

Prelomi kovin

Aleksander Kveder

Pregled stanja na področju raziskovanja prelomov kovinskih materialov. Teoretične osnove o trdnosti kovin, krhkem in žilavem prelomu in mehaniki prelomov. Opis preizkušanja lomnih značilnosti kovin z načini določanja lomne žilavosti (K_{Ic}), COD, J-integrala in z instrumentiranim Charpyjevim kladivom.

A. UVOD

S prelomom označujemo razdelitev ali zdrobljenje trdnega materiala na dva ali več delov zaradi vpliva napetosti. Prelom se začne z nastankom razpoke in nadaljuje z njenim širjenjem. Izvor razpoke je lahko v submikroskopskih spremembah v kovinskih strukturah ali pa v mikro in makro nehomogenostih, kot so vključki in druge notranje in površinske napake. Prelom je lahko krhek ali žilav. Značilnost krhkega preloma je hitro širjenje razpoke brez večje deformacije.

Znani so primeri iz druge svetovne vojne, ko so se lomile ali prelomile transportne ladje Liberty in tankerji T-2. Največ teh lomov je nastajalo v zimskem času, toda neodvisno od tega, ali so bile ladje na odprtem morju ali zasidrane v pristanišču. Znale so tudi druge nezgode in porušitve na kotlih, cevovodih in mostovih. Posebno hude poškodbe so nastajale na varjenih konstrukcijah. Nastajalo je vprašanje, kje so vzroki teh nenadnih in krhkih prelomov, čeprav so bile konstrukcije iz mehkih jekel, ki so po tradicionalnih načinih preizkušanja kazala zadovoljivo trdnost in žilavost. Vse to je izredno povečalo raziskovalni interes za probleme občutljivosti materialov in mehanizma krhkih prelomov, čeprav tudi do takrat znanje o tem ni bilo ravno majhno. Prve teoretične poglede o prelomih materialov sta dala C. Inglis in A. Griffith že v letih 1912, oziroma 1920, in te njune osnove linearno elastične in elastično plastične lomne mehanike so veljavne še danes. Iz teh osnov se je razvijala vsa nadaljnja veda o prelomih, katere zadnji dosežek so sodobni načini preizkušanja in ugotavljanja prelomnih značilnosti materialov, kot so na primer lomna žilavost (K_{Ic}) za linearno elastične razmere in COD ter J-integral za materiale, ki se lomijo v elastično plastičnih razmerah.

Ta dejavnost pri nas še ni dosegla nivoja, ki ga zahteva današnje stanje v proizvodnji materialov, konstrukcij in spajanju kovinskih delov. Naj-

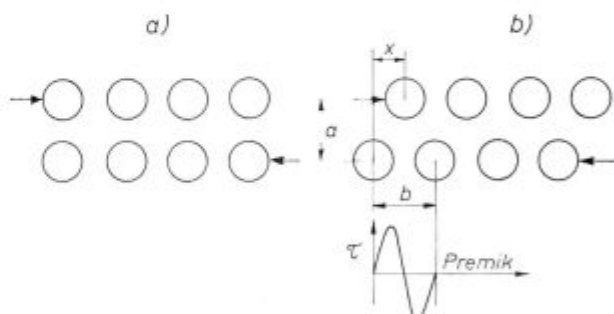
dlje je v tem pogledu RO železarne Ravne, kjer so nedavno uspešno uvedli metodo instrumentiranega Charpyjevega preizkusa in metodo določanja lomne žilavosti K_{Ic} (M. Pikalo, V. Strahovnik).

Pregled stanja o mehaniki lomov in načinih preizkušanja, ki sledi, je sorazmerno kratek iz- vleček informativnega pomena, ki naj prispeva k večjemu zanimanju za to področje fizikalne metalurgije.

B. PORUŠITVE KOVIN

1. Teoretična in realna trdnost kovin

Teoretično trdnost kovin si predstavljamo kot trdnost kovin z idealno kristalno mrežo brez notranjih napak in jo zato izračunamo iz velikosti medatomske vezi. Drsenje v taki popolni mreži je prikazano na sliki 1. V simetričnih položajih



Slika 1
Drsenje v popolni mreži
Fig. 1
Slipping in ideal lattice

je strižna napetost nič (a, b), med temi položaji pa na vsak atom deluje privlačna sila najbližjega atoma v sosednjem redu. Strižna napetost je torej periodična (približno sinusna) funkcija premika:

$$\tau = \tau_m \sin \frac{2\pi x}{b} \quad /1/$$

τ_m je amplituda, b pa perioda. Pri majhnih vrednostih x/b lahko pišemo:

$$\tau \approx \tau_m \frac{2\pi x}{b} \quad /2/$$

Pri malih premikih lahko uporabimo Hookov zakon:

$$\tau = G\gamma = \frac{Gx}{a} \quad /3/$$

G je strižni modul. Kombinacija enačb /2/ in /3/ da maksimalno strižno napetost, pri kateri prične drsenje:

$$\tau_m = \frac{G b}{2 \pi a} \quad /4/$$

Za kubične kristale je $b = a$ in

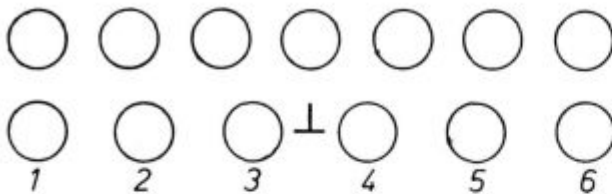
$$\tau_m \approx \frac{G}{2 \pi} \quad /5/$$

oziroma za natezno napetost

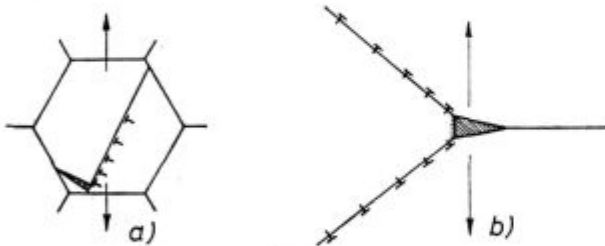
$$\sigma_m \approx \frac{E}{2 \pi} \quad /6/$$

Strižna napetost za začetek drsenja je za železo med 14.000 in 20.000 N/mm² v odvisnosti od ploskve drsenja. To pa je okoli stokrat več, kot je realna trdnost železa. Za drsenje je torej odgovoren drugačen mehanizem. Teoretično trdnost imajo le whiskerji (kovinska vlakna).

Prav zaradi te razlike med teoretično in stvarno trdnostjo kovin je bil uveden koncept dislokacij in premika dislokacij, ki vodi do drsenja. Slika 2 prikazuje robno dislokacijo, vključeno v mrežo. Atomi, ki so oddaljeni od dislokacije, so blizu energijskega minimuma. Atomi 2, 3, 4 in 5, ki so bližje dislokaciji, pa so blizu energijskega maksimuma in rezultirajoča napetost za premik takega atoma bo zelo majhna. V splošnem je pri kovinah potrebna zelo majhna, t. i. Peierls-Nabarrova sila za premik dislokacije skozi mrežo. Napetost, ki je posledica obremenjevanja, povzroči drsenje dislokacij in s tem vse mikro in makroskopske oblike deformacije kovine.

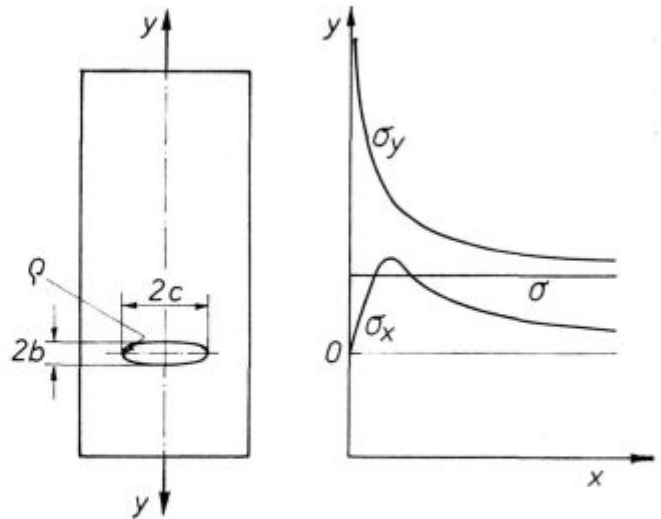


Slika 2
Dislokacija v mreži
Fig. 2
Dislocation in the lattice



Slika 3
Nastanek mikrorazpok z nizanjem dislokacij na kristalni meji (a) in s stekanjem dislokacij iz dveh drsniških ploskvi v cepilni ploskvi (b) (Cottrell)

Fig. 3
Formation of microcracks by piling of dislocations against a grain boundary (a), and through the coalescence of dislocations on intersecting slip planes (b) (Cottrell)



Slika 4
Napetosti okoli eliptične razpoke (1)
Fig. 4
Stresses around an elliptic crack (1)

Mikro razpoke lahko nastanejo v kovini z nizanjem dislokacij proti kristalni meji (slika 3 a) ali s stekanjem dislokacij po dveh ploskvah ali drsniških pasovih v cepilni ploskvi (slika 3 b) (Cottrell).

2. Krhki in žilavi prelom

Krhki prelom je nenadna porušitev napetega materiala brez večje predhodne plastične deformacije. Inicialna razpoka kritične dolžine se hitro daljša vzdolž kristalografskih ravnin z majhno površinsko energijo. Žilavi prelom pa spremlja znatna plastična deformacija. Daljšanje razpoke je odvisno od hitrosti naraščanja napetosti in je pogosto posledica zlivanja drobnih razpok in praznin (1) (2).

a) **Krhki prelom:** Prve teoretične predstave o prelomih kovin so dali C. Inglis, A. Griffith in E. Orowan. Že leta 1912 je Inglis prikazal, da v ustju razpoke eliptične oblike nastaja koncentracija napetosti in da pri zunanjih napetosti σ nastane naslednja maksimalna lokalna natezna napetost σ_y (slika 4):

$$\sigma_y = \sigma \left(1 + 2 \sqrt{\frac{c}{r}} \right) \approx 2 \sigma \sqrt{\frac{c}{r}} \quad /7/$$

c je večja polos elipse, r pa polmer ustja razpoke.

A. Griffith je l. 1920 obravnaval termodinamiko krhkega preloma kovin. Predpostavil je, da za napetost krhkega preloma, ki naj bi bila enaka teoretični trdnosti, ni potrebno, da ta nastopa po celem preseku materiala. Dovolj je, če je ta napetost dosežena v ustju ozke in ostre razpoke. Pogoj krhkega preloma je enakost nakopičene elastične energije U v področju razpoke in energije nastajanja novih površin Q:

$$\frac{\partial}{\partial c} (U + Q) = 0 \quad /8/$$

Energija elastične deformacije na enoto debeline plasti z eliptično razpoko dolžine $2c$ je po Griffithu:

$$U = - \frac{\pi c^2 \sigma^2}{E} \quad /9/$$

energija nastajanja dveh novih površin pa:

$$Q = 4 c \gamma \quad /10/$$

γ je površinska energija na enoto površine razpoke. Rešitev enačbe /8/ s pomočjo enačb /9/ in /10/ je

$$\frac{\partial}{\partial c} \left(- \frac{\pi c^2 \sigma^2}{E} + 4 c \gamma \right) = - \frac{2 \pi c \sigma^2}{E} + 4 \gamma = 0 \quad /11/$$

(energija U je negativna, ker se izgublja, Q pa pozitivna, ker se ohranja).

Iz tega dobimo kritično velikost razpoke:

$$c_{kr} = \frac{2 \gamma E}{\pi \sigma^2} \quad /12/$$

in napetost, ki povzroči rast razpoke kritične velikosti:

$$\sigma = \sqrt{\frac{2 \gamma E}{\pi c_{kr}}} \quad /13/$$

Razpoka se torej daljša, če je povečanje površinske energije manjše kot zmanjšanje energije deformacije. Račun kritičnih velikosti razpok po enačbi /11/ in po popravljeni enačbi A. P. Guljaeva (3) pokaže, da je kritična velikost razpok v mejah 0,01 do 0,1 mm. To pove, da so kovine v mnogih primerih v takem termodinamičnem stanju, ki lahko povzroči krhki prelom.

Vprašanje je še, kako se spreminja elastična energija pri rasti razpoke. V členu v oklepaju v enačbi /11/ vstavimo vrednost za c_{kr} iz enačbe /12/ in dobimo:

$$\Delta U = - \frac{4 \gamma^2 E}{\pi \sigma^2} + \frac{8 \gamma^2 E}{\pi \sigma^2} = \frac{4 \gamma^2 E}{\pi \sigma^2} \quad /14/$$

To pomeni, da je pri razpoki kritične velikosti poraba energije za nastanek površin razpoke dvakrat večja kot poraba elastične energije za nastanek same razpoke. Sprememba elastične energije pri rasti razpoke pa je prikazana na sliki 5. Do kritične velikosti razpoke se elastična energija povečuje, nato pa močno zmanjšuje; proces rasti razpoke, oziroma loma se pospešuje. Povečanje razpoke do kritične velikosti je energijsko sicer neugodno, vendar razpoka lahko doseže to velikost pri večjih napetostih, zaradi vibracij, difuzije vrzeli ali zaradi vpliva dislokacij.

b) **Žilavi prelom:** E. Orowan (3) (1) je leta 1948 prikazal pogoje žilavega preloma s plastično deformacijo pred porušitvijo. Z natezanjem ostro zarezanih preizkušancev iz maloogljivega jekla je ugotovil, da je poraba energije za plastično

deformacijo v površinskem sloju zarezze za nekaj redov velikosti večja od površinske energije jekla γ . Zato je v Griffithovi enačbi /13/ zamenjal delo za nastanek enote površine razpoke γ z efektivno površinsko energijo γ_{ef} , ki je vsota γ in dela za plastično deformacijo površinske cone razpoke ($\gamma_{ef} = \gamma + p$):

$$\sigma = \sqrt{\frac{2 E (\gamma + p)}{\pi c_{kr}}} \approx \sqrt{\frac{E (\gamma + p)}{c_{kr}}} \quad /15/$$

Pri krhkem prelomu je $p < \gamma$ in p lahko zanemarimo, pri žilavem prelomu pa je $p > \gamma$

Naslednja Orowanova izpopolnitev Griffithove enačbe /13/

$$\sigma = \sqrt{\frac{2 E \gamma_{ef}}{\pi c_{kr}}} \cdot \frac{r}{a} \quad /16/$$

(a = medatomska razdalja)

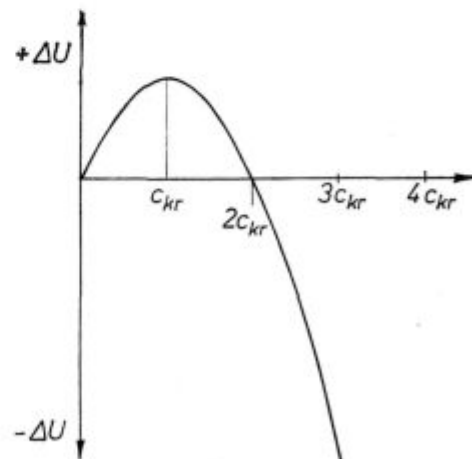
upoštevata, da se s povečevanjem radija ustja zarezze r povečuje potrebna napetost za daljšanje razpoke.

A. P. Guljaev je leta 1977 v kratkem članku (4) prikazal sodoben pogled na problem žilavega in krhkega preloma kovin, zato ga navajamo v daljšem izvlečku.

Splošna shema porušitve kovinskih materialov je naslednja:

Prva stopnja je majhna plastična deformacija, premik dislokacij, njihovo nizanje, stekanje in nastajanje mikro razpok. V različnih kovinah in zlitinah te stopnje ni, ker so kali razpok že nehomogenosti v kovini (vključki). V izjemno čistih kovinah ni ovir za gibanje dislokacij in deformacija je lahko 100 odstotna (kontrakcija) — kovina se ne poruši (fracture), temveč razdeli (rupture).

Druga stopnja je rast kali razpok. Značaj daljšanja razpoke opredeljujejo njena dolžina c , polmer r v ustju razpoke in razmerje c/r . Če postaja ustje razpoke med daljšanjem vedno bolj topo



Slika 5

Sprememba elastične energije pri rasti razpoke (1)

Fig. 5

Change of elasticity energy in the crack propagation (1)

(r se veča) in se razmerje c/r ne povečuje, pomeni, da je za daljšanje razpoke potrebno lokalno plastično deformiranje. Kovina se poruši pogosto z združevanjem več majhnih razpok in praznin. To je žilava porušitev kovine. Če pa pri daljšanju razpoke njena dolžina raste hitreje kot polmer ustja — razmerje c/r se povečuje — naraste v določenem trenutku napetost v ustju razpoke na vrednost teoretične trdnosti. Porušitev poteče brezdislokacijsko po kristalnih ravninah, zelo hitro in brez plastične deformacije v ustju razpoke. Ta proces imenujemo **krhka porušitev**.

Iz tega sledi, da je osnovni pogoj za krhki prelom doseženje take napetosti v ustju razpoke, kot je teoretična trdnost. To se dogodi, ko dolžina razpoke doseže tako imenovano »drugo kritično dolžino« c_2 :

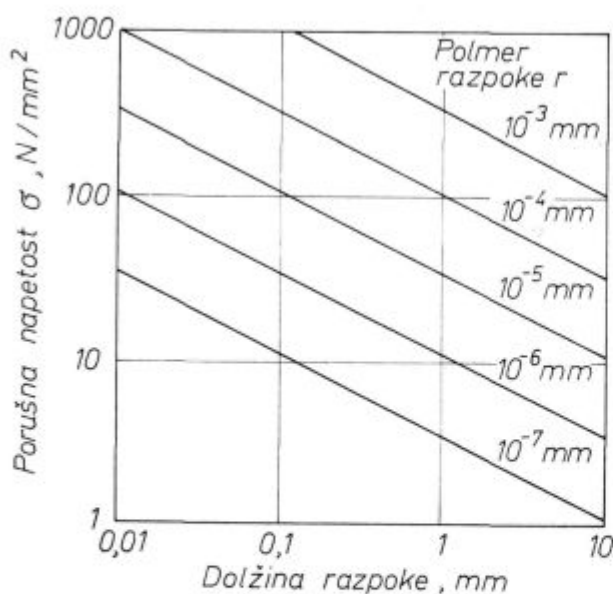
$$c_2 = 2,5 \cdot 10^{-3} \left(\frac{E}{\sigma} \right)^2 \cdot r \quad /17/$$

(Prvo, Griffithovo kritično dolžino razpoke c_1 imenujemo tisto dolžino, pri kateri je nakopičena elastična energija enaka porabi energije za nastanek novih površin)

$$c_1 = \frac{2\gamma}{\sigma} \quad /18/$$

γ je specifična površinska energija, σ napetost.) c_2 je večja od c_1 , enaki sta pri ostrini razpoke $r = 1 \text{ \AA}$, kar pa se ne opaža.

Po enačbi /17/ ali iz diagrama na sliki 6 lahko dobimo napetost v odvisnosti od dolžine in ostrosti defekta, pri kateri se bo kovina porušila krhko (diagram velja za jeklo).

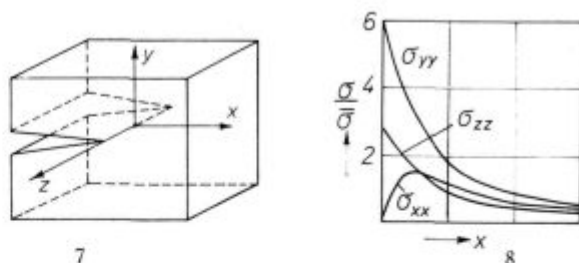


Slika 6

Porušna napetost krhkega loma v odvisnosti od dolžine in ostrine razpoke (4)

Fig. 6

Ultimate strength of brittle crack related to the length and the sharpness of the crack (4)



Slika 7

Obremenjeni vzorec z ostro zarezo (5)

Fig. 7

Loaded sample with a sharp notch (5)

Slika 8

Potek glavnih napetosti v preseku razpoke ($y = 0$) v odvisnosti od vzdolžne koordinate x (5)

Fig. 8

Principal stresses in the crack section ($y = 0$) related to the longitudinal axis x (5)

3. Mehanika loma

a) **Napetostno stanje ob zarezi (razpoki)** lahko razložimo na pravokotnem vzorcu z ostro zarezo (5) (slika 7). Potek napetosti v ploskvi xz ($y = 0$) kot funkcije x je odvisen od mnogih vplivnih faktorjev, kot so ostrina zareze, druge mere zareze in vzorca, vrste obremenitve (natezna, upogibna) in tudi od tega, ali je deformacija elastična, delno plastična ali popolnoma plastična. Za elastično obremenitev so napetosti prikazane na sliki 8. V primerjavi s srednjo napetostjo $\bar{\sigma}$ se v ustju razpoke najbolj poveča napetost σ_{yy} , in sicer tem bolj, čim ostrejša je zareza, medtem ko je napetost $\sigma_{xx} = 0$, ker je površina zareze brez sil.

V prečni smeri zareze (z) je vedno določena napetost σ_{zz} , ki je različna od nič. Osnova te napetosti je taka: Velika napetost σ_{yy} v bližini ustja razpoke stremi povzročiti določeno velikost prečne kontrakcije. Ker pa na površini ustja zareze ni sile in napetosti v smeri x , nastopi protisila tej kontrakciji. Pri veliki ostrini zareze in velikem vzorcu se kontrakcija v splošnem ne pojavi in $\epsilon_{zz} = 0$. Iz napetostno-razteznostnih in ravnotežnih pogojev za napetosti sledi, da ima prečna napetost velikost

$$\sigma_{zz} = \nu (\sigma_{yy} + \sigma_{xx}) \quad /19/$$

ν je prečno kontrakcijsko (Poissonovo) število. Za kovine je $\nu = 0,33$. Zaradi manjkajoče prečne kontrakcije imenujemo to stanje **ploskovno deformacijsko stanje PDS** (Ebener Formänderungs... Deformations... Dämpfungszustand, Plane strain state). Temu stanju je nasprotno **ploskovno napetostno stanje PNS** (Ebener Spannungszustand, Plane stress state), pri katerem lahko prosto nastaja prečna kontrakcija. To se dogaja pri drobnih vzorcih in zelo žilavih materialih.

V vzorcih končnih mer ne more nastajati čisto PDS, kajti zaradi površin, ki so pravokotne z -osi in so brez sil, obstoji na njih ploskovno napetostno stanje (PNS) s $\sigma_{zz} = 0$. Pri velikih (debelih) preizkušancih lahko to zanemarimo in stanje

obravnavamo kot PDS. Pri majhnih vzorcih se v smeri z-osi te cone prekrivajo in stanje je PNS. Zato določamo lomno žilavost pri PDS z velikimi vzorci, pri PNS pa z majhnimi.

b) **Linearno elastična teorija mehanike loma.** Začetnik te teorije mehanike loma je G. R. Irwin, ki jo je leta 1948 objavil v ZDA (6). Izhodišče je analiza razpok v obremenjenih linearno elastičnih telesih. Razpoke v smislu te teorije so omejene ločitve materiala, katerih površine so si neskončno malo oddaljene in se končujejo v neskončno ostrem ustju razpoke. Linearno elastično obnašanje pa pomeni, da se material plastično ne deformira neodvisno od velikosti obremenitve. S tem in z različnostjo realnih razmer je dana tudi omejitev te teorije. Posebna prednost te teorije pa je, da se je nadaljevala v danes zelo uporabljanim načinu preizkušanja lomne žilavosti.

Razpoka, na katero vpliva zunanja sila, je prikazana na sliki 9 (7, 8). Nahaja se pravokotno na površino neskončno velike plošče končne debeline. Enoosno natezno napetostno polje deluje navpično na površino razpoke. V polarnih koordinatah, položenih v ustje razpoke, se tu pojavijo naslednje napetostne komponente:

Pri PDS:

$$\sigma_x = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2 \pi r}} \cdot f_x(\Theta) \quad /20/$$

$$\sigma_y = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2 \pi r}} \cdot f_y(\Theta) \quad /21/$$

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \quad /22/$$

$$\tau_{xy} = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2 \pi r}} \cdot f_{xy}(\Theta) \quad /23/$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \quad /24/$$

Pri PNS je razlika le v tem, da je $\sigma_z = 0$
 $2a =$ dolžina razpoke,

$f_x(\Theta) \dots =$ funkcije, odvisne samo od koordinate Θ .

Iznos napetostnih komponent je določen z velikostjo, ki je neodvisna od r in Θ :

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (\text{N mm}^{-3/2}) \quad /25/$$

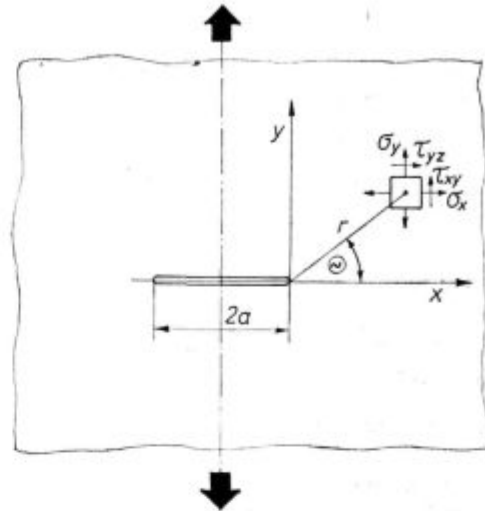
K je faktor intenzivnosti napetosti ali kratko napetostna intenziteta (Spannungsintensitätsfaktor, Stress intensity factor, Koeffizient intensivnosti naprjaženija). Za preizkušance realnih mer računamo z modificiranim faktorjem intenzivnosti napetosti

$$K = \sigma \sqrt{a} Y \quad /26/$$

Y je funkcija, odvisna od položaja razpoke in geometrije preizkušanca. Zanj lahko uporabimo »tangensovo enačbo«:

$$\frac{Y}{\sqrt{\pi}} = \sqrt{\frac{2W}{\pi a} \operatorname{tg} \frac{\pi a}{2W}} \quad /27/$$

$W =$ širina preizkušanca



Slika 9
 Napetosti v ustju razpoke (8)
 Fig. 9
 Stresses in the crack front (8)

Pod vplivom napetosti se razpoka v bližini ustja razširi za:

$$\text{pri PDS: } v = \text{COD} = \frac{K}{E} (1 - \nu^2) \sqrt{\frac{8r}{\pi}} \quad /28/$$

$$\text{pri PNS: } v = \text{COD} = \frac{K}{E} \sqrt{\frac{8r}{\pi}} \quad /29/$$

$r < a, \quad \Theta = \pi$

$E =$ modul elastičnosti

$\text{COD} =$ Crack Opening Displacement = razširitev razpoke (razmaknitev obeh ploskev razpoke) = $2v$

Elastična energija telesa, ki nima razpoke, se bo z nastankom razpoke dolžine $2a$ zmanjšala za:

$$\text{pri PDS } U_{el} = \frac{\pi \sigma^2 a^2}{E} (1 - \nu^2) B \quad /30/$$

$$\text{pri PNS } U_{el} = \frac{\pi \sigma^2 a^2}{E} B \quad /31/$$

B je debelina telesa (plošče).

Stabilnost in podaljšanje razpok: V primeru, da se zaradi napetosti razpoka podaljša, se del elastične energije telesa sprosti in spremeni v delo U_d za premaganje upora, ki ga povzroča telo, in v kinetično energijo U_{kin} za premaknitev delov telesa. Če je U elastična energija telesa z razpoko pred podaljšanjem razpoke, U_z od zunaj dovedena energija med podaljšanjem razpoke in U_{el} med podaljšanjem razpoke sproščena energija, bo skupna energija sistema U_{sk} v vsakem trenutku:

$$U_{sk} = U + U_z - U_{el} \quad /32/$$

Skupna energija U_{sk} se razlikuje od energije pred širitvijo razpoke za iznos

$$U - U_{sk} = U_{el} - U_z, \quad /33/$$

ki se je porabil za delo za premagovanje upora U_d in kinetično energijo U_{kin}

$$U_{el} - U_z = U_d + U_{kin}, \quad /34/$$

pri čemer ostane za kinetično energijo

$$U_{kin} = U_{el} - U_z - U_d \quad /35/$$

Razpoka bo torej

- stabilna, če je U_{kin} negativna,
- v ravnotežju, če je U_{kin} enaka nič,
- se bo podaljšala, če je U_{kin} pozitivna.

Z diferenciranjem enačbe /35/ po $2a$ in s predpostavko, da je daljšanje razpoke tako hitro, da nanj zunanja energija ne vpliva ($dU_z/d(2a) = 0$), bo nestabilnostni pogoj za daljšanje razpoke tak:

$$\frac{dU_{el}}{d(2a)} \geq \frac{dU_d}{d(2a)} \quad /36/$$

ali

$$\frac{dU_{el}}{d(2a)} - \frac{dU_d}{d(2a)} = \frac{d(U_{el} - U_d)}{d(2a)} \geq 0 \quad /37/$$

Ta energijski pogoj, ki je neodvisen od geometrije telesa in razpoke, je splošne vrednosti in pove, da se lahko prične razpoka daljšati (postane nestabilna), ko se bo sprostil več elastične energije U_{el} , kot pa porabilo energije za podaljšanje razpoke. Rešitev enačbe /37/ da:

$$G = \frac{1}{B} \cdot \frac{dU_{el}}{d(2a)} \quad \text{mm N/mm}^2 \quad /38/$$

in

$$R = \frac{1}{B} \cdot \frac{dU_d}{d(2a)} \quad \text{N/mm} \quad /39/$$

Enačbi /36/ in /37/ lahko pišemo tudi:

$$G > R \quad /40/$$

G imenujemo **sila za daljšanje razpoke** ali **faktor sproščanja (elastične) energije** (spez. Rissverlängerungskraft, Energiefreisetzungsrates, Crack-extension force, Strain-energy release rate), R pa **sila proti daljšanju razpoke** ali **upornost za daljšanje razpoke** (Risswiderstandskraft, Rissverlängerungswiderstand).

Nestabilno podaljšanje razpoke je torej možno, ko postane faktor sproščanja energije G večji od upornosti za podaljšanje razpoke. G in R sta energiji na enoto ploskve ali sili na enoto razdalje z dimenzijo $\text{mm N/mm}^2 = \text{N/mm}$.

Pri linearno elastičnem obnašanju materiala lahko delo U_d izenačimo z energijo U_p , ki je potrebna za nastanek novih površin pri daljšanju razpoke. Če je specifična površinska energija γ znana, bo

$$U_d = U_p = 2 \cdot 2a \gamma B \quad /41/$$

To vrednost za U_d in vrednost za U_{el} iz enačb /30/ in /31/ vstavimo v enačbo /37/ in dobimo:

$$\begin{aligned} \text{pri PDS: } \frac{d}{d(2a)} \left[\frac{\pi \sigma^2 a^2}{E} (1 - \nu) B - 4a \gamma B \right] \frac{1}{B} = \\ = G - R \geq 0 \quad /42/ \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{pri PNS: } \frac{d}{d(2a)} \left[\frac{\pi \sigma^2 a^2}{E} B - 4a \gamma B \right] \frac{1}{B} = \\ = G - R \geq 0 \quad /43/ \end{aligned}$$

Dobimo, da je G :

$$\text{pri PDS: } G = \frac{\sigma^2 \pi a}{E} (1 - \nu^2) = \frac{K^2}{E} (1 - \nu^2) \quad /44/$$

$$\text{pri PNS: } G = \frac{\sigma^2 \pi a}{E} = \frac{K^2}{E} \quad /45/$$

Iz teh enačb ponovno sledi znani Griffithov napetostni kriterij za nestabilno podaljšanje razpoke v linearno elastičnem telesu /13/:

$$\text{pri PDS: } \sigma \geq \sqrt{\frac{2 \gamma E}{\pi a (1 - \nu^2)}} \quad /46/$$

$$\text{pri PNS: } \sigma \geq \sqrt{\frac{2 \gamma E}{\pi a}} \quad /47/$$

Po enačbi /25/ je $K = \sigma \sqrt{\pi a}$, čemur sledi

$$\text{pri PDS: } K \geq \sqrt{\frac{2 \gamma E}{(1 - \nu^2)}} \quad /48/$$

$$\text{pri PNS: } K \geq \sqrt{2 \gamma E} \quad /49/$$

S kombinacijo enačb /28/ in /29/ z enačbama /46/ in /47/ ali /48/ in /49/ dobimo tudi razširitevni kriterij za nestabilno podaljšanje razpoke:

$$\text{pri PDS: } \nu \geq 4 \sqrt{\frac{\gamma \gamma (1 - \nu^2)}{\pi E}} \quad /50/$$

$$\text{pri PNS: } \nu \geq 4 \sqrt{\frac{\gamma \gamma}{\pi E}} \quad /51/$$

Kritične vrednosti za nestabilno podaljšanje razpok: Enačaj v enačbah /42/, /43/ in /46/ do /51/ pomeni ravnotežno stanje razpoke, medtem ko večje vrednosti pomenijo, da je možno nestabilno podaljšanje razpoke. Kritične vrednosti teh meril označujemo z indeksom c , pri PDS pa še z indeksom I , torej

PDS	PNS	
σ_{Ic}	σ_c	kritična napetost
K_{Ic}	K_c	kritična napetostna intenzivnost
ν_{Ic}	ν_c	kritično razširjenje
G_{Ic}	G_c	kritična sila za podaljšanje

K_{Ic} imenujemo tudi kratko **lomna žilavost**, G_{Ic} pa **lomna energija**.

Elastična popustnost (voljnost): V vzorcu z razpoko dolžine $2a$, ki je obremenjen s silo F , je odvisnost med podaljškom Δl in silo:

$$F = \alpha \Delta l = \frac{\Delta l}{C} \quad /52/$$

α je elastična konstanta ali elastična togost vzorca, $C = 1/\alpha$ pa je **elastična popustnost (voljnost)** (Compliance, Nachgiebigkeit). Če gre $2a \rightarrow 0$, gre $\alpha \rightarrow EA_0/l_0$. E je modul elastičnosti, A_0 je presek, l_0 pa dolžina vzorca. Elastična popustnost je torej proporcionalna recipročni vrednosti modula elastičnosti.

Na tej osnovi sta bili izvedeni naslednji enačbi za K , ki vsebujeta tudi člena za funkcijo Y :

$$\begin{aligned} \text{Za PDS: } K &= \sigma \sqrt{a} \sqrt{\frac{EBW}{2(1-\nu^2)a} \cdot \frac{d(\Delta l/F)}{d(2a/W)}} = \\ &= \sigma \sqrt{a} Y \quad /53/ \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{Za PNS: } K &= \sigma \sqrt{a} \sqrt{\frac{EBW}{2a} \cdot \frac{d(\Delta l/F)}{d(2a/W)}} = \\ &= \sigma \sqrt{a} Y \quad /54/ \end{aligned}$$

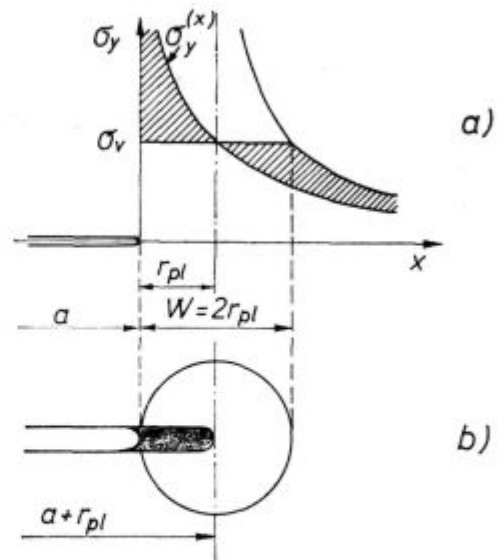
Pri znanih merah preizkušanca (B, W) in z merjenjem elastične popustnosti (dolžina razpoke $2a$ v odvisnosti od F in Δl) lahko torej določimo tudi vrednost funkcije Y .

c) Elastično plastična mehanika loma. Linearne elastične teorije obnašanja materiala predpostavljajo, da se v okolici ustja zarez ne pojavlja plastična deformacija. V realnih razmerah pa se pojavljajo in je z njimi potrebno v določenih razmerah tudi računati. Pri zelo majhnih polmerih ustja zarez se tudi pri majhnih nazivnih napetostih pojavijo v okolici ustja napetosti, ki so večje od meje plastičnosti σ_v . Nastane področje v okolici ustja, ki mu pravimo **plastična cona**. Ta lahko precej vpliva na napetostno stanje v okolici ustja, kar je treba upoštevati pri obravnavanju stabilnosti zarez. V splošnem skušajo vse teorije upoštevati plastično cono tako, da še naprej ostanejo v veljavi osnovne linearne elastične enačbe. To dosežejo z uvajanjem tako imenovane »efektivne dolžine razpoke«, izza katere je samo še elastično obremenjeno področje.

Plastična cona po Irwinu je prikazana na sliki 10. Polmer te cone je določen z razdaljo r_{pl} v ligamentu vzorca ($\Theta = 0^\circ$), v kateri je napetostna komponenta σ_y enaka σ_v . Iz enačb /21/ in /25/ sledi

$$r_{pl} = \frac{1}{2} a \left(\frac{\sigma}{\sigma_v} \right)^2 = \frac{K^2}{2\pi\sigma_v^2} \quad /55/$$

Linearna elastičnost materiala predpostavlja, da v območju $0 < x < r_{pl}$ ni presežena meja plastičnosti. Zato je treba sproščeno napetost v tem območju kompenzirati s premaknitvijo krivu-



Slika 10
Plastična cona po Irwinu
Fig. 10
Plastic region by Irwin

lje σ_y v smeri x (slika 10 a), da gre skozi točko σ_v , $x = 2 r_{pl}$. Plastična cona se razširi na:

$$w = 2 r_{pl} \quad /56/$$

in je cilindrične oblike (slika 10 b). Pravo razporeditev napetosti dobimo tako, da upoštevamo namesto a (pol dolžine razpoke) efektivno dolžino a_{ef}

$$a_{ef} = a + r_{pl} \quad /57/$$

Iz tega sledi faktor intenzivnosti napetosti K :

$$K = \sigma \sqrt{\pi(a + r_{pl})} \quad /58/$$

Tudi druge obravnavane plastične cone (po McClintocku in Irwinu in po Dugdaleju) pridejo do istih ali podobnih rezultatov.

Preizkusi so pokazali, da se plastične cone v tankih in debelih preizkušancih občutno razlikujejo. V tankih ni mogoče doseči PDS, plastična cona s strižnimi napetostmi je razširjena skozi vso debelino in prelom je klinast. V debelih preizkušancih pa so linije drsenja na površini manjše in se ne širijo po celi debelini in prelom je ploščat. Po Irwinu in McClintocku prevladuje PDS, če je debelina preizkušanca:

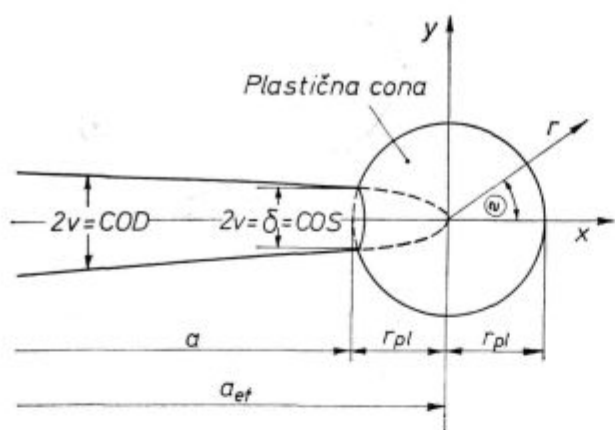
$$B \geq 2,5 \left(\frac{K}{\sigma} \right)^2 \quad \text{ali} \quad /59/$$

$$B \geq \frac{5\pi}{(1-2\nu)^2} \cdot r_{pl} \quad /60/$$

Razširitev razpoke (COD = Crack Opening Displacement, Rissuferverschiebung) je neposredna posledica plastične cone, pri čemer se prava dolžina razpoke $2a$ ne poveča:

$$2v = \text{COD} \quad /61/$$

(v koordinati r , dočim je $\Theta = \pi$)



Slika 11

Sirjenje razpoke in plastična cona ob ustju razpoke (7)

Fig. 11

Crack displacement and plastic region at the crack front (7)

Razširitev ustja razpoke (COS = Crack Opening Stretch, Rissspitzenaufweitung) pa označujemo z δ , ki je v ustju razpoke

$$\delta = 2v = \text{COS} \quad /62/$$

$$r = r_{pl} \quad \theta = \pi$$

Razlaga je prikazana na sliki 11 (7).

Po Dugdalejevem modelu razpoke dobimo, da je:

$$\delta = \frac{\pi \sigma^2 a}{E \sigma_v} \left[1 + \frac{\pi^2}{24} \left(\frac{\sigma}{\sigma_v} \right)^2 \right] \quad /63/$$

Na drugi strani dobimo iz enačbe /45/ za PNS pri realnem obnašanju materiala z majhno plastično cono ($r_{pl} < a$) in zamenjavo a z a_{ef} (enačbi 57 in 55) razmerje:

$$\frac{G}{G_v} \approx \frac{\pi \sigma^2 a}{E \sigma_v} \left[1 + \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma}{\sigma_v} \right)^2 \right] \quad /64/$$

Enačbi /63/ in /64/ kažeta, da je pri $\sigma/\sigma_v < 1$ odnos med δ , σ_v in G naslednji:

$$\delta = \frac{G}{\sigma_v} \quad /65/$$

Energijske razmere in pogoji iz enačb (32) do (40) veljajo tudi za preizkušance s plastično cono pri ustju razpoke, če je ta dovolj majhna v primerjavi z dolžino razpoke. Kriterij nestabilnosti razpoke potem pišemo:

$$G \geq R^* \quad /66/$$

in

$$R^* = 2 \gamma^* \quad /67/$$

γ^* ima pomen efektivne površinske energije, ki vključuje tudi energijo plastične deformacije pri širjenju razpoke. Če upoštevamo še $a_{ef} = a + r_{pl}$ namesto a , lahko tudi pri realnih materialih z majhno plastično cono (small scale yielding) določimo σ_{lc} (σ_c), K_{lc} (K_c), δ_{lc} (δ_c) in G_{lc} (G_c).

COD/COS koncept je precej v uporabi za določitev kritičnih vrednosti za daljšanje razpoke v elastično plastičnih materialih. V literaturi večinoma ne razlikujejo COD in COS, temveč uporabljajo za razširitev ustja razpoke le oznako $COD = \delta$ in COD_c (COD_{lc}) ter δ_c (δ_{lc}).

J-integral (11 do 23): Naslednja metoda za opis stanja in žilavosti razpokanega materiala, ki se lomi elastično (nelinearno) plastično je J-integral. Temelji na energijskem izrazu, ki pomeni spremembo potencialne (elastične in plastične) energije, če se razpoka podaljša za infinitezimalni del razdalje da. J-integral je torej analogen faktorju sproščanja energije G v linearno elastičnem stanju, oziroma mu je v tem stanju enak:

$$J_{lin el} = G \quad /68/$$

Teorijo J-integrala je utemeljil J. R. Rice (11) leta 1968.

V splošni obliki je definiran energijski linijski po poti neodvisen integral J kot vsaka krivulja, ki obkroža ustje razpoke od spodnje do zgornje površine (slika 12):

$$J = \int_{\Gamma} \left(U_i dy - \bar{T} \frac{du}{dx} ds \right) \quad /69/$$

Γ = Integracijska pot ustja razpoke od spodnje do zgornje površine

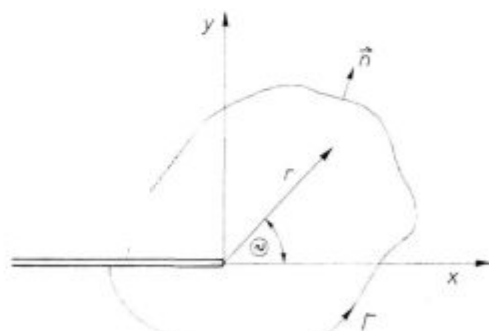
\bar{u} = Vektor razširitve (displacement) v določeni točki Γ

\bar{T} = Natezno napetostni vektor

U_i = Gostota deformacijske energije

ds = Element poti na Γ

x, y = Kartezijske koordinate



Slika 12

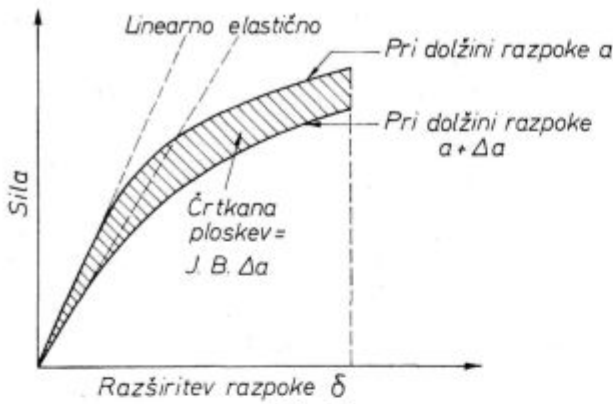
K razlagi J-integrala

Fig. 12

To the explanation of J-Integral

J-integral je v najenostavnejši obliki definiran kot energijska razlika dveh enakih in na enak način obremenjenih vzorcev z različno dolgima razpokama:

$$J = \left(- \frac{dU}{da} \right) \delta = \text{konst.} \quad /70/$$



Slika 13
J-integral
Fig. 13
J-Integral

U je deformacijska (potencialna) energija, a je dolžina razpoke, δ pa razširjenje razpoke pri uporabljeni sili. Grafično je to prikazano na sliki 13. Krivulji natezanja dveh vzorcev z razpokama a in Δa sta nelinearni, senčeni del pa ustreza vrednosti JBΔa.

Prav iz teh krivulj na sliki 13 lahko dobimo eksperimentalne vrednosti J-integrala. Pri določeni razširitvi razpoke δ dobimo deformacijsko energijo U s planimetriranjem površine pod krivuljo za različne dolžine razpoka.

$$B \geq 2,5 \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_v} \right)^2 \quad /71/$$

V tem primeru je treba najprej napraviti predhodni preizkus z debelejším preizkušancem. Za določitev debeline preizkušanca in skupne dolžine razpoke lahko uporabimo tudi razmerje med σ_v in E:

$\sigma_v/E \cdot 10^3$	B, a (mm) (min)
5,0 — 5,7	75
5,7 — 6,2	63
6,2 — 6,5	50
6,5 — 6,8	44
6,8 — 7,1	38
7,1 — 7,5	32
7,5 — 8,0	25
8,0 — 8,5	20
8,5 — 10	12,5
nad 10	6,5

C. DOLOČEVANJE LOMNIH ZNAČILNOSTI MATERIALOV

1. Določevanje ploskovno deformacijske (PDS) lomne žilavosti K_{Ic}

Preizkušanje lomne žilavosti K_{Ic} je bilo najprej standardizirano v ZDA leta 1969 s standardom ASTM E 399 (24), nato pa leta 1977 v Veliki Britaniji s standardom BS 5447, ki pa se od prej omenjenega bistveno ne razlikuje. Opis, ki sledi, je krajši povzetek ASTM standarda.

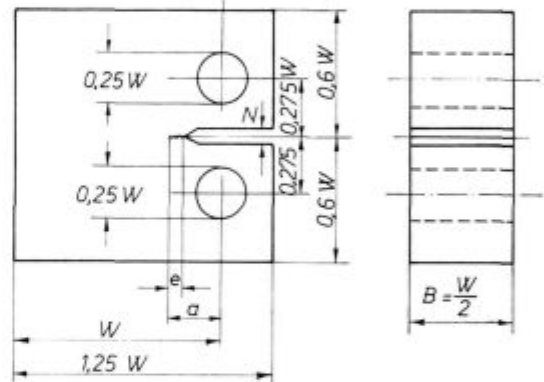
a) Definicije:

— Faktor intenzivnosti napetosti (stress-intensity factor) K_I ($N\,mm^{-3/2}$) je merilo za intenzivnost napetostnega polja v bližini ustja idealne razpoke, ki se nahaja v linearno elastični snovi in je deformirana tako, da se površini razpoke razmakneta vsaksebi pravokotno na ravnino razpoke. K_I je direktno sorproportionalen uporabljeni sili in je odvisen od geometrije preizkušanca.

— Ploskovno deformacijska lomna žilavost K_{Ic} ($N\,mm^{-3/2}$) je žilavostna lastnost materiala, določena v stanjih, veljavnih za K_I in z merjenjem najmanjše sile, pri kateri se razpoka podaljša.

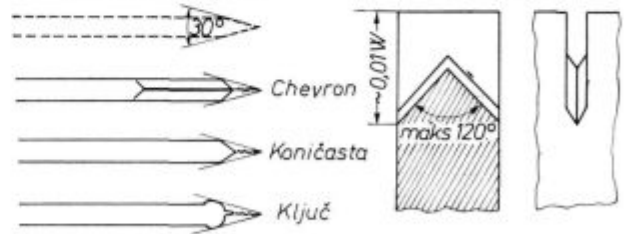
b) **Preizkušance** standardnih mer in zarez kaže slika 14. Pravilo pa je, da uporabimo takšne preizkušance, v katerih med preizkusom prevladuje PDS. Zato velja, da mora biti:

CT (Compact Tension) preizkušavec

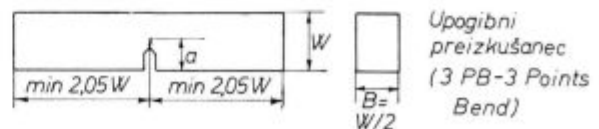


a = Skupna dolžina zarez in utrujenostne razpoke, ki naj bo $a \approx B = 0,45$ do $0,55 \times B$
 e = Utrujenostna razpoka, min 5% a in min 1,3 mm
 N = Širina zarez, min 15 mm, maks W/10

Zareze in razpoke



Palmer ustja zarez maks 0,1mm



Slika 14
Preizkušanci za določanje K_{Ic}

Fig. 14
Test specimens for K_{Ic} determination

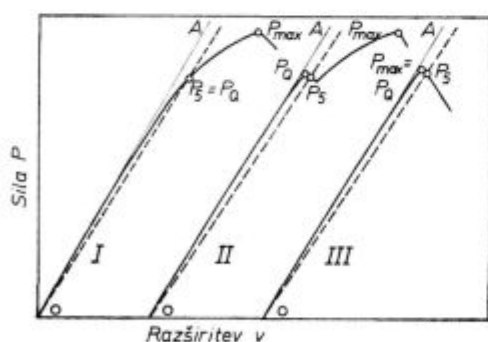
Utrujenostno razpoko je treba narediti z utrujenostnimi nihajnimi preizkusi v nateznem področju. V zadnjem stadiju daljšanje razpoke, to je za zadnjih 2,5 % celotne dolžine (zareze + razpoke) naj kvocijent maksimalne napetostne intenzivnosti napetostnega cikla K_f (max) in modula elastičnosti E ne preseže $0,00032 \text{ m}^{1/2}$ ($0,01 \text{ mm}^{1/2}$)

$$\frac{K_f(\text{max})}{E} \geq 0,00032 \text{ m}^{1/2} (0,01 \text{ mm}^{1/2}) \quad /72/$$

K_f (max) ne sme preseči 60 % vrednosti K_0 (s K_0 standard označuje predhodno določeno pogojno vrednost lomne žilavosti, ki jo po ugotovitvi pravih razmer preizkusa, predvsem PDS, lahko pišemo kot K_{lc}). Območje napetostne intenzivnosti (med zgornjo in spodnjo silo) pa ne sme biti manjše kot $0,9 K_f$ (max). K_f računamo po enačbi (26) z upoštevanjem funkcije Y za izbrano vrsto preizkušanca.

Utrujenostna razpoka mora biti dovolj enakomerno globoka po celi širini preizkušanca, kar pa lahko ugotovimo šele po prelomu. Merimo v sredini in na polovicah med sredino in roboma preizkušanca in izračunamo povprečno vrednost. Če katerakoli vrednost odstopa za več kot 5 % od povprečne vrednosti, je preizkus neveljaven.

c) **Potek preizkusa:** Vpenjanje preizkušancev zahteva posebne priprave, ki zagotavljajo dobro centričnost in majhno trenje pri obremenjevanju. Na začetku zareze se pritrdi merilec razširitve (Displacement Gage) v obliki dveh peres, od katerih ima vsako na notranji in zunanji strani merilni trak, ki so vezani preko Wheatstonovega mostu na rekorder. Hitrost obremenjevanja pri standardnih preizkušancih ($B = 0,5 W$) naj bo v območju 30 do 150 N/s. Med preizkusom registriramo silo v odvisnosti od širjenja razpoke.



Slika 15
Vrste krivulj »sila — razširitev«
Fig. 15
»Load—Displacement« curves

d) **Računi in razlage rezultatov:** Krivulje P/v (sila/razširitev) so lahko treh vrst, kot so prikazane na sliki 15. Najprej potegnemo tangento OA , nato pa sekanto OP_5 z nagibom:

$$(P/v)_5 = 0,95 (P/v)_0 \quad /73/$$

$(P/v)_0$ je tangenta OA na linearni spodnji del krivulje. Silo P_0 nato določimo takole:

— Če je sila v vsaki točki do P_5 nižja kot P_5 , je $P_0 = P_5$ (krivulja I)

— Če je v določeni točki pred P_5 sila večja kot P_5 , je ta točka P_0 (krivulji II in III)

Nato izračunamo kvocijent P_{max}/P_0 (P_{max} je največja sila na zapisu). Če znaša več kot 1,10, je preizkus neveljaven, ker je možno, da K_0 v tem primeru ni v pravilnem odnosu z K_{lc} . Izračunamo pa lahko R_{sb} ali R_{sc} (opis v nadaljnjem tekstu).

Če je prej omenjeni kvocijent manjši od 1,10, izračunamo K_0 po enačbah:

Za upogibni preizkušane (3PB):

$$K_0 = 1,5 \frac{P_0 S}{B W^2} \sqrt{a} \cdot Y_{3PB} \quad /74/$$

Za natezni preizkušane (CT):

$$K_0 = \frac{P_0}{B W} \sqrt{a} \cdot Y_{CT} \quad /75/$$

Oblikovni funkciji Y_{3PB} in Y_{CT} sta:

$$Y_{3PB} = 1,93 - 3,07 \left(\frac{a}{W}\right) + 14,3 \left(\frac{a}{W}\right)^2 - 25,1 \left(\frac{a}{W}\right)^3 + 25,8 \left(\frac{a}{W}\right)^4 \quad /76/$$

$$Y_{CT} = 29,6 - 185,5 \left(\frac{a}{W}\right) + 655,7 \left(\frac{a}{W}\right)^2 - 1017 \left(\frac{a}{W}\right)^3 + 638,9 \left(\frac{a}{W}\right)^4 \quad /77/$$

Nato izračunamo

$$2,5 \left(\frac{K_0}{\sigma_v}\right) \quad /78/$$

(σ_v je meja plastičnosti, tudi $\sigma_{0,2}$)

in če je ta vrednost manjša od B in a je

$$K_0 = K_{lc} \quad /79/$$

V nasprotnem primeru moramo preizkus ponoviti z vsaj 1,5 krat debelejším preizkušancem.

Če preizkus ni uspel ($P_{max}/P_0 > 1,10$ ali $K_0 \neq K_{lc}$ ali material, ki je na razpolago, ne dopušča izdelave večjega preizkušanca, lahko izračunamo trdnostni kvocijent preizkušanca (Specimen strength ratio) po enačbah):

— Za 3PB:

$$R_{sb} = \frac{6 P_{max} W}{B (W - a)^2 \sigma_v} \quad /80/$$

— Za CT:

$$R_{sc} = \frac{2 P_{max} (2 W + a)}{B (W - a)^2 \sigma_v} \quad /81/$$

Kvocienta R_{sb} in R_{sc} nista v skladu s konceptom linearno elastične lomne mehanike, vendar sta lahko uporabni primerjavi žilavosti materialov. Preizkušanci morajo biti enakih oblik in mer.

Določevanje K_{Ic} da torej realne rezultate le v primerih, ko je plastična cona pri daljšanju razpoke majhna v primerjavi z velikostjo preizkušanca. Temu pogoju se najbolj približujejo materiali z visoko mejo plastičnosti, visokim kvociantom σ_v/σ_M in velikim modulom elastičnosti E . Dosedanje izkušnje (8) kažejo, da je uporabljen kriterij za predvidevanje realnosti preizkušanja K_{Ic} kvocient E/σ_v :

- če je ta približno 150 ali manjši, se da z gotovostjo določati K_{Ic} tudi z manjšimi preizkušanci,
- če je E/σ_v med 150 in 300, lahko dobimo K_{Ic} z ustreznimi večjimi preizkušanci, medtem ko je
- pri materialih z E/σ_v , večjim od 300, preizkušanje K_{Ic} nerealno.

2. Določanje COD

COD je merilo odpornosti proti prelomu za materiale, ki se pred prelomom močno plastično deformirajo in jih ne preizkušamo z načini linearno elastične lomne mehanike. Metode merjenja COD še niso standardizirane, so pa v osnutku pri BSJ že od leta 1972 (25). Iz tega vira je tudi v nadaljnjem tekstu opisana metoda, ki velja za upogibne 3PB preizkušance. Model za COD je na sliki 17.

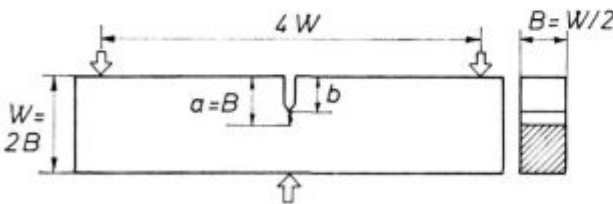
a) **Preizkušanci:** Oblike in mere so prikazane na sliki 16. Utrujenostno razpoko je treba izdelati z napetostno intenzivnostjo:

$$K_I < 0,63 \sigma_v \sqrt{B} \quad /82/$$

in z amplitudo sile:

$$P_a = \frac{K_I B \sqrt{W}}{C^* (a/W)} \quad /83/$$

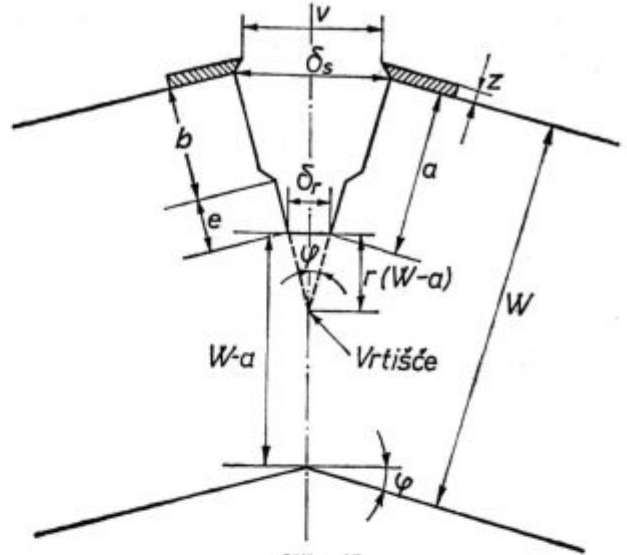
Kalibrirno konstanto C^* odčitamo v diagramu na sliki 18. Razširitev razpoke merimo z merilcem, kot je bilo opisano pri meritvah K_{Ic} .



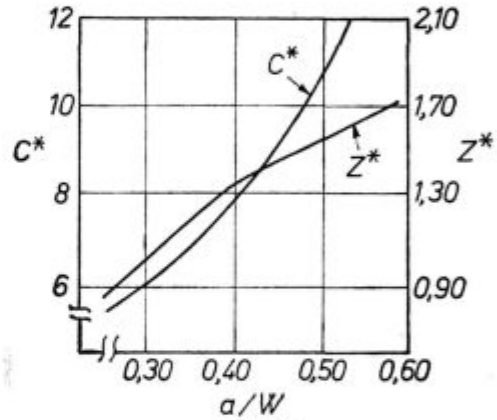
- $b = \text{maks} (a - 2,5)$ za $B \geq 13 \text{ mm}$
- $b = \text{maks} (a - 1,75)$ za $B \leq 13 \text{ mm}$
- Polmer ustja zarezke maks 0,1 mm
- Širina zarezke min 1,5 mm, maks 1/16 W
- $a = (0,45 \text{ do } 0,55) W$
- Razlika med a na eni in drugi strani maks. 0,05 W.

Slika 16
Preizkušavec 3PB za meritve COD
Fig. 16

3PB test specimen for COD measurements

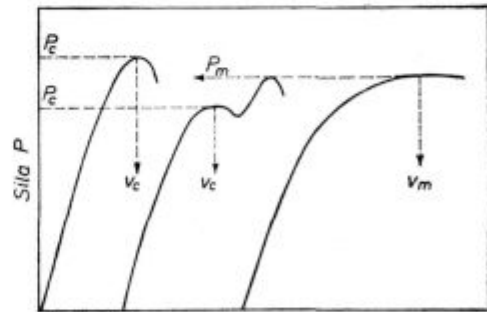


Slika 17
Model za COD
Fig. 17
Model of COD



Slika 18
Konstanti C^* in Z^* v odvisnosti od a/W
Fig. 18

C^* and Z^* constants related to the a/W ratio



Slika 19
Vrste P-v krivulj pri merjenju COD
Fig. 19
P-v curves in COD measurements

b) **Pri preizkusu** merimo odvisnost sile od razširitve in dobimo P — v diagram. Preizkus naj traja 30 do 300 s. Značilni diagrami so prikazani na sliki 19:

— Tip I: Razširitev narašča nepretrgoma z rastočo silo do nestabilne razširitve v_c pri kritični sili P_c .

— Tip II: Razširitev narašča v določenem območju pri konstantni ali pojemajoči sili, ki ji sledi povečanje sile. P_c in v_c odredimo pri tej prvi nenakomernosti krivulje.

— Tip III: Razširitev stabilno narašča s silo, kritičnih vrednosti ni mogoče določiti, zato določimo le P_m in v_m . Te vrednosti so le primerjalnega pomena.

c) **Kritične razširitve** δ_c (ali COD_c) določimo po dveh metodah:

1. metoda:

ali
$$\delta_c = M (v_c - v_{el}) \dots v_c \geq 2 v_{el} \quad /84/$$

$$\delta_c = M \frac{v_c^2}{4v_{el}} \dots v_c \leq 2 v_{el} \quad /85/$$

$$M = \frac{0,45 (1 - a/W)}{0,45 + 0,55 a/W + z/W} \quad /86/$$

v_{el} je elastična razširitev razpoke, z pa razdalja med vpenjalnim mestom merilca in površino preizkušanca (slika 17).

$$v_{el} = Z^* \frac{\sigma_v (W - v^2)}{E} \quad /87/$$

Konstanto Z^* odčitamo v diagramu na sliki 18.

2. metoda: δ_c izračunamo po enačbi:

$$\delta_c = \frac{(1 - a/W)}{2a/W + 3z/W + 1} \cdot v_c \quad /88/$$

Po izkušnjah je enačba /88/ zelo ustrezna za debeline B do 50 mm in za področje δ_c od 0,062 do 0,625 mm.

A. H. Priest (22) navaja, da je v pripravi BS standard, ki bo predpisoval ene vrste preizkus za K_{Ic} in COD, v enakih razmerah in z isto laboratorijsko opremo. Dosedanje enačbe za COD naj bi zamenjala naslednja:

$$\delta = \frac{K^2}{2 \sigma_v E} \cdot \frac{0,4 (W - a) v_{pl}}{0,4 + 0,6a + z} \quad /89/$$

K je identičen s K_0 v enačbah /74/ in /75/, v_{pl} (plastična razširitev razpoke) pa je skupna razširitev minus elastična razširitev v_{el} ($v_{pl} = v - v_{el}$).

Avtorja T. Hollstein in J. G. Blauel (7) navajata poseben model določanja δ (njuna oznaka COS^{lin}) s CT preizkušanci po ASTM, in sicer na osnovi določenega rotacijskega mehanizma:

$$\delta = \frac{r (W - a_s)}{r (W - a_s) + a_s + z} \cdot v \quad /90/$$

a_s je dolžina razpoke, vidna na površini, r pa rotacijski faktor, ki je

$$r = 11,6 \frac{v}{W} + 0,1 \quad /91/$$

3. Določanje J-integrala

Metoda za enotno določevanje J-integrala še ni standardizirana, vendar je po nekaterih podatkih (15, 16) znano, da se delovna skupina v okviru ASTM intenzivno ukvarja s standardiziranjem te metode. Sedaj pa še obstoji več metod, ki jih je potrebno na krato opisati (7, 10, 11, 15, 16, 22):

a) **Preizkušanci** so vrste 3PB in CT, torej upogibni in natezni, kot pri merjenju K_{Ic} in COD. Verjetno bodo s standardi izenačene tudi mere preizkušancev za vse te vrste določevanj. Podatki iz literature kažejo, da so do sedaj vendarle največ uporabljali 3PB preizkušance.

b) **Določitev** J-integrala temelji na merjenju sile P , razširitev v v liniji delovanja sile in podaljšanju razpoke Δa . Vrednost J-integrala izračunamo po enačbah:

— Za 3PB preizkušance (J. R. Rice, P. C. Paris, J. G. Merkle):

$$J = \frac{2 A}{B b} \quad /92/$$

— Za CT preizkušance (J. G. Merkle, H. T. Corten):

$$J = \alpha_1 \frac{2 A}{B b} + \alpha_2 \frac{2 P v}{B b} \quad /93/$$

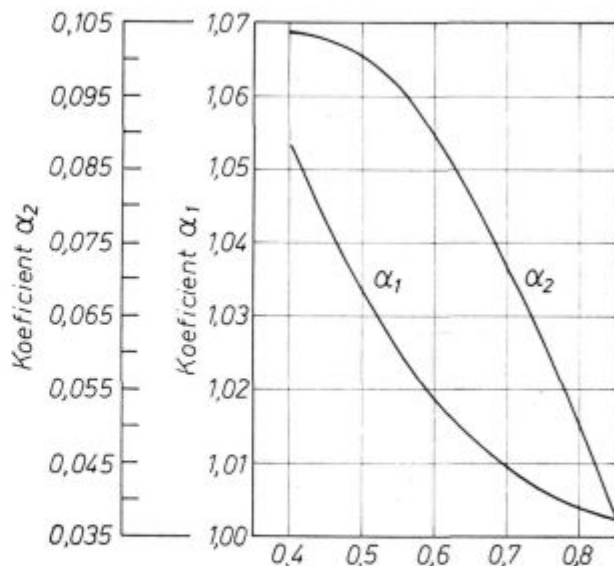
V enačbah pomeni:

A — površino pod P — v krivuljo

B — debelino preizkušanca

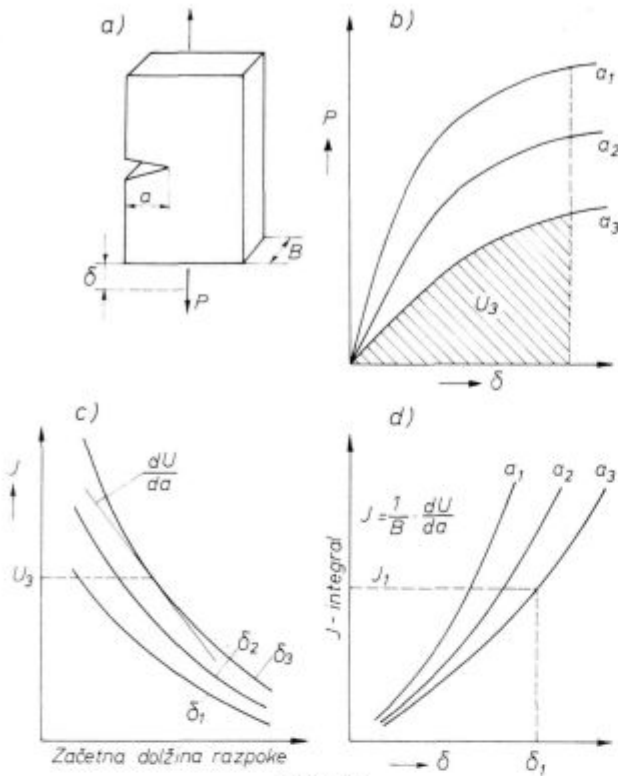
b — ligament preizkušanca ($b = W - a$)

α_1, α_2 — brezdimenzijska koeficienta, ki ju v odvisnosti od a/W odčitamo v diagramu na sliki 20.



Slika 20
Vrednosti koeficientov α_1 in α_2 v odvisnosti od razmerja a/W

Fig. 20
Values of α_1 and α_2 coefficients related to the a/W ratio



Slika 21

Shema za določanje J-integrala z več preizkušanci z različno dolgimi razpokami

Fig. 21

Scheme of determining J-Integral with test specimens having cracks of various lengths

c) **Metoda z več preizkušanci in različnimi dolžinami razpoke:** Pri vsakem preizkusu s preizkušanci z različnimi dolžinami razpoke a merimo odvisnost sile P od razširitve δ v točki prijemališča sile (slika 21a, b). Površina pod P - δ krivuljami je deformacijsko delo U . Nato za določene konstantne vrednosti razširitve narišemo odvisnosti pripadajočih vrednosti deformacijskega dela U od začetne dolžine razpok (slika 21c). Iz naklonskih vrednosti teh krivulj in debeline B lahko izračunamo vrednosti J-integralov glede na enačbo:

$$J = - \frac{1}{B} \cdot \frac{dU}{da} \quad /94/$$

J-integrali so torej negativni nakloni $U/B - a$ krivulj, za določene δ . S tem lahko določimo odvisnost J - δ za različne dolžine razpok a (slika 21 d). Ne moremo pa točno določiti tiste vrednosti δ (δ_c), pri kateri se začne podaljševati razpoka.

d) **Metoda z več enakimi preizkušanci** (vključno z enako dolgimi razpokami): Postopek je takle:

— Več preizkušancev različno obremenimo, tako da dobimo različno dolge podaljške razpoke Δa (slika 22 a).

— Po razbremenitvah markiramo podaljšanja razpok (npr. z gretjem 10 min na 350°) in preizkušance do konca prelomimo pri temperaturi tekečega dušika. Izmerimo Δa (slika 22 b).

— Izračunamo J-integrale po enačbi /92/ (slika 22 c) in narišemo odvisnost $J - \Delta a$ (slika 22 c).

— Presečišče $J - \Delta a$ premice s premico

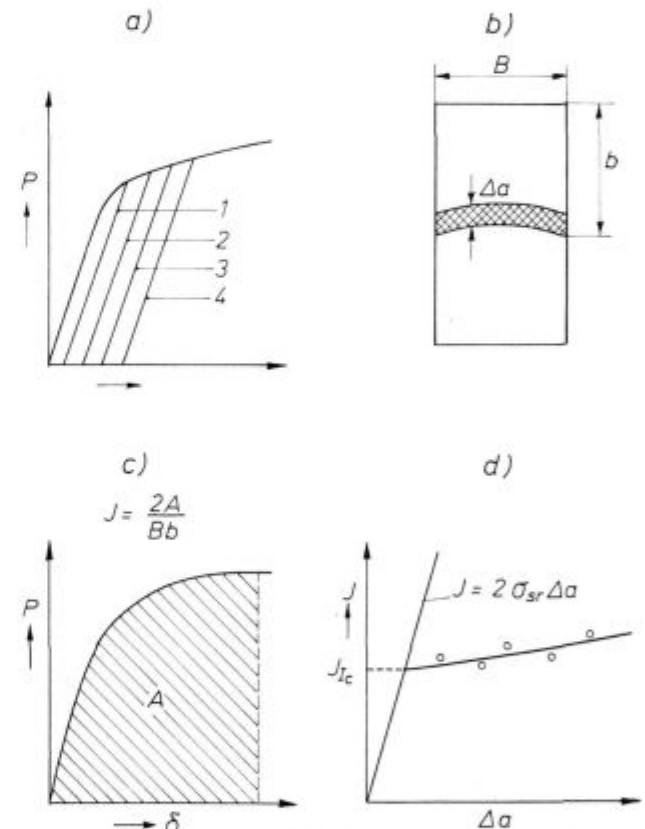
$$J = 2 \sigma_{sr} \cdot \Delta a \quad /95/$$

da kritično vrednost $J_{lc} \cdot \sigma_{sr}$ je srednja vrednost med mejo plastičnosti in natezno trdnostjo:

$$\sigma_{sr} = \frac{\sigma_v + \sigma_M}{2} \quad /96/$$

Po nekaterih podatkih (npr. 15, 16) bodo v ZDA to metodo standardizirali, zato navajamo še nekaj dognanj, ki so jih dobili s tem načinom določanja J_{lc} .

Prvi strmi del krivulje $J - \Delta a$ pomeni tečenje materiala v ustju razpoke in s tem otopitev ustja, naslednji položnejši del pa je faza stabilnega šir-



Slika 22

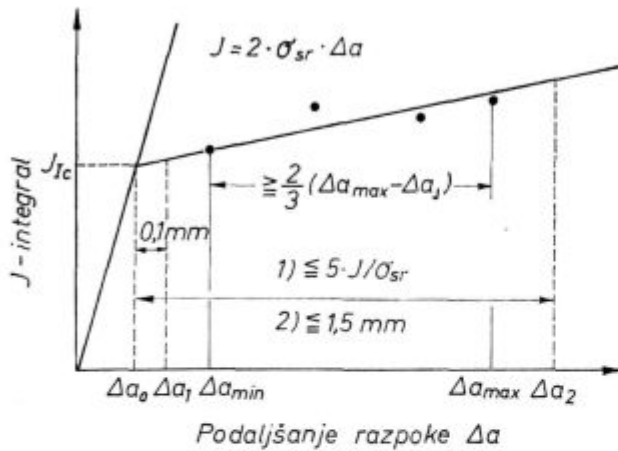
Shema za določanje J-integrala z več enakimi preizkušanci

Fig. 22

Scheme of determining J-Integral with equal test specimens

jenja razpoke. Oba dela krivulje rišemo kot premici, ki v presečišču dasta na ordinati J_{lc} . Razen poenostavljene enačbe /95/ so se uveljavila še takale pravila za določitev položnega dela krivulje (slika 23) (15): Merilne točke morajo biti v omenjenem področju daljšanja razpoke in sicer do:

$$\Delta a_2 = \Delta a_0 + 5 \frac{J_{lc}}{\sigma_{sr}} \quad /97/$$



Slika 23
Merilne vrednosti pri določevanju J_{IC} (15)
Fig. 23
Measuring values for the J_{IC} determination (15)

Druga omejitev je, da to področje lahko znaša največ 1,5 mm:

$$\Delta a_2 \leq 1,5 \text{ mm} \quad /98/$$

Za najmanjše dopustno podaljšanje razpoke pa velja:

$$\Delta a_1 \geq \Delta a_0 + 0,1 \text{ mm} \quad /99/$$

Naslednji pogoj je širina področja, v katerem sta največji in najmanjši Δa (Δa_{max} , Δa_{min}):

$$\Delta a_{max} - \Delta a_{min} \geq \frac{2}{3} (\Delta a_{max} - \Delta a_0) \quad /100/$$

V tem področju morajo ležati najmanj štiri veljavne točke, kar pomeni, da mora biti za vsako točko izpolnjen pogoj:

$$B, b \geq 25 \frac{J}{\sigma_{sr}} \quad /101/$$

e) **Metoda z enim preizkušancem:** Pri tej metodi je potrebno razen merjenja sile in razširitve razpoke tekoče meriti še podaljšanje razpoke. Eden od načinov je postopek »elastične popustnosti«. Med snemanjem krivulje $P-\delta$ je treba večkrat popustiti silo za okoli 10 %, tako da krivulja linearno poteče nazaj. Iz naklonov teh vej krivulje je mogoče sklepati o napredovanju razpoke. S posebno tehniko vezave elektronske naprave lahko dosežemo, da se elastični del krivulje sproti odšteva, tako da so veje krivulje pri popuščanju sile navpične, dokler se razpoka še ni začela daljšati, nato pa so bolj ali manj nagnjene.

Za tekoče merjenje daljšanja razpoke uporabljajo tudi postopek s potencialno sondo, ki temelji na povečanju električne upornosti med daljšanjem razpoke.

Metoda z enim preizkušancem je precej zahtevna, potrebne so naprave, ki niso dosegljive v vsakem laboratoriju (16).

4. Instrumentirani udarni preizkus

Znani udarni preizkus žilavosti (Charpy) z zarezanim preizkušancem nam da žilavost ob zarezih, izraženo z delom, ki ga je nihajno kladivo porabilo za prelom preizkušanca. Žilavost izrazimo v J ali J/cm^2 . Prelomno površino lahko še ocenimo glede na vrsto preloma, žilav ali krhek (kristaliničen) ali v odstotkih enega in drugega. Krhek prelom je s prostim očesom zlasti dobro viden pri gradbenih jeklih, medtem ko je pri visokotrdnih poboljšanih jeklih zelo težko ločiti obe vrsti preloma.

Napredek pri tej vrsti preizkušanja (26 do 34) je tako imenovano instrumentiranje kladiva: sekirico, to je tisti del kladiva, ki pri udarcu prelomi preizkušane, je potrebno opremiti z merilnimi trakovi in povezati s spominskim osciloskopom, ki pri prelomu pokaže časovno razporeditev sile med lomljenem preizkušancem.

Primeri krivulj, ki jih dobimo na osciloskopu, so shematsko prikazani na sliki 24: Krivulja a) je žilav prelom s počasnim zmanjševanjem sile loma in veliko površino pod krivuljo, ki je merilo za delo, oziroma žilavost, b) je žilavo krhek prelom, ko se lom prične žilavo, nato se del preseka, navadno v sredini, prelomi krhko (strm padec sile), konec loma pa je ponovno žilav, in c) krhek prelom.

Maksimum energije E_0 , ki jo ima kladivo pred udarcem v preizkušane, je:

$$E_0 = \frac{1}{2} I \cdot v_0^2 \quad /102/$$

v_0 je hitrost kladiva neposredno pred trkom, I pa vztrajnostni moment.

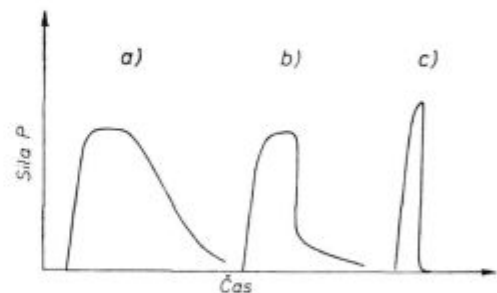
Ko kladivo prelomi preizkušane, se njegova energija zmanjša za ΔE_0 (26):

$$\Delta E_0 = E_J + E_{SD} + E_B + E_{MV} + E_{ME} \quad /103/$$

E_J = energija za pospešenje preizkušanca do hitrosti kladiva,

E_{SD} = skupna energija za upognenje preizkušanca,

E_B = energija za deformacijo na mestu dotika (Brinell-type deformation),



Slika 24
Vrste krivulj »sila — čas« pri instrumentiranem preizkušanju žilavosti po načinu Charpy

Fig. 24
»Load—Time« curves in instrumented toughness testing by the Charpy method

E_{MV} = energija, ki jo absorbira stroj z vibracijami po začetnem kontaktu,

E_{ME} = elastična energija, ki jo absorbira stroj kot rezultat interakcije na dotikalnih točkah (na podpori).

Iz enačbe /102/ sledi:

$$\Delta E_o = \frac{1}{2} I (v_o^2 - v_k^2) \quad \text{/104/}$$

$$\Delta E_o = \frac{G}{2g} (v_o^2 - v_k^2) \quad \text{/105/}$$

G je efektivna teža kladiva, g zemeljski pospešek, v_k pa hitrost kladiva na koncu loma.

Površina pod krivuljo »sila-čas« je

$$\int_0^{\tau} P dt = I (v_o - v_k) \quad \text{/106/}$$

P je sila, t je čas, τ je čas od začetka do konca loma.

S kombinacijo zadnjih dveh enačb dobimo enačbi, ki sta osnovi za določitev žilavosti iz krivulje P-t:

$$\Delta E_o = E_a \left(1 - \frac{E_a}{4 E_o} \right) \quad \text{/107/}$$

$$E_a = v_o \int_0^{\tau} P dt \quad \text{/108/}$$

Pravilneje je, da namesto v_o vzamemo srednjo vrednost hitrosti \bar{v} na začetku in koncu loma:

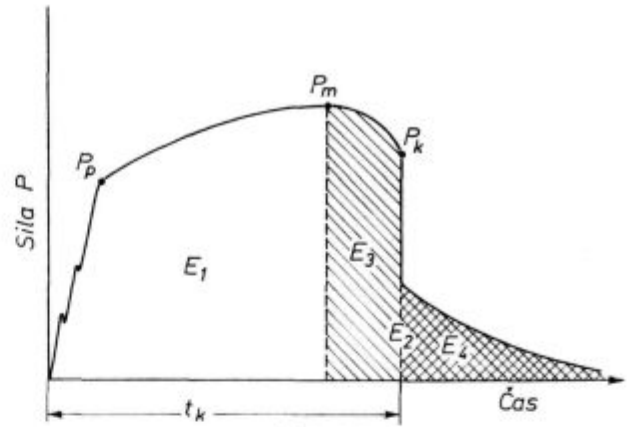
$$\bar{v} = 1/2 (v_o + v_k).$$

Instrumentacijo sekirice je potrebno najprej kalibrirati. Časovno vrednost razdelka na abscisi ekrana nastavimo na osciloskopu, silo na ordinati pa kalibriramo statično tako, da sekirico stiskamo med vzorednima ploščama. Geometrijske razmere morajo biti enake kot pri preizkusu s kladivom, med sekirico in stiskalno ploščo mora biti torej žilavostni preizkušaneč. Površino pod krivuljo izmerimo s planimetrom, medtem ko je v_o karakteristika stroja. Na ta način izračunamo ΔE_o . To izračunano energijo moramo večkrat kontrolirati, oziroma primerjati z vrednostjo dela, ki ga pokaže stroj. Obe vrednosti se ne smeta preveč razlikovati.

Če računamo s srednjo hitrostjo kladiva \bar{v} , le-to izračunamo iz enačbe /105/, pri čemer je ΔE_o žilavost, ki jo pokaže stroj.

Seveda pa ni namen instrumentiranja kladiva v tem, da bi računali žilavosti, saj te bolj natančno pokaže stroj. Iz krivulj P-t so pa vidne določene značilnosti lomov, ki lahko služijo praktičnim, raziskovalnim ali primerjalnim namenom.

Strm padec sile pomeni krhek lom; z odnosom višine tega strmega padca sile proti maksimalni sili lahko izrazimo delež krhkega loma. Večina raziskovalcev še vedno smatra, da je najbolj realen



Slika 25
Sile in energije v idealiziranem P-t oscilogramu (legenda v tekstu)

Fig. 25
Forces and energy in an idealized P-t oscilogramme (explanation in the text)

kriterij določanja prehodne temperature žilavosti 50 % krhkega loma. Pri poboljšanih jeklih pa je mogoče odstotke krhkega loma z gotovostjo določati le iz P-t krivulj.

Iz oscilogramov je mogoče dobiti še druge podatke, ki so prikazani v idealiziranem diagramu na sliki 25: silo splošne plastičnosti P_o , maksimalno silo P_m , silo krhkega loma P_k , čas do krhkega loma t_k , energijo do maksimalne sile (energija iniciranja razpoke) E_1 , energijo po maksimalni sili $E_2 = E_3 + E_4$ in energijo po krhkem lomu E_4 . Še posebno zanimive podatke lahko dobimo, če damo te parametre v odvisnost od temperature preizkušanja.

Literatura

1. M. A. Krištal, L. E. Epštein: Mehaničeskie i fizičeskie osobnosti razrušenija metallov. Metallovedenie i termičeskaja obrabotka metallov, 1978/4, 2-13
2. N. M. Fonštein: O kriterii K_{IC} , MITOM, 1976/8, 66-78
3. E. Orowan: Rep. Progr. Phys., 1948/12, 185
4. A. P. Guljaev: Vjazkoe i hrupkoe razrušenje stali. MITOM, 1977/7, 63-64
5. A. Kochendörfer: Grundlagen des Festigkeits- und Bruchverhaltens-Spannungen, mehrachsige Spannungszustände, Fließkriterien, 1974, 121-127
6. G. Irwin: Fracturing of Metals, ASM 1948, str. 147
7. T. Hollstein, J. G. Blauel: Zur Beurteilung von Rissen bei elasto-plastischem Werkstoffverhalten, BHM, 1978/5 146-153
8. E. Macherauch: Grundlagen des Festigkeits- und Bruchverhaltens-Bruchmechanik, 1974, 143-161
9. G. E. Dieter: Mechanical Metallurgy, II izdaja 1976
10. J. F. Knott: Fundamentals of Fracture Mechanics, 1973
11. J. R. Rice: A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks, J. Appl. Mech., 35, 379, 1968
12. J. A. Begley, J. D. Landes: The J Integral as a Fracture Criterion, ASTM STP 514, 1971, str. 1-20
13. J. D. Landes, J. A. Begley: The Effect of Specimen Geometri on J_{IC} , ASTM STP 514, 1971, str. 24-39
14. J. R. Bucci, P. C. Paris, J. D. Landes, J. R. Rice: J Integral Estimation Procedures, ASTM STP 514, 1971, str. 40-69

15. R. Stahlberg: Neuere Empfehlungen zum Vorgehen bei der Ermittlung kritischer Werte des J-Integral, Stahl u. Eisen 97, 1977, 24, str. 1224 in 1224
16. R. Stahlberg: Schritte zur Vereinheitlichung der Prüfverfahren zur Ermittlung bruchmechanischer Kennwerte mit dem J-Integral
17. D. J. Hayes: Origins of the stress intensity factor approach to fracture, A general introduction to fracture mechanics, 1978, str. 9—16
18. J. F. Knott: The fracture toughness of metals, isto kot 13., str. 17—31
19. C. E. Turner: Yielding fracture mechanics, isto kot 13., str. 32—53
20. D. J. Cartwright, D. P. Rooke: Evaluation of stress intensity factors, isto kot 13., str. 54—73
21. R. R. Barr, P. Terry: Application of fracture mechanics to the brittle fracture of structural steels, isto kot 13., str. 93—113
22. A. H. Priest: Experimental methods for fracture toughness measurement, isto kot 13., str. 74—92
23. B. R. Lawn, T. R. Wilshaw: Fracture of Brittle Solids, Cambridge Solid State Science Series, 1975
24. 1977 Annual Book of ASTM Standards, Part 10, ASTM E 399, str. 505—524
25. Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing, BSI Draft for Development, DD 19 (1972)
26. D. R. Ireland: Procedures and Problems Associated with Reliable Control of the Instrumented Impact Test, ASTM STP 563, 1974, Instrumented Impact Testing, str. 3—29
27. H. J. Saxton, D. R. Ireland, W. L. Server: Analysis and Control of Inertial Effects During Instrumented Impact Testing, isto kot 26., str. 50—73
28. C. E. Turner: Measurement of Fracture Toughness by Instrumented Impact Test, ASTM STP 466, Impact Testing of Metals, 1970, str. 93—114
29. R. A. Wullaert: Applications of the Instrumented Charpy Impact Test, isto kot 28., str. 148—164
30. G. Tomberger: Wirkungsweise und Anwendungsbeispiele des instrumentierten Schlagversuches, BHM, 123, 5, 1977, str. 171—176
31. E. Bauerfeind: Datenerfassung und Datenauswertung beim instrumentierten Schlagversuch, BHM, 123, 5, 1977, str. 154—159
32. K. Seifert, L. W. Mayer: Möglichkeiten zum Vermindern des Aufschlagimpulses bei Bruchzähigkeitsprüfungen unter schlagartiger Beanspruchung, Materialprüfung 19, 1977, 6, Juni, 196—201
33. G. D. Fearnough, C. J. Hoy: Mechanism of Deformation and Fracture in the Charpy Test as revealed by Dynamic Recording of Impact Test, Journal of The ISI, Nov. 1964, 912—920
34. Impact Testing of Metals, ASTM STP 466

ZUSAMMENFASSUNG

Unter den mechanischen Eigenschaften ist der Bruchwiderstand eine der wichtigsten Eigenschaften. Eine Reihe von katastrophalen Brüchen an Schiffen, Brücken und anderen Konstruktionen vor dem und während des zweiten Weltkrieges waren der Anlass, dass die Forschungen über die Brucherscheinungen an Metallen einen grossen Aufschwung angenommen haben. Diese Bemühungen äussern sich auch in einer Reihe neuer Prüfungsverfahren.

In diesem Artikel wird der heutige Stand auf dem Gebiet der Bruchforschung der metallischen Stoffe gegeben. Im ersten Teil werden theoretische Grundlagen über die Festigkeit, den spröden und zähen Bruch, und die Bruchmechanik behandelt. Im zweiten Teil werden dann die Verfahren für die Prüfung der Brucheigenschaften der Metalle beschrieben.

SUMMARY

Resistance to brittle fracture is one of the most important mechanical properties of metals. A number of catastrophic collapses of bridges, ships, and other constructions before and during the Second World War stimulated the extensive investigation of the fracture phenomena which introduced numerous new methods for testing metals.

The paper presents the present state in the field of fracture investigations in metallic materials. The first part gives theoretical fundamentals on the strength of metals, on brittle and tough fractures, on fracture mechanics, while testing the fracture characteristics of metals is described in the second part of the paper.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Одно из более всего значительных механических свойств металлов представляет сопротивление хрупкому излому. Целый ряд катастрофических аварий судов, обрушение мостов и других сооружений до и во время второй мировой войны стало причиной широкого размаха исследования явлений изломов металлов. Вместе с этим возник целый ряд новых способов испытания металлов.

В статье рассмотрено настоящее положение в области исследования изломов металлических материалов. В первой главе приведены теоретические основы о вязкости металлов, о хрупком и вязком изломе и о механике изломов. Во второй главе описаны способы определения характерных свойств изломов металлов.