

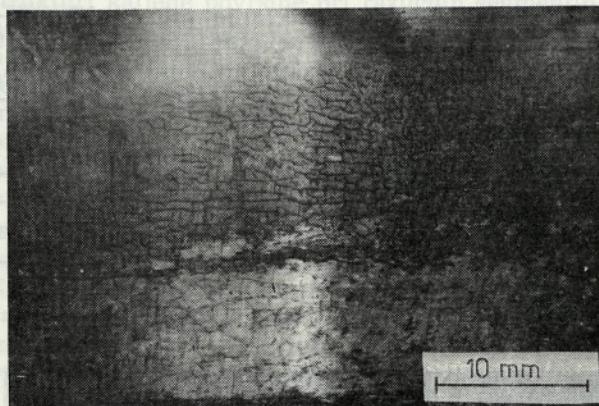
**UDK** 539.319:669.141.32

#### Notranje napetosti v površinsko kaljenem in brušenem jeklu

FRANC KOSEL — LADISLAV KOSEC

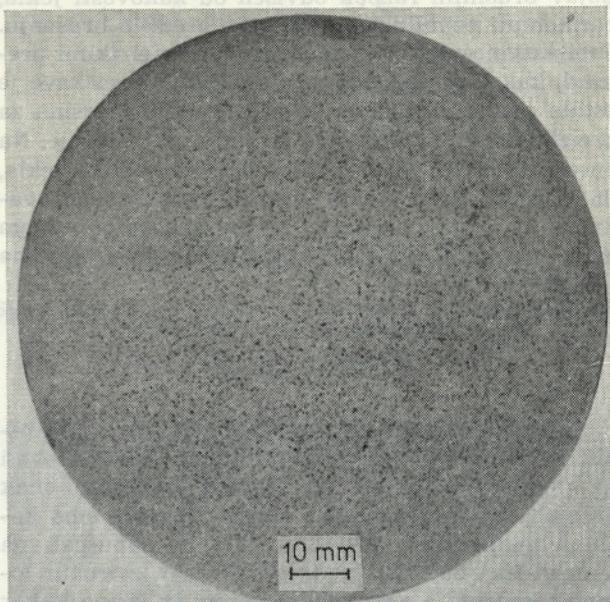
## 1. UVOD

Veliko število delov motornih vozil je kovanih. Zato so tovarne motornih vozil velik porabnik jekel za kovanje. Večina teh jekel je v gredicah in palicah različnih mer, ki se pozorno kontrolirajo po ustreznih standardih in tudi po posebej dogovorjenih načinih preizkušanja. Eden najznačilnejših sestavnih delov vozila so motorne gredi, ki se kujejo iz kakovostnih jekel za poboljšanje. Pri nas se za te namene najpogosteje izberejo srednje ogljikova krom-molibdenova jekla za poboljšanje. Gredi se skujejo iz gredic kvadratnega prereza s stranico 120...140 mm. V vseh fazah izdelave (kovanja, topotnih in mehanskih obdelav) se obdelovanec kontrolira z neporušnimi preiskavami. Posebnost sedanje izdelave je v posebnem toku jekla med kovanjem gredi. Jeklo iz sredine gredic je po standardnih metalurških merilih slabše kakovosti od jekla na površini. To dvoje se je ponudilo za osnovo razlagam, zakaj so občasno posamezne gredi pokale že pri kovanju in zaradi česar naj bi razpokale površine tečajev pri končnem brušenju gredi (sl. 1).

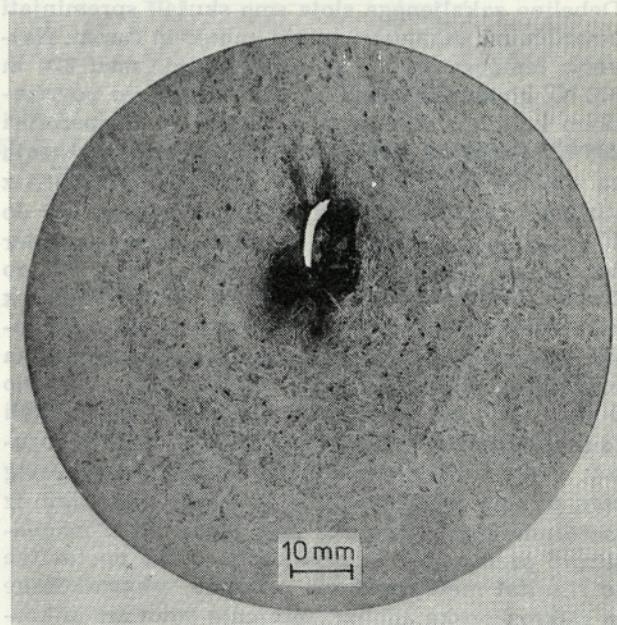


Sl 1. Mrežasto razpokana površina tečaja motorne gredi

Objektivno smo skušali dokazati krivdo jekla za pojav brusilnih razpok tako, da smo hkrati preiskovali kakovostno jeklo kakor tudi jeklo nesprejemljive kakovosti. Slabe gredice smo izbrali zavoljo tega, ker ob pomanjkanju jekla lahko včasih zaide v kovaško peč tudi tako gredica, predvsem pa zato, ker bi se pri uporabi slabega jekla morale napake pokazati hitro in v največjem obsegu. Gredice smo odbrali na podlagi makroskopske analize na prečnem prerezu, kar je utečena in v praksi preverjena metoda.



Sl. 2. Makroskopski posnetek jedkane ploskve v prečnem prerezu segmenta na drogu, skovanem iz kakovostne gredice



Sl. 3. Makroskopski posnetek jedkane ploskve v prečnem prerezu segmenta na drogu, skovanem iz slabe gredice

Likvacijski kvadrat seže na površino, rahla sredina in konec zakovanega odprtega lunkerja

Uspelo nam je izbrati gredice nadpovprečne kakovosti in tudi takšne, katerih kakovost je po oceni makrostrukture slabša od makrostrukture po etalonih nesprejemljive kakovosti. V teh gredicah so bili celo ostanki odprtega lunkerja, centralne poroznosti in izredno poudarjen likvacijski kvadrat. Osnovni namen raziskave je bil ugotoviti, kako je pojav brusilnih razpok odvisen od kakovosti jekla, razmer pri površinskem kaljenju gredi in brušenju. Preizkušance smo skovali v drogove z enakimi premeri, kakor so premeri tečajev. Bistvo preiskave je ostalo enako, hkrati pa se je povečala površina za preizkušanje površinskega kaljenja in brušenje. Na enem od robov gredice smo odstranili toliko jekla, da je prišlo na površino jekla iz likvacijskega kvadrata in so tako nastale za preizkušanje povsem enake razmere kakor pri kovanju motornih gredi na tečajih (sl. 2 in sl. 3).

## 2. NAČIN RAZISKAV

Gredice, ki smo jim na enem od robov odstranili jeklo do likvacijskega kvadrata, smo skovali na premer, ki je bil po grobem struženju enak premeru tečajev motornih gredi. Drogove smo kalili s temperaturo 850 °C v olju in popuščali na temperaturi 560 °C. Na drogovih smo izstružili ločene segmente z enakim premerom in širino kakor jih imajo tečaji na motornih gredeh pred površinskim kaljenjem. Drogove smo na teh segmentih površinsko kalili v generatorju in z induktorjem na enak način kakor tečaje na motornih gredeh. Debelino zakaljenega sloja smo skušali spremenjati z različnimi parametri gretja, močjo in časom. Največje temperature na površini so bile med 820 in 900 °C, globine kaljenja pa 3 do 4 mm. Po površinskem kaljenju smo jeklo popustili pri temperaturi 200 °C. Površino segmentov smo brusili na stroju za zunanje okroglo brušenje Milacron-Cincinnati z različnimi brusi. Premeri brusov so bili od 900 do 1015 mm, obodne hitrosti pa 35 do 42 m/s, premer segmentov 100 mm, kotna hitrost drogov 0,5 do 1 rad/s, časi brušenja pa 10 do 60 sekund, dodatek za brušenje pa 0,4 mm na premer segmenta. Imense hitrosti se ujemajo s predpisanimi hitrostmi za brušenje tečajev, največje pa so bile približno 6-krat večje od teh. Pri brušenju smo spremenjali tudi intenziteto hlajenja ter pogoje ostrenja brusov. Preizkusili smo približno 90 segmentov, poleg tega pa smo preiskali okrog 10 tečajev, izrezanih iz motornih gredi. Razpokane smo odkrivali z magnetičnim preizkusom in penetracijo. Naše ugotovitve so rezultat metalografskih preiskav, makroskopske in mikroskopske analize, merjenje trdot ter mikroanalize.

Rezultate preizkusov in preiskav motornih gredi smo primerjali z analizo na termoelastičnem modelu, ki je obsegal parametre površinskega kaljenja

in brušenja, pri čemer smo upoštevali notranje napetosti pri obeh tehnoloških postopkih zaradi temperaturnih razlik in faznih transformacij. Za uporabljeno jeklo (0,4 % C, 1,4 % Cr, 0,25 % Mo) niso znane mehanske lastnosti pri povišanih in visokih temperaturah, ki jih potrebujemo za kolikostno vrednotenje analitičnih rešitev. Pomagali smo si tako, da smo s podatki iz literature in merjenj teh lastnosti na jeklu z zelo podobno kemično sestavo izračunali in delno predpostavili zahtevane lastnosti.

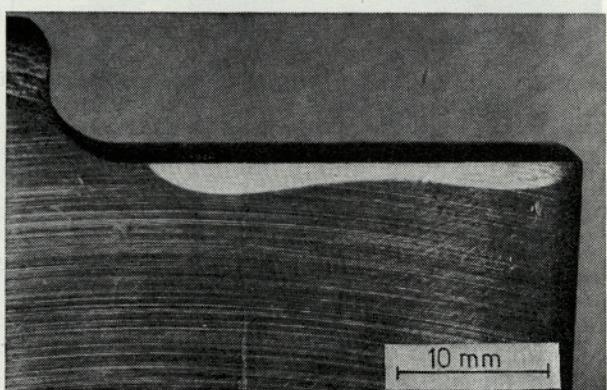
## 3. REZULTATI

V slabih gredicah, ki jih ne sprejmejo za kovanje, so bili v največji meri izraženi likvacijski kvadrat, rahla sredina ter celo ostanki zunanjega lunkerja. Vse te napake so ostale bolj ali manj izrazite tudi v skovanih drogovih.

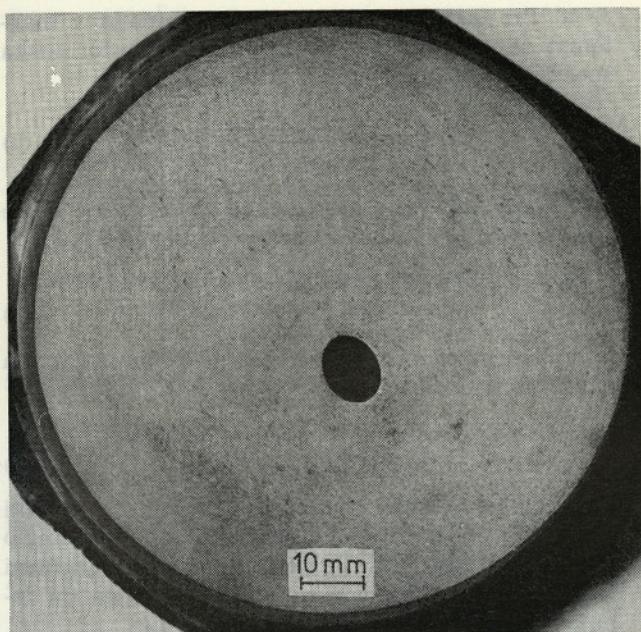
Nekovinski vključki so bili v vseh preiskanih gredicah enake narave, prevladovali so plastični vključki MnS, od drugih pa je bilo največ aluminatnih vključkov. V gredicah slabe kakovosti so bili vključki v sredini opazno večji kakor pri drugih. Drugače pa ni bilo pomembnih razlik tako v vrsti kakor porazdelitvi vključkov v dobrih in slabih gredicah.

V vseh preiskanih gredicah smo ugotovili še sledove kristalnih izcej. Izcejanje kroma in molibdena (tudi ogljika) je večje pri slabih kakor dobrih gredicah, prav tako je izcejanje večje v likvacijskem kvadratu kakor na površini. Neenakomernost kemične sestave je v znanih in dopustnih mejah, s poznejšim kovanjem in med topotnimi obdelavami pa se je še zmanjševala.

Kaljeni sloji obročastega prereza so bili na poskusnih segmentih somerni (sl. 4), na tečajih pa večinoma ne. Debelina kaljenega sloja tečaja se je spremenjala pogosto od največje do najmanjše vrednosti (sl. 5).



Sl. 4. Kaljena površina ploskve na osnem prerezu tečaja



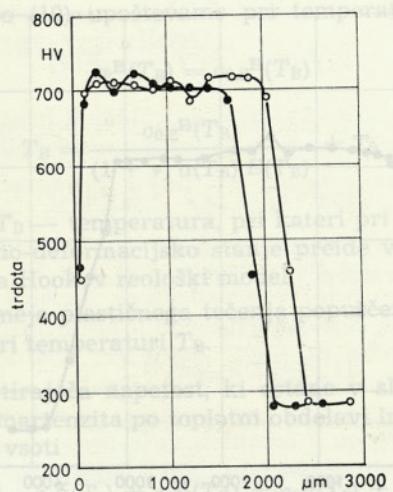
Sl. 5. Nesomerni zakaljeni sloj na prečnem prerezu tečaja

Ne z običajno optično metalografsko analizo, ne z večjo povečavo, ki jih ponuja za mikrostrukturno analizo tudi uporabni scanning elektronski mikroskop, nismo mogli ugotoviti jasnih razlik v mikrostrukturi kaljene površine pri različnih segmentih, ne pri ležajnih čepih, ki so bili razpokani ali pa nepoškodovani. Pač pa so bile jasne razlike v poteku mikrotrdote na radialnih prerezih segmentov in tečajev. Značilno je področje ob površini v širini približno 150 do 200  $\mu\text{m}$ . Pri razpokanih tečajih je bila v tem delu trdota znatno manjša od trdote v preostalem delu kaljenega sloja, prav tako tudi pri segmentih, ki so bili brušeni v poostrenih razmerah, pa niso imeli razpok. Zelo majhne razlike (lahko tudi zanemarljive) pa so bile na tečajih brez razpok ali segmentih, brušenih v razmerah normalne tehnološke obdelave. Potek trdote je razviden s slik 6, 7, 8 in 9.

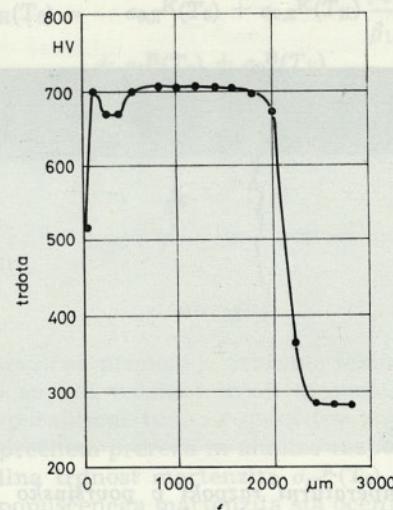
Na nobenem od približno 90 preiskanih segmentih, izdelanih iz dobrih ali slabih gredic, ni bilo po brušenju razpok.

Mikrorazpoke na tečajih so na površini mrežasto razporejene, kar je značilno za temperaturne razpoke. Tudi interkristalne poti teh razpok v globino jekla potrjujejo isto.

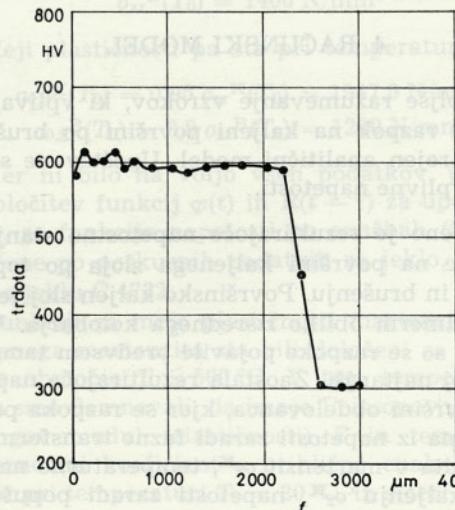
Večina razpok seže v globino  $\delta_1 = 150 \dots 200 \mu\text{m}$ , najkrajše do približno 100, najdaljše pa do 400  $\mu\text{m}$ . To pomeni, da jih večina seže do iste globine, do katere se je znižala trdota jekla zaradi sicer kratkotrajnih a močnih temperaturnih obremenitev pri brušenju (sl. 10).



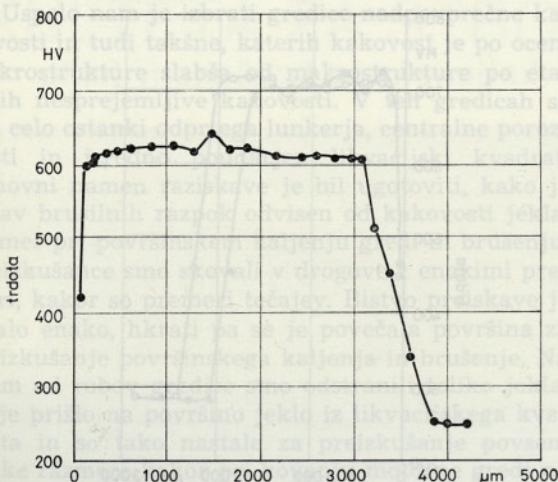
Sl. 6. Značilnica trdote na prečnem prerezu tečaja z mrežo razpok v odvisnosti od globine  $\delta$



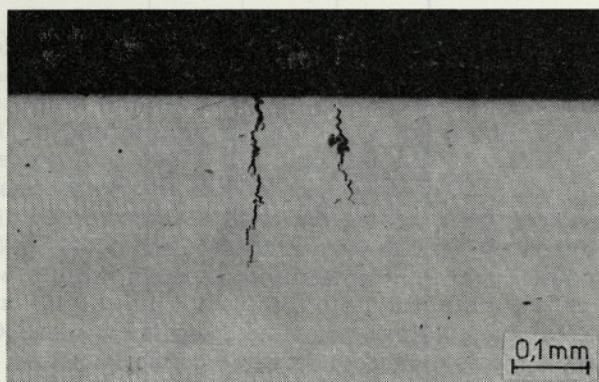
Sl. 7. Značilnica trdote na prečnem prerezu mrežasto razpokanega tečaja v odvisnosti od globine  $\delta$



Sl. 8. Značilnica trdote na prečnem prerezu tečaja brez razpok v odvisnosti od globine  $\delta$



Sl. 9. Značilnica trdote na prečnem prerezu segmenta brez razpok v odvisnosti od globine  $\delta$



Sl. 10. Temperaturni razpoki v površinsko kaljenem delu tečaja

#### 4. RAČUNSKI MODEL

Za boljše razumevanje vzrokov, ki vplivajo na nastanek razpok na kaljeni površini po brušenju, je bil narejen analitični model. Upoštevane so vse najbolj vplivne napetosti.

Določeno je rezultirajoče napetostno stanje  $\sigma_R$ , ki ostane na površini kaljenega sloja po topotni obdelavi in brušenju. Površinsko kaljeni sloj je imel v več primerih obliko izsrednega kolobarja. V teh primerih so se razpoke pojavile predvsem tam, kjer je bil sloj najtanji. Zaostala rezultirajoča napetost je na površini obdelovalca, kjer se razpoka pojavi, sestavljena iz napetosti zaradi fazne transformacije iz avstenita v martenzit  $\sigma_1^K$ , temperaturne napetosti pri kaljenju  $\sigma_2^K$ , napetosti zaradi popuščanja martenzita med brušenjem  $\sigma_1^B$  in temperaturne napetosti pri brušenju  $\sigma_2^B$ .

a) Pri fazni transformaciji iz avstenita v martenzit se prostornina jekla poveča. Prostorninska specifična deformacija je v tem primeru

$$\varepsilon_V = \frac{V_M - V_A}{V_A} \quad (1)$$

kjer pomenita  $V_M$  — prostornino elementarne celice martenzita, ki je za preiskovano jeklo približno

$$V_M = (2,861 - 0,013 \% C)^2 (2,861 + 0,116 \% C) = \\ = 23,7262 \cdot 10^{-3} \text{ nm}^3 \quad (2)$$

in  $V_A$  — prostornino elementarne celice avstenita istega jekla, ki je

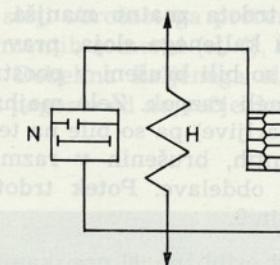
$$V_A = 0,5 (3,548 + 0,044 \% C)^3 = \\ = 22,68242 \cdot 10^{-3} \text{ nm}^3 \quad (3)$$

s tem je  $\varepsilon_V = 0,046$ . Napetostno stanje bi ob taki prostorninski specifični deformaciji daleč preseglo zrušilno trdnost jekla. Jeklo se zaradi tega pri fazni transformaciji plastično deformira, iz tega pa izhaja napetost pri temperaturi okolice  $T_0$

$$\sigma_{1,K}(T_0) = -\sigma_{0,2,K}(T_0) \quad (4)$$

kjer je  $\sigma_{0,2,K}(T_1)$  — meja plastičnega tečenja martenzita pri temperaturi okolice  $T_0$ .

b) Napetostno stanje  $\sigma_2^K$ , ki se pojavi pri kaljenju, je odvisno od reološkega modela za obravnavano jeklo v temperaturnem območju med temperaturo okolice  $T_0$  in kalilno temperaturo in od geometrijske oblike kaljenega sloja. V tem območju lahko opišemo zvezo med napetostnim in deformacijskim stanjem z viskoelastoplastičnim reološkim modelom (sl. 11). Zanj velja Bolcmann-Volterrjeva integralna enačba.

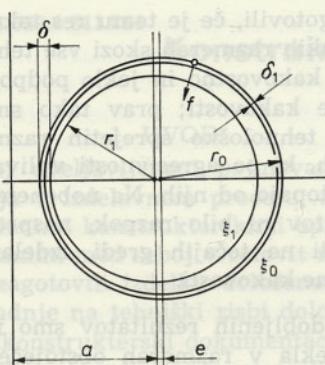


Sl. 11. Reološki model visko-elastoplastičnega jekla  
Modeli: N — Newtonov, H — Hookov, St.V — Saint-Venantov

$$\sigma_{0,2,K}(T) = \varphi_K[T(t)] - \int_0^t R_K(t-\tau) \varphi_K[T(\tau)] d\tau \quad (5)$$

kjer pomenijo:  $t$  — čas,  $T$  — temperaturo,  $\varphi_K(t)$ ;  $R_K(t-\tau)$  — funkciji, ki upoštevata mehanske lastnosti martenzita in sta odvisni od temperature in časa.

Ploskev kaljenega sloja se zelo pogosto razlikuje od ploskev krožnega kolobarja, zato je največja napetost na najtanjšem delu sloja (sl. 12).



Sl. 12. Geometrijska oblika kaljene površine na prečnem prerezu tečaja

$$\sigma_2^K(T_K) = \sigma_{0,2}^K(T_K) \frac{\beta_2}{\beta_1} \quad (6)$$

kjer je

$$\begin{aligned} \beta_1 &= 2 + \frac{2}{\operatorname{sh}^2 \xi_1 + \operatorname{sh}^2 \xi_0} \left[ \frac{(1 + \operatorname{ch} \xi_1) \operatorname{sh} \xi_0}{\operatorname{sh}(\xi_1 - \xi_0)} - \operatorname{sh}^2 \xi_0 \right] \\ \beta_2 &= \frac{2}{\operatorname{sh}^2 \xi_1 + \operatorname{sh}^2 \xi_0} \left[ \frac{(1 + \operatorname{ch} \xi_0) \operatorname{sh} \xi_1}{\operatorname{sh}(\xi_1 - \xi_0)} - \operatorname{sh}^2 \xi_0 \right] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \xi_0 &= \operatorname{Arc sinh} \left( \frac{a}{r_0} \right), \quad \xi_1 = \operatorname{Arc sinh} \left( \frac{a}{r_1} \right), \\ e &= a(\operatorname{coth} \xi_0 - \operatorname{coth} \xi_1) \end{aligned} \quad (7)$$

$$T_K = \frac{2\sigma_{0,2}^K(T_K)}{(1 - \mu^2) \alpha(T_K) E(T_K) (1 + \nu) \beta_1} + T_0 \quad (8)$$

$$\mu = \frac{r_1}{r_0}$$

$\sigma_{0,2}^K(T_K)$  — meja plastičnega tečenja martenzita pri temperaturi  $T_K$

$T_K$  — temperatura pri kaljenju, ko napetostno-deformacijsko stanje preide v območje, kjer velja Hookov reološki model.

c) Napetostno stanje popuščenega martenzita, ki nastane pri brušenju v vrhnjem delu sloja. Debelina tega dela  $\delta_1$  je zelo majhna in je razvidna iz profilov mikrotdote na prečnih prerezih obdelovancev (sl. 6, 7, 9). Pri prehodu iz martenzitne strukture v popuščeni martenzit se prostornina zmanjša, zato je napetost pri temperaturi okolice enaka

$$\sigma_1^B(T_0) = \sigma_{0,2}^B(T_0) \quad (9)$$

kjer je  $\sigma_{0,2}^B(T_0)$  — meja plastičnega tečenja popuščenega martenzita pri temperaturi okolice  $T_0$ .

d) Napetostno stanje  $\sigma_2^B$ , ki se pojavi zaradi ohlajanja pri brušenju, je določeno z enačbo:

$$\sigma_{0,2}^B(T) = \varphi_B[T(t)] - \int_0^t R_B(t - \tau) \varphi_B[T(\tau)] d\tau \quad (10)$$

kjer sta:

$\varphi_B(t)$  in  $R_B(t - \tau)$  — funkciji, ki upoštevata mehanske lastnosti popuščenega martenzita in sta odvisni od temperature in časa.

Enačbo (10) upoštevamo pri temperaturi  $T_B$ , s tem je

$$\sigma_2^B(T_B) = \sigma_{0,2}^B(T_B) \quad (11)$$

in

$$T_B = \frac{\sigma_{0,2}^B(T_B)}{(1 + \nu) \alpha(T_B) E(T_B)} + T_0 \quad (12)$$

kjer sta  $T_B$  — temperatura, pri kateri pri ohlajjanju napetostno-deformacijsko stanje preide v območje, kjer velja Hookov reološki model.

$\sigma_{0,2}^B$  — meja plastičnega tečenja popuščenega martenzita pri temperaturi  $T_B$ .

Rezultirajoča napetost, ki ostane v sloju popuščenega martenzita po topotni obdelavi in brušenju je enaka vsoti

$$\sigma_R(T_0) = \sigma_1^K(T_0) + \sigma_2^K(T_K) + \sigma_1^B(T_0) + \sigma_2^B(T_B)$$

ozziroma

$$\begin{aligned} \sigma_R(T_0) &= -\sigma_{0,2}^K(T_0) + \sigma_{0,2}^K(T_K) \frac{\beta_2}{\beta_1} + \\ &\quad + \sigma_1^B(T_0) + \sigma_2^B(T_B) \end{aligned} \quad (13)$$

Razpoke na površini obdelovanca se ne pojavijo v primeru, ko velja

$$\sigma_R(T_0) < \sigma_{zr}^B(T_0) \quad (14)$$

kjer je  $\sigma_{zr}^B(T_0)$  — zrušilna trdnost popuščenega martenzita.

## 5. PRIMER

Za številčni primer je izbrano jeklo Č.4732, iz katerega so bili izdelani ležaji motornih gredi, ki so bili uporabljeni tudi za določitev značilnice trdote na prečnem prerezu in analizo razpok.

Zrušilna trdnost martenzita  $\sigma_{zr}^K(T_0)$  in zrušilna trdnost popuščenega martenzita sta ocenjeni na

$$\sigma_{zr}^K(T_0) = 2050 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{zr}^B(T_0) = 1400 \text{ N/mm}^2$$

Meji plastičnosti pa sta pri temperaturi okolice

$$\sigma_{0,2}^K(T_0) = 0,95 \sigma_{zr}^K(T_0) = 1947,5 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{0,2}^B(T_0) = 0,9 \sigma_{zr}^B(T_0) = 1260 \text{ N/mm}^2$$

Ker ni bilo na voljo vseh podatkov, potrebnih za določitev funkcij  $\varphi(t)$  in  $R(t - \tau)$  za uporabljeno jeklo, so funkcije napetosti po enačbah (5) in (10) določene po poskusnih podatkih za jeklo, ki je podobno jeklu Č.4732.

Funkciji za mejo plastičnosti martenzita in popuščenega martenzita sta bili določeni za temperaturno območje  $T \leq 500^\circ\text{C}$ . V tem temperaturnem polju smo domnevali, da imajo Poissonovo število  $\nu$ , Youngov modul (elastičnosti)  $E$  in temperaturni razteznostni koeficient  $\alpha$  približno enake velikosti kakor pri temperaturi  $T_0 = 20^\circ\text{C}$ , in sicer:

$$E = 2,1 \cdot 10^5 \text{ (N/mm}^2\text{)}, \quad \nu = 1/3, \quad \alpha = 12 \cdot 10^{-6} \text{ (1/}^\circ\text{C)}$$

Za kaljen martenzitni del je meja plastičnosti

$$\sigma_{0,2}^K(T) = a_K \bar{T} + \sigma_{0,2}^K(T_0) \quad (15)$$

kjer je  $\bar{T} = T - T_0$ ,  $a_K = -2,11665 \text{ N}/(\text{mm}^2 \text{ }^\circ\text{C})$  in meja plastičnosti za popuščeni martenzit

$$\sigma_{0,2}^B(T) = a_B \bar{T} + \sigma_{0,2}^B(T_0) \quad (16)$$

kjer je  $a_B = -1,39522 \text{ N}/(\text{mm}^2 \text{ }^\circ\text{C})$

Temperatura  $T_B$  je v tem primeru:

$$T_B = \frac{\sigma_{0,2}^B(T_0)}{(1 + \nu) E \alpha - a_B} + 20 = 295 \text{ }^\circ\text{C} \quad (17)$$

in meja plastičnosti pri tej temperaturi

$$\sigma_{0,2}^B(T_B) = 870 \text{ N}/\text{mm}^2$$

Iz enačb (6) in (8) je razvidno, da sta temperatura  $T_K$ , ki ima v tem primeru obliko

$$T_K = \frac{2\sigma_{0,2}^K(T_0)}{(1 - \mu^2) E(1 + \nu) \beta_1 - 2a_K} + T_0 \quad (18)$$

in meja plastičnosti  $\sigma_{0,2}^K(T_K)$ , odvisni od geometrijske oblike zakaljenega sloja. Zaradi tega sta ti dve funkciji določeni za naslednjo geometrijsko obliko topotno obdelanega sloja  $r_0 = 50 \text{ mm}$ ,  $\mu = 0,925$ . Vrednosti funkcij (6), (8) in (13) za različne izsrednosti  $e$  so zbrane v razpredelnici 1.

Iz razpredelnice 1 je razvidno, da je najmanjša potrebna debelina kaljenega sloja, ko je izpolnjen pogoj (14) in se ne pojavijo razpoke na površini obdelovanca po brušenju,  $\delta_{\min} = 2,873 \text{ mm}$ .

V primeru, ko se med brušenjem ne pojavi popuščeni martenzit, je pogoj (14) vedno izpolnjen, kar pomeni, da se razpoke v tem primeru ne pojavijo.

#### Razpredelnica 1

$e$ mm	$\delta$ mm	$T_K$ $^\circ\text{C}$	$\sigma_{0,2}^K(T_K)$ $\text{N}/\text{mm}^2$	$\sigma_R(T_0)$ $\text{N}/\text{mm}^2$
0,594	3,156	343	1123	1306
0,709	3,0412	336	1144	1327
0,877	2,873	325	1177	1360
1,146	2,6045	307	1232	1414

#### 6. SKLEP IN OBRAVNAVA REZULTATOV

Na brušenih površinah tečajev motornih gred je občasno pojavljale goste mreže razpok. Gredi se kujejo iz gredic krommolibdenovega jekla tako, da pride na nekaterih mestih na površino jeklo iz sredine gredic. To jeklo pa ima praviloma slabše tehnološke lastnosti in naj bi bilo po preprostih in površnih razlagah vzrok za razpoke pri brušenju.

Da bi ugotovili, če je temu res tako, smo vzpostavno v enakih razmerah skozi vse tehnološke faze preiskovali kakovostno in jeklo podpovprečne, nesprejemljive kakovosti; prav tako smo brusili v normalnih, tehnološko sprejetih razmerah kakor tudi v takih, ki po agresivnosti vplivajo na jeklo, ali zelo odstopajo od njih. Na nobenem od preiskanih segmentov ni bilo razpok, nasprotno pa smo jih ugotovili na tečajih gred, izdelanih iz jekel nadpovprečne kakovosti.

Iz tako dobljenih rezultatov smo izločili vpliv kakovosti jekla v razmerah obstoječe tehnologije površinskega kaljenja in brušenja na pojav razpok. Lahko trdimo, da je kakovostno odbiranje gredic, ki je neobhodno potrebno za kovanje jekla in konstrukcijsko trdnost gredic, dovolj dobra (celo predobra) tudi za zahteve površinskega kaljenja in brušenja. Problem mrežastih (temperaturnih) razpok se v bistvu skrči na razmere pri površinskem kaljenju, predvsem pa na razmere pri brušenju.

Z analitskim modelom smo ovrednotili velikost napetosti v jeklu po površinskem kaljenju in brušenju ter ugotovili medsebojno odvisnost med geometrijsko obliko kaljenega sloja ter odpornostjo proti razpokanju pri brušenju. Pomanjkanje podatkov o lastnostih jekla v intervalu temperatur površinskega kaljenja in brušenja je ovira, ki je one-mogočila še boljše kolikostno vrednotenje pojavorov s predlaganim modelom.

Razpoke so se pojavile na površini le tistih tečajev, pri katerih se je, zaradi kratkotrajnega pregretja jekla pri brušenju, trdota v ozki coni zelo zmanjšala. V teh primerih je v ozki coni, široki približno  $150 \mu\text{m}$ , nastal popuščeni martenzit. Debelina površinskega kaljenega sloja je bila pri vseh razpokanih tečajih okrog  $2 \text{ mm}$ , vendar vedno manj od  $3 \text{ mm}$ . Ta rezultat opazovanj pa se popolnoma ujema z rezultatom, dobljenim z analitičnim modelom, katerega kolikostno vrednost bomo zboljšali s podatki o jeklu, katerih meritve še tečejo.

#### LITERATURA

[1] Nucleation and Growth of thermal fatigue cracks in chemically unhomogeneous tool steel, L. Kosec, F. Kosel, F. Vodopivec, European conference of fracture (ECF), 4, Leoben, Avstrija, 1982, str. 653–661, UDK 539.377.

[2] Površinsko kaljenje i brušenje odkivaka iz čelika za poboljšanje, L. Kosec, F. Kosel, L. Primec, B. Ralić, JUSTOM, Novi Sad, I, 1983, str. 157–166.

[3] High temperature fatigue in nonhomogeneous continuum, F. Kosel, L. Kosec, FATIGUE 84, Birmingham (UK), L. 1984, str. 613–623.

[4] Crack initiation in heat treated and ground steel, L. Kosec, F. Kosel, 5th European Conference of Fracture, Lisbon, Portugal, L. 1984, str. 125–134.

Naslova avtorjev: prof. dr. Franc Kosec, dipl. inž. Fakulteta za strojništvo, Ljubljana, prof. dr. Ladislav Kosec, dipl. inž. Fakulteta za naravoslovje in tehnologijo v Ljubljani