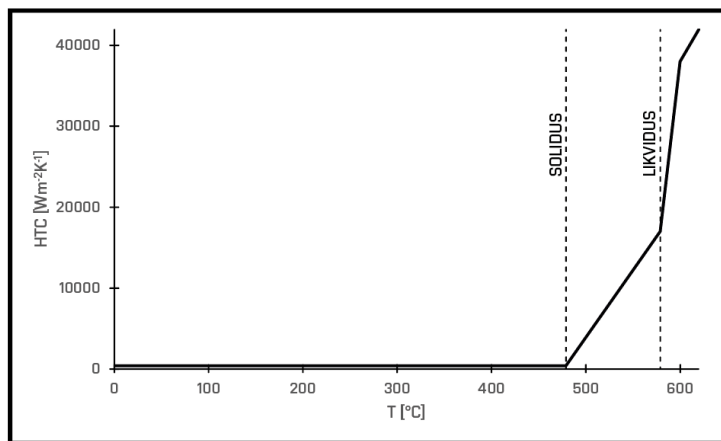
Původní model definuje součinitel přestupu a prostupu tepla (HTC) mezi formou a odlitkem v závislosti na čase, viz. Obr. 51.



Obr. 51: Původní definice HTC.

Model lze rozdělit do tří částí. První, která předpokládá prudký nárůst HTC během fáze plnění, druhé, která popisuje snížení HTC při vzniku mezery mezi formou a odlitkem při tuhnutí a smrštění odlitku a třetí, která definuje vyjmutí odlitku, a tedy i prudký pád HTC na nulovou hodnotu. Tento model je samozřejmě modifikován pro kontakt s různými díly formy, takže se čas vyjmutí odlitku a poklesu HTC liší pro posuvný díl, šoupata, atd.

Tento model selhává jednak v tom, že předpokládá vznik mezery na celé ploše kontaktu ve stejný čas, a navíc ani tento čas nemusí správně určit. Z tohoto důvodu byl navrhnout model nový, který se opírá o práci A. Longa [52], který stanovil HTC mezi slitinou AISi9Cu3(Fe) a materiálem formy AISI H13 v závislosti na teplotě slitiny (Obr. 52), pomocí experimentálního měření termální sondou.

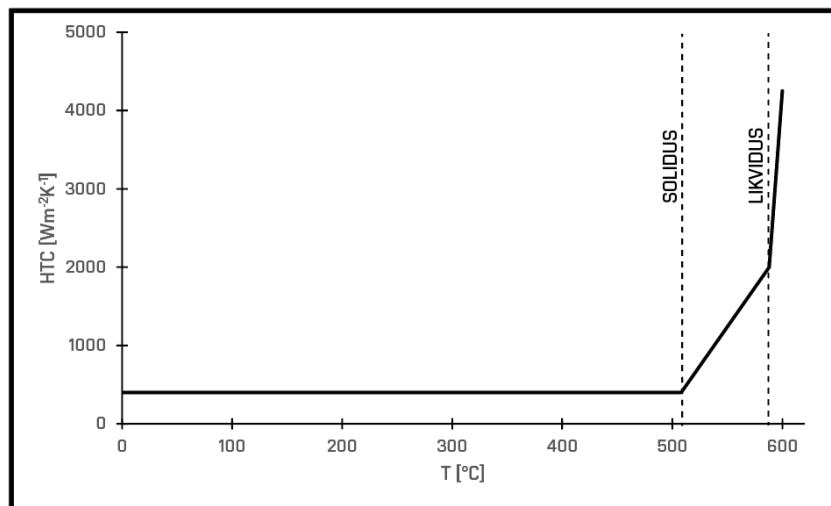


Obr. 52: Závislost HTC mezi odlitkem a formou na teplotě odlitku [52].

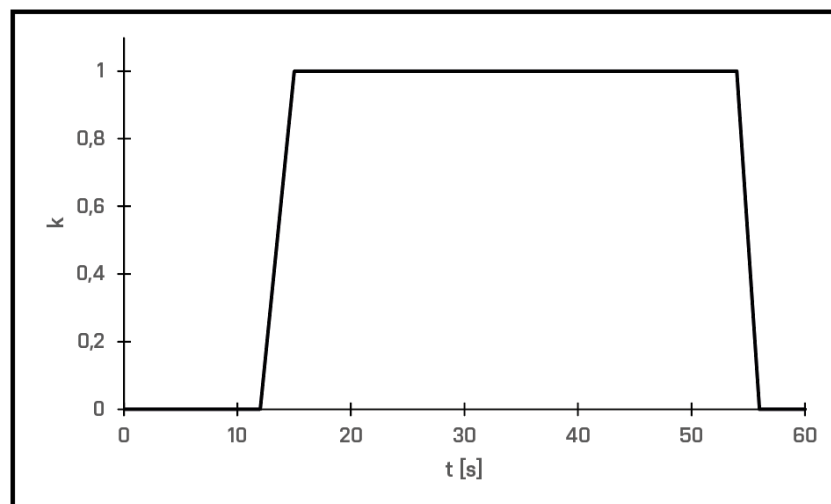
Z výsledné závislosti HTC na teplotě lze vidět první, nejstrmější pokles HTC s chladnutím taveniny, následně mírnější pokles HTC ve dvoufázovém pásmu a po ochlazení pod teplotu solidu stabilní, téměř nulovou ($400 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$) hodnota HTC. Ve skutečnosti je HTC pod teplotou solidu vyšší, nicméně tyto data zanedbávají vznik mezery při smrštění odlitku, a tím pádem ukazují výraznější snížení intenzity sdílení tepla. Tento faktor je pro naše účely vyhovující, protože stejně jako tyto data i simulace cyklování zanedbává smrštění odlitku a je třeba ho z teplotního hlediska vyjádřit pomocí HTC.

Bohužel, i přes to, že měřená slitina je totožná jako ta, která je použita v této práci a materiál formy je ekvivalent s téměř totožným chemickým složením, je třeba i tento model upravit. Součinitel přestupu tepla není závislý jen na materiálech, které jsou v kontaktu, ale i na kvalitě povrchu, nebo působícím tlaku (viz první kapitola), tyto parametry ovšem nebyly v práci A. Longa zmíněny.

Úprava byla provedena pomocí několika simulací s různě upraveným modelem HTC, ze kterých byl vybrán ten, co se nejvíce blížil reálnému teplotnímu poli z termosnímků. Výsledná závislost HTC na teplotě (Obr. 53) byla ještě doplněna o časovou podmínku popisující vyjmutí odlitku (Obr. 54). Výsledný model tedy funguje tak, že je hodnota HTC určena ze závislosti na teplotě a následně vynásobena koeficientem k , který nabývá hodnot od 0 (odlitek je již vyjmutý z formy a nedochází k přestupu tepla) do 1 (odlitek je ve formě a dochází přestupu tepla).



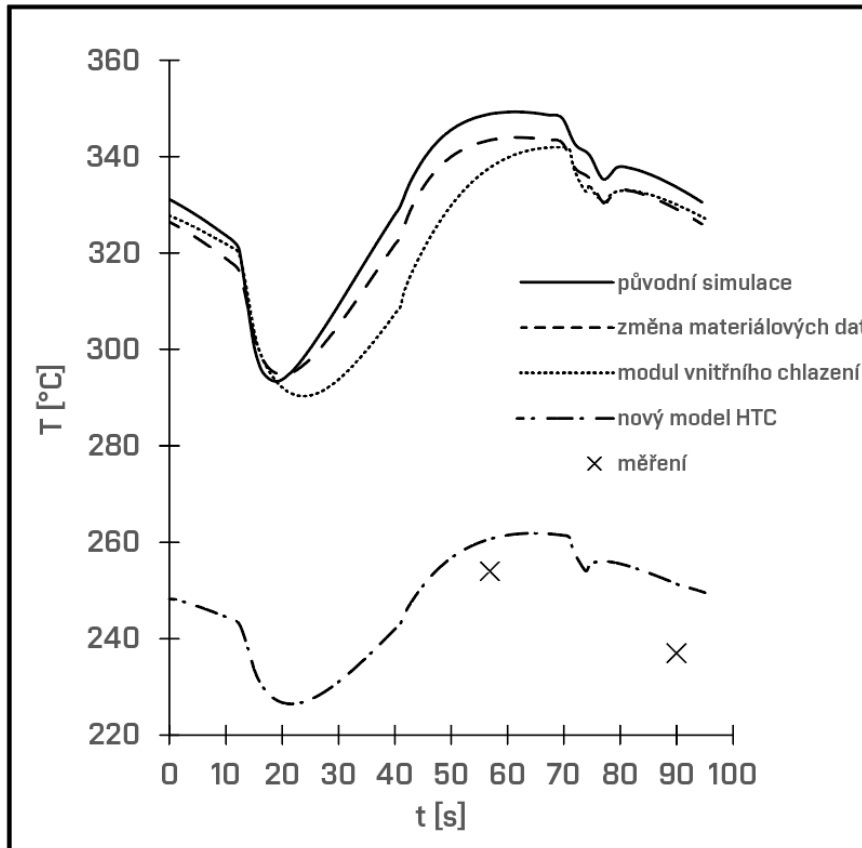
Obr. 53: Nová definice HTC v závislosti na teplotě.



Obr. 54: Nová definice koeficientu k v závislosti na čase.

5.4 Dopad změn na simulaci

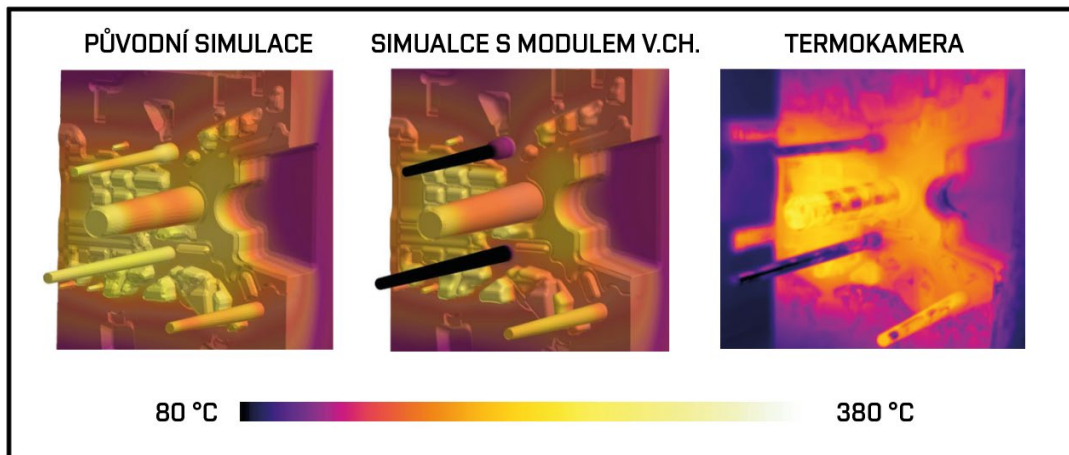
Na Obr. 55 je ukázán průběh teplot během jednoho cyklu, a to opět v bodě A, pro původní simulaci a následně pro simulace upravené. Úprava simulací probíhala postupně, podle kroků, které jsou popsány v této kapitole. To znamená, že v první upravené simulaci byly pozměněny pouze materiálová data, tato simulace byla následně doplněna o modul vnitřního chlazení a poslední simulace obsahuje navíc i upravené HTC.



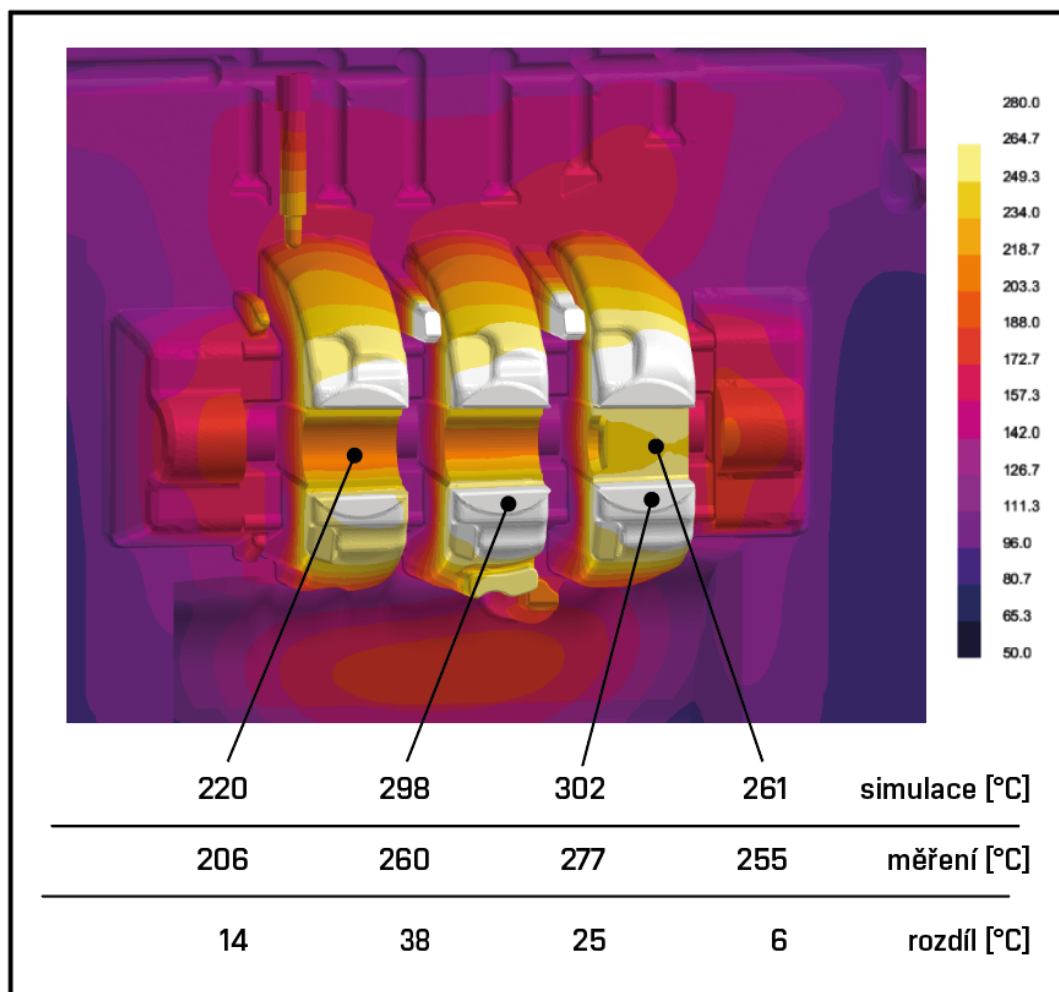
Obr. 55: Průběh teplot v jednom cyklu s různě upravenými simulacemi.

Nejmenší vliv na změnu teplot ukazuje úprava materiálových charakteristik a to průměrně 5 °C. Modul vnitřního chlazení v daném místě sice také nezpůsobil velkou změnu teploty, ale v jiných místech, zejména u jader je rozdíl výrazný, což je ukázáno na Obr. 56. Dále je potřeba zmínit, že tento modul zdatelně navyšuje výpočetní čas. Leč je čas výpočtu proměnlivý v závislosti na výkonu počítače, pro představu je zmíněn rozdíl při výpočtu na moderním osmijádrovém procesoru: Výpočet původní simulace zabral 3 hodiny a 40 minut a výpočet simulace s modulem vnitřního chlazení zabral 4 dny a 16 hodin.

Bezesporu největší pokles teploty způsobila nová definice HTC, která posunula měřené teploty velmi blízko reálné formě. Finální teplotní pole (z fáze po otevření formy) po úpravě materiálové definice, modulu vnitřního chlazení i změně HTC je zobrazeno na Obr. 57.



Obr. 56: Teplotní pole bočního šoupěte před fází postřiku.



Obr. 57: Teplotní pole líce formy po úpravě vstupních parametrů.

Takto upravená simulace byla v následující kapitole použita pro optimalizaci parametrů ošetření formy postřikem.

6 Optimalizace simulace během fáze postřiku

Jak již bylo zmíněno ve čtvrté kapitole o termografickém měření, druhá fáze, tedy měření po aplikaci postřiku neodpovídá simulovanému procesu. V simulovaném, ale i reálném cyklu následuje téměř ihned po aplikaci postřiku zahájení fáze ofuku. Při měření teploty na licím stroji byl ovšem cyklus přerušen po fázi ostřiku, ofuk neproběhl a až v následujících patnácti sekundách bylo provedeno měření teploty. Z tohoto důvodu nelze simulaci s naměřenými daty porovnat. Pro účely optimalizace parametrů postřiku byla tedy připravena nová, pomocná simulace, která je popsána v následující podkapitole

6.1 Příprava pomocné simulace

Pomocná simulace se skládala pouze z jednoho cyklu, který byl navíc upraven tak, že neobsahoval fázi ofuku. Jako počáteční podmínka formy bylo použito teplotní pole z konce posledního (osmého) simulovaného cyklu upravené simulace z předchozí kapitoly. Tímto krokem bylo docíleno toho, že nebylo zapotřebí počítat několik cyklů do ustálení teplot, ale stačil cyklus jeden, již s ustáleným teplotním polem z předcházející simulace. Tímto postupem byl razantně zkrácen výpočetní čas (v našem případě ze 4 dní, 16 hodin na „pouhých“ 10 hodin.

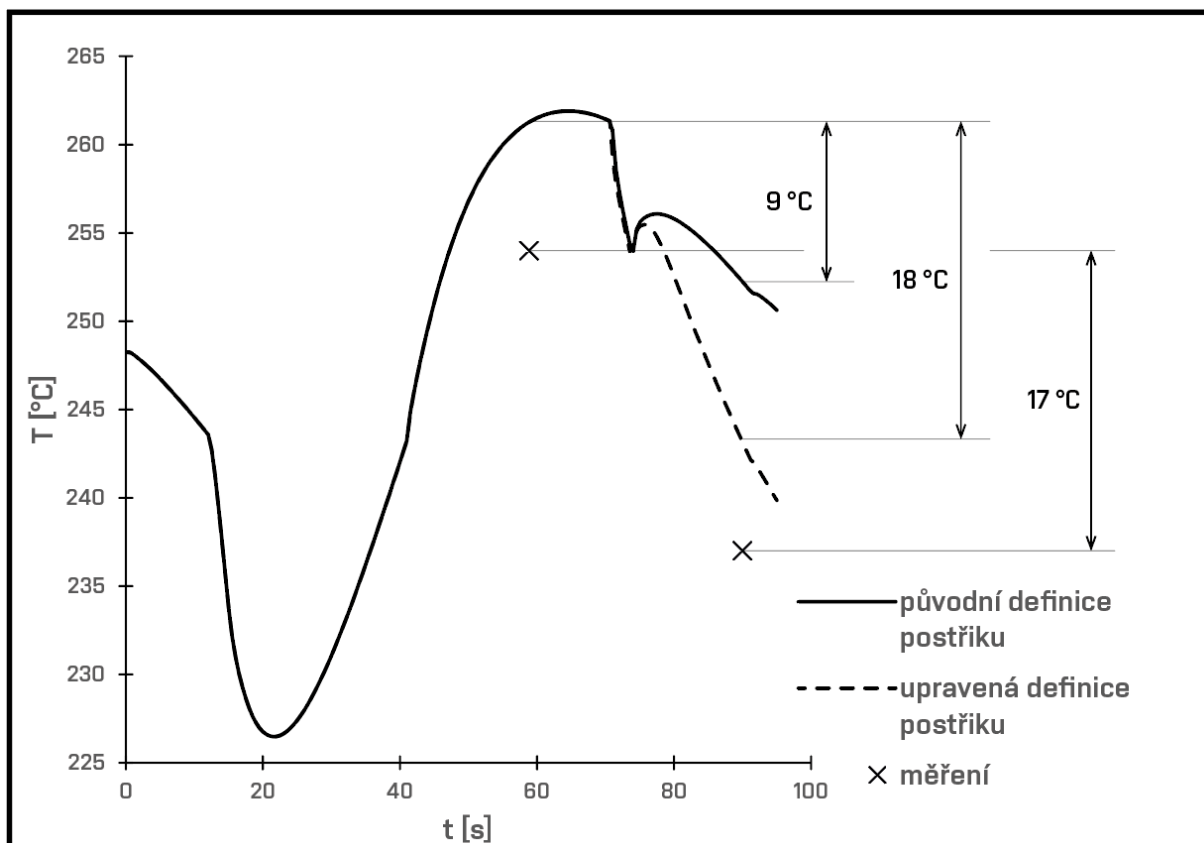
Je nutno podotknout, že tuto úpravu počátečních podmínek lze použít pouze v případě mikropostřiku, který oproti konvenčnímu postřiku ovlivní teplotní pole formy jen velmi málo (v našem případě v řádu jednotek, maximálně nižších desítek stupňů). Tím pádem lze předpokládat, že při změně parametrů postřiku nedojde k celkovému rozlazení teplotních výsledků, ale pouze drobným změnám.

Dále byl proveden ještě jeden krok pro zkrácení výpočetního času. První pomocná simulace byla spočítána s původními parametry postřiku. Následně byla vytvořena kopie této simulace, ve které byl upravován parametr HTC mezi postřikem a formou. Jelikož se jednalo o kopii již vypočítané simulace, stačilo výpočet s upravenými parametry postřiku spustit až od kroku, ve kterém byl postřik zahájen. V našem případě byl tímto způsobem zkrácen výpočetní čas z deseti hodin na jednu hodinu.

6.2 Postup optimalizace fáze postřiku

Jak již bylo zmíněno v předchozím odstavci, optimalizovaným parametrem byl součinitel přestupu tepla (HTC) mezi formou a filmem postřiku. V měřeném bodě A byl vyhodnocen teplotní rozdíl mezi měřením v první fázi a měřením v druhé fázi. U reálné formy byl tento rozdíl (pokles teploty) 17 °C. U simulace s původním HTC postřiku tento rozdíl nabýval pouze devíti stupňů.

Je tedy patrné, že bylo potřebné hodnotu HTC zvýšit. Původní hodnota HTC dosahovala pouhých $200 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$. Nejpříznivějších výsledků se podařilo dosáhnout s hodnotou HTC $10\,000 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$, kdy rozdíl teplot první a druhé fáze dosahoval 18 °C, tedy jen o stupeň více než u reálné formy. Rozdíly teplot v bodě A jsou ukázány na Obr. 58, kde jsou zobrazeny naměřené hodnoty, hodnoty s původním HTC a optimalizovaným HTC. Z obrázku si lze dále povšimnout, že pokles teploty během postřiku je téměř totožný pro původní i upravený parametr HTC, výrazný rozdíl nastává až po ukončení postřiku, kdy teplota v simulaci s upraveným HTC klesá razantněji než simulace s původním HTC.

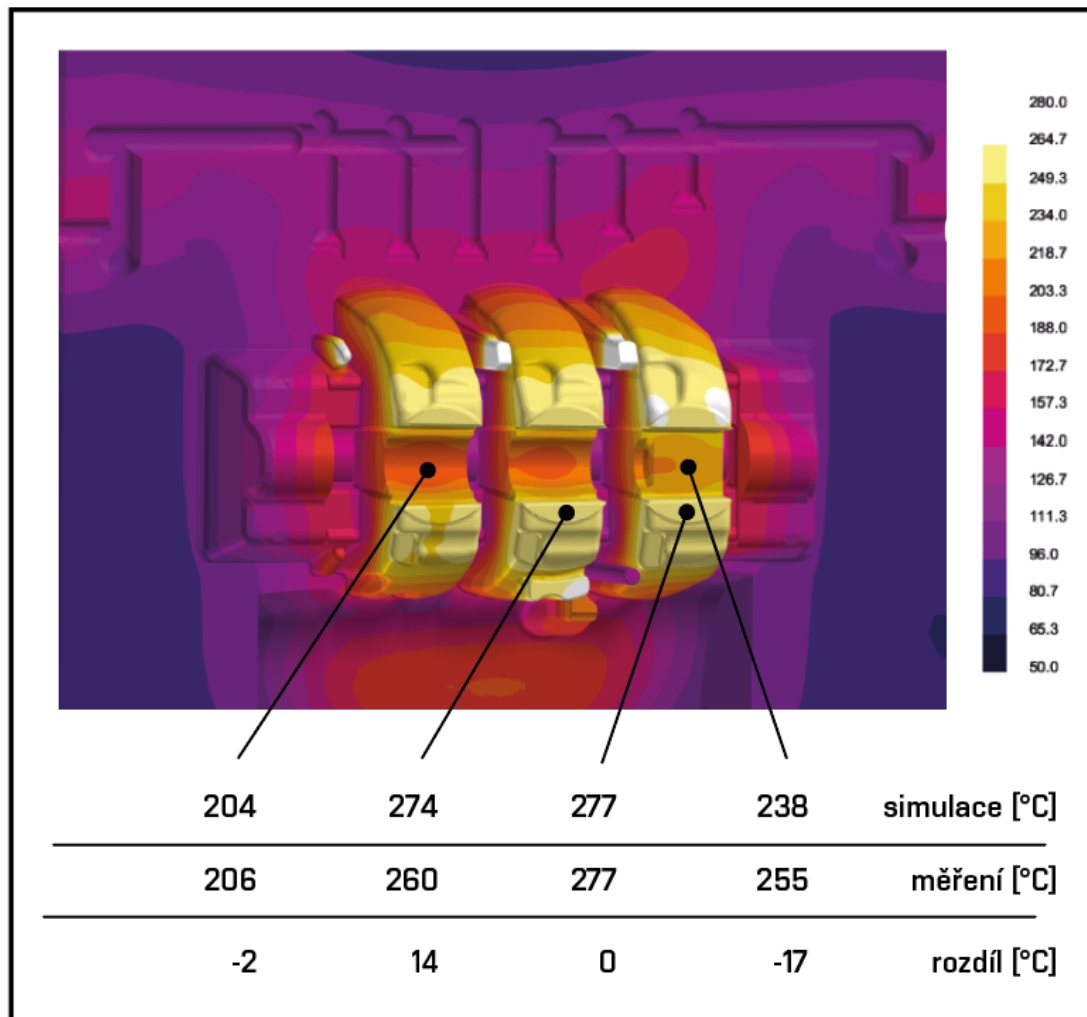


Obr. 58: Průběh teploty v bodě A před a po úpravě HTC mezi postřikem a formou.

7 Výsledky optimalizace

7.1 Teplotní pole formy před zahájením postřiku

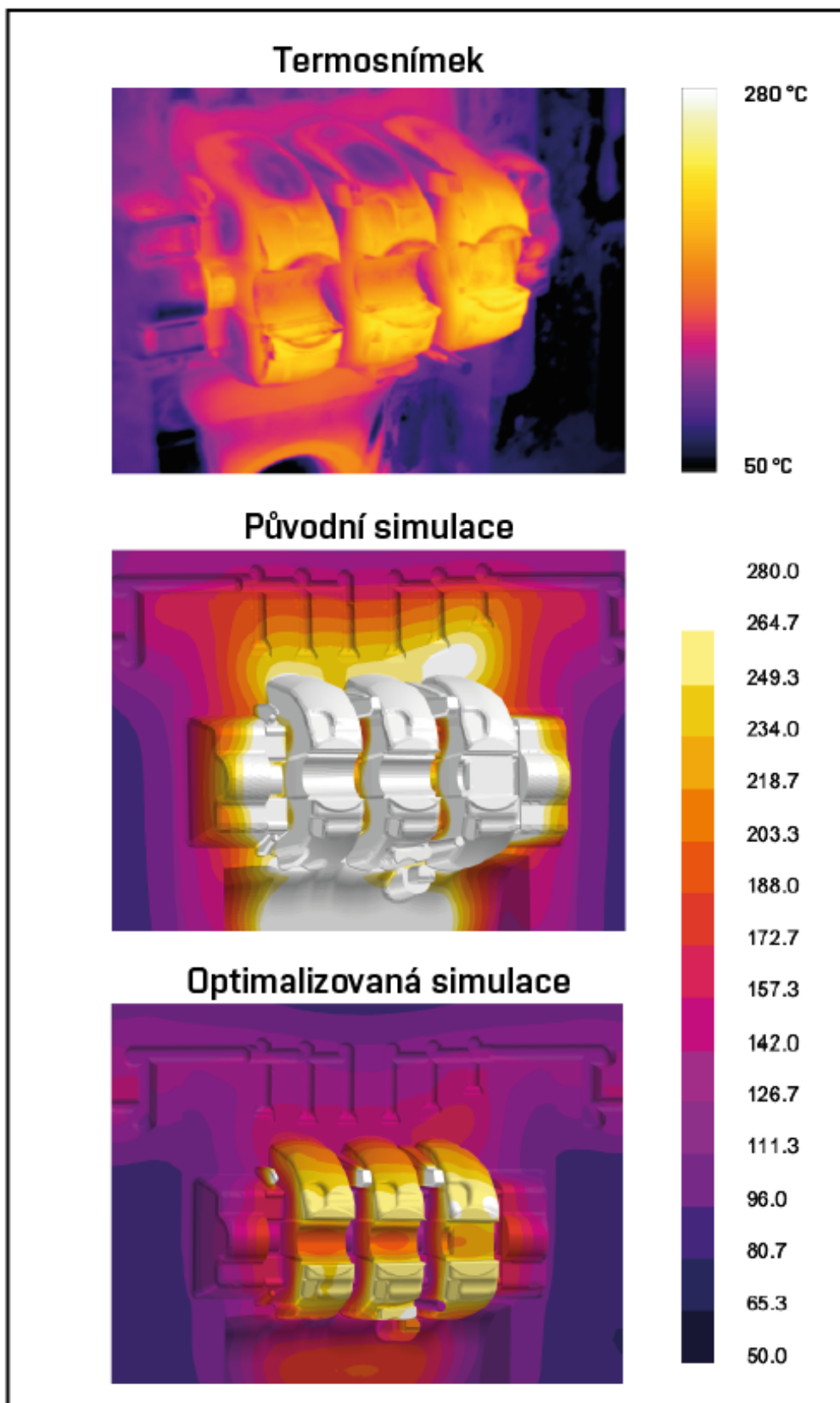
Teplotní pole líce optimalizované formy před aplikací postřiku je ukázáno na Obr. 59. Nejlepší schody se podařilo dosáhnout v bodě B, kde se simulované a měřené teploty přesně shodují a v bodě D, kde je rozdíl pouhé 2 °C. Bod A je oproti skutečnosti podchlazen o 17 °C a bod C přehřátý o 14 °C. Porovnání s původní simulací je provedeno v Tab. 4 a na Obr. 60.



Obr. 59: Teplotní pole líce formy optimalizované simulace ve fázi před zahájením postřiku.

Tab. 4: Porovnání teplotních dat před fází postřiku

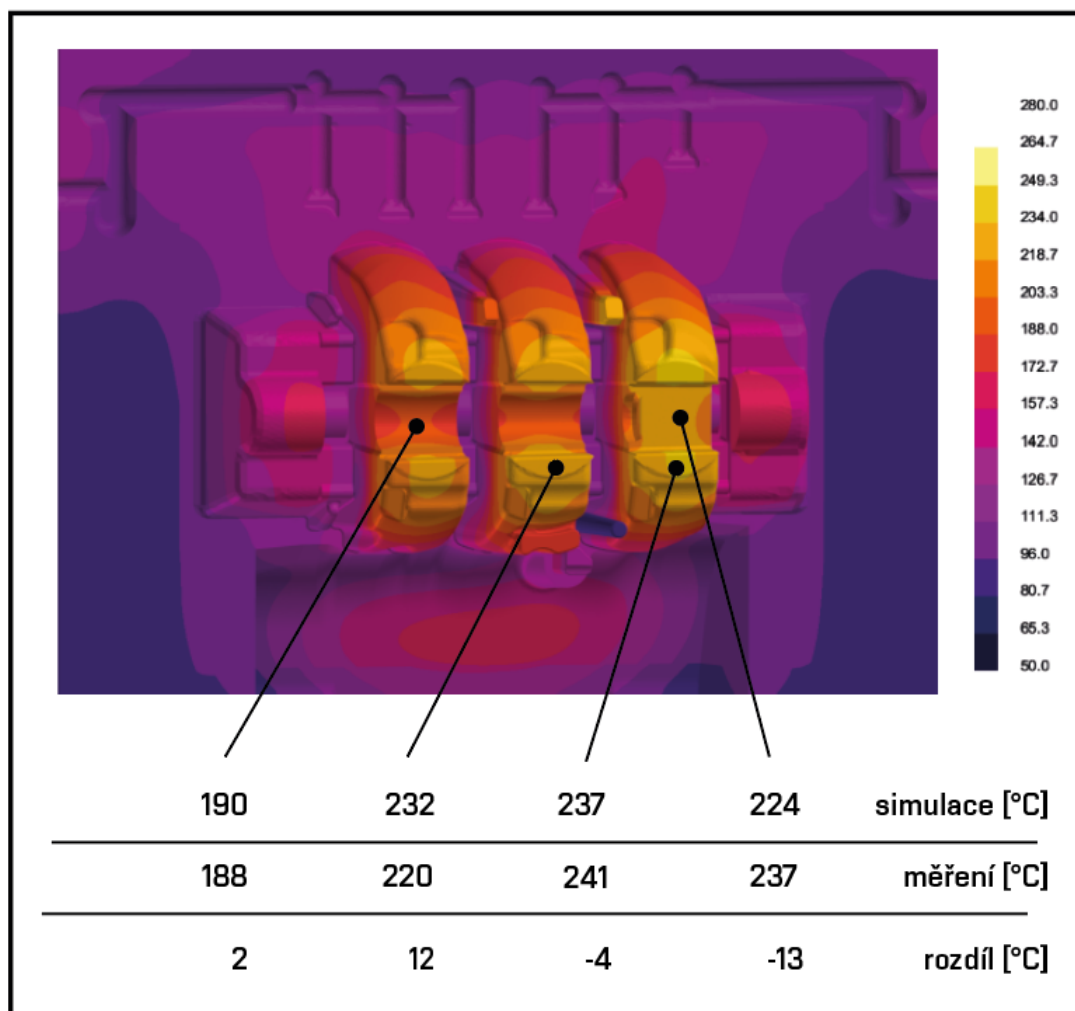
Bod/zdroj dat	A [°C]	B [°C]	C [°C]	D [°C]
Původní simulace	350	396	390	305
Optimalizovaná simulace	238	277	274	204
Měření	255	277	260	206
Rozdíl měření vůči původní simulace	95	119	130	99
Rozdíl měření vůči optimalizované simulace	-17	0	14	-2



Obr. 60: Porovnání teplot před a po optimalizaci pro fázi před ostřikem.

7.2 Teplotní pole formy po ukončení postřiku

Teplotní pole líce optimalizované formy po aplikaci postřiku (jedná se opět o pomocnou simulaci bez fáze ofuku) je ukázáno na Obr. 61. Nejlepší schody se podařilo dosáhnout v bodě D, kde se simulované a měřené teploty liší pouze o 2°C. Dále v bodě B, kde je rozdíl 4°C. Bod A je oproti skutečnosti podchlazen o 13 °C a bod C přehřátý o 12 °C. Porovnání s původní simulací je provedeno v Tab. 5.



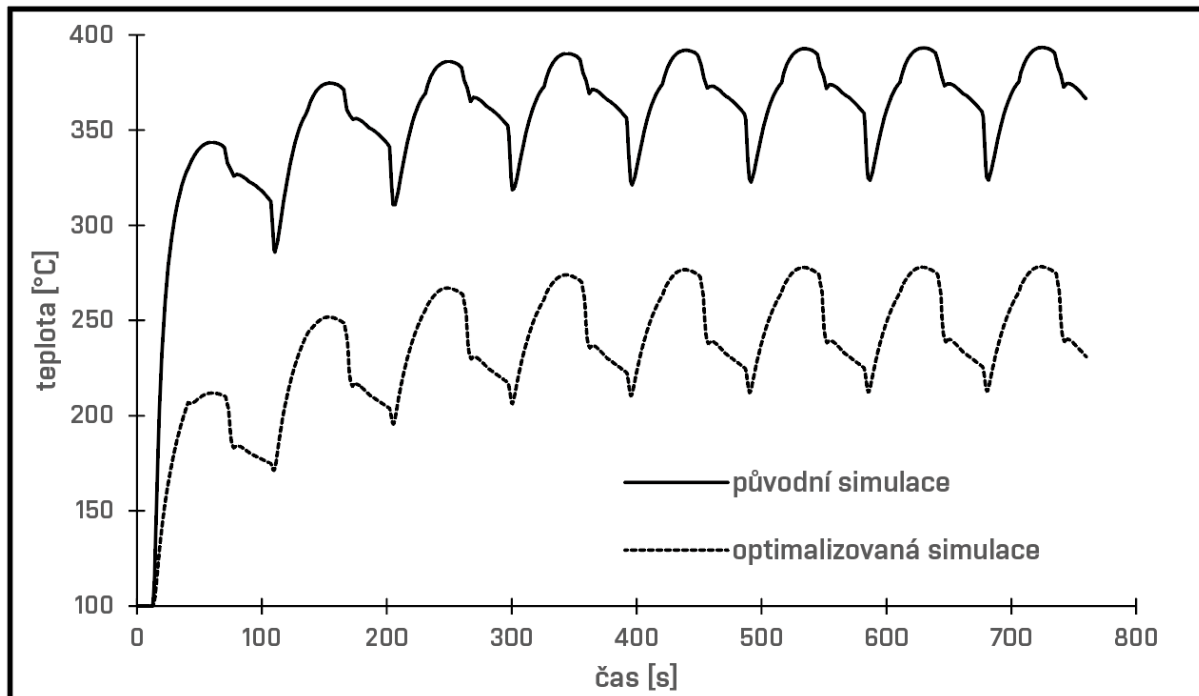
Obr. 61: Teplotní pole líce formy optimalizované simulace ve fázi po zahájení postřiku.

Tab. 5: Porovnání teplotních dat po fázi postřiku

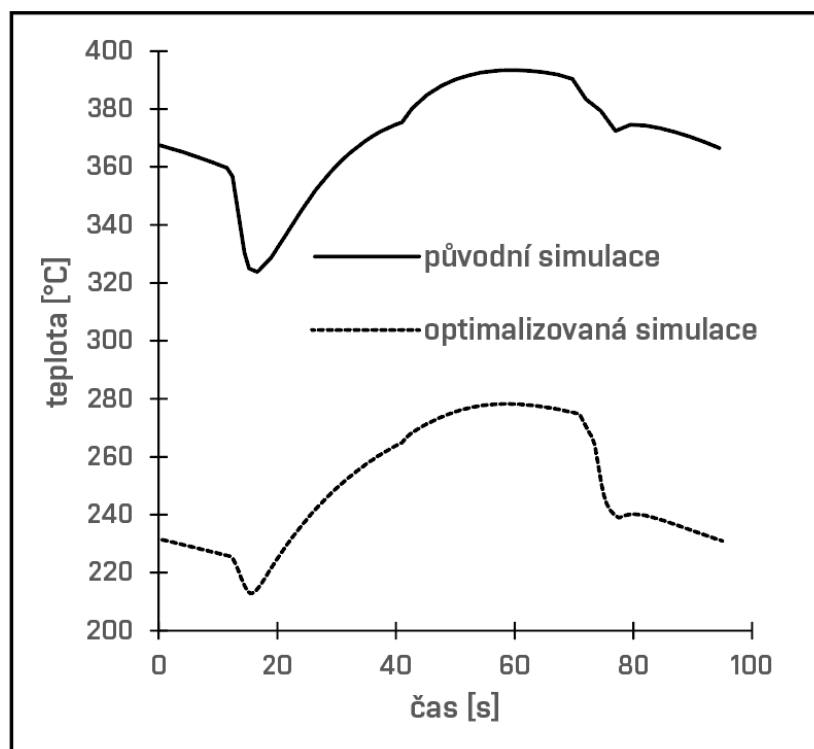
Bod/zdroj dat	A [°C]	B [°C]	C [°C]	D [°C]
Původní simulace	338	376	370	275
Optimalizovaná simulace	224	237	232	190
Měření	237	241	220	188
Rozdíl měření vůči původní simulace	101	135	150	87
Rozdíl měření vůči optimalizované simulace	-13	-4	12	2

7.3 Průběh teplot v bodě B

Nejlepší schody naměřených a simulovaných teplot se podařilo dosáhnout v bodě B a bodě D. V bodě B jsou proto porovnány teplotní výsledky původní a optimalizované simulace v průběhu všech osmi cyklů na Obr. 62 a poté ještě detailně v jednom cyklu na Obr. 63.



Obr. 62: Teplotní průběh bodu B v průběhu osmi cyklů původní a optimalizované simulace.



Obr. 63: Teplotní průběh bodu B v průběhu jednoho cyklu původní a optimalizované simulace.

Závěr

Cílem této práce bylo sestavení a následná verifikace metodiky pro zadávání počátečních a okrajových podmínek vnějšího chlazení tlakové lící formy v programu ProCast, avšak již na začátku se ukázalo, že řešený problém je komplexnější a nelze jej vyřešit pouze úpravou výše zmíněných podmínek.

Při termografickém měření líce formy bylo zjištěno, že původní simulace s nastavením ze Škoda Auto, která měla být optimalizována, se teplotními výsledky razantně odchyloje od reality ještě před zahájením vnějšího chlazení. Výsledky získané z měření termokamerou byly ověřeny kalibrovanou kontaktní měřicí sondou a lze je tedy považovat za správné. Samotná termografie však není pro stanovení přesných teplot na lící slévárenské formy nejvhodnější metodou. Velkým problémem se jeví správné nastavení termografických parametrů, zejména pak emisivity. Správnost těchto parametrů musí být ověřena nejen pro každou formu, ale i při změně úhlu snímání objektu. Naopak výhodou je, že při tak vysoké emisivitě, jakou vykazuje kovová slévárenská forma, je možné zanedbat kalibraci odraženého světla a stejně dosáhnout validních výsledků, s rozdílem maximálně v nižších jednotkách °C. Další nevýhodou je, že termograficky lze měřit líc formy až po jejím otevření a teplotní situace před otevřením formy je tak stále neznámá. Z těchto důvodů doporučuji zadavateli úlohy vybavit alespoň jednu formu v provozu termočláanky instalovanými do lící formy a termografii používat spíše pro ověření teplotních trendů než přesných teplot.

Protože původní simulace vykazovala rozdíl (přehřátí) od naměřených teplot zhruba 100 °C, a to ještě před aplikací postřiku, bylo třeba provést úpravy i dalších parametrů, nejen těch, které se týkají vnějšího ošetření postřikem. Z tohoto důvodu byly upraveny definice materiálových modelů, vnitřního chlazení a součinitele přestupu a prostupu tepla mezi odlitkem a formou. Největší vliv na změnu teplotního pole formy byl pozorován u pozměněného modelu součinitele přestupu a prostupu tepla, k jehož teoretickému vyjádření byly v první kapitole zmíněny některé výpočtové vztahy, které ovšem často nelze použít. Tyto vztahy vyžadují příliš velký počet parametrů, jejichž zjištění je ve slévárenském provozu nerealizovatelné. Určení tohoto součinitele tedy vede k experimentálním měřením, například pomocí termočláanky zabudovaných do forem, nebo hůře, určení pomocí odhadu. V této práci se vycházelo z experimentálních dat, které byly upraveny pro řešenou situaci, tedy jakýsi kompromis mezi experimentálním měřením a odhadem. Pro získání přesného součinitele přestupu a prostupu tepla by opět pomohla instalace termočláanky do formy, z jejichž výsledků lze tento součinitel dopočítat, viz práce A. Longa *Determination of the heat transfer coefficient at the metal–die interface for high pressure die cast AlSi9Cu3Fe* [52].

Jakmile se zdařilo simulaci přiblížit k reálným výsledkům před zahájením vnějšího ošetření, samotná optimalizace simulovaného postřiku spočívala pouze v úpravě koeficientu přestupu tepla mezi formou a separátorem, ten však musel být nastaven na 50krát vyšší hodnotu oproti původní definici. Ukázalo se, že nízký odvod tepla je způsoben spíše krátkým časem aplikace, který je u této formy pouhé 3 sekundy než nízkým součinitelem přestupu tepla, který byl v původní simulaci definován.

Ke zmíněné úpravě parametrů postřiku však musela být vytvořena samostatná simulace, která vycházela z ustálených výsledků teplotního pole formy, avšak na konci simulovaného cyklu neobsahovala fázi ofuku, aby se docílilo podmínek, při kterých byla měřena reálná forma. Další výhodou tohoto kroku spočívá v tom, že lze výrazně redukovat výpočetní čas, kdy nesimulujeme celých 8 cyklů do ustálení teplot, ale pouze jeden cyklus. To je vhodné zejména proto, že k vyhovujícím výsledkům často nelze dojít po prvním výpočtu, ale je nutné provést více výpočtů s různě upravenými podmínkami.

Postupy použité v této práci vedly k významnému zpřesnění teplotních výsledků simulace, kdy rozdíl simulovaných teplot a měřených bodů nepřesahoval ± 20 °C. To lze vzhledem k možnostem měření a zjednodušení simulace, která zanedbává fázi plnění, nebo například vliv radiace považovat za dostatečnou přesnost. Bohužel, pro časovou a technickou náročnost se povedlo provést validaci teplotního pole pouze na jednom dílu formy. V návaznosti na tuto práci by tedy bylo vhodné ověřit pomocí sestavené metodiky jednak zbytek dílů formy, ale zejména pak i chování odlitku v simulaci plnění a tuhnutí.

Použitá literatura

1. VINARCIK, Edward J. *High integrity die casting processes*. New York: John Wiley & Sons, 2003. ISBN 0-471-20131-6.
2. COLLIN, M. a D. ROWCLIFFE. Analysis and prediction of thermal shock in brittle materials. *Acta Materialia* [online]. 2000, **48**(8), 1655-1665 [cit. 2022-04-02]. ISSN 13596454. Dostupné z: doi:10.1016/S1359-6454(00)00011-2
3. ANDRESEN, Bill. *Die casting engineering: a hydraulic, thermal, and mechanical process*. New York: Marcel Dekker, 2005. ISBN 0-8247-5935-4.
4. GRAFF, James a Lothar KALLIEN. *The Effect of Die Lubricant Spray on the Thermal Balance of Dies* [online]. In: . Cleveland,USA, 1993, s. 1-26 [cit. 2022-03-19]. Dostupné z: <https://ru.chemtrend.com/wp-content/uploads/sites/9/2021/05/The-Effect-of-Die-Lubricant-Spray-on-the-Thermal-Balance-of-Dies.pdf>
5. NORWOOD, Aj, Pm DICKENS, Rc SOAR, R HARRIS, G GIBBONS a R HANSELL. Analysis of cooling channels performance. *International Journal of Computer Integrated Manufacturing* [online]. 2004, **17**(8), 669-678 [cit. 2022-02-26]. ISSN 0951-192X. Dostupné z: doi:10.1080/0951192042000237528
6. ŠOTKA, Pavel. Simulace lití, tuhnutí slitiny, teplotní bilance. In: *Škoda nářadovna* [online]. [cit. 2022-05-07]. Dostupné z: <https://skoda-naradovna.cz/cs/virtualni-techniky-metalurgicke-naradi/>
7. FIEBIGER, Patrik. *Analýza vlivu ošetření formy mikropostřikem ve vztahu ke kvalitě odlitku bloku motoru 1.0. MPI EVO* [online]. 2019 [cit. 2022-03-20]. Dostupné z: <https://dspace.tul.cz/handle/15240/153893>. Bakalářská práce.
8. FRANCIS, Lorraine F. Melt Processes. *Materials Processing* [online]. Elsevier, 2016, s. 105-249 [cit. 2022-02-26]. ISBN 9780123851321. Dostupné z: doi:10.1016/B978-0-12-385132-1.00003-3
9. FORSBURG, Charles H. Introduction to heat transfer. *Heat Transfer Principles and Applications* [online]. Elsevier, 2021, s. 1-21 [cit. 2022-02-10]. ISBN 9780128022962. Dostupné z: doi:10.1016/B978-0-12-802296-2.00001-9
10. NOVÁ, Iva. *Tepelné procesy ve slévárenských formách*. Vyd. 1. Liberec: Technická univerzita, 2002. ISBN 80-7083-662-8.
11. HAVLÍČEK, F. Tepelně-fyzikální pochody mezi ingotem. *Hutnické aktuality*. VÚHŽ Praha, 1969, **10**(1).
12. ELLIOTT, Roy. Some founding considerations. *Cast Iron Technology* [online]. Elsevier, 1988, s. 165-220 [cit. 2022-02-10]. ISBN 9780408015127. Dostupné z: doi:10.1016/B978-0-408-01512-7.50008-2
13. KANAGARAJ, S a SPATTANAYAK. Measurement of the thermal expansion of metal and FRPs. *Cryogenics* [online]. 2003, **43**(7), 399-424 [cit. 2022-02-10]. ISSN 00112275. Dostupné z: doi:10.1016/S0011-2275(03)00096-1

-
14. ANNA GOWSALYA, L. a Mahboob E. AFSHAN. Heat Transfer Studies on Solidification of Casting Process. ABDALLAH, Zakaria a Nada ALDOUMANI, ed., Zakaria ABDALLAH, Nada ALDOUMANI. *Casting Processes and Modelling of Metallic Materials* [online]. IntechOpen, 2021 [cit. 2022-02-10]. ISBN 978-1-83968-431-9. Dostupné z: doi:10.5772/intechopen.95371
 15. PYSZKO, René. *Rozbor problematiky tepelných okrajových podmínek na povrchu kovové formy*. Ostrava: VŠB-TUO, 2020.
 16. VALENCIA, Juan a Peter QUESTED. Thermophysical Properties. VISWANATHAN, Srinath, Diran APELIAN, Raymond J. DONAHUE et al. *Casting* [online]. ASM International, 2008, s. 468-481 [cit. 2022-02-26]. ISBN 978-1-62708-187-0. Dostupné z: doi:10.31399/asm.hb.v15.a0005240
 17. CARVILL, J. Thermodynamics and heat transfer. *Mechanical Engineer's Data Handbook* [online]. Elsevier, 1993, s. 102-145 [cit. 2022-02-10]. ISBN 9780080511351. Dostupné z: doi:10.1016/B978-0-08-051135-1.50008-X
 18. LIU, Zhiwen, Guan WANG a Jie YI. Study on heat transfer behaviors between Al-Mg-Si alloy and die material at different contact conditions based on inverse heat conduction algorithm. *Journal of Materials Research and Technology* [online]. 2020, **9**(2), 1918-1928 [cit. 2022-04-10]. ISSN 22387854. Dostupné z: doi:10.1016/j.jmrt.2019.12.024
 19. EWING, C. T. *Chemical Engineering Progress Symposium*. 1957, **53**(20), 19-24.
 20. VASILEIOU, A.N., G.-C. VOSNIAKOS a D.I. PANTELIS. On the Feasibility of Determining the Heat Transfer Coefficient in Casting Simulations by Genetic Algorithms. *Procedia Manufacturing* [online]. 2017, **11**, 509-516 [cit. 2022-03-18]. ISSN 23519789. Dostupné z: doi:10.1016/j.promfg.2017.07.144
 21. DANTE, Roberto C. Metals. *Handbook of Friction Materials and their Applications* [online]. Elsevier, 2016, s. 123-134 [cit. 2022-02-11]. ISBN 9780081006191. Dostupné z: doi:10.1016/B978-0-08-100619-1.00009-2
 22. MACHUTA, Jiri a Iva NOVA. Analysis of Heat Transfer Conditions in the Sand and Metal Moulds and Their Effect on the Solidification of the Casting. *Manufacturing Technology* [online]. 2016, **16**(2), 380-384 [cit. 2022-02-11]. ISSN 12132489. Dostupné z: doi:10.21062/ujep/x.2016/a/1213-2489/MT/16/2/380
 23. LALOUI, Lyesse a Alessandro F. ROTTA LORIA. Analytical modelling of steady heat and mass transfers. *Analysis and Design of Energy Geostructures* [online]. Elsevier, 2020, s. 333-408 [cit. 2022-05-18]. ISBN 9780128206232. Dostupné z: doi:10.1016/B978-0-12-816223-1.00008-4
 24. DAVIDZON, Michael I. Newton's law of cooling and its interpretation. *International Journal of Heat and Mass Transfer* [online]. 2012, **55**(21-22), 5397-5402 [cit. 2022-02-12]. ISSN 00179310. Dostupné z: doi:10.1016/j.ijheatmasstransfer.2012.03.035
 25. BAI, Yong a Qiang BAI. Heat Transfer and Thermal Insulation. *Subsea Engineering Handbook* [online]. Elsevier, 2019, s. 363-408 [cit. 2022-02-19]. ISBN 9780128126226. Dostupné z: doi:10.1016/B978-0-12-812622-6.00014-2
-

-
26. MÉNDEZ, José, Ricardo AMBRIZ, David JARAMILLO a Gabriel PLASCENCIA. Depicting Aluminium DC Casting by Means of Dimensionless Numbers. VIJAYARAM, T.R., ed., T.R. VIJAYARAM. *Advanced Casting Technologies* [online]. InTech, 2018 [cit. 2022-02-19]. ISBN 978-1-78923-032-1. Dostupné z: doi:10.5772/intechopen.71893
 27. BILONI, H. a W.J. BOETTINGER. SOLIDIFICATION. *Physical Metallurgy* [online]. Elsevier, 1996, s. 669-842 [cit. 2022-02-27]. ISBN 9780444898753. Dostupné z: doi:10.1016/B978-044489875-3/50013-2
 28. ABDULHADI, Hassan, Syarifah AQIDA a Izwan ISMAIL. Tool Failure in Die Casting. *Reference Module in Materials Science and Materials Engineering* [online]. Elsevier, 2019 [cit. 2022-02-27]. ISBN 9780128035818. Dostupné z: doi:10.1016/B978-0-12-803581-8.10483-7
 29. MODEST, Michael F. Fundamentals of Thermal Radiation. *Radiative Heat Transfer* [online]. Elsevier, 2013, s. 1-30 [cit. 2022-02-12]. ISBN 9780123869449. Dostupné z: doi:10.1016/B978-0-12-386944-9.50001-7
 30. RÉDR, Miroslav. *Základy tepelné techniky: celost. vysokošk. učebnice pro hutnické fakulty*. 1. vyd. Praha: SNTL, 1991. ISBN 80-03-00366-0.
 31. CHARVÁTOVÁ, Hana. *Termofyzikální vlastnosti vybraných látek: (doporučeno pro výuku předmětu Procesní inženýrství studijního programu Procesní inženýrství)*. Vyd. 1. Zlín: Univerzita Tomáše Bati ve Zlíně, 2009. ISBN 978-80-7318-787-3.
 32. RAPP, Bastian E. Fluids. *Microfluidics: Modelling, Mechanics and Mathematics* [online]. Elsevier, 2017, s. 243-263 [cit. 2022-03-18]. ISBN 9781455731411. Dostupné z: doi:10.1016/B978-1-4557-3141-1.50009-5
 33. ENGELHORN, Günter. Automatizovaný postřik forem. *Automatizovaný postřik forem*. Brno: Svaz sléváren ČR, 2008, **56**(3-4), 147-148.
 34. FIEBIGER, Patrik. *Analýza vlivu ošetření formy mikropostřikem ve vztahu ke kvalitě odlitku bloku motoru 1.0. MPI EVO*. Liberec, 2019. Bakalářská práce. Technická univerzita v Liberci. Vedoucí práce Ing. Iva Nováková, Ph.D.
 35. RAUDENSKÝ, M., A. HORÁK, J. KUBĚNA a J. MORÁVEK. Závislost Leidenfrostovy teploty a HTC na parametrech ostříku u vodních trysek. *Metal*. Hradec nad Moravicí: Tanger, spol. s r.o. Ostrava, 2006, 1-8.
 36. DORBOLO, Stéphane, Laurent MAQUET, Benjamin SOBAC, Alexey REDNIKOV, Pierre COLINET a Florian MOREAU. Complex Fluids Droplets in Leidenfrost State. *Droplet Wetting and Evaporation* [online]. Elsevier, 2015, s. 369-379 [cit. 2022-03-19]. ISBN 9780128007228. Dostupné z: doi:10.1016/B978-0-12-800722-8.00024-2
 37. *VDI Heat Atlas* [online]. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2010 [cit. 2022-03-20]. ISBN 978-3-540-77876-9. Dostupné z: doi:10.1007/978-3-540-77877-6
 38. FIALA, Jakub. *Chlazení jader tlakové lící formy technologií Jet Cooling: Core pins cooling of pressure die casting mould by Jet-Cooling technology*. Liberec: Technická univerzita v Liberci, 2015. Diplomové práce. Technická univerzita v Liberci. Vedoucí práce Iva Nová.
-

-
39. JARFORS, Anders, Ruslan SEVASTOPOL, Karamchedu SESHENDRA, Qing ZHANG, Jacob STEGGO a Roland STOLT. On the Use of Conformal Cooling in High-Pressure Die-Casting and Semisolid Casting. *Technologies* [online]. 2021, **9**(2) [cit. 2022-04-13]. ISSN 2227-7080. Dostupné z: doi:10.3390/technologies9020039
40. KLOBČAR, D., J. TUŠEK a B. TALJAT. Thermal fatigue of materials for die-casting tooling. *Materials Science and Engineering: A* [online]. 2008, **472**(1-2), 198-207 [cit. 2022-04-02]. ISSN 09215093. Dostupné z: doi:10.1016/j.msea.2007.03.025
41. MUHIČ, M., J. TUŠEK, F. KOSEL, D. KLOBČAR a M. PLETERSKI. Thermal fatigue cracking of die-casting dies. *METALURGIJA* [online]. 2010, **49**(1), 9-12 [cit. 2022-04-02]. Dostupné z: <https://hrcak.srce.hr/file/63080>
42. JOSHI, V, K KULKARNI, R SHIVPURI, R.S BHATTACHARYA, S.J DIKSHIT a D BHAT. Dissolution and soldering behavior of nitrided hot working steel with multilayer LAFAD PVD coatings. *Surface and Coatings Technology* [online]. 2001, **146-147**, 338-343 [cit. 2022-04-02]. ISSN 02578972. Dostupné z: doi:10.1016/S0257-8972(01)01426-8
43. VENKATESAN, K. a R. SHIVPURI. Experimental and numerical investigation of the effect of process parameters on the erosive wear of die casting dies. *Journal of Materials Engineering and Performance* [online]. 1995, **4**(2), 166-174 [cit. 2022-04-02]. ISSN 1059-9495. Dostupné z: doi:10.1007/BF02664110
44. DOMKIN, K., J.H. HATTEL a J. THORBORG. Modeling of high temperature- and diffusion-controlled die soldering in aluminum high pressure die casting. *Journal of Materials Processing Technology* [online]. 2009, **209**(8), 4051-4061 [cit. 2022-04-02]. ISSN 09240136. Dostupné z: doi:10.1016/j.jmatprotec.2008.09.031
45. STARLING, C.M.D a J.R.T BRANCO. Thermal fatigue of hot work tool steel with hard coatings. *Thin Solid Films* [online]. 1997, **308-309**, 436-442 [cit. 2022-04-02]. ISSN 00406090. Dostupné z: doi:10.1016/S0040-6090(97)00600-7
46. SRIVASTAVA, A, V JOSHI a R SHIVPURI. Computer modeling and prediction of thermal fatigue cracking in die-casting tooling. *Wear* [online]. 2004, **256**(1-2), 38-43 [cit. 2022-04-03]. ISSN 00431648. Dostupné z: doi:10.1016/S0043-1648(03)00281-3
47. KOPLÍK, Jiří. *Snížení nákladů na výrobu odlitku litého tlakovým litím pomocí aplikace vysokoteplotního separátoru* [online]. Brno, 2017 [cit. 2022-04-03]. Dostupné z: <http://hdl.handle.net/11012/66631>. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně. Fakulta strojního inženýrství. Ústav strojírenské technologie. Vedoucí práce Jaromír Roučka.
48. LIENHARD, John H. *A heat transfer textbook*. 1. vyd. Englewood Cliffs: Prentice-Hall, 1981. ISBN 0-13-385112-5.
49. BEJAN, Adrian a Allan KRAUS. *Heat Transfer Handbook*. 2003, 1496 s. ISBN 978-0-471-39015-2.
50. 6. SUBSTANTIVE DERIVATION. PARKER, Gary. *Ayacucho Quechua Grammar and Dictionary* [online]. De Gruyter, 1969, s. 54-61 [cit. 2022-04-15]. ISBN 9783112415641. Dostupné z: doi:10.1515/9783112415641-009
-

-
51. HAVLÍČEK, František. Teplotní pole odlitku a formy. In: *Sborník vědeckých prací vysoké školy báňské v Ostravě*. Ostrava, 1956, s. 77-90. ISSN 0474-8484.
 52. LONG, Alastair, David THORNHILL, Cecil ARMSTRONG a David WATSON. Determination of the heat transfer coefficient at the metal–die interface for high pressure die cast AlSi9Cu3Fe. *Applied Thermal Engineering* [online]. 2011, **31**(17-18), 3996-4006 [cit. 2022-04-16]. ISSN 13594311. Dostupné z: doi:10.1016/j.applthermaleng.2011.07.052
 53. Termokamery a pyrometry. *Automa*. 2014, **20**(2), 16-22.
 54. ARFKEN, George, David GRIFFING, Donald KELLY a Joseph PRIEST. HEAT TRANSFER. *International Edition University Physics* [online]. Elsevier, 1984, s. 430-443 [cit. 2022-04-17]. ISBN 9780120598588. Dostupné z: doi:10.1016/B978-0-12-059858-8.50028-5
 55. LIU, G.R. a S.S. QUEK. Fundamentals for finite element method. *Finite Element Method* [online]. Elsevier, 2003, s. 35-66 [cit. 2022-04-17]. ISBN 9780750658669. Dostupné z: doi:10.1016/B978-075065866-9/50004-9
 56. BONOLLO, F. a S. ODORIZZI. *Numerical Simulation of Foundry Processes*. Padova: Servizi Grafici Editoriali, 2001. ISBN 88-86281-63-3.
 57. NITHIARASU, P., Raland LEWIS a K. SEETHARAMU. *Fundamentals of the finite element method for heat and mass transfer*. Second. 2015. ISBN 9780470756256.
 58. *Volkswagen Group* [online]. [cit. 2022-05-07]. Dostupné z: <https://www.volkswagenag.com/en/group.html#>
 59. ADDISON, Stephen R. *Heat Capacity, Specific Heat, and Enthalpy* [online]. In: . s. 1-4 [cit. 2022-05-09]. Dostupné z: <https://faculty.uca.edu/saddison/ThermalPhysics/Heat%20Capacity.pdf>
 60. HAVENS, Kirk a Edward SHARP. Thermal Imagers and System Considerations. *Thermal Imaging Techniques to Survey and Monitor Animals in the Wild* [online]. Elsevier, 2016, 101-119 [cit. 2022-02-04]. ISBN 9780128033845. Dostupné z: doi:10.1016/B978-0-12-803384-5.00007-5
 61. AGASSI, Joseph. The Kirchhoff-Planck Radiation Law. *Science* [online]. 1967, **156**(3771), 30-37 [cit. 2022-02-04]. ISSN 0036-8075. Dostupné z: doi:10.1126/science.156.3771.30
 62. Průvodce termografií. In: *Termokamery testo* [online]. 2015 [cit. 2022-02-04]. Dostupné z: <https://www.termokamery-testo.cz/prirucka-termografie/>
 63. MESEGUER, José, Isabel PEREZ-GRANDE a Ángel SANZ ANDRÉS. *Spacecraft thermal control*. Cambridge: Woodhead, 2012. Woodhead publishing in mechanical engineering. ISBN 978-1-84569-996-3.
 64. MEOLA, Carosena, Simone BOCCARDI a Giovanni CARLOMAGNO. Infrared Thermography Basics. *Infrared Thermography in the Evaluation of Aerospace Composite Materials* [online]. Elsevier, 2017, 57-83 [cit. 2022-02-04]. ISBN 9781782421719. Dostupné z: doi:10.1016/B978-1-78242-171-9.00003-6
-

65. FRŇKA, Tomáš. *Bezdotykové měření povrchových teplot ve strojírenství*. 2009. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství. Vedoucí práce Ing. Aleš Polzer, Ph. D.
66. HAM, Youngjib a Mani GOLPARVAR-FARD. 3D Visualization of thermal resistance and condensation problems using infrared thermography for building energy diagnostics. *Visualization in Engineering* [online]. 2014, 2(1) [cit. 2022-02-07]. ISSN 2213-7459. Dostupné z: doi:10.1186/s40327-014-0012-0
67. ALTAF, Khurram, Ahmad MAJDI ABDUL RANI a Vijay RAGHAVAN. Prototype production and experimental analysis for circular and profiled conformal cooling channels in aluminium filled epoxy injection mould tools. *Rapid Prototyping Journal* [online]. 2013, 19(4), 220-229 [cit. 2022-04-13]. ISSN 1355-2546. Dostupné z: doi:10.1108/13552541311323236
68. SEDIGHI, M, D AFSHARI a F NAZARI. Investigation of the effect of sheet thickness on residual stresses in resistance spot welding of aluminum sheets. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science* [online]. 2018, 232(4), 621-638 [cit. 2022-04-29]. ISSN 0954-4062. Dostupné z: doi:10.1177/0954406216685124
69. HOFER, Peter a Erhard KASCHNITZ. Thermal diffusivity of the aluminium alloy Al-10Si-Mn-Mg (Silafont 36) in the solid and liquid states. *High Temperatures -- High Pressures* [online]. 2011, (40), 311-322 [cit. 2022-04-29].
70. ARRIZUBIETA, Jon Iñaki, Magdalena CORTINA, Arantza MENDIOROZ, Agustín SALAZAR a Aitzol LAMIKIZ. Thermal Diffusivity Measurement of Laser-Deposited AISI H13 Tool Steel and Impact on Cooling Performance of Hot Stamping Tools. *Metals* [online]. 2020, 10(1) [cit. 2022-04-29]. ISSN 2075-4701. Dostupné z: doi:10.3390/met10010154
71. Motor 1.0 TSI. In: *Skodahome* [online]. [cit. 2022-05-07]. Dostupné z: <https://forum.skodahome.cz/topic/135716-motor-10-tsi/>