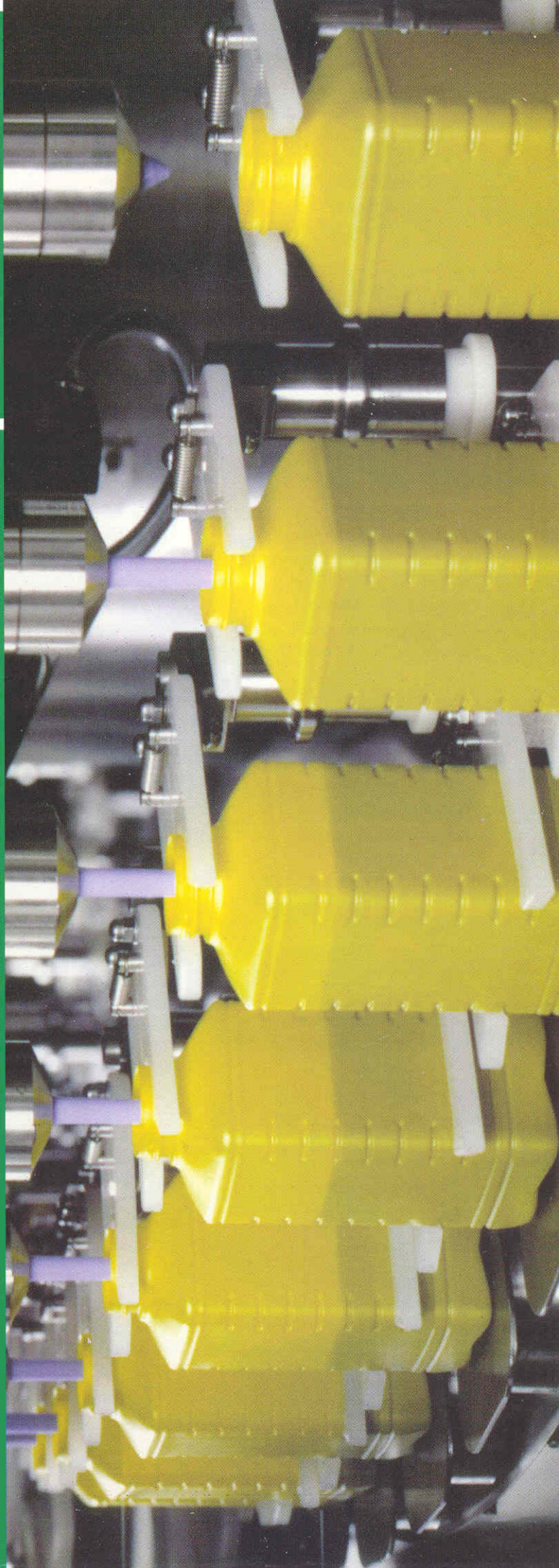


- 1.** Tribokemijske spremembe med jeklom in keramiko v fretinških razmerah  
Triboc hemical Changes in Steel and Ceramis under Fretting Conditions
- 2.** Izračun kontaktnih temperatur v fretinških razmerah  
Calculating the Contact Temperature for Lubricated and Dry Fretting Conditions
- 3.** Primerjava triboloških lastnosti mineralnih in repičnih mazalnih olj - Osnove, načini preskušanja ter izbira preskusnih olj (1. del)  
Tribological Properties of Rapeseed Oils Compared to Mineral Oils - Basics, Test Methods and Test Oil Selection (part 1)



## Vsebina

### Contents

Strojniški vestnik - Journal of Mechanical Engineering  
letnik - volume 47, (2001), številka - number 3

#### Razprave

Kalin, M., Vižintin, J.: Tribokemijske spremembe med  
jeklom in keramiko v fretinških razmerah

114

Kalin, M., Vižintin, J.: Izračun kontaktnih temperatur  
v fretinških razmerah

129

Vižintin, J., Arnšek, A.: Primerjava triboloških  
lastnosti mineralnih in repičnih mazalnih olj -  
Osnove, načini preskušanja ter izbira  
preskusnih olj (1. del)

140

#### Strokovna literatura

147

#### Osebne vesti

148

#### Navodila avtorjem

149

#### Papers

Kalin, M., Vižintin, J.: Tribochemical Changes in  
Steel and Ceramis under Fretting Conditions

Kalin, M., Vižintin, J.: Calculating the Contact Tempera-  
ture for Lubricated and Dry Fretting Conditions

Vižintin, J., Arnšek, A.: Tribological Properties of  
Rapeseed Oils Compared to Mineral Oils –  
Basics, Test Methods and Test Oil Selection  
(part 1)

#### Professional Literature

#### Personal Events

#### Instructions for Authors

## Tribokemijske spremembe med jeklom in keramiko v fretinških razmerah

### Tribochemical Changes in Steel and Ceramics under Fretting Conditions

Mitjan Kalin · Jože Vižintin

*Tribokemijske reakcije med keramiko in kovinami so se mnogokrat izkazale kot ključni dejavnik pri določanju obrabnih in tornih značilnosti v različnih drsnih in fretinških razmerah. Tudi v naši raziskavi fretinške obrabe med jeklom in keramiko iz silicijevega nitrída, se je potrdilo, da so bile tribokemijske reakcije odločilne za odziv sistema tako v suhih kakor z oljem mazanih razmerah. Posledica tega so povsem spremenjene tribološke lastnosti površin, ki pa hkrati določajo obrabne in torne lastnosti. V tem prispevku obravnavamo različne vplive na novo nastale tribološke površine na temelju eksperimentalnih rezultatov o mikrostrukturnih spremembah, faznih premenah, različnih termodinamičnih izračunih in izračunih trenutnih temperatur ter preskusih statičnih spojev materialov, v katerih smo izolirali kemijsko obrabo pri nadzorovanih mehanskih in termičnih parametrih. Izkazalo se je, da so lahko ekstremno visoke temperature odločilne za tribokemijske reakcije tudi v primerih zelo majhnih relativnih hitrosti, za katere običajno menimo, da dosežajo le nizke temperature. V prispevku tudi pojasnjujemo, zakaj prihaja do razlik med opažanji pojavov na površinah z makro in mikro vidika.*

© 2001 Strojniški vestnik. Vse pravice pridržane.

**(Ključne besede: fretting, jekla, keramika, temperature, tribokemija)**

*Tribochemical reactions between ceramics and metals under various sliding or fretting conditions have been reported many times to be critical in determining wear and friction behaviour. In our comprehensive study of fretting wear between steel and silicon-nitride ceramics tribochemical reactions were also determined to play the critical role under both dry and oil-lubricated conditions. As a consequence, the new properties of the changed tribological interfaces were very different than the original and govern the wear and friction behaviour. In this paper various possible effects on the resulting tribological interfaces are discussed based on the experimental evidence of microstructural changes, phase transformations, various thermodynamic and flash-temperature calculations and interaction couple experiments in which the chemical wear was isolated by controlled mechanical and thermal parameters. It is shown that extremely high temperatures must be considered as a key governing factor in tribochemical reactions, even under conditions that are usually considered as a low-speed low-temperature conditions. Furthermore, discrepancies in the macro-scale evidence including the most advanced contact-temperature measurement techniques and the micro-scale changes of the tribological interfaces are explained.*

© 2001 Journal of Mechanical Engineering. All rights reserved.

**(Keywords: fretting, steels, ceramics, temperatures, tribochemistry)**

#### 0 UVOD

Znano je, da tribokemijske reakcije določajo obrabo v različnih drsnih in fretinških razmerah keramike iz silicijevega nitrída ([1] do [10]) ter da se pri tem običajno tvori plast  $\text{SiO}_2$ . Kljub temu podrobnosti o mehanizmi in kemijskih reakcijah niso poznane. Obstajajo namreč velike razlike v predpostavljanih kontaktnih temperaturah ter pri razlagi vpliva mehanskih in termičnih

#### 0 INTRODUCTION

It has already been recognised that tribochemical reactions determine the sliding and fretting wear behaviour of silicon-nitride ceramics under various conditions ([1] to [10]), usually resulting in the formation of a  $\text{SiO}_2$  layer. Nevertheless, the details of the mechanisms and the chemical reactions are still not well understood. There exists a large discrepancy between the reported contact temperatures and in the interpretation of

dejavnikov na nastale fazne premene. Odgovor na ta vprašanja lahko dajo le zanesljive meritve kontaktnih temperatur. Na žalost današnje metode ([11] do [13]) ne omogočajo dovolj zanesljivega zaznavanja temperatur na dotikih vršičkov, torej prav tam, kjer naj bi bile temperature dovolj visoke, da lahko pride do lokalnih faznih premen ([5], [10], [14] in [15]). Zato se vedno uporabljajo le posredni dokazi, ki nakazujejo na možne temperature, kar pa hkrati pomeni dodatne negotovosti pri sklepih.

Temeljna nasprotja o možnostih visokih temperatur pri fretingu slonijo na majhnih relativnih hitrostih, ki običajno pomenijo nizke temperature. Pri poskusih drsne obrabe se celo velikokrat izberejo majhne relativne hitrosti z namenom, da se izločijo možne termične vplive. Podobno temu včasih poskuse izvajamo pri določeni okoliški temperaturi, pri čemer predpostavimo, da je tudi kontaktna temperatura tej enaka. Vendar pa v obeh teh primerih predpostavke držijo zgolj za masno temperaturo materiala, medtem ko natančne razmere na kontaktnih površinah (temperature na vršičkih, vpliv obrabnih delcev – vpliv tretjih teles, lokalni tlaki na vršičkih itn.) niso enake in tudi ne poznane. Lahko rečemo, da je na podlagi takih predpostavk težko določiti najvišje mogoče temperature pri fretingu, kar pa je trenutno ena od pomembnejših neznank v teoriji o fretinški obrabi.

Po drugi strani pa so tribokemijske spremembe običajno podobne ali enake kemijskim reakcijam, ki so veliko bolj verjetne pri visokih temperaturah ([10], [14] do [17]) ali pa jih je vsaj vedno mogoče dokazati, ko so visoke temperature nedvoumne, četudi so hitrosti majhne ([2], [3], [18] in [19]). To nakazuje, da so temperature pomemben dejavnik, ki pospešuje nastanek tribokemijskih plasti in jih je treba analizirati bolj natančno.

Ker vsi posredni dokazi vsebujejo določeno mero negotovosti, je zelo težko ali celo nemogoče podati dokončen in nedvoumen odgovor o tem, kateri so ključni dejavniki za nastanek tribokemijskih reakcij in kolikšne so najvišje mogoče kontaktne temperature, ki lahko do teh reakcij privedejo, če v kontaktih sočasno delujejo mehanski in termični vplivi. Zatorej je treba posamične vplive ločiti in sistematično raziskati ter tako priti do temeljnih zakonitosti. V tem prispevku podajamo nekatere jasne dokaze o obstoju visokih temperatur v režimu popolnega zdrsa pri fretingu, podprte z literaturnim pregledom, izračuni trenutnih temperatur in različnimi termodinamičnimi izračuni ter s poskusi statičnih spojev materialov z nadzorovanimi mehanskimi in termičnimi vplivi. Dva zelo različna materiala v kontaktu (jeklo in keramika) ter zelo različne kontaktne razmere (suho in mazano z

the influence of mechanical and thermal effects on the observed phase transformations. Surface temperature measurements could provide the definitive answer on this subject, unfortunately however, today's wide variety of measurement techniques ([11] to [13]) still does not allow to make accurate and reliable measurements of the temperature of the asperity contacts, which have many times been suggested to be responsible for phase transformations ([5], [10], [14] and [15]). As a result, it is necessary for us to use indirect evidence for obtaining asperity contact temperatures, however, this always adds an additional uncertainty to the issue.

The main contradictions that surround the possibility of high temperatures under fretting conditions are based on the typical low relative velocity, which usually implies low temperatures. Furthermore, it is quite common that in sliding experiments the speed is preset to a "low" value in order to exclude any thermal effects. Similarly, sometimes experiments are performed at various ambient temperatures and thus it is concluded that the contact temperature was the same as the pre-selected temperature. However, in both cases the assumptions only hold for the overall (bulk) contact conditions, while the exact contact conditions (spot-to-spot temperatures, influence of entrapped wear particles - third body effects, local pressures at the asperities, etc.) in such situations are actually not known. Based on such assumptions it is very difficult to predict the maximum spot-to-spot temperatures in fretting, which seem to be one of the critical unknowns in fretting wear.

On the other hand, the observed tribochemical changes at the interface are often the same as in the chemical reactions that tend to occur at high temperatures ([10], [14] to [17]). At least, such transformations are commonly observed when high temperatures are indisputably present ([2], [3], [18] and [19]), although the relative velocity is low. This suggests that the temperature is an important factor, which enhances the creation of tribolayers and should therefore be examined more carefully.

All indirect evidence is, however, subjected to a certain degree of uncertainty. It is therefore clear that it is extremely difficult—or impossible—to be completely sure about the key governing factors in tribochemical reactions or about the possible maximum contact temperatures, which can result in the tribochemical changes at the interface if both mechanical and thermal effects can influence the result. Therefore, single effects should be isolated and studied systematically in order to develop some basic laws, and in this way try to unravel the puzzle piece by piece. In this paper some convincing evidence for high temperatures in the gross-slip fretting regime is presented, it is supported by a multidisciplinary literature survey, flash-temperature and various thermodynamic calculations and by the interaction of a couple of experiments in which chemical wear was isolated by controlled mechanical and thermal parameters. Two very different counter materials (ceramic and steel) and contact conditions (air-dry, oil-lubricated)

oljem) so omogočili pogled na problematiko z različnih zornih kotov, saj so nastali reakcijski produkti tudi zelo različni.

## 1 EKSPERIMENTALNE RAZMERE

Za namen tega prispevka so podane le osnovne informacije glede materialov, preskusnih postopkov in analiznih tehnik, saj so številne podrobnosti obsežno predstavljene za fretinške poskuse ([7] do [10]) ter za statične spoje ([10], [24] in [25]) v literaturi.

### 1.1 Fretinški poskusi

Vsi fretinški poskusi so bili izvedeni na tržno dostopni testni napravi, ki omogoča poskuse pri visokih frekvencah s kontaktno geometrijsko obliko kroglice na ravni ploščici. Spodnji ravni preskušanci so bili izdelani iz ležajnega kromovega jekla (DIN 100Cr6) in so bili nepomično vpeti, zgornji preskušanci pa so bile standardne ležajne kroglice iz keramike iz silicijevega nitrida (NBD-200), vpete v nihajoče vpenjalo.

Preskusi so bili izvedeni v nemazanih razmerah (sobna temperatura, relativna vlažnost približno 50 %) in z oljem mazanih razmerah. Mazanje je bilo izvedeno samo s kapljico mineralnega olja (ISO VG 220), ki smo jo nanesli na ploščico pred vsakim poskusom. Med samim preskušanjem nismo dovajali dodatnega svežega olja. Frekvenca nihanja zgornjega vpenjala je bila nespremenljiva, 210 Hz, sila v normalni smeri, ki smo jo dovedli prek obremenitvene enote pa 88 N. Amplitude pomika smo spreminjali v petih stopnjah med 5 in 50  $\mu\text{m}$ . Zaradi nespremenljive frekvence nihanja se je pri tem relativna hitrost v dotiku povečevala od 0,0042 do 0,042 m/s. Pred vsakim poskusom in po njem smo vzorce očistili z alkoholom v ultrazvočni napravi.

Obrabne površine so bile analizirane z optičnim, elektronskim in transmisijemskim mikroskopom, mehanskim merilnikom hrapavosti, metodo elektronske razpršilne spektroskopije ter spektroskopijo Augerjevih elektronov.

### 1.2 Poskusi s statičnimi spoji

Materiali, ki smo jih uporabili pri statičnih spojih, so bili enaki kakor pri fretinških poskusih, izdelani s postopki elektroerozije in izrezov z diamantno žago iz izvornih vzorcev za fretinške teste.

Poskusi statičnih spojev so bili izvedeni s statičnim pritiskom dveh jeklenih ploščic, pri čemer je bila med njima ploščica iz keramike. Pred vsakim poskusom so bili vsi vzorci očiščeni v ultrazvočni napravi ter pripravljani v obliki "sendviča", kar prikazuje slika 1.

Za primerjavo fretinških testov v celotnem območju možnih kontaktnih razmer z

give quite a variety of different features according to which the key governing factors for the tribochemical reactions can be investigated.

## 1 EXPERIMENTAL CONDITIONS

For the purposes of this paper only basic information on the materials, experimental procedures, and analysing techniques are given, the details are comprehensively presented in [7] to [10] and [10], [24] and [25] for the fretting experiments and the interaction-couple experiments, respectively.

### 1.1 Fretting-wear experiments

All fretting-wear experiments were performed using a commercially available high-frequency fretting machine with a ball-on-flat testing contact geometry. The lower, flat specimens were made from bearing steel (DIN100Cr6) and fixed in the base, while the upper specimens, i.e., silicon-nitride balls (NBD-100), were fixed in the oscillating holder.

Experiments were performed under unlubricated (ambient, RH about 50%) and lubricated conditions. A small amount of mineral oil (ISO VG 220) was spread on the surface of the flat specimen for the lubricated conditions. During the test no additional oil was supplied to the contact. A normal force of 88 N was applied through the loading cell at each contact. The frequency of oscillation was constant for all experiments at 210 Hz. The displacement amplitude was increased in five levels from 5 to 50  $\mu\text{m}$ . Due to the constant frequency of the oscillation, the mean sliding velocity increased with increasing amplitude from 0.0042 to 0.042 m/sec. Before and after the test the specimens were ultrasonically cleaned.

The worn surfaces of the flat and the ball were examined by means of light microscopy, stylus-tip profilometry, scanning electron microscopy (SEM), energy-dispersive spectroscopy (EDS), Auger-electron spectroscopy (AES) and transmission electron microscopy (TEM).

### 1.2 Interaction-couple experiments

The materials for the static interaction couples were the same as those used in the fretting wear experiments, they were prepared by electrical discharge machining (EDM) and cut from the original specimens used in the fretting experiments.

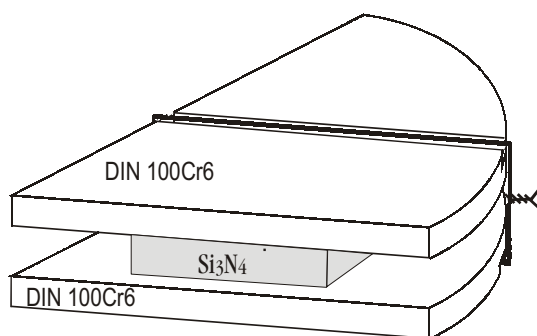
The interaction-couple experiments were performed by pressing together polished slices of steel and ceramic. Before putting the specimens into the pressing apparatus, they were ultrasonically cleaned and prepared as a sandwich-type specimen with the ceramic between two pieces of steel, as shown in Figure 1.

In order to compare the fretting-wear results over the whole range of possible testing conditions with

Preglednica 1. Načrt preskusov statičnih spojev z izbranimi pogoji

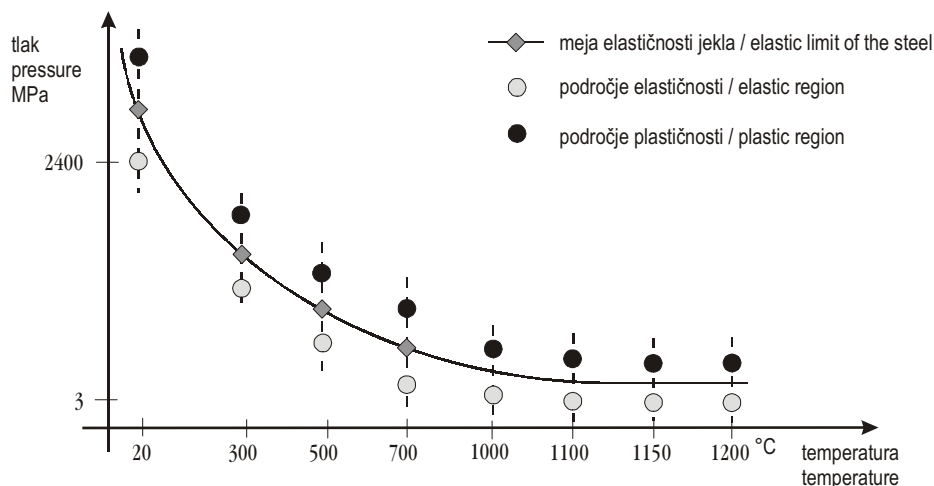
Table 1. Plan of the experiments with selected test conditions for static interaction couples

Temperatura / Temperature °C		20	300	500	700	1000	1100	1150	1200
Tlak / Pressure	Elastično / Elastic	2400	1414	613	97	3,6	3,5	4	4
	MPa	4000	3000	750	120	360	130	145	123
Preskuševališče / Testing machine		nizke temperature - veliki tlaki low-temperature high-pressure				visoke temperature - majhni tlaki high-temperature low-pressure			



Sl. 1. Sestav preskušancev v obliki »sendviča«

Fig. 1. Sandwich-type interaction-couple set up



Sl. 2. Shematična predstavitev preskusnih razmer statičnih spojev

Fig. 2. Schematic representation of the experimental test conditions for the static steel-Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>

rezultati statičnih spojev, smo za preskušanje statičnih spojev izbrali široko območje tlakov in temperatur. Ker je plastična deformacija tudi eden izmed pomembnih dejavnikov, ki lahko vplivajo na tribokemijske reakcije, smo statične poskuse izvedli v elastičnem in plastičnem območju jekla. Podrobne preskusne razmere in shema preskusov so prikazani v preglednici 1 in na sliki 2.

Izbrane razmere preskušanja smo dosegli z uporabo dveh testnih naprav. Z eno smo lahko izvajali teste v območju velikih tlakov, a razmeroma nizkih temperatur, z drugo pa je mogoče doseči zelo visoke temperature, a pri

the results of the interaction couples, a broad range of pressures and temperatures had to be selected for the static interaction-couple experiments. Plastic deformation is another factor influencing the tribochemical reactions. Tests were performed in both the elastic and plastic regions of the steel. The experimental data and a schematic of the conditions are presented in Table 1 and Figure 2, respectively.

The selected temperature-pressure test conditions were achieved by using two different testing machines, one with the ability to apply very high loads at relatively low temperatures and another with which high temperatures could be obtained at low loads. Further-

majhnih tlakih. Ker smo želeli raziskovati tudi vpliv kisika na kemijsko aktivnost izbranih materialov, smo izvedli statične poskuse tudi ob navzočnosti kisika v kontaktu. Kisik smo dovedli v kontakt med jeklom in keramiko s predoksidacijo jekla, saj obe napravi delujeta le v zaščitni atmosferi. Jeklo smo predoksidirali pri isti temperaturi, kakor so bili kasneje izvedeni statični testi.

## 2 REZULTATI

### 2.1 Fretinški testi

Primerjava diagramov obrabe v odvisnosti od amplitude zdrsa pri mazanih in nemazanih razmerah kaže na precejšnjo razliko v obrabni odpornosti (sl. 3). Medtem ko se obraba povečuje skoraj linearno z amplitudo v nemazanih razmerah, dobimo v mazanih razmerah izrazito največjo vrednost pri amplitudi 25  $\mu\text{m}$ . Razvidno je tudi, da je obraba v mazanih razmerah za dva velikostna razreda manjša kakor v nemazanih ([7] in [10]).

V mazanih razmerah je bil koeficient trenja visok le v začetni fazi (0,6 do 0,85), a se je, razen pri amplitudi 5  $\mu\text{m}$  (sl. 4a), kasneje zmanjšal na precej nižjo vrednost, približno 0,2. Čas, potreben za omenjeni padec, je bil pri višjih amplitudah krajši. V nemazanih razmerah je bil koeficient trenja pri amplitudah 25 in 50  $\mu\text{m}$  višji ves čas preskusa, tudi že v začetnem obdobju, in sicer med 1,0 in 1,3 (sl. 4b). Nekoliko nižji (0,7), a nespremenljiv koeficient trenja je bil izmerjen samo pri amplitudi 5  $\mu\text{m}$ .

Iz diagrama na sliki 3 je razvidno, da je prišlo v mazanih razmerah pri amplitudi 25  $\mu\text{m}$  do spremembe obrabnega mehanizma. To spremembo je mogoče razložiti tudi s slikami z elektronskega mikroskopa, na katerih je jasno vidno, da je pri

more, in order to gain the effect of oxygen on the chemical reactivity of the selected materials and to compare it with the fretting results, the interaction-couple experiments were performed with oxygen introduced into the interaction zone. Both the furnaces used for the static experiments only operate under vacuum or inert-gas conditions and so the oxygen was introduced by pre-oxidation of the steel. The steel was oxidised in air at the same temperature as used in the interaction-couple experiment.

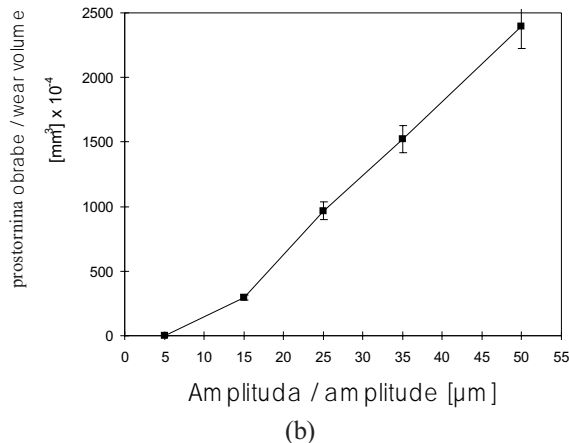
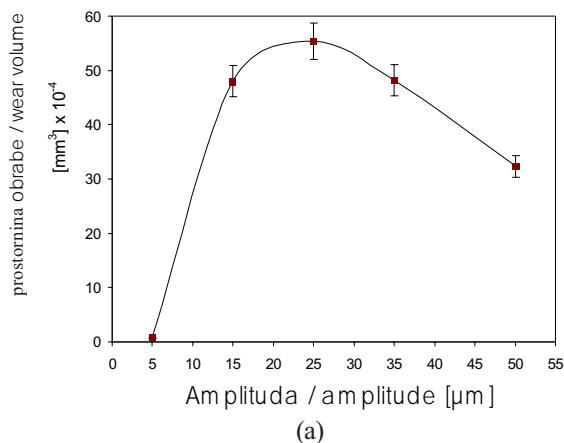
## 2 RESULTS

### 2.1 Fretting-wear experiments

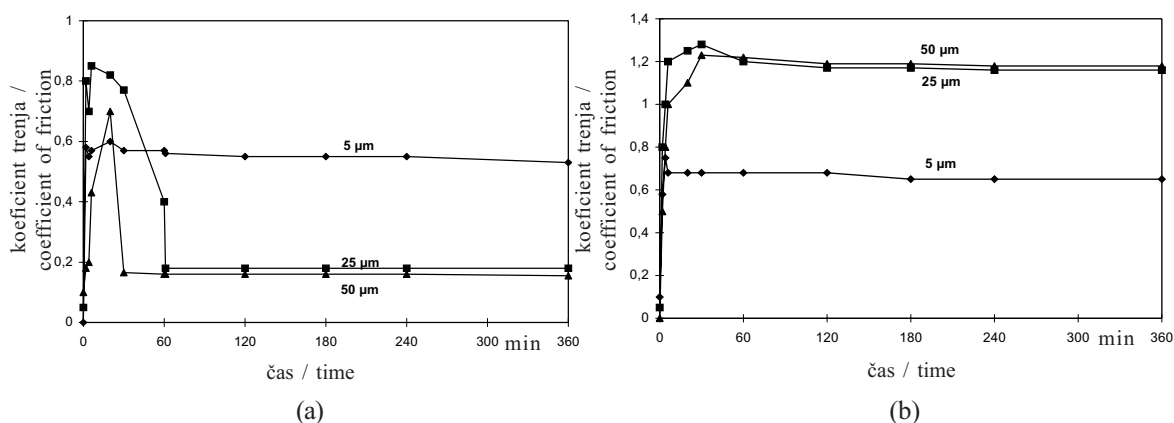
A comparison of the diagrams for wear loss as a function of amplitude for lubricated and unlubricated conditions indicates significantly different wear behaviour, Figure 3. While the wear volume increased almost linearly with increasing amplitude for the unlubricated conditions, an obvious peak value at an amplitude of 25  $\mu\text{m}$  was detected for lubricated fretting. Lower and higher amplitudes resulted in a lower wear volume. Also, it must be pointed out that the wear volume in the unlubricated conditions is about two orders of magnitude higher than in the lubricated conditions ([7] and [10]).

In lubricated conditions the coefficient of friction was high (0.6 to 0.85) in the first stage of fretting but remained high only for an amplitude of 5  $\mu\text{m}$  (Figure 4a). At higher amplitudes it decreased sharply to a value of approximately 0.2. The time needed to reach this low value decreased with increasing amplitude. In the unlubricated conditions at 25 and 50- $\mu\text{m}$  displacement amplitudes the coefficient of friction was higher, even at the beginning of the test, i.e. 1.0 to 1.3, and remained high throughout the test, Figure 4b. A somewhat lower, but still constant, value throughout the test (0.7) was obtained only at an amplitude of 5  $\mu\text{m}$ .

From the wear diagrams in Figure 3 we can see that for lubricated fretting a transition occurred at the 25  $\mu\text{m}$  displacement amplitude. This could be ex-



Sl. 3. Obrabna prostornina v odvisnosti od amplitude pomika v (a) mazanih, (b) nemazanih razmerah  
Fig. 3. Wear volume as a function of amplitude under (a) lubricated, (b) unlubricated conditions



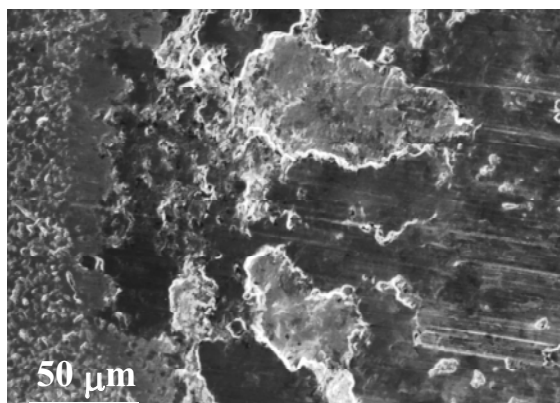
Sl. 4. Koeficient trenja v odvisnosti od časa v (a) mazanih, (b) nemazanih razmerah  
Fig. 4. Coefficient of friction as a function of time under (a) lubricated, and (b) unlubricated conditions

nižjih amplitudah prevladovala mehanska obraba z lomi na kontaktni ploskvi (sl. 5a), medtem ko je prišlo pri višjih amplitudah do nastajanja tribokemijske plasti ter predvsem njene plastične deformacije, kakršna je značilna tudi za končno obdobje preskušanja pri amplitudi 25  $\mu\text{m}$  (sl. 5b). Analiza z Augerjevimi elektroni in transmisijskim mikroskopom je potrdila nastanek tribokemijske plasti [9]. Najpomembnejši dokaz je bil pridobljen z elementno analizo prereza vzorca pod obrabno površino, kjer je bila ugotovljena izjemno visoka koncentracija ogljika, ki izvira iz olja (sl. 6). Ti rezultati kažejo 200 do 300 nm tanko plast v bližini površine (zanemarjajoč prvih 150 nm zaradi "čiščenja" površine), v kateri je koncentracija ogljika večja od 10 utežnih %. Rezultati s transmisijskega mikroskopa pa dokazujejo nastanek karbidov  $\text{Fe}_3\text{C}$ . Prostega ogljika ali razpok nismo našli, kar potrjuje tribokemijski in ne mehanski proces pri nastanku plasti.

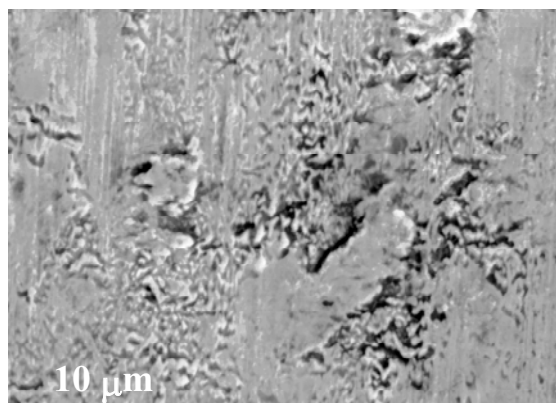
Tudi v nemazanih razmerah je prišlo do tribokemijske reakcije in nastanka tribokemijske plasti, ki pa je bila, v nasprotju z opažanji pri nemazanih

plained by SEM analysis, where a mechanically dominated wear by fracture of the interface layer was observed in the beginning of the test at a 25  $\mu\text{m}$  displacement amplitude (Figure 5a), while at the end of the test at 25  $\mu\text{m}$  and throughout the test at a 50  $\mu\text{m}$  amplitude, a more viscous type of layer with plastic deformation and smearing can be seen, Figure 5b. AES and TEM analysis confirmed that a tribochemical reaction took place under these conditions [9]. The most important feature observed in the AES spectra of a depth profile across the layer created on the steel specimen is a very high concentration of carbon which originates from the oil, Figure 6. The results show that there is a 200 to 300 nm thick layer close to the surface (neglecting the first 150 nm due to "cleaning" of the surface) in which the concentration of carbon is about 10 wt. %. TEM analysis revealed that the broadly prevailing phase in the carbon diffusion layer is  $\text{Fe}_3\text{C}$ . No free carbon and no microcracks were found in the layer, which excluded the possibility that the layer is a tribomechanical mixture.

In contrast to the lubricated fretting, under unlubricated conditions the wear occurred primarily



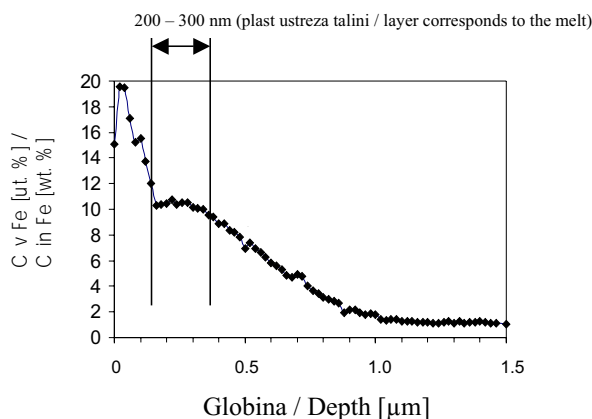
(a)



(b)

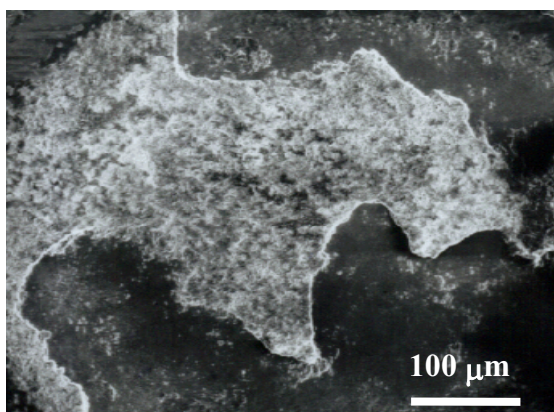
Sl. 5. Tribokemijske plasti, nastale v mazanih razmerah pri amplitudi 25  $\mu\text{m}$  po (a) 10min, (b) 360min  
Fig. 5. Tribolayers created during lubricated fretting at 25- $\mu\text{m}$  amplitude after (a) 10 min, (b) 360 min





Sl. 6. Koncentracija C v Fe v odvisnosti od globine plasti na jeklenem vzorcu, testiranem pri amplitudi  $50\ \mu\text{m}$  in 360 min

Fig. 6. C concentration in Fe, obtained from the AES spectra across the tribolayer created on a steel plate during lubricated fretting for 360 min at  $50\ \mu\text{m}$



Sl. 7. Posnetek krhke oksidne plasti  $\text{SiO}_2$  z elektronskim mikroskopom na  $\text{Si}_3\text{N}_4$  vzorcu  
Fig. 7. SEM micrograph of the brittle oxide layer of  $\text{SiO}_2$  on  $\text{Si}_3\text{N}_4$  ball

razmerah, oksidna in krhka in se je kasneje intenzivno luščila (sl. 7) ter tako povzročila znatno večjo obrabo, kar je razvidno na sliki 3. Analize z Augerjevimi elektroni in transmisijskim mikroskopom so potrdile oksidacijo silicijevega nitrida, kar je povzročilo nastanek  $2\ \mu\text{m}$  debele plasti silicijevega oksida ( $\text{SiO}_2$ ), v katerem so bili precipitati različnih železovih oksidov okrogle oblike in velikosti 5 do 20 nm [7]. Poleg tega v plasti nismo našli dušika ali delcev  $\text{Si}_3\text{N}_4$ . Te ugotovitve še dodatno dokazujejo tribokemijsko naravo nastanka plasti.

## 2.2 Poskusi s statičnimi spoji

### Vpliv tlaka in temperature

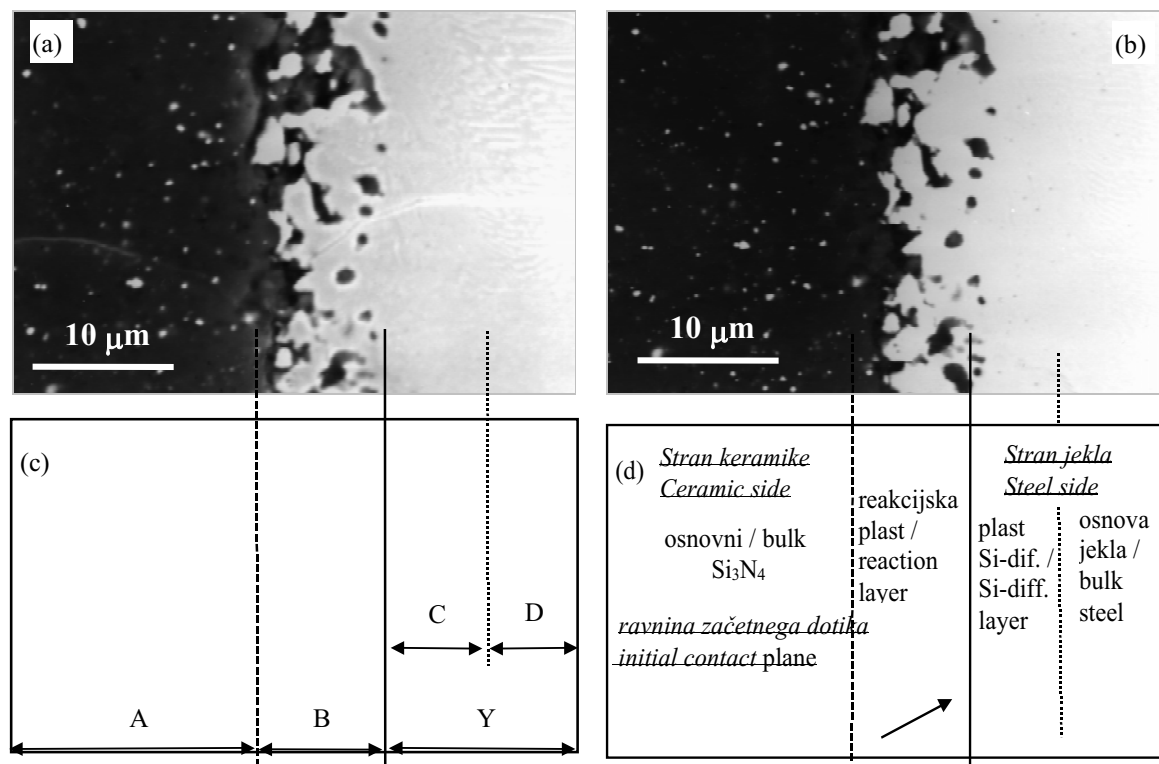
Slika 8 prikazuje morfologijo prereza spoja med jeklom in silicijevim nitrdom po preskusu pri temperaturi  $1200\ ^\circ\text{C}$  v elastičnih razmerah (preglednica 1). Na sliki 8a lahko jasno razločimo tri področja: A, B in Y. Vendar se je izkazalo, da je področje Y sestavljeno iz dveh različnih področij, ki sta označeni s C in D.

by the creation and spalling of a brittle tribochemical layer, Figure 7. AES and TEM analyses revealed severe silicon-nitride oxidation, resulting in a  $2\ \mu\text{m}$  thick amorphous  $\text{SiO}_2$  rich phase with small precipitates of iron oxides, which were between 5 and 20 nm in diameter and had an almost circular shape [7]. This implies that these are indeed precipitates and not wear debris. Furthermore, neither nitrogen nor  $\text{Si}_3\text{N}_4$  were found in the layer. This again confirms that the layer is a tribochemical reaction product and not a tribomechanical mixture.

## 2.2 Interaction-couple experiments

### The effect of temperature and pressure

Figure 8 shows the morphology of a cross-section of the steel and silicon-nitride couple tested at the highest investigated temperature, i.e.  $1200\ ^\circ\text{C}$ , under elastic conditions (Table 1). Three regions can be clearly distinguished from Figure 8, i.e. A, B and Y, however, it was found that the Y region is actually composed



Sl. 8. Prerez statičnega spoja po 5 urah testiranja pri 1200 °C in tlaku 4Mpa, (a) slika sekundarnih elektronov, (b) slika odbitih elektronov (isti del prereza kakor na sliki (a)), (c) shematična predstavitev področij s slik (a) in (b), (d) shematična predstavitev morfologije prereza spoja

Fig. 8. Interaction-couple cross-section after 5 hours at 1200 °C and 4 MPa, (a) secondary electron SEM image, (b) back-scattered electron SEM image (same cross-section as in (a)), (c) schematic drawing of regions in the cross-section from Fig. a and Fig. b, (d) schematic of the morphology of the interaction couple

Področje A pomeni izvirno Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> keramiko. Področje B je reakcijska plast spoja na strani keramike, ki vključuje še nekatere reakcijske produkte ([10] in [25]), medtem ko se področje Y nanaša na stran jekla v spoju. Dotikalna ravnina med področjem B in Y je začetna dotikalna ravnina pred preskusom, ki je bila določena z uporabo inertnega materiala, kakor je podrobno opisano v literaturi ([25] in [26]).

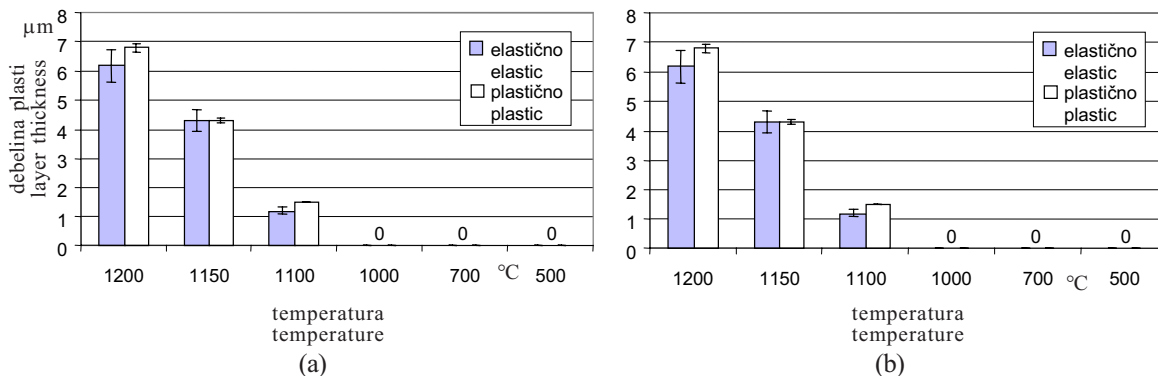
Elementna analiza z elektronskim mikroskopom je pokazala, da je v področju Y blizu področja B (začetni kontakt) poleg pričakovano velike količine Fe in Cr, tudi veliko Si. Ta ugotovitev je zahtevala nadaljnje preiskave po prerezu v področju Y. V ta namen smo naredili črtne profile koncentracije Si skozi področje Y. Področje, kjer je bila koncentracija Si višja od izvirne, smo označili kot področje C. Širino reakcijske plasti na strani keramike (B) in difuzijske plasti Si na strani jekla (C) smo nato sistematično merili pri vseh temperaturah in tlakih, pa tudi v obeh deformacijskih (el in pl.) območjih jekla. Rezultati so prikazani na sliki 9.

Za elastično in plastično območje je bilo ugotovljeno, da pride do močne vezi med jeklom in keramiko samo pri temperaturah 1100°C in več. Pri nižjih temperaturah je spoj vedno razpadel na posamezne sestavne dele, to je osnovne vzorce jekla

of two regions, denoted as C and D. Region A represents the original Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> ceramic. Region B is the reaction layer on the ceramic side of the interaction couple incorporating a few reaction products ([10] and [25]), whereas region Y refers to the steel side of the interaction couple. The contact plane between region B and Y is the initial ceramic-steel interface, which was determined by the inert ZrO<sub>2</sub> marker, as reported elsewhere ([25] and [26]).

EDS inspection of the steel material in region Y, close to the region B (initial ceramic/steel interface) revealed besides the expected presence of Fe and Cr, a high Si content. This finding suggested a more detailed analysis of the Y region and Si concentration line-profiles were determined across the Y region. The layer that incorporates Si on the steel side was therefore determined as the C region. The width of the reaction layer (region B) on the ceramic side and the Si-diffusion layer on the steel side (region C) were systematically measured for all temperatures and pressures used under both elastic and plastic conditions. The results are presented in Figure 9.

For both the elastic and plastic regions it was found that the strong bond between the steel and the ceramics was formed only at 1100°C or higher. At lower temperatures the interaction couple always fell apart. Additionally, the thickness of the reaction



Sl. 9. Debeline (a) reakcijske plasti in (b) plasti Si-difuzije v elastičnem in plastičnem področju jekla  
Fig. 9. Overall results for the elastic and plastic contacts of the (a) reaction-layer thickness, (b) Si-diffusion-layer thickness

in keramike. Poleg tega pa se debelina reakcijske plasti in s tem kemijska reaktivnost manjšata z nižanjem temperature, kar kaže na izrazito prevladujoč vpliv temperature (sl. 9a).

Podobno smo ugotovili tudi pri analizi debeline difuzijske plasti Si v jeklu. Debelina se manjša z nižanjem temperature in kar je zelo pomembno, pod 700 °C znakov kemijske povezave nismo več našli (sl. 9b). Analiza debelin plasti pri velikih in majhnih tlakih, oziroma v plastičnem in elastičnem območju je pokazala, da razlik med njimi praktično ni [10].

Ti eksperimentalni rezultati se odlično ujemajo tudi s termodinamičnimi izračuni ([10] in [26]), saj je bilo izračunano, da reakcijska plast prične nastajati pri 1033°C (eksperiment: 1100°C), difuzija Si v jeklo pa nastopi pri 636°C (preskus 700°C). Pri nižjih temperaturah te plasti ne nastajajo.

#### Vpliv kisika

Slika 10 prikazuje detajl prereza statičnega spoja, preskušane pri 1200°C ob navzočnosti kisika. Elementna analiza z elektronsko disperzno spektroskopijo je razkrila številne različne faze v reakcijski plasti, ki so podrobneje predstavljene drugje ([10] in [24]). Med temi je tudi 5 do 10 μm debela plast silicijevega oksida (sl. 10). Manjše količine železa, ki smo jih tudi našli v tej oksidni plasti, bi lahko izvirale iz okolne jeklene matrice ali pa železovih oksidov, podobno kakor so bili najdeni pri fretinških poskusih. To bi lahko pomenilo še bolj neposredno povezavo z rezultati fretinških testov, a podrobnejša razsikava v tej smeri ni bila izvedena.

Z nižanjem temperature se je manjšala tudi kemijska reaktivnost in, podobno kakor pri preskusih brez kisika, pri 500°C ni bilo nobene sledi reakcije več. Še več, pri temperaturi 1000°C ali nižje silicijev oksid ni več nastajal, medtem ko je bila njegova navzočnost pri višjih temperaturah izrazita

layer, and thus the chemical reactivity, decrease with decreasing temperature, revealing the dominating effect of the temperature, Figure 9a.

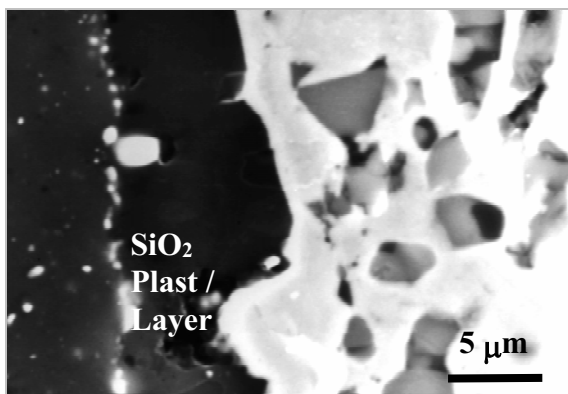
A similar situation was found when measuring the depth of Si diffusion into the steel. The depth is smaller with lower temperatures and, it is very important to note, that at temperatures below 700°C, there was no Si diffusion observed, Figure 9b. A quantitative evaluation of the thicknesses obtained at high and low pressures, i.e. under elastic and plastic conditions, showed that they are practically the same since there is no relevant difference between the two conditions [10].

These experimental results are also in excellent agreement with thermodynamic predictions ([10] and [26]). That is to say, the reaction layer was calculated to form at 1033°C (experiment: 1100°C) and the Si diffusion layer at 636°C (experiment: 700°C). At temperatures lower than those calculated, the layers were not formed.

#### The effect of oxygen

Figure 10 shows a detail of a cross-section of the interaction couple tested at 1200°C with the presence of oxygen in the contact. The EDS analysis revealed a number of different phases in the reaction layer, details are reported elsewhere ([10] and [24]). Among others, a 5 to 10 μm thick SiO<sub>2</sub> rich layer was found at the reaction front, as shown in Figure 10. A limited amount of iron was also found in some regions of the SiO<sub>2</sub> rich layer, which could originate either from the matrix surrounding the layer or from iron oxides, similar to those that were determined using TEM analysis on the fretting specimens. This would suggest an even more direct correlation between both types of experiments, but this was not investigated further and is therefore not confirmed.

With a decrease in the temperature the chemical reactivity also decreased and, exactly as with the absence of oxygen, at 500°C there are no traces of any chemical interaction between the contacting materials. Furthermore, at 1000°C or below, there is no SiO<sub>2</sub> layer formed in the contact, while at higher temperatures, clear



Sl. 10. Prerez statičnega spoja pri 1200 °C ob navzočnosti kisika, ki prikazuje SiO<sub>2</sub> plast  
Fig. 10. Interaction-couple cross-section at 1200 °C in the presence of oxygen, showing the SiO<sub>2</sub> layer

[24]. To ponovno potrjuje odločilno vlogo temperatur pri nastanku silicijevega oksida.

### 3 OBRAVNAVA

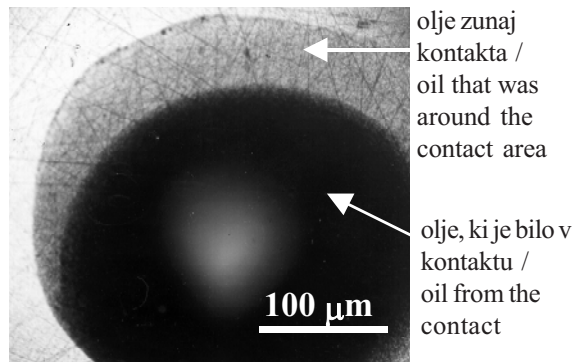
#### 3.1 Fretinški testi

##### *Mazane razmere*

Glede na dobljene rezultate menimo, da je prišlo do prehoda v mehanizmu obrabe zaradi povečanja drsni hitrosti in s tem kontaktnih temperatur. To je povzročilo fazne premene in nastanek tribokemijske plasti na površini, ki je vplivala na zmanjšanje koeficienta trenja in obrabe.

Ključne informacije o največjih mogočih kontaktnih temperaturah so bile pridobljene z analizami s transmisijskim mikroskopom in spektroskopijo z Augerjevimi elektroni, pri katerih se je izkazalo, da je nastala plast tribokemijska. Poleg tega približno 10,5 utežnih % ogljika v 200 do 300 nm tanki plasti pod površino presega vsako ravnotežno sestavo v faznem diagramu Fe-C, razen taline, kar nakazuje možnost za temperature nad 1145°C [10]. Taka razlaga je v skladu z veljavnimi termodinamičnimi zakoni in se ujema z nizkim koeficientom trenja, izmerjenim v teh razmerah.

Poleg tega je zgornjim navedbam pomembna podpora tudi dejstvo, da je olje med preskusom toplotno razpadlo, saj je ogljik iz olja rabil za ogljičenje jekla. Potrebna temperatura za razcep ogljikovih vezi v olju je približno 400°C [27]. Le-ta torej definira spodnjo mejo temperatur, ki je morala biti dosežena, da je do ogljičenja sploh prišlo. Jasno je, da je ogljičenje potekalo pri še višji temperaturi. Toplotni razpad olja smo zaznali že optično ob koncu preskusov, saj je



Sl. 11. Slika z optičnega mikroskopa, ki nakazuje toplotni razpad olja v kontaktu  
Fig. 11. Optical micrograph revealing the thermal break-down of the oil after the test

and well-defined layers were always observed [24]. This again confirms the critical influence of temperature on the formation of the SiO<sub>2</sub> layer on silicon nitride.

### 3 DISCUSSION

#### 3.1 Fretting wear

##### *Lubricated conditions*

According to the results, we suggest that the wear transition occurs due to the higher sliding speed and the consequent higher contact temperature, resulting in a tribochemical transformation of the interface that has much more beneficial properties in terms of wear and friction behaviour than the original materials.

Critical information about the possible maximum contact temperature is obtained by the TEM and AES results which confirmed that the layer observed is not a tribomechanical, but a tribochemical, layer. Furthermore, appr. 10.5 wt. % of carbon found in 200 to 300 nm thick layer close to the surface is above any equilibrium content of all components in the binary Fe-C phase diagram except the melt, which requires a temperature of about 1145°C [10]. This was not confirmed yet but it is the subject of further investigation. However, this tentative explanation is in agreement with the thermodynamic model and the low coefficient of friction under these conditions.

Furthermore, strong support for the suggested high temperature comes from the fact that the oil broke down during the experiment and acted as a source for the carbonisation of the steel. The temperature required for thermal cracking of oil we used is about 400°C [27], and so this must represent the minimum temperature at the contact. It is clear that carbonisation must occur at much higher temperatures and thermal degradation of oil was also anticipated by visual inspection of the wear scars. When

bilo olje pri višjih amplitudah vedno črno, kar je nakazovalo na omenjeno toplotno razpadanje, (sl. 11).

Izvedeni so bili tudi izračuni trenutnih kontaktnih temperatur, in sicer z osmimi različnimi teoretičnimi modeli, ki smo jih našli v literaturi. V primerih, ko so bili vhodni parametri ovrednoteni dovolj natančno so tudi temperature pri višjih amplitudah presegle 1500 °C, kar je v skladu z drugimi rezultati in njihovo razlago ([10] in [28]).

Vendar pa so ti dokazi o temperaturi vsaj 400 °C v precejšnjem razkoraku z izračuni najvišjih kontaktnih temperatur, ki se v literaturi običajno navajajo za fretting, to je okoli 100 °C ali manj ([10] in [28]). To torej jasno kaže, da izračuni najvišjih trenutnih kontaktnih temperatur niso pomembni za dejanske temperature pri frettingu. Glavni razlog je verjetno v napačnih ocenah dejanske kontaktne površine in drugih potrebnih predpostavkah v modelih za izračun teh temperatur.

#### *Nemazane razmere*

Na podlagi visokega koeficienta trenja in precejšnjih količin silicijevega oksida (velika obraba), ki je nastajal med frettingom v nemazanih razmerah lahko predpostavljamo, da so bile temperature še višje kakor v mazanih razmerah. Namreč, četudi je bilo večkrat poročano, da silicijev oksid nastaja tudi pri sobni temperaturi, je treba pri teh ugotovitvah upoštevati količino in debelino teh oksidnih plasti.

V veliko raziskavah o oksidaciji silicijevega nitrida je bilo ugotovljeno, da je oksidacija pasivna. To pomeni, da nastane na površini najprej tanek oksidni sloj, potem pa ta sloj ščiti površino pred nadaljnjo oksidacijo. Prav tako je bilo v teh raziskavah ugotovljeno, da poteka taka oksidacija v suhi in vlažni atmosferi v skladu z difuzijskimi zakoni ([30] do [34]).

To pomeni, da pri sobni temperaturi sicer nastaja silicijev oksid, je pa verjetno sloj zelo tanek zaradi omejenega časa testiranja, prav tako pa je zato tudi količina razmeroma majhna. Iz literarnih podatkov je tudi mogoče razbrati, da je oksidacijske poskuse upravičeno izvajati le več ko 100 ur pri temperaturah nad 1000 °C, saj je sicer reakcijskih ostankov tako malo, da jih ni mogoče kvantitativno ovrednotiti. Ti rezultati so zato skladni tudi z rezultati zelo tankih in celo prozornih obrabnih delcev, dobljenih v nekaterih triboloških testih [35]. Torej lahko večje količine in razmeroma debele plasti silicijevega oksida pričakujemo samo pri visokih temperaturah zaradi difuzijske narave oksidacije silicijevega nitrida, ki je temperaturno in časovno pogojen.

the ball and flat were separated after the test, the black (burned) oil/carbon was spread across the clean oil, which surrounded the contact set-up (Figure 11).

Furthermore, flash-temperature calculations based on eight different ready-to-use models showed that temperatures above 1500 °C are easily obtained if better approximations to the interface conditions are used ([10] and [28]).

However, these indisputable proofs of temperatures of at least 400 °C show a large discrepancy with surface temperature measurements in similar fretting conditions where the measured temperatures are usually much lower, i.e. below 100 °C. Furthermore, calculations of the flash temperatures using inappropriate input data with a poor adjustment of the interface conditions to the real conditions also give results around or below 100 °C ([10] and [28]). This, therefore, clearly shows that both measurements and the conventional use of flash-temperature equations significantly underestimate the maximum flash temperatures. The reason is primarily because of the too-large real contact area and poor interface-property corrections used.

#### *Unlubricated conditions*

Based on the high coefficient of friction and the large amounts of silica (high wear loss) produced in our experiments under unlubricated conditions, even higher temperatures are expected compared to lubricated fretting. Although silica was reported to form on silicon nitride in tribological applications even at room temperature, the amount of wear loss and the layer thickness must be considered in any interpretation of the results. According to the following explanation these two parameters seem to be the critical points of the contradictions in reported key governing factors for the tribochemical reactions with silicon nitride.

According to many isolated oxidation studies of silicon nitride it was realised that for engineering applications the silicon-nitride oxidation type is the "passive" one, which occurs at high oxygen potentials. Here, a thin protective film of SiO<sub>2</sub> is formed on the surface of the ceramics, which limits the rate of any further oxidation. Furthermore, it was found that in both dry and wet atmospheres, the oxidation process proceeds in a strongly diffusion-controlled manner ([30] to [34]).

This implies that in wear experiments at room temperature a silica layer can form, but its thickness is, because of the limited testing time, probably very thin and also its quantity is very low. Furthermore, a literature survey revealed that in order to obtain a quantitatively relevant amount of oxidation products, isolated oxidation experiments are typically performed at temperatures above 1000 °C and for a test duration of more than 100 hours. As such, the very thin and transparent wear debris of the silica layer produced in rolling applications with almost no wear at room temperature [35] seem to be very consistent with the above results and explanations. Accordingly, the large amounts and the relatively thick layer of silica produced in our fretting experiments suggest that the temperature should be much higher because of

Poleg tega so bile za dane razmere izračunane temperature prek 1500°C, kar potrjuje zgornjo razlago ([10] in [28]). Tudi zaradi višjega koeficienta trenja v nemazanih in v mazanih razmerah, kar je sorazmerno z nastankom toplote, ter z dokazanimi temperaturami vsaj 400 °C v mazanih razmerah, lahko v nemazanih razmerah upravičeno pričakujemo temperature nad 1000°C.

### 3.2 Poskusi s statičnimi spoji

Ta metoda omogoča izoliranje kemijske obrabe pri hkratnem natančnem nadzoru toplotnih in mehanskih vplivov ter je tako posreden dokaz, kateri so ključni dejavniki pri tribokemijskih procesih med keramiko iz silicijevega nitrida in jeklom. Podobni poskusi so se pokazali kot zelo uspešni in uporabni tudi pri raziskavah obrabe rezilnih orodij ([36] in [37]), četudi so tam razlike med statičnimi in dinamičnimi razmerami še večje kakor pri frettingu.

Iz naših rezultatov lahko sklepamo, da so kemijske povezave med izbranimi materiali odločilno odvisne od temperature. Pod 700°C nismo zaznali nobenih znakov reakcij, medtem ko je nad 1100°C nastala močna vez med materialoma in je bila reaktivnost znatno povečana. Po drugi strani pa povečevanje tlakov in celo prehod v plastično področje praktično niso vplivali na reaktivnost v kontaktu ([10], [24] in [25]).

Ena izmed pomembnih ugotovitev, ki kaže odločilen vpliv temperature, je tudi dejstvo, da je silicijev oksid v navzočnosti kisika nastal samo pri temperaturah nad 1100°C. Čeprav je bilo trajanje statičnih poskusov precej daljše od trenutnih dotikov v fretinškem testu, pa pri nižjih temperaturah ti oksidi niso nastajali. To se ponovno odlično ujema z rezultati oksidacijskih poskusov silicijevega nitrida ([30] do [34]) in termodinamičnih izračunov na temelju proste energije (Gibbsov kriterij), potrebne za nastanek reakcij ([10] in [24]).

### 3.3 Splošne ugotovitve

Zelo različni materiali (jeklo in keramika) in dotikalne razmere (mazane / nemazane) so v tej raziskavi tribokemijskih reakcij omogočili upoštevanje različnih dokazov z različnih zornih kotov. Poleg tega smo v ta namen uporabili še izračune trenutnih kontaktnih temperatur ter različne termodinamične izračune.

the diffusion-controlled nature of silicon-nitride oxidation, which is a temperature–time-dependent process.

Furthermore, flash temperatures above 1500°C were calculated for the selected fretting conditions ([10] and [28]), which support the above explanations. Additionally, because of the higher coefficient of friction in unlubricated than in lubricated fretting, which is directly proportional to the frictional heat, and confirmed temperatures of order of at least 400°C under these conditions, temperatures well above 1000°C are very reasonable for unlubricated conditions.

### 3.2 Interaction-couple experiments

The following method gives an opportunity to isolate the chemical wear by simultaneous control of thermal and mechanical effects, thus providing indirect evidence of the governing factor in tribochemical interactions between the steel and the ceramic. Such experiments were successfully applied in cutting-tool applications. Based on the experimental results of turning, which were in good agreement with results of static interaction-couple experiments, it was confirmed that they are relevant for the simulation and correlation of the tribochemical wear of cutting tools ([36] and [37]). Because of the even larger discrepancy between static experiments and dynamic conditions in turning, compared to fretting, it is reasonable to assume that they can also be applied for studying chemical behaviour in fretting wear.

From our results it is clear that the chemical interaction of silicon nitride with steel and oxidised steel is strongly influenced by the temperature. Below 700°C, no evidence of any interaction was found, while at temperatures above 1100°C, the reactivity was strongly enhanced. On the other hand, increased high contact pressures, resulting in extensive plastic deformation of the steel, did not enhance the chemical reactivity between the selected materials at any temperature ([10], [24] and [25]).

One of the most important facts in this paper, which strongly favours the critical influence of temperature in silicon-nitride oxidation, is, however, the observation that in the contact between steel and silicon nitride in the presence of oxygen, silica was formed only at temperatures of 1100°C and above. Although the contact times in the static interaction-couple experiments were much longer than in the contacts in the fretting experiments, no silica was formed at lower temperatures. This is again in excellent agreement with results of isolated  $\text{Si}_3\text{N}_4$  oxidation experiments ([30] to [34]) and thermodynamic calculations based on the Gibb's free energy criteria ([10] and [24]).

### 3.3 General considerations

Very different materials (steel and ceramic) and contact conditions (air-dry / oil-lubricated) in this paper allowed us to use different indirect evidence from different points of view in order to investigate the observed tribochemical reactions. Additionally, flash-temperature calculations and various thermodynamic calculations were employed for this purpose.

Vsi rezultati, predstavljeni v tem prispevku in številni drugi iz ločenih analiz oksidacije silicijevega nitrida ter različni termodinamični izračuni, kažejo, da je temperatura ključni dejavnik pri oksidaciji silicijevega nitrida, vsaj ko govorimo o plasteh z debelino nekaj mikrometrov. V vseh teh študijah se je izkazalo, da taka oksidacija opazno poteka pri temperaturah nad 1000°C. Torej se zastavlja vprašanje, kateri mehanski vpliv lahko tako spremeni oksidacijski mehanizem in poveča kemijsko reaktivnost do mere, ki bi bila ustrezna temperaturi skoraj 1000°C? V prispevku smo prikazali, da v naših preskusih tlak in plastična deformacija nista vplivala na omenjene reakcije. Poleg tega je treba poudariti, da je keramika razmeroma nedeformabilen material, še posebej za obremenitve, ki so značilne za večino testov obrabe. Tudi vplivi striga so pri frettingu manj pomembni kakor pri drsenju, saj so hitrosti znatno manjše.

Poleg teh dejstev pa smo v mazanih testih, pri katerih je bila temperatura verjetno nižja kakor pri nemazanih testih, zaradi nižjega koeficienta trenja, našli jasne dokaze o obstoju temperatur vsaj 400°C. Po eni razlagi, ki je tudi v skladu s sedanjimi termodinamičnimi zakoni, bi lahko pričakovali celo temperature nad 1145°C. Vsi ti rezultati, vključno z izračuni najvišjih trenutnih temperatur ter termodinamičnimi izračuni, podpirajo možnost za izjemno visoke temperature na dotikih vršičkov (dejanski kontaktni površini) tudi pri zelo majhnih relativnih hitrostih. Model, ki te postopke podrobno razlaga, pa je predstavljen drugje ([10] in [38]).

Kljub temu pa je zelo težko ali celo nemogoče predstaviti nedvoumen dokaz o tem, kateri dejavniki najbolj vplivajo na te tribokemijske procese, saj v dinamičnih pogojih delujejo sočasno tako mehanski kakor termični vplivi in se je mogoče opirati zgolj na različne posredne dokaze.

Najbolj zanesljiv način za ugotovitev kontaktnih temperatur bi bile seveda meritve le-teh. Na žalost pa trenutno znane metode zaznavajo temperature v kontaktu med tribološkim postopkom le na območju, ki obsega med 300 in 900 ( $\mu\text{m}$ )<sup>2</sup> ([11] do [13]), kar je znatno prevelika površina v primerjavi s površino kontaktov vršičkov, ki je za en velikostni razred manjša. To je lahko tudi razlaga, zakaj so običajno izmerjene temperature tako nizke, in hkrati pomeni, da potrebujemo bolj natančne metode, ki bi lahko dale bolj zanesljiv odgovor o dejanskih najvišjih temperaturah v triboloških kontaktih.

However, all the results presented in our paper and in many other previous isolated studies on silicon nitride oxidation, together with the thermodynamic calculations, strongly favour temperature as the key governing factor for tribo-oxidation of silicon nitride, at least for the layers which have thicknesses in the range of micrometers. In all these studies it was shown that the silica layer is likely to form only above 1000°C. So this begs a question, which mechanical factor could contribute in such a manner to completely change the oxidation mechanism and drastically increase the chemical reactivity that would be the equivalent of about 1000°C? It was shown here that pressure (compressive stress) and plastic deformation cannot affect these reactions. Besides, it must be pointed out that silicon nitride is a relatively non-deformable material, especially for the loads and stresses which are considered in most wear experiments. Furthermore, shear effects in fretting can also be considered as low, compared to the sliding conditions. Finally, there exist no indications that silica can form by any other process other than those described above, which means that its amount and thickness generated under the selected fretting action are related mainly to the contact temperature and time.

In addition to the above explanations, in lubricated fretting where the frictional heating was lower due to a much lower coefficient of friction, there exists clear evidence that the contact temperature was at least 400°C. Furthermore, a tentative explanation, which is in agreement with the thermodynamic model suggests temperatures even higher than 1145°C. These and other findings described in details in this paper, including flash-temperature calculations and all the performed thermodynamic calculations, strongly support the above suggestions that extremely high temperatures on the spot-to-spot contacts must be considered even under low-speed conditions. A model explaining these processes in detail is presented elsewhere ([10] and [38]).

Nevertheless, it is very difficult to give indisputable proof of the key governing factors for the tribochemical reactions, since in dynamic situations we have both mechanical and thermal effects acting simultaneously.

The surest way to prove the maximum contact temperature would, of course, be a contact-temperature measurement. However, today's best measuring techniques can detect temperatures that are an average over an area of about 300 to 900 ( $\mu\text{m}$ )<sup>2</sup> ([11] to [13]). This is definitely too large an area compared to the small spot-to-spot contact areas of only few, to a few tens ( $\mu\text{m}$ )<sup>2</sup>. This could explain why the experimentally obtained temperatures are usually so low and would further imply that more accurate techniques with measurements over a much smaller contact area are necessary to give the final answer on the possible maximum contact-temperature rise.

## 4 SKLEPI

1. Rezultati v tem prispevku kažejo, da je najbolj vplivni dejavnik za nastanek tribokemijskih reakcij v danih fretinških razmerah temperatura. Predstavljeni rezultati se tudi odlično ujemajo z različnimi teoretičnimi izračuni. Izjemno visoke temperature so torej mogoče tudi v razmerah, ki jih splošno pojmujeemo kot nizko temperaturne zaradi majhnih relativnih hitrosti.
2. Samostojne in izolirane študije posameznih vplivnih dejavnikov lahko pripomorejo pri razumevanju osnovnih mehanizmov in postopkov. Tako smo v naši raziskavi statičnih spojev, pri katerih smo izolirali kemijsko obrabo materialov, odkrili, da je temperatura odločilna pri kemijskih reakcijah, medtem ko tlak in deformacija nista povečala kemijske reaktivnosti.
3. Zaradi difuzijske narave oksidacije silicijevega nitrida, ki je odvisna od temperature in časa, lahko pričakujemo večje količine in debele plasti oksidacijskih ostankov zgoj pri višjih temperaturah v kontaktu, npr. nad 1000°C.
4. Meritve dotikalnih temperatur (zaradi povprečenja na preveliki površini) pa tudi uporaba teoretičnih modelov (zaradi slabih predpostavk o dejanski površini in drugih parametrih) dajejo znatno nižje vrednosti od dejanskih na dotikalnih vršičkih. Razlike pri tem so lahko skoraj 1000°C.

## 4 CONCLUSIONS

1. The results reported in this paper strongly favour temperature as the key governing factor for the tribochemical reactions under selected fretting conditions. All the presented experimental evidence is in excellent agreement with the various theoretical predictions performed for the purpose of this work. Extremely high temperatures must be therefore be considered as the key governing factor in tribochemical reactions, even under conditions that are usually considered as a low-speed low-temperature conditions.
2. Isolated studies of the different influencing factors should be performed to reveal the fundamental mechanisms acting in dynamic situations. In our interaction-couple experiments under controlled temperatures and pressures we found that pressure and/or plastic deformation did not enhance the chemical reactivity between steel and  $\text{Si}_3\text{N}_4$ , while the temperature was critical to all the interactions.
3. Because of the strongly diffusion-controlled oxidation of silicon nitride (temperature-time dependence), large amounts and thick layers of silica produced in tribochemical reactions suggest temperatures well above 1000°C.
4. Surface temperature measurements (due to averaging of the temperature over too-large an area) and the conventional use of flash-temperature equations (due to poor approximation of the interface properties and real contact area) significantly and critically underestimate the maximum temperatures at the spot-to-spot contacts. The differences can be as high as 1000°C.

5 LITERATURA  
5 REFERENCES

- [1] Gee, M.G., D. Butterfield (1993) The combined effect of speed and humidity on the wear and friction of silicon nitride, *Wear*, 162-164, 234-245.
- [2] Melandri, C., M.G. Gee, G. de Portu, S. Guicciardi (1995) High temperature friction and wear testing of silicon nitride ceramics, *Tribology International*, 28, No. 6, 403-413.
- [3] Dong, X., S. Jahanmir (1993) Wear transition diagram for silicon nitride, *Wear*, 165, 169-180.
- [4] Fischer, T.E., H. Tomizawa (1985) Interactions of tribochemistry and microfracture in friction and wear of silicon nitride, *Wear*, 10, 29-45.
- [5] Klaffke, D. (1994) Fretting Wear of Ceramics, *Tribology International*, 22, No. 2, 89-101.
- [6] Campbell, P.Q., J.P. Celis, J.R. Roos, O. Van der Biest (1994) Fretting wear of selected ceramics and cermets, *Wear*, 174, 47-56.
- [7] Kalin, M., J. Vižintin, S. Novak, G. Dražič (1997) Wear mechanisms in oil-lubricated and dry fretting of silicon nitride against bearing steel contacts, *Wear*, 210, 1-2, 27-38.
- [8] Kalin, M., J. Vižintin and S. Novak (1996) Effect of fretting conditions on the wear of silicon nitride against bearing steel, *Mater. Sci. Eng. A220*, 191-199.
- [9] Novak, S., G. Dražič, M. Kalin and J. Vižintin (1999) Interactions in silicon nitride ceramics vs. steel contacts under fretting conditions, *Wear*, 225-229, 1276-1283.
- [10] Kalin, M. (1999) Fretting wear mechanisms in contact of steel and silicon nitride ceramics, Ph.D thesis, *University of Ljubljana, Faculty of Mechanical Engineering*, ISBN 961-6238-16-7.
- [11] Furey, M.J., B. Vick, S.J. Foo and B.L. Weick (1990) A theoretical and experimental study of surface temperatures generated during fretting, *Procideengs of the Japan Intl. Conf.*, Vol II, Nagoya, Japan, 809-814.



- [12] Guha, D., S.K. Roy Choudhuri (1996) The effect of surface roughness on the temperature at the contact between sliding bodies, *Wear*, 197, 63-73.
- [13] Kennedy Jr. F.E. (1984) Thermal and thermomechanical effects in dry sliding, *Wear*, 100, 453-476.
- [14] Vodopivec, F., J. Vižintin, B. Suštarič (1996) Effect of fretting amplitude on microstructure of 1C-1.5Cr steel, *Mat. Sci and Tech.*, 355-360.
- [15] Archard, J.F., R.A. Rowntree (1988) Metallurgical phase transformations in the rubbing of steels, *Proc. R. Soc. Lond.*, A 418, 405-424.
- [16] Dobromirski, J., I.O. Smith (1987) Metallographic aspects of surface damage, surface temperature and crack initiation in fretting fatigue, *Wear*, 117, 347-357.
- [17] Waterhouse, R.B. (1961) The influence of local temperature increases on the fretting corrosion of mild steel, *J. Iron Steel Inst.*, London, 197, 301-305.
- [18] Dong, S.P., S. Danyluk, J.M. McNallan (1992) Influence of tribochemical reaction products on friction and wear of silicon nitride at elevated temperatures in reactive environments, *J. Am. Ceram. Soc.*, 75, [11], 3033-3039.
- [19] Campbell, P. (1996) Tribological behaviour of advanced ceramics and cermets, Ph.D. Thesis, KU Leuven.
- [20] Rainforth, W.M. (1996) The sliding wear of ceramics, *Ceramics International*, Vol.22, No.5, 365-72.21.
- [21] Tennenhouse, G.J., A. Ezis, F.D. Runkle (1985) Interaction of silicon nitride and metals surfaces, *J. Am. Ceram. Soc.*, 68 [1], 30-31.
- [22] Vleugels, J., T. Laoui, K. Vercammen, J.P. Celis, O. Van der Biest (1994) Chemical interaction between a sialon cutting tool and iron-based alloys, *Mater. Sci. and Eng.*, A187 (2), 177-182.23.
- [23] Heikinheimo, E., I. Isomaki, A.A. Kodentsov, F.J.J. van Loo (1997) Chemical interactions between Fe and silicon nitride ceramic, *J. Europ. Cer. Soc.*, 17, 25-31.
- [24] Kalin, M., J. Vižintin, J. Vleugels, O. Van Der Biest (2000) Chemical reactivity of silicon nitride with steel and oxidised steel between 500°C and 1200°C, *Mat. Sci. & Eng*, A281, 28-36.
- [25] Kalin, M., J. Vižintin, J. Vleugels, O. Van Der Biest (2000) Influence of mechanical pressure and temperature on the chemical interaction between steel and silicon nitride ceramics, *J. Mater. Res.*, Vol. 15, No. 6, 1367-1376.
- [26] Vleugels, J., L. Vandeperre, O. Van Der Biest (1996) Influence of alloying elements on the chemical reactivity between Si-Al-O-N ceramics and iron-based alloys, *J. Mater. Res.*, 11 [5], 1265-1276.28.
- [27] Booser, E.R. (1984) Handbook of lubrication, *CRC Press, Inc.*, Vol. II, p. 246.
- [28] Kalin, M., J. Vižintin (2001) Comparison of different theoretical models for the flash temperature calculation under fretting conditions, accepted, *Tribology International*.
- [29] Campbell, C., M. Kalin (1999) NIST, personal communication.
- [30] Maeda, M., K. Nakamura, T. Ohkubo (1989) Oxidation of silicon nitride in a wet atmosphere, *J. of Material Science Letters*, 24, 2120-2126.
- [31] Klemm, H., M. Herrmann, C. Schubert (1997) High temperature oxidation of silicon nitride based ceramic materials, *6th Int. Symp. on Ceramic Materials and Components for Engines*, 576-581
- [32] Singhal, S.C. (1976) Thermodynamics and kinetics of oxidation of hot-pressed silicon nitride, *J. Mat. Sci.*, 11, 500-509.
- [33] Chen, J., J. Sjöberg, O Lindqvist, C. O'Meara, L. Pejryd (1991) The rate-controlling process in the oxidation of HIPped Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> with and without sintering additives, *J. European Ceram. Soc.*, 7, 319-327.
- [34] Lewis, M.H., P. Barnard (1980) Oxidation mechanisms in Si-Al-O-N ceramics, *J. of Mat. Sci.*, 15, 443-448.
- [35] Akazawa, M., K. Kato (1988) Wear properties of Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub> in rolling-sliding contact, *Wear*, 124, 123-132.
- [36] Novak, S., M. Komac (1997) Wear of cermet cutting tools coated with physically vapour deposited TiN, *Wear*, 205, 160-168.
- [37] Vleugels, J., O. Van Der Biest (1998) Advanced ceramic tools for machining application III. Key engineering materials volumes 138-140. Ed. *I.M. Low, Trans Tech Publications*, 127-176.
- [38] Kalin, M., J. Vižintin (2001) A tentative explanation for tribochemical effects in fretting wear, accepted, *Wear*.

Naslov avtorjev: doc.dr. Mitjan Kalin  
 prof.dr. Jože Vižintin  
 Fakulteta za strojništvo  
 Univerza v Ljubljani  
 Aškerčeva 6  
 1000 Ljubljana

Authors' Address: Doc.Dr. Mitjan Kalin  
 Prof.Dr. Jože Vižintin  
 Faculty of Mechanical Eng.  
 University of Ljubljana  
 Aškerčeva 6  
 1000 Ljubljana, Slovenia

Prejeto: 18.9.2000  
 Received:

Sprejeto: 27.6.2001  
 Accepted:

## Izračun kontaktnih temperatur v fretinških razmerah

### Calculating the Contact Temperature for Lubricated and Dry Fretting Conditions

Mitjan Kalin · Jože Vižintin

*Obrabne in torne lastnosti površin v kontaktu so znatno odvisne od kontaktnih temperatur, zato je njihova določitev velikega pomena v vsaki tribološki uporabi. Številni modeli, ki so na voljo v literaturi, uporabljajo precej različne fizikalne, dinamične in geometrijske predpostavke. Posledica tega so velika razhajanja rezultatov za isti računski primer.*

*Čeprav so ta dejstva splošno znana, so velikokrat pri izračunih spregledana. V predstavljenem prispevku smo analizirali vpliv lastnosti kontaktnih površin med jeklom in silicijevim nitridom v razmerah mejnega mazanja z oljem in nemazanih kontaktov. Predstavljeni so vplivi spremembe termičnih lastnosti, koeficienta trenja in realne kontaktne površine na izračun kontaktnih temperatur. Za analizo smo uporabili deset različnih teoretičnih modelov. Rezultati kažejo velike razlike med posameznimi modeli in še posebej izjemen vpliv lastnosti kontaktnih površin na izračunane temperature.*

© 2001 Strojniški vestnik. Vse pravice pridržane.

**(Ključne besede: temperature, modeli, izračuni, fretting)**

*The wear and friction properties of tribological interfaces are closely linked to the contact temperature and so a knowledge of this temperature is of great interest for tribological applications. The many different temperature-calculation methods that are available in the literature are based on quite different physical, dynamic and geometric assumptions. As a consequence, large discrepancies in the results can be obtained for the same contact conditions.*

*Although this is a well-known fact, it is sometimes overlooked. In this paper the effects at a tribological interface between silicon nitride and steel under unlubricated and boundary-lubricated fretting conditions were studied. The effects of a change in the contact's thermal properties, as well as its coefficient of friction and the real contact area on the calculated flash temperature are presented. Ten different ready-to-use theoretical models were selected for the purposes of this investigation. The results show a significant difference between the various models, and in particular, the critical importance of the tribological interface properties on the calculated temperatures.*

© 2001 Journal of Mechanical Engineering. All rights reserved.

**(Keywords: temperatures, models, calculations, fretting)**

#### 0 UVOD

Zaradi premene dela trenja v toploto se pri drsenju na kontaktnih površinah teles temperatura poveča, še posebej pa na dejanski površini, tj. na kontaktih med vršički [1]. Te temperature lahko odločilno vplivajo na obrabne in torne lastnosti tribološkega sistema zaradi sprememb mehanskih, kemijskih in termičnih lastnosti površin.

Za inženirsko prakso je bistvenega pomena čim preprostejša računsko usmerjeni modeli za izračun kontaktnih temperatur. Vendar pa večina

#### 0 INTRODUCTION

The transformation of frictional energy into heat is the cause for the increase in the temperature of sliding bodies in contact, especially at the spot-to-spot contacts, i.e. the real contact area [1]. These temperatures can have a critical influence on the friction and wear characteristics of the contacting surfaces because of the changes in mechanical, chemical and thermal properties of the surfaces.

For engineering/tribological practice an as-simple-as-possible calculating procedure is desired, which has resulted in the development of several ready-

teh modelov uporablja precej različne fizikalne, dinamične in geometrijske predpostavke o izbranem sistemu. Poleg tega tudi številne površinske lastnosti, ki so v splošnem neznane, bistveno vplivajo na nastalo toploto v tribološkem kontaktu. Na primer, mehanske in toplotne lastnosti materialov se v kontaktih neprestano spreminjajo, še posebej če pride do tribokemijsko povzročenih faznih premen. To nadalje vpliva tudi na porazdelitev torne toplote zaradi različnih lastnosti osnovnega materiala in površine. Številne težave se pojavljajo pri izračunu velikosti in oblike dejanske kontaktne površine ter geometrijskih in termičnih lastnosti obrabnih ali drugih delcev v kontaktu. Spremembe koeficienta trenja, ki neposredno vplivajo na izračun temperatur, ter porazdelitev koeficienta trenja na kontaktni površini sta tudi izjemno pomembna dejavnika pri končnem rezultatu. Vse te neznanke vplivajo na temperature in nasprotno, poleg tega pa vplivajo tudi ena na drugo v številnih povratnih zvezah.

Posledica tega je, da lahko pride do znatnih razlik rezultatov za isti kontaktni problem. V nekaterih pregledanih literaturnih virih ([2] do [5]) je že bilo ugotovljeno, da so izračuni kontaktnih temperatur zaradi torne toplote precej pomanjkljivi in značilno nedodelani, saj se kontaktne razmere spreminjajo s časom in položajem v kontaktu. Čeprav so te ugotovitve znana in sprejeta dejstva, so velikokrat pri obravnavi in komentarju rezultatov spregledane.

Uporabniško usmerjeni modeli so zelo koristno orodje in omogočajo vsaj približno oceno kontaktnih temperatur. Ko pa te modele uporabljamo za ugotavljanje kontaktnih razmer in različnih pojavov, npr. faznih premen, se je treba zavedati številnih omejitev in jih upoštevati pri razlagi rezultatov. Naši rezultati, predstavljeni v tem prispevku in drugje ([6] do [11]), ki se ujamajo tudi z rezultati veliko bolj natančnih modelov [12] ter bolj zapletenih interdisciplinarnih študij [13], kažejo, da so temperature, dobljene z uporabniško usmerjenimi modeli običajno prenizke ter da lahko kontakti na vršičkih, najverjetneje zaradi slabo definiranih razmer na kontaktih med vršički, dosegajo znatno višje temperature.

## 1 MODELI IN PARAMETRI

Deset modelov, ki smo jih izbrali za izračun dviga kontaktnih temperatur zaradi nastajanja torne toplote, so Archardov model povprečne trenutne temperature z upoštevanjem deformacijskega kriterija in brez njega [14], Archardov model največje trenutne temperature [13], Holmov model povprečne in največje trenutne temperature [5], Tian-Kennedyjev model povprečne in največje trenutne temperature [15], Greenwood-Greinerjev model povprečne trenutne temperature [16] in Ashby-Abulawi-Kongov model

to-use models. However, most of these methods use quite different physical, dynamic and geometric assumptions. Furthermore, a number of interface properties affect the generation of frictional heat in tribocontacts and these are usually unknown—at least in all their details—due to the difficulties in determining them exactly. For example, the mechanical and thermal properties of materials are gradually changing, especially when the interface is tribochemically transformed. This also affects the distribution of frictional heat because of the mismatch in the properties of the surface and the bulk material. Furthermore, extreme difficulties arise in determining the size and shape of the real contact area (spot-to-spot contacts) and the geometric and thermal properties of the wear particles or any other third body within the contact. A change in the coefficient of friction, which enters the temperature calculation to the first power, and its distribution over the contact area is another very important parameter for the final result. All these unknowns affect the temperature and vice-versa, and also influence each other via a number of feedback loops.

As a consequence, a large discrepancy in the results can be obtained for the same contact situation. It has already been shown in many reviews ([2] to [5]) that the frictional heat calculations are quite imperfect because they are typically not well defined and the contact conditions vary greatly in time and place. Although these are broadly accepted and known facts, they are very often overlooked.

Ready-to-use models are a very useful engineering tool and give at least an idea of the possible contact temperatures. However, when these models are used to define certain contact conditions or various phenomena, for example phase transformations, severe limitations must be considered and care in the interpretation of the results must be taken. Our results presented here and elsewhere ([6] to [11]), which are consistent with the more-sophisticated computational models [12] and extensive interdisciplinary studies [13], show that the temperatures obtained by these models are usually underestimated and that some asperity contacts can sustain much higher temperatures than predicted, most probably because of the poorly defined spot-to-spot conditions.

## 1 MODELS AND PARAMETERS

Ten theoretical models were selected for the calculation of the temperature rise due to frictional heat in the fretting contacts. These are Archard's average-flash-temperature model with and without encountering the deformation criteria [14], Archard's maximum-flash-temperature model [13], Holm's average- and maximum-flash-temperature models [5], Tian-Kennedy's average- and maximum-flash-temperature models [15], Greenwood-Greiner's average-flash-temperature model [16] and Ashby-

Preglednica 1. Prednastavljeni in izmerjeni parametri iz fretinških preskusov  
 Table 1. Preset and measured parameters from fretting wear experiments

	Pogoji preskusa Test condition					
	D5	D25	D50	L5	L25	L50
okolje environment	nemazano unlubricated	nemazano unlubricated	nemazano unlubricated	mazano lubricated	mazano lubricated	mazano lubricated
amplituda pomika displacement amplitude $\mu\text{m}$	5	25	50	5	25	50
frekvenca nihanja frequency of oscillation Hz	210	210	210	210	210	210
največja hitrost maximum stroke velocity m/s	0,0067	0,0336	0,0672	0,0067	0,0336	0,0672
pravokotna sila normal force N	88	88	88	88	88	88
koeficient trenja coefficient of friction	0,68	1,18	1,2	0,58	0,85	0,7
polmer kontaktne površine radius of contact area mm	0,175	0,375	0,475	0,140	0,225	0,165

telesne in trenutne temperature [17]. Večina podatkov v tem prispevku je predstavljena kot srednja vrednost izbranih modelov. Skrajšan povzetek osnovnih značilnosti modelov je predstavljen v literaturi [6].

Vsi parametri, ki smo jih dobili na temelju fretinških testov ([6] in [10]) in smo jih lahko uporabili pri izračunih, so predstavljeni v preglednici 1. Nekatere od teh vrednosti so prednastavljene na samem preskuševališču, nekatere pa so določene s preskusi. Ker nas je zanimal predvsem največji mogoči dvig temperature, smo v izračunih uporabili podatke, izmerjene v trenutku največje vrednosti koeficienta trenja v danih razmerah. Navidezno, nominalno kontaktno površino v določenem trenutku smo določili tako, da smo preskus v danem trenutku zaustavili ter izmerili premer obrabne kotanje in iz nje določili kontaktno površino. Vsak nov preskus je bil izveden na »sveži« in nepoškodovani kontaktni površini.

Nekatere od parametrov, npr. dejanske kontaktne površine, vrednosti materialnih konstant, ki se spreminjajo s temperaturo, koeficient trenja v vsaki točki kontaktne površine ipd., potrebne za izračun temperatur, je zelo težko natančno določiti, tako da njihovih vrednosti ne moremo natančno poznati in jih moramo predpostaviti. Zaradi tega smo v izračunih uporabili splošnejši način, s tem da smo parametre spreminjali v določenem predpostavljene področju vrednosti. V tem prispevku smo izbrali dva parametra in ju spreminjali, kakor prikazuje preglednica 2. Lastnosti materialov, ki smo jih vzeli iz literaturnih virov [6] in [10] in smo jih uporabili pri izračunu, so podani v preglednici 3.

Abulawi-Kong's bulk- and flash-temperature models [17]. However, for the purposes of this study almost all the data in this paper are presented as the average value of the selected models. A short summary for the models used is presented in literature [6].

All the parameters which could be taken from the fretting experiments ([6] and [10]) and were used in the calculations are presented in Table 1. Some of these are preset as machine-controlled parameters, but some are experimentally obtained values. Since the maximum possible temperature rise was of special interest, the highest coefficient of friction measured in the experiments under certain fretting conditions was selected for the calculations. Nominal contact area at that specific time was determined by stopping the experiment and measuring the wear scar's diameter. Each new experiment was performed with new undamaged contacting surfaces.

Some of the parameters, for instance the real contact area, the material constants as a function of temperature, the coefficient of friction distribution over the contact, etc., needed for the calculations are very difficult to be determined exactly and thus it is difficult to be certain of their true values. Accordingly, Table 2 presents two parameters that were selected for variation in this study. The material properties of the silicon-nitride ceramics and the steel were taken from Refs. [6] and [10], and are presented in Table 3.

Preglednica 2. Spreminjanje vplivnih parametrov

Table 2. Variation of the influencing parameters

Koeficient trenja Coefficient of friction		0,5 $\longrightarrow$ 1,6				
		20 °C	200 °C	400 °C	600 °C	800 °C
toplotna prevodnost thermal conductivity W/mK	Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub>	30,7	27	23	20	18
	100Cr6	58	52	42	36	33

Preglednica 3. Podatki o materialih, uporabljenih v izračunih

Table 3. Material data used for calculations

	Gostota Density kg/m <sup>3</sup>	Specifična toplota Specific heat J/kgK	Toplotna difuzivnost Thermal diffusivity m <sup>2</sup> /s (x10 <sup>-5</sup> )	Trdota Hardness HV	Modul elastičnosti Young's modulus GPa
Si <sub>3</sub> N <sub>4</sub>	3200	710	1,350	1700	3,1
DIN 100Cr6	7865	460	1,665	850	2,1

## 2 REZULTATI IN OBRAVNAVA

## 2 RESULTS AND DISCUSSION

## 2.1 Vpliv nominalne kontaktne površine in obrabne odpornosti

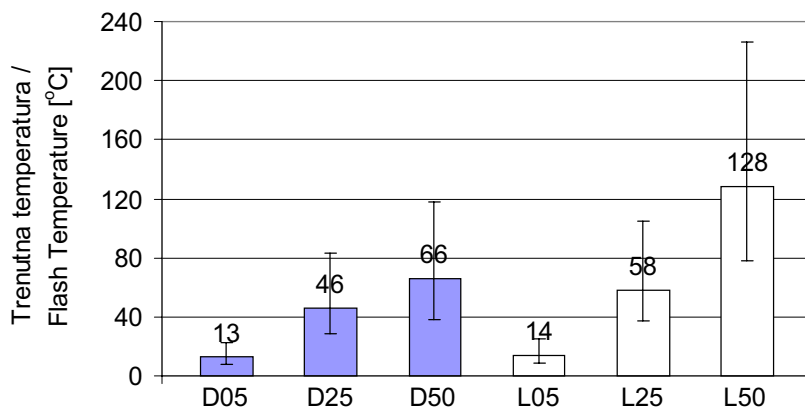
Večina triboloških testov se izvaja z uporabo kontaktne geometrije kroglice na ravni ploskvi. Zaradi nastajajoče obrabe se, tako kakor drugi parametri, tudi nominalna kontaktna površina neprestano spreminja med preskusom. Pri tem se pojavi vprašanje, katere pogoje, še posebej pa katero nominalno kontaktno površino, naj se pri izračunu upošteva. Če vzamemo nominalno površino na podlagi geometrijskih podatkov teles, bo ta velikost veljala le kratek čas, dokler se ne pojavi obraba. Kasneje postanejo vrednosti povsem netočne. Drug postopek pa je ta, da upoštevamo vrednosti nominalne kontaktne površine, koeficienta trenja, drsne hitrosti idr. v nekem točno določenem času, v katerem so bile te vrednosti izmerjene. Ta način je bil uporabljen v naših izračunih.

Slika 1 prikazuje povprečno vrednost trenutne temperature na področju celotne kontaktne površine z uporabo osmih modelov in upoštevanjem parametrov iz preglednic 1 in 3. To pomeni, da spreminjanje vplivnih parametrov ni bilo uporabljeno. Archardov model z uporabo deformacijskega kriterija [14], ter Ashbyjev model trenutne temperature [17], nista bila upoštevana v teh izračunih, ker uporabljata drugačno metodologijo za določitev kontaktne površine in tako v tem primeru nista primerljiva s preostalimi modeli. Trenutne temperature v nemazanih razmerah (označene z D) so se gibale med 13°C in 66°C pri najmanjši in največji amplitudi pomika. Vidi se, da se temperature z večanjem amplitude zvišujejo, kar kaže na vpliv povečanja hitrosti. Ker so izračunane temperature razmeroma nizke, tudi ni pomembnejše

## 2.1 Nominal contact area and wear-resistance effect

Most tribological experiments are performed using ball-on-flat testing geometry. It is clear that due to wear, the nominal contact area is changing in such experiments—as do the other conditions. This therefore begs the question, what are the conditions, especially in the nominal contact area, that should be used in the calculations? If we take the nominal area from the geometric data of our contacting bodies, this will be true only for an extremely limited time, where no wear occurs in the contact. After that, the results of the calculations will become unrealistic. Another possible approach is to calculate the temperature by using the measured nominal contact area, the normal force, the coefficient of friction, the sliding speed, etc., for the specific testing time at which these data were determined. This was the method used for determining the input parameters for our calculations.

Figure 1 shows the average value of the flash temperature over the measured contact area according to eight selected models, using parameters from Table 1 and 3, which means that no variation of influencing factors was employed. Archard's model using deformation criteria [14] and Ashby's flash-temperature model [17] are not included in these results because they use a different method to calculate the contact area. The flash temperatures in unlubricated conditions (denoted as D) ranged between 13°C and 66°C for the lowest and highest displacement amplitude, respectively. It can be seen that the temperature increases with increasing amplitude, which indicates the influence of the increasing sliding speed. Since the temperatures were relatively low, no significant difference between average and maxi-



Sl. 1. Povprečna trenutna temperatura preko celotne nominalne kontaktne površine v nemazanih in mazanih torno obrabnih razmerah.

(Znaki raztrosa pomenijo zgornjo in spodnjo izračunano vrednost z različnimi modeli)

Fig. 1. Average flash temperatures over nominal contact area in unlubricated and lubricated fretting. (Scatter bars represent the upper and lower calculated values from different models)

razlike med povprečno in največjo trenutno temperaturo, ki je dosegala le malo do nekaj deset stopinj.

Čeprav se v nekaterih modelih zahtevajo nemazane razmere drsenja, smo za primerjavo izračunali tudi temperature v mazanih fretinških testih (označeni z L na sliki 1). Mazanje je bilo izvedeno na način, da smo pred preskusom kapnili na (kasnejše) mesto kontakta malo olja, po stiku med kroglico in ploščico pa v ta kontakt nismo več dovajali svežega olja. Ker se pri fretinški obrabi zaradi majhnih pomikov kontaktna površina ne odkriva, ostane olje v kontaktu ves čas preskusa. Poudariti je treba, da se naši pogoji mazanja z “oljno kapljo pred testom” povsem razlikujejo od pogojev mazanja z neprekinjenim filmom maziva, za katere veljajo omejitve v enačbah za izračun temperatur. Še več, jasno določena tribokemijska plast in drugi kontaktni parametri, ki so bili dobljeni s številnimi analizami površin, kažejo na kombinacijo mejnega in mešanega mazanja s številnimi “suhimi” kontakti [6]. Torej ne obstajajo razlogi, zaradi katerih bi utemeljeno razlikovali med nastalo tribokemijsko plastjo v naših testih in katerokoli drugo tribokemijsko plastjo v nemazanih razmerah, saj v obeh primerih lastnosti novonastale kontaktne površine niso znane in so drugačne od idealno predpostavljenih v modelu.

Ena izmed pomembnih ugotovitev na temelju teh rezultatov je, da so trenutne temperature, izračunane za mazane razmere, višje kakor pri nemazanih (sl. 1), čeprav so koeficienti trenja pri danih razmerah celo znatno nižji, preglednica 1. Razlog za take rezultate je v manjši nominalni kontaktni površini, izmerjeni v naših preskusih pri mazanih pogojih. To pomeni, da se pridobljena toplota odvaža v telo prek manjše površine, kar posledično pomeni višjo kontaktno

flash temperature; they varied by a few, or a few tens, of degrees Centigrade.

Although some models demand unlubricated contact conditions, for comparison reasons calculations were also performed using parameters from lubricated contacts (denoted as L in Figure 1). Lubrication took the form of a single drop of oil at the contact position before the start of the experiment: no additional oil was supplied to the contact. Since the contact in fretting remains closed during the experiment, the oil also remained within the contact throughout the test. It must be pointed out here that our “pre-test oil-drop” lubricating conditions were far away from providing a continuously lubricating oil film. Instead, a well-defined tribolayer was formed in the contact and a combination of mixed and boundary lubrication was obtained with many “dry” contacts [6]. Therefore, it is not reasonable to differentiate between our tribochemical layer and any other tribochemical layer obtained under unlubricated conditions because in both cases the interface has unknown and different properties than the ideal conditions assumed in the models.

One of the very important findings from these results is that the flash temperatures calculated for the same displacement amplitude are higher in the lubricated than in the unlubricated conditions (Figure 1), although the coefficients of friction were significantly lower, see Table 1. The reason for such results is in the smaller measured contact area in the lubricated than in the unlubricated conditions obtained in our fretting experiments. This means that the smaller contact through which the heat is conducted under these conditions resulted in a higher contact temperature. This effect was more pronounced than the effect of a higher coefficient of friction during the unlubricated conditions, in contrast to what we would normally expect. This indicates that the wear resistance of the tribological system, which is a consequence of various parameters—

temperaturo. V našem primeru je imel ta pojav večji vpliv na izračunano temperaturo, kakor npr. že omenjeni koeficient trenja, na podlagi katerega bi pričakovali prav nasprotni učinek, pri sicer enakih drugih sistemskih delovnih parametrih. To kaže, da obrabna odpornost tribološkega sistema, ki določa velikost nominalne kontaktne površine in je posledica številnih parametrov, od katerih nekateri sploh ne vplivajo na temperaturo, odločilno vpliva na izračunano temperaturo - preprosto glede na velikost obrabne kotalje.

Iz širine raztrosa rezultatov na sliki 1 lahko ugotovimo, da se rezultati, dobljeni na podlagi različnih modelov, pomembno razlikujejo, približno za trikrat.

## 2.2 Vpliv dejanske kontaktne površine

Čeprav je splošno znano, da se normalna sila v kontaktu prenaša le prek manjšega dela nominalne površine, se pravi prek kontaktov nekaterih vršičkov, se nominalna površina pogosto uporablja za določitev kontaktnih temperatur. Nekateri modeli vključujejo popravke z uporabo deformacijskega kriterija, npr. Archardov model [14] in Ashbyjev model trenutne temperature [17]. Vendar pa obstaja kar nekaj načinov/modelov za določitev dejanske kontaktne površine in razlike med njimi so precejšnje, predvsem zaradi številnih novih predpostavk, ki imajo neposreden in velik vpliv na končni rezultat.

V našem prispevku smo uporabili splošno priznan kriterij trdote materiala za določitev dejanske kontaktne površine, po katerem je le-ta enaka kvocientu normalne sile s trdoto mehkejšega materiala. Razmerja med tako izračunanimi in izmerjenimi nominalnimi površinami pri danih nemazanih razmerah so bila 1,5%, 2,4% in 10,9% pri amplitudah pomika 50  $\mu\text{m}$ , 25  $\mu\text{m}$  in 5  $\mu\text{m}$ . Te vrednosti za dejanske kontaktne površine smo nato uporabili pri izračunu kontaktnih temperatur v modelih, ki omogočajo neposredni vnos velikosti kontaktne površine v enačbe. Modeli največje trenutne kontaktne temperature niso bili zajeti v tem izračunu, ker niso neposredno primerljivi s pogosto uporabljenima modeloma, ki določata dejansko kontaktno površino na drugačen, lasten način ([14] in [17]).

Slika 2 prikazuje rezultate, izračunane z uporabo modelov srednje trenutne temperature. Razvidno je, da se temperatura znatno spreminja glede na uporabljeno amplitudo pomika in znaša 45 °C, 384 °C in 768 °C pri amplitudah pomika 5  $\mu\text{m}$ , 25  $\mu\text{m}$  in 50  $\mu\text{m}$ . Razlog za take rezultate je delno v povečani relativni drsni hitrosti, delno pa zaradi manjšanja dejanske kontaktne površine z večanjem amplitude. Največje absolutne razlike v izračunanih temperaturah med posameznimi modeli, prikazane z znakom raztrosa na sliki 2, so 577 °C, 294 °C in 37 °C pri amplitudah

many of them which have no impact on the temperature—significantly affects the calculated temperature simply as a result of the extent of the wear scar. Furthermore, since no “equation” can distinguish between the different real contact conditions the theoretical calculations with so few influencing interface parameters (mostly mechanical, i.e. speed, coefficient of friction, contact area) cannot give reliable results because the various surface and chemical effects cannot be presupposed. This is especially true when the maximum contact-temperature rise is of interest and the contact interface is tribochemically transformed.

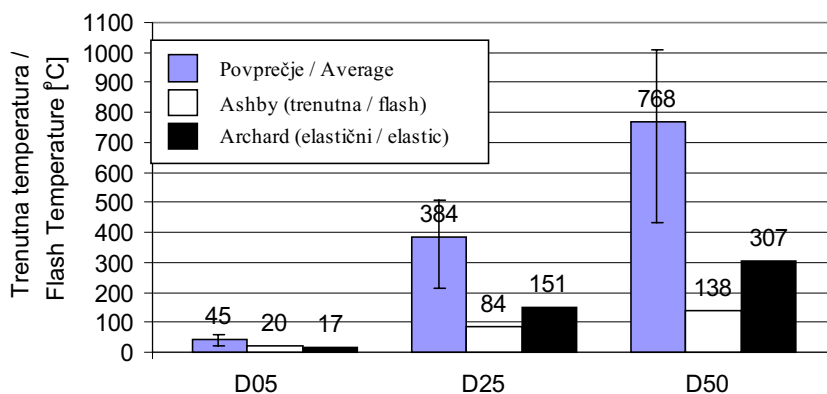
From the scatter marks in Figure 1 we can see that the results according to different models vary significantly: by about a factor of three.

## 2.2 Effect of the real contact area

Although the nominal contact area is often used for determining the contact-temperature rise due to friction, it is well known that the applied load is carried only over a small part of the contact, i.e. over a few asperity contacts. Some of the models include corrections to take into account the real contact area by employing a level of deformation; for example the frequently-used Archard’s model [14] or Ashby’s flash-temperature model [17]. However, there are several different ways to determine the real contact area and the values can vary quite significantly, mainly due to a lot of necessary assumptions that have a large and direct influence on the result.

In our paper we have used broadly accepted criteria for the real-contact-area determination, i.e. by dividing the normal force by the hardness of the softer material. The ratios between the real and (measured) nominal contact areas for unlubricated conditions were calculated to be 1.5 %, 2.4 % and 10.9 % at 50- $\mu\text{m}$ , 25- $\mu\text{m}$  and 5- $\mu\text{m}$  displacement amplitudes, respectively. These values were then used to calculate the average flash temperature according to models that allow the direct input of the contact area into the equations. The maximum-flash-temperature models were not included in the final calculations because they cannot be directly compared to models that determine the real contact area with their own technique, like Archard’s [14] or Ashby’s flash-temperature models [17].

Figure 2 shows the results obtained from the average-flash-temperature models. It can be seen that the temperatures vary significantly for the different displacement amplitudes used, i.e. 45 °C, 384 °C and 768 °C at 5- $\mu\text{m}$ , 25- $\mu\text{m}$  and 50- $\mu\text{m}$  displacement amplitudes, respectively. This is partially the effect of the increased relative velocity, and partially due to decreasing of the real contact area with increasing amplitude. The maximum absolute differences in temperature calculated by various models were 577 °C, 294 °C and 37 °C at 50- $\mu\text{m}$ , 25- $\mu\text{m}$  and 5- $\mu\text{m}$  displacement amplitudes, respectively.



Sl. 2. Povprečna trenutna temperatura v nemazanih razmerah z uporabo modelov, ki na tri različne načine določajo velikost dejanske kontaktne površine.

(Znaki raztrosa pomenijo zgornjo in spodnjo izračunano vrednost z različnimi modeli)

Fig. 2. Average flash temperatures under unlubricated conditions using models with three different ways of determining the real contact area. (Scatter bars represent the upper and lower calculated values with different models)

pomika 50  $\mu\text{m}$ , 25  $\mu\text{m}$  in 5  $\mu\text{m}$ . To pomeni razlike med posameznimi modeli za približno faktor 2,5. Primerjava z Ashbyjevim in Archardovim modelom trenutnih temperatur, ki določita vsak na svoj, drugačen način kakor pri drugih modelih tudi dejansko kontaktno površino, pokaže, da se zaradi znatno večjih površin temperatura zvišuje znatno manj (sl. 2). Vrednosti dejanskih kontaktnih površin pri teh dveh modelih so 4 do 5-krat višje kakor pri preostalih in znašajo 6,2%, 9,8% in 27,5% pri Ashbyjevem modelu ter 8%, 12,2% in 56,1% pri Archardovem modelu pri amplitudah pomika 50  $\mu\text{m}$ , 25  $\mu\text{m}$  in 5  $\mu\text{m}$ . Prav to je morda tudi razlog, zakaj so temperature pri fretinški obrabi, dobljene s tema dvema modeloma, običajno nižje kakor kažejo velikokrat dobljene faze premene materialov ([6], [10], [11], [13], [18] do [20]). Vendar pa, podobno kakor pri raztrosu rezultatov med posameznimi modeli povprečne trenutne temperature, se temperature, izračunane po Ashbyjevem in Archardovem modelu tudi razhajajo približno za 2,5 krat.

### 2.3 Vpliv lastnosti materialov

Znano je, da se večina materialnih lastnosti, npr. mehanske, kemijske, električne, pa tudi toplotne, spreminjajo v odvisnosti od temperature. Nekatere med temi pomembno, npr. toplotna prevodnost, za katero je temperaturna odvisnost materialov iz naše raziskave do 800  $^{\circ}\text{C}$  predstavljena v preglednici 2. Torej, z namenom pokazati, kako vplivne so te spremembe, smo v izračunih temperatur izvedli spreminjanje toplotne prevodnosti.

Po rezultatih iz prejšnjega poglavja smo ponovno izračunali trenutne kontaktne temperature, pri čemer smo uporabili vrednost spremenjene toplotne prevodnosti, ustrežne za temperaturo, dobljeno v prejšnjem koraku, tj. pri 45  $^{\circ}\text{C}$ , 384  $^{\circ}\text{C}$  in 768  $^{\circ}\text{C}$  pri amplitudah pomika 5  $\mu\text{m}$ , 25  $\mu\text{m}$  and 50  $\mu\text{m}$ .

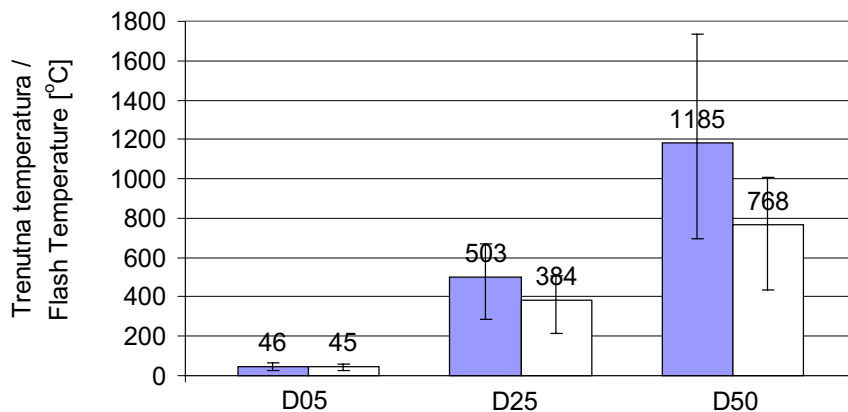
This equals a variation of about a factor of 2.5. A comparison with Ashby's (flash) and Archard's (elastic contact) flash-temperature models, which calculate the real contact in a different (their own) manner than all the other models in this work shows that due to the considerably higher contact areas, the temperatures are much lower, Figure 2. That is to say, the values of the real contact areas in these two models are 4-to-5 times higher than in others. They are 6.2 %, 9.8 % and 27.5 % in Ashby's model and 8 %, 12.2 % and 56.1 % in Archard's model at 50- $\mu\text{m}$ , 25- $\mu\text{m}$  and 5- $\mu\text{m}$  displacement amplitudes, respectively. This could explain why in fretting the temperatures obtained with these two models are commonly lower than the many-times-observed phase transformations suggest ([6], [10], [11], [13], [18] to [20]). However, in a similar way to the scatter in the average value of the various models used in this study, at higher amplitudes the difference in the flash temperature calculated according to Archard's and Ashby's models is also of about a factor of 2.5.

### 2.3 Effect of material properties

It is well known that most of the material properties, i.e. mechanical, chemical, electrical, etc., as well as the thermal properties change with the temperature—some of them quite significantly, the thermal conductivity, for example, for which the temperature dependence of the materials used in this research up to 800 $^{\circ}\text{C}$  is presented in Table 2. Therefore, for the purposes of showing how important these influencing parameters can be, the variation of the thermal conductivity in the temperature calculation was performed.

Based on the results from the previous section, new average flash temperatures were calculated, using the values of thermal conductivity at the previously calculated temperatures, i.e. 45  $^{\circ}\text{C}$ , 384  $^{\circ}\text{C}$  and





Sl. 3. Povprečne trenutne temperature v nemazanih razmerah, izračunane s toplotno prevodnostjo v odvisnosti od temperature ter pri 20 °C.

(Znaki raztrosa pomenijo zgornjo in spodnjo izračunano vrednost z različnimi modeli)

Fig. 3. Average flash temperatures under unlubricated conditions calculated with thermal conductivity as a function of temperature and at 20°C.

(Scatter bars represent the upper and lower calculated values with different models)

Slika 3 primerjalno prikazuje rezultate izračunov temperatur, dobljenih z uporabo toplotne prevodnosti materialov pri 20 °C ter z vrednostmi pri že prej izračunanih temperaturah. Vidimo, da z uporabo bolj dejanskih vrednosti za toplotno prevodnost, izračunamo še višje kontaktne temperature. Povprečna vrednost iz modelov srednje trenutne kontaktne temperature znaša 46 °C, 503 °C in 1185 °C pri amplitudah pomika 5 μm, 25 μm in 50 μm. Ustrezno (povprečno) relativno povečanje temperatur je 2%, 32% in 55%. Poudariti je treba, da je pri nekaterih modelih seveda povečanje še znatno večje. V absolutnih vrednostih temperatur to pomeni, da z uporabo modela iz te študije, ki daje najnižjo temperaturo in ne upošteva temperaturne odvisnosti toplotne prevodnosti, ali z uporabo modela, ki daje najvišjo temperaturo in upošteva temperaturno odvisnost toplotne prevodnosti, dobimo pri pogoju D50 razliko za 1300 °C, čeprav so vsi drugi pogoji enaki. To pa kaže na izjemno pomembnost, katere vrednosti materialnih lastnosti upoštevamo v predpostavkah in kako različni so lahko dobljeni rezultati in sklepi o kontaktnih razmerah, samo z uporabo drugačnega modela.

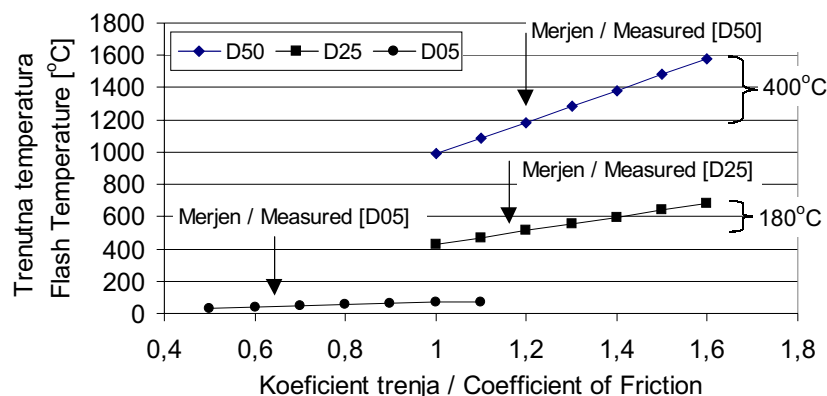
## 2.4 Vpliv koeficienta trenja

Ko se koeficient trenja upošteva pri izračunih, se običajno vzame povprečna vrednost, ki velja za celoten kontakt. Vendar sta v razmerah mešanega ali mejnega mazanja koeficient trenja in s tem nastala toplota in temperatura na nekaterih vršičkih znatno višja od povprečne vrednosti. V skladu s to predpostavko smo trenutne temperature izračunali še z upoštevanjem koeficienta trenja, ki smo ga zgolj za ponazoritev učinka ocenili 30% višje kakor je bil povprečni izmerjeni v preskusih. Rezultati za ta primer so prikazani na sliki 4.

768 °C at 5-μm, 25-μm and 50-μm displacement amplitudes, respectively. Figure 3 shows the results of both sets of calculations, i.e. the temperatures obtained by using the material's thermal conductivity at these previously calculated temperatures, and at 20°C. We can see that the temperatures are even higher when a more realistic value for the thermal conductivity is used. The mean values of the average flash temperatures according to the selected models are 46 °C, 503 °C and 1185 °C for 5-μm, 25-μm and 50-μm displacement amplitudes, respectively. The corresponding relative increases in temperature, which increase with temperature, are 2 %, 32 % and 55 % (average value). However, according to some models the difference is even higher than this. In absolute values this means that when using the models that give the highest and lowest temperatures the difference in temperature at condition D50 is as high as 1300°C for otherwise identical contact parameters. This indicates how important the material properties are and also how different the conclusions can be for the same contact conditions, simply by selecting different models.

## 2.4 Effect of the coefficient of friction

When the coefficient of friction is used in the calculations, it is the average value over the whole contact that is usually used. However, in mixed or boundary-lubricated conditions, the coefficient of friction, the heat generated and the temperature in some spot-to-spot contacts can be much higher than the average value. Following this idea, average flash temperatures were calculated based on a speculation regarding the possible coefficients of friction in our experiments. As an example, an up-to-30%-higher coefficient of friction compared to the measured value over the whole contact area is plotted in Figure 4.



Sl. 4. Povprečne trenutne temperature v odvisnosti od koeficienta trenja na dotikalnih vršičkih  
Fig. 4. Average flash temperatures as a function of coefficient of the friction at asperity contacts

Krivulje prikazujejo temperature, dobljene na podlagi srednjih vrednosti s slike 3 (z upoštevanjem temperaturne odvisnosti toplotne prevodnosti), ki so bile najprej normalizirane z izmerjenimi vrednostmi koeficienta trenja (preglednica 1), nato pa preračunane za določeno območje koeficienta trenja. Temperaturna razlika med izmerjenimi povprečnimi vrednostmi koeficienta trenja in preračunanega po tej metodi znašajo pri pogoju D25 približno 180 °C, pri pogoju D50 pa približno 400°C. Pri pogoju D5 so razlike znatno manjše zaradi nižjih temperatur, pa tudi zaradi nižjega koeficienta trenja. Ponovno je treba poudariti, da so razlike pri nekaterih modelih še večje. Nekateri izmed prikazanih rezultatov so seveda nestvarni, saj bi se pri tako visokih temperaturah jeklo lokalno že stalilo, kar torej lahko pomeni tudi zgornjo mejo možnih kontaktnih temperatur. V naših analizah s spektroskopijo z Augerjevimi elektroni in transmisijsko mikroskopijo smo dejansko dobili plast debeline 200 do 300 nm, ki ustreza talini ([6] in [21]). Poleg tega so tudi ločene študije kemijske reaktivnosti med jeklom in keramiko pokazale, da so za nastale reakcije med tribološkim procesom potrebne temperature prek 1000°C ([22] in [23]).

Iz naših rezultatov izhaja, da bi z uporabo modelov, ki dajejo najvišje ali najnižje temperature in/ali z uporabo zelo različnih predpostavk, uporabljenih v teh modelih, dobili razlike v temperaturah tudi prek 1800 stopinj. Še več, z uporabo izključno modelov največje trenutne temperature bi bile te razlike še bolj izrazite. Vseeno pa je treba taljenje jekla vzeti za zgornjo možno mejo kontaktnih temperatur.

### 3 SKLEP

Iz predstavljenih izračunov lahko povzamemo, da parametri, ki smo jih spreminjali v tej raziskavi, tj. toplotna prevodnost v odvisnosti od temperature in koeficient trenja glede na položaj v kontaktu, znatno vplivata na izračunane trenutne

The curves represent the temperatures obtained according to the mean values from Figure 3 (with the new thermal conductivity  $k(T)$ ) that were first normalised by the measured overall coefficient of friction (Table 1) and afterwards recalculated for the selected range of the coefficient of friction. Between the measured and the highest value of the coefficient of friction presented here, the temperature difference is about 180°C at condition D25 and about 400°C at condition D50. At condition D05 the difference is less significant because of the lower temperature and also because of the lower coefficient of friction. It must be stressed that with some models even higher values can be obtained. Some of these results are, of course, unrealistic, because the general contact conditions would change at such temperatures and melting of the steel would occur, which is therefore the upper limit of the possible temperature. In fact, based on our AES and TEM results, a 200 to 300 nm thick interface layer was found, which indeed corresponded to the melt ([6] and [21]). In addition, separate studies on the chemical reactivity between steel and ceramics also showed that temperatures above 1000°C are necessary for the observed reactions during tribological processes ([22] and [23]).

Again, it must be pointed out that when the models that give extreme temperatures and/or extremely different conditions are encountered, the calculated average flash temperatures can differ by more than 1800 degrees Centigrade. Furthermore, if the maximum-flash-temperature models were used, the differences would be even higher because these effects are much more pronounced at higher temperatures. However, the melting point of the steel can be used as the upper limit for the validity of such an analysis.

### 3 CONCLUSION

Based on our results we can conclude that the parameters varied in this research, i.e. the thermal conductivity and the coefficient of friction, significantly affect the calculated flash temperatures. The same conclusion can be drawn for another unknown

temperature. Enak sklep velja tudi za izjemno pomemben vhodni parameter, ki je tudi neznan in ga je treba pri izračunu predpostaviti, to je dejanska kontaktna površina. Prav tako pomemben za izračun trenutnih temperatur pa je tudi teoretični model. Iz naših rezultatov je razvidno, da so razhajanja med posameznimi modeli pri enakih vhodnih podatkih za več sto stopinj. V konkretnem primeru smo dobili s kombinacijo uporabljenega modela in vhodnih parametrov razlike tudi do 1800 stopinj, čeprav je šlo za dejansko enake kontaktne razmere. Tako velike razlike med posamičnimi modeli in dopustna ohlapnost pri izbiri vhodnih parametrov torej kažejo, da je treba upoštevati številne omejitve in biti dovolj kritičen pri uporabi in upoštevanju dobljenih vrednosti trenutnih kontaktnih temperatur z izbranimi enačbami in modeli.

but necessarily assumed input parameter for any calculation, the real contact area. Another extremely important factor for the obtained results is the selection of the theoretical model. From our calculations it can be seen that the differences between various models can be as high as several hundreds of degrees for the same contact conditions and input parameters. By employing different theoretical models and input parameters, the calculated temperature in our work could vary by as much as 1800 degrees Centigrade. Such large differences between different models and such loosely defined input parameters imply that severe limitations in accuracy must be considered and care in the interpretation of the results must be taken when ready-to-use models are used.

#### 4 LITERATURA

#### 4 REFERENCES

- [1] Guha, D., SK. Roy Choudhuri (1996) The effect of surface roughness on the temperature at the contact between sliding bodies, *Wear* 197, 63-73.
- [2] Kennedy, Jr FE. (1984) Thermal and thermomechanical effects in dry sliding, *Wear* 100, 453-476.
- [3] Blok, H. (1969) The postulate about the constancy of scoring temperature, interdisciplinary approach to the lubrication of concentrated contacts, *NASA*, SP-237, 153-248.
- [4] Kuhlmann-Wilsdorf, D. (1987) Demystifying flash temperatures: 1. Analytical expressions based on a simple model, *Mater. Sci. Eng.* 93, 107-117.
- [5] Cowan, RS., WO. Winer (1992) Friction, lubrication and wear technology, *ASM Handbook*, 18, 39-44.
- [6] Kalin, M. (1999) Fretting wear mechanisms in contact of steel and silicon nitride ceramics, *University of Ljubljana*, Ljubljana, ISBN 961-6238-16-7.
- [7] Kalin, M, J. Vižintin (2001) High temperature phase transformations under fretting conditions, *Wear*, 249(2001)172-181.
- [8] Vižintin, J., M. Kalin, S. Novak, G. Dražič, LK. Ives, MB. Peterson (1996) Effect of slip amplitude on the fretting wear of silicon nitride against silicon nitride, *Wear* 192, 11-20.
- [9] Kalin, M., J. Vižintin, S. Novak (1996) Effect of fretting conditions on the wear of silicon nitride against bearing steel, *J. Mat. Sci Eng. A*. 220, 191-199.
- [10] Kalin, M., J. Vižintin, S. Novak, G. Dražič (1997) Wear mechanisms in oil-lubricated and dry fretting of silicon nitride against bearing steel contacts, *Wear* 210, 27-38.
- [11] Novak, S., G. Dražič, M. Kalin, J. Vižintin (1999) Interactions in silicon nitride ceramics vs. steel contact under fretting conditions, *Wear* 225-229, 1276-1283.
- [12] Ling, FF. (1969) On temperature transients in sliding interface., *J. Lubr. Technl.* 91, 397-405.
- [13] Archard, JF., RA. Rowntree (1988) Metallurgical phase transformations in the rubbing of steels, *Proc. R. Soc. Lond.*, A 418, 405-424.
- [14] Archard, JF. (1958-1959) The temperature of rubbing surfaces, *Wear* 2, 438-455.
- [15] Tian, X., Jr. FE. Kennedy (1994) Maximum and average flash temperatures in sliding contacts, *ASME Journal of Tribology* 116, 167-174.
- [16] Greenwood, JA., AF. Alliston-Greiner (1992) Surface temperatures in a fretting contact, *Wear* 155, 269-275.
- [17] Ashby, MF., J. Abulawi, HS. Kong (1991) Temperature maps for frictional heating in dry sliding, *Tribology Transactions* 34, 577-587.
- [18] Dobromirski, J., IO. Smith (1987) Metallographic aspects of surface damage, surface temperature and crack initiation in fretting fatigue, *Wear* 117, 347-357.
- [19] Waterhouse, RB. (1961) The influence of local temperature increases on the fretting corrosion of mild steel, *J. Iron Steel Inst.* 197, 301-305.
- [20] Vodopivec, F., J. Vižintin, B. Suštarič (1996) Effect of fretting amplitude on microstructure of 1C-1.5Cr steel, *Mat. Sci and Tech.* 12, 355-360.

- [21] Kalin, M., J. Vižintin (2001) A tentative explanation for tribochemical effects in fretting wear, accepted, *Wear* 2001.
- [22] Kalin, M., J. Vižintin, J. Vleugels, O. Van Der Biest (2000) Chemical reactivity of silicon nitride with steel and oxidised steel between 500°C and 1200°C, *Mat. Sci. & Eng.*, A 281, 28-36.
- [23] Kalin, M., J. Vižintin, J. Vleugels, O. Van Der Biest (2000) Influence of mechanical pressure and temperature on the chemical interaction between steel and silicon nitride ceramics, *J. Mater. Res.* 15, 1367-1376.

Naslov avtorjev: doc.dr. Mitjan Kalin  
prof.dr. Jože Vižintin  
Fakulteta za strojništvo  
Univerza v Ljubljani  
Aškerčeva 6  
1000 Ljubljana

Authors' Address: Doc.Dr. Mitjan Kalin  
Prof.Dr. Jože Vižintin  
Faculty of Mechanical Eng.  
University of Ljubljana  
Aškerčeva 6  
1000 Ljubljana, Slovenia

Prejeto: 18.9.2000  
Received:

Sprejeto: 27.6.2001  
Accepted:

## Primerjava triboloških lastnosti mineralnih in repičnih mazalnih olj - Osnove, načini preskušanja ter izbira preskusnih olj (1. del)

### Tribological Properties of Rapeseed Oils Compared to Mineral Oils - Basics, Test Methods and Test Oil Selection (part 1)

Jože Vižintin - Aleš Arnšek

*V raziskavi smo predstavili naprave in metode, ki smo jih uporabili za določitev mehanskih in fizikalno-kemijskih lastnosti olj na osnovi oljne repice (oljne ogrščice). Naprave in metode so bile primerjalno uporabljene tudi za izbrano olje na mineralni osnovi. Mehanske lastnosti smo preskušali na visokofrekvenčni napravi za merjenje trenja in obrabe (SRV) in preskuševališču FZG. Opisali smo tudi postopek izbire in lastnosti preskusnih mazalnih olj.*

*Rezultat so izbrana olja na osnovi oljne repice, ki imajo primerljive viskoznosti pri začetni delovni temperaturi preskusov z olji na mineralni osnovi. Izbrana repična olja se sicer razlikujejo po gradaciji ISO s primerjanim mineralnim oljem.*

© 2001 Strojniški vestnik. Vse pravice pridržane.

**(Ključne besede: olja repična, SRV, FZG)**

*In the study, the test equipment and the methods for determination of the mechanical, physical and chemical properties of rapeseed-based oils are introduced. The same equipment and methods were already used for testing the selected mineral-based oil. The mechanical properties were performed on a high-frequency test device for friction and wear measurement (SRV) and FZG test rig. The oil selection procedure and the properties of tested oils are also described.*

*The results are selected rapeseed oils with the same viscosity at a starting working temperature as a corresponding mineral-based oil of a higher ISO grade.*

© 2001 Journal of Mechanical Engineering. All rights reserved.

**(Keywords: rapeseed oil, lubrication properties, SRV, FZG)**

#### 0 UVOD

V zadnjih letih je uporaba biološko razgradljivih maziv v zaščitnih področjih dosegla precejšen razmah. Onesnaževanje tal in vodnih virov z mineralnimi mazivi, bodisi zaradi človeške malomarnosti, neustreznih konstrukcijskih rešitev ali nepričakovanih razlitij je postal pereč problem v razvitih, še bolj pa nerazvitih področjih sveta.

Dandanes so vprašanja strupenosti in biološke razgradljivosti vse pomembnejša tudi v proizvodnji maziv. Mineralna maziva so težko razgradljiva in strupena, onesnaževanje tal in vodnih virov z mazivi pa povzroča resne ekološke probleme. Najbolj okolju neprijazna maziva so: maziva za dvotaktne motorje, verige gozdarskih žag in vsa druga maziva, ki se po uporabi nenadzorovano odložijo v naravno okolje. Ekološko problematična

pa so tudi hidravlična in reduktorska olja za gradbeno, kmetijsko, živilsko, gozdarsko in rudarsko mehanizacijo, ker že najmanjši izpust mineralnega olja v okolje povzroči nepopravljivo škodo.

Od celotne količine prodanih maziv v Sloveniji (ocena je do 20.000 ton), jih kot izrabljeno mazivo zberemo le 10 odstotkov. Dejstvo je, da lahko en liter razlitega motornega olja onesnaži milijon litrov pitne vode. En liter motornega olja pa naredi madež velikosti enega hektarja na mirujoči vodni površini [1].

Hitro razgradljive in nestrupene kapljevine so rastlinska olja. Rastlinska olja so v primerjavi z mineralnimi olji dobro biološko razgradljiva, nestrupena in pridobljena iz obnovljive surovine. Vsa rastlinska olja niso primerna za uporabo kot (industrijska) maziva. Imeti morajo določene tribološke lastnosti, kakor so: dobra mazalnost, visoko vrelišče in plamenišče, protikorozijska zaščita, dobre tribološke

lastnosti pri nizkih temperaturah (pod 0°C) ter zadovoljiva oksidacijska in hidrolitična stabilnost. Te lastnosti ima olje iz oljne repice (oljne ogrščice ali repično olje). Poleg tega je proizvodnja repičnega olja gospodarno sprejemljiva.

Iz literature ([1] do [23]) je razvidno, da je največ raziskav triboloških lastnosti s področja biološko razgradljivih repičnih olj v svetu usmerjenih v iskanje načina preprečevanja hitre oksidacije in hidrolize. Že samo dejstvo, da imajo ta olja dobre mazalne lastnosti zaradi sestave osnovnega olja in s tem povezane fizikalne oz. kemijske adsorpcije maščobnih kislin na kovinsko površino, je bil razlog za našo raziskavo.

V pričujočem prispevku bomo prikazali mehansko-dinamične lastnosti treh, na trgu dosegljivih reduktorskih olj na osnovi oljne repice, s poudarkom na zajedanju, jamičenju in normalni abrazivni obrabi. Med preskušanjem smo spremljali spremembe fizikano-kemijskih lastnosti olj in proces oksidacije. Tako dobljene rezultate smo primerjali z rezultati reduktorskega olja na mineralni osnovi.

## 1 SPLOŠNO O PRESKUŠANJU

Vse naprave, standardi in postopki, ki jih imamo na voljo, so izdelani za preskušanje mazalnih lastnosti olj na mineralni osnovi. Vendar jih raziskovalci uporabljamo za preskušanje obeh vrst olj. Razlog je v tem, da mora vsako mazalno olje ustrezati enakim merilom ne glede na vir. V nadaljevanju bomo s primerjanjem izmerjenih rezultatov poskušali prikazati, v kolikšni meri so izmerjeni rezultati zanesljivi, če uporabimo sedanje preskusne možnosti tudi za olja, izdelana iz oljne repice.

Za ugotavljanje mehansko-dinamičnih mazalnih lastnosti olj merimo koeficient trenja pri različnih tlakih, preprečevanje obrabe pri majhnih drsnih hitrostih in visokih tlakih ter delež preprečevanja zajedanja in jamičenja. Med uporabo se spreminjajo tudi fizikalno-kemijske lastnosti olj, predvsem viskoznost in relativni delež kislih spojin - numerična vrednost nevtralizacijskega števila. Poleg teh dveh parametrov ugotavljamo z metodo infra rdeče spektroskopije še izrabo aditivov, oksidacijo maziva in spremembo sestave maziva ([24] do [26]).

Strižna napetost v kontaktu, ki je posledica trenja, povzroča z izmeničnim delovanjem utrujanje površine in s tem mikro in makro jamičenje. Trenje v tribološkem kontaktu se v celoti spreminja v tornu toploto. Olje nastalo toploto delno odvede v okolico, ostanek toplote pa segreva olje in druge elemente v kontaktu. Povišana temperatura olja povzroči spremembo mazalnih lastnosti in nosilnost mazalnega olja. Obe spremembi se kažeta v povečanem številu prekinitve oljne plasti, ki se v tribološkem kontaktu kaže v povečani obrabi in zajedanju ([23], [25] in [27]).

Zajedanje in jamičenje sta tipični poškodbi zobnih bokov in kotalnih površin v ležajih. Pri velikih hitrostih ali visokih tlakih oziroma pri kombinaciji obeh običajno pride do zajedanja. Prvenstvena naloga maziva je, da prepreči zajedanje med drsnima površinama z vzpostavitvijo dovolj debele mazalne plasti ali pa z vzpostavitvijo nizko strižnih plasti reakcijskih ostankov aditivov AW (protiobrabni) in EP (za visoke tlake).

Jamičenje je posledica utrujanja materiala v kotalno-drsnih kontaktih. Ponavljajoča se površinska napetost povzroči razpoke na površini ali v materialu, ki se nato širijo po načelu mehanike loma do nastanka poškodbe - jamice. Lastnosti olja, ki vplivajo na proces jamičenja, so: viskoznost, delovna temperatura in vrsta osnovnega olja, medtem ko imata vrsta in količina aditiva majhen vpliv na utrujanje ([27] in [28]).

Normalna drsna obraba se pojavi pri majhnih hitrostih in visokih tlakih. Prvi pogoj za običajno obrabo je torej mejno področje mazanja [27]. V primeru majhnih hitrostih je stopnja obrabe odvisna predvsem od obremenitve. Pri preprečevanju običajne drsne obrabe ima mazivo odločilno vlogo [29].

Mazalna olja na osnovi oljne repice imajo dobre mazalne lastnosti in zato preprečujejo nastanek zajedanja, jamičenja in obrabe površin v tribološkem kontaktu. Žal pa so zaradi svoje kemične sestave (trigliceridi) zelo nagnjena k oksidaciji. Oksidacija in samo-oksidacija povzročata cepljenje dolge aciklične verige in razpad organskih kislin.

Posledica oksidacije je nastajanje agresivnih kislih ostankov, ti vplivajo na poškodbe elastomerov, in polimerizacijske reakcije, ki zvečujejo viskoznost repičnega olja in pospešujejo korozijo strojnih delov v dotiku.

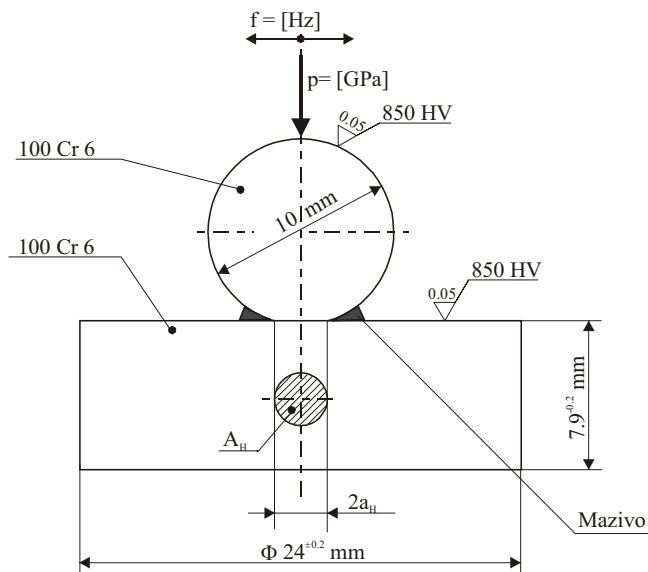
Na postopek oksidacije imata največji vpliv temperatura in navzočnost kovin - katalizatorjev (npr. baker). Z višanjem temperature se oksidacijska stabilnost olja zmanjša, s tem pa tudi uporabnost olja zaradi povečane viskoznosti in kislosti. Posledice so zmanjšanje mazalnih lastnosti in povečana korozija kovinskih delov. 'Kisanje olja' spremljamo z nevtralizacijskim številom, polimerizacijo pa z merjenjem viskoznosti ([26] in [30]).

## 2 OPIS NAPRAV IN POSTOPKOV ZA PRESKUŠANJE MEHANSKO-DINAMIČNIH LASTNOSTI OLJ

### 2.1 Visokofrekvenčna naprava za merjenje trenja in obrabe (SRV)

Preskuševališče SRV uporabljamo za določevanje koeficienta trenja in obrabe pri izmeničnem gibanju z visoko frekvenco in majhno amplitudo, v razmerah mejnega mazanja [31].

Jeklena kroglica pod obremenitvijo izmenično drsi po jekleni ploščici (slika 1). Zgornji in



Sl. 1. Modelni sistem kroglica - ploščica

spodnji preskušanelec sta izdelana iz jekla 100Cr6, s srednjim odstopkom površinske hrapavosti  $R_a = 0,05$  mm. Preskušanje je standardizirano po DIN 51 834.

Standard načrtuje merjenje koeficienta trenja pri frekvenci 50 Hz, drsni poti 1000  $\mu\text{m}$  (drsna hitrost 0,1 m/s) in telesni temperaturi 80°C in običajnem tlaku v dotiku 3,17 GPa. Predpisan čas trajanja preskusa je 120 min. Pred preskušanjem in po njem smo preskušance očistili z zdravniškim bencinom v ultrazvočni kopeli. Med preskusi se koeficient trenja neposredno zapisuje, obrabo smo določali posredno, z merjenjem velikosti obrabnih kotanj na spodnjem preskušancu. Vsak preskus smo trikrat ponovili.

V pričujoči raziskavi smo koeficiente trenja določali pri tlakih, 1 GPa, 2 GPa, 2,5 GPa in 3,17 GPa. Z izbranimi tlaki smo se približali dejanskim razmeram pri zobnikih, pri katerih so tlaki v območju  $\sim 1$  GPa.

## 2.2 Preskuševališče FZG

Za preskušanje odpornosti olj na zajedanje, jamičenje in normalno drsno obrabo uporabljamo standardno preskuševališče FZG. Slika 2 prikazuje shematični prikaz preskuševališča FZG, ki je standardizirano po DIN 51 354 [32] in ISO CD 14635-1 [33].

Preskuševališče FZG je sestavljeno iz dveh predležij, od katerih je eno preskusno, drugo pa prenosno. Gredi s posebno napravo zasučemo v nasprotno smer in ustvarimo na zobnih bokih potrebno obodno silo. Moč kroži po gredeh med obema predležijima, preskuševališču pa dovajamo toliko dela, da pokrijemo energijske izgube v predležjih. Količina preskusnega olja v sistemu je bila približno 1,7 litra. Med preskusom smo obremenitev povečevali stopenjsko. Predpisane obremenitve na zobnih bokih in Hertzovi tlaki v kinematski točki za posamezno stopnjo so podani v literaturi [32].

Pred preskusom in po njem smo preskusne zobnike in celotno preskusno gonilo temeljito očistili z zdravniškim bencinom.

Za preskušanje uporabljamo zobniški dvojici tipa 'A' in tipa 'C'. Zobniška dvojica tipa A, ki jo uporabljamo za preskušanje deleža zajedanja, je izdelana iz površinsko naogljčenega jekla DIN 20MnCr5. Globina ogljčenja zobnih bokov je 0,6 do 0,8 mm, trdota 60 do 62 HRC, povprečna izmerjena srednja vrednost hrapavosti ( $R_a$ ) na bočnici zob je za zobnik 0,16  $\mu\text{m}$  in za pastorek 0,24  $\mu\text{m}$ .

Zobniška dvojica tipa C, ki jo uporabljamo za preskušanje deleža jamičenja in normalne obrabe, je izdelana iz površinsko naogljčenega jekla DIN 16MnCr5. Globina ogljčenja zobnih bokov je 0,8 do 1,0 mm, trdota pa 60 do 62 HRC. Povprečna izmerjena srednja vrednost hrapavosti ( $R_a$ ) na bočnici je za zobnik 0,12 mm in za pastorek 0,16 mm. Glavne geometrijske značilnosti za oba tipa zobnikov so zbrane v literaturi ([32] do [34]).

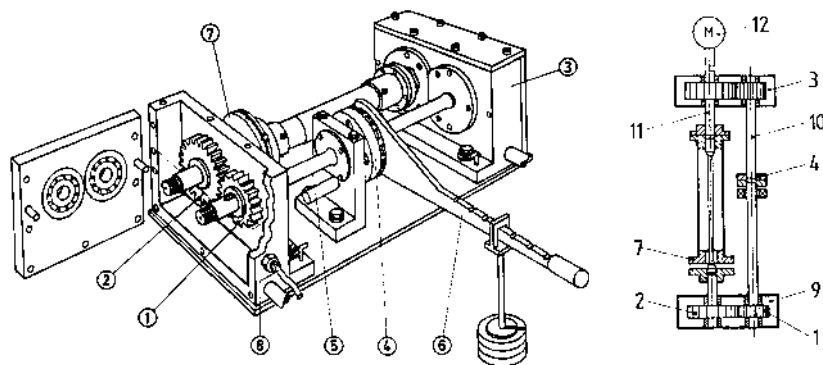
Razlika med zobniško dvojico tipa A in tipa C je v različni dejanski širini zob in približno za 35 odstotkov višji relativni drsni hitrosti, ki jo dosega zobniška dvojica tipa A.

### 2.2.1 Postopek določevanja stopnje zajedanja

Zmožnost mazalnih olj za preprečevanje zajedanja smo določili po standardu DIN 51 354. Zmožnost olja je podana s stopnjo obremenitve, pri kateri se pojavi kritična poškodba zobnih bokov [32].

### 2.2.2 Postopek določevanja odpornosti na jamičenje

Preskus ni standardiziran, vendar se splošno uporablja za določevanje zmožnosti maziv pri preprečevanju jamičenja. Podrobno je opisan



1	preskusni zobnik 1	7	sklopka za merjenje vrtilnega momenta
2	preskusni zobnik 2	8	temperaturno zaznavalo
3	prenosno gonilo	9	preskusno gonilo
4	obremenitvena sklopka	10	torzijska gred 1
5	zatič za blokado sklopke	11	torzijska gred 2
6	ročica za obremenjevanje	12	elektromotor

Sl. 2. Shematični prikaz preskuševališča FZG

v literaturi [35]. Za ta preskus uporabljamo zobniško dvojico *tipa C*. Mazanje zobniške dvojice med preskusom je postopno. Med preskusom s hlajenjem vzdržujemo stalno temperaturo olja 90°C.

### 2.2.3 Postopek preskušanja zmožnosti preprečevanja običajne drsne obrabe

V traktorskih pogonskih sistemih prihaja zaradi velikih obremenitev pri majhnih drsni hitrostih do povečanih kontaktnih temperatur. Na nekaterih geografskih področjih je v olju tudi večja količina vode. Zato se na stožčastih zobnikih v prenosniku običajno pojavi zajedanje, na zobnikih planetnega gonila pa običajna drsna obraba.

Za preskus običajne obrabe uporabljamo dve metodi. Standardizirano metodo po ASTM D 4998 in metodo, ki sta jo predlagala B.M. O'Connor in H. Winter [37]. Po metodi ASTM (SO - stopnja obremenitve 10;  $v_r=0,57$  m/s,  $T_o=121$  °C,  $t=20$  h) se uporablja zobniška dvojica *tipa A*; po metodi, ki sta jo predlagala omenjena avtorja, pa uporabljamo zobniško dvojico *tipa C* [12]. Preskusni pogoji za preskus FZG običajne drsne obrabe so zbrani v preglednici 1 in so usklajeni z izdelovalci traktorske opreme (OEM).

Posebej problematična je voda v repičnih oljih ([37], [38] in [14]). Zato je za preskus teh olj uporabna metoda B (preglednica 1).

Po metodi A in B je preskus sestavljen iz dveh stopenj. Po vsaki stopnji se preskusni zobniki pregledajo in stehtajo. S tehtanjem določimo obrabo zobnih bokov obeh preskusnih zobnikov v mg nato pa na podlagi prenesenega dela izračunamo še specifično obrabo v mg/kWh.

### 2.3 Opis naprav in postopkov za merjenja fizikalno-kemijskih lastnosti olj

Od velikega števila fizikalno kemijskih parametrov, ki popisujejo lastnosti olja, merimo: viskoznost, delež prostih kislin (nevtralizacijsko število) in delež produktov oksidacije (infrardeči spektri). Izmerjene vrednosti uporabljamo pri določitvi obdobja menjave olja in določitvi obratovalne temperature, pri kateri oksidacija še ni problematična.

Kinematično viskoznost preskusnih olj smo pred in med preskusi ter po preskusi merili s viskozimetrom na kapilaro, tipa Cannon-Fenske po standardu ISO 3104.

Delež prostih kislin podajamo z nevtralizacijskim številom, postopek merjenja smo opravili po standardu ISO 6618. Numerična vrednost nevtralizacijskega števila je količina kisline, izražena v mg KOH na g vzorca, ki jo porabimo za nevtralizacijo vzorca. Nevtralizacijsko število kaže stopnjo oksidacije in ga običajno uporabljamo skupaj z metodo za merjenje površinske napetosti pri nadzoru stanja maziva.

Posnete infra rdeče spektre tipa FTIR smo uporabili za določitev oksidacije, samo-oksidacije in polimerizacije olj. Stopnjo oksidacije olj ugotavljamo z diferencialnimi spektri, ki jih dobimo tako, da od infrardečega spektra uporabljenega olja odštejemo infrardeči spekter svežega olja.

### 2.4 Analize obrabnih površin

Po končanem preskusu smo analizirali poškodbe na preskusnih vzorcih in zobnih bokih z optičnim mikroskopom (OM) in elektronskim mikroskopom (SEM). Za razumevanje kemičnih reakcij



Preglednica 1. Preskusni pogoji preskusa FZG normalne obrabe

	Metoda A		Metoda B	
	1 stopnja	2 stopnja	1 stopnja	2 stopnja
Stopnja obremenitve	10	10	10	10
obremenitev Nm	372,6	372,6	372,6	372,6
obodna hitrost m/s	0,35	0,20	0,35	0,20
št. vrtljajev min <sup>-1</sup> :				
pastorek	93	53	93	53
zobnik	62	35	62	35
delovna temperatura °C	<b>120</b>	<b>120</b>	<b>80</b>	<b>80</b>
čas h	20,0	30,0	20,0	30,0
preneseno delo kWh	72,4	62,2	72,4	62,2
<b>Primes</b>	-	-	<b>1 % v/v vode</b>	

Preglednica 2. Fizikalno-kemijske lastnosti preskusnih olj

Oznaka olja	Gostota $\rho_{15^\circ}$ kg/m <sup>3</sup>	Viskoznost		Nevtralizacijsko število TAN mgKOH/g
		$\nu_{40^\circ}$ mm <sup>2</sup> /s	$\nu_{100^\circ}$ mm <sup>2</sup> /s	
<b>Repična olja</b>				
BIO 1	920	37,69	8,63	0,42
BIO 2	890	48,38	10,38	0,55
BIO 3	921	43,68	10,56	0,36
<b>Mineralno olje</b>				
MIN 1	887	70,89	8,55	0,52/0,24
<b>Mešanica</b>				
BM	/	38,46	8,53	0,37

aditivov s kovinsko površino smo analizirali kontaktne površine vzorcev preskušancev na mikroskopu SEM z rentgenskim analizatorjem (EDXS).

### 3 VRSTE IN LASTNOSTI OLJ ZA PRESKUŠANJE

Za preskus smo izbrali tri na trgu dostopna hidravlično/reduktorska biološko razgradljiva olja na osnovi oljne repice (okrajšava bio) različnih izdelovalcev in eno primerljivo mineralno reduktorsko olje (min). Poleg teh štirih vzorcev smo za preskus normalne abrazivne obrabe pripravili tudi mešanico 90 % olja bio 1 in 10 % olja min 1 (okrajšava BM). Za preskus mešanice smo se odločili, da bi ugotovili mazalne razmere v primeru 'kontaminacije' repičnega olja z mineralnim [42]. Fizikalno-kemijske lastnosti preskusnih olj so zbrane v preglednici 2.

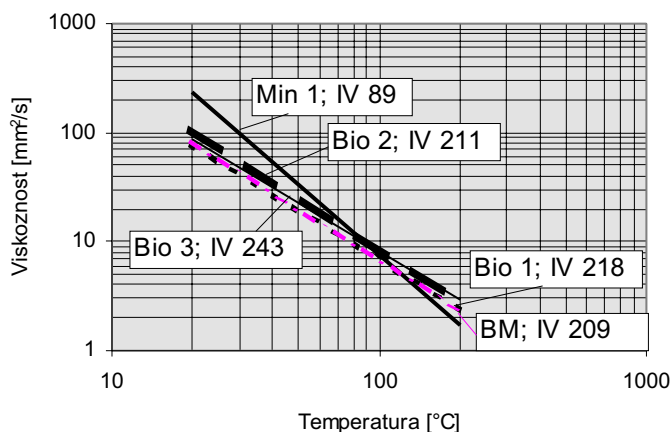
Diagram na sliki 3 prikazuje spremembo kinematične viskoznosti preskusnih olj v odvisnosti od temperature. Vsa tri repična olja in mešanico smo izbrali z visokim indeksom viskoznosti, mineralno olje pa z nizkim indeksom viskoznosti.

Olja na osnovi oljne repice razvrstimo po kemijski zgradbi med lipide, natančneje med trigliceride. Trigliceridi so sestavljeni iz glicerola-propan-tri-ol, ki je povezan s tremi maščobnimi kislinami. V preglednici 3 so prikazane vrste in deleži maščobnih kislin, ki jih vsebujejo za preskus izbrana biološka olja bio 1, bio 2 in bio 3.

Dolžine ogljikove verige in utežni deleži maščobnih kislin v olju imajo velik vpliv na osnovne mazalne lastnosti in oksidacijsko stabilnost olja [30].

### 4 SKLEP

V tem prispevku smo predstavili naprave in metode, ki smo jih uporabili za določitev mehanskih in fizikalno-kemijskih lastnosti repičnih olj v primerjavi z mineralnim mazalnim oljem. Opisali smo postopek izbire in lastnosti preskusnih mazalnih olj. Viskoznost za repična olja smo izbrali nižjo od viskoznosti mineralnega olja. S tem smo dobili približno enako viskoznost za vsa preskusna olja pri začetni temperaturi preskušanja.



Sl. 3. Razmerje viskoznost - temperatura

Preglednica 3. Vrste in delež maščobnih kislin v preskušanih repičnih oljih

Maščobne kisline		Bio 1	Bio 2	Bio 3	Rafinat repičnega olja-brez dodatkov
		%	%	%	%
palmitinska	C16:0	4,6	4,9	4,2	2,5-6,0
stearinska	C18:0	1,8	1,0	1,6	0,8-2,5
oleinska	C18:1	58,9	60,4	61,0	50-66
linoleinska	C18:2	21,6	27,6	19,2	18-28
linoleninska	C18:3	8,7	6,0	7,2	6,0-14
arhidinska	C20:0	0,5	-	-	0,1-1,2
gadoleinska	C20:1	1,3	-	1,6	0,1-4,3
beheninska	C22:0	0,6	-	-	do 0,6
eruka	C22:1	0,3	-	-	do 5,0

## 5 LITERATURA

- [1] Möller, U.J. (1994) Biologisch schnell abbaubare Schmierstoffe-Einführung in die Problematik, *Ökologische und ökonomische Aspekte der Tribologie*, TAE 94.
- [2] Robertson, A.J., S.J. Randles (1990) The use of laboratory techniques to simulate biodegradation of lubricants in the environment, *Maziva '90*, Opatija.
- [3] Möller, U.J. (1988) Umweltaspekte beim Einsatz von Schmierstoffen, *VDI-Ber. 680*, 321-337.
- [4] Hänssle, P., D. Hoppe (1994) Umweltverträgliche syntetisch Schmierstoffe, *Ökologische und ökonomische Aspekte der Tribologie*, TAE 94.
- [5] Wilkinson, J. (1993) Biodegradable lubricants-a review, *Maziva 93-Poreč*.
- [6] Weyandt, R.G. (1990) Ökologische Bewertung von Arbeitsflüssigkeiten und Schmierölen durch Biotests, *Ölhydraulik und Pneumatik* 34, 6, 396-400.
- [7] Bernhard, U., G. Schülert, R. Lindner, B. Wenzel (1994) Zur Veränderung der biologischen Abbaubarkeit von Hydraulikölen auf Pflanzenölbasis unter Praxisbedingungen, *Ökologische und ökonomische Aspekte der Tribologie*, TAE 94.
- [8] Lal, K., V. Carrick (1994) Performance testing of lubricants based on high oleic vegetable oils, *Ökologische und ökonomische Aspekte der Tribologie*, TAE 94.
- [9] Csernohavlek, E. (1989) Testmethoden der biologischen Abbaubarkeit, Wien.
- [10] Weyandt, R.G., S. Six, A. Rieger (1994) (Öko-)Toxikologische Testverfahren zur Gefährdungsabschätzung von Schmierstoffen - Vergleiche von Einzelstofftoxizitäten und Kombinationswirkungen, *Ökologische und ökonomische Aspekte der Tribologie*, TAE 94.
- [11] Udovč, A. (1996) Preizkusne metode za določevanje biološke razgradnje maziv, *Zbornik predavanj Slotrib 96*, Gozd Martuljek.
- [12] Božič, R. (1994) Tribološke lastnosti biološko hitro razgradljivih olj, *seminar*, Ljubljana.
- [13] Texaco Lubricants Division (1992) The need for biodegradable lubricants, *ILT*, 6-7.
- [14] Hubmann, A. (1994) Chemie pflanzlicher Öle, *Ökologische und ökonomische Aspekte der Tribologie*, TAE 94.

- [15] Kabuya, A., J.L. Bozet (1995) Comparative analysis of the lubricating power between a pure mineral oil and biodegradable oils of the same mean ISO grade, *Lubricants and Lubrication / D. Dowson (Editor), Elsevier*.
- [16] Vižintin, J., M. Anželj M., A. Arnšek A. (1994) Analiza triboloških lastnosti biološko razgradljivega olja VERIGOL BIO, poročilo, Ljubljana.
- [17] Möller, U.J. (1994) Entsorgungsmöglichkeiten für biologisch schnell abbaubare Schmierstoffe, *Ökologische und ökonomische Aspekte der Tribologie, TAE 94*.
- [18] Randles, S.J. (1994) Formulation of environmentally acceptable lubricants, *Ökologische und ökonomische Aspekte der Tribologie, TAE 94*.
- [19] Busch, C. (1994) Biologisch schnell abbaubare Hydraulikflüssigkeiten, *Ökologische und ökonomische Aspekte der Tribologie, TAE 94*.
- [20] Becker, R., A. Knorr, P. Studt (1994) Antioxidanten für pflanzliche Öle, *Ökologische und ökonomische Aspekte der Tribologie, TAE 94*.
- [21] Hubmann, A. (1994) Additivierung pflanzlicher Schmierstoffe, *Ökologische und ökonomische Aspekte der Tribologie, TAE 94*.
- [22] Schülert, G., U. Bernhard, G. Ude, G. Geiger (1994) Alterungsverhalten von umweltschonenden Hydraulikflüssigkeiten, *Ökologische und ökonomische Aspekte der Tribologie, TAE 94*.
- [23] Michaelis, K., B.-R. Höhn (1994) Reibungsverhalten biologisch leicht abbaubarer Schmierstoffe, *Ökologische und ökonomische Aspekte der Tribologie, TAE 1994*.
- [24] Arnšek, A., J. Vižintin (1994) Preizkušanje mehansko lastnosti olj, *Zbornik predavanj Slotrib 94*, Gozd Martuljek.
- [25] Arnšek, A. (1996) Zajedanje in jamičenje, *Drugi seminar, FS Ljubljana*.
- [26] Feldin, M. (1994) Preizkušanje fizikalnih in kemijskih lastnosti maziv, *Zbornik predavanj Slotrib 94*, Gozd Martuljek.
- [27] Ku, P.M., Gear failure modes - importance of lubrication and mechanics, ASLE Preprint No. 75AM-SA-1.
- [28] Michaelis, K. (1992) FZG Test Procedures.
- [29] Williams, J.A. (1994) Engineering tribology, *Oxford Science Publications*.
- [30] Arnšek, A. (1994) Lastnosti biološko razgradljivih olj, *Prvi seminar, FS Ljubljana*.
- [31] DIN 51 834 (1992) Mechanisch-dynamische Prüfung im Oszillation-Frictions-Prüfgerät.
- [32] DIN 51 354 (1990) FZG Zahnrad-Verspannungs-Prüfmaschine.
- [33] ISO CD 14635-1, Load carrying capacity test for oils.
- [34] FVA Informationsblatt Nr. 54/I-IV (1993) Graufleckigkeit.
- [35] Winter, K. Michaelis (1985) FZG Gear test rig description and test possibilities, Co-ordinating European Council, *Second International Symposium*, West Germany.
- [36] ASTM D 4998 (1989) Evaluating wear characteristics of tractor hydraulic fluids.
- [37] O'Connor, B.M., H. Winter (1992) Use of low speed FZG test methods to evaluate tractor hydraulic fluids, *Engine Oils and Automotive Lubrication, Expert Verlag*.
- [38] Feldmann, D.G., J. Hinrichs (1994) Umweltverträgliche Hydraulikflüssigkeiten in hochbelasteten hydrostatischen Getrieben, *Ökologische und ökonomische Aspekte der Tribologie, TAE 94*.
- [39] Dowson, D., G.R. Higginson (1966) Elastohydrodynamic lubrication, Oxford, *Pergamon Press*.
- [40] Winter, H., B.-R. Höhn, K. Michaelis, E. Kagerer (1991) Measurements of pressure, temperature and film thickness in disk and gear contacts, *JSME International Conference on Motion and Powertransmissions*, Hiroshima, Japan.
- [41] Stachowiak, G.W., A.W. Batchelor (1993) Engineering tribology, *Elsevier*.
- [42] Tallian, T.E. (1967) On competing failure modes in rolling contact, *ASLE Transactions*, Vol. 10.
- [43] ISO 6336-4 (1993) Calculation of scuffing load capacity of cylindrical, bevel and hypoid gears.

Naslov avtorjev: prof.dr. Jože Vižintin  
Aleš Arnšek  
Fakulteta za strojništvo  
Univerza v Ljubljani  
Aškerčeva 6  
1000 Ljubljana

Prejeto:  
Received: 30.1.2001

Sprejeto:  
Accepted: 27.6.2001

## Strokovna literatura

### Professional Literature

#### Ocene knjig

##### **Donald G. Reinertsen: Die neuen Werkzeuge der Produktentwicklung**

Zal.: Carl Hanser Verlag, München – Wien, 1998.  
Obseg: format 15 x 230 cm, 270 strani.  
Cena je 79 DEM.

Knjiga govori o novih orodjih za razvoj izdelkov.

V prvem poglavju so opisani gospodarski cilji podjetja (čas, stroški, informacije). Sledi poglavje o miselnih orodjih razvoja izdelka: Ustvariti dobiček ne izdelkov, dežela čakalnih vrst, vse se vrti okoli informacij. Poseben poudarek je dan opisu orodij ravnanja: Prava organizacija, načrt procesa razvoja, prava specifikacija izdelka, uporaba pravih orodij, meritev pravih veličin, vprašanje tveganja.

Zadnje poglavje govori o prvih korakih uporabe novih orodij razvoja izdelka (ste upoštevali velikost serije, izkoriščenost zmogljivosti, razumete kupce izdelkov, ste upoštevali mišljenje delavcev).

Knjiga je namenjena vsem študentom strojnih fakultet ter ljudem iz prakse, ki se ukvarjajo s problematiko razvoja izdelkov.

M. Starbek

##### **W. Tysiak: Einführung in die Fertigungswirtschaft**

Zal.: Carl Hanser Verlag, München, Wien 2000.  
Obseg: format 16 x 23 cm, 246 strani, 87 slik, 79 preglednic.  
Cena je 49,80 DEM.

Proizvodno gospodarstvo se je v zadnjih letih zelo hitro razvilo. V proizvodnjo so bili v veliki meri uvedeni računalniško podprti sistemi (CAD, CAP, CAM, PPS, CIM), zato se je pokazala potreba po organizacijskem reagiranju pri zapletenih proizvodnih procesih.

V knjigi so predstavljene temeljne naloge proizvodnega gospodarstva.

V uvodu avtor opiše proizvodne dejavnike in način oblikovanja postopkov.

Drugo poglavje predstavi značilnosti proizvodnega gospodarstva s podrobnim opisom načina načrtovanja proizvodnega načrta, računanja materialnih potreb, načrtovanja zmogljivosti in terminov ter krmiljenja proizvodnje. Tretje poglavje daje proegled PPS-sistemov in konceptov CIM.

Knjiga je namenjena študentom proizvodnega strojništva, ekonomistom in ljudem iz prakse, ki se vsak dan srečujejo s problemi gospodarnega načrtovanja in krmiljenja proizvodnje.

M. Starbek

##### **M. L. J. Wolf, R. Mlekusch: Projektmanagement live**

Zal.: Expert Verlag GmbH, Renningen – Malmshheim, 1999.

Obseg: format 16 x 23 cm, 324 strani, 163 slik.  
Cena je 112 DEM.

Oblikovanje postopkov je dandanes odločilen ukrep za zagotavljanje kakovosti ter skrajšanje pretočnih časov in zmanjšanje stroškov. Projektni management v pomenu procesnega upravljanja razpolaga z ustreznimi postopki, metodami in orodji, ki ustrezajo zahtevam poslovnega reinženiringa.

V uvodu so opisane značilnosti projektnega upravljanja. Sledi poglavje o štartu projekta, načrtovanju in krmiljenju projekta ter končanju projekta.

V nadaljevanju so opisana računalniško podprta orodja projektnega upravljanja in področja uporabe projektnega upravljanja (panoge, velikosti podjetij). Posebej zanimivo je poglavje o struktuiranju projekta, načrtovanju terminov, zmogljivosti, stroškov in načinu spremljanja izvedbe projekta.

Knjiga je namenjena članom projektnega osebja, vodjem projektov in študentom, ki se vsak dan srečujejo z vprašanjem kako načrtati in krmiliti projekt.

M. Starbek

## Osebnosti vesti

### Personal Events

#### Magisteriji, diplome

##### MAGISTERIJI

Na Fakulteti za strojništvo Univerze v Ljubljani je dne 20. marca 2001 **Jure Vindišar** z uspehom zagovarjal svoje magistrsko delo z naslovom: "Razvoj ekspertnega sistema za izbiro merilnika pretoka tekočin".

Na Fakulteti za strojništvo Univerze v Mariboru je dne 23. marca 2001 **Sanib Bašič** z uspehom zagovarjal svoje magistrsko delo z naslovom: "Termohidravlična analiza obratovanja uparjalnika za ukapljeni naftni plin".

S tem sta navedena kandidata dosegla akademsko stopnjo magistra tehničnih znanosti.

##### DIPLOMIRALISO

Na Fakulteti za strojništvo Univerze v Ljubljani so pridobili naziv univerzitetni diplomirani inženir strojništva:

dne 30. marca 2001: Jože GRMŠEK, Boris KAVČIČ, Mojmir PREGELJ, Gregor PRODAN, Matjaž ŠUBELJ.

Na Fakulteti za strojništvo Univerze v Mariboru so pridobili naziv univerzitetni diplomirani inženir strojništva:

dne 29. marca 2001: Franko LISJAK, Matjaž MĻAKAR, Andrej PETKOVIČ, Janez RAZBORŠEK, Štefan ŽUN;

dne 30. marca 2001: Peter MIKLAVČIČ.

\*

Na Fakulteti za strojništvo Univerze v Ljubljani so pridobili naziv diplomirani inženir strojništva:

dne 8. marca 2001: Rok EINAUER, Anton IVANČIČ, Siniša MOŽINA, Gregor VIRANT, Jože WEINGARTNER;

dne 9. marca 2001: Dario OGRIN, Aleš Gregor RISTIČ, Dušan SAKSIDA;

dne 13. marca 2001: Robert HRIBAR, Rok LAMPIČ, Gregor ŠKERLEP.

Na Fakulteti za strojništvo Univerze v Mariboru so pridobili naziv diplomirani inženir strojništva:

dne 29. marca 2001: Rudi JANEŽIČ, Brigita KIRAR, Franc KIRBIŠ, Matjaž KOREN, Rolando KOREN, Matej KOVAČ, David LEBEN, Marjan PAVLIN, Dalibor ŠOŠTARIČ, Drago ZUPANC, Izidor ZUPANC;

dne 30. marca 2001: Bojan BENEDIČIČ.

\*

Na Fakulteti za strojništvo Univerze v Mariboru so pridobili naziv inženir strojništva:

dne 29. marca 2001: Dušan LAČEN, Peter MIKULJAN, Marko NAPRET;

dne 30. marca 2001: Bogdan SIRK.

## Navodila avtorjem

### Instructions for Authors

Članki morajo vsebovati:

- naslov, povzetek, besedilo članka in podnaslove slik v slovenskem in angleškem jeziku,
- dvojezične preglednice in slike (diagrami, risbe ali fotografije),
- seznam literature in
- podatke o avtorjih.

Strojniški vestnik izhaja od leta 1992 v dveh jezikih, tj. v slovenščini in angleščini, zato je obvezen prevod v angleščino. Obe besedili morata biti strokovno in jezikovno med seboj usklajeni. Članki naj bodo kratki in naj obsegajo približno 8 tipkanih strani. Izjemoma so strokovni članki, na željo avtorja, lahko tudi samo v slovenščini, vsebovati pa morajo angleški povzetek.

#### Vsebina članka

Članek naj bo napisan v naslednji obliki:

- Naslov, ki primerno opisuje vsebino članka.
- Povzetek, ki naj bo skrajšana oblika članka in naj ne presega 250 besed. Povzetek mora vsebovati osnove, jedro in cilje raziskave, uporabljeno metodologijo dela, povzetek rezultatov in osnovne sklepe.
- Uvod, v katerem naj bo pregled novejšega stanja in zadostne informacije za razumevanje ter pregled rezultatov dela, predstavljenih v članku.
- Teorija.
- Eksperimentalni del, ki naj vsebuje podatke o postavitvi preskusa in metode, uporabljene pri pridobitvi rezultatov.
- Rezultati, ki naj bodo jasno prikazani, po potrebi v obliki slik in preglednic.
- Razprava, v kateri naj bodo prikazane povezave in posplošitve, uporabljene za pridobitev rezultatov. Prikazana naj bo tudi pomembnost rezultatov in primerjava s poprej objavljenimi deli. (Zaradi narave posameznih raziskav so lahko rezultati in razprava, za jasnost in preprostejšo bralčevo razumevanje, združeni v eno poglavje.)
- Sklepi, v katerih naj bo prikazan en ali več sklepov, ki izhajajo iz rezultatov in razprave.
- Literatura, ki mora biti v besedilu oštevilčena zaporedno in označena z oglatimi oklepaji [1] ter na koncu članka zbrana v seznamu literature. Vse opombe naj bodo označene z uporabo dvignjene številke<sup>1</sup>.

#### Oblika članka

Besedilo naj bo pisano na listih formata A4, z dvojnimi presledkom med vrstami in s 3 cm širokim robom, da je dovolj prostora za popravke lektorjev. Najbolje je, da pripravite besedilo v urejevalniku Microsoft Word. Če uporabljate kakšen drug urejevalnik besedil, prosimo, da besedilo konvertirate v navadno ASCII (tekstovno) obliko. Hkrati dostavite odtis članka na papirju, vključno z vsemi slikami in preglednicami ter identično kopijo v elektronski obliki.

Prosimo, da ne uporabljate urejevalnika LaTeX, saj program, s katerim pripravljamo Strojniški vestnik, ne uporablja njegovega formata. V urejevalniku LaTeX oblikujte grafe, preglednice in enačbe in jih stiskajte na kakovostnem laserskem tiskalniku, da jih bomo lahko presneli.

Enačbe naj bodo v besedilu postavljene v ločene vrstice in na desnem robu označene s tekočo številko v okroglih oklepajih

#### Enote in okrajšave

V besedilu, preglednicah in slikah uporabljajte le standardne označbe in okrajšave SI. Simbole fizikalnih veličin v besedilu pišite poševno (kurzivno), (npr.  $v$ ,  $T$ ,  $n$  itn.). Simbole enot, ki sestojijo iz črk, pa pokončno (npr.  $\text{ms}^{-1}$ , K, min, mm itn.).

Papers submitted for publication should comprise:

- Title, Abstract, Main Body of Text and Figure Captions in Slovene and English,
- Bilingual Tables and Figures (graphs, drawings or photographs),
- List of references and
- Information about the authors.

Since 1992, the Journal of Mechanical Engineering has been published bilingually, in Slovenian and English. The two texts must be compatible both in terms of technical content and language. Papers should be as short as possible and should on average comprise 8 typed pages. In exceptional cases, at the request of the authors, speciality papers may be written only in Slovene, but must include an English abstract.

#### The format of the paper

The paper should be written in the following format:

- A Title, which adequately describes the content of the paper.
- An Abstract, which should be viewed as a miniversion of the paper and should not exceed 250 words. The Abstract should state the principal objectives and the scope of the investigation, the methodology employed, summarize the results and state the principal conclusions.
- An Introduction, which should provide a review of recent literature and sufficient background information to allow the results of the paper to be understood and evaluated.
- A Theory
- An Experimental section, which should provide details of the experimental set-up and the methods used for obtaining the results.
- A Results section, which should clearly and concisely present the data using figures and tables where appropriate.
- A Discussion section, which should describe the relationships and generalisations shown by the results and discuss the significance of the results making comparisons with previously published work. (Because of the nature of some studies it may be appropriate to combine the Results and Discussion sections into a single section to improve the clarity and make it easier for the reader.)
- Conclusions, which should present one or more conclusions that have been drawn from the results and subsequent discussion.
- References, which must be numbered consecutively in the text using square brackets [1] and collected together in a reference list at the end of the paper. Any footnotes should be indicated by the use of a superscript<sup>1</sup>.

#### The layout of the text

Texts should be written in A4 format, with double spacing and margins of 3 cm to provide editors with space to write in their corrections. Microsoft Word for Windows is the preferred format for submission. If you use another word processor, please convert to normal ASCII (text) format. One hard copy, including all figures, tables and illustrations and an identical electronic version of the manuscript must be submitted simultaneously.

Please do not use a LaTeX text editor, since this is not compatible with the publishing procedure of the Journal of Mechanical Engineering. Graphs, tables and equations in LaTeX may be supplied in good quality hard-copy format, so that they can be copied for inclusion in the Journal.

Equations should be on a separate line in the main body of the text and marked on the right-hand side of the page with numbers in round brackets.

#### Units and abbreviations

Only standard SI symbols and abbreviations should be used in the text, tables and figures. Symbols for physical quantities in the text should be written in Italics (e.g.  $v$ ,  $T$ ,  $n$ , etc.). Symbols for units that consist of letters should be in plain text (e.g.  $\text{ms}^{-1}$ , K, min, mm, etc.).

Vse okrajšave naj bodo, ko se prvič pojavijo, napisane v celoti v slovenskem jeziku, npr. časovno spremenljiva geometrija (ČSG).

### Slike

Slike morajo biti zaporedno oštevilčene in označene, v besedilu in podnaslovu, kot sl. 1, sl. 2 itn. Posnete naj bodo v kateremkoli od razširjenih formatov, npr. BMP, JPG, GIF. Za pripravo diagramov in risb priporočamo CDR format (CorelDraw), saj so slike v njem vektorske in jih lahko pri končni obdelavi preprosto povečujemo ali pomajšujemo.

Pri označevanju osi v diagramih, kadar je le mogoče, uporabite označbe veličin (npr.  $t$ ,  $v$ ,  $m$  itn.), da ni potrebno dvojezično označevanje. V diagramih z več krivuljami, mora biti vsaka krivulja označena. Pomen oznake mora biti pojasnjen v podnapisu slike.

Vse označbe na slikah morajo biti dvojezične.

Za vse slike po fotografskih posnetkih je treba priložiti izvirne fotografije ali kakovostno narejen posnetek. V izjemnih primerih so lahko slike tudi barvne.

### Preglednice

Preglednice morajo biti zaporedno oštevilčene in označene, v besedilu in podnaslovu, kot preglednica 1, preglednica 2 itn. V preglednicah ne uporabljajte izpisanih imen veličin, ampak samo ustrezne simbole, da se izognemo dvojezični podvojitvi imen. K fizikalnim veličinam, npr.  $t$  (pisano poševno), pripišite enote (pisano pokončno) v novo vrsto brez oklepajev.

Vsi podnaslovi preglednic morajo biti dvojezični.

### Seznam literature

Vsa literatura mora biti navedena v seznamu na koncu članka v prikazani obliki po vrsti za revije, zbornike in knjige:

- [1] Tarng, Y.S., Y.S. Wang (1994) A new adaptive controller for constant turning force. *Int J Adv Manuf Technol* 9(1994) London, pp. 211-216.
- [2] Čuš, F., J. Balič (1996) Rationale Gestaltung der organisatorischen Abläufe im Werkzeugwesen. *Proceedings of International Conference on Computer Integration Manufacturing*, Zakopane, 14.-17. maj 1996.
- [3] Oertli, P.C. (1977) Praktische Wirtschaftskybernetik. *Carl Hanser Verlag*, München.

### Podatki o avtorjih

Članku priložite tudi podatke o avtorjih: imena, nazive, popolne poštne naslove, številke telefona in faksa ter naslove elektronske pošte.

### Sprejem člankov in avtorske pravice

Uredništvo Strojniškega vestnika si pridržuje pravico do odločanja o sprejemu članka za objavo, strokovno oceno recenzentov in morebitnem predlogu za krajšanje ali izpopolnitev ter terminološke in jezikovne korekture.

Avtor mora predložiti pisno izjavo, da je besedilo njegovo izvirno delo in ni bilo v dani obliki še nikjer objavljeno. Z objavo preidejo avtorske pravice na Strojniški vestnik. Pri morebitnih kasnejših objavah mora biti SV naveden kot vir.

Rokopisi člankov ostanejo v arhivu SV.

Vsa nadaljnja pojasnila daje:

Uredništvo  
STROJNIŠKEGA VESTNIKA  
p.p. 197/IV  
1001 Ljubljana  
Telefon: (01) 4771-757  
Telefaks: (01) 2518-567  
E-mail: strojniksi.vestnik@fs.uni-lj.si

All abbreviations should be spelt out in full on first appearance, e.g., variable time geometry (VTG).

### Figures

Figures must be cited in consecutive numerical order in the text and referred to in both the text and the caption as Fig. 1, Fig. 2, etc. Figures may be saved in any common format, e.g. BMP, GIF, JPG. However, the use of CDR format (CorelDraw) is recommended for graphs and line drawings, since vector images can be easily reduced or enlarged during final processing of the paper.

When labelling axes, physical quantities, e.g.  $t$ ,  $v$ ,  $m$ , etc. should be used whenever possible to minimise the need to label the axes in two languages. Multi-curve graphs should have individual curves marked with a symbol, the meaning of the symbol should be explained in the figure caption.

All figure captions must be bilingual.

Good quality black-and-white photographs or scanned images should be supplied for illustrations. In certain circumstances, colour figures may be considered.

### Tables

Tables must be cited in consecutive numerical order in the text and referred to in both the text and the caption as Table 1, Table 2, etc. The use of names for quantities in tables should be avoided if possible: corresponding symbols are preferred to minimise the need to use both Slovenian and English names. In addition to the physical quantity, e.g.  $t$  (in Italics), units (normal text), should be added in new line without brackets.

All table captions must be bilingual.

### The list of references

References should be collected at the end of the paper in the following styles for journals, proceedings and books, respectively:

- [1] Tarng, Y.S., Y.S. Wang (1994) A new adaptive controller for constant turning force. *Int J Adv Manuf Technol* 9(1994) London, pp. 211-216.
- [2] Čuš, F., J. Balič (1996) Rationale Gestaltung der organisatorischen Abläufe im Werkzeugwesen. *Proceedings of International Conference on Computer Integration Manufacturing*, Zakopane, 14.-17. maj 1996.
- [3] Oertli, P.C. (1977) Praktische Wirtschaftskybernetik. *Carl Hanser Verlag*, München.

### Author information

The following information about the authors should be enclosed with the paper: names, complete postal addresses, telephone and fax numbers and E-mail addresses.

### Acceptance of papers and copyright

The Editorial Committee of the Journal of Mechanical Engineering reserves the right to decide whether a paper is acceptable for publication, obtain professional reviews for submitted papers, and if necessary, require changes to the content, length or language.

Authors must also enclose a written statement that the paper is original unpublished work, and not under consideration for publication elsewhere. On publication, copyright for the paper shall pass to the Journal of Mechanical Engineering. The JME must be stated as a source in all later publications.

Papers will be kept in the archives of the JME.

You can obtain further information from:

Editorial Board of the  
JOURNAL OF MECHANICAL ENGINEERING  
P.O.Box 197/IV  
1001 Ljubljana, Slovenia  
Telephone: +386 (0)1 4771-757  
Fax: +386 (0)1 2518-567  
E-mail: strojniksi.vestnik@fs.uni-lj.si