



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

ÚSTAV KONSTRUOVÁNÍ

INSTITUTE OF MACHINE AND INDUSTRIAL DESIGN

SNIŽOVÁNÍ TŘENÍ MAZANÝCH KONTAKTŮ ZMĚNOU TEPELNÉ VODIVOSTI MATERIÁLŮ

IMPROVING FRICTION OF LUBRICATED CONTACTS BY MODIFYING THERMAL CONDUCTIVITY

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Matěj Šnevajs

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Petr Šperka, Ph.D.

BRNO 2019

Zadání diplomové práce

Ústav: Ústav konstruování
Student: **Bc. Matěj Šnevajs**
Studijní program: Strojní inženýrství
Studijní obor: Konstrukční inženýrství
Vedoucí práce: **Ing. Petr Šperka, Ph.D.**
Akademický rok: 2018/19

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:

Snižování tření mazaných kontaktů změnou tepelné vodivosti materiálů

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

V řadě strojních aplikací, jako jsou např. ozubené nebo vačkové převody, pracují mazané kontakty součástí za vysoké skluzové rychlosti. Vlivem tohoto skluzu může okamžitá teplota v kontaktu dosáhnout až několika stovek °C. Za těchto podmínek jsou tření a tloušťka mazacího filmu značně závislé na teplotním chování kontaktu. Snížení tření produkované kontaktem je možné dosáhnout úpravou tepelné vodivosti kontaktních těles. Pro vývoj nových kontaktních dvojic bude v této práci využit optický tribometr umožňující měření rozložení teploty, tření a tloušťky mazací vrstvy.

Typ práce: výzkumná

Výstup práce: publikační výsledek (J, D)

Projekt: GAČR

Cíle diplomové práce:

Hlavním cílem je experimentálně popsat vliv různé tepelné vodivosti povrchů na teplotu, tření a tloušťku mazacího filmu v bodových kontaktech.

Dílčí cíle diplomové práce:

- na základě studia vědeckých článků navrhnout kombinace kontaktních materiálů,
- experimentálně popsat vliv jednotlivých kombinací na teplotu, tření a rozložení tloušťky mazacího filmu,
- porovnat měření s teoretickým výsledkem získaným pomocí numerické simulace,
- publikovat zjištěné výsledky.

Požadované výstupy: průvodní zpráva.

Rozsah práce: cca 72 000 znaků (40 – 50 stran textu bez obrázků).

Struktura práce a šablona průvodní zprávy jsou závazné:

http://dokumenty.uk.fme.vutbr.cz/BP_DP/Zasady_VSKP_2018.pdf

Seznam doporučené literatury:

HABCHI, Wassim. Finite element modeling of elastohydrodynamic lubrication problems. Hoboken, NJ: John Wiley, 2018. ISBN 978-1-119-22512-6.

STACHOWIAK, G. W a A. W BATCHELOR. Engineering tribology. 3rd ed. Boston: Elsevier Butterworth-Heinemann, 2005. ISBN 9780750678360.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2018/19

V Brně, dne

L. S.

prof. Ing. Martin Hartl, Ph.D.
ředitel ústavu

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

ABSTRAKT

Diplomová práce se zabývá vlivem tepelných vlastností kontaktních materiálů na tření, tloušťku mazacího filmu a teplotu v EHD kontaktu. Práce se zaměřuje na konfiguraci ball on disc, přičemž experimentální materiály obou kontaktních těles jsou v širokém spektru tepelných vlastností. V práci jsou navrženy a použity nové kontaktní dvojice s cílem získání závislosti tepelných vlastností kontaktních těles na chování EHD kontaktu. Pro pozorování tloušťky mazacího filmu je využito metody kolorimetrické interferometrie a pro pozorování teploty v kontaktu infračervené termografie. Autor představuje předpoklad šíření tepla v kontaktu na základě rozdílných mechanismů šíření tepla. Pro veškeré kombinace kontaktních dvojic jsou navozeny totožné podmínky, jako je kontaktní tlak, střední rychlost, skluz a teplota okolí, proto jsou rozdíly ve výsledcích přisuzovány právě rozdílným termálním jevům v kontaktu způsobenými tepelnými vlastnostmi kontaktních těles. V případě kontaktních těles s omezenými schopnostmi odvodu tepla z kontaktu je pozorováno snížení koeficientu tření až o 50 %, což je přisuzováno navýšení teploty maziva, což vede ke snížení jeho viskozity. To je potvrzeno metodou infračervené termografie, kdy je pozorována výrazně vyšší teplota maziva v případě kombinace kontaktních materiálů s nižší schopností odvodu tepla z kontaktu.

KLÍČOVÁ SLOVA

tribologie, EHD, tření, tepelná vodivost, tepelná difuzivita, kolorimetrická interferometrie, infračervená termografie

ABSTRACT

This thesis deals with an experimental study regarding the effects of the thermal conductivity of contact bodies on the friction, lubricant film thickness and temperature distribution in EHL contact. The thesis focuses on the configuration of the ball on disc contact. The contact body materials are characterized by a wide range of thermal properties. New contact pairs are proposed and used in the study in order to make the contact bodies' thermal properties dependent on the behaviour of EHL contact. The colorimetric interferometry method is used to measure the lubricant film thickness and the infrared thermography method is used to observe the temperature distribution in EHL contact. The author presents the assumed mechanism of heat transfer within EHL contact on the basis of different heat transfer mechanisms. The same conditions – such as the Hertz pressure, mean entrainment speed, sliding speed and ambient temperature – are induced for all the contact pair combinations. That is why the differences in the results are attributed to the different thermal phenomena in the contact, caused by the thermal properties of the contact bodies. In the case of contact bodies with a reduced heat dissipation capability, a reduction of the friction coefficient of up to 50 % is observed, which is attributed to an increase in the lubricant temperature, resulting in a decrease in its viscosity. This is confirmed by the infrared thermography method, whereby a significantly higher lubricant temperature is observed in the case of a combination of contact materials with a lower heat dissipation capability.

KEYWORDS

tribology, EHD, friction, thermal conductivity, thermal diffusivity, colorimetric interferometry, infrared thermography

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

ŠNEVAJS, Matěj. Snižování tření mazaných kontaktů změnou tepelné vodivosti materiálů [online]. Brno, 2019 [cit. 2019-05-23]. Dostupné z: <https://www.vutbr.cz/studenti/zav-prace/detail/117548>. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav konstruování. Vedoucí práce Petr Šperka.

PODĚKOVÁNÍ

Rád bych poděkoval vedoucímu mé diplomové práce Ing. Petru Šperkovi, Ph.D. za jeho cenné rady, připomínky, čas a zapálení pro vědu, které mi pomohly s vypracováním této diplomové práce. Dále bych poděkovat své rodině a všem lidem ve svém okolí za jejich podporu při studiu.

PROHLÁŠENÍ AUTORA O PŮVODNOSTI PRÁCE

Prohlašuji, že diplomovou práci jsem vypracoval samostatně, pod odborným vedením Ing. Petra Šperky, Ph.D. Současně prohlašuji, že všechny zdroje obrazových a textových informací, ze kterých jsem čerpal, jsou řádně citovány v seznamu použitých zdrojů.

.....
Podpis autora

OBSAH

1	ÚVOD	13
2	PŘEHLED SOUČASNÉHO STAVU POZNÁNÍ	14
2.1	Tření v kapalině	14
2.2	Trakční režimy	15
2.3	Tepelné jevy v kontaktu	20
2.3.1	Tepelné mechanismy	20
2.3.2	Rozložení teploty	21
2.3.3	Měření teploty v kontaktu	22
2.3.4	Tepelná setrvačnost	23
2.3.5	Tepelná difuzivita	23
2.3.6	Nárůst teploty maziva	24
2.3.7	Tepelná vodivost maziva	25
2.4	Povlaky na kontaktních tělesech	26
2.5	Kontaktní tělesa s různou tepelnou vodivostí	34
2.6	Numerické simulace	36
3	ANALÝZA PROBLÉMU A CÍL PRÁCE	38
3.1	Analýza problému	38
3.2	Analýza, interpretace a zhodnocení poznatků z rešerše	39
3.3	Podstata a cíle diplomové práce	40
4	ZPŮSOB ŘEŠENÍ A POUŽITÉ METODY	41
4.1	Postup řešení	41
4.2	Předpoklad šíření tepla v EHD kontaktu	42
4.3	Experimentální zařízení	44
4.4	Použité experimentální metody	45
4.4.1	Kolorimetrická interferometrie	45
4.4.2	Infračervená termografie	46
4.5	Vstupní podmínky experimentů	54
4.6	Experimentální materiál	54
4.6.1	Materiálové vlastnosti	54
4.6.2	Experimentální dvojice	55

5	VÝSLEDKY	57
5.1	Odhad reologického chování	57
5.2	Šíření tepla kondukcí do kontaktních těles	58
5.3	Odvedené teplo konvekcí	63
5.4	Ovlivnění tloušťky mazacího filmu	67
5.5	Pozorování teploty v kontaktu	73
5.5.1	Teploty kontaktních těles a maziva	73
5.5.2	Rozložení teploty napříč kontaktem	76
5.5.3	Maximální teplota oleje	78
5.5.4	Vliv nárůstu teploty na koeficient tření	79
5.5.5	Analytický odhad nárůstu teploty v kontaktu	80
5.6	Porovnání s numerickými simulacemi	82
5.6.1	Isotermální simulace	82
5.6.2	Termální simulace	84
6	DISKUZE	87
6.1	Předpoklad šíření tepla v kontaktu	87
6.2	Predikce trakčních režimů	88
6.3	Tepelné vlastnosti kontaktních těles	88
6.4	Měření trakčních křivek	90
6.5	Tloušťka mazacího filmu	90
6.6	Rozložení teploty v kontaktu	92
6.7	Využitelnost v praxi	95
7	ZÁVĚR	96
8	BIBLIOGRAFIE	98
9	SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK, SYMBOLŮ A VELIČIN	103
9.1	Seznam použitých zkratk	103
9.2	Seznam použitých fyzikálních veličin	103
10	SEZNAM OBRÁZKŮ A GRAFŮ	105
11	SEZNAM TABULEK	108

1 ÚVOD

V naprosté většině strojních aplikací dochází ke vzájemné interakci dvou povrchů a tím ke vzniku tření. Existuje spousta aplikací, kde je tření nezbytné, například brzdy nebo třecí spojky. Převládají však strojní aplikace, u kterých je tření nežádoucí. Typickým příkladem je spalovací motor, ve kterém dochází ke vzniku tření mezi povrchy ozubených kol, ložisek, vaček a dalších součástí. Následkem je zvýšená spotřeba paliva a produkce výfukových plynů.

U nekonformního styku dvou těles při dostatečně vysoké unášivé rychlosti pracují strojní součásti v elastohydrodynamickém režimu mazání. Kontaktní povrchy jsou oddělené a veškeré zatížení je přenášeno pouze mazacím filmem. Tření je v tomto režimu závislé na reologickém chování maziva a možnosti jeho snížení jsou na rozdíl od jiných režimů velmi omezené. Jednou z možností, jak ovlivnit tření je modifikace tepelných vlastností kontaktních materiálů. V principu jde o to, že kontaktní povrchy s nízkou tepelnou vodivostí odvádí méně tepla z kontaktu. Proto dochází ke zvýšení teploty mazacího filmu a s rostoucí teplotou klesá viskozita maziva, což má za následek právě snížení tření.

V této diplomové práci jsou navrženy kontaktní dvojice s rozdílnými tepelnými vlastnostmi. Pomocí experimentů jsou sledovány souvislosti mezi tepelnými vlastnostmi kontaktních materiálů a reologickým chováním maziva. Cílem práce je experimentálně popsat vliv právě tepelných vlastností kontaktních těles na tření, tloušťku mazacího filmu a teplotu u nekonformního styku těles při elastohydrodynamickém režimu mazání a tím přispět k objasnění termálních jevů v kontaktu, které nejsou doposud uspokojivě vysvětleny.

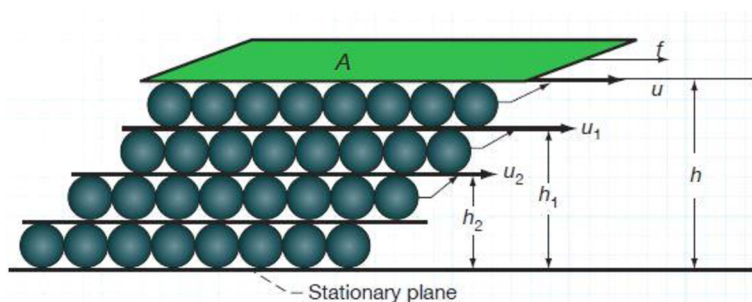
2 PŘEHLED SOUČASNÉHO STAVU POZNÁNÍ

2.1 Tření v kapalině

Snižování tření je v praxi realizováno především pomocí maziv. Výzkumy se zaměřují na vývoj nových maziv ke snížení smykové síly a na technologie povrchových úprav ke snížení interakcí mezi povrchy. V případě, že je vzájemná rychlost kontaktních povrchů dostatečně velká, dojde k oddělení kontaktních povrchů mazacím filmem a mluvíme o kapalinovém režimu mazání, kterým se tato práce zabývá. V tomto režimu je tření charakterizováno smykovou silou v kapalině (obr. 2-1), podle vzorce [1–4] :

$$\tau = \mu \frac{\Delta u}{h} [Pa]$$

kde μ je dynamická viskozita udávaná v Pa·s a $\Delta u/h$ je smykový spád v s^{-1} , kde Δu je změna rychlosti a h je tloušťka maziva.

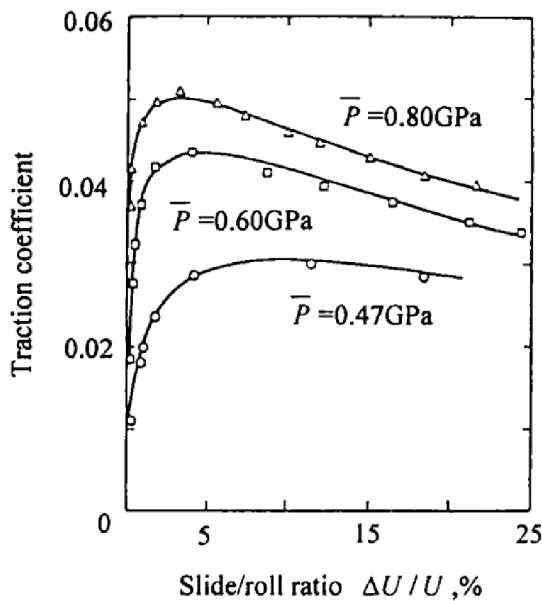


obr. 2-1 Smykové tření v kapalině [2]

V elastohydrodynamickém režimu základní popis tření poskytuje trakční křivka (obr. 2-2, obr. 2-6). Při izotermických podmínkách se hodnota tření blíží své limitní hodnotě, označované jako limitní smykové tření. U vysokých kontaktních tlaků a při vyšších hodnotách skluzu je třeba uvažovat s termickými jevy. První teoretické studie se neshodovaly s experimenty, hlavně co se týče tloušťky mazacího filmu a hodnoty tření. Důvodem nebyla nedostatečná výpočetní technika, ale spíše nevhodné reologické modely, ve kterých se nepodařilo popsat termofyzikální vlastnosti maziv. V současné době jsou reologické modely realističtější, a proto lépe popisují vlastnosti maziva na tlaku, teplotě a smykovém napětí [5]. Aihara [6] porovnával experimentálně získaná data se simulacemi (obr. 2-2) při různých kontaktních tlacích. Z výsledků je patrné, že vyšší kontaktní tlaky posouvají bod saturace, to je bod na trakční křivce, kdy začíná klesat, blíže k podmínkám čistého valení. Dále pak vyplývá, že snižování tření vlivem termických jevů v kontaktu je nejvýraznější pro vysoké tlaky a vysokou hodnotu SRR. Hodnota skluzu neboli SRR (z anglického slide-to-roll ratio) je pro experimentální účely s kuličkou a diskem definována jako:

$$SRR = \frac{2 \cdot (U_D - U_B)}{U_D + U_B}$$

kde U_D je rychlost disku a U_B je rychlost kuličky.



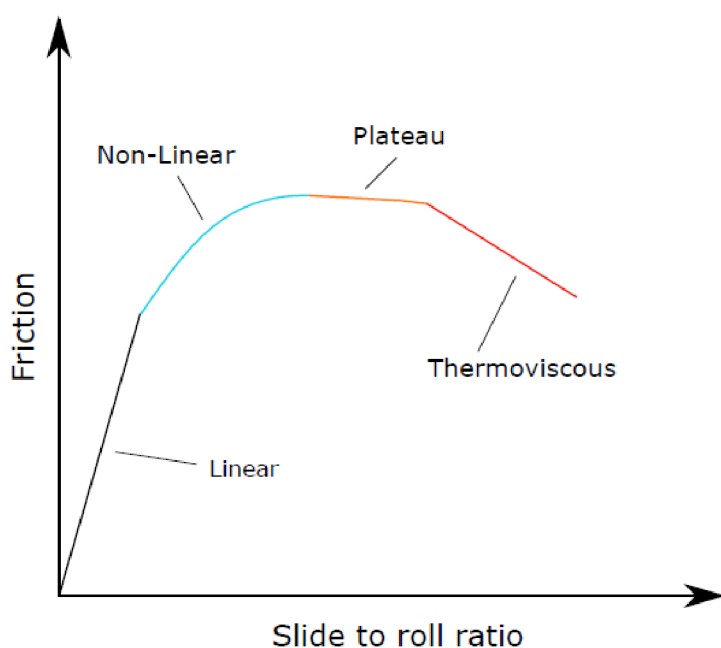
obr. 2-2 Trakční křivky pro různé provozní podmínky [6]

Tloušťka mazacího filmu závisí především na reologickém chování maziva na vtoku do kontaktu, kde jsou tlaky poměrně nízké. Na hodnotu tření má hlavní vliv reologické chování maziva v centrální oblasti kontaktu. Kontaktní tlaky mohou dosahovat až 3 GPa a společně s vysokými smykovými rychlostmi dochází k významnému tepelnému ovlivnění. To dělá situaci mnohem složitější a reologické chování maziv není za těchto podmínek příliš známe. [5, 7]

2.2 Trakční režimy

Tření je v kapalinovém režimu mazání ovlivněno reologickými vlastnostmi maziva. Hlavními jevy ovlivňující tření je smykové řidnutí maziva, dosažení limitního smykového napětí a snižování viskozity vlivem nárůstu teploty maziva. Průběh trakční křivky, zejména kdy nastane bod saturace a jeho přesné popsání není zcela vysvětleno. K lepšímu popsání slouží rozdělení trakční křivky na čtyři různé trakční režimy, které mohou nastat v závislosti na provozních podmínkách. Tyto režimy jsou (obr. 2-3):

- *Lineární režim*: mazivo se chová Newtonovsky, to znamená že koeficient tření roste s rostoucí hodnotou SRR lineárně.
- *Nelineární viskózní režim*: Mazivo se již nechová Newtonovsky, což může být způsobeno smykovým řidnutím maziva, tepelnými jevy nebo chováním maziva při dosažení limitního smykového napětí.
- *Plateau*: Nastává po dosažení limitního smykového napětí. Tření dosáhlo své maximální hodnoty a chování maziva je ovlivněno dosažením limitního smykového tření.
- *Termoviskózní režim*: Koeficient tření klesá s rostoucí hodnotou SRR. V tomto režimu je průběh ovlivněn zejména tepelnými jevy uvnitř kontaktu a smykovým řidnutím maziva. [5]



obr. 2-3 Trakční režimy [8]

V jakém režimu se křivka nachází lze podle [5] určit pomocí tří bezrozměrných parametrů, které lze vypočítat ze skutečných změřených fyzikálních vlastností maziva.

Weissenbergovo číslo je důležitým ukazatelem v reologii kapalin. Obecně lze říci, že pokud Weissenbergovo číslo je vyšší než jedna, může dojít k smykovému řidnutí. Je definováno jako:

$$Wi = \frac{\tau}{G} [-]$$

kde τ je smykové napětí udávané v Pa, G je efektivní smykový modul maziva v Pa, který lze spočítat z rovnice: $G = \frac{\rho \cdot R_g \cdot T}{M}$, kde ρ je hustota maziva udávaná v kg/m^3 , R_g je univerzální plynová konstanta udávaná v $\text{J/mol} \cdot \text{K}$, T je termodynamická teplota v K a M je molární hmotnost udávaná v kg/mol .

Dalším důležitým číslem v reologii je *Nahme-Griffithovo číslo*. Charakterizuje tepelný vliv Couetteova toku. Je definováno jako:

$$Na = \frac{\beta \cdot \mu \cdot (V_1 - V_2)^2}{k} [-]$$

kde β udává závislost viskozity na teplotě podle vztahu $\beta = -\partial \ln \mu / \partial T$, kde T je termodynamická teplota udávaná v K, μ je dynamická viskozita maziva udávaná v Pa·s, $V_{1,2}$ je rychlosti povrchů kontaktních těles udávaná v m/s a k je tepelná vodivost maziva udávaná v W/mK.

Pokud $Na / Wi^2 > 1$ tepelné ovlivnění je velmi podstatné. Poměr Na / Wi^2 nezávisí na tloušťce filmu nebo kinematických podmínkách, závisí pouze na vlastnostech maziva při určité teplotě a tlaku.

Třetí bezrozměrné číslo potřebné k charakterizaci trakčního režimu navrhuji autoři v [5]. *Číslo limitního smykového napětí* umožní predikovat nástup a rozsah trvání limitního smykového napětí. Je definováno jako:

$$Li = \frac{\tau_u}{\Lambda \cdot p} [-]$$

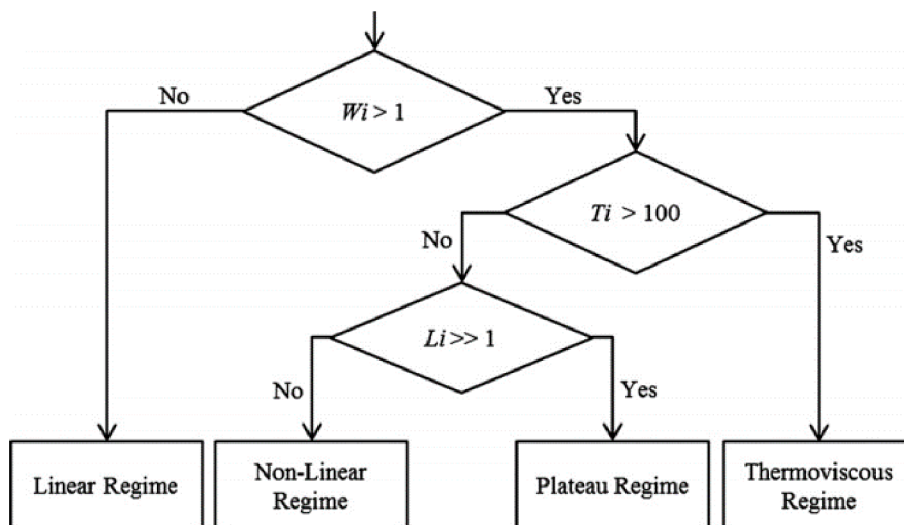
kde τ_u reprezentuje hodnotu smykového napětí bez omezení limitním smykovým napětím, Λ je limitní napěťové-tlakový koeficient a p je kontaktní tlak, veškeré veličiny jsou udávány v Pa.

Hodnota Λ , tedy limitní napěťové-tlakový koeficient je odvozen z provedených trakčních experimentů za izotermických podmínek. Lze říci, že pokud $Li > 1$ je dosaženo limitního smykového napětí.

Pokud Na a Wi jsou podstatně vyšší než Li , nastává stav, ve kterém při vyšších hodnotách SRR má smykové řídnutí a tepelné jevy v kontaktu zásadnější vliv než chování maziva při dosažení limitního smykového napětí. Proto jako indikátor termoviskózního režimu vystupuje bezrozměrné číslo Ti , definované jako:

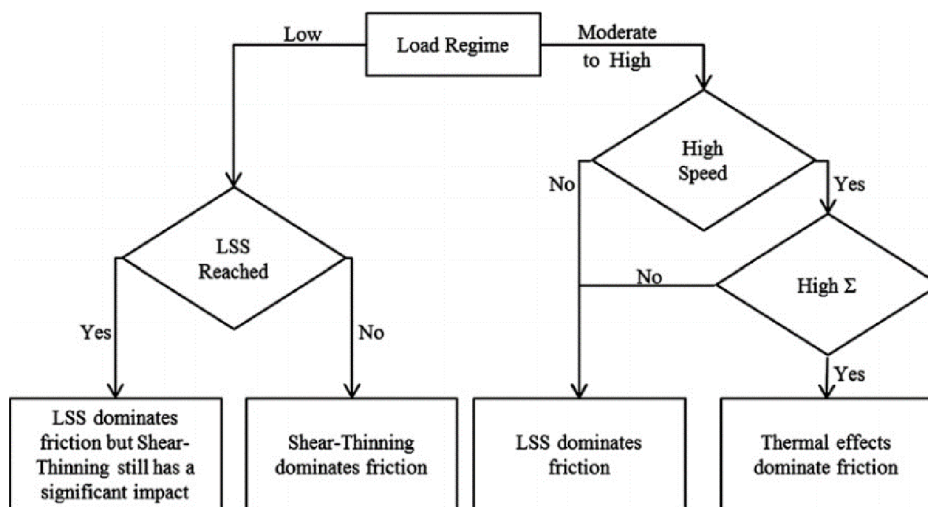
$$Ti = \frac{Na \cdot Wi}{Li}$$

Čtyři trakční režimy popsané výše jsou vymezeny právě kombinací těchto bezrozměrných čísel podle (obr. 2-4).



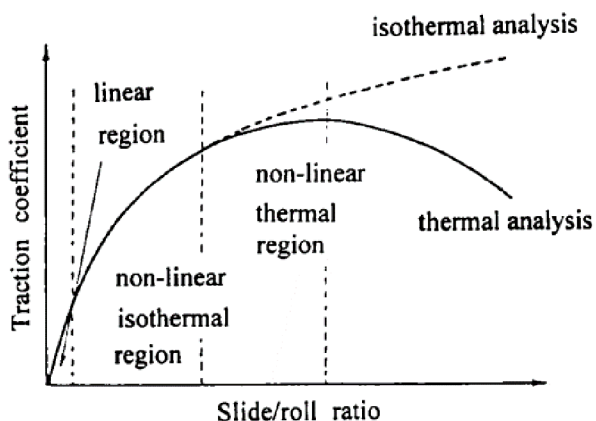
obr. 2-4 Schéma rozdělení trakčních režimů pomocí bezrozměrných čísel [5]

Existují různé způsoby parametrizace k posouzení, jakými vlivy je kontakt nejvíce ovlivněn v závislosti na provozních podmínkách. Jednoduchý přístup parametrizace můžeme vidět na obr. 2-5.



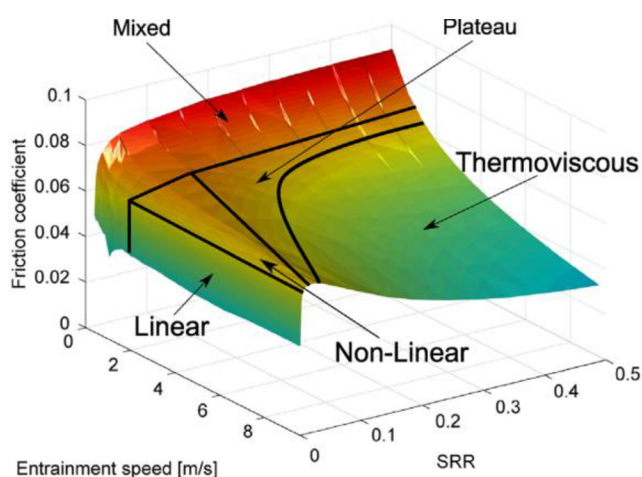
obr. 2-5 Schéma rozdělení zásadních vlivů na tření na základě provozních podmínek [5]

Aihara [6] rozděluje trakční režimy pouze na 3 části. Na rozdíl od [5] zde chybí režim Plateau (obr. 2-6). Z grafu je patrné, kdy hrají termální jevy v kontaktu zásadní roli při snižování tření.



obr. 2-6 Různé režimy trakční křivky [6]

Vhodným doplňkem k trakční a Stribeckově křivce je 3D mapa tření (obr. 2-7). Ta ukazuje závislosti koeficientu tření na rychlosti a hodnotě SRR. Nahrazuje tak několik trakčních a Stribeckových křivek, což umožňuje lepší pochopení studovaného systému. Na obr. 2-7 jsou také vyznačeny trakční režimy. V lineární oblasti je smykové napětí přímo úměrné smykové rychlosti, což vede k lineárnímu zvyšování tření. Tato lineární oblast platí pouze pro nízké hodnoty SRR. Při zvyšování hodnoty SRR je dosaženo nelineární oblasti, kde významnou roli hraje smykové řidnutí a dosažení limitního smykového napětí. Smykové napětí již dále neroste lineárně se zvyšující se smykovou rychlostí, ale zvyšuje se pomaleji do té doby, než bude dosaženo limitního smykového napětí. Následně se smykové napětí stává nezávislé na smykové rychlosti. Při dalším zvyšování skluzové rychlosti začne tření klesat vlivem termálních jevů, případně také smykového řidnutí. Tato oblast se nazývá termoviskózní [9].

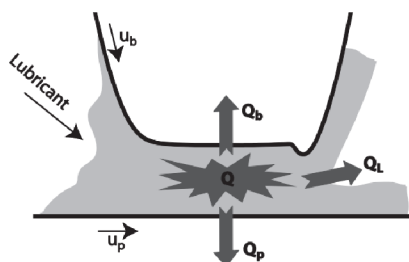


obr. 2-7 3D mapa tření [9]

2.3 Tepelné jevy v kontaktu

2.3.1 Tepelné mechanismy

Na obr. 2-8 je schematicky znázorněno generování a odvod tepla. Generování tepla v EHD kontaktu probíhá pomocí dvou samostatných mechanismů, a to komprese a smyku. Kompresí jakékoli kapaliny je generováno teplo, stejně tomu tak je i u EHD kontaktu. Na vstupu do kontaktu je mazivo stlačeno kontaktním tlakem a na výstupu z kontaktu se mazivo rozpíná, proto je pozorován chladicí účinek Q_L . Teplo generované kompresí může být významné při podmínkách čistého valení, nehraje však zásadní roli při ovlivnění koeficientu tření nebo tloušťky mazací vrstvy. Při podmínkách jistého skluzu, množství tepla generovaného smykem bývá řádově vyšší než teplo generované kompresí, a to hlavně z důvodu tenké vrstvy maziva o vysoké viskozitě v centrální části kontaktu. Na vstupu do kontaktu není generace tepla smykem velká, protože tloušťka maziva je relativně větší. Zásadní generování tepla je tedy v centrální části kontaktu. Q_b a Q_p charakterizují tepelné toky procházející povrchem kuličky a disku. [10]



obr. 2-8 Šíření tepla v EHD kontaktu [10]

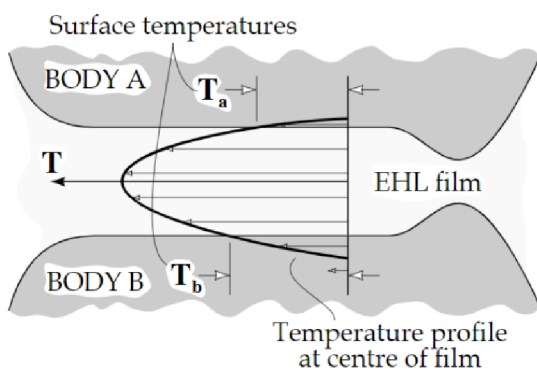
Teplo generované v mazacím filmu je odváděno pomocí dvou různých mechanismů. Část tepla je přenesena do kontaktních těles kondukcí. Tato část je pak konvekcí odvedena pohyblivými kontaktními tělesy směrem k výstupu kontaktu, kde se šíří do okolního prostředí s relativně nižší teplotou. Povrch tělesa má zpravidla dostatek času dosáhnout teploty okolí, než projde znovu kontaktem. [10, 11]

Druhým mechanismem odvodu tepla z kontaktní oblasti je kondukcce a konvekce uvnitř samotného mazacího filmu. Pohybující se mazací film odvádí z kontaktu významnou část tepla generovaného v kontaktu. Konvekcí je odváděno teplo z kontaktní oblasti k výstupu a lze jej vypočítat z podmínky kontinuity: $Q_{Lkonv} = \dot{m} \cdot c \cdot \Delta t_p$, kde \dot{m} je hmotnostní tok, c je měrná tepelná kapacita maziva a Δt_p je průměrný nárůst teploty. Kondukcí je odváděno teplo z kontaktu do celé obvodové oblasti kontaktu (tj. vtok, výtok a boční vtoky a výtoky). [10, 11]

Podíl tepla odvedeného kontaktními tělesy a filmem závisí na jejich tepelných vlastnostech. Mechanismus odvodu tepla kondukcí závisí na tepelných vlastnostech, množství tepla odvedeného konvekcí je závislé na rychlosti kontaktního tělesa, příp. maziva. [10]

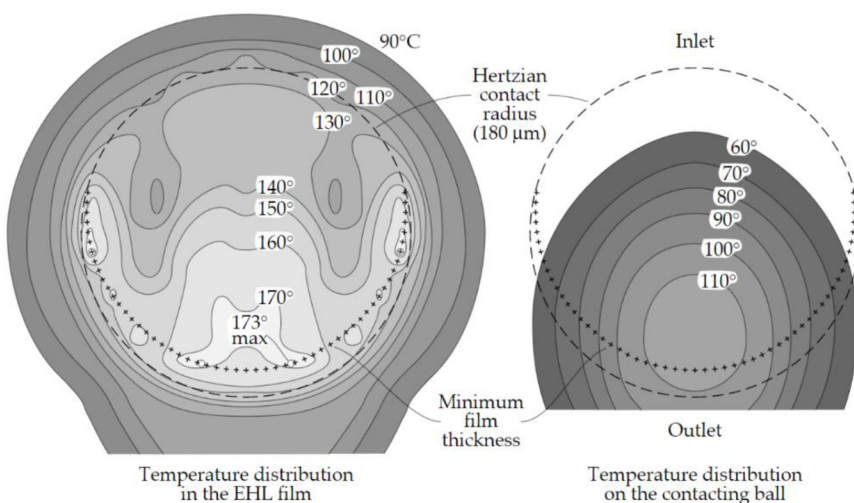
2.3.2 Rozložení teploty

Viskozita maziva je v elastohydrodynamickém režimu mazání výrazně závislá na tlaku. Z rozložení tlaku v EHD kontaktu vyplývá, že viskozita maziva se mění od nejmenší hodnoty na vstupu do kontaktu přes maximální hodnotu v centrální části kontaktu po malou hodnotu na výtoku z kontaktu. Se změnou viskozity se úměrně mění také smykové napětí v mazivu. Proto je generování tepla nejvýznamnější v centrální části kontaktu. Maximální teplota maziva je uprostřed mazacího filmu v případě, kdy jsou kontaktní tělesa ze stejného materiálu. Teplotní profil v EHD kontaktu je zobrazen na obr. 2-9. [11]



obr. 2-9 Teplotní profil v EHD kontaktu [11]

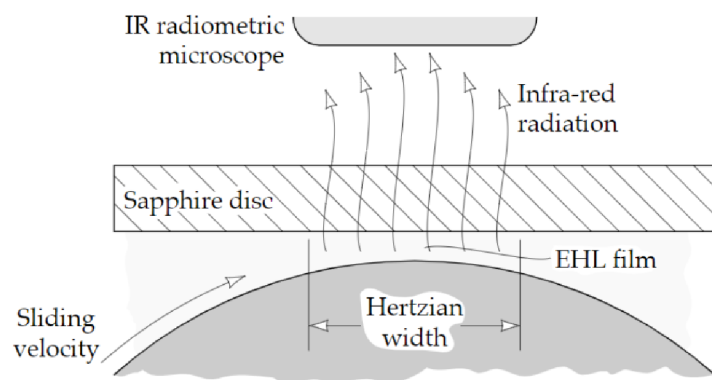
Rozdíl mezi maximální teplotou maziva a teplotou kontaktních povrchů může být okolo 60 °C, v případě podmínek, kdy dosahují mazací film tloušťky pouze okolo 1 μm, ještě více. Vysoké teploty mazacího filmu jsou důvodem, proč může mazací film selhat a dojít k interakci mezi kontaktními tělesy. Rozložení teploty oleje a ocelové kuličky je zobrazeno na obr. 2-10. Teplota povrchu kuličky se mění ve stejnoměrném gradientu s polohou od maximální teploty. Rozložení teploty v oleji vykazuje mnoho teplejších míst podél výstupní oblasti kontaktu. Vyšší teplota oleje je důsledkem nižší tepelné kapacity oleje, než má ocel. [11]



obr. 2-10 Experimentální měření teploty oleje a kuličky [11]

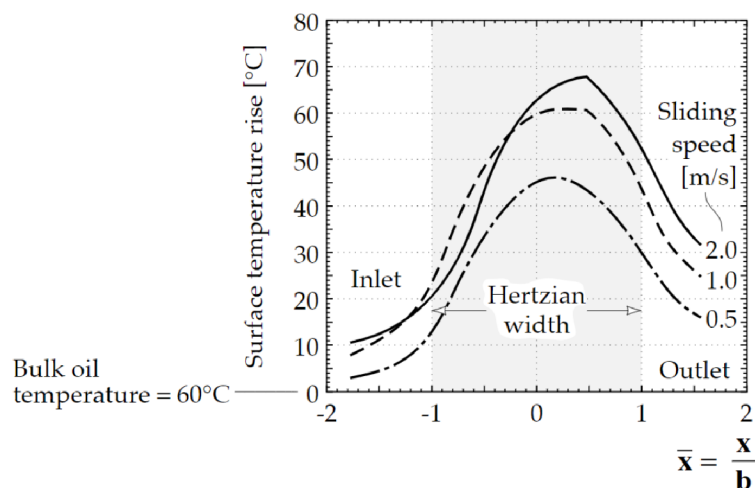
2.3.3 Měření teploty v kontaktu

Jednou z možností, jak lze zjistit teplotu v kontaktu může být měření za pomoci infračervené termografie. Jedno z kontaktních těles musí být propustné pro infračervené záření, což splňuje safírový disk. Schéma měření je zobrazeno na obr. 2-11. Princip separace záření od kontaktních povrchů a maziva, včetně způsobu mapování teploty v celém kontaktu představuje ve své práci Lu [12].



obr. 2-11 Schéma měření teploty v kontaktu [11]

Nárůst teploty pro kombinaci ocelová kulička a safírový disk pro kontaktní tlak 1,05 GPa a pro unášivé rychlosti v rozmezí 0,5 až 2 m/s jsou zobrazeny na obr. 2-12. Z výsledků je patrné že došlo k výraznému nárůstu teploty maziva i pro relativně mírné podmínky experimentu.



obr. 2-12 Nárůst teploty maziva pro kontaktní dvojici ocel – safír [11]

2.3.4 Tepelná setrvačnost

Habchi [10] vysvětluje, že tepelná setrvačnost je materiálová vlastnost reprezentující schopnost materiálu šířit teplo kondukcí a konvekcí. Je definována jako:

$$I = \sqrt{k\rho c} = \sqrt{kC}$$

kde I je tepelná setrvačnost udávaná v $\text{J}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}\cdot\text{s}^{-0,5}$, C je objemová tepelná kapacita udávaná v $\text{J}/\text{m}^3\cdot\text{K}$, k je tepelná vodivost udávaná v $\text{W}/\text{m}\cdot\text{K}$, c je měrná tepelná kapacita udávaná v $\text{J}/\text{kg}\cdot\text{K}$ a ρ je hustota udávaná v kg/m^3 .

Množství tepla odvedeného kondukcí je závislé na tepelné vodivosti k , zatímco objemová kapacita materiálu C reprezentuje schopnost uložení a přenos tepla konvekcí. Spojením těchto dvou materiálových charakteristik vznikne právě tepelná setrvačnost. V zásadě vysoká tepelná setrvačnost materiálu znamená vysokou tepelnou vodivost a vysokou objemovou tepelnou kapacitu materiálu, což znamená schopnost materiálu dobře šířit teplo kondukcí a konvekcí. Na druhou stranu izolační materiály mají nízkou tepelnou setrvačnost a s tím spojené omezené množství šíření tepla kondukcí a konvekcí. Habchi při experimentech s kontaktními tělesy s povlakem přikládá tepelné setrvačnosti materiálů povlaků zásadní vliv v termoviskózním režimu [10].

2.3.5 Tepelná difuzivita

Tepelná difuzivita vyjadřuje schopnost látky vést teplo, vzhledem ke schopnosti teplo uchovávat. Materiály s vysokou tepelnou difuzivitou rychleji reagují na změny v tepelném prostředí a dosáhnou rychleji ustáleného stavu oproti materiálům s nízkou tepelnou difuzivitou. Čím větší je tepelná difuzivita tím rychleji se teplo šíří do materiálu. Malá hodnota tepelné difuzivity znamená, že teplo je absorbováno materiálem a malé množství tepla prostupuje dále. Proto teplo generované v kontaktu budou schopna efektivněji odvést kondukcí kontaktní tělesa s vysokou tepelnou difuzivitou. Tepelná difuzivita je vyjádřena jako: [13, 14]

$$\alpha = \frac{\text{teplo}_{\text{přivedené}}}{\text{teplo}_{\text{uchované}}} = \frac{k}{\rho \cdot c}$$

kde α je tepelná difuzivita udávaná v m^2/s , k je tepelná vodivost udávaná v $\text{W}/\text{m}\cdot\text{K}$, c je měrná tepelná kapacita udávaná v $\text{J}/\text{kg}\cdot\text{K}$ a ρ je hustota udávaná v kg/m^3 .

2.3.6 Nárůst teploty maziva

Nárůst teploty maziva v kontaktu lze zjednodušeně analyticky odhadnout pomocí rovnice: $P = CoF \cdot F_N \cdot (V_1 - V_2)$. Neexistuje však obecná rovnice, ze které by šlo určit teplotu maziva pro veškeré rychlosti třecích povrchů. K lepšímu popsání problému slouží bezrozměrné Pecletovo číslo. Číslo udává, zda existuje dostatečná doba pro rozložení povrchové teploty, aby difundovala do pevné látky, schematicky zobrazeno na obr. 2-13. Pecletovo číslo je definováno:

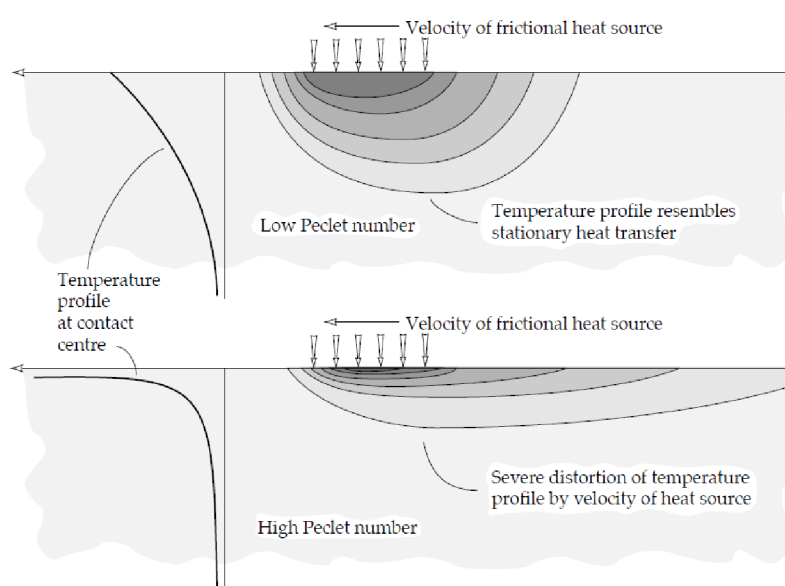
$$L = \frac{V \cdot a}{2 \cdot \alpha}$$

kde L je bezrozměrné Pecletovo číslo, V je rychlost kontaktního povrchu, a je poloměr kontaktní oblasti a α je tepelná difuzivita kontaktního tělesa.

Rozsahy čísel v tab. 2-1 udávají termální chování kontaktu a rovnice k analytickému odhadu průměrné a maximální teploty. S rostoucím Pecletovým číslem také klesá hloubka tepelného ovlivnění kontaktního materiálu [11].

L	Teplotní chování	t_{av}	t_{max}
$L < 0,1$	Dostatečná doba pro rozložení teploty	$0,25 \cdot \frac{CoF \cdot F_N \cdot (V_1 - V_2)}{k \cdot a}$	$0,222 \cdot \frac{CoF \cdot V}{k} \cdot (R_e \cdot F_N)^{0,5}$
$0,1 < L < 5$	Mezní oblast	$0,25 \cdot A \cdot \frac{CoF \cdot (V_1 - V_2)}{k \cdot a}$	$0,222 \cdot B \cdot \frac{CoF \cdot V}{k} \cdot (W \cdot F_N)^{0,5}$
$L > 5$	Není dostatek času k rozložení teploty	$0,308 \cdot \frac{CoF \cdot F_N \cdot (V_1 - V_2)}{k \cdot a} \cdot \left(\frac{\alpha}{V \cdot a}\right)^{0,5}$	$1,64 \cdot t_{av}$
		A se pohybuje od 0,85 (L=0,1) do 0,35 (L=5)	B se pohybuje od 0,95 (L=0,1) do 0,5 (L=5)

tab. 2-1 Teplotní chování kontaktu v závislosti na Pecletově čísle



obr. 2-13 Teplotní profily pro malé a velké Pecletovo číslo [11]

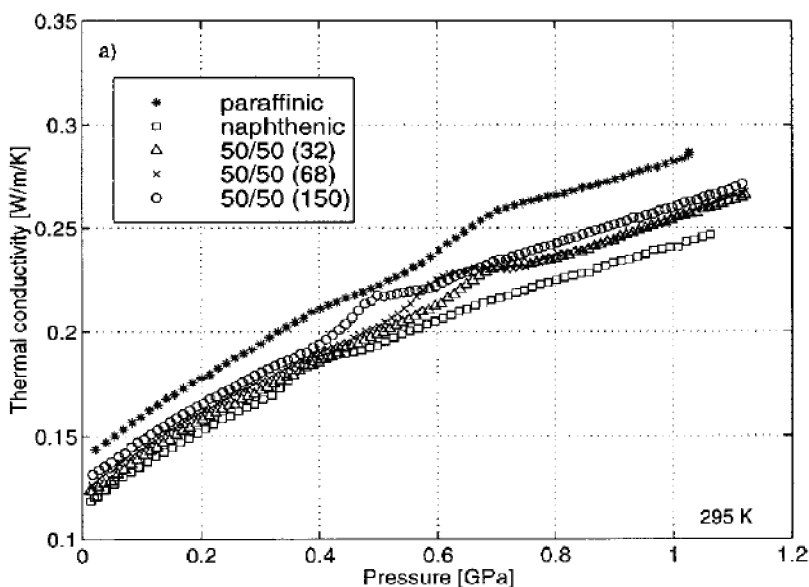
Zhang [15] a Archad [16] uvádějí výpočet pro střední teplotu maziva podle rovnice:

$$\bar{T}_{oil} = T_0 + \Delta\bar{T}_{surf} + \Delta\bar{T}_{oil} = T_0 + \frac{1}{(2\pi \cdot k_s \cdot \rho \cdot c)^{0,5}} \cdot \left(\frac{2a}{V}\right)^{0,5} \cdot q + \frac{h_c}{8 \cdot k_{oil}} \cdot q$$

kde \bar{T}_{oil} je teplota maziva, T_0 je teplota kontaktního tělesa, k_s , ρ a c jsou tepelná vodivost, hustota a měrná tepelná kapacita kontaktního tělesa, a je poloměr kontaktní oblasti, U je unášivá rychlost, h_c je centrální tloušťka filmu, k_{oil} je tepelná vodivost maziva a q je teplo generované třením na plochu udávané ve W/m^2 a lze spočítat podle rovnice: $q = \frac{F_N \cdot CoF \cdot u_s}{\pi \cdot a^2}$, kde F_N je normálové zatížení a u_s střední rychlost.

2.3.7 Tepelná vodivost maziva

R. Larson [17] zkoumal závislost tepelné vodivosti maziva na tlaku a teplotě. Zkoumal parafinické i naftenické oleje i jejich směsi. Bylo zjištěno, že teplota má pouze marginální dopad na tepelnou vodivost maziva, přesto s rostoucí teplotou tepelná vodivost maziva mírně roste. Zásadnější vliv má tlak, tepelná vodivost maziva se zdvojnásobila růstem tlaku z atmosférického na 1 GPa (obr. 2-14).



obr. 2-14 Závislost tepelné vodivosti maziva na tlaku [13]

Habchi [18] zkoumal minerální olej T9 a výsledky ukazují, že tepelné jevy v oleji jsou zanedbatelné v režimu čistého valení. V případě podmínek, kdy dochází ke skluzu, vede zanedbání termálních jevů k podcenění koeficientu tření. [18, 19]

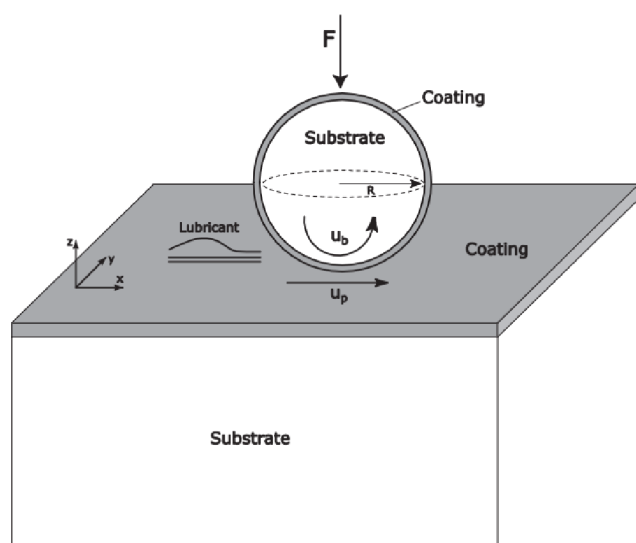
Bair [20] uvádí závislost tepelné vodivosti maziva na tlaku:

$$k = k_0 \cdot (\rho/\rho_0)^3$$

kde spodní index 0 značí podmínky při atmosférickém tlaku.

2.4 Povlaky na kontaktních tělesech

Povrchové povlaky jsou využívány ke zvýšení výkonu strojů pracujících v režimu mezního mazání. Povlaky byly vybírány na základě jejich mechanických vlastností. Lepší mechanické vlastnosti kontaktních povrchů vedou ke snížení tření a opotřebení, včetně únavového opotřebení a tím k prodloužení životnosti. V posledních desetiletích došlo k rozšíření povrchových povlaků také k mazaným strojním prvkům. Až v posledních letech se při výběru povrchových povlaků pro prvky pracující v elastohydrodynamickém režimu začala klást pozornost také na tepelné vlastnosti těchto materiálů. Geometrii EHD kontaktu mezi diskem a kuličkou ukazuje obr. 2-15 [10].



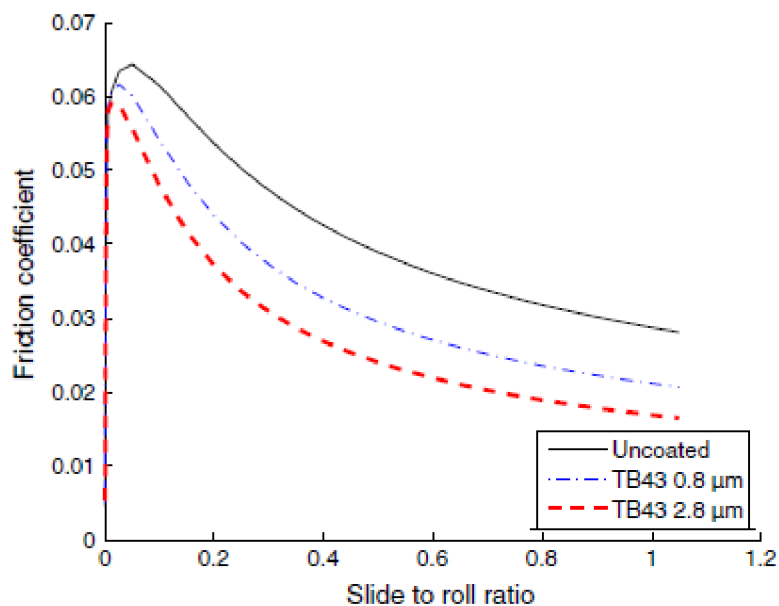
obr. 2-15 Geometrie kruhového kontaktu s povlakem potaženými kontaktními tělesy [10]

Habchi [10] dokázal, že hladké povrchy povlaků mohou snížit tření v mazaném kontaktu ve srovnání s nepotaženými kontaktními povrchy. Původně toto snížení bylo přisuzováno skluzu přímo kontaktních povrchů nebo skluzu na rozhraní pevné látky s kapalinou při smíšeném režimu mazání. Aby tento jev mohl nastat, musí být splněny tři podmínky. Kontakty nesmí být vůbec nebo pouze částečně smáčeny mazivem. Další podmínkou je nízký tlak, nesmí dosáhnout hodnot, kdy by mazivo přecházelo do skelného stavu. Nakonec musí být povrchy velmi hladké, jejich RMS nesmí přesáhnout 6 nm [10, 21].

Nicméně Evans [22] nebo Kalin [23, 24] uvádějí redukcí tření s povlakem DLC při elastohydrodynamickém režimu mazání. Povlak DLC se vyznačuje vysokou tvrdostí, vysokou elasticitou, nízkými třecími vlastnostmi, vysokou odolností proti opotřebení, chemickou a tepelnou stabilitou a také nízkou tepelnou vodivostí. Björling [21] také uvádí redukcí tření v kapalinovém režimu s kontakty potaženými povlakem DLC s kombinovanou drsností RMS v rozsahu 155 až 355 nm.

To vedlo k hypotéze, která vysvětlovala redukcí tření termálními jevy uvnitř kontaktu. Hypotéza byla založena na zjednodušeném analytickém odhadu zvýšení teploty v kontaktu a později podpořena numerickými simulacemi.

V [21] bylo pomocí numerických simulací (obr. 2-16) s tlustším a tenčím DLC povlakem dokázáno, že hlavně tepelné vlastnosti kontaktních těles mají za následek snížení tření. Tlustší DLC povlak totiž vykazoval výraznější snížení tření (o 49 %) oproti tenčí vrstvě (o 29 %). Tento výzkum přisuzuje snížení tření nízké tepelné vodivosti tohoto povlaku, což mělo za následek zvýšení teploty mazacího filmu, čímž došlo ke snížení viskozity maziva a snížení tření.



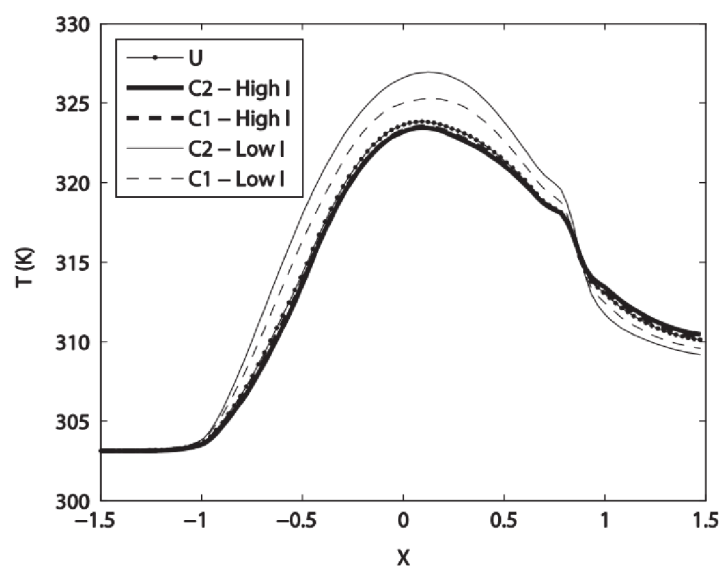
obr. 2-16 Trakční křivka pro dva různě tlusté DLC povlaky a nepovlakovaný kontakt [21]

Björling [1] poskytuje silné důkazy vlivu tepelné izolace na snižování tření. Numerický model nezahrnoval jakékoli povrchové chemické interakce, a proto redukce tření může být přisuzována pouze tepelným jevům.

Stejně tak Habchi [10] dokazuje, že povlaky s vysokou tepelnou setrvačností snižují teplotu v kontaktu a naopak. Habchi zkoumal kombinace povlaků s vysokou a nízkou tepelnou setrvačností. Pro obr. 2-17 až obr. 2-24 platí: konfigurace „C2-High I“ představuje povlakem s vysokou tepelnou setrvačností potaženou jak kuličku, tak i disk. Výraz „C1“ říká, že je potažena pouze kulička a výraz „Low I“ vyjadřuje, že dotyčný povlak má nízkou tepelnou setrvačnost. Výraz „U“ vyjadřuje, že obě kontaktní tělesa nejsou potažena povlakem. obr. 2-17 ukazuje distribuci teploty v centrální části mazacího filmu podél středové čáry kontaktu ve směru osy x pro hodnotu $SRR = +0,75$. Lze vidět, že zvyšování teploty u méně vodivých povlaků, a naopak snižování teploty u více vodivých povlaků je výraznější v případě, kdy jsou oba kontaktní povrchy potaženy povlakem („C2“) oproti pouze potažené kuličce („C1“). Konfigurace „C2-Low I“ představuje oba kontaktní povrchy potaženy povlakem s nízkou tepelnou setrvačností a lze pozorovat, že zvýšení teploty je výraznější než u konfigurace „C1-Low I“, která reprezentuje pouze kuličku potaženou povlakem s nízkou tepelnou setrvačností.

Koeficient tření ovlivňují zejména jevy v centrální části kontaktu. Vliv na tloušťku filmu mají ale jevy ve vstupní oblasti kontaktu. Na obr. 2-17 lze pozorovat, že teplota na vstoku je téměř stejná, proto Habchi [10] konstatuje, že tepelná vodivost kontaktních materiálů nemá na tloušťku mazacího filmu zásadní vliv.

Na obr. 2-17 si lze všimnout, že na výstoku z kontaktu jsou teplotní trendy obrácené. To znamená, že teplota je vyšší u kontaktních těles s vyšší tepelnou setrvačností („High I“) oproti kontaktním povrchům s nižší tepelnou setrvačností (Low I). Habchi [25] na základě numerického modelu navrhuje, že je to výsledek přenosu tepla kondukcí a konvekcí v povlaku směrem z centrální části kontaktu k výstoku. A tak povlaky s vyšší tepelnou setrvačností mohou přenést více tepla směrem k výstoku a tím zvýšit teplotu povrchu základových kontaktních těles, které následně udržují mazivo při vyšší teplotě.



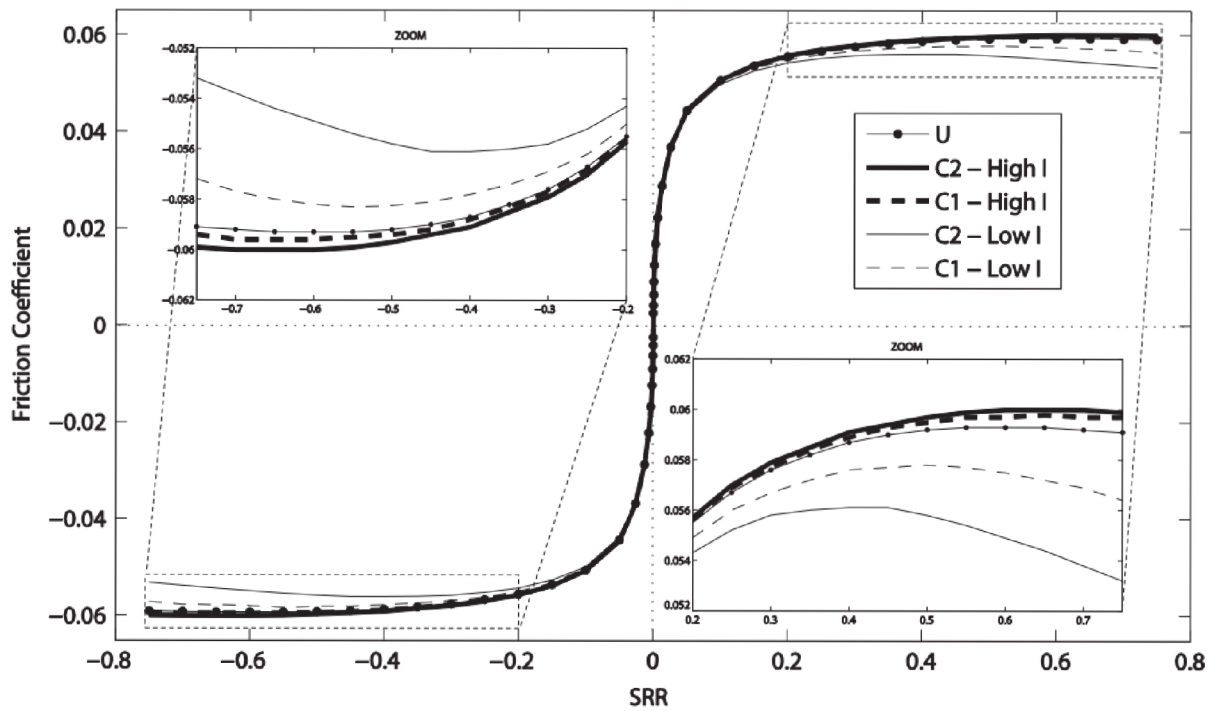
obr. 2-17 Distribuce teploty v centrální části mazacího filmu podél středové čáry kontaktu ve směru osy x [10]

To je v [10] potvrzeno zkoumáním tepelných toků procházejících kondukcí kuličkou (Q_b) a diskem (Q_p). Výsledky prezentované v tab. 2-2. ukazují tepelné toky Q_b a Q_p pro všechny konfigurace při $SRR = -0,75$ a $+0,75$. Z výsledků je zřejmé, že pro všechny konfigurace prochází více tepla na rozhraní maziva s kontaktním povrchem u povrchu potaženého povlakem s vysokou tepelnou setrvačností. Opět je přestup tepla významnější v případě, kdy jsou oba kontaktní povrchy potažené kontaktem oproti pouze potažené kuličce. Množství generovaného tepla je ve všech případech přibližně stejná ($E=0,65$ W), protože tloušťka mazacího filmu tepelnými vlastnostmi ovlivněna prakticky není. Tloušťka mazacího filmu je totiž řízena hydrodynamickými účinky na vtoku do kontaktu a z obr. 2-17 je patrné, že teploty na vtoku do kontaktu jsou ve všech konfiguracích téměř shodné. Pro upřesnění Habchi v [12] uvádí maximální pokles centrální tloušťky o velikosti 140 nm při $SRR=0,75$ o méně než 2,5 % a pokles minimální tloušťky o velikosti 76 nm o méně než 0,5 %.

	SRR= -0,75			SRR= +0,75		
	Qb [W]	Qp [W]	Qb + Qp [W]	Qb [W]	Qp [W]	Qb + Qp [W]
U	0,134	0,175	0,309	0,175	0,134	0,309
C2 – High I	0,138	0,184	0,322	0,184	0,138	0,322
C1 – High I	0,139	0,176	0,315	0,184	0,133	0,317
C2 – Low I	0,118	0,148	0,266	0,148	0,118	0,266
C1 – Low I	0,111	0,176	0,287	0,145	0,140	0,285

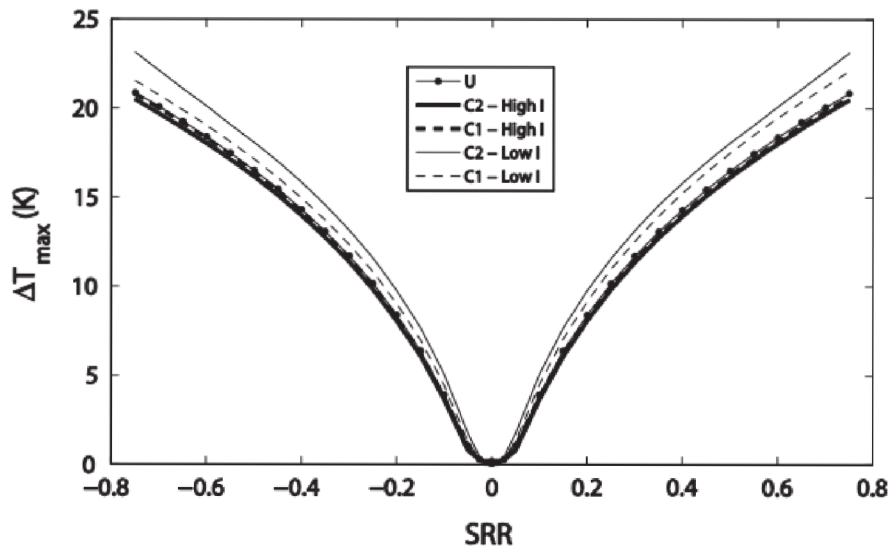
tab. 2-2 Přenos tepla z mazacího filmu do kuličky (Q_b) a disku (Q_p)

obr. 2-18 ukazuje trakční křivky u všech konfigurací povlaků. Je patrné, že povlaky s nízkou tepelnou setrvačností vykazují nižší koeficient tření, a naopak. Opět v případě, kdy jsou oba kontaktní povrchy potaženy povlakem, je míra ovlivnění výraznější. Dále lze vyčíst, že v případě povlakem potaženého pouze jednoho kontaktního povrchu je míra ovlivnění tření závislá na rychlosti tohoto povrchu. Křivky pro konfigurace obou potažených kontaktních povrchů („C2“) a obou povlakem nepotažených povrchů („U“) jsou totiž středově symetrické. Z obrázku to lze stěží vyčíst, ale v případě povlakem potaženého pouze jednoho kontaktního povrchu („C1“) se tato symetrie ztrácí. V případě povlakem, s vysokou tepelnou setrvačností, potažené kuličky („C1-High I“) je koeficient tření mírně vyšší, když se kulička pohybuje rychleji. Naopak v případě povlaku s nízkou tepelnou setrvačností je tření nižší v případě, kdy se kulička pohybuje rychleji. Nakonec je patrné, že vliv tepelné setrvačnosti povlaků má zásadní vliv na koeficient tření až od absolutních hodnot SRR vyšších než 0,2.



obr. 2-18 Trakční křivky pro různé konfigurace kontaktních materiálů [10]

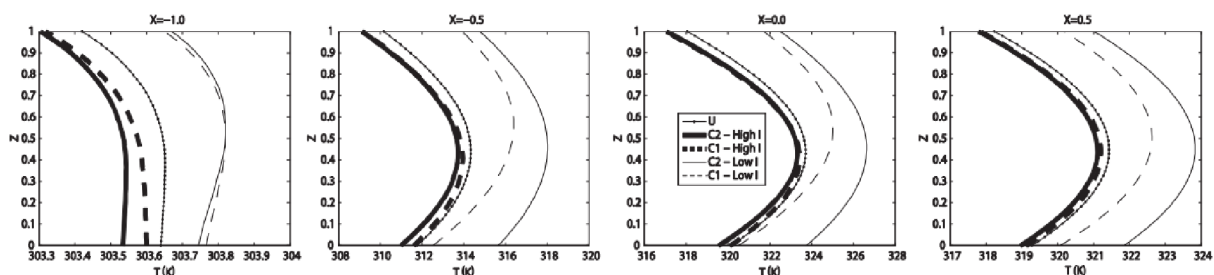
obr. 2-19 ukazuje vliv nárůstu teploty v závislosti na hodnotě SRR. Opět významné ovlivnění nastává až od absolutních hodnot SRR vyšších než 0,2.



obr. 2-19 Růst teploty v závislosti na hodnotě SRR pro různé konfigurace povlaků [10]

obr. 2-20 ukazuje rozložení teploty v mazacím filmu napříč tloušťkou v různých oblastech Hertzova kontaktu pro hodnotu $SRR = 0,75$ (tj. kulička se pohybuje rychleji). Hodnota $X=x/a$, kde a je poloměr Hertzovy kontaktní oblasti, charakterizuje zkoumané místo v kontaktu. Proto $X=-1$ reprezentuje začátek Hertzova kontaktu a $X=0$ reprezentuje střed Hertzova kontaktu. Svislá osa $Z=z/h$, kde h je tloušťka mazacího filmu. Proto $Z=0$ představuje rovinu povrchu disku a $Z=1$ představuje rovinu povrchu kuličky. Nejprve obrázek potvrzuje, že povlaky s vysokou tepelnou setrvačností vedou k nižším teplotám maziva a povrchů, a naopak. Tento účinek je opět výraznější v případě povlakem potažených obou kontaktních těles. Dále lze vypožorovat, že povrchová teplota disku je vyšší než teplota kuličky s výjimkou konfigurace „C1-Low I“. Protože se kulička pohybuje rychleji, než disk znamená to, že kulička je schopna odvést více tepla z kontaktu konvekcí. Teplo z mazacího filmu však musí být nejdříve přeneseno na kuličku (příp. skrze povlak) kondukcí.

V konfiguracích „U“ a „C2“ mají kontaktní tělesa stejné tepelné setrvačnosti, proto jsou schopny odvést z kontaktu stejný podíl tepla kondukcí. Ale protože se kulička pohybuje rychleji, je schopna odvést více tepla z kontaktu konvekcí, což vysvětluje nižší povrchovou teplotu kuličky. Proto konfigurace „C1-High I“ odvádí kulička více tepla kondukcí, kvůli povlaku s vysokou tepelnou setrvačností a také více tepla konvekcí, protože se kulička pohybuje rychleji. Z těchto důvodů dosahuje kulička nižších teplot než disk. U konfigurace „C1-Low I“ povlak snižuje schopnost kuličky odvádět teplo kondukcí, a i přesto, že se kulička pohybuje rychleji, je v tomto případě zásadnější odvod tepla kondukcí než konvekcí. Z tohoto důvodu dosahuje disk nižších teplot. Výsledky jsou také v tab. 2-2. V případě, že by se hodnota SRR nadále zvyšovala mohlo by dojít ke stavu, že teplo odvedené konvekcí by bylo významnější než teplo odvedené kondukcí.

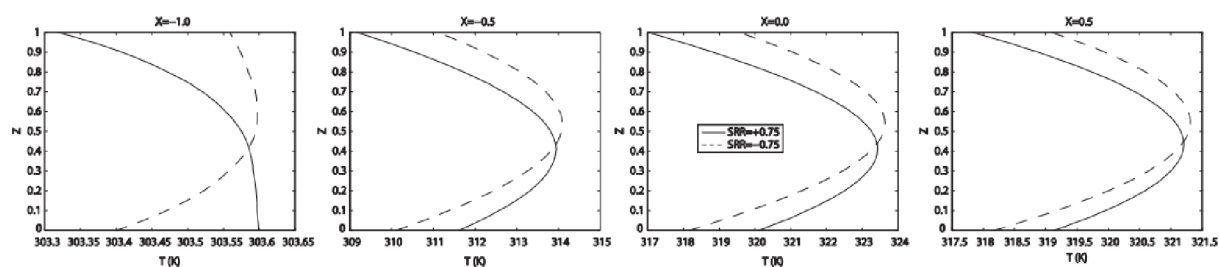


obr. 2-20 Rozložení teploty v kontaktu napříč filmem [10]

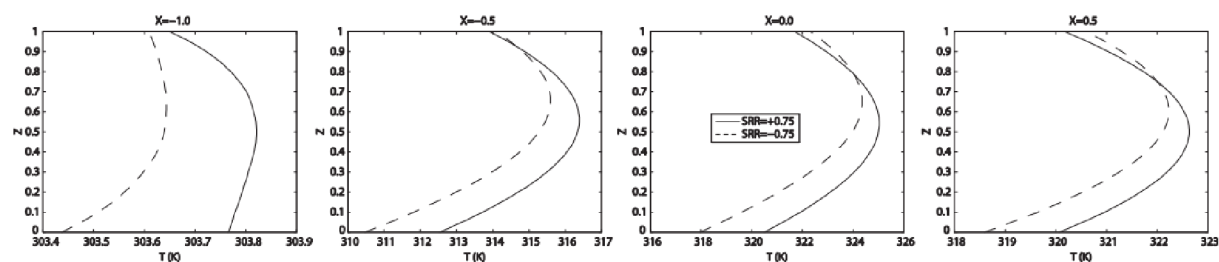
Tímto bylo vysvětleno, proč povlaky s nízkou tepelnou setrvačností snižují tření, a naopak proč je účinek významnější v případě povlaků na obou kontaktních tělesech. Zůstává vysvětlit, proč v případě potaženého pouze jednoho kontaktního povrchu je tření více ovlivněno, pokud se povlakem potažená vrstva pohybuje rychleji.

obr. 2-21 ukazuje srovnání rozložení teploty v kontaktu v různých oblastech kontaktu napříč filmem pro případ „C1-High I“ při hodnotě $SRR = +/-0,75$. Lze vidět, že teplota mazacího je nižší, když se kulička pohybuje rychleji než disk, to vede k mírně vyšší viskozitě maziva a ke zvýšení tření a naopak. Podobně obr. 2-22 ukazuje rozložení teploty v mazacím filmu pro konfiguraci „C1-Low I“. obr. 2-23 ukazuje konfiguraci s povlakem nepotaženými kontaktními tělesy „U“ a obr. 2-24 ukazuje konfiguraci „C2-High I“. Pro konfigurace „C1-Low I“ a „C1-High I“, kdy je povrstven pouze jeden kontaktní povrch, je snižování nebo zvyšování tření výraznější, pokud se povlakem potažený povrch pohybuje rychleji. Protože, pokud je cílem zvýšit tření, rychleji pohybující se kontaktní povrch, potažený povlakem s vysokou teplotní setrvačností, přenesou kondukcí do kontaktního tělesa více tepla a kvůli rychlejšímu pohybu je schopen odvést také více tepla konvekcí.

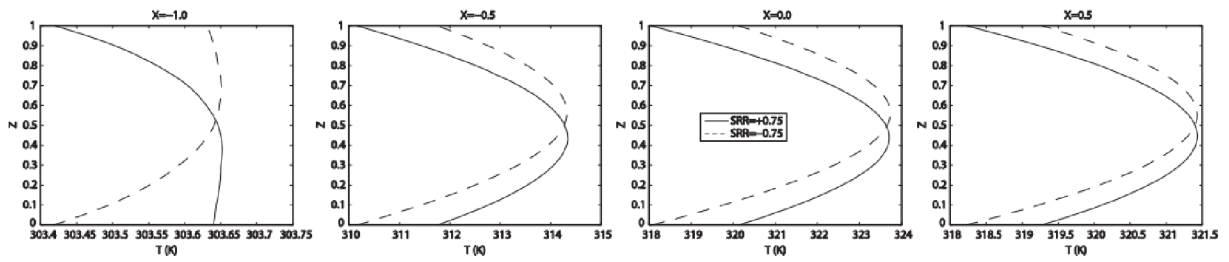
Pro případ, kdy je cílem snížit tření je opět lepší, aby byl potažen rychleji pohybující se kontaktní povrch, tentokrát však povlakem s nízkou tepelnou setrvačností. Protože povrch bude působit jako izolant, zabraňuje přenosu tepla do kontaktního tělesa kondukcí a tím snižuje také možnost odvodu tepla rychlejším kontaktním tělesem konvekcí. Nakonec stojí za povšimnutí, že u konfigurací „U“ a „C2“ je oproti konfiguracím „C1“ teplotní křivka pro hodnotu $SRR = +0,75$ vzájemně symetrická s křivkou pro hodnotu $SRR = -0,75$ podle osy $Z=0,5$.



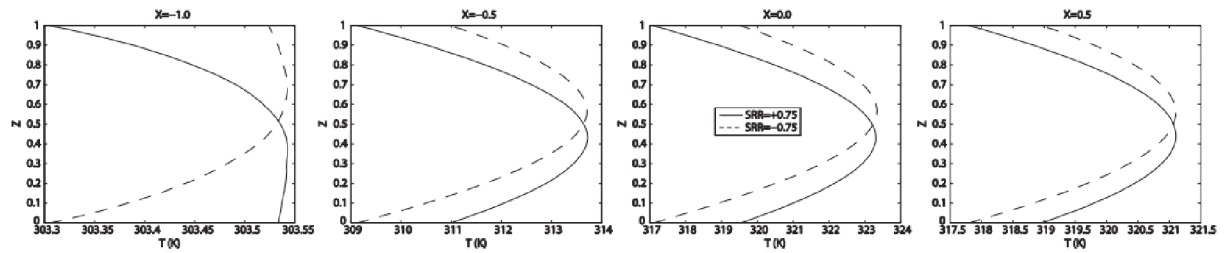
obr. 2-21 Porovnání rozložení teploty pro konfiguraci C1-High I v kontaktu v různých oblastech kontaktu napříč filmem [10]



obr. 2-22 Porovnání rozložení teploty pro konfiguraci C1-Low I v kontaktu v různých oblastech kontaktu napříč filmem [10]



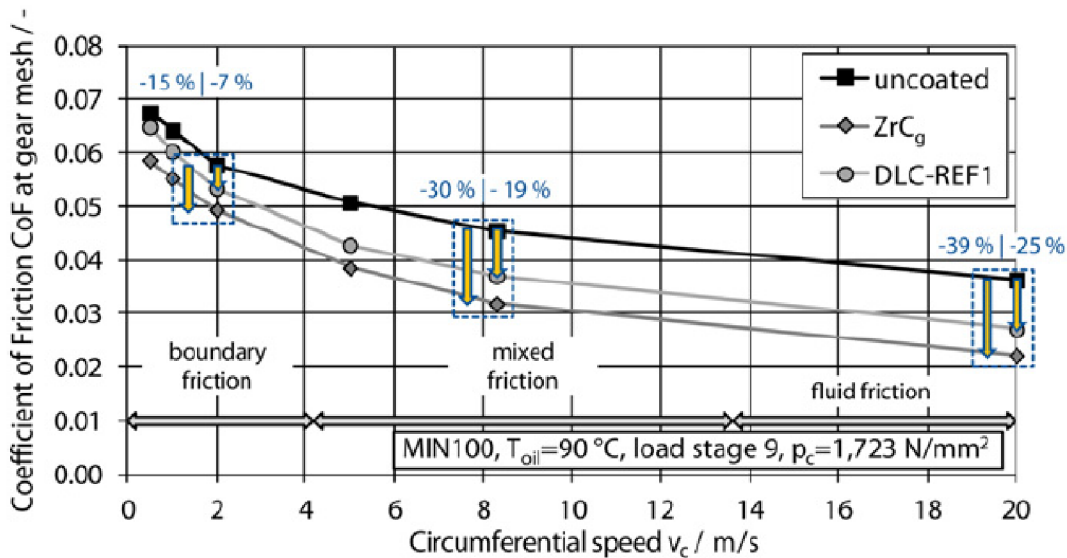
obr. 2-23 Porovnání rozložení teploty pro konfiguraci "U" v kontaktu v různých oblastech kontaktu napříč filmem [10]



obr. 2-24 Porovnání rozložení teploty pro konfiguraci "C2-High I" v kontaktu v různých oblastech kontaktu napříč filmem [10]

Bobzin [26] prováděla testy s cílem snížení třecích ztrát hnacích ústrojí automobilů pomocí povlaků na kontaktních tělesech. Zabývala se povlaky DLC, ZrC_g a ZrC. Vliv tepelné vodivosti povlaků diskutuje pouze u povlaku DLC.

Připouští, že nízká tepelná vodivost povlaku působí jako izolant a tím snižuje tření. Výsledky jsou prezentovány na obr. 2-25. Nejvýznamnější snížení tření bylo zaznamenáno v plně kapalinovém režimu mazání.



obr. 2-25 Porovnání Stribeckových křivek pro kontaktní tělesa s povlakem a bez [26]

Povlaky typu DLC snižují tření také v mezním a smíšeném režimu a také v suchých kontaktech díky svým mechanickým vlastnostem, zejména vysoký poměr tvrdosti a modulu pružnosti. Hladké povrchy povlaků posouvají přechod z kapalinového do smíšeného režimu k nižším rychlostem. [21] V této práci se však autor zabývá režimem plně kapalinového mazání, kdy nedochází k dotyku kontaktních povrchů.

Je důležité zmínit, že koeficient tření v elastohydrodynamickém režimu může být ovlivněn povrchovou úpravou kontaktních materiálů. Masjedi a kol. [27] simulacemi ověřenými experimenty pro liniové kontakty a numerické simulace Xu a kol. [28] nebo Björlling [29] pro kruhové kontakty dokazují, že vyšší povrchová drsnost vede k vyšším koeficientům tření než u hladkých povrchů za stejných podmínek. Avšak vliv povrchové drsnosti jsou mimo rozsah této práce.

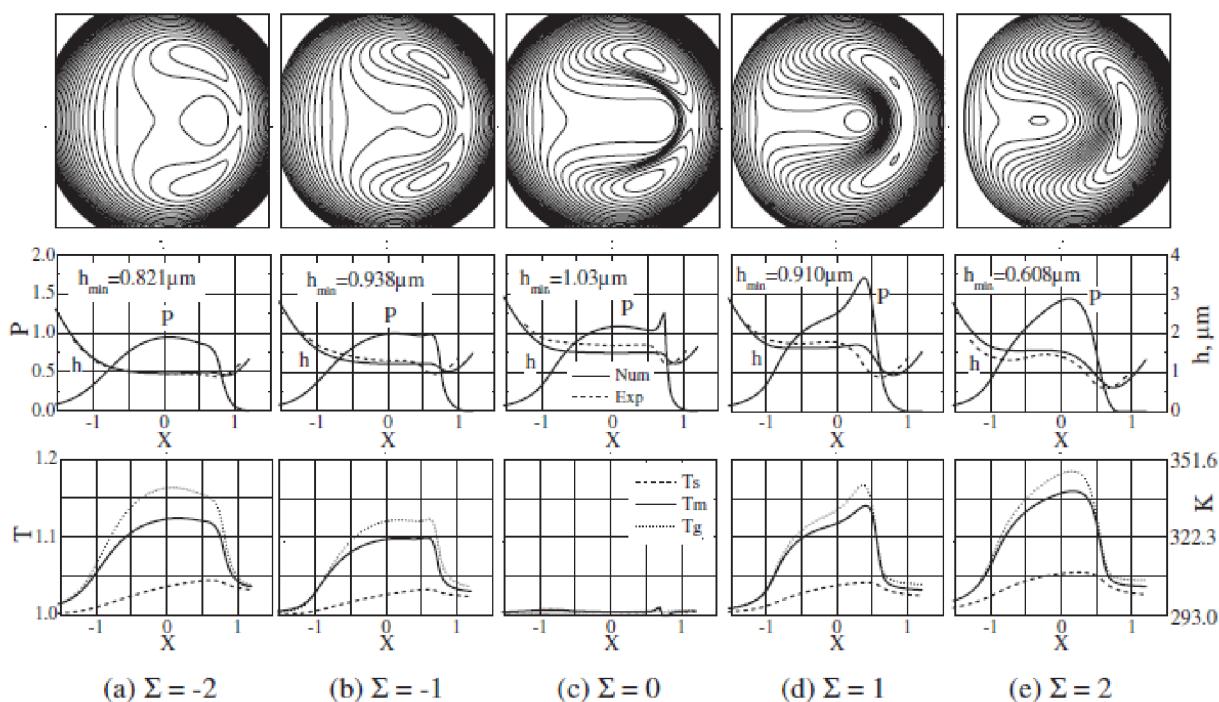
2.5 Kontaktní tělesa s různou tepelnou vodivostí

Kaneta [30] numericky simuloval podmínky kontaktu keramiky s ocelí. Tepelná vodivost Si_3N_4 je $23 \text{ W/m}\cdot\text{K}$, pro ZrO_2 je $3 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ a pro ocel je $46 \text{ W/m}\cdot\text{K}$. Na rozdíl od předchozích výzkumů z výsledku (tab. 2-3) vyplývá, že tloušťka mazacího filmu je větší v případě, kdy se kontaktní povrch keramiky pohybuje větší rychlostí. U je parametr rychlosti podle rovnice: $U = \frac{u_e \cdot \mu_0}{E' \cdot R}$, kde u_e je střední rychlost, μ_0 je ambientní viskozita maziva, E' je ekvivalentní modul pružnosti a R je ekvivalentní poloměr kuličky.

SRR / U ($\cdot 10^{11}$)	Si_3N_4 – Steel [nm]			ZrO_2 – Steel [nm]			Steel – Steel [nm]		
	0,5	1	2	0,5	1	2	0,5	1	2
-0,5	238	370	578	215	331	506	216	344	544
+0,5	243	391	622	224	368	604			
-1	227	341	522	205	303	450	212	328	515
+1	244	392	616	232	396	662			
-1,5	212	305	449	193	276	399	200	296	446
+1,5	235	358	547	232	393	651			

tab. 2-3 Tloušťky mazacího filmu pro různé kombinace při různých hodnotách U a SRR [30]

V [30] Kaneta uvádí, že v případě kontaktu dvou povrchů s různou tepelnou vodivostí, by se měl povrch materiálu s vyšší tepelnou vodivostí pohybovat rychleji. Tím se sníží riziko vzniku pittingu a únavového opotřebení. Závažnost opotřebení v případě rychleji se pohybujícího povrchu s nižší tepelnou vodivostí roste v závislosti na rozdílu tepelných vlastností kontaktních povrchů a hodnotě SRR. Dále uvádí, že v případě kontaktních těles s nízkou tepelnou vodivostí je minimální tloušťka mazacího filmu nižší, než v případě kontaktních povrchů s vysokou tepelnou vodivostí, a tloušťka filmu klesá s rostoucí hodnotou SRR. Dále potvrzuje, že povrchy s vyšší tepelnou vodivostí zvyšují koeficient tření a naopak. Tento výzkum se zabýval kontaktní dvojicí ocel-sklo, přičemž ocel má tepelnou vodivost $46 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ a sklo $0,78 \text{ W/m}\cdot\text{K}$. obr. 2-26 ukazuje vypočítané obrysové mapy tloušťky filmu modelem „Newtonian fluid flow“ pro kontaktní dvojici ocel – sklo. Dále jsou zobrazeny centrální tloušťky mazacího filmu, tlak a rozložení teploty. T_m , T_s , T_g jsou bezrozměrné teploty ve středu mazacího filmu a na ocelovém a skleněném povrchu. Hodnota $\text{SRR} > 0$ znamená, že je povrch skleněného disku rychlejší než povrch kuličky. Je patrné, že minimální tloušťky mazacího filmu jsou závislé na tom, který povrch se pohybuje rychleji. Minimální tloušťka filmu také klesá pro rostoucí absolutní hodnotu SRR, protože teplota na vstupu do kontaktu roste.



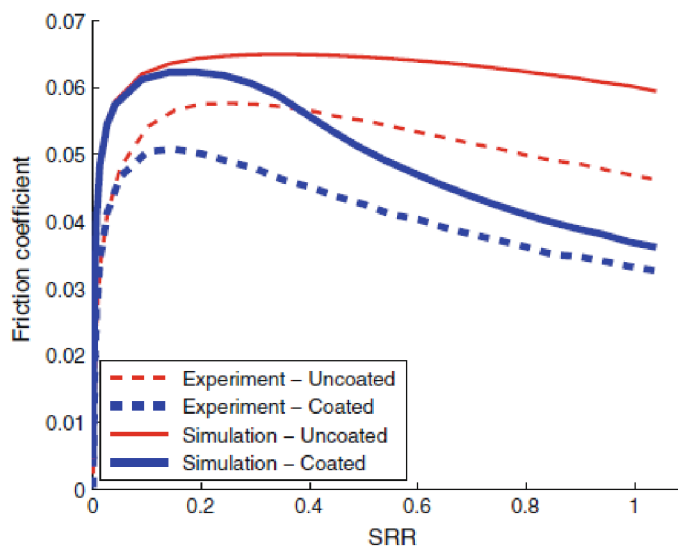
obr. 2-26 Porovnání numerických a experimentálních výsledků pro kont. dvojici ocel-sklo [30]

2.6 Numerické simulace

Problematika numerického řešení je pro tuto práci okrajovým tématem, protože součástí této práce je pouze porovnání experimentálně získaných dat s numerickými simulacemi. Numerické řešení elasto-hydrodynamického mazání je vysoce nelineární úloha. Problém je často natolik složitý, že je nutné simulace z jednotlivých úrovní vrstvit, to znamená, že výsledky z jedné úrovně jsou použity pro výpočet na jiné úrovni [31].

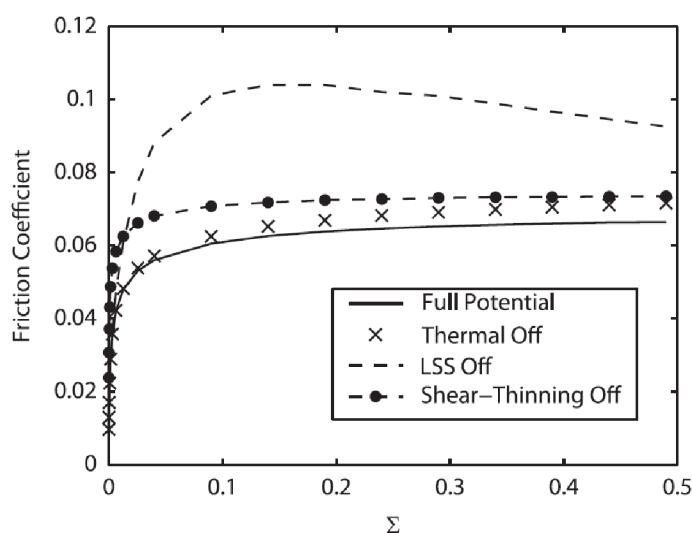
V [25] je popsán model, který se skládá ze dvou odlišných částí, elasto-hydrodynamické a tepelné části. V [1] je popsán a experimenty ověřen 3D matematický model pro predikci vlivu tenkých tepelně izolačních vrstev na koeficient tření v elasto-hydrodynamickém režimu.

Z výsledků prezentovaných na obr. 2-27 lze vidět, že se experimentálně získaná data se simulacemi neshodují v absolutních hodnotách, ale tvary a trendy křivek se poměrně shodují.



obr. 2-27 Porovnání experimentálních dat s numerickými simulacemi, povlak: DLC [1]

Numerický model v [5] dokáže pracovat ve 4 různých možnostech. V možnosti *Full potential* jsou brány v úvahu veškeré jevy probíhající v kontaktu. Mezi tyto jevy patří termální jevy, smykové řidnutí maziva a chování maziva při dosažení limitního smykového napětí. Možnost *Thermal off* nebere v úvahu termální jevy v kontaktu, jedná se tedy o izotermické podmínky. Při možnosti *LSS off* je zanedbána změna chování maziva při dosažení limitního smykového napětí. To znamená, že smykové napětí v mazivu se může neomezeně zvyšovat. Poslední možností modelu je *Shear-thinning off*. Při této možnosti se nebere v úvahu smykové řidnutí maziva, mazivo se tedy chová stále Newtonovsky. U posledních tří možností je vždy zanedbán pouze jeden konkrétní jev, všechny ostatní jsou brány v úvahu. Tím lze jasně identifikovat, kdy a který jev začne ovlivňovat tření nebo kdy bude mít dominantní vliv na tření v kontaktu. Výsledky jsou prezentovány na obr. 2-28. Je tedy patrné, že zanedbáním termálních jevů v kontaktu dochází k nadhodnocení koeficientu tření.



obr. 2-28 Trakční křivky při různých možnostech numerické simulace [5]

3 ANALÝZA PROBLÉMU A CÍL PRÁCE

3.1 Analýza problému

S cílem experimentálního popsání vlivu tepelných vlastností kontaktních materiálů na tření, teplotu a tloušťku mazacího filmu je třeba navržení vhodných experimentů. Materiály kontaktních dvojic pro experimenty by měly být v širokém spektru tepelných vlastností. Aby termální jevy hrály v kontaktu významnou roli je potřeba, navrhnout experimenty s výrazným skluzem a vysokým kontaktním tlakem. Strojní součásti jako jsou např. vačky a ozubená kola však právě za takových podmínek pracují.

Aby bylo možné kontakt pozorovat a následně vyhodnotit tloušťku mazacího filmu pomocí optické interferometrie, je třeba, aby byl disk z transparentního materiálu. Teplota mazacího filmu je obtížně měřitelná, avšak v laboratořích na ÚK je možnost měření teploty tloušťky mazacího filmu pomocí infračervené termografie. Termokamera pracuje v pásmu MWIR, což znamená, že ke správnému vyhodnocení teploty filmu je potřeba aby disk propouštěl záření o vlnových délkách v rozsahu 3-5 μm . Některé materiály kuliček mohou kvůli nízké odrazivosti hůře interferovat, což ztěžuje pozorování tloušťky mazacího filmu. Všechna omezení týkající se materiálu disku snižují možnost kombinace materiálů s různými tepelnými vlastnostmi. V případě měření pouze koeficientu tření je možné získat trakční křivky i pro kombinace materiálů s netransparentním diskem a špatně interferujícími kuličkami.

Při návrhu kontaktních dvojic pro experimenty je nutné brát v úvahu zejména tepelné vlastnosti materiálů, modul pružnosti v tahu a mez kluzu. Vysoký modul pružnosti je důležitý pro dosažení vysokého Hertzova tlaku. Kontaktní tlak se však musí porovnat s mezí kluzu měkčího materiálu a nesmí překročit trojnásobně tuto hodnotu. K maximálnímu napětí v kontaktních tělesech totiž dochází pod povrchem a dosahuje přibližně třetiny Hertzova tlaku a při jeho překročení by došlo k makroplastickým deformacím.

Aby vedly termální jevy k významnému snížení tření, je potřeba dosáhnout mimo jiné také vysokých kontaktních tlaků. Aby bylo možné mezi sebou výsledky porovnat, je nutné najít sjednocující kontaktní tlaky pro různé kombinace. Je možné, že u některých konfigurací nelze dostatečně vysokých tlaků dosáhnout. Při experimentech s termokamerou mohou nastat problémy s odseparováním kontaktních povrchů nebo s teplotní rozlišitelností termokamery. V případě netransparentních materiálů při měření pouze trakčních křivek nastane problém s nemožností nastavení přesného kontaktního tlaku, protože nelze změřit kontaktní oblast. Experimentální kuličky se před experimentem ručně leští, v případě těžce leštitelných materiálů může nastat problém s dosažením kapalínového režimu mazání z důvodu špatné kvality povrchu a se správným měřením tloušťky filmu.

3.2 Analýza, interpretace a zhodnocení poznatků z rešerše

Tření v režimu kapalinového mazání je charakterizováno smykovým napětím v kapalině, jejíž velikost závisí na dynamické viskozitě maziva a na smykovém řidnutí kapaliny, což znamená že kapalina se nechová Newtonovsky. V jiných režimech mazání existuje celá řada způsobů, jak snížit tření, v kapalinovém režimu jsou tyto možnosti velmi omezené [2].

Bod, při kterém na trakční křivce začne tření klesat se nazývá bodem saturace. Kdy nastane bod saturace a jeho přesné popsání není zcela vysvětleno. K lepšímu popsání slouží rozdělení trakční křivky na čtyři různé trakční režimy. Tyto režimy jsou: lineární režim, nelineární režim, plateau a termoviskózní režim. V termoviskózním režimu, který je charakteristický vysokými kontaktními tlaky a vysokými skluzovými rychlostmi, mají na tření výrazný vliv termické jevy probíhající v kontaktu. Termální jevy v kontaktu vedou ke snížení tření vlivem zvýšení teploty mazacího filmu, což vede ke snížení jeho viskozity. Některé zdroje uvádí také vliv termální jevů v kontaktu už v nelineárním režimu a plateau [5, 6].

Na koeficient tření mají zásadní dopad jevy uvnitř maziva v centrální oblasti kontaktu. Mezi tyto jevy patří termální jevy, smykové řidnutí maziva a chování maziva při dosažení limitního smykového napětí. V [5] je představen numerický model, který dokáže vliv těchto jevů neuvažovat a tím ukázat vliv jednotlivých složek.

Studie zaměřené na objasnění vlivu tepelné vodivosti na tření, teplotu a tloušťku mazacího filmu byly doposud hlavně numerického charakteru. Experimentální studie pracovaly s velmi omezenými kombinacemi kontaktních materiálů. Nejpokročilejší výsledky numerického charakteru představil Habchi [10]. Habchi se zabývá jak povlakem s vysokou tepelnou setrvačností, tak s nízkou. Konstatuje, že nižší tepelná setrvačnost povlaku vede ke snížení tření. Tento jev je způsoben vlivem zvýšené teploty maziva v kontaktu, čímž se snížila jeho viskozita. Habchi také vysvětluje proč je ovlivnění tření zásadnější v případě, že jsou povlakem potažena obě kontaktní tělesa. V případě, kdy je potaženo pouze jedno kontaktní těleso, je míra ovlivnění zásadnější, když se právě potažený kontaktní povrch pohybuje větší rychlostí oproti povlakem nepotaženému kontaktnímu povrchu.

Experimentální studie s povlakem DLC, který má nízkou tepelnou vodivost, uvádí Björling [1, 21]. Výsledky ukazují redukcii tření s tímto povlakem. Že je snížení tření důsledkem opravdu tepelných jevů Björling dokázal experimentem s tlustším a tenčím povlakem DLC, přičemž tlustší povlak vedl k významnějšímu snížení koeficientu tření. Kaneta [30] představuje výsledky pro kombinaci ocel-sklo a dochází ke stejnému závěru ohledně snižování tření vlivem tepelné vodivosti kontaktních povrchů. Dále uvádí, že v případě rozdílných tepelných vodivostí kontaktních povrchů by se měl povrch s vyšší tepelnou vodivostí pohybovat rychleji, aby bylo sníženo riziko vzniku dimple efektu, které by následně vedlo k únavovému opotřebení.

Autoři [1, 5, 10, 32] se shodují na tom, že koeficient tření zásadně ovlivňují jevy v centrální oblasti kontaktu. Na tloušťku mazacího mají zase zásadní vliv jevy na vtoku do kontaktu. Habchi [10] uvádí, že teplota na vtoku do kontaktu není ovlivněna tepelnou vodivostí kontaktních těles a proto nemá tepelná vodivost kontaktních materiálů vliv na tloušťku mazacího filmu. Na druhou stranu Kaneta [30] uvádí, že tloušťka filmu je tepelnou vodivostí kontaktních těles ovlivněna.

Autoři berou v úvahu tepelnou vodivost, v případě povlaků tepelnou setrvačnost nikoli tepelnou difuzivitu experimentálních materiálů. K odvodu tepla z kontaktu dochází různými mechanismy a právě tepelná difuzivita je vlastnost, která charakterizuje schopnost látky vyrovnat rozdílné teploty při neustálém šíření tepla v homogenním prostředí [11, 13, 14].

3.3 Podstata a cíle diplomové práce

Podstatou diplomové práce je přispět ke studiu možností snížení tření v kapalinovém režimu mazání u nekonformního styku těles. Na základě navržených podmínek experimentů je predikováno reologické chování maziva. Při samotných experimentech je zjišťováno tření, tloušťka mazacího filmu a rozložení teploty v kontaktu. Je proveden první rozsáhlý výzkum, co se týče experimentálních kombinací s cílem potvrdit hypotézu, že kontaktní materiály se schopností lépe šířit teplo mají za následek nižší teplotu v kontaktu a vykazují vyšší tření oproti materiálům s omezenými schopnostmi vést teplo. Dalším cílem je přispět k objasnění vlivu tepelných vlastností kontaktních materiálů na tloušťku mazacího filmu, k čemuž v současné době neexistuje jednotné stanovisko. Dále přispět k objasnění nejednoznačných hypotéz jako jsou: kdy začínají termální jevy mít zásadní dopad na reologické chování maziva a jakými mechanismy dochází k šíření tepla. Experimentální výsledky následně porovnat s numerickými simulacemi a interpretovat vzhledem k doposud publikovaným studiím. Výstupem je také článek v odborném časopise.

4 ZPŮSOB ŘEŠENÍ A POUŽITÉ METODY

4.1 Postup řešení

Výzkumným cílem této diplomové práce je objasnění vlivu tepelných vlastností kontaktních těles na tření, tloušťku mazacího filmu a rozložení teploty v kontaktu. Důležitými parametry jsou střední unášivá rychlost, hodnota SRR, Hertzův tlak a teplota okolí. Nejprve je nutné obstarání specifických vzorků. Na základě materiálových analýz jsou navrženy sjednocující tlaky a jednotné podmínky experimentu. Pro experimentální ověření vlivu jednotlivých parametrů je použito optického tribometru s momentovým snímačem a s využitím experimentálních metod kolorimetrické interferometrie a infračervené termografie. Výsledkem experimentů je tedy v závislosti na zvolené experimentální dvojici trakční křivka, tloušťka mazacího filmu a rozložení teploty v kontaktu. Mezi těmito výsledky bude pozorován vztah a interpretován vzhledem k tepelným vlastnostem kontaktních materiálů. Následně budou specifické případy porovnány s numerickými simulacemi a interpretovány vzhledem k doposud publikovanými studiím. Postup práce je schématicky znázorněn na obr. 4-1.



obr. 4-1 Schéma postupu práce

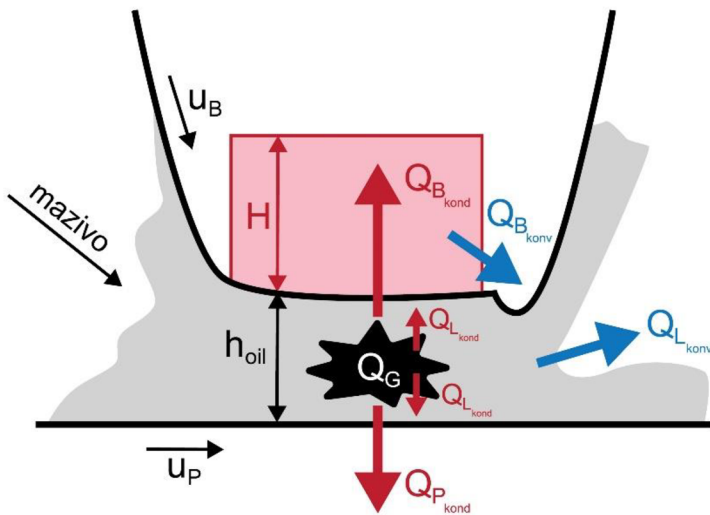
4.2 Předpoklad šíření tepla v EHD kontaktu

Předpoklad šíření tepla v této práci (obr. 4-2) je inspirován prací Habchiho [10]. Prvním předpokladem je že u maziva je šíření tepla kondukcí zásadní pouze směrem do kontaktních těles (Q_{Lkond}). Stejný předpoklad používá Lugt [33]. Tento předpoklad vychází z relativně nízké tepelné vodivosti a objemové tepelné kapacity maziva oproti všem kontaktním tělesům použitých v této práci. Tepelná vodivost k maziva se pohybuje okolo $0,14 \text{ W/mK}$ a objemová tepelná kapacita C asi $1,8 \cdot 10^6 \text{ J/m}^3\text{K}$.

Teplo je z kontaktu odváděno také konvekcí mazacího filmu Q_{Lkonv} směrem k výtoku. To lze vypočítat z podmínky kontinuity: $Q_{Lkonv} = \dot{m} \cdot c \cdot \Delta t_p$ (kapitola 2.3.1). Závisejí tedy na nárůstu teploty, která se mění s rostoucí hodnotou SRR a na tloušťce maziva. Změny v tloušťce mazací vrstvy spojené s prokluzem lze považovat za nepodstatné. A pro případy stejné unášivé rychlosti při stejném kontaktním tlaku lze pro zjednodušení problému teplo odvedené konvekcí mazacího filmu považováno za stejné. [11, 33]

Dále je předpokládáno, že aby mohlo být teplo odvedeno konvekcí (Q_{Pkonv} , Q_{Bkonv}) kontaktních těles musí být teplo nejdříve přivedeno do kontaktních těles kondukcí (Q_{Pkond} , Q_{Bkond}). Míra množství tepla přivedeného do kontaktních těles kondukcí je úměrná hloubce tepelného ovlivnění oblasti, což schematicky vyjadřuje sloupec H . Protože schopnost látky vést teplo, vzhledem ke schopnosti teplo uchovávat, vyjadřuje tepelná difuzivita, je hloubka tepelného ovlivnění H a množství tepla přivedeného kondukcí do kontaktních těles závislé právě na jeho tepelné difuzivitě, tedy: $Q_{kond} \sim \alpha$. Hloubka, do které se kontaktní těleso prohřeje, je několika násobně vyšší než polovina tloušťky mazacího filmu, protože tepelná difuzivita kontaktních těles je několikanásobně vyšší než difuzivita oleje. Tloušťka mazacího filmu (h_{oil}) se v běžném EHD kontaktu, jak průmyslových aplikacích, tak při experimentech pohybuje okolo 500 nm, tepelné ovlivnění kontaktních materiálů může tedy dosahovat řádově jednotek mikrometrů. [13, 14, 34]

Množství konvekcí odvedeného tepla je závislé na množství tepla kondukcí přivedeného do kontaktních těles. Zároveň, větší rychlost povrchů vede na menší nárůst teplot kontaktních těles, čímž se zvýší rychlost kondukčního přestupu tepla, protože ta závisí na tepelném gradientu. Oba mechanismy odvodu tepla jsou spolu navzájem propojené. Šíření tepla konvekcí je závislé na rychlosti kontaktních těles, ta je však ve všech případech v provedených experimentech s různými kontaktními materiály stejná, proto ji lze pro vyhodnocení neuvažovat. Dále je šíření tepla konvekcí závislé na objemové tepelné kapacitě C kontaktních těles [10]. Protože oba mechanismy šíření tepla fungují v uzavřené smyčce dostáváme, že celkové tepelné ovlivnění kontaktu kontaktními tělesy ($Q_{solidodv}$) je závislé na difuzivitě α a objemové tepelné kapacitě C kontaktních těles. Po dosazení do rovnice: $Q_{solidodv} \sim \alpha \cdot C = k$ dostáváme, že je množství tepla odvedeného kontaktními tělesy závislé na tepelné vodivosti k .



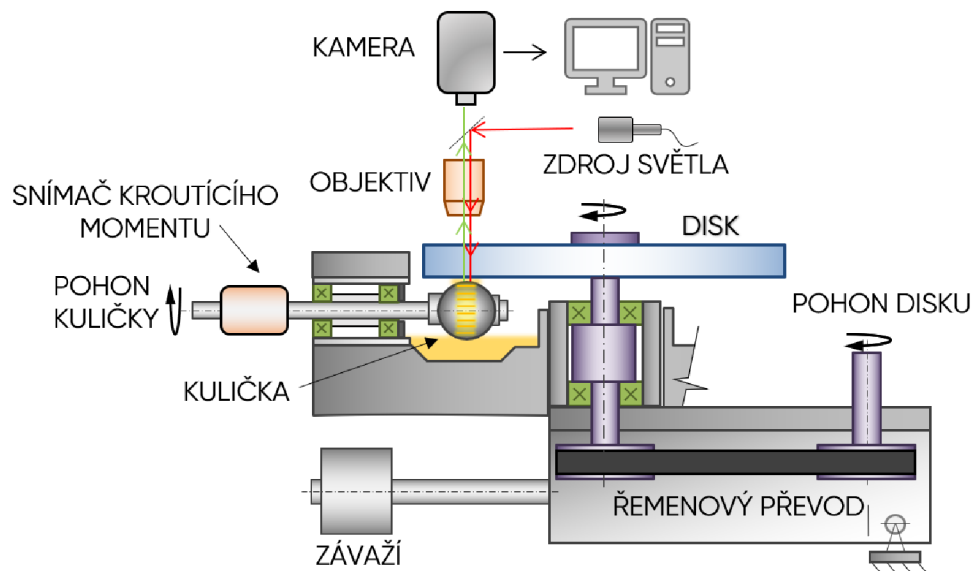
obr. 4-2 Předpokládané šíření tepla v kontaktu

Poměr ovlivnění rozdílnými tepelnými vlastnostmi kontaktních těles je odvozen z analogie tepelných odporů. Tepelná konduktivita je převrácenou hodnotou tepelného odporu. A systém EHD kontaktu lze považovat za paralelní zapojení. Celkové odvedené teplo ze systému kontaktu od obou kontaktních těles lze tedy po upravení jednoduše sčítat a je tedy: $Q_{solid_{odv}} = Q_P + Q_B$. Pokud tedy bude mít materiál kuličky dvojnásobnou tepelnou vodivost než materiál disku bude množství tepla odvedeného kuličkou (Q_B) dvakrát větší než množství tepla odvedeného diskem (Q_P). [14]

4.3 Experimentální zařízení

Experimenty budou realizovány na optickém tribometru (obr. 4-3), ve kterém je tenký mazací film vytvářen ve styku mezi rotujícím diskem a otáčející se kuličkou. Nejčastější konfigurací je skleněný nebo safírový disk a ocelová kulička. V této diplomové práci se autor zabývá širším spektrem materiálů. Maximální zatížení, které dovolují konstrukční parametry tribometru je 150 N, což při kontaktní dvojici ocel – safír reprezentuje Hertzův tlak 1,6 GPa. Rychlost třecích povrchů může být až $4000 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$, přičemž pohon kuličky a disku zajišťují stejnosměrné servomotory, takže lze navodit libovolnou hodnotu SRR, při které nebude překročena maximální rychlost. Maximální temperační teplota je $60 \text{ }^\circ\text{C}$.

Tribometr je dostupný v konfiguraci se snímačem momentu pro měření trakční křivky, s kolorimetrickou interferometrií pro měření tloušťky mazacího filmu a infračervenou termovizí pro měření rozložení teploty v kontaktu. [35]

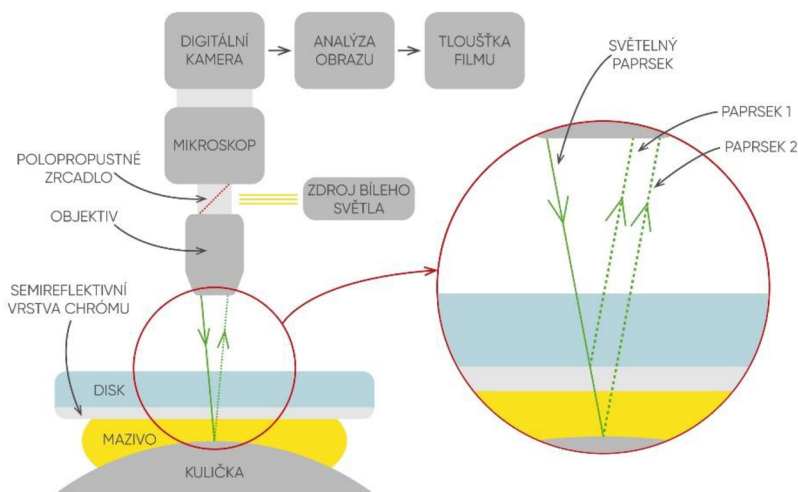


obr. 4-3 Schéma optického tribometru

4.4 Použité experimentální metody

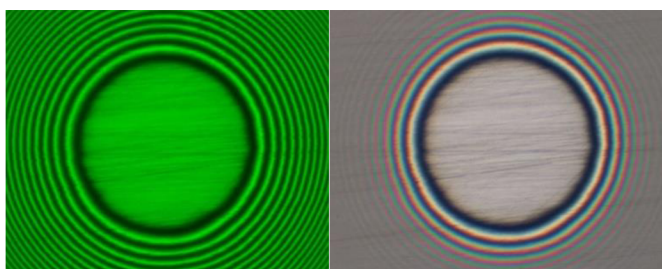
4.4.1 Kolorimetrická interferometrie

Tloušťka mazacího filmu je měřena metodou kolorimetrické interferometrie. Kolorimetrická interferometrie je kombinací konvenční chromatické interferometrie s obrazovým zpracováním a diferenciální kolorimetrie. Díky automatickému vyhodnocení a kalibraci každého měření separátně je tato metoda velmi robustní a přesná. Aby byl interferogram dostatečně kontrastní, musí mít polopropustná rozhraní vhodnou reflektanci, tak aby odražený paprsek od kuličky a od polopropustné vrstvy měli stejnou intenzitu. Toho je dosaženo pokrytím transparentního disku vrstvou chrómu na straně, kde dochází ke kontaktu s kuličkou. V případě ocelové kuličky je vhodného rozhraní zajištěno vrstvou chrómu s 25% odrazivostí. U kuliček s méně odrazivých materiálů je potřeba nižší odrazivosti polopropustné vrstvy, okolo 10 %. Data jsou na základě barev vzniklých interferencí světla vyhodnocována v softwaru Achilles. Princip a schéma aparatury je na obr. 4-4. [36–38]



obr. 4-4 Princip a schéma aparatury pro měření tloušťky mazacího filmu

Pro správné vyhodnocení tloušťky mazacího filmu je třeba provést kalibraci sejmutím monochromatického a chromatického snímku statického kontaktu (obr. 4-5). Z monochromatického snímku je určena geometrie spáry s mazivem a na základě chromatického snímku jsou k tloušťkám filmu přiřazeny interferenční barvy. [36, 39]

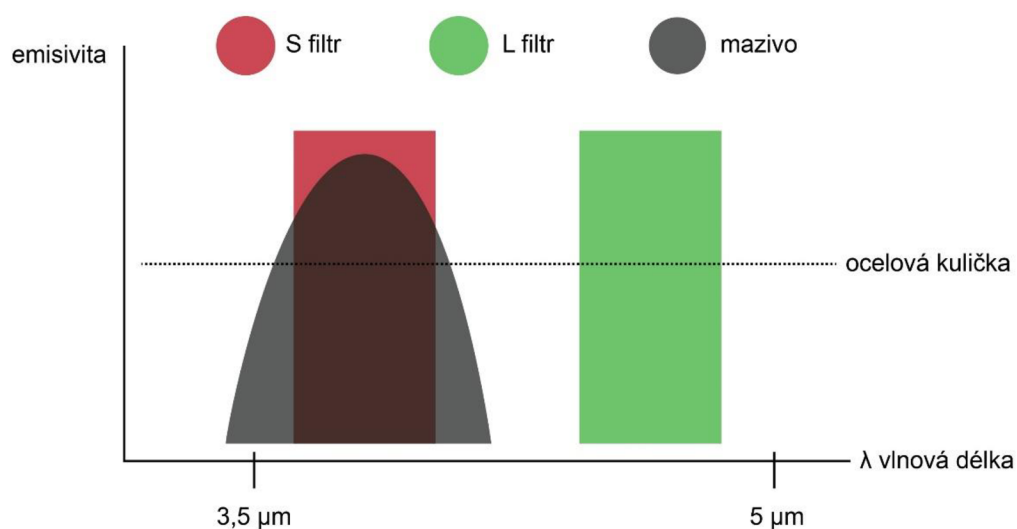


obr. 4-5 Monochromatický (vlevo) a chromatický (vpravo) kalibrační snímek

4.4.2 Infračervená termografie

Teplotu uvnitř kontaktu lze pozorovat pomocí infračervené termografie. Experimentální tribometr je vybaven infračervenou kamerou FLIR SC5500-M, s níž lze studovat termální stacionární i nestacionární děje probíhající v kontaktu bezkontaktní metodou. Tato kamera má rozlišení 320 x 256 pixelů, nejkratší expoziční čas 50 μ s a snímkovací frekvenci při plném rozlišení 200 Hz. Důležitým parametrem je také spektrální rozsah 3–5 μ m, což znamená, že disk musí být z transparentního materiálu, který propouští vlnové délky právě v tomto rozsahu. [35]

Cílem této metody je separované měření teploty kuličky, oleje a disku. Kamera je vybavena S a L filtrem. S filtr propouští vlnové délky, na kterých září mazivo i kulička, L filtr propouští záření pouze kuličky (obr. 4-6). Infračervená kamera měří intenzitu záření v jednotkách digital level, tato jednotka je přímo úměrná počtu fotonů zachycených kamerou na jeden pixel. [40]



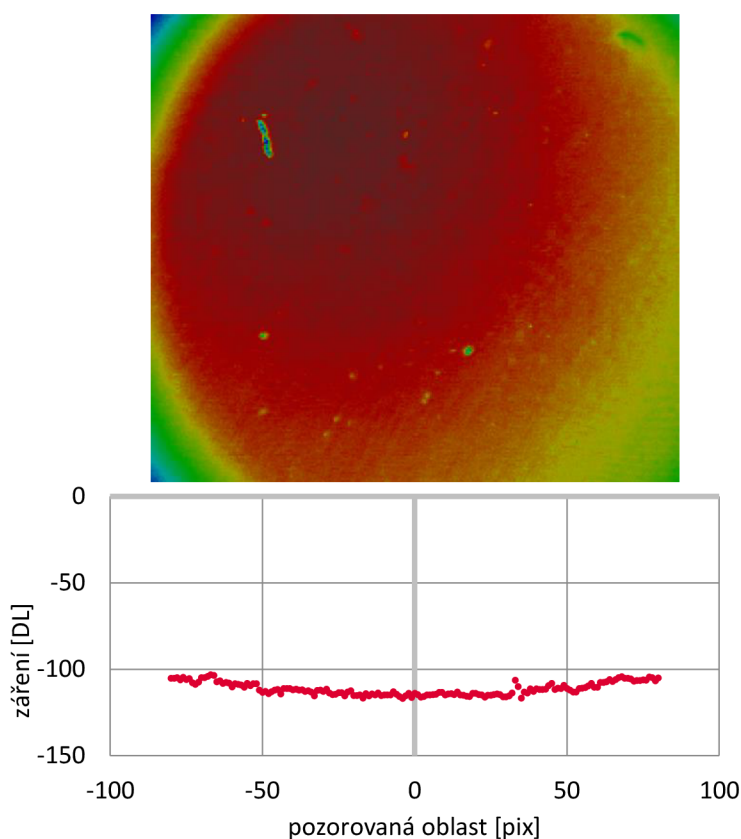
obr. 4-6 Princip měření teploty v kontaktu pomocí filtrů

Během kalibrace i během experimentu kamera zachytí intenzitu záření a od tohoto snímku je vždy odečtena intenzita záření od okolí. V praxi to funguje tak, že kamera je umístěna na vertikálním vedení, sjede dolů, sejme kalibrační snímek, případně snímek běžícího kontaktu. Následně vyjede nahoru, zavře se objektiv kamery a kamera sejme zastíněný snímek, který software následně odečte. Tím je zajištěno, že je vždy zpracováván relativní snímek vůči referenci, která má za cíl odstranit vliv okolí. Mírná nepřesnost způsobuje tzv. Narcissus efekt [41], což znamená, že při odrazu na jakémkoli rozhraní, které je v optické cestě (typicky čočky, filtry, průzory) zachytí kamera záření, které sama produkuje. Během měření běžícího kontaktu je nejprve nutné zachytit snímek statického kontaktu, který se následně odečte od snímku běžícího kontaktu. Tím je zajištěno, že výsledný snímek ukazuje pouze nárůst záření zkoumaným dějem.

Ke správnému vyhodnocení je třeba provést poměrně komplikovanou kalibraci, která probíhá v softwaru Atila. Během kalibračního procesu je třeba získat: kalibrační křivku pro teplotu kuličky, k-faktor pro přepočítání mezi S a L filtrem a pro kompenzaci vlivu tloušťky maziva, kalibrační křivku pro teplotu oleje a kalibrační křivku pro teplotu disku. Během celého kalibračního procesu je cílem co nejvíce odstínit proměnné záření od okolí za pomoci hliníkové desky a záření, které se nemění po celou dobu kalibrace konstantní. Schéma kalibračního procesu je zobrazeno na obr. 4-13.

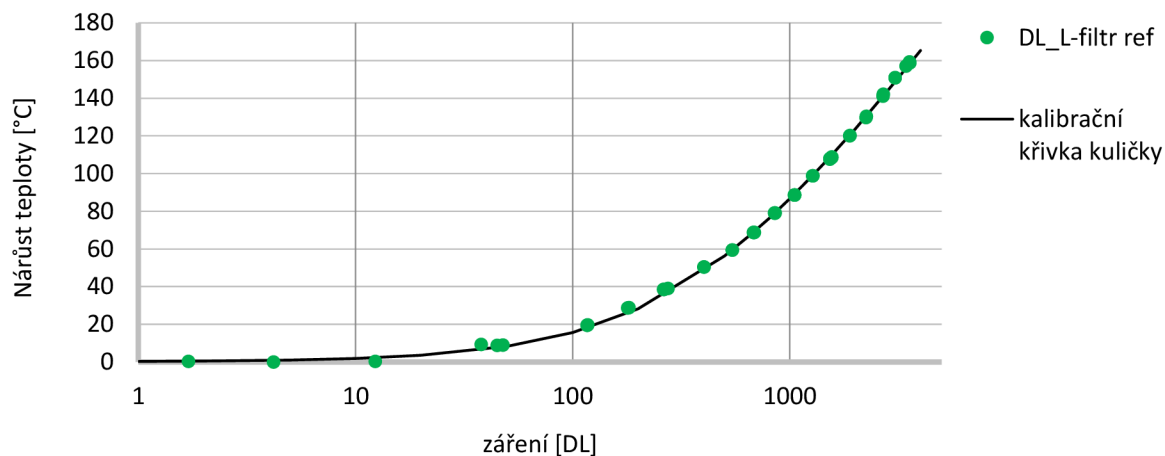
Kalibrační křivka pro teplotu kuličky

Cílem tohoto kalibračního procesu je získání závislosti digitální hodnoty úměrné záření (DL) kuličky přes L filtr na teplotě. Kulička se vloží do přípravku, který kuličku zahřívá na žádanou teplotu. V několika krocích se sejme záření na povrchu kuličky při známé ustálené teplotě. Na obr. 4-7 je zobrazen snímek záření WC kuličky při 40 °C. Záření v pozorované oblasti je relativně konstantní, proto postačí ke správnému vyhodnocení odečíst jednu hodnotu záření v centrální oblasti pro známé teploty. Celá metoda je založena na pozorování nárůstu záření od ambientního stavu. Jako reference je využito snímku záření při ambientní teplotě. Kulička produkuje záření asi -115 DL při 40 °C proto je tato hodnota využita jako referenční, aby platilo, že nulový nárůst teploty produkuje nulový nárůst záření v DL.



obr. 4-7 kalibrační snímek WC kuličky

Pro získání kalibrační křivky kuličky se získaná data proloží funkcí: $a \cdot \ln(x + b) + c$, kde a , b , c jsou konstanty proložené funkce. Na obr. 4-8 je zobrazena kalibrace WC kuličky, lze vidět že proložená data hladce sedí s experimentálními daty.

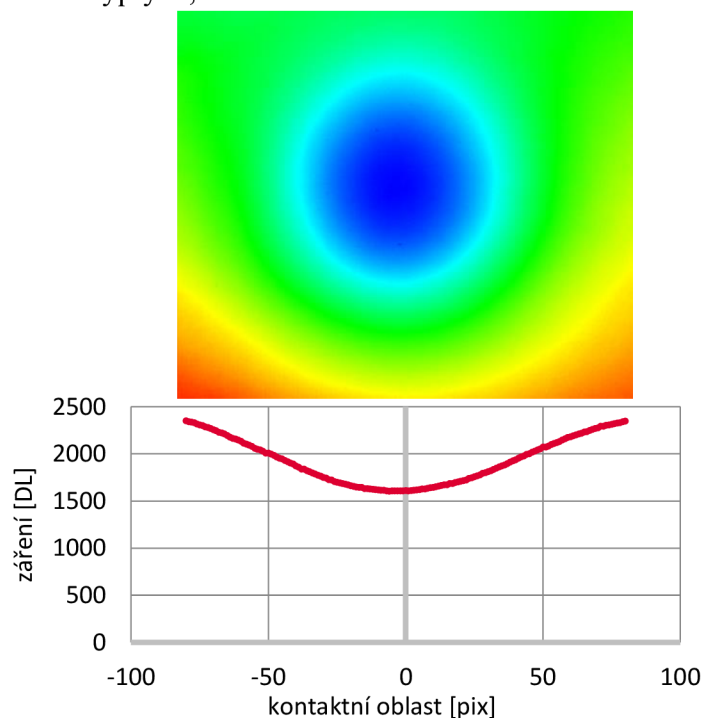


obr. 4-8 Kalibrační křivka WC kuličky

Kalibrační křivka pro teplotu oleje, k-faktor

Získání kalibrační křivky pro teplotu oleje je nejkomplikovanějším procesem celé kalibrace. Kulička se vloží opět do přípravku, tentokrát však s tenkým sklíčkem z materiálu CaF_2 a kapkou oleje pro vytvoření statického kontaktu. Celý přípravek se podobně jako při kalibraci kuličky zahřívá a v několika krocích se sejmou záření při známých teplotách.

Na obr. 4-9 je zobrazen kalibrační kontakt při použití TiC28 kuličky při 150 °C. Z profilu záření vyplývá, že roste v závislosti s rostoucí tloušťkou maziva.

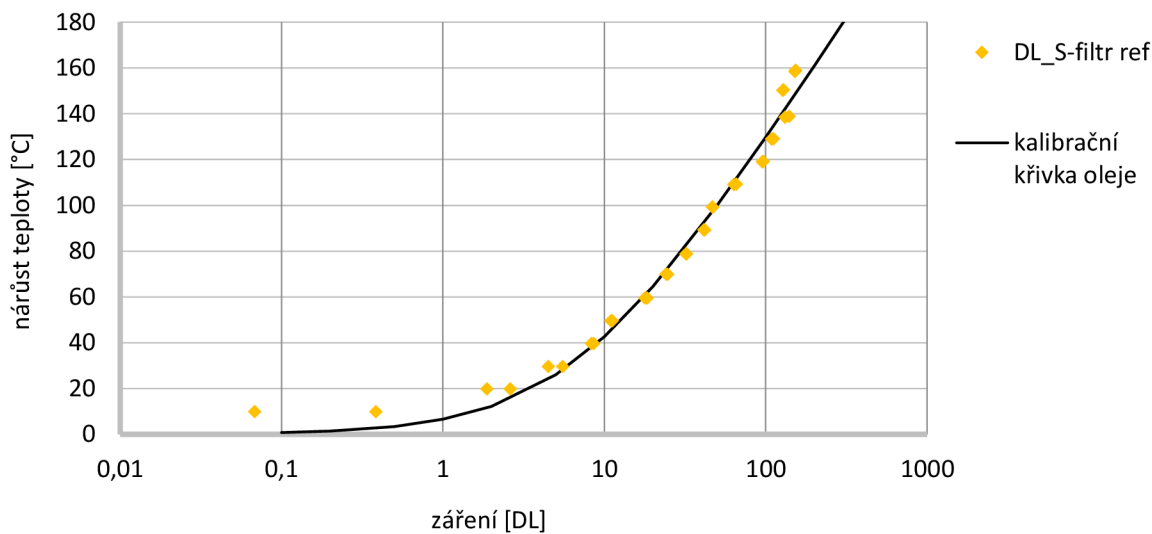


obr. 4-9 Kalibrační snímek kontaktu

S filtr snímá jak záření kuličky, tak oleje. Proto pro odseparování teploty oleje je třeba zavést k faktor k přepočtu hodnot v L filtru na S filtr. Následně platí: $IR(DL)_{S-f} - k \cdot IR(DL)_{L-f} = IR(DL)_{oil}$, kde index SF označuje S filtr a LF označuje L filtr. Z kalibrace vyplývá, že parametr k je lineárně závislý na teplotě. Proto je třeba určit koeficienty lineární rovnice: $k = a \cdot T + b$, kde a, b jsou konstanty lineární funkce

Dále je třeba zahrnout vliv tloušťky maziva na záření, ze statického kontaktu totiž vyplývá, že s narůstající tloušťkou roste také záření při ustálené teplotě. Je tedy třeba sejmout geometrii statického kontaktu. Závislost narůstající tloušťky maziva v závislosti na vzdálenosti od středu kontaktní oblasti se proloží funkcí: $u \cdot \sqrt{(x - v)^3}$, kde x je souřadnice kontaktu a u, v jsou konstanty proložené funkce. Jedná se o funkci popisující deformovaný tvar Hertzova kontaktu. Z toho plyne, že intenzita záření roste v závislosti na tloušťce maziva lineárně. Koeficienty u a v charakterizují nárůst tloušťky filmu. Z kalibračních snímků se získá záření v celé kontaktní oblasti při známých teplotách. To znamená, že se neodečítá pouze jedna hodnota záření ve středu kontaktu, ale profil záření kontaktní oblasti. Z obr. lze vidět, že záření maziva narůstá s přibývajícím tloušťkou. Pomocí skriptu v softwaru Matlab se získají koeficienty a, b, c , z nichž se určí koeficient k_h sloužící k zahrnutí vlivu tloušťky maziva na záření, podle rovnice: $k_h = a \cdot h_{oil}^b + c$.

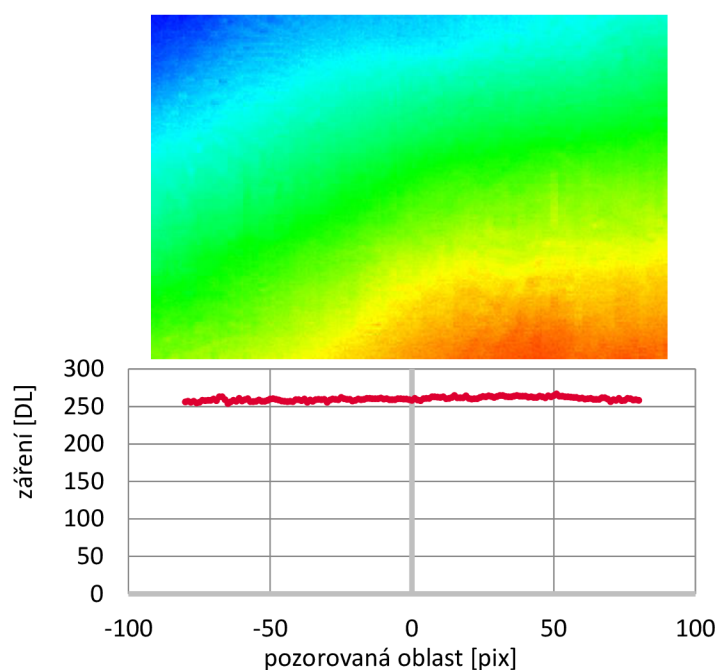
Kalibrační křivka pro teplotu oleje se získá proložením hodnot DL přes S-filtr funkcí: $a \cdot \ln(x + b) + c$, kde a, b, c jsou konstanty proložené funkce (obr. 4-10). Pro správné vyhodnocení teploty maziva se používá právě k faktor pro přepočet hodnot záření přes S a L filtr a je třeba zahrnout vliv narůstající tloušťky maziva pomocí koeficientu k_h . Na obr. 4-10 je zobrazena kalibrační křivka maziva při použití TiC28 kuličky. Lze pozorovat, že kalibrace již není tak robustní jako v případě kalibrace kuličky a u nízkých teplot hrají i pouhé jednotky DL poměrně významnou roli.



obr. 4-10 Kalibrační křivka maziva

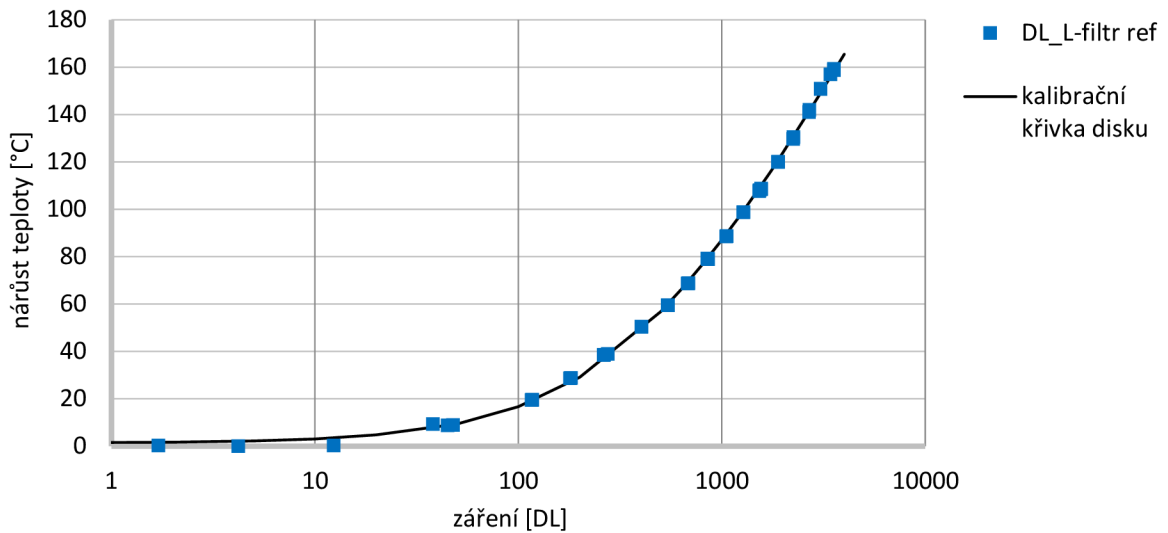
Kalibrační křivka pro teplotu disku

Cílem tohoto procesu je získání závislosti digitální hodnoty úměrné záření (DL) disku přes L filtr na teplotě. Princip, postup i funkce k proložení je stejná jako u kalibrační křivky pro teplotu kuličky. Disk se zahřívá na speciálním přípravku a v několika krocích se sejme záření při známé teplotě. Na obr. 4-11 je zobrazen kalibrační snímek safirového disku při teplotě 60 °C. Záření v pozorované oblasti je víceméně konstantní, proto postačí ke správnému vyhodnocení odečíst jednu hodnotu záření v centrální oblasti pro známé teploty.

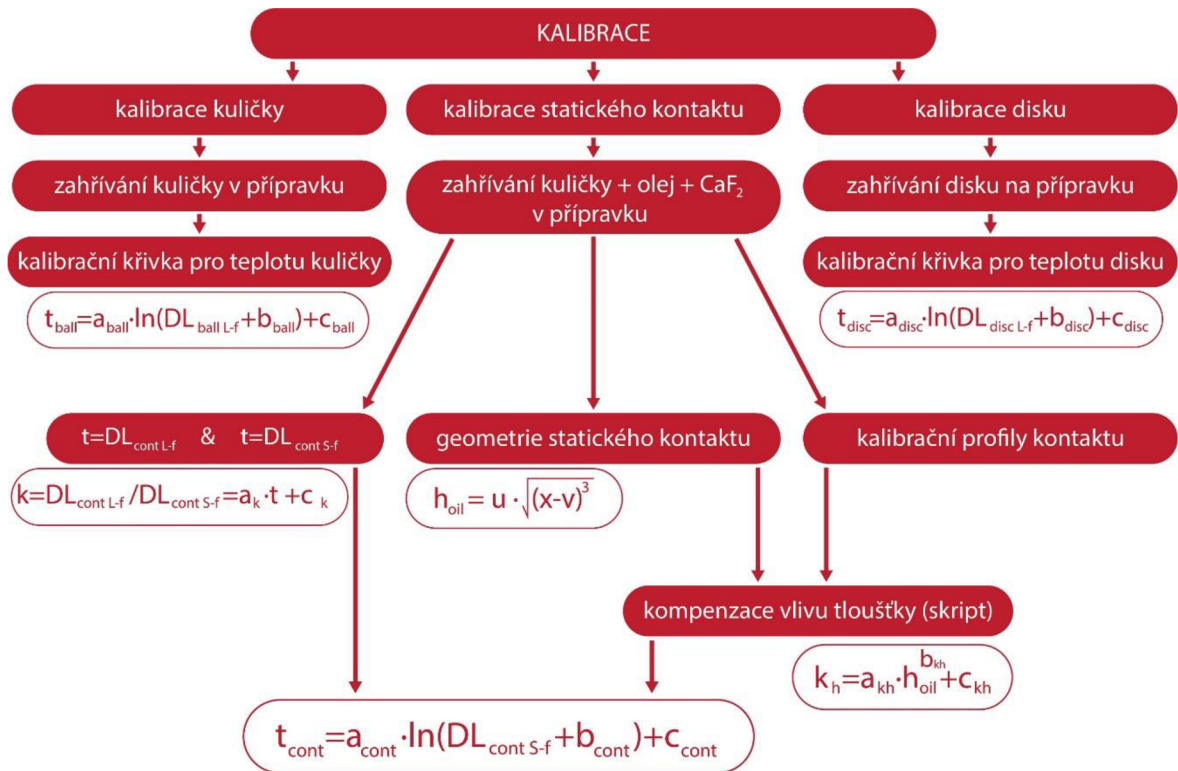


obr. 4-11 Kalibrační snímek disku

Pro získání kalibrační křivky disku se získaná data proloží funkcí: $a \cdot \ln(x + b) + c$, kde a , b , c jsou konstanty proložené funkce. Na obr. 4-12 je zobrazena kalibrace safirového disku, založena opět na referenčních hodnotách. Lze vidět, že proložená data hladce sedí s experimentálními daty.



obr. 4-12 Kalibrační křivka disku

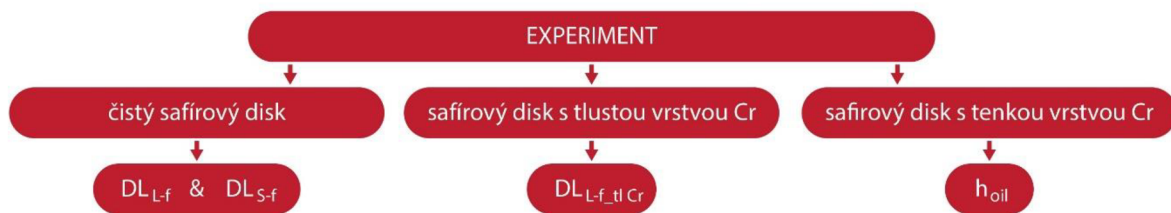


obr. 4-13 Schéma kalibračního procesu IR metody

Měření teploty v kontaktu stejně jako kalibrace probíhá v softwaru Atila. Pro zjištění teploty kuličky a maziva se používá čistý nepovlakovaný disk, aby byla zajištěna propustnost záření do kamery. Během experimentu s čistým safirovým diskem jsou pro následné vyhodnocení zásadní hodnoty záření v centrální části kontaktu přes L filtr i S filtr.

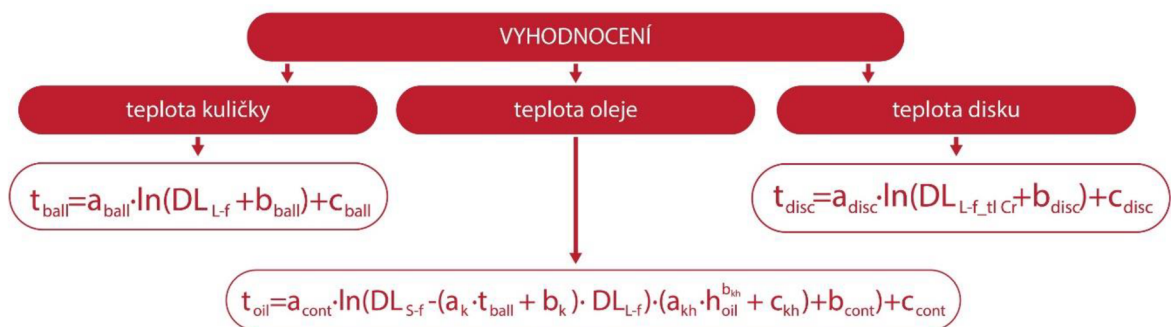
Ke zjištění teploty disku se experiment provádí s diskem s tlustou vrstvou chrómu, a tak je kamera schopna snímat pouze záření povrchu disku. Chromová vrstva je tlustá natolik, aby blokovala veškeré IR záření od materiálu do ní, ale zároveň ne natolik aby měla vliv na teplotu povrchu disku. Během experimentu se safírovým diskem s tlustou vrstvou chrómu jsou pro následné vyhodnocení důležité hodnoty záření v centrální části kontaktu přes L-filtr.

Ke správnému vyhodnocení teploty oleje je nutné zjistit tloušťku mazací vrstvy. Ta je zjištěna za pomoci kolorimetrické interferometrie s použitím safírového disku s polopropustnou vrstvou chrómu. Zásadní hodnoty záření během experimentu pro následné vyhodnocení v závislosti na použitém disku jsou zobrazeny ve schématu na obr. 4-14.



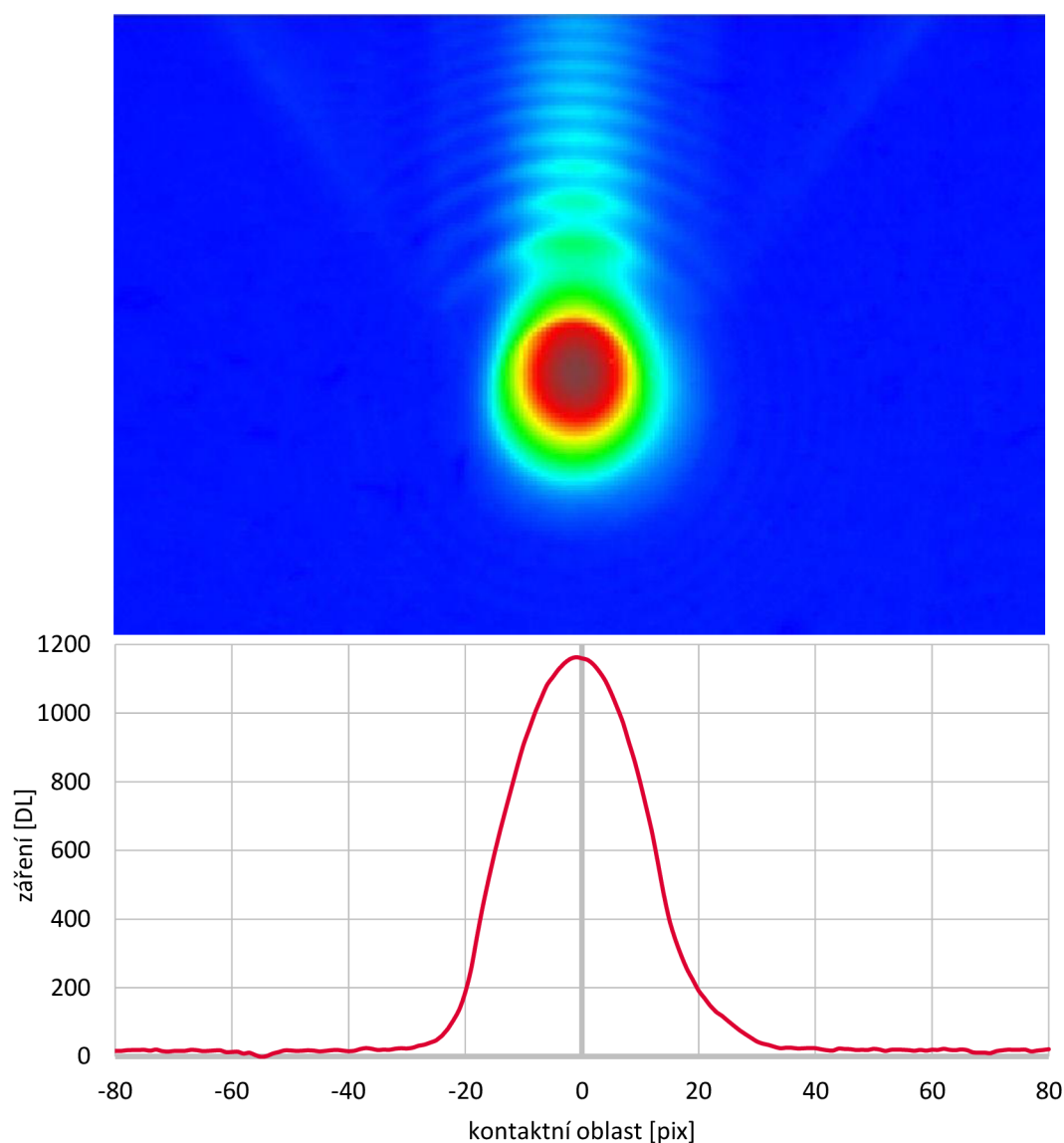
obr. 4-14 Schéma zásadních hodnot záření během experimentu

Výsledné vyhodnocení teplot kontaktních těles a maziva je zobrazeno ve schématu na obr. 4-15. Teploty kontaktních těles lze poměrně jednoduše vyhodnotit na základě hodnot záření v L filtru za pomoci kalibračních křivek pro kuličku a disk. Pro vyhodnocení teploty maziva je kromě kalibrační křivky pro olej třeba pracovat s k faktorem pro přepočítání mezi S a L filtrem, který je lineárně závislý na teplotě kuličky a se zahrnutím vlivu tloušťky mazacího filmu na záření.



obr. 4-15 Schéma výsledného vyhodnocení teplot kontaktních těles a maziva

Snímek za běhu kontaktu pořízený v softwaru Atila můžete vidět na obr. 4-16. Snímek zachycuje záření pro kombinaci TiC28 – safír při SRR= -1 při 2,1 GPa v L filtru. Záření dosahuje v centrální části hodnoty 1150 DL. Tato hodnota je pomocí kalibrační funkce přepočítána na teplotu kuličky. Lze si také povšimnout, že záření mimo kontakt nedosahuje nuly. Celá metoda je založena na snímání nárůstu teploty vlivem zkoumaného děje, proto je tato hodnota odečtena od záření v kontaktu. Na výtoku maziva z kontaktu lze pozorovat kavitační oblast. Mazivo zde obsahuje bublinky vzduchu a tím je vytvořeno další optické rozhraní, mazivo-vzduch, které vytváří interferenci.



obr. 4-16 Infračervené záření kontaktu, horizontální řez

4.5 Vstupní podmínky experimentů

Při experimentech bude hrát zásadní roli provozní podmínky, zejména Hertzův kontaktní tlak, střední rychlost a skluz. Hertzův tlak je volen individuálně pro každou kombinaci materiálů na základě sjednocujících tlaků, které vznikly z analýzy experimentálních materiálů popsaných v následující kapitole. Střední rychlost je zvolena 1 m/s a hodnota skluzu je volena od -1 do 1. Například při skluzu $SRR=1$ se disk pohybuje rychlostí 1,5 m/s a kulička rychlostí 0,5 m/s, při hodnotě $SRR=-1$ jsou rychlosti prohozené (kapitola 2.1). V oblasti v blízkosti 0, tedy čistého valení, jsou hodnoty SRR rozděleny jemněji, protože zde dochází k rychlému nárůstu tření a trakční křivky dosahují bodu saturace. Vstupní teplota maziva všech experimentů je zvolena 40 ± 1 °C, při této teplotě by se dle predikcí měla tloušťka mazacího filmu pohybovat v bezproblémově měřených hodnotách, zároveň by neměla být ani příliš malá, aby bylo dosaženo plně kapalinového režimu mazání, ani příliš velká, aby termální jevy maziva nebyly dominantní nad termálními jevy kontaktních těles. Mazivo TOTM je zvoleno na základě dobře prozkoumaných reologických vlastností, které jsou potřeba při tvorbě numerických simulací.

4.6 Experimentální materiál

4.6.1 Materiálové vlastnosti

Kontaktní dvojice jsou voleny na základě jejich tepelných vlastností a dostupností na trhu. Důležité materiálové vlastnosti kontaktních těles jsou zobrazeny v tab. 4-1, kde k je tepelná vodivost, α je tepelná difuzivita a ρ je hustota. Tepelné vlastnosti kontaktních těles byly převzaty převážně z teoretických hodnot dle zdrojů uvedených u materiálů v následující tabulce. Materiálové složení kuličky TiC28 je možno najít v [58].







Kontaktní těleso	Materiál	k [W/mK]	α [mm ² /s]	ρ [kg/m ³]	E [GPa]	μ [-]
Kulička, disk	Sklo [42]	1,1	0,58	2 230	77,7	0,208
Kulička, disk	ZrO ₂ [30, 43, 44]	3	1,18	6 060	228,3	0,28
Disk	Safir [44–47]	25,3	10	3 970	380	0,25
Disk ocelový + povlak	TiC [48–51]	24	8	4 320	206	0,3
Kulička	Ocel [52]	46,6	12,63	7 800	206	0,3
Kulička	WC [44, 53–55]	85	20,42	14 950	653,3	0,188
Kuličky	SiC [56, 57]	15	7,76	3 220	312	0,14
Kulička	TiC28 [49, 55, 58]	25	7,6	8 900	500,3	0,188

tab. 4-1 Materiálové vlastnosti experimentálních materiálů

Modul pružnosti byl experimentálně zjišťován ze statického kontaktu. Za předpokladu běžně používaných hodnot pro ocel 100Cr6 ($E=206$ GPa, $\mu=0,3$) byly ze statického kontaktu zjištěny moduly pružnosti transparentních disků (sklo, safír) za předpokladu zachování Poissonova čísla. Geometrie statického kontaktu byla porovnána z analyticky spočítané geometrie. Následně při známých materiálových charakteristikách transparentních disků byly stejným způsobem zjištěny moduly pružnosti experimentálních kuliček, opět při zachování teoretické hodnoty Poissonova čísla. Na základě analýzy modulů pružnosti kontaktních materiálů se jako vhodné sjednocující tlaky nabízí 0,875 GPa, 1,5 GPa a 2,1 GPa.

4.6.2 Experimentální dvojice

Pro lepší přehlednost v následujících grafech je každému materiálu experimentálních kuliček přiřazena barva a experimentálním diskům symbol. Přiřazení je ukázáno v tab. 4-2. Například experimentální kombinace WC – sklo je v grafech reprezentována symbolem „●“ . Záporný skluz je charakterizován černým ohraničením značky.

Materiál kuličky	Barva	Materiál disku	Symbol
Sklo		Sklo	●
ZrO ₂		ZrO ₂	◆
TiC28		TiC povlak	■
Ocel		Safír	▲
WC			
SiC			

tab. 4-2 Přiřazené symboly a barvy experimentálním materiálům

17 experimentálních kombinací je rozděleno do 5 skupin, tak aby pokrývaly široké spektrum:

- Skupina 1: oba kontaktní materiály s velmi nízkými tepelnými vlastnostmi
- Skupina 2: jeden kontaktní materiál s velmi nízkými tepelnými vlastnostmi
- Skupina 3: oba kontaktní materiály se středními tepelnými vlastnostmi
- Skupina 4: jeden kontaktní materiál s vysokými tepelnými vlastnostmi
- Skupina 5: kontaktní materiály s velmi rozdílnými vlastnostmi

Kombinace kontaktních dvojic podle skupin, pro jaké kontaktní tlaky je dvojice vhodná a použité metody jsou zobrazeny v tab. 4-3.

Skupina	Kulička-disk	Symbol	0,875 GPa	1,5 GPa	2,1 GPa	Tření	Interfer.	IR
1	ZrO ₂ -sklo	●	x			x	x	
2	Sklo-safír	▲	x			x		
2	ZrO ₂ -safír	▲	x	x		x	x	
2	TiC ₂₈ -ZrO ₂	◆	x	x		x		
2	SiC-ZrO ₂	◆	x	x		x		
2	TiC ₂₈ -sklo	●	x			x	x	
2	SiC-sklo	●	x			x	x	
3	TiC ₂₈ -safír	▲	x	x	x	x	x	x
3	SiC-safír	▲	x	x		x	x	
3	SiC-TiC povlak	■	x	x		x		
4	WC-safír	▲	x	x	x	x	x	x
4	WC-TiC povlak	■	x	x		x		
4	Ocel-safír	▲	x	x		x	x	x
4	Ocel-TiC povlak	■	x			x		
5	WC-ZrO ₂	◆	x	x		x		
5	Ocel-sklo	●	x			x	x	
5	Ocel-ZrO ₂	◆	x			x		

tab. 4-3 Experimentální kombinace

5 VÝSLEDKY

Tato kapitola diplomové práce je nejprve zaměřena na posouzení trakčních režimů a k odhadu reologického chování maziva. Další část se zbývá vyhodnocení experimentů, které byly navrženy na základě zjištěných poznatků z rešeršní části a jejího kritického zhodnocení. Nejvýznamnějším zkoumaným parametrem je koeficient tření, avšak abychom lépe porozuměli důvodům ovlivnění tření je také pozorována tloušťka mazacího filmu a rozložení teploty uvnitř kontaktu. Je navržen model s předpoklady šíření tepla v EHD kontaktu a výsledky zkoumají šíření tepla jednotlivými mechanismy. Experimenty probíhaly za stejných provozních podmínek, jako je kontaktní tlak, střední rychlost, skluz a teplota okolí. Proto pozorované rozdíly přisuzují zejména termálním jevům v kontaktu vlivem rozdílných tepelných vlastností kontaktních těles. Přestože jsou oba mechanismy odvodu tepla navzájem propojené je snaha o eliminaci konvekčního odvodu tepla realizována zprůměrováním trakční křivky pro opačné hodnoty SRR, protože právě rychlost pohybu kontaktních těles má na konvekční mechanismus zásadní dopad. Na závěr jsou experimentálně zjištěná data porovnávána s numerickými simulacemi u specifických případů.

5.1 Odhad reologického chování

Predikce viskozity maziva TOTM jsou založeny na výzkumu Baira [59]. Predikce trakčních režimů pro odhad reologického chování maziva byl vytvořen na základě reologických čísel podle [5]. V práci se však autoři zabývají nízkoviskózním mazivem, v této práci je použito vysokoviskózní mazivo, proto použití stejné metodiky může být omezené.







Na základě experimentálně získaného koeficientu tření, tloušťky mazacího filmu, kontaktního tlaku a teploty maziva je predikováno, v jakém režimu trakční křivky a jakými jevy je kontakt ovlivněn v závislosti na hodnotě SRR. Výsledek pro kontaktní dvojici ocel-safir pro tlak 0,875 GPa je zobrazen v tab. 5-1. Z výsledků vyplývá, že při tlaku 0,875 GPa se trakční křivka dostane do termoviskózního režimu při $SRR=0,4$.

SRR	CoF	t [°C]	h _c [nm]	Režim	Vlivy na chování
1	0,056	72,8	412	Termoviskózní	Tepelné jevy v kontaktu, smykové řidnutí maziva
0,8	0,056	66,2	436	Termoviskózní	Tepelné jevy v kontaktu, smykové řidnutí maziva
0,6	0,055	59,7	441	Termoviskózní	Tepelné jevy v kontaktu, smykové řidnutí maziva
0,4	0,055	53,1	450	Termoviskózní	Tepelné jevy v kontaktu, smykové řidnutí maziva
0,3	0,053	49,8	452	Plateau	Limitní smykové napětí, smykové řidnutí maziva
0,2	0,051	46,6	444	Plateau	Limitní smykové napětí, smykové řidnutí maziva
0,1	0,046	43,3	450	Plateau	Limitní smykové napětí, smykové řidnutí maziva
0,08	0,044	42,6	448	Plateau	Limitní smykové napětí, smykové řidnutí maziva
0,06	0,041	42	445	Plateau	Limitní smykové napětí, smykové řidnutí maziva
0,04	0,034	41,3	445	Plateau	Limitní smykové napětí, smykové řidnutí maziva
0,02	0,024	40,7	448	Nelineární	Smykové řidnutí maziva, tepelné jevy kontaktu, limitní smykové napětí
0,01	0,013	40,3	447	Nelineární	Smykové řidnutí maziva, tepelné jevy kontaktu, limitní smykové napětí
0	0	40	445	Lineární	Newtonovské chování maziva

tab. 5-1 Odhad reologického chování

5.2 Šíření tepla kondukcí do kontaktních těles

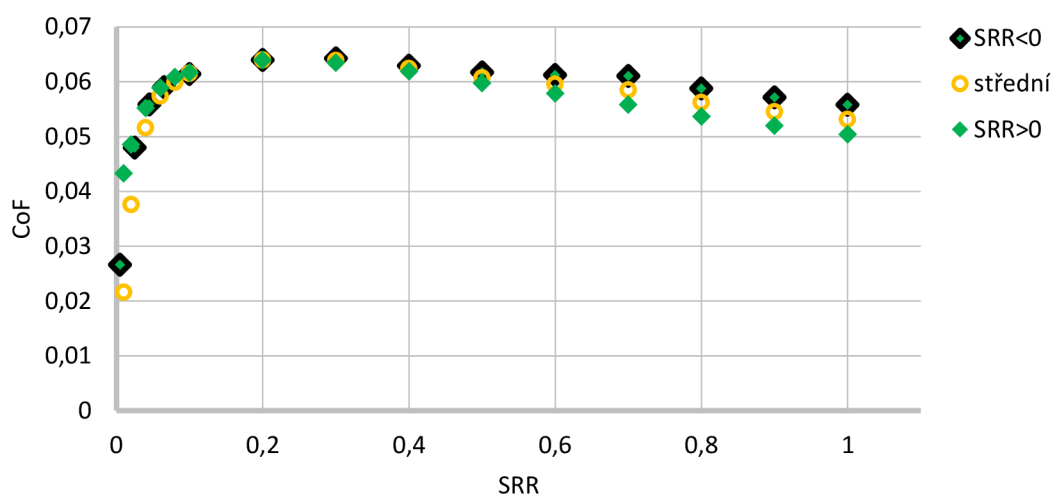
Pro lepší orientaci ve výsledcích je opět přiložen systém značení experimentálních dvojic.

Materiál kuličky	Barva	Materiál kuličky	Barva	Materiál disku	Symbol
Sklo		Ocel		Sklo	•
ZrO ₂		WC		ZrO ₂	◆
TiC28		SiC		TiC povlak	■
				Safir	▲

tab. 5-2 Systém značení experimentálních dvojic

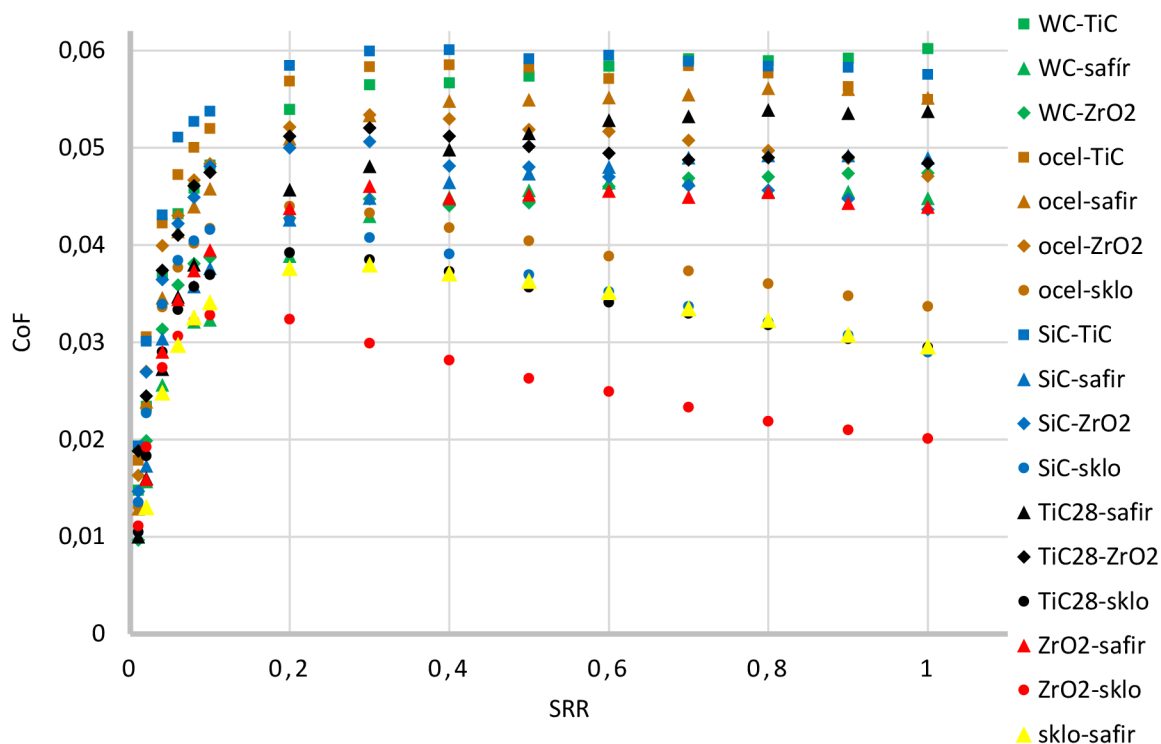
Byly porovnány trakční křivky pro různé kontaktní kombinace, při navození sjednocujících kontaktních tlaků a za stejných provozních podmínek, jako je střední rychlost, skluz a teplota okolí. Experimenty probíhaly při skluzu od -1 (rychlejší kulička) do 1 (rychlejší disk). Trakční křivky pro kombinaci kontaktních těles z různých materiálů se rozcházejí v závislosti na tom, které kontaktní těleso se pohybuje rychleji. Rozcházení trakčních křivek je přisuzováno zejména konvekčnímu mechanismu odvodu tepla, protože právě v závislosti na rychlosti pohybu kontaktního tělesa se mění jeho schopnost odvodu tepla konvekcí. Přestože jsou oba mechanismy odvodu tepla navzájem propojené je snaha o eliminaci konvekčního odvodu tepla realizována zprůměrováním trakční křivky pro opačné hodnoty SRR. Na obr. 5-1 jsou trakční křivky pro kombinaci WC – ZrO₂ při hodnotě SRR od -1 do 1. Střední trakční křivka tedy vznikla zprůměrováním těchto dvou trakčních křivek.

Z kapitoly 4.2 vyplývá, že kondukční mechanismus šíření tepla je závislý na difuzivitě kontaktního materiálu, proto jsou rozdíly ve středních trakčních křivkách přisuzovány právě rozdílným součtům tepelných difuzivit kontaktních dvojic.



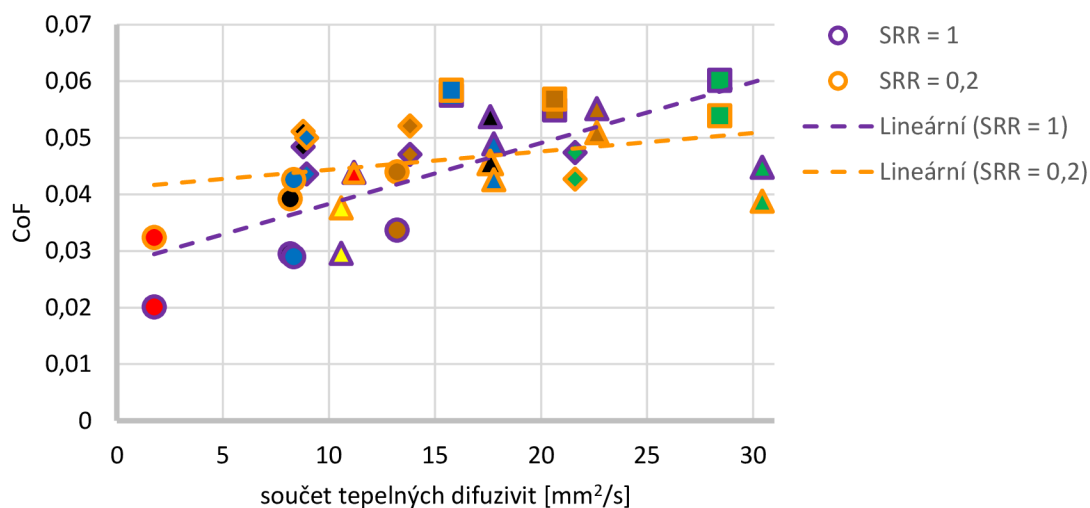
obr. 5-1 Získání střední trakční křivky

Na obr. 5-2 lze vidět trakční křivky pro všechny kombinace kontaktních dvojic při tlaku 0,875 GPa. Z grafu je patrné, že se trakční křivky neshodují už při skluzu 0,2. Na první pohled si lze povšimnout, že nejnižší koeficienty tření mají kulaté symboly, které charakterizují skleněný disk. Nejnižší tření vykazuje kombinace ZrO₂ – sklo, která má součet tepelných difuzivit 1,76 mm²/s, což je nejméně ze všech kontaktních dvojic. Naopak nejvyšší tření a nejnižší trend poklesu koeficientu tření vlivem nárůstu SRR vykazuje kombinace WC – TiC, která má součet difuzivit 28,42 mm²/s. Rozdíly středních trakčních křivek jsou tedy přisuzovány rozdílnému součtu difuzivit kontaktních dvojic. Z trendů trakčních křivek lze vypozařovat, že v případě skleněného disku nebo kuličky je trend viditelně klesající, což je důsledkem právě termoviskózního režimu, tedy že klesá tření vlivem nárůstu teploty v kontaktu. Ostatní kombinace mají trend poměrně ustálený, z čehož lze usuzovat, že jsou v plateau režimu.



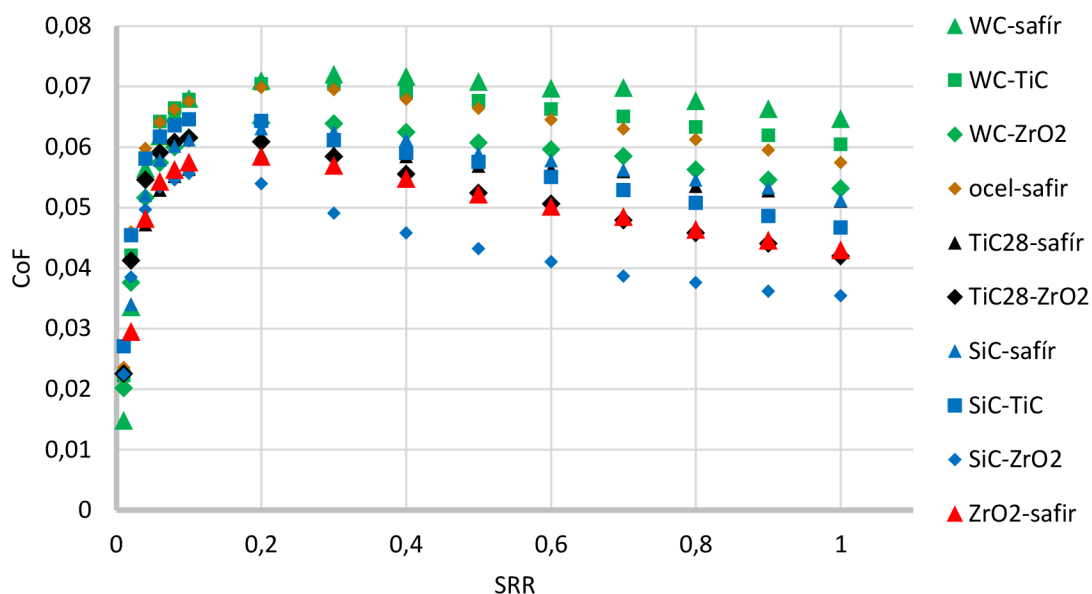
obr. 5-2 Střední trakční křivky pro tlak 0,875 GPa

Velikost koeficientu tření v závislosti na součtu difuzivit při hodnotě $SRR=0,2$ a 1 jsou vyneseny na obr. 5-3. Lze pozorovat, že vyšší součet tepelných difuzivit kontaktních materiálů vykazuje vyšší koeficient tření při $SRR=0,2$ i 1 , přičemž trend proložené lineární závislosti je strmější při hodnotě $SRR=1$, což dokazuje, že s rostoucí hodnotou SRR roste vliv tepelných vlastností kontaktních těles.



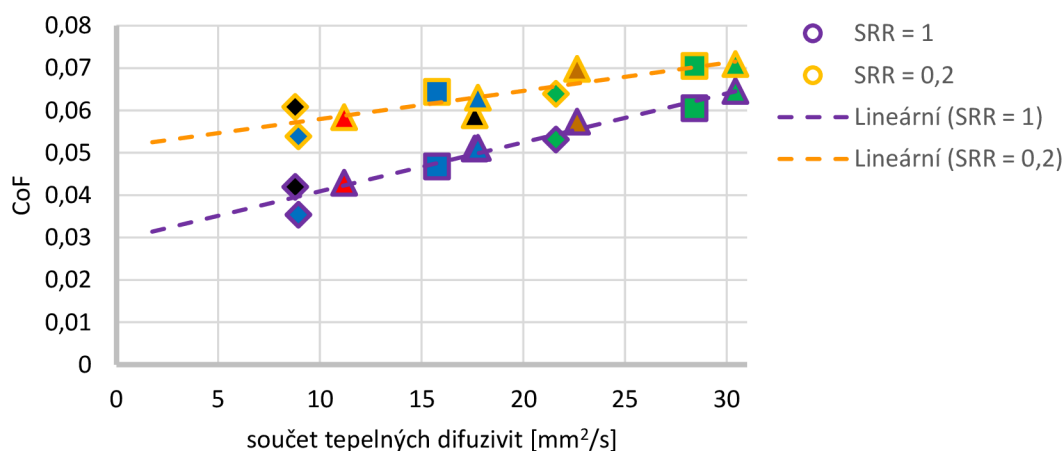
obr. 5-3 Koeficient tření v závislosti na difuzivitě kontaktních těles při tlaku 0,875 GPa

Střední trakční křivky při tlaku 1,5 GPa jsou zobrazeny na obr. 5-4. Nejnižší tření vykazuje kombinace SiC – ZrO₂, která má součet difuzivit 8,94 mm²/s a nejvyšší tření vykazuje kombinace WC-safir se součtem difuzivit 30,42 mm²/s, což je nejvíce ze všech kontaktních dvojic. Pro tento kontaktní tlak již není možné použít sklo a trakční křivky vykazují klesající trend, což je znakem termoviskózního režimu.



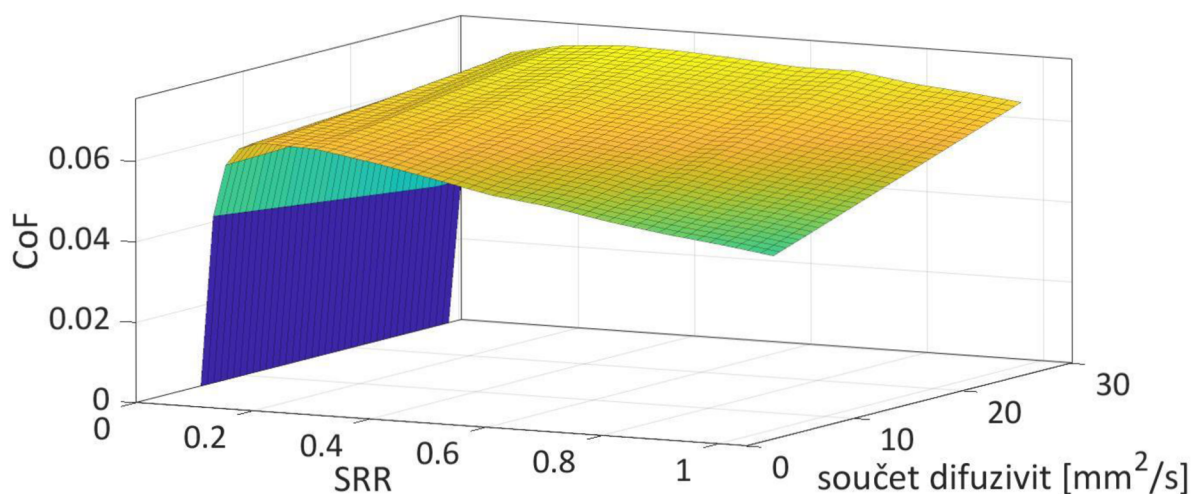
obr. 5-4 Střední trakční křivky při tlaku 1,5 GPa

Koeficienty tření v závislosti na součtu difuzivit kontaktních materiálů jsou opět vyneseny do grafu: obr. 5-5. Opět je lineární trend strmější při hodnotě SRR=1 oproti SRR=0,2. Data jsou oproti tlaku 0,875 GPa hladší. Proložené trendy jsou strmější, což dokazuje, že tepelné ovlivnění kontaktních těles nabývá na významnosti s rostoucím kontaktním tlakem. Křivka pro SRR=1 je položena níže, protože s vyšším skluzem roste teplota maziva, což má za následek snížení tření.



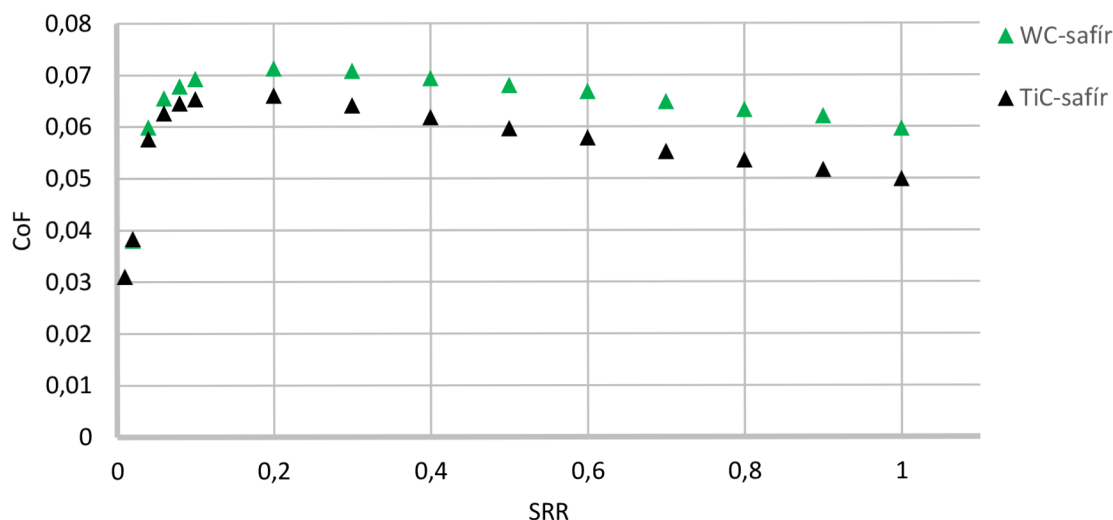
obr. 5-5 Koeficient tření v závislosti na difuzivitě kontaktních těles při tlaku 1,5 GPa

Proložení experimentálně získaných dat pro tlak 1,5 GPa vznikla závislost průběhu trakčních křivek na tepelné difuzivitě. Výsledná 3D mapa tření je zobrazena na obr. 5-6.



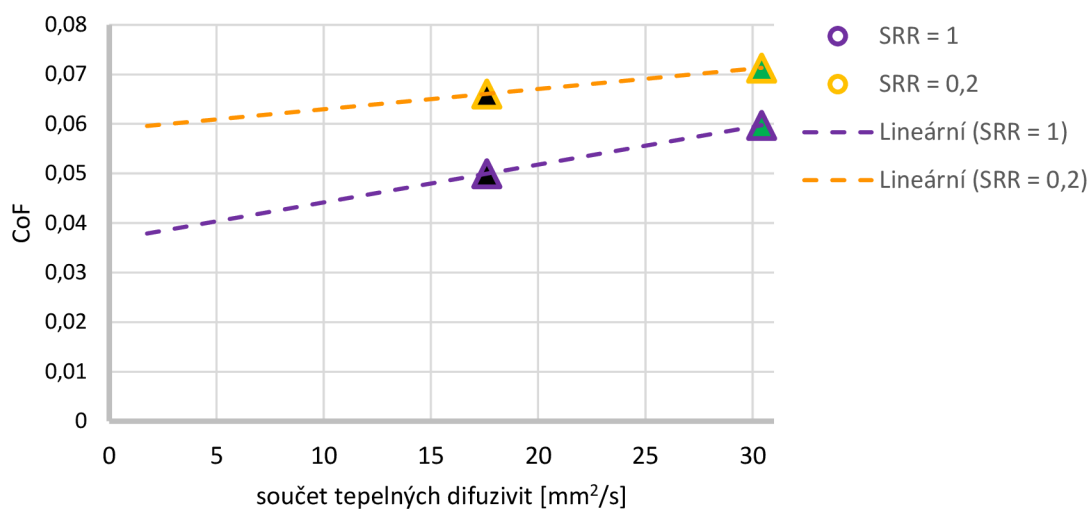
obr. 5-6 Mapa tření pro 1,5 GPa

Pro kontaktní tlak 2,1 GPa, byly vhodné pouze 2 experimentální dvojice a jejich střední trakční křivky lze vidět na obr. 5-7. Kombinace TiC28 – safír má součet difuzivit 17,6 mm²/s a vykazuje větší snížení tření než kombinace WC – safír s nejvyšším součtem difuzivit.



obr. 5-7 Střední trakční křivky pro tlak 2,1 GPa

Koeficienty tření v závislosti na součtu difuzivit kontaktních materiálů jsou vyneseny na obr. 5-8. Data respektují všechny předpoklady zmíněných dříve, nicméně z důvodu nízkého počtu bodů nemají příliš významnou statistickou hodnotu.



obr. 5-8 Koeficient tření v závislosti na difuzivitě kontaktních těles při tlaku 2,1 GPa

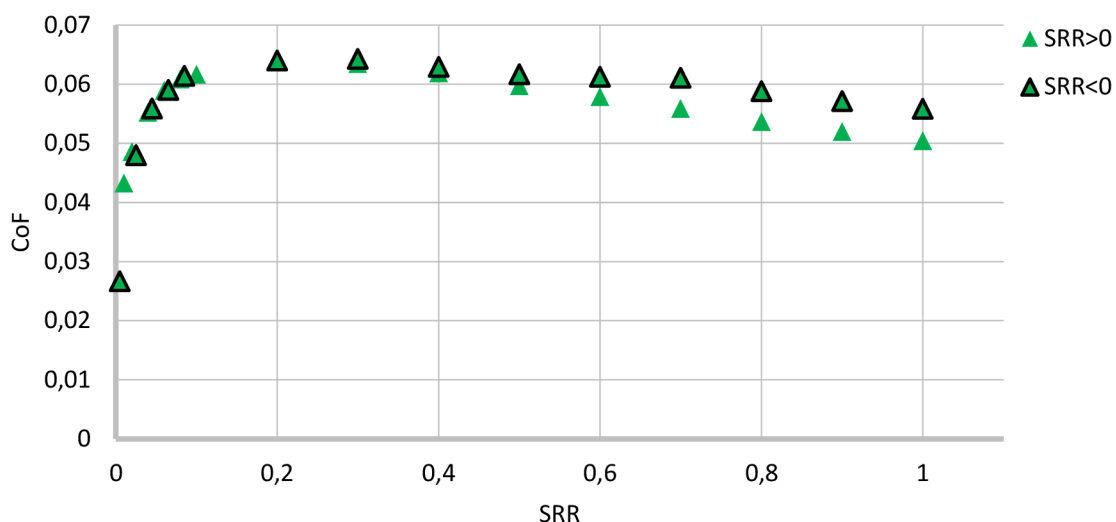
5.3 Odvedené teplo konvekci

Pro lepší orientaci ve výsledcích je opět přiložen systém značení experimentálních dvojic.

Materiál kuličky	Barva	Materiál kuličky	Barva	Materiál disku	Symbol
Sklo	Yellow	Ocel	Brown	Sklo	•
ZrO ₂	Red	WC	Green	ZrO ₂	◆
TiC28	Black	SiC	Blue	TiC povlak	■
				Safír	▲

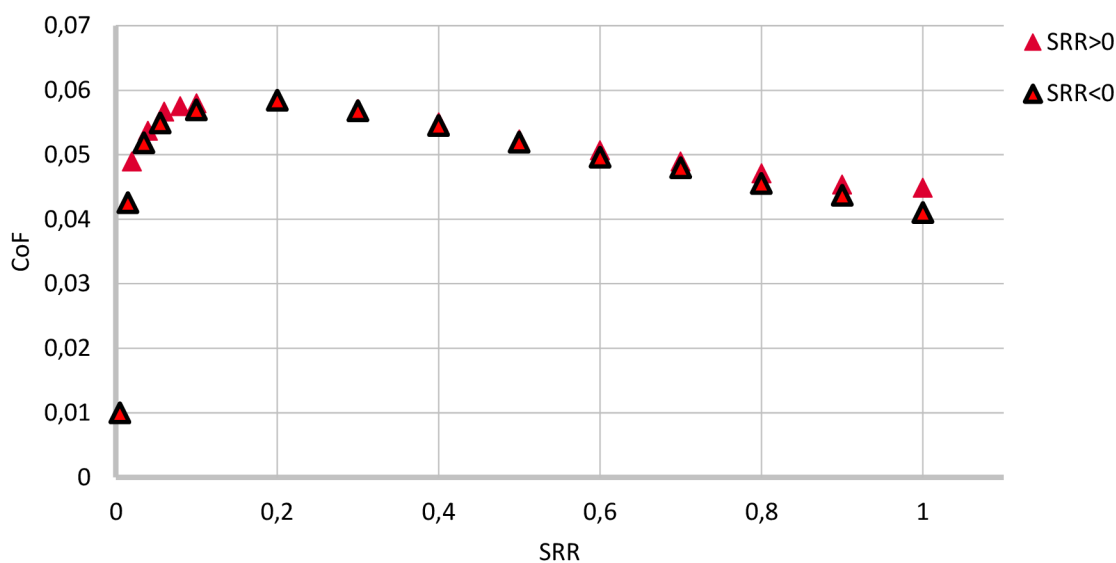
tab. 5-3 Systém značení experimentálních dvojic

Rozcházení trakčních křivek při opačných hodnotách SRR je přisuzováno odvodu tepla konvekci kontaktních těles, protože právě rychlost pohybu kontaktních těles ovlivňuje schopnost materiálu odvádět teplo konvekci. Odvedené teplo konvekci kontaktních těles je závislé na množství tepla přivedeného do kontaktních těles kondukcí a oba mechanismy fungují v uzavřené smyčce (kapitola 4.2). Proto rozdíly v trakčních křivkách při opačných hodnotách skluzu byly pozorovány vzhledem k tepelným vodivostem kontaktních materiálů. Vyhodnocení probíhalo z rozdílu koeficientu tření při SRR=1 a SRR=-1 pro danou kontaktní dvojici. Na obr. 5-9 můžeme vidět trakční křivku pro dvojici WC – safír. Při záporném hodnotě SRR, kdy se WC kulička otáčela rychleji, vykazuje trakční křivky vyšší tření, než je tomu při opačném SRR. WC kulička má vyšší tepelnou vodivost než safír, a tak je schopna odvést z kontaktu více tepla než safírový disk. Rozdíl tepelných vodivostí této kontaktní dvojice je 59,7 W/mK.



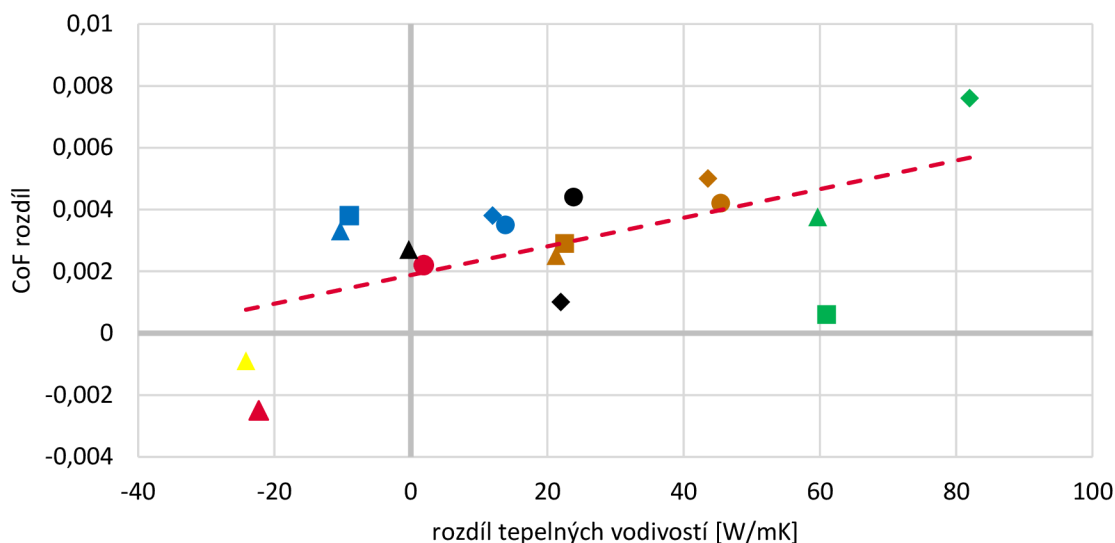
obr. 5-9 Trakční křivka pro kombinaci WC-safír při 1,5 GPa

Pro kombinaci s méně vodivou kuličkou, příkladem je kombinace ZrO_2 – safír, vykazují trakční křivky opačný trend (obr. 5-10). Při podmínkách kdy se ZrO_2 kulička pohybovala rychleji je tření nižší oproti případu, kdy se safírový disk pohybuje rychleji. Rozdíl tepelných vodivostí těchto kontaktních materiálů při zachování pořadí (tedy $k_{kuličky} - k_{disku}$) se rovná $-22,3 \text{ W/mK}$.



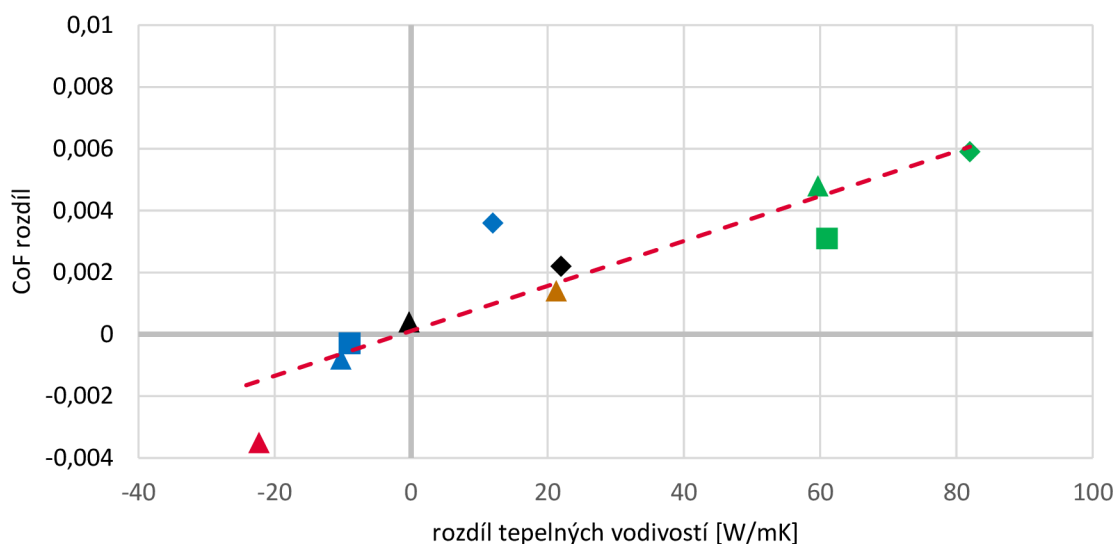
obr. 5-10 Trakční křivka pro kombinaci ZrO_2 -safír při 1,5 GPa

Rozdíly v koeficientech tření v závislosti na rozdílu tepelných vodivostí při tlaku 0,875 GPa jsou zobrazeny na obr. 5-11. Záporné hodnoty na horizontální ose značí, že experimentální kulička má nižší tepelnou vodivost než disk. Rozdíl tepelných vodivostí je vždy počítán jako: $k_{kuličky} - k_{disku}$. Hodnoty koeficientu tření jsou také vždy odečítány stejně (tj. $CoF_{SRR=-1} - CoF_{SRR=1}$). Můžeme vidět vzrůstající trend, čím vyšší rozdíl tepelných vodivostí, tím vyšší rozdíl v koeficientech tření. Proložený trend by měl procházet souřadnicí 0;0, tedy v případě kombinací materiálů se stejnými tepelnými vodivostmi by se neměly trakční křivky vůbec rozcházet. Při záporné hodnotě rozdílu tepelných vodivostí také vidíme, že některé body vykazují kladný rozdíl tření.



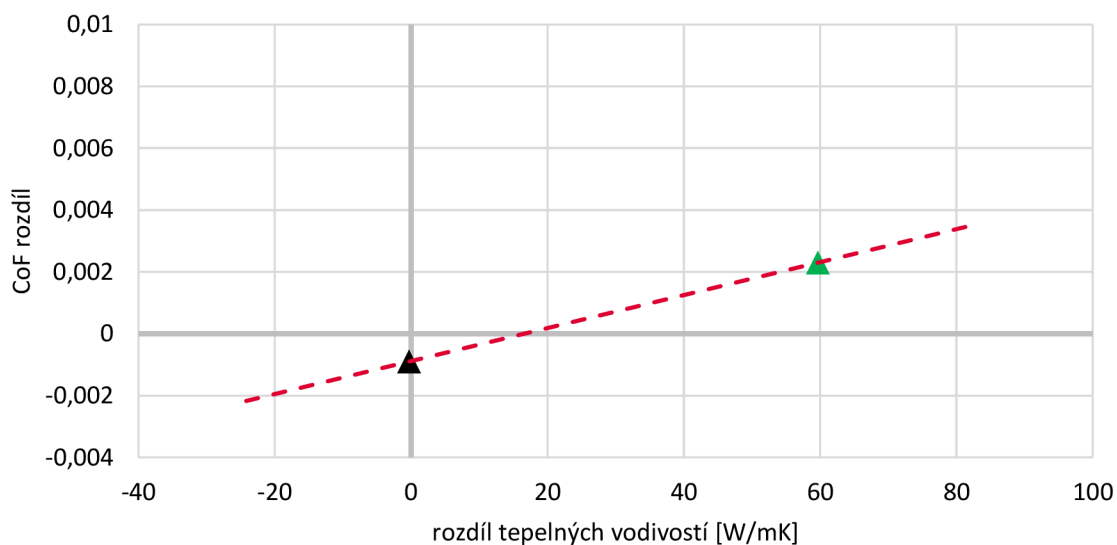
obr. 5-11 Rozdíly v CoF při opačném skluzu pro různé kontaktní kombinace při tlaku 0,875 GPa

Rozdíly v koeficientech tření v závislosti na rozdílu tepelných vodivostí při kontaktním tlaku 1,5 GPa jsou zobrazeny na obr. 5-12. Proložený trend prochází souřadnicí 0;0 a záporné rozdíly tepelných vodivostí vykazují také záporný rozdíl v koeficientu tření a naopak. Proložený trend je také lehce strmější, než u tlaku 0,875 GPa, což značí významnější dopad termálních jevů v kontaktu se zvyšujícím se tlakem.



obr. 5-12 Rozdíly v CoF při opačném skluzu pro různé kontaktní kombinace při tlaku 1,5 GPa

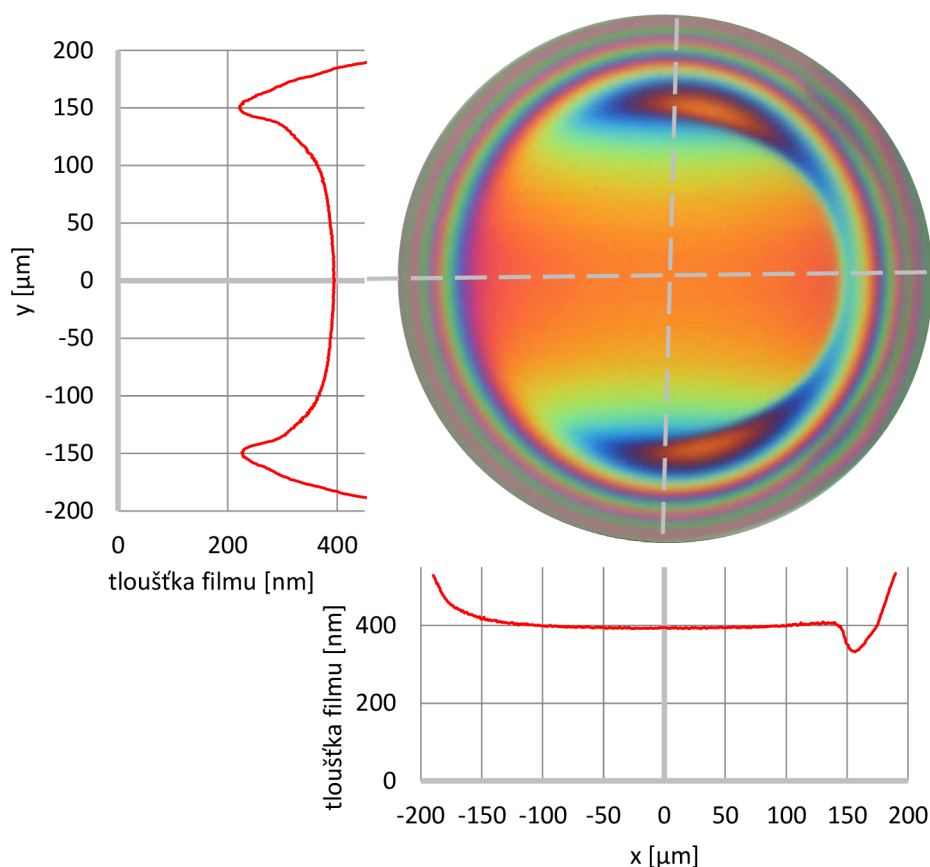
Rozdíly v koeficientech tření v závislosti na rozdílu tepelných vodivostí při tlaku 2,1 GPa jsou zobrazeny na obr. 5-13. Pro kombinaci TiC₂₈ – safír, která má velmi nízký rozdíl tepelných vodivostí byl také zaznamenán velmi malý rozdíl v rozcházení trakčních křivek při opačné hodnotě SRR.



obr. 5-13 Rozdíly v CoF při opačném skluzu pro různé kontaktní kombinace při tlaku 2,1 GPa

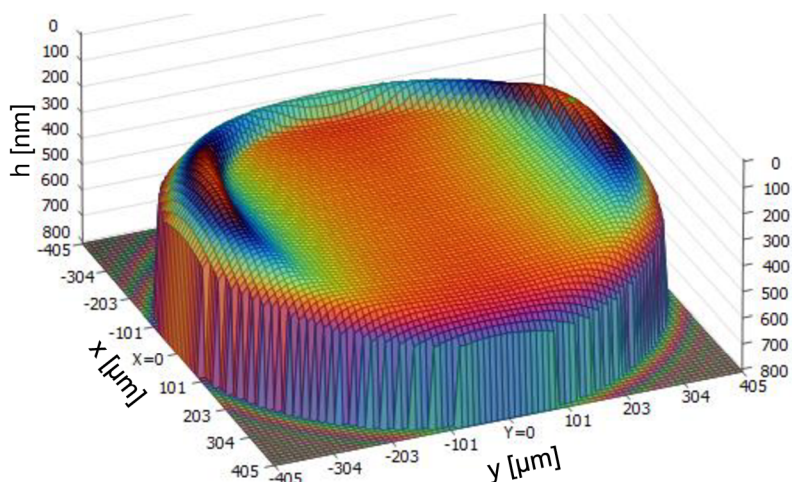
5.4 Ovlivnění tloušťky mazacího filmu

Tloušťka mazacího filmu nemá na tření v kontaktu zásadní dopad, je však nutná k oddělení kontaktních povrchů a dosažení kapalinového režimu mazání, čímž je dosaženo nízkého opotřebení a vysoké životnosti. Současné výzkumy předkládají dvě různé teorie. Jedna říká, že tepelná vodivost kontaktních těles nemá na tloušťku mazacího filmu zásadní vliv, druhá že ano. Proto experimentální výzkum v této oblasti pomůže k osvětlení problematiky. Na obr. 5-14 je zobrazen interferogram pro kombinaci WC – safír při 2,1 GPa za podmínek čistého valení s vertikálním a horizontálním řezem. Na vertikálním řezu kontaktem lze vidět minimální tloušťky mazacího filmu po stranách centrální oblasti. Na horizontálním řezu je vidět tloušťka maziva na vtoku do kontaktu a za centrální oblastí na výtoku z kontaktu. Na tření mají zásadní dopad jevy probíhající v centrální části kontaktu, proto byla pozorována zejména centrální tloušťka mazacího filmu.



obr. 5-14 Interferogram pro kombinaci WC – safír s horizontálním a vertikálním řezem

Rozložení tloušťky mazacího filmu v celém kontaktu pro opět pro kombinaci WC – safír při 2,1 GPa za podmínek čistého valení je zobrazeno na obr. 5-15.



obr. 5-15 3D interferogram pro kombinaci WC – safír při 2,1 GPa při SRR=0

Interferogramy pro kombinace s transparentním diskem při kontaktním tlaku 0,875 GPa pro SRR=1, čisté valení a SRR =-1 jsou zobrazeny v tab. 5-4.

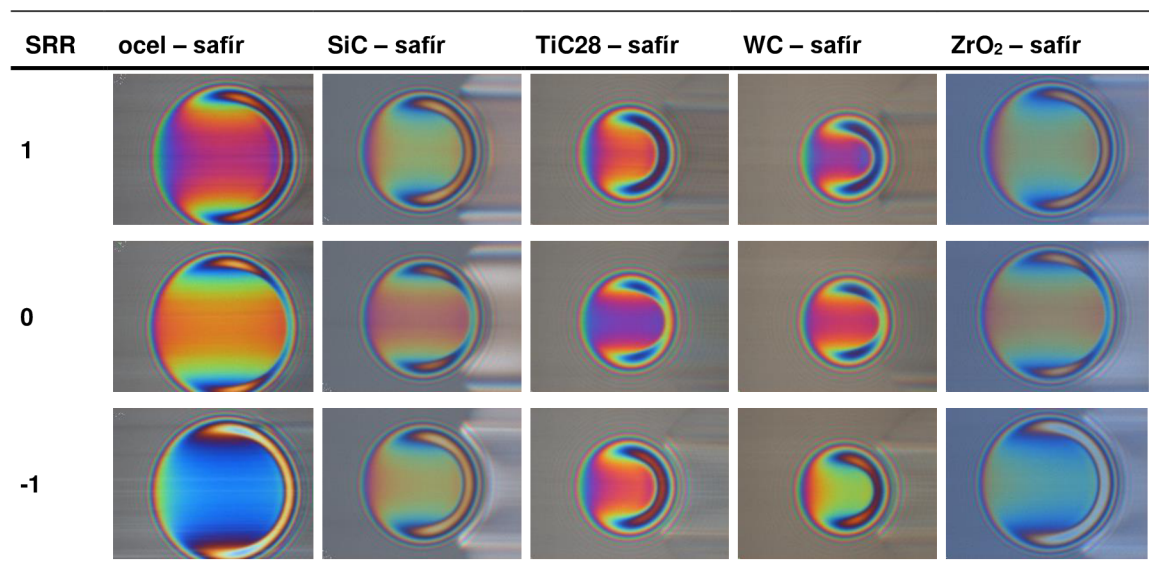
SRR	ocel – sklo	ocel – safír	SiC – sklo	SiC – safír	WC – safír
1					
0					
-1					

SRR	TiC28 – sklo	TiC28 – safír	ZrO ₂ – sklo	ZrO ₂ – safír
1				
0				
-1				

200 μm

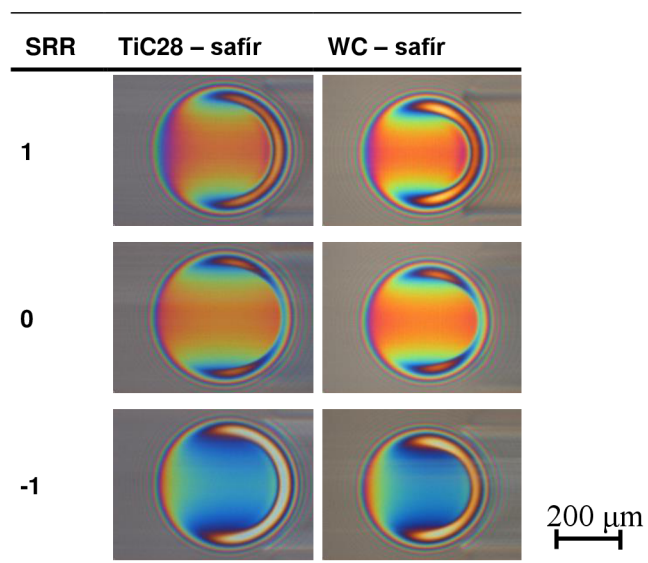
tab. 5-4 Interferogramy pro různé kontaktní dvojice při 0,875 GPa

Pro vyšší kontaktní tlak již není možné použít skleněný disk z důvodu jeho materiálových vlastností. Interferogramy pro kombinace se safírovým diskem při tlaku 1,5 GPa pro SRR=1, čisté valení a SRR =-1 jsou zobrazeny v tab. 5-5.



tab. 5-5 Interferogramy pro různé kontaktní dvojice při 1,5 GPa

Interferogramy pro kombinace se safírovým diskem při tlaku 2,1 GPa pro SRR=1, čisté valení a SRR =-1 lze vidět v tab. 5-6.



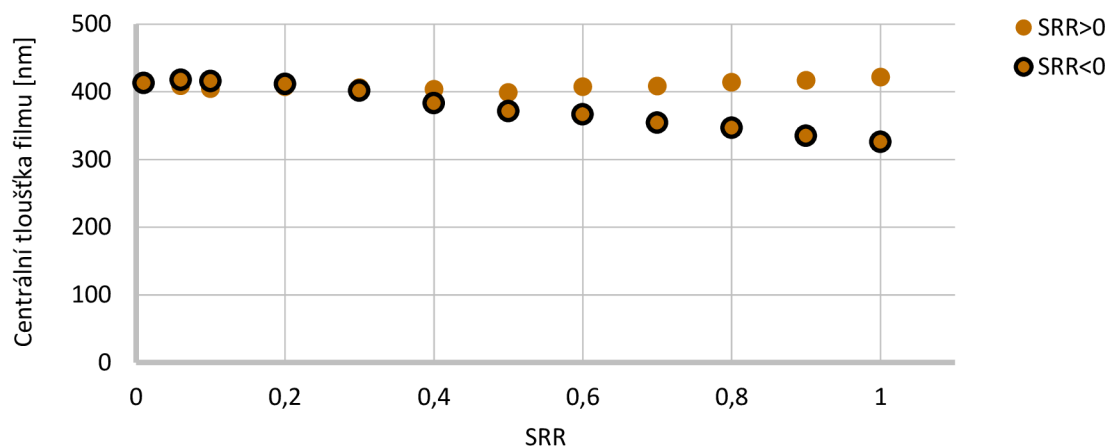
tab. 5-6 Interferogramy pro různé kontaktní dvojice při 2,1 GPa

Pro lepší orientaci ve výsledcích je opět přiložen systém značení experimentálních dvojic.

Materiál kuličky	Barva	Materiál kuličky	Barva	Materiál disku	Symbol
Sklo	■	Ocel	■	Sklo	●
ZrO ₂	■	WC	■	ZrO ₂	◆
TiC28	■	SiC	■	TiC povlak	■
				Safir	▲

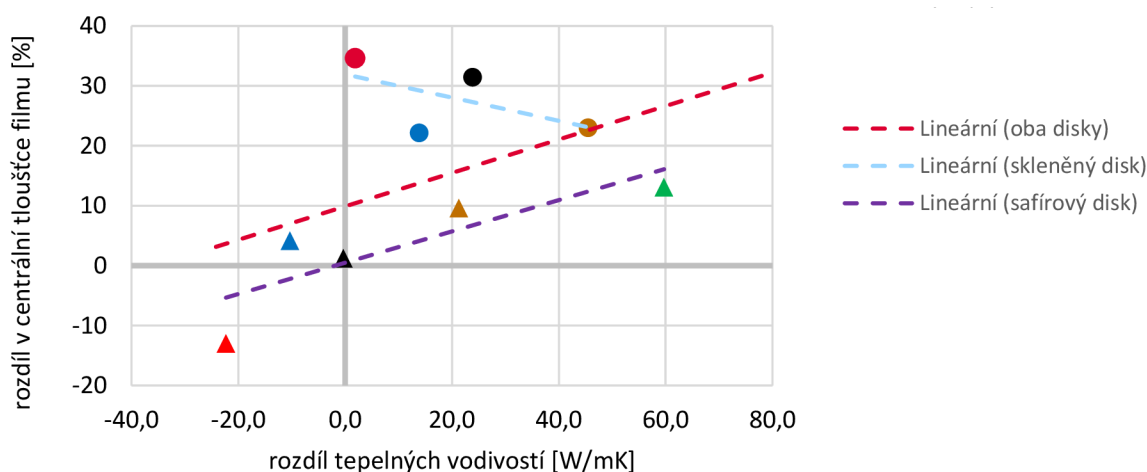
tab. 5-7 Systém značení experimentálních dvojic

Na obr. 5-16 je zobrazena závislost centrální tloušťky mazacího filmu na hodnotě SRR pro kombinaci ocel – sklo při tlaku 0,875 GPa. Je patrné, že je tloušťka filmu závislá na znaménku hodnoty SRR. Za podmínek, kdy se skleněný disk pohyboval rychleji, než ocelová kulička je pozorován nárůst tloušťky filmu oproti opačnému případu. Rozdíl v naměřených hodnotách centrální tloušťky mazacího filmu při opačných hodnotách SRR je v tomto případě 95 nm. Při porovnání k centrální tloušťce při čistém valení to činí 23 %.



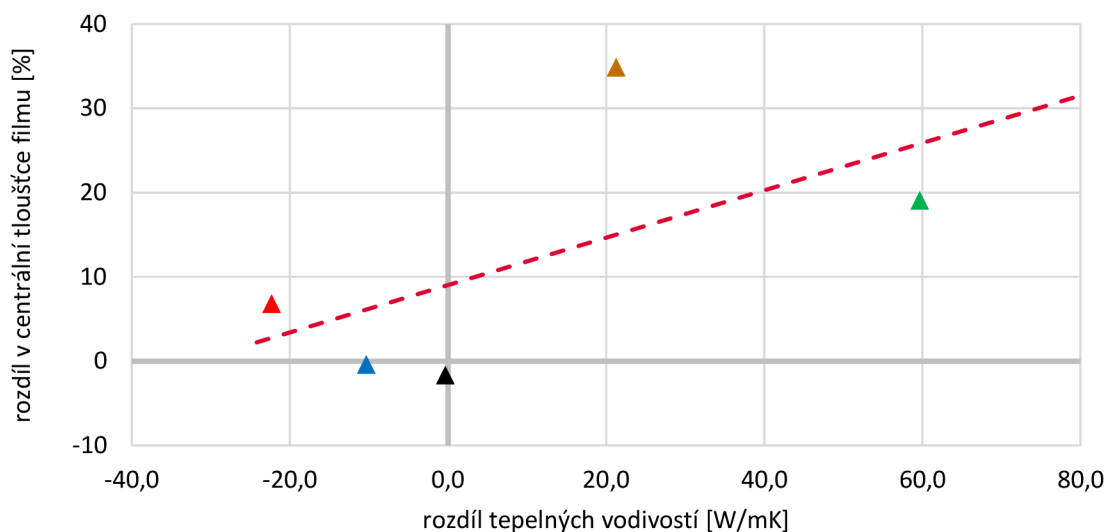
obr. 5-16 Centrální tloušťka filmu při opačných hodnotách skluzu pro kombinace ocel-sklo při 0,875 GPa

V případě navození totožných podmínek, jako je sjednocující kontaktní tlak, střední rychlost, skluz a teplota okolí u všech experimentů, je rozdíl v ovlivnění tloušťky filmu přisuzován, stejně jako u koeficientu tření pouze tepelným vlastnostem kontaktních těles. Rozdíly v centrálních tloušťkách mazacího filmu při opačné hodnotě SRR jsou ovlivněny kondukčním i konvekčním šířením tepla kontaktními materiály. Proto jsou pozorovány rozdíly v tloušťkách mazacího filmu v závislosti na rozdílu tepelných vodivostí kontaktních těles. Závislost při kontaktním tlaku 0,875 GPa je zobrazena na obr. 5-17. Na svislé ose je vyneseno procentuální rozdílné centrálních tlouštěk mazacího filmu při $SRR=1$ a $SRR=-1$ v porovnání s centrální tloušťkou filmu při čistém valení. Můžeme pozorovat rostoucí trend rozdílu centrálních tlouštěk v závislosti na rozdílu tepelných vodivostí, ale pro některé kombinace, například ZrO_2 – sklo, které mají podobné tepelné vodivosti, byl naměřen zásadní rozdíl. Stojí za povšimnutí, že data pro safírový disk (symbol ▲) jsou blízko lineárnímu trendu a procházejí souřadnicí 0;0. Lineární proložení dat pro skleněný disk vykazuje klesající průběh.



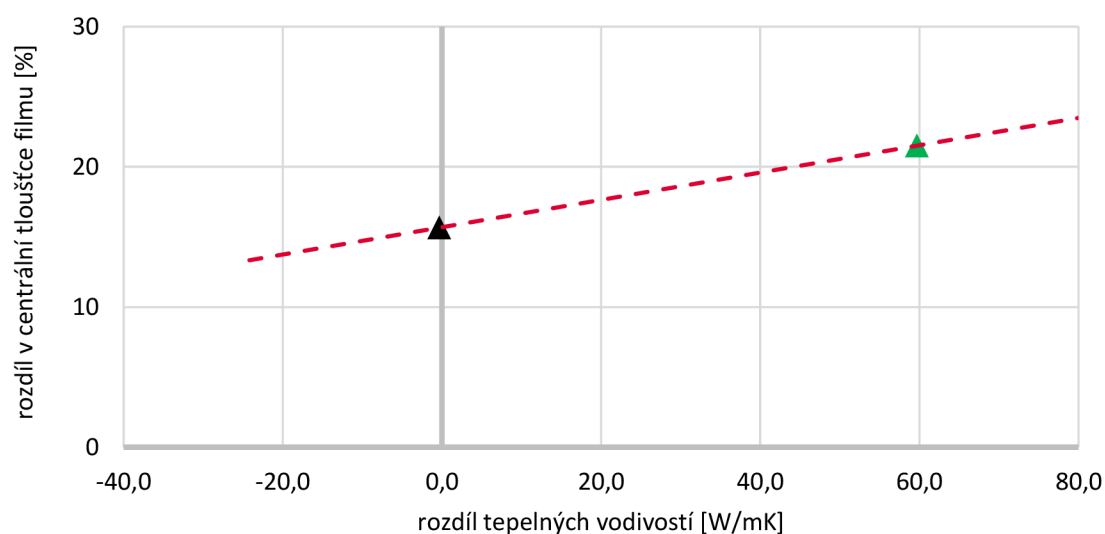
obr. 5-17 Rozdíl v centrálních tloušťkách mazacího filmu pro různé kombinace při 0,875 GPa

Závislost rozdílu v centrální tloušťce filmu při opačném skluzu v závislosti na rozdílu tepelných vodivostí pro tlak 1,5 GPa je zobrazena na obr. 5-18. Trend se jeví opět jako rostoucí, nicméně například kombinace ZrO₂ – safír, vykazuje nárůst tloušťky, přestože je kulička méně vodivá než disk. Také při porovnání bodů mezi daty pro tlak 0,875 GPa a 1,5 GPa není pozorován vzrůstající účinek ovlivnění tloušťky mazacího filmu s rostoucím tlakem.



obr. 5-18 Rozdíl v centrálních tloušťkách mazacího filmu pro různé kombinace při 1,5 GPa

Data pro tlak 2,1 GPa jsou vynesena na obr. 5-19. Byl pozorován nárůst tloušťky filmu i u kombinace TiC₂₈– safír, která má podobné tepelné vodivosti. U této kombinace rozdílné v tloušťkách při opačném skluzu u nižších kontaktních tlaků pozorován nebyl. Pro žádný sjednocující tlak (obr. 5-17, obr. 5-18, obr. 5-19) nebyly proloženy trendy takové, aby procházely souřadnicí 0;0.

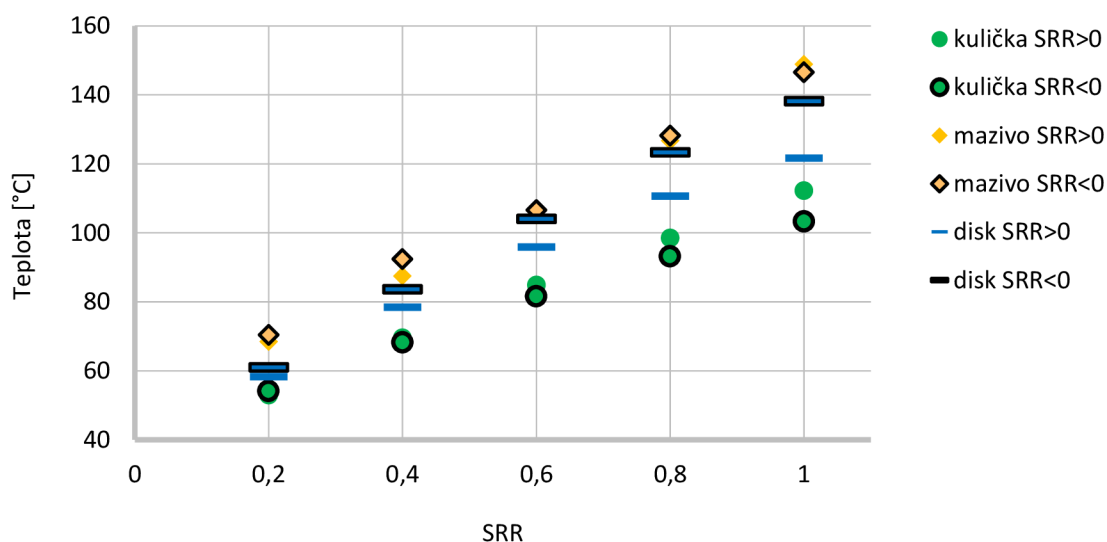


obr. 5-19 Rozdíl v centrálních tloušťkách mazacího filmu pro různé kombinace při 2,1 GPa

5.5 Pozorování teploty v kontaktu

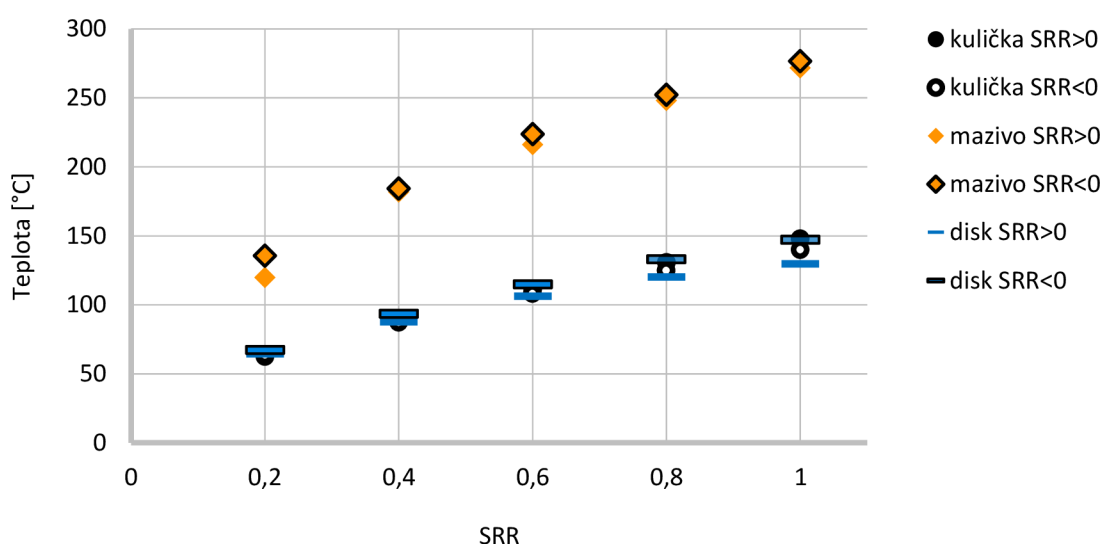
5.5.1 Teploty kontaktních těles a maziva

Rozložení teploty v kontaktu bylo pozorováno metodou infračervené termografie. Vhodné pro pozorování teploty v kontaktu byly pouze 3 kontaktní dvojice a to WC – safír, ocel – safír, TiC28 – safír. Pro správné vyhodnocení musely být nejprve získány kalibrační křivky všech kontaktních těles a kalibrační křivka oleje, speciální pro každou kontaktní dvojici. Výsledkem experimentu bylo pozorování teploty povrchu kontaktních těles a maziva v závislosti na skluzu. Výsledky experimentu pro kombinaci WC – safír při tlaku 2,1 GPa, lze vidět na obr. 5-20. Z výsledků je patrné, že se zvyšujícím se skluzem je roste teplota kontaktních těles i maziva. Dále, že zvyšující se rychlost kuličky vede k nižším teplotám povrchu kuličky a vyšším teplotám povrchu disku. Teplota maziva je přibližně stejná při opačných hodnotách skluzu a nevykazuje, že by se trendy rozcházely, proto se také v následujících vyhodnoceních bere v úvahu zprůměrovaná hodnota teploty oleje při kladném a záporném skluzu. Teplota maziva nárůstem SRR na 1 vystoupala asi na 150 °C.



obr. 5-20 Teploty kontaktních těles a maziva pro dvojici WC-safír při 2,1 GPa

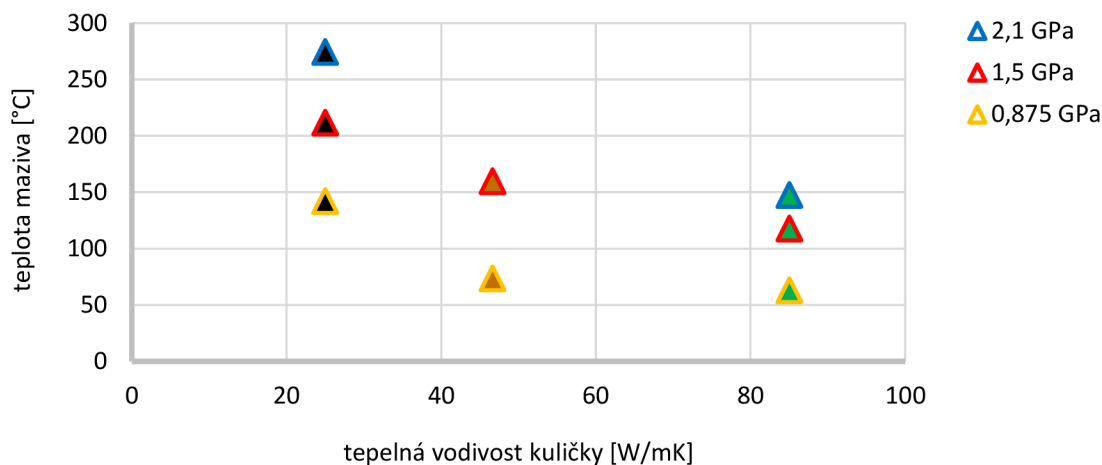
Nejnižší tepelnou vodivost z třech kuliček vhodných pro infračervenou termografii má TiC28 kulička. Výsledky experimentu pozorující rozložení teploty v kontaktu pro kombinaci TiC28 – safir při tlaku 2,1 GPa jsou prezentovány na obr. 5-21. Tepelné vodivosti těchto kontaktních materiálů jsou velmi podobné a z výsledků je patrné, že i kontaktní tělesa dosahují podobných teplot. Stejně jako v předchozím případě je pozorováno, že při zvýšené rychlosti jednoho kontaktního tělesa klesá jeho teplota oproti druhému kontaktnímu tělesu, které se pohybuje rychleji. Rozdíly v teplotě disku při hodnotě $SRR=1$ oproti hodnotě $SRR=-1$ byly v obou případech asi 16 °C. Rozdíly v teplotě povrchu kuličky byly v obou případech také podobné, okolo 9 °C. Teploty disku byly v obou případech podobné, ale použitím rozdílné kuličky byli naměřeny rozdílné teploty jejich povrchů. Zatímco povrch WC kuličky dosahoval při hodnotě $SRR=1$ asi 105 °C, povrch TiC28 kuličky dosahoval asi 145 °C. Nejzajímavějším faktem je nárůst teploty maziva, která v tomto případě narostla až na 275 °C, což je o 125 °C více, než tomu bylo v kombinaci s WC kuličkou. Trend nárůstu teploty vlivem skluzu vykazuje logaritmický průběh s počátkem v ambientní teplotě.



obr. 5-21 Teploty kontaktních těles a maziva pro dvojici TiC28-safir při 2,1 GPa

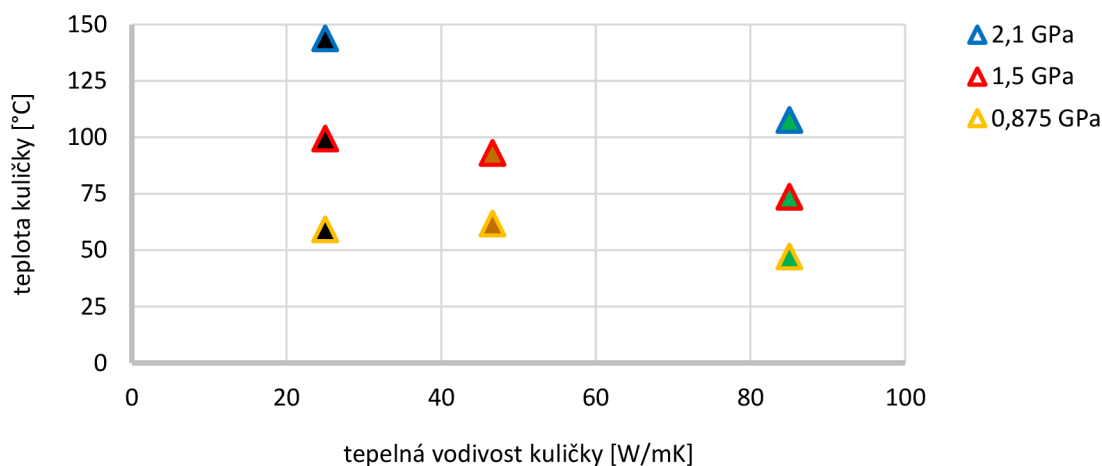
Rozdílné teploty kontaktních povrchů i maziva jsou ovlivněny šířením tepla kondukcí i konvekcí, proto jsou změny mezi jednotlivými kontaktními dvojicemi přisuzovány rozdílné tepelné vodivosti kontaktních materiálů. Protože je disk ve všech případech stejný jsou následující výsledky, které porovnávají kontaktní dvojice navzájem, vykreslovány pouze v závislosti na tepelné vodivosti kuličky. Na obr. 5-22 je zobrazena závislost experimentálně zjištěné teploty oleje na tepelné vodivosti kuličky pro všechny kombinace při absolutní hodnotě $SRR=1$ a při různých tlacích.

Z výsledků je patrné, že vyšší kontaktní tlaky generují vyšší teplotu oleje při zachování stejné kontaktní dvojice. Dále lze pozorovat, že nižší tepelná vodivost kuličky vede k výrazně vyšším teplotám maziva. Jak již bylo výše zmíněno, teplota maziva při tlaku 2,1 GPa dosahovala s TiC28 kuličkou 275 °C a s WC kuličkou 150 °C. Nižší tepelná vodivost kuličky také způsobuje významnější nárůst teploty při nárůstu tlaku. Rozdíl v nárůstu teploty maziva při 2,1 GPa oproti 1,5 GPa u TiC28 kuličky je 60 °C, v kombinaci s WC kuličkou je 30 °C.



obr. 5-22 Nárůst teploty oleje pro různé kontaktní kuličky při různých tlacích

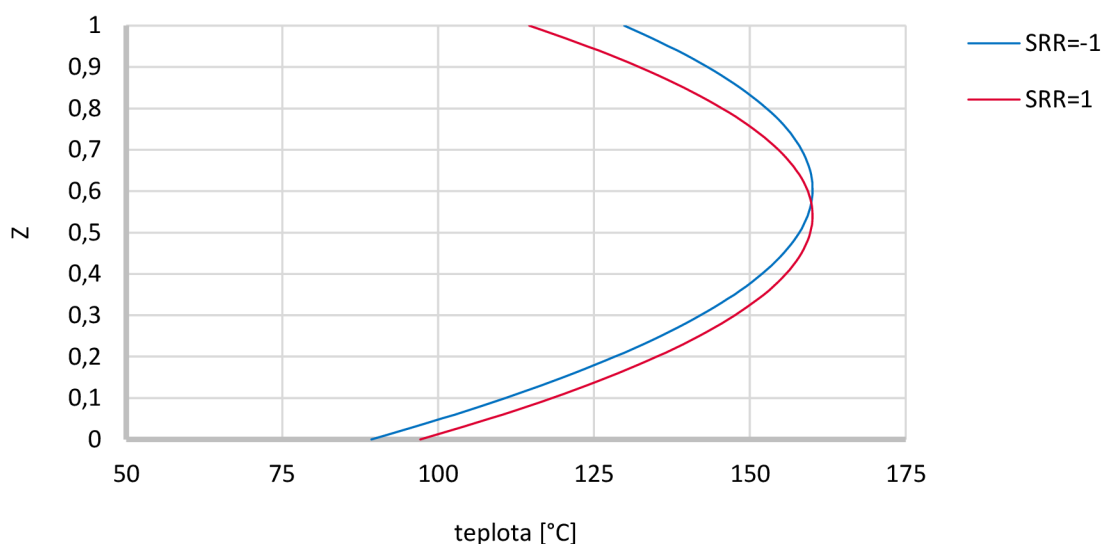
Na obr. 5-23 je zobrazena průměrná teplota povrchů experimentálních kuliček při různých tlacích při absolutní hodnotě SRR=1. Teplota povrchu kuličky s rostoucí tepelnou vodivostí klesá a také stejně jako u teploty maziva lze pozorovat, že nižší tepelná vodivost kuličky vede k zásadnějšímu nárůstu teploty při zvýšení tlaku. U tlaku 0,875 GPa si lze všimnout, že teplota povrchu ocelové kuličky dosahuje vyšší hodnoty než TiC28 kuličky, i přesto že ocel má vyšší tepelnou vodivost než TiC28. Tato mírná anomálie může být způsobena nejistotami měření teploty v kontaktu.



obr. 5-23 Nárůst teploty povrchu kuličky pro různé kontaktní kuličky při různých tlacích

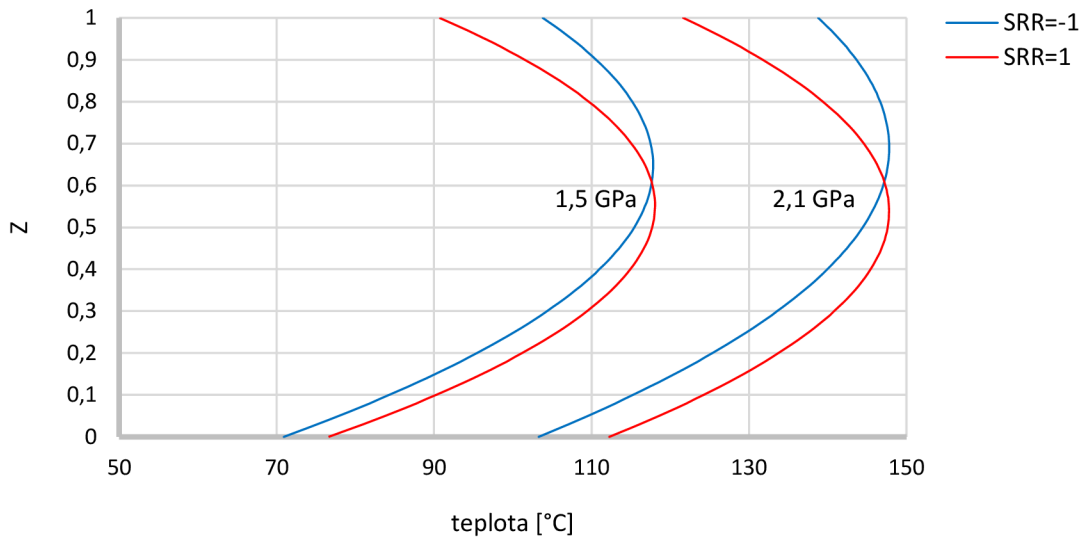
5.5.2 Rozložení teploty napříč kontaktem

Rozložení teploty napříč kontaktem po tloušťce filmu má dle [10, 11] parabolický průběh. Habchi navíc říká, že se místo maximální teploty oleje posouvá vlivem rozdílných tepelných vlastností kontaktních těles blíže k jednomu z povrchů. Vertikální osa následujících grafů představuje řez kontaktem napříč filmem, $Z=1$ charakterizuje povrch disku, $Z=0$ představuje povrch kuličky. Použitá metoda při pozorování teploty maziva měří průměrnou teplotu maziva napříč filmem. Při budování grafu jsou nejprve vyneseny teploty kontaktních povrchů. Maximální průměrná teplota maziva je získána zprůměrováním teplot maziva při kladném i záporném skluzu a její umístění na vertikální ose je hledáno tak, aby byla ve středu paraboly. Na obrázku obr. 5-24 můžete vidět rozložení teploty napříč filmem pro kombinaci ocel – safír při tlaku 1,5 GPa. Z výsledků si lze povšimnout, že při rychleji se pohybující kuličce se maximální průměrná teplota směrem k povrchu disku. Místo maximální průměrné teploty odpovídá na vertikální ose hodnotě $Z=0,6$. Při kladné hodnotě skluzu se maximální teplota také přibližuje k povrchu disku a odpovídá hodnotě $Z=0,54$.



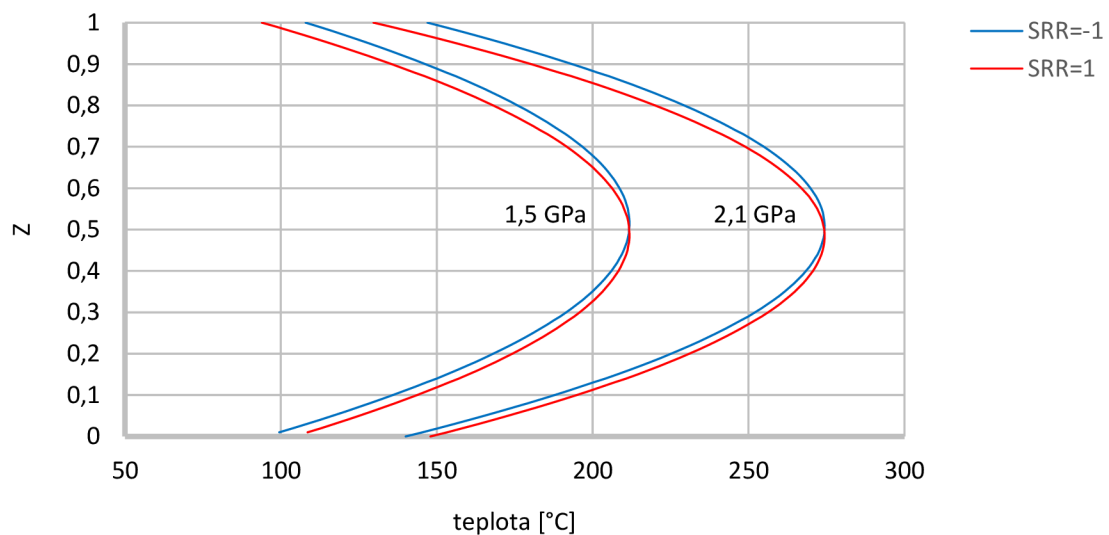
obr. 5-24 Rozložení teploty napříč filmem pro ocelovou kuličku při tlaku 1,5 GPa

Výsledky rozložení průměrné teploty napříč mazacím filmem pro WC kuličku jsou zobrazeny na obr. 5-25. U této kombinace je přiblížení k povrchu méně vodivého disku významnější než u ocelové kuličky, což také koresponduje s faktem, že WC kulička má větší tepelnou vodivost než ocel. Při tlaku 1,5 GPa je místo maximální teploty mazacího filmu při $SRR=-1$ na hodnotě $Z=0,65$. Při kontaktním tlaku 2,1 GPa je hodnota $Z=0,68$. Místo maximální teploty je při kladné hodnotě skluzu také lehce přiblíženo k povrchu disku.



obr. 5-25 Rozložení teploty napříč filmem pro WC kuličku při různých tlacích

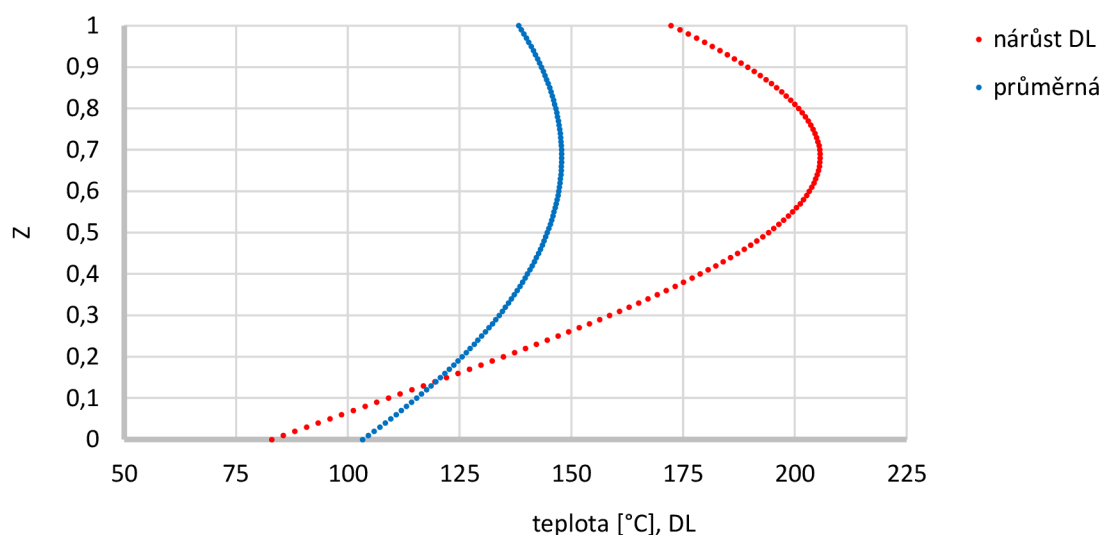
Rozložení průměrné teploty napříč mazacím filmem pro kombinaci TiC28 – safir jsou zobrazeny na obr. 5-26. Tyto kontaktní materiály mají velmi podobné tepelné vodivosti a výsledky také vykazují symetričnost podél střední roviny $Z=0,5$. Místa maximální průměrné teploty maziva jsou pro tlak 1,5 GPa naprosto symetrická podle osy $Z=0$, ($Z_{\text{SRR}=-1}=0,51$, $Z_{\text{SRR}=1}=0,49$). Výsledky pro kontaktní tlak 2,1 GPa opět vykazují symetrii a došlo k mírnému přiblížení maximální průměrné teploty maziva k povrchu kuličky, když měl povrch disku vyšší rychlost ($Z_{\text{SRR}=-1}=0,51$, $Z_{\text{SRR}=1}=0,48$).



obr. 5-26 Rozložení teploty napříč filmem pro TiC28 kuličku při různých tlacích

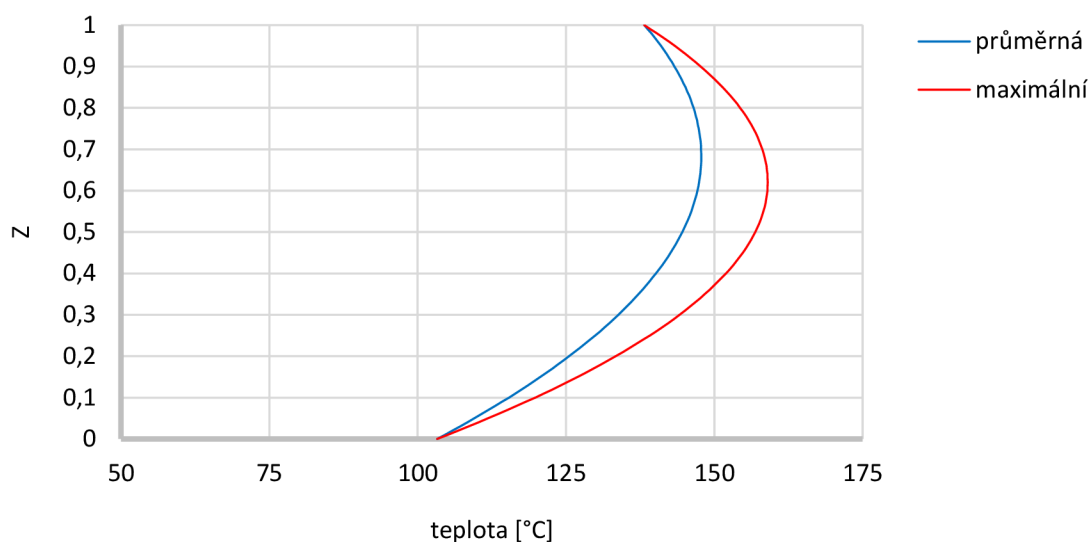
5.5.3 Maximální teplota oleje

Předchozí data rozložení teploty zobrazovala průměrnou teplotu v oleji napříč filmem, průběh maximální teploty maziva napříč filmem je ve skutečnosti vyšší. Při zachycení záření maziva je snímán každý přírůstek záření od maziva, který není napříč kontaktem stejný. Experimentálně zjištěná hodnota je více ovlivněna zářením míst o vyšší teplotě, místa s nižší teplotou mají na výsledek menší vliv. Reálný profil teploty maziva je tedy posazen výše, při zachování teploty kontaktních těles. Experimentálně zjištěná teplota maziva má charakter průměrné hodnoty křivky. Ke zjištění reálné maximální hodnoty maziva je třeba profil rozdělit na jemné elementy. V každém elementu vyhodnotit průměrnou teplotu a podle teploty pomocí invertované kalibrační funkce pro olej vyhodnotit nárůst digital levelů. Závislost nárůstu digital levelů na průměrné teplotě maziva pro kombinaci WC – safir při tlaku 2,1 GPa a SRR=-1 je na obr. 5-27.



obr. 5-27 Získání váhové funkce v závislosti na průměrné teplotě maziva napříč filmem

Nárůst digital levelů poslouží jako váhová funkce. Vyšší teploty totiž mají na záření významnější vliv než nižší. Následně je odhadnuta maximální teplota maziva, nalezeno její místo napříč filmem (ta se mírně přiblíží ke středové ose) a s využitím váhové funkce je iteračně zjišťováno, zda vážená průměrná hodnota odpovídá průměrné experimentálně zjištěné maximální teplotě. obr. 5-28 zobrazuje porovnání průběhů průměrné a maximální teploty maziva napříč filmem pro kombinaci WC – safir při tlaku 2,1 GPa a SRR=-1. Modrá křivka je simulovaný průběh teploty po tloušťce při uvažování maximální teploty maziva, která odpovídá experimentálně zjištěné hodnotě, která má spíše charakter průměrné teploty maziva. Červený průběh vznikl dopočítáním maximální hodnoty maziva tak aby vážený průměr odpovídal experimentálně zjištěné hodnotě. Maximální teplota maziva byla vyhodnocena na 159 °C (průměrná 148 °C) a místo $Z=0,62$.



obr. 5-28 Rozdíl mezi průměrnou a maximální teplotou maziva napříč filmem

5.5.4 Vliv nárůstu teploty na koeficient tření

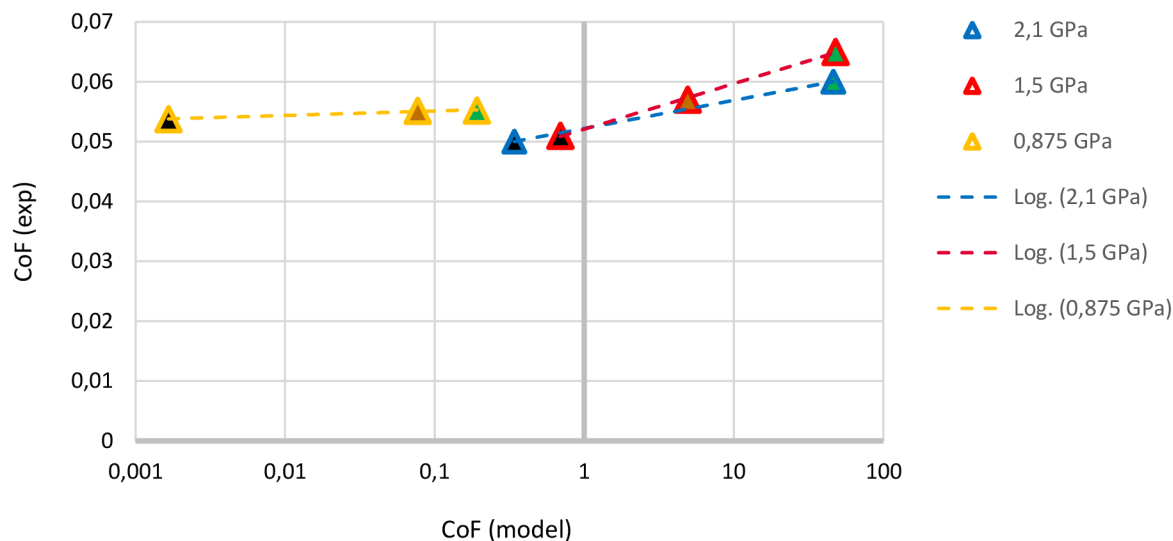
Snížení tření je pro kombinace při stejných tlacích přisuzováno snížení viskozity maziva vlivem navýšení jeho teploty. Při zjednodušeném modelování systému kontaktu jako konfiguraci dvou paralelních desek vyplněných mazivem a uvažování dominantního Couettova toku lze koeficient tření analyticky odhadnout podle rovnice: $CoF = \frac{\tau}{\frac{2}{3} \cdot p_H}$.

Dynamická viskozita μ byla vypočítána z modelu pro TOTM podle Baira [11, 59, 60]. Smykové napětí je získáno z rovnice $\tau = \mu \frac{\Delta u}{h}$ (kapitola 2.1). Výsledky jsou zobrazeny v tab. 5-8.

Dvojice	p_H [GPa]	p_{HS} [GPa]	t (exp.) [°C]	μ [Pa·s]	τ [Pa]	CoF	CoF (exp.)
TiC28 – safír	2,1	1,4	275	0,163	$4,75 \cdot 10^5$	0,34	0,05
WC – safír	2,1	1,4	148	22,92	$6,46 \cdot 10^7$	46,1	0,06
TiC28 – safír	1,5	1	211	1,07	$6,85 \cdot 10^5$	0,69	0,051
ocel – safír	1,5	1	160	16,33	$4,91 \cdot 10^6$	4,9	0,057
WC – safír	1,5	1	118	602	$4,78 \cdot 10^7$	47,8	0,065

tab. 5-8 Vliv nárůstu teploty na smykové napětí a koeficient tření

Z výsledků v tabulce tab. 5-8 je patrné, že experimentálně zjištěné koeficienty tření zásadně nesouhlasí s koeficienty získané na základě modelu. Nicméně po vynesení do grafu (obr. 5-29) se podařilo najít logaritmickou závislost.



obr. 5-29 Závislost CoF získaných na základě modelu s experimentálně zjištěnými

5.5.5 Analytický odhad nárůstu teploty v kontaktu

Snížení tření je přisuzováno navýšení teploty maziva, což má za následek snížení jeho viskozity. Je možný odhad množství uloženého tepla v samotném mazacím filmu a tím odhadnout velikost konvekčního členu odvodu tepla mazivem vůči ostatním mechanismům. Výkon, kterým se ohřeje mazivo lze při zjednodušení odhadnout z rovnice: $P = CoF \cdot F_N \cdot (V_1 - V_2)$ [11] (kapitola 2.3.6). Z rovnice: $P = Q \cdot t$, kdy je za čas dosazena doba průchodu maziva poloměrem kontaktní oblasti, je spočítáno teplo, kterým se mazivo zahřívá. Podle klasické kalorimetrické rovnice: $Q = m \cdot c \cdot \Delta t$, kdy je jako objem maziva brán obsah kontaktní oblasti vynásobený experimentálně zjištěnou centrální tloušťkou maziva, je spočítán teoretický nárůst teploty maziva. Tento výpočet vychází z předpokladu adiabatického děje, kdy veškeré generované teplo je použito k nárůstu teploty oleje. Experimentálně zjištěná hodnota je porovnána s analyticky spočítanou a tím lze odhadnout, jaká část tepla byla odvedena konvekcí mazacího filmu. Zbytek tepla byl tedy logicky odveden kondukcí do kontaktních těles. V tab. 5-9 jsou výsledky pro experimentální dvojice, u kterých byla měřena teplota v kontaktu pro 1,5 a 2,1 GPa při SRR=1. Analyticky zjištěný podíl odvedeného tepla kondukcí do kontaktních těles dosahuje téměř 100 %, z toho lze usoudit, že mechanismy odvodu tepla kontaktními tělesy jsou významné. Při porovnání kombinací vyplývá, že kuličky s vyšší tepelnou vodivostí (WC, ocel) odvedly více tepla z kontaktu než TiC28 kulička s menší tepelnou vodivostí.

Dvojice	p_H [GPa]	P [W]	Δt [°C]	Δt (exp.) [°C]	Odvedeno do kont. těles [%]
TiC28 – safír	2,1	7,7	21 370	235	98,9
WC – safír	2,1	7,3	22 095	108	99,5
TiC28 – safír	1,5	2,9	9 483	132	98,6
ocel – safír	1,5	8	18 505	80	99,6
WC – safír	1,5	2,9	11 059	38	99,7

tab. 5-9 Analytický odhad odvedeného tepla

Přístup k odhadu nárůstu teploty maziva, který pracuje s tepelnými vlastnostmi kontaktního tělesa se zakládá na Pecletově čísle (kapitola 2.3.6). Vypočtená Pecletova čísla dle rovnice: $L = \frac{V \cdot a}{2 \cdot \alpha}$ pro materiály pro nejkrajnější podmínky ($V = 1,5$ m/s, $F_N = 150$ N) můžete vidět v tab. 5-10. Pro experimentální materiály, u kterých byla měřena teplota, dosahují Pecletova čísla nižší hodnoty než 0,1. Proto byl analyticky spočítán nárůst průměrné teploty v oleji podle vzorce: $t_{av} = 0,25 \cdot \frac{CoF \cdot F_N \cdot (V_1 - V_2)}{k \cdot a}$. Protože rovnice předpokládá obě kontaktní tělesa ze stejného materiálu je za k dosazena průměrná tepelná vodivost kontaktních. Výsledky se poměrně shodují s experimentálně získanými daty.

Materiál	L	Dvojice	p_H [GPa]	t_{av} [°C]	t (exp.) [°C]	Odchylka výpočtu [%]
Sklo	0,36	TiC28 – safír	2,1	414	275	51
ZrO ₂	0,13	WC – safír	2,1	200	148	35
TiC28	0,03	TiC28 – safír	1,5	216	172	26
Safír	0,01	ocel – safír	1,5	264	120	120
Ocel	0,01	WC – safír	1,5	165	78	111
WC	0,01					
SiC	0,02					

tab. 5-10 Pecletova čísla experimentálních materiálů s analytickým odhadem nárůstu teploty

Analytický odhad teploty v kontaktu, který pracuje jak s teplotou mazacího filmu tak s teplotou kontaktních těles představuje Archard [16] rovnicí: (kapitola 2.3.6)

$$\bar{T}_{oil} = T_0 + \Delta\bar{T}_{surf} + \Delta\bar{T}_{oil} = T_0 + \frac{1}{(2\pi \cdot k_s \cdot \rho \cdot c)^{0,5}} \cdot \left(\frac{2a_s}{V}\right)^{0,5} \cdot q + \frac{h_c}{8 \cdot k_{oil}} \cdot q, \quad \text{kde } q = \frac{F_N \cdot CoF \cdot u_s}{\pi \cdot a^2}$$

Výsledky jsou zobrazeny v tab. 5-11. Přístup předpokládá stejné oba kontaktní materiály, proto byly všechny materiálové vlastnosti zprůměrovány, stejně tak byly zprůměrovány experimentálně zjištěné teploty kontaktních těles. Analyticky zjištěné teploty jsou výrazně nižší než experimentálně naměřené.

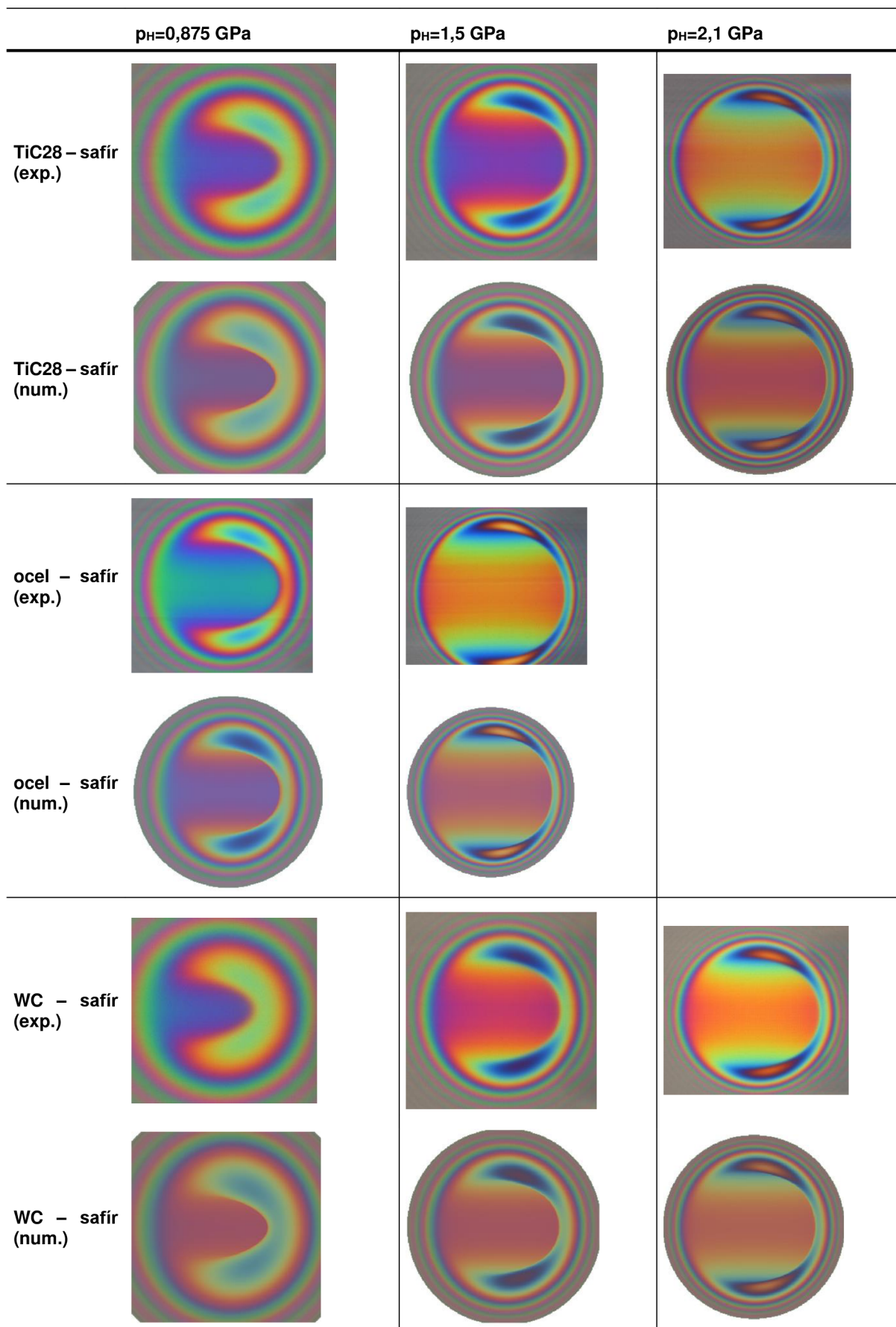
Dvojice	p _H [GPa]	ΔT _{surf}	ΔT _{surf,exp}	Odch. výpočtu [%]	T _{oil}	T _{oil,exp}	Odch. výpočtu [%]
TiC28 – safír	2,1	52,7	101,2	48	114,6	275	58
WC – safír	2,1	37,7	78,9	52	104,7	148	29
TiC28 – safír	1,5	32,5	60,3	46	91,2	172	47
ocel – safír	1,5	41,7	67,7	38	100,9	120	6
WC – safír	1,5	24,6	45,5	46	87,7	78	12

tab. 5-11 Analytický odhad teploty v kontaktu podle Archarda

5.6 Porovnání s numerickými simulacemi

5.6.1 Isotermální simulace

Numerické simulace ke zjištění tloušťky mazacího filmu vznikly na základě modelu popsaného v [61]. Protože model funguje na základě předpokladu isotermálního a Newtonovského chování maziva, lze jej spolehlivě použít pouze k predikci tloušťky mazacího filmu za podmínek čistého valení. Byl použit Roelandův viskozitní model s dynamickou viskozitou maziva při 40 °C a atmosférickém tlaku $\eta_0=82,03$ mPa·s a tlakově viskózní koeficient $\alpha=19,7$ GPa⁻¹. Na základě numericky zjištěných dat a barevné škály interferenčních barev jsou vytvořeny syntetické interferogramy, které lze porovnat s experimentálně pozorovanými. V tab. 5-12 jsou porovnány numericky získané a experimentálně zjištěné interferogramy pro kuličky z TiC28, WC a oceli v kombinaci se safírovým diskem pro různé tlaky při čistém valení. Interferogramy jsou pro lepší porovnání bez měřítka. Experimentálně zjištěné interferogramy s měřítkem jsou zobrazeny v kapitole 5.4.



tab. 5-12 Porovnání experimentálních a numericky získaných interferogramů

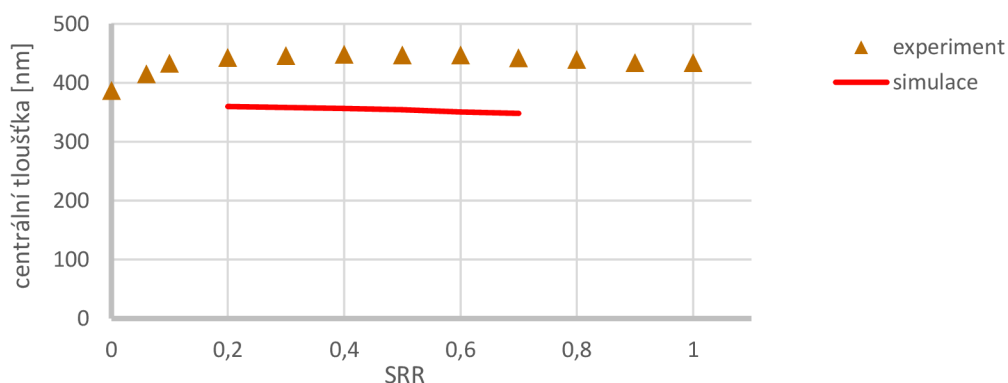
Porovnání experimentálně zjištěných a numericky simulovaných centrálních a minimálních tloušťek mazacího filmu z interferogramů v tab. 5-12 je zobrazeno v tab. 5-13. Již z interferogramů v předchozí tabulce lze odhadnout, že interferogramy získané na základě numerických simulací jsou podobné těm experimentálním. Z porovnaných výsledků vyplývá, že simulace velmi dobře predikují centrální i minimální tloušťku maziva, ale ve většině případů ji lehce podhodnocuje.

Dvojice	p_H [GPa]	h_c [nm] (exp.)	h_c [nm] (num.)	odchylka simulace [%]	h_{min} [nm] (exp.)	h_{min} [nm] (num.)	odchylka simulace [%]
TiC28 – safír	0,875	442	403	9,7	324	275	17,8
ocel – safír	0,875	445	416	7	265	307	13,7
WC – safír	0,875	432	396	9,1	323	310	4,2
TiC28 – safír	1,5	434	393	10,4	264	249	6
ocel – safír	1,5	387	384	0,8	200	200	0
WC – safír	1,5	425	393	8,1	259	260	0,4
TiC28 – safír	2,1	376	375	0,3	206	204	1
WC – safír	2,1	393	378	4	212	217	2,3

tab. 5-13 Porovnání experimentálních a numericky získaných centrálních a minimálních tloušťek

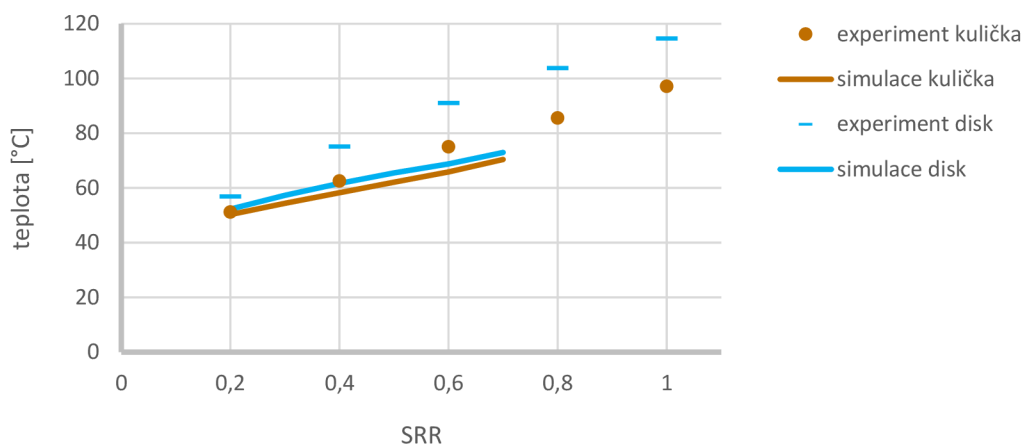
5.6.2 Termální simulace

Numerická simulace metodou konečných prvků dle reference [66], kdy je zohledněno právě termální chování kontaktu vznikla pro kombinaci ocel – safír při 1,5 GPa pro SRR 0,2 – 0,7. Viskoziční reologický model maziva je založen na [59] a neneutronovský model smykového řidnutí maziva je Eyringův s parametrem $\tau_0=4,7$ MPa. Ke správné predikci tření je zapotřebí simulovat data pro tloušťku mazacího filmu a rozložení teploty v kontaktu. Nejprve jsou tedy na obr. 5-30 porovnány experimentální a numericky zjištěná data pro centrální tloušťky mazacího filmu. Hodnoty se neshodují v absolutních hodnotách, ale trendově si jsou podobná, centrální tloušťka mazacího filmu mírně klesá s hodnotou SRR.



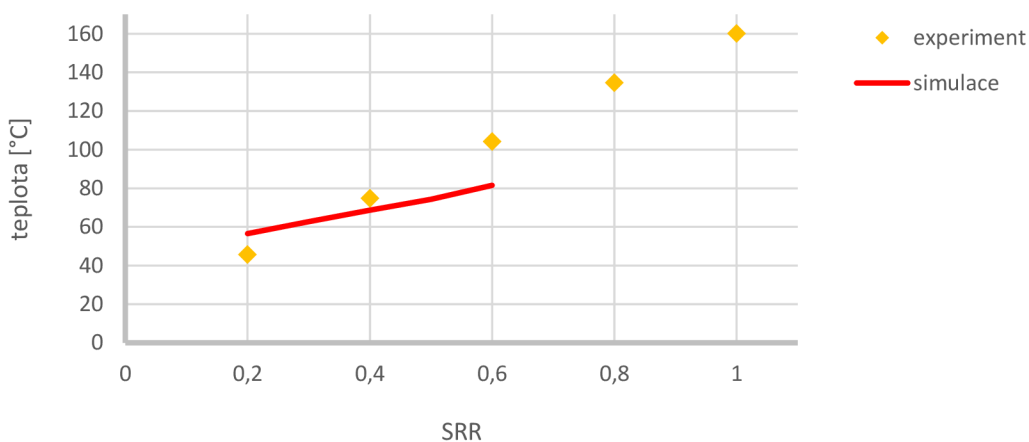
obr. 5-30 Porovnání experimentální a numericky zjištěné centrální tloušťky mazacího filmu

Dále jsou porovnána data pro rozložení teploty v kontaktu. Numerická simulace k predikci tření v první řadě pracuje s teplotou maziva. Významná část tepla z kontaktu je však odváděna kondukcí do kontaktních těles, proto k lepšímu pochopení termálního chování kontaktu jsou zkoumány také teploty kontaktních těles. Na obr. 5-31 jsou porovnány experimentálně získané teploty s numerickou simulací. Experimentálně získaný trend nárůstu teplot kontaktních těles je výrazně strmější než data numerické simulace. Teplota disku je však vždy vyšší než teplota kuličky, protože tepelná vodivost oceli je vyšší než tepelná vodivost safíru. Při kladném skluzu, kdy se disk otáčí rychleji, než kulička roste schopnost disku odvádět teplo z kontaktu pomocí konvekce a tím dochází k poklesu jeho teploty. Lze tedy předpokládat, že pro opačnou hodnotu skluzu by se křivky pro teplotu disku a kuličku více rozcházely.



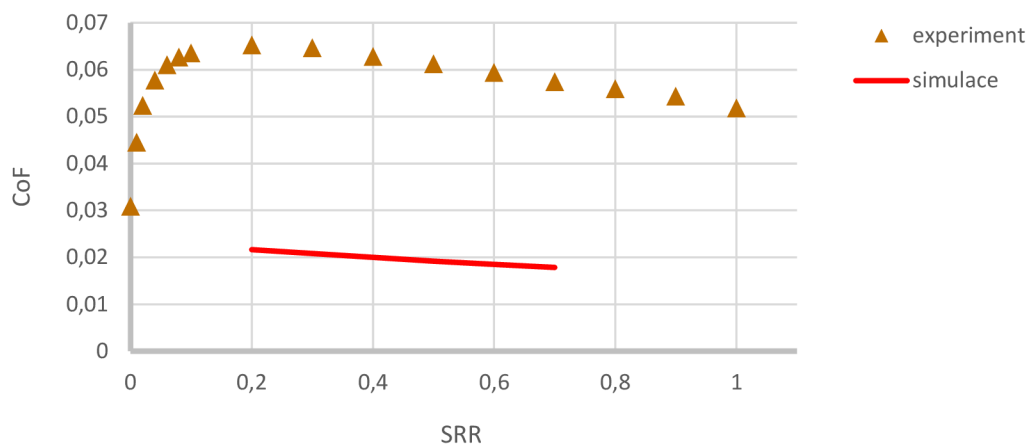
obr. 5-31 Porovnání experimentálně získaných dat s numerickou simulací pro teploty kontaktních těles

Na obr. 5-32 je zobrazeno porovnání experimentálně získaných dat s numerickou simulací pro teplotu maziva. Stejně jako u trendu nárůstu teplot kontaktních těles i zde můžeme pozorovat mírnější trend nárůstu teploty maziva se zvyšujícím se skluzem získaný na základě numerických simulací oproti experimentálně zjištěnému.



obr. 5-32 Porovnání experimentálně získaných dat s numerickou simulací pro teplotu maziva

Po získání tloušťky a teploty mazacího filmu na základě numerických simulací je možné predikovat také tření. Na obr. 5-33 je porovnána trakční křivka získaná na základě numerických simulací s experimentálně zjištěnou. Data numerické simulace vykazují výrazně nižší koeficient tření než experimentální data, i přesto, že teplota maziva získaná na základě numerických simulací byla nižší než experimentálně zjištěná. Lze však pozorovat podobný trend poklesu trakční křivky se zvyšujícím se skluzem, který je způsoben nárůstem teploty maziva vlivem rostoucího skluzu.



obr. 5-33 Porovnání trakční křivky získané numerickou simulací s experimentální

6 DISKUZE

6.1 Předpoklad šíření tepla v kontaktu

Předpoklad šíření tepla v EHD kontaktu v kapitole 4.2 se neúplně shoduje s prací Habchiho [10], který považuje za zásadní materiálovou vlastnost tepelnou setrvačnost. Už samotný význam slova setrvačnost charakterizuje schopnost hmoty odolávat změně. Proto by materiály s vysokou tepelnou setrvačností neměly být náchylné na změnu teploty a měly by omezenou schopnost odvádět teplo. Dále Habchi konstatuje, že zásadní odvod tepla z kontaktu zaručuje mazivo konvekcí. Z předpokladu v kapitole 4.2 vyplývá, že schopnost odvodu tepla kondukcí závisí na difuzivitě materiálu, tu mají kontaktní tělesa několikanásobně vyšší než mazivo a míra tepelného ovlivnění kontaktních těles kondukcí dosahuje několika násobku tloušťky maziva. Z toho lze předpokládat, že odvod tepla kontaktními tělesy hraje v systému EHD kontaktu velmi důležitou roli a je zásadnější než odvod tepla mazivem. To je také podpořeno výsledky v tab. 5-9, kdy je pomocí analytického odhadu nárůstu teploty maziva odhadnut poměr tepla odvedeného mazacím filmem a kontaktními tělesy. Habchi však ve své práci simuluje podmínky při tlaku 0,62 GPa a nárůst teploty maziva je asi 25 °C. V analytických rovnicích pro výpočet nárůstu teploty v tab. 2-1 (výsledky v tab. 5-10), které prokázaly relativně dobrou shodu s experimentálními daty, vystupuje tepelná vodivost. Tepelná difuzivita ale hraje roli při zjišťování Pecletova čísla. V případě, kdy je Pecletovo číslo větší než 0,1, což je pro materiály sklo a ZrO₂, jsou rovnice pro výpočet teploty maziva s nižšími koeficienty. Z toho lze usoudit, obě tyto tepelné vlastnosti mají na výslednou teplotu v kontaktu vliv.

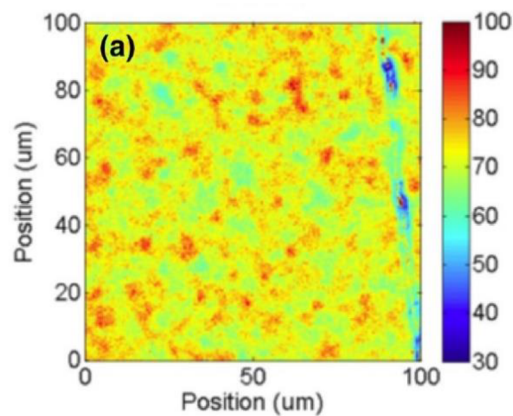
Současné výzkumy předkládají dvě různé teorie pohledu na plné vysvětlení trakční křivky v EHD kontaktu. První říká, že termální ovlivnění chování kontaktu je čistě reologická záležitost maziva. Vlivem vysokého kontaktního tlaku, vysoké rychlosti a skluzu dochází k nárůstu teploty maziva, což vede ke snížení jeho viskozity a koeficientu tření. Druhý pohled na věc říká, že je EHD kontakt komplexní systém a je ovlivněn více faktory. Například geometrie vtoku není stejná pro různé kombinace i přestože je navozen stejný kontaktní tlak. V tomto případě by nebylo možné jednoduše hledat závislost chování kontaktu na tepelných vlastnostech kontaktních těles pomocí sjednocujících kontaktních tlaků. V tomto případě by bylo potřeba mít kontaktní tělesa ze stejných materiálů a pouze měnit tepelné vlastnosti povlaků. Protože tenký povlak nemá na modul pružnosti základového tělesa vliv měly by veškeré kombinace také stejnou geometrii vtoku při zatížení stejnou silou.

6.2 Predikce trakčních režimů

Reologický model podle [59] pro mazivo TOTM byl použit na pro výpočet smykového napětí, což je zásadním parametrem chování mazaného kontaktu a k predikci trakčních režimů. K predikci trakčních režimů bylo využito práce [5], kde jsou dle bezrozměrných čísel kvantifikovány trakční režimy. Autoři se však zabývají nízkoviskózním mazivem, proto použití stejné metodiky pro vysokoviskózní mazivo nebylo ověřeno, tudíž nemusí být platné. Bezrozměrná čísla jsou spíše vhodná pro numerické simulace. Dále práce, ze které predikce trakčních režimů vychází, nebere v úvahu tepelné vlastnosti kontaktních těles. Proto je použití této predikce omezené.

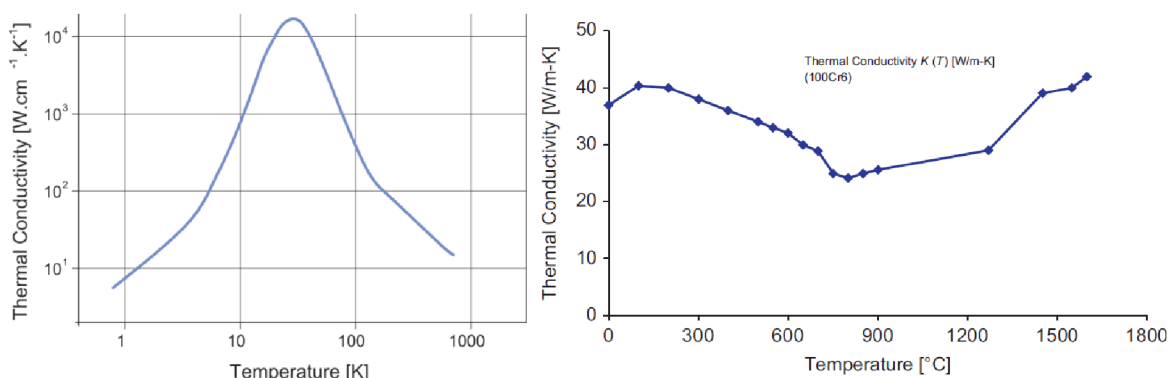
6.3 Tepelné vlastnosti kontaktních těles

V práci bylo použito specifických kontaktních vzorků, kterými se doposud v rámci elastohydrodynamického mazání nikdo nezabýval. Tepelné vlastnosti kontaktních těles byly v této práci převzaty převážně z teoretických hodnot. Pro některé materiály se teoretické hodnoty značně liší a zejména v případě karbidů jsou silně závislé na jemnosti zrn. Na obr. 6-1 jsou ukázány experimentálně zjištěné hodnoty tepelné vodivosti karbidu wolframu, lze vidět, že tepelná vodivost je poměrně silně závislá na struktuře materiálu.



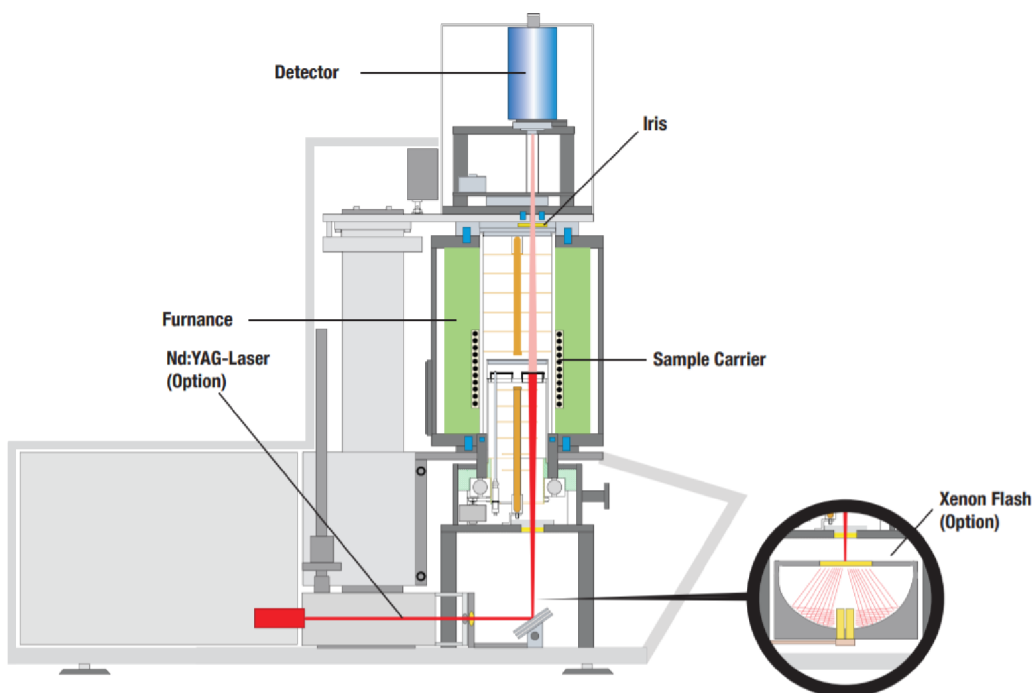
obr. 6-1 Mapa tepelné vodivosti karbidu wolframu, škála v W/mK [44]

Dalším parametrem, který ovlivňuje tepelné vlastnosti je teplota a tlak. Na obr. 6-2 lze vidět, jak je tepelná vodivost safíru (vlevo), oceli 100Cr6 (vpravo) ovlivněna teplotou.



obr. 6-2 Závislost tepelné vodivosti safíru (vlevo), oceli (vpravo) na teplotě [62, 63]

Na obr. 6-3 je zobrazen princip metody Laser Flash, sloužící k velmi přesnému měření tepelných vlastností materiálů za použití laserové metody. Na zkoumaný vzorek se vyšle laserový puls o známém výkonu a infračervenou kamerou se pozoruje šíření tepla na druhé straně vzorku. Vzorky musí být pro konvenční zařízení ve tvaru malých disků o průměru cca 20 mm a tloušťky cca 2 mm [64, 65].



obr. 6-3 Princip měření tepelných vlastností materiálů metodou Laser Flash [64]

Korektní přístup ke zjištění tepelných vlastností a okrajových podmínek pro numerické simulace by zahrnoval vyrobení a proměření vzorků přímo z experimentálních těles, což z časových důvodů nemohlo být realizováno a může být pokračováním této práce. V [44] je představen princip měření tepelných vlastností přímo kontaktních těles pomocí dvou laserů, kdy jeden slouží jako zdroj tepla a druhý k detekci teplotních změn na vzorku.

6.4 Měření trakčních křivek

Třecí moment je na tribometru měřen na hřídeli pohonu kuličky momentovým snímačem od firmy Burster model 8661. Koeficienty tření jsou dopočítávány z rovnice: $CoF = \frac{M_k}{F_N \cdot r_k}$. Z dat vyplývá, že vyšší kontaktní tlak nevede k zásadnímu ovlivnění koeficientu tření. Pro vyšší zatížení k navození vyššího kontaktního tlaku však zásadně narostl snímaný třecí moment. Například pro dvojici ocel – safír při kontaktním tlaku 0,875 GPa dosahoval třecí moment asi 20 N·mm, při kontaktním tlaku 1,5 GPa se moment pohyboval okolo 100 N·mm. Při uvažování odchylky snímače momentu 1 N·mm dostáváme, že při kontaktním tlaku 0,875 GPa dosahuje odchylka CoF asi 5 %, při kontaktním tlaku 1,5 GPa pouze 1 %. Stejně tak se do odchylky projeví parazitní momenty od podpůrných ložisek. Z toho obecně vyplývá, že data pro nižší kontaktní tlaky jsou zatíženy větší chybou než vyšší kontaktní tlaky. Vysokého kontaktního tlaku lze dosáhnout pouze s materiály s vysokým modulem pružnosti, proto pro kontaktní tlak 2,1 GPa byly vhodné pouze 2 kontaktní dvojice. Z těchto důvodů se jako nejvhodnější způsob pro získání závislosti ovlivnění koeficientu tření na tepelných vlastnostech kontaktních materiálů formou 3D mapy tření nabízí kontaktní tlak 1,5 GPa.

6.5 Tloušťka mazacího filmu

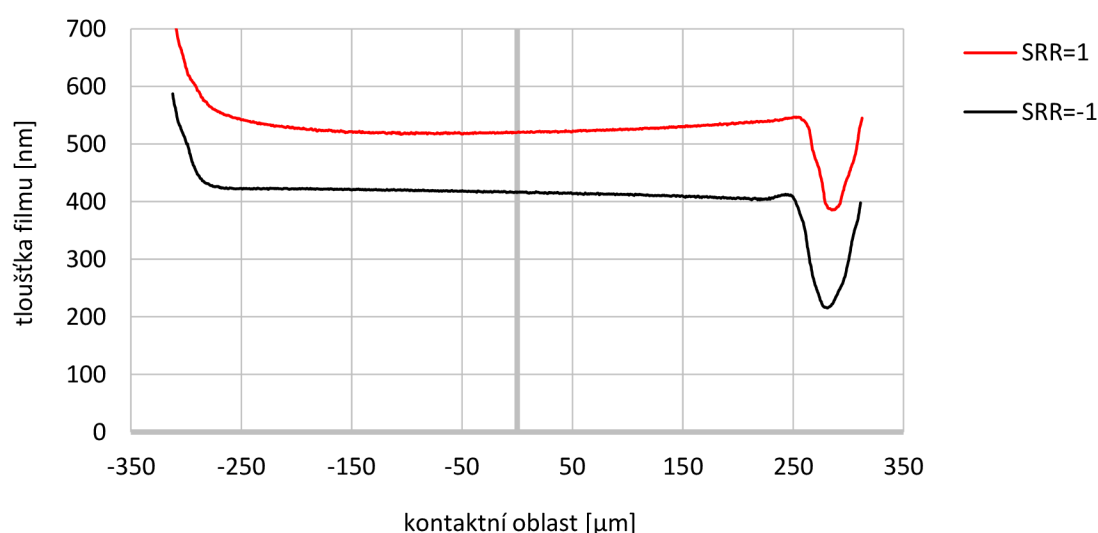
Kolorimetrická interferometrie je poměrně přesná metoda pro vyhodnocení tloušťky mazacího filmu. Některé experimentální kuličky však měly drsnost povrchu horší, což negativně ovlivní zejména kalibrační interferogramy. Při kalibraci s kuličkami s horší kvalitou povrchu mohla být kalibrace zatížena chybou nepřesného získání fázového posunu.

Výzkumy představují dvě teorie k ovlivnění tloušťky. Habchi [10] konstatuje, že tloušťka není tepelnými vlastnostmi kontaktních těles ovlivněna. Jeho práce se zabývají především vysokými unášivými rychlostmi, řádově v metrech za sekundu. V takových případech dochází k významnému víření maziva před vstupem do kontaktu (tzv. inlet shear heating), což může vést ke snížení tloušťky maziva. Tomu přisuzuje mnohem silnější význam než tepelným vlastnostem kontaktních materiálů.

Druhou teorii představuje Kaneta [30], ten říká, že tepelné vlastnosti kontaktních těles mají vliv na tloušťku mazacího filmu, způsobenou rozdílnými termálními jevy v kontaktu způsobenými právě tepelnými vlastnostmi kontaktních těles. Experimentálně získaná data vykazují rozdíly v tloušťkách mazacího filmu pro kombinace s rozdílnými tepelnými vlastnostmi kontaktních těles a také na hodnotě SRR. Proto tato práce, která se však zabývá unášivou rychlostí 1 m/s, více koresponduje s prací Kanety.

Z dat v kapitole 5.4 lze vidět že je centrální tloušťka mazacího filmu ovlivněna tepelnými vlastnostmi kontaktních těles a také tím, které kontaktní těleso se pohybuje rychleji. Přesto však nelze vyvodit jednoznačnou závislost tepelné vodivosti kontaktních těles na ovlivnění tloušťky mazacího filmu. Z experimentálně získaných dat dále vyplývá, že tloušťka mazacího filmu je téměř vždy vyšší při $SRR=1$ než při $SRR=-1$. Pouze v případě pro kombinaci ZrO_2 kulička a safírový disk při 0,875 GPa bylo ovlivnění tloušťky opačné. V jiných případech, přestože byla kulička méně vodivá než disk, došlo k nárůstu tloušťky v případě $SRR > 0$. Také se nepodařilo nalézt závislost nárůstu v ovlivnění tloušťky maziva nárůstem kontaktního tlaku. Možným vysvětlením může být právě víření maziva před vstupem do kontaktu, protože geometrie disku může způsobovat rozdílné víření než geometrie kuličky, tedy kombinace obou teorií. Je nutné zmínit, že přestože byly navozeny sjednocující tlaky geometrie kontaktu, tedy i vtoku maziva byla pro každou kontaktní dvojici jiná.

Za povšimnutí také stojí profily tloušťky maziva napříč kontaktem při opačných hodnotách skluзу. Na obr. 6-4 je zobrazen řez kontaktem ve směru unášivé rychlosti pro kombinaci ocelová kulička a skleněný disk při 0,875 GPa. Pro tvorbu mazacího filmu v centrální části kontaktu jsou zásadní děje ve vstupní oblasti do kontaktu. A tloušťka maziva již na vstupu do kontaktu je v případě $SRR=1$ vyšší než v případě $SRR=-1$. Profil tloušťky maziva napříč kontaktem v případě $SRR=1$ je mírně prohnutý, v případě $SRR=-1$ vykazuje lehce klesající trend směrem k výtoku. Rozdílné tloušťky mazacího filmu na vtoku mohou být způsobeny jak tepelnými vlastnostmi kontaktních těles, tak vířením maziva před vstupem do kontaktu. Rozdílné průběhy tloušťky maziva jsou pravděpodobně způsobeny geometrií kontaktních těles. Z toho lze usoudit, že zkoumaná problematika je podstatně složitější a vyžaduje detailnější výzkum.



obr. 6-4 Horizontální řez kontaktem pro opačné SRR pro kombinaci ocel-sklo při 0,875 GPa

6.6 Rozložení teploty v kontaktu

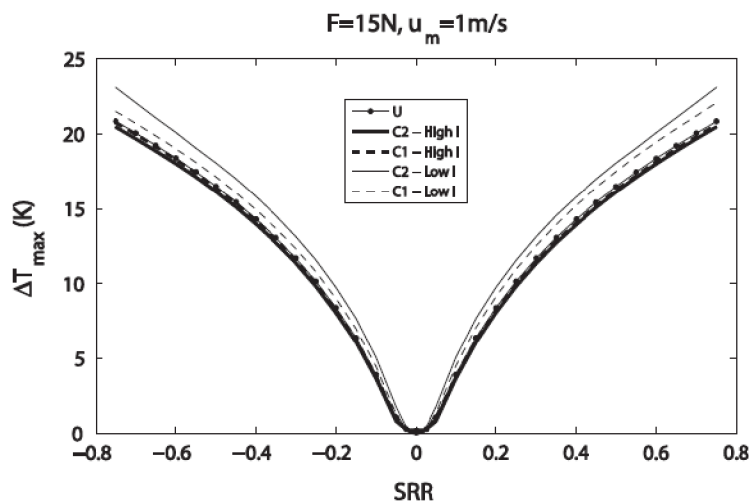
Nejistoty měření použitím metody infračervené termografie mohou vzniknout kalibračním procesem. Pro získání kalibrační křivky oleje je třeba vytvořit statický kontakt pomocí sklíčka v přípravku, který se následně ohřívá a snímá termokamerou při známé teplotě. Při snímání záření je interference vlivem sklíčka nežádoucí, protože značně zakmitává měřená data. Interference je eliminována použitím sklíčka z CaF_2 . Záření s tímto sklíčkem roste hladce s rostoucí tloušťkou maziva, ale nastává problém s odečtením geometrie statického kontaktu. Geometrie statického kontaktu je tedy spočítána analyticky pomocí materiálových charakteristik kuličky a sklíčka a za předpokladu známé síly, kterou je statický kontakt tvořen. Tento přístup může způsobit určitou nejistotu v kalibrační křivce oleje, a tedy ve výsledném vyhodnocení teploty maziva.

Další možnou nejistotou pro výsledné vyhodnocení teploty maziva je k-faktor pro přepočítání mezi zářením S a L filtru. Z kalibrace vyplývá, že závisí na teplotě kuličky lineárně. Proložení dat lineární křivkou může mít za následek určitou nejistotu při konečném vyhodnocení teploty maziva.

Celá metoda je založena na snímání nárůstu záření od ambientního stavu. Proto dalším vlivem, který může negativně ovlivnit kalibrační proces je nedokonalé odstínění záření prostředí pomocí hliníkové desky.

Data pro kontaktní tlak 0,875 GPa, kdy není tepelné ovlivnění příliš velké, jsou zatížena nepřesnostmi způsobenými odečítáním hodnot záření, protože měřená data jsou blízko rozlišitelnosti kamery. Tato nejistota mohla způsobit, že na obr. 5-23 dosahuje při tlaku 0,875 GPa ocelová kulička lehce vyšší teploty než TiC28 kulička.

Z dat v kapitole 5.5.1 vyplývá, že teplota maziva se nijak nerozchází pro hodnoty $\text{SRR} > 0$ a $\text{SRR} < 0$, proto je teplota maziva vyhodnocena jako průměrná z těchto dvou hodnot. Habchi [10] na obr. 6-5 také konstatuje, že teplota maziva při opačném smyslu otáčení není zásadně ovlivněna pro jakoukoli kombinaci kontaktních těles. Simulace sice pracuje s výrazně nižším zatížením a tlakem, ale to by nemělo mít zásadní vliv na tuto skutečnost.

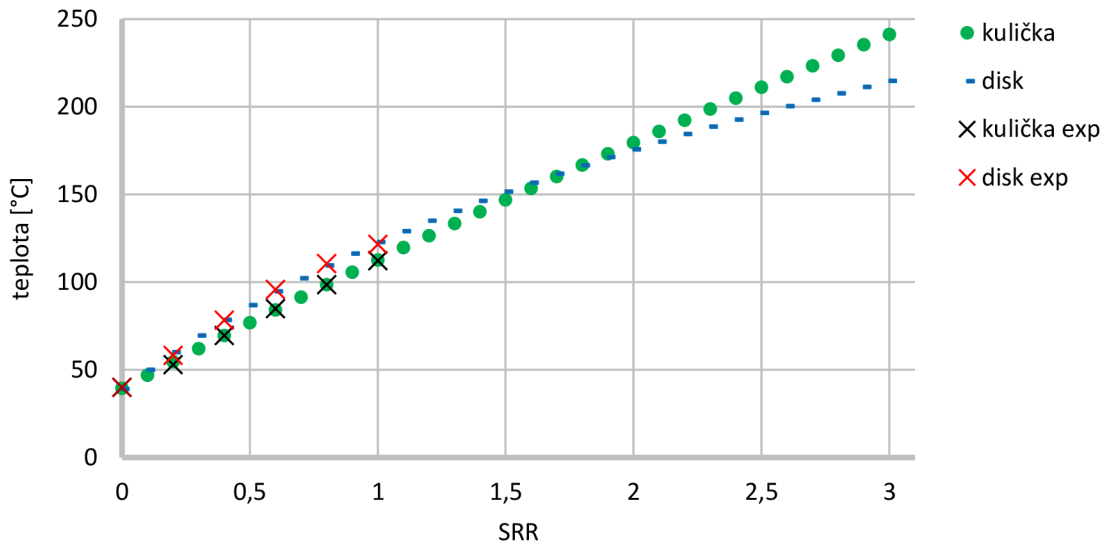


obr. 6-5 Nárůst teplot vlivem hodnoty a směru skluzu pro různé kombinace [10]

Z dat v kapitole 5.5.1 vyplývá, že se teploty kontaktních těles se zvyšujícím se skluzem rozcházejí pro hodnoty $SRR > 0$ a $SRR < 0$. Když se kontaktní těleso pohybuje vyšší rychlostí roste jeho schopnost odvodu tepla konvekcí. Trendy v rozcházení křivek pro opačné hodnoty skluzu jsou přisuzovány právě konvekčnímu mechanismu odvodu tepla.

V kapitole 5.5.2 u kombinace TiC28 – safír vidíme, že jsou křivky symetrické podle osy $Z=0,5$. Na obr. 5-21 lze z trendu nárůstu teplot kontaktních těles pozorovat, že by se teploty kontaktních těles se zvyšující se hodnotou SRR více rozcházely, proto by konvekční část odvodu tepla měla za následek posun maximální průměrné teploty maziva při kladném skluzu blíže ke kuličce, při záporném skluzu blíže k disku. Tyto průběhy jsou v souladu s numerickými výsledky Habchiho [10].

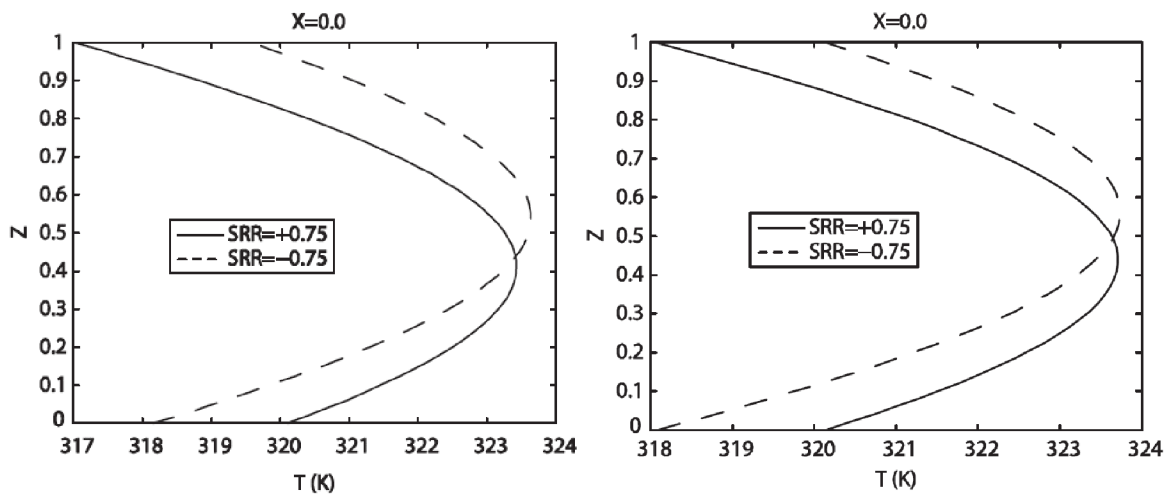
Také v kombinaci s WC kuličkou se zvyšujícím se skluzem by pravděpodobně teplo odvedené konvekcí dosáhlo takové míry, že by při kladném skluzu bylo místo maximální teploty maziva blíže povrchu kuličky. To lze vyvodit z trendu nárůstu teplot na obr. 5-20. V případě, že by teplota disku byla menší než teplota kuličky při $SRR > 0$, posunulo by se místo maximální teploty maziva blíže k povrchu kuličky. Po proložení experimentálních teplot pro kuličku a disk při $SRR > 0$ funkcí $a \cdot \log(x + b) + c$ dostáváme, že stejné teploty dosáhnou při $SRR=1,8$ (obr. 6-6). Při dále vzrůstající hodnotě SRR by se posouvala maximální teplota maziva blíže k povrchu kuličky.



obr. 6-6 Předpokládaný nárůst teplot WC kuličky a disku

Experimentálně získaná data v kapitole 5.5.2 lze trendově porovnat s Habchiho simulacemi [10]. Ve článku studovaný případ „C1 (High I)“ (obr. 6-7 vlevo) představuje povrch kuličky povrstvený vodivým materiálem, což v této práci koresponduje s kombinací WC – safír. V případě záporného skluzu se teplotní maximum posouvá blíže povrchu disku, což koresponduje s experimentálně zjištěnými daty. V případě kladného skluzu se teplotní maximum nachází blíže k povrchu kuličky a k takovému případu by došlo, pokud by se nadále zvyšoval skluz, jak je rozebráno v předchozím odstavci.

Ve článku studovaný případ „U“ (obr. 6-7 vpravo), představuje nepovlakovaná kontaktní tělesa, takže mají stejné tepelné vlastnosti, což v této práci koresponduje z hlediska tepelných parametrů s kombinací TiC28 – safír. Numericky získané průběhy jsou symetrické podél osy $Z=0,5$ a stejně tomu tak je u průběhu získaného na základě experimentálních dat na obr. 5-26.



obr. 6-7 Průběh teploty napříč mazacím filmem pro kombinaci "C1 (High I)" vlevo a "U" vpravo [10]

Přístup k hledání rozložení teploty napříč tloušťkou mazací vrstvy a hledání místa maximální teploty maziva použitý v kapitole 5.5.3. předpokládá, že každá vrstva maziva je plně propustná pro infračervené záření. Každá vrstva, protože má jistou emisivitu, také část záření pohlcuje. Vrstvy maziva blíže kuličce se méně projeví na celkovém záření, než vrstvy maziva blíže disku, protože záření musí projít přes více neúplně propustných vrstev.

Data v kapitole 5.6.2 získaná na základě numerických simulací pro kombinaci ocelová kulička a safirový disk, se neshodují s experimentálně zjištěnými v absolutních hodnotách, ale lze pozorovat podobné trendy. Podobný trend je pozorován u vlivu skluzu na centrální tloušťku mazacího filmu a také u koeficientu tření. Pro teplotu maziva je trend získaný na základě numerických simulací sice stoupající, avšak výrazně méně než trend získaný z experimentálních dat. Přestože jsou teploty maziva získané na základě numerických simulací nižší než teploty maziva pozorované experimentálně, vykazuje numericky získaná trakční křivka nižší tření než experimentální. To může být způsobené nevhodným reologickým modelem nebo příliš hrubou konečno-prvkovou sítí.

6.7 Využitelnost v praxi

Z provedených experimentů vyplývá, že modifikací tepelné vodivosti kontaktních těles lze výrazně ovlivnit koeficient tření v kontaktu. V případě, že třecí pár pracuje za nízkých kontaktních tlaků (do 1 GPa) je možný široký výběr kontaktních dvojic. Experimenty při tlaku 0,875 GPa prokázaly až 50% snížení tření za vysokého skluzu vlivem tepelných vlastností kontaktních materiálů. Nejnižší tření vykazovaly materiály sklo a keramika ZrO_2 z důvodu jejich omezených schopností šířit teplo.

S rostoucím kontaktním tlakem se možnost výběru kontaktních materiálů zužuje. Sklo jako kontaktní materiál již nelze použít z důvodu jeho nízkých mechanických vlastností. Keramický materiál ZrO_2 má dokonce vyšší modul pružnosti než ocel, a proto je vhodný i do mechanismů pracujících za vysokého tlaku. Význam teplotní ovlivnění je zásadnější s rostoucím tlakem, ale výběr materiálů omezenější. Při experimentech při tlaku 1,5 GPa za vysokého skluzu se tak podařilo dosáhnout snížení tření až o 40 %.

Z výsledků zabývajících se rozložením teploty v mazivu (kapitola 5.5) lze vyvodit, že teplo odvedené konvekcí roste se zrychlujícím se kontaktním tělesem. Z toho vyplývá, že při malých rychlostech kontaktních materiálů je zásadnější ovlivnění tepla kondukcí. Z toho lze usoudit, že při návrhu nových kontaktních dvojic by se mělo brát v úvahu, jak rychle se třecí povrchy budou pohybovat. V případě nízkých rychlostí s cílem snížit tření by měla mít kontaktní tělesa nízkou tepelnou difuzivitu. V případě vysokých rychlostí bude velmi zásadní odvod tepla konvekcí kontaktních těles a proto, s cílem snížit tření, by měla mít kontaktní tělesa nízkou tepelnou vodivost.

7 ZÁVĚR

Hlavním cílem této práce bylo experimentálně objasnit závislost tepelných vlastností kontaktních těles na chování kontaktu, a to zejména na koeficient tření, který je z hlediska využitelnosti v praxi jeden z nejdůležitějších parametrů. Abychom však lépe porozuměli důvodům ovlivnění koeficientu tření je také pozorována tloušťka mazacího filmu a teplota v kontaktu.

Z rešeršní části vyplynulo, že se výzkumy problematikou vlivu tepelných vlastností kontaktních těles na chování v kontaktu zabývají převážně numericky. Experimentální data nejsou publikována pro jiné materiály, než je ocelová kulička a skleněný a safírový disk. Proto byly na základě tepelných vlastností materiálů a dostupností na trhu obstarány nové kontaktní dvojice.

V práci je navržen předpoklad šíření tepla na základě mechanismů šíření tepla kondukcí a konvekcí. Šíření generovaného tepla z kontaktu do kontaktních těles kondukcí je přisuzováno tepelné difuzivitě kontaktních těles a celkové ovlivnění tření, tloušťky vrstvy a teploty v kontaktu je přisuzováno tepelné vodivosti kontaktních těles.

Na základě tepelných vlastností byly navrženy vhodné kontaktní dvojice, tak aby pokrývaly širokou škálu variant. Na základě materiálových charakteristik byly navrženy 3 sjednocující tlaky. Veškeré podmínky jsou pro experimenty při stejném tlaku stejné, proto jsou pozorované rozdíly přisuzovány právě tepelným vlastnostem kontaktních těles. Experimenty probíhají v elastohydrodynamickém režimu mazání, a tak nehrají rozdílné kvality povrchu kontaktních těles zásadní roli.

Z výsledků vyplývá, že kontaktní dvojice s nízkým součtem tepelných difuzivit udrží více tepla v kontaktu, což vede ke snížení tření. Podařilo se dosáhnout snížení tření až o 50 % vlivem rozdílných tepelných vlastností kontaktních těles. Byla také nalezena závislost v rozcházení trakčních křivek při opačném skluzu na rozdíl tepelných vodivostí kontaktních těles. Rozcházení trakčních křivek je přisuzováno odvodu tepla konvekcí, který roste s rychlostí kontaktního tělesa.

Bylo pozorováno rozložení teploty v kontaktu, a to jak maziva, tak kontaktních těles. Na základě předpokládaného parabolického rozložení teploty v kontaktu bylo nalezeno místo maximální teploty maziva. Byla nalezena závislost mezi tepelnými vodivostmi a rychlostmi kontaktních těles s místem maximální teploty maziva. Místo maximální teploty maziva napříč filmem se posouvá ke kontaktnímu tělesu s nižší tepelnou vodivostí a k pomalejšímu z nich, přičemž jeden parametr může převážit ten druhý. Například maximální teplota mazacího filmu se přiblíží k povrchu s větší tepelnou vodivostí v případě, že se pohybuje výrazně pomaleji než druhé kontaktní těleso.

Tepelné vlastnosti kontaktních těles hrají významnou roli v systému EHD kontaktu a zjištěné poznatky jsou následující:

- Nízký součet tepelných difuzivit kontaktních materiálů vede k redukci tření oproti kontaktní dvojici s vysokým součtem tepelných difuzivit.
- Snížení tření vlivem tepelných difuzivit je pozorovatelné již při skluzu 0,2 a nabírá na významnosti s rostoucím skluzem.
- V případě použití kontaktních materiálů s rozdílnými tepelnými vodivostmi se trakční křivky při opačném skluzu rozcházejí a trend rozcházení roste s rozdílem tepelných vodivostí kontaktních těles.
- Nepodařila se nalézt jednoznačná závislost mezi tepelnými vlastnostmi kontaktních těles a tloušťkou mazacího filmu. Do systému pravděpodobně vstupuje neprozkoumaný jev.
- Místo maximální teploty maziva napříč filmem se posouvá ke kontaktnímu tělesu s nižší tepelnou vodivostí a k pomalejšímu z nich, přičemž jeden parametr může převážit ten druhý.
- V případě kontaktních těles s podobnými tepelnými vodivostmi je umístění maximální teploty maziva symetrické pro opačné skluzy a přibližuje se k povrchu, který se pohybuje pomaleji. Přiblížení k jednomu kontaktnímu tělesu roste se skluzem.
- Při návrhu nových kontaktních dvojic s cílem snížit tření by se měla brát v úvahu tepelná difuzivita, pokud se kontaktní tělesa nebudou pohybovat vysokými rychlostmi.
- Pokud se kontaktní tělesa budou pohybovat vysokými rychlostmi, měla by se při návrhu nových kontaktních dvojic s cílem snížit tření brát v úvahu tepelná vodivost.
- V případě kontaktní dvojice s rozdílnými tepelnými vlastnostmi by se, s cílem snížení tření, mělo kontaktní těleso s vyšší tepelnou vodivostí pohybovat pomaleji.
- Materiál vhodný pro vysoké kontaktní tlaky a schopný výrazného snížení tření je keramika ZrO_2 . Pro extrémně vysoké kontaktní tlaky je vhodným materiálem pro snížení tření materiál obsahující karbid titanu.

Poznatky v této práci obsažené mají přínos pro lepší pochopení vlivu tepelných vlastností kontaktních materiálů na jevy v kontaktu. Dalším pokračováním této práce by mohlo být dostatečně přesné proměření tepelných vlastností materiálů kontaktních těles a důkladné porovnání s numerickými simulacemi.

8 BIBLIOGRAFIE

- [1] BJÖRLING, M., W. HABCHI, S. BAIR, R. LARSSON a P. MARKLUND. Friction reduction in elastohydrodynamic contacts by thin-layer thermal insulation. *Tribology Letters*. 2014, roč. 53, č. 2, s. 477–486. ISSN 10238883.
- [2] ŠPERKA, Petr. *Prezentace z předmětu ZTR*. 2018
- [3] SCOTT, Bair a Winer WARD. The Pressure-Viscosity Coefficient at Hertz Pressure And Its Relation To Concentrated Contact Traction. 1973, roč. 13, č. 17, s. 43.
- [4] BAIR, Scott. The high-pressure, high-shear stress rheology of a polybutene.pdf. 2001, roč. 97, s. 53–65.
- [5] HABCHI, W., S. BAIR a P. VERGNE. On friction regimes in quantitative elastohydrodynamics. *Tribology International*. 2013, roč. 58, s. 107–117. ISSN 0301679X.
- [6] AIHARA, S., S. NATSUMEDA a H. ACHIHA. Ehl Traction in Traction Drives With High Contact Pressure. 1997, č. 1. ISSN 01678922.
- [7] WAN, G. a L WONG. Pressure Dependence of the Limiting Shear Stress Coefficient of Liquid Lubricants. 2010, č. September.
- [8] BJÖRLING, Marcus. *Friction in elastohydrodynamic lubrication*. B.m., 2014. Lulea university of technology. Dostupné z: https://pure.ltu.se/portal/files/98512465/Marcus_Bj_rling.pdf
- [9] BJÖRLING, M., W. HABCHI, S. BAIR, R. LARSSON a P. MARKLUND. Towards the true prediction of EHL friction. *Tribology International*. 2013, roč. 66, s. 19–26. ISSN 0301679X.
- [10] HABCHI, W. Thermal analysis of friction in coated elastohydrodynamic circular contacts. *Tribology International*. 2016, roč. 93, s. 530–538. ISSN 0301679X.
- [11] STACHOWIAK, Gwidon W a Andrew W BATCHELOR. *Engineering tribology*. 2014. ISBN 978-0-12-397047-3.
- [12] LU, Jia, Tom REDDYHOFF a Daniele DINI. 3D Measurements of Lubricant and Surface Temperatures Within an Elastohydrodynamic Contact. *Tribology Letters*. 2018, roč. 66, č. 1, s. 1–16. ISSN 10238883.
- [13] INCROPERA, Frank P a David P DEWITT. *Fundamentals of heat and mass transfer*. B.m.: New York : Wiley, 1996. ISBN 0471304603.
- [14] YUNUS, A. a J. AFHIN. *Heat and Mass Transfer, Fundamentals and Application*. 5. vyd. B.m.: Mc Graw Hill Education, 2015. ISBN 978-0-07-339818-1.
- [15] ZHANG, Jie, Andrew TAN a Hugh SPIKES. Effect of Base Oil Structure on Elastohydrodynamic Friction. *Tribology Letters*. 2017, roč. 65, č. 1, s. 1–24. ISSN 10238883.
- [16] ARCHARD, J. F. The temperature of rubbing surfaces. *Wear*. 1959, roč. 2, č. 6, s. 438–455. ISSN 00431648.
- [17] LARSSON, R. a O. ANDERSSON. Lubricant thermal conductivity and heat capacity under high pressure. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology*. 2000, roč. 214, č. 4, s. 337–342. ISSN 13506501.

- [18] HABCHI, W., P. VERGNE, S. BAIR, O. ANDERSSON, D. EYHERAMENDY a G. E. MORALES-ESPEJEL. Influence of pressure and temperature dependence of thermal properties of a lubricant on the behaviour of circular TEHD contacts. *Tribology International*. 2010, roč. 43, č. 10, s. 1842–1850. ISSN 0301679X.
- [19] JACOD, B., C. H. VENNER a P. M. LUGT. A Generalized Traction Curve for EHL Contacts. *Journal of Tribology*. 2002, roč. 123, č. 2, s. 248. ISSN 07424787.
- [20] BAIR, Scott. Density Scaling of the Thermal Conductivity of a Jet Oil. *Tribology Transactions*. 2014, roč. 57, č. 4, s. 647–652. ISSN 1547397X.
- [21] BJÖRLING, M., R. LARSSON a P. MARKLUND. The effect of DLC coating thickness on elstohydrodynamic friction. *Tribology Letters*. 2014, roč. 55, č. 2, s. 353–362. ISSN 10238883.
- [22] EVANS, Ryan D., J. David COGDELL a Gerald A. RICHTER. Traction of lubricated rolling contacts between thin-film coatings and steel. *Tribology Transactions*. 2009, roč. 52, č. 1, s. 106–113. ISSN 10402004.
- [23] KALIN, M., I. VELKAVRH a J. VIŽINTIN. The Stribeck curve and lubrication design for non-fully wetted surfaces. *Wear*. 2009, roč. 267, č. 5–8, s. 1232–1240. ISSN 00431648.
- [24] KALIN, M. a M. POLAJNAR. The correlation between the surface energy, the contact angle and the spreading parameter, and their relevance for the wetting behaviour of DLC with lubricating oils. *Tribology International*. 2013, roč. 66, s. 225–233. ISSN 0301679X.
- [25] HABCHI, W. A numerical model for the solution of thermal elstohydrodynamic lubrication in coated circular contacts. *Tribology International*. 2014, roč. 73, s. 57–68. ISSN 0301679X.
- [26] BOBZIN, K., T. BRÖGELMANN, K. STAHL, J. P. STEMLINGER, J. MAYER a M. HINTERSTOISSER. Influence of wetting and thermophysical properties of diamond-like carbon coatings on the frictional behavior in automobile gearboxes under elstohydrodynamic lubrication. *Surface and Coatings Technology*. 2015, roč. 284, s. 290–301. ISSN 02578972.
- [27] MASJEDI, M a M M KHONSARI. Theoretical and experimental investigation of traction coef fi cient in line-contact EHL of rough surfaces. *Tribology International*. 2014, roč. 70, s. 179–189. ISSN 0301-679X.
- [28] XU, G. a F. SADEGHI. Thermal EHL Analysis of Circular Contacts With Measured Surface Roughness. *ASME. J. Tribol.* 1996, roč. 118(3), s. 473–482.
- [29] BJÖRLING, M, R LARSSON, P MARKLUND a E KASSFELDT. EHL friction mapping - the influence of lubricant , roughness , speed and slide to roll ratio. 1966.
- [30] KANETA, Motohiro, Jinlei CUI, Peiran YANG, Ivan KRUPKA a Martin HARTL. Influence of thermal conductivity of contact bodies on perturbed film caused by a ridge and groove in point EHL contacts. *Tribology International*. 2016, roč. 100, s. 84–98. ISSN 0301679X.
- [31] LUGT, P. M. a G. E. MORALES-ESPEJEL. A review of elasto-hydrodynamic lubrication theory. *Tribology Transactions*. 2011, roč. 54, č. 3, s. 470–496. ISSN 10402004.

- [32] YAGI, Kazuyuki, K. KYOGOKU a T. NAKAHARA. Experimental investigation of effects of slip ratio on elastohydrodynamic lubrication film related to temperature distribution in oil films. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology*. 2006, roč. 220, č. 4, s. 353–363. ISSN 13506501.
- [33] LUGT, P. M. a G. E. MORALES-ESPEJEL. A review of elasto-hydrodynamic lubrication theory. *Tribology Transactions*. 2011, roč. 54, č. 3, s. 470–496. ISSN 1547397X.
- [34] CAMPOS, A., A. SOTTOMAYOR a J. SEABRA. Non-newtonian thermal analysis of an EHD contact lubricated with MIL-L-23699 oil. *Tribology International*. 2006, roč. 39, č. 12, s. 1732–1744. ISSN 0301679X.
- [35] NETME Centre | NETME is a modern R&D centre focused on. Dostupné z: <http://netme.cz/cs/>
- [36] ING. MARTIN HARTL, Ph.D. *Měření a studium velmi tenkých mazacích filmů*. B.m., 2002. Vysoké učení technické v Brně.
- [37] MA, Liran a Jianbin LUO. Thin film lubrication in the past 20 years. 2016, roč. 4, č. 4, s. 280–302.
- [38] ČUDEK, Vladimír. *Studium tenkých mazacích filmů spektroskopickou reflektometrií, Disertační práce*. B.m., 2010. Vysoké učení technické v Brně.
- [39] WHEELER, Jean-David, Jérôme MOLIMARD, Nicolas DEVAUX, David PHILIPPON, Nicolas FILLOT, Philippe VERGNE a Guillermo E MORALES-ESPEJEL. A Generalised Differential Colorimetric Interferometry Method Extension to the Film Thickness Measurement of Any Point Contact Geometry. *Taylor & Francis*. 2017, roč. 2004. ISSN 1040-2004.
- [40] ADAM, Jakub. *CHOVÁNÍ MAZANÝCH KONTAKTŮ ZA VYSOKÝCH SKLUZŮ*. B.m., 2014. VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ.
- [41] PONCELET, Martin, Jean-François WITZ, Hervé PRON, Bertrand WATTRISSE, -Jean-François WITZ, -Hervé PRON a -Bertrand WATTRISSE. *A study of IRFPA camera measurement errors: radiometric artefacts*. 2011 [vid. 15. květen 2019]. Dostupné z: <https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-00686720>
- [42] Optical Glass N-BK7 Optical Material. [online]. [vid. 5. květen 2019]. Dostupné z: <https://www.crystran.co.uk/optical-materials/optical-glass-n-bk7-and-others>
- [43] Zirconia (Zirconium Oxide, ZrO₂) | Fine Ceramics (Advanced Ceramics) | KYOCERA. [online]. [vid. 5. květen 2019]. Dostupné z: <https://global.kyocera.com/prdct/fc/list/material/zirconia/zirconia.html>
- [44] REDDYHOFF, Tom, Aaron SCHMIDT a Hugh SPIKES. Thermal Conductivity and Flash Temperature. *Tribology Letters*. 2019, roč. 67, č. 1, s. 0. ISSN 10238883.
- [45] Properties of Sapphire Wafers, Sapphire Thermal Conductivity. [online]. [vid. 5. květen 2019]. Dostupné z: <http://www.valleydesign.com/sappprop.htm>
- [46] DOBROVINSKAYA, ELENA R., LYTVYNOV, LEONID A., PISHCHIK, Valerian. *Sapphire*. B.m.: Springer Science & Business Media, 2009. ISBN 978-0-387-85695-7.

- [47] *SINGLE CRYSTAL SAPPHIRE*. nedatováno [vid. 5. květen 2019]. Dostupné z: https://global.kyocera.com/prdct/fc/product/pdf/s_c_sapphire.pdf?fbclid=IwAR3RC3maRjNc1wRoANo8fGCXU4DH5vU-_5QW2CO8jYO16Ee4B5gl01AipiE
- [48] JACEK J. SKRZYPEK, ARTUR W. GANCZARSKI, FRANCO RUSTICHELLI, Halina Egner. *Advanced Materials and Structures for Extreme Operating Conditions*. B.m.: Springer Science & Business Media, 2008. ISBN 978-3-540-74300-2.
- [49] ZHOU, Yu, Yujin WANG, Guiming SONG a Taiquan ZHANG. *Fabrication, Microstructures, Properties and Applications of W/(TiC,ZrC) Composites*. nedatováno [vid. 5. květen 2019]. Dostupné z: https://wmrif.bam.de/wp-content/wmrif_uploads/Presentation-Prof.-Y.-Zhou1.pdf
- [50] SATOSHI IIKUBO, Hiroshi Ohtani and Mitsuhiro Hasebe. First-Principles Calculations of the Specific Heats of Cubic Carbides and Nitrides. *Materials Transactions*. 2010, roč. 51, č. 3, s. 574–577.
- [51] Materials Database - Thermal Properties - Thermtest Inc. [online]. [vid. 6. květen 2019]. Dostupné z: <https://thermtest.com/materials-database>
- [52] ASTM 52100 Bearing Steel | 100Cr6 | SUJ2 | EN31 - Otai Special Steel. [online]. [vid. 5. květen 2019]. Dostupné z: <http://www.astmsteel.com/product/52100-bearing-steel-aisi/>
- [53] Tungsten Carbide (WC):: MakeItFrom.com. [online]. [vid. 5. květen 2019]. Dostupné z: <https://www.makeitfrom.com/material-properties/Tungsten-Carbide-WC>
- [54] Properties: Tungsten Carbide - An Overview. [online]. [vid. 5. květen 2019]. Dostupné z: <https://www.azom.com/properties.aspx?ArticleID=1203>
- [55] UPADHYAYA, G.S. Materials science of cemented carbides — an overview. *Materials & Design*. 2002, roč. 22, č. 6, s. 483–489. ISSN 02613069.
- [56] Properties: Silicon Carbide (SiC) Properties and Applications. [online]. [vid. 5. květen 2019]. Dostupné z: <https://www.azom.com/properties.aspx?ArticleID=42>
- [57] NSM Archive - Silicon Carbide (SiC) - Thermal properties. [online]. [vid. 5. květen 2019]. Dostupné z: <http://www.ioffe.ru/SVA/NSM/Semicond/SiC/thermal.html>
- [58] *SPECIAL BALLS*. [vid. 16. květen 2019]. Dostupné z: <https://www.rgpballs.com/en/special-balls/>
- [59] BAIR, Scott. The temperature and pressure dependence of viscosity and volume for two reference liquids. *Lubrication Science*. 2016, roč. 28, č. February, s. 243–254. ISSN 09540075.
- [60] KUMAR, P., P. ANURADHA a M. M. KHONSARI. Some important aspects of thermal elastohydrodynamic lubrication. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*. 2010, roč. 224, č. 12, s. 2588–2598. ISSN 09544062.
- [61] FICZA, Ildigo. *Effects of non-Newtonian lubricants on surface roughness in point contacts*. B.m., 2015. Vysoké učení technické v Brně. Dostupné z: doi:
- [62] Sapphire | Crytur.cz. [online]. [vid. 5. květen 2019]. Dostupné z: <https://www.crytur.cz/materials/sapphire/>

- [63] SHAH, Syed Mushtaq, Daniel NÉLIAS, Muhammad ZAIN-UL-ABDEIN a Michel CORET. Numerical simulation of grinding induced phase transformation and residual stresses in AISI-52100 steel. *Finite Elements in Analysis and Design*. 2012, roč. 61, s. 1–11. ISSN 0168874X.
- [64] *THERMAL CONDUCTIVITY LFA TF-LFA TFA THB THERMAL ANALYSIS*. nedatováno [vid. 5. květen 2019]. Dostupné z: <https://www.linseis.com/wp-content/uploads/2019/02/LINSEIS-Thermal-Conductivity-v5-komprimiert.pdf>
- [65] PAVLA ŠTEFKOVÁ. *STUDIUM TEPELNÝCH VLASTNOSTÍ MATERIÁLŮ, zkrácená verze dizertační práce*. B.m., 2011 [vid. 5. květen 2019]. VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ. Dostupné z: https://www.vutbr.cz/www_base/zav_prace_soubor_verejne.php?file_id=43658
- [66] LOHNER, Thomas, et al. *Engineering software solution for thermal elastohydrodynamic lubrication using multiphysics software*. *Advances in Tribology*, 2016, 2016.

9 SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK, SYMBOLŮ A VELIČIN

9.1 Seznam použitých zkratek

EHD	elastohydrodynamické
SRR	Slide to roll ratio
ÚK	Ústav konstruování
DL	Digital level
CoF	Koeficient tření
IR	Infračervená termografie
SiC	Karbid křemíku
TiC	Karbid titanu
TiC28	Slitina WC a TiC
WC	Karbid wolframu
ZrO ₂	Oxid zirkoničitý
Co	Kobalt

9.2 Seznam použitých fyzikálních veličin

τ	smykové napětí [Pa]
μ	dynamická viskozita [Pa·s]
h	tloušťka mazacího filmu [m]
u	unášivá rychlost [m/s]
U_D	rychlost disku [m/s]
U_B	rychlost kuličky [m/s]
Wi	Weissenbergovo číslo [-]
G	efektivní smykový modul [Pa]
ρ	hustota [kg/m ³]
R_g	univerzální plynová konstanta [J/mol·K]

T	termodynamická teplota [K]
M	molární hmotnost [kg/mol]
β	teplotně viskózní koeficient [Pa·s/K]
V	rychlost kontaktních povrchů [m/s]
Na	Nahme-Griffithovo číslo [-]
k	tepelná vodivost [W/m·K]
Li	číslo limitního smykového napětí [-]
τ_u	smykové napětí bez omezení limitním smykovým napětím [Pa]
A	limitní napěťově tlakový koeficient [Pa]
p	tlak [Pa]
Ti	číslo termoviskózního režimu [-]
\dot{m}	hmotnostní tok [kg/s]
c	měrná tepelná kapacita [J/kg·K]
I	tepelná setrvačnost [$J \cdot m^{-2} \cdot K^{-1} \cdot s^{-0.5}$]
C	objemová tepelná kapacita [$J/m^3 \cdot K$]
α	tepelná difuzivita [m^2/s]
P	výkon [W]
F_N	normálová síla [N]
Re	mez pevnosti materiálu [Pa]
L	Pecletovo číslo [-]
t	teplota [°C]
q	výkon na plochu [W/m^2]
a	poloměr kontaktní oblasti [m]
$IR(DL)_{SF}$	záření v S filtru [DL]
$IR(DL)_{LF}$	záření v L filtru [DL]
k	přepočební k-faktor [-]
E	modul pružnosti [Pa]
μ	Poissonovo číslo [-]
t	čas [s]

10 SEZNAM OBRÁZKŮ A GRAFŮ

obr. 2-1	Smykové tření v kapalině	14
obr. 2-2	Trakční křivky pro různé provozní podmínky	15
obr. 2-3	Trakční režimy	16
obr. 2-4	Schéma rozdělení trakčních režimů pomocí bezrozměrných čísel	18
obr. 2-5	Schéma rozdělení zásadních vlivů na tření	18
obr. 2-6	Různé režimy trakční křivky	19
obr. 2-7	3D mapa tření	19
obr. 2-8	Šíření tepla v EHD kontaktu	20
obr. 2-9	Teplotní profil v EHD kontaktu.....	21
obr. 2-10	Experimentální měření teploty oleje a kuličky	21
obr. 2-11	Schéma měření teploty v kontaktu	22
obr. 2-12	Nárůst teploty maziva pro kontaktní dvojici ocel – safír	22
obr. 2-13	Teplotní profily pro malé a velké Pecletovo číslo	24
obr. 2-14	Závislost tepelné vodivosti maziva na tlaku	25
obr. 2-15	Geometrie kruhového kontaktu.....	26
obr. 2-16	Trakční křivka pro dva různě tlusté DLC povlaky.....	27
obr. 2-17	Distribuce teploty v centrální části mazacího filmu	28
obr. 2-18	Trakční křivky pro různé konfigurace kontaktních materiálů	30
obr. 2-19	Růst teploty v závislosti na hodnotě SRR.....	30
obr. 2-20	Rozložení teploty v kontaktu napříč filmem	31
obr. 2-21	Porovnání rozložení teploty pro konfiguraci C1-High I	32
obr. 2-22	Porovnání rozložení teploty pro konfiguraci C1-Low I.....	32
obr. 2-23	Porovnání rozložení teploty pro konfiguraci "U"	33
obr. 2-24	Porovnání rozložení teploty pro konfiguraci "C2-High I"	33
obr. 2-25	Porovnání Stribeckových křivek	33
obr. 2-26	Porovnání numerických a experimentálních výsledků	35
obr. 2-27	Porovnání experimentálních dat s numerickými simulacemi	36
obr. 2-28	Trakční křivky při různých možnostech numerické simulace	37

obr. 4-1	Schéma postupu práce	41
obr. 4-2	Předpokládané šíření tepla v kontaktu	43
obr. 4-3	Schéma optického tribometru	44
obr. 4-4	Princip a schéma aparatury pro měření tloušťky mazacího filmu.....	45
obr. 4-5	Monochromatický (vlevo) a chromatický (vpravo) kalibrační snímek.....	45
obr. 4-6	Princip měření teploty v kontaktu pomocí filtrů	46
obr. 4-7	kalibrační snímek WC kuličky	47
obr. 4-8	Kalibrační křivka WC kuličky.....	48
obr. 4-9	Kalibrační snímek kontaktu	48
obr. 4-10	Kalibrační křivka maziva	49
obr. 4-11	Kalibrační snímek disku.....	50
obr. 4-12	Kalibrační křivka disku	51
obr. 4-13	Schéma kalibračního procesu IR metody	51
obr. 4-14	Schéma zásadních hodnot záření během experimentu.....	52
obr. 4-15	Schéma výsledného vyhodnocení teplot kontaktních těles a maziva.....	52
obr. 4-16	Infračervené záření kontaktu, horizontální řez	53
obr. 5-1	Získání střední trakční křivky.....	59
obr. 5-2	Střední trakční křivky pro tlak 0,875 GPa	60
obr. 5-3	Koeficient tření v závislosti na difuzivitě kontaktních těles	60
obr. 5-4	Střední trakční křivky při tlaku 1,5 GPa	61
obr. 5-5	Koeficient tření v závislosti na difuzivitě kontaktních těles	61
obr. 5-6	Mapa tření pro 1,5 GPa	62
obr. 5-7	Střední trakční křivky pro tlak 2,1 GPa	62
obr. 5-8	Koeficient tření v závislosti na difuzivitě kontaktních těles	63
obr. 5-9	Trakční křivka pro kombinaci WC-safir při 1,5 GPa.....	64
obr. 5-10	Trakční křivka pro kombinaci ZrO ₂ -safír při 1,5 GPa.....	64
obr. 5-11	Rozdíly v CoF při opačném skluzu při tlaku 0,875 GPa.....	65
obr. 5-12	Rozdíly v CoF při opačném skluzu při tlaku 1,5 GPa	66
obr. 5-13	Rozdíly v CoF při opačném skluzu při tlaku 2,1 GPa	66
obr. 5-14	Interferogram pro kombinaci WC – safír.....	67

obr. 5-15	3D interferogram pro kombinaci WC – safir při 2,1 GPa při SRR=0.....	68
obr. 5-16	Centrální tloušťka filmu při opačných hodnotách skluzu	70
obr. 5-17	Rozdíl v centrálních tloušťkách mazacího filmu při 0,875 GPa	71
obr. 5-18	Rozdíl v centrálních tloušťkách mazacího filmu při 1,5 GPa	72
obr. 5-19	Rozdíl v centrálních tloušťkách mazacího filmu při 2,1 GPa	72
obr. 5-20	Teploty kontaktních těles a maziva pro dvojici WC-safir při 2,1 GPa.....	73
obr. 5-21	Teploty kontaktních těles a maziva pro dvojici TiC28-safir při 2,1 GPa	74
obr. 5-22	Nárůst teploty oleje pro různé kontaktní kuličky při různých tlacích	75
obr. 5-23	Nárůst teploty povrchu kuličky	75
obr. 5-24	Rozložení teploty napříč filmem pro ocelovou kuličku při tlaku 1,5 GPa... 76	
obr. 5-25	Rozložení teploty napříč filmem pro WC kuličku při různých tlacích.....	77
obr. 5-26	Rozložení teploty napříč filmem pro TiC28 kuličku při různých tlacích	77
obr. 5-27	Získání váhové funkce	78
obr. 5-28	Rozdíl mezi průměrnou a maximální teplotou maziva napříč filmem	79
obr. 5-29	Závislost CoF získaných na základě modelu s experimentálně zjištěnými..	80
obr. 5-30	Porovnání experimentální a numericky zjištěné centrální tloušťky filmu ...	84
obr. 5-31	Porovnání experimentálně získaných dat s numerickou simulací	85
obr. 5-32	Porovnání experimentálně získaných dat s numerickou simulací	85
obr. 5-33	Porovnání trakční křivky získané numerickou simulací s experimentální... 86	
obr. 6-1	Mapa tepelné vodivosti karbidu wolframu, škála v W/mK	88
obr. 6-2	Závislost tepelné vodivosti safiru (vlevo), oceli (vpravo) na teplotě	89
obr. 6-3	Princip měření tepelných vlastností materiálů metodou Laser Flash	89
obr. 6-4	Horizontální řez kontaktem pro opačné SRR	91
obr. 6-5	Nárůst teplot vlivem hodnoty a směru skluzu pro různé kombinace.....	93
obr. 6-6	Předpokládaný nárůst teplot WC kuličky a disku.....	94
obr. 6-7	Průběh teploty napříč mazacím filmem.....	94

11 SEZNAM TABULEK

tab. 2-1	Teplotní chování kontaktu v závislosti na Pecletově čísle.....	24
tab. 2-2	Přenos tepla z mazacího filmu do kuličky (Q_b) a disku (Q_p)	29
tab. 2-3	Tloušťky mazacího filmu pro různé kombinace	34
tab. 4-1	Materiálové vlastnosti experimentálních materiálů	54
tab. 4-2	Přiřazené symboly a barvy experimentálním materiálům.....	55
tab. 4-3	Experimentální kombinace	56
tab. 5-1	Odhad reologického chování	58
tab. 5-2	Systém značení experimentálních dvojic	58
tab. 5-3	Systém značení experimentálních dvojic	63
tab. 5-4	Interferogramy pro různé kontaktní dvojice při 0,875 GPa	68
tab. 5-5	Interferogramy pro různé kontaktní dvojice při 1,5 GPa.....	69
tab. 5-6	Interferogramy pro různé kontaktní dvojice při 2,1 GPa.....	69
tab. 5-7	Systém značení experimentálních dvojic	70
tab. 5-8	Vliv nárůstu teploty na smykové napětí a koeficient tření.....	79
tab. 5-9	Analytický odhad odvedeného tepla.....	81
tab. 5-10	Pecletova čísla experimentálních materiálů	81
tab. 5-11	Analytický odhad teploty v kontaktu podle Archarda	82
tab. 5-12	Porovnání experimentálních a numericky získaných interferogramů	83
tab. 5-13	Porovnání experimentálních a numericky získaných tloušťek filmu	84