

UDK 539.42:621.791.05

Vpliv razpok na nosilnost zvarov

VLADIMIR GLIHA

1. UVOD

Cene surovin, ki so v tehniki nepogrešljive, v zadnjih desetletjih izredno hitro naraščajo. To je posledica vse večjih potreb in dejstva, da so zaloge surovin omejene. Zato je treba izrabljati surovine kar se da razumno.

Pri kovinskih konstrukcijah je cena materiala znaten del celotnih stroškov. Cilj projektantov je doseči čim bolj ugodno razmerje med nosilnostjo in težo konstrukcije. Takšno gradnjo omogočajo konstrukcijski materiali z veliko trdnostjo ali pa z majhno gostoto. V primeru zvarjenih kovinskih konstrukcij, morajo biti ti materiali tudi varivi.

Pomembno je izdelati zware, katerih nosilnost ni manjša od nosilnosti vgrajenega materiala. V praksi nimamo opravka s povsem homogenimi materiali. Še posebno očitno je to pri zvarih. Zato je nosilnost nehomogenih zvarjencev, bolj kakor od trdnosti materiala, odvisna od vpliva nehomogenosti. Poleg tega, da nehomogenosti zmanjšujejo nosilni prerez zvarjencev, so vzrok tudi za koncentracijo napetosti. Te so pri ostrih ravninskih nehomogenostih, med katerimi so najbolj nevarne razpoke, lahko tolikšne, da povzročijo zlom. Zato ni čudno, da so varnost zvarjenih konstrukcij, v še ne tako daljnji preteklosti, skušali zagotoviti s čim večjo homogenostjo zvarov. Posledica tega pa so bili povečani stroški izdelave.

Vsaka ravninska nehomogenost ni vzrok za zlom zvarjenca. Pokazalo se je, da pogosto dobro rabijo svojemu namenu celo zvarjenci z razpokami. To pa zato, ker so materiali sposobni do neke mere upreti se koncentracijam napetosti ob ostrih konicah razpok. Ta lastnost se imenuje *lomna žilavost*. Od nje in od nehomogenosti je v največji meri odvisna zanesljivost nehomogenih zvarjencev.

Opredelitev količinskih razmerij med razpokami in napetostmi, ki so potrebne za njihovo povečanje, je naloga mehanike loma. Če poznamo lastnosti materiala in velikost obremenitev, je mogoče za znano obliko zvarjencev izračunati kritične velikosti razpok. Zato ni upravičeno popravljati zvarov samo zato, da bi bili čim bolj homogeni. V tehnično razvitih deželah ne popravljajo nehomogenih zvarov, za katere so prepričani, da bodo zadovoljivo rabili svojemu namenu. Vsako popravljanje zvarov je namreč vzrok za zvišanje zaostalih napetosti in slabše mehanske lastnosti materiala, kar le zmanjšuje zanesljivost zvarjencev.

V nadaljevanju bomo razložili vpliv velikosti napetosti in napetostnega stanja na plastično deformiranje in zlom materiala. To bo osnova za obravnavo vpliva razpok na nosilnost materiala. Obravnavali bomo tako vpliv razmeroma velikih kakor tudi majhnih razpok.

2. PLASTIČNO TEČENJE IN PORUŠITEV TRDNE SNOVI

Vsako realno telo spremeni obliko, če nanj delujejo zunanje sile. Deformacije, ki izginajo, ko preneha delovanje teh sil, so elastične. V nasprotnem primeru imamo opravka s plastičnimi deformacijami. Ko zunanje sile premagajo kohezijske sile, se telo poruši.

Pri obremenjevanju konstrukcijskih materialov najprej ni opaziti plastične deformacije (elastično območje). Ko obremenitev prekorači določeno vrednost (meja tečenja), so dodatne deformacije pretežno plastične. Meja tečenja pri nateznem preizkusu σ_y je konstanta materiala. Pri nateznem preizkusu je od nič različna samo ena komponenta glavnih napetosti. V splošnem je meja tečenja odvisna od napetostnega stanja (šest neodvisnih komponent napetostnega tenzorja). Zato je treba za splošen primer pojem meje tečenja razširiti:

$$f_1(\sigma_{ij}) = 0 \quad (2.1)$$

V Haigh-Westergaardovem napetostnem prostoru je to enačba ploskve, na kateri ležijo vse točke, kjer se začne plastično tečenje [1]. Dve taki točki sta enoosna meja plastičnosti in meja tečenja pri čistem strigu. Ta ploskev je površina tečenja in rabi kot kriterij tečenja. Kadar točka, ki v Haigh-Westergaardovem prostoru pomeni neko določeno napetostno stanje, leži znotraj te površine, so deformacije samo elastične. Na površini tečenja so deformacije tudi plastične.

Dokazano je [1], da je začetek tečenja zelo malo odvisen od hidrostatskega dela napetostnega tenzorja. Za tečenje so zato odločilne predvsem komponente napetostnega deviatorja. Kriteriji tečenja, ki temeljijo na domnevi, da je tečenje odvisno izključno od deviatorskega dela napetostnega tenzorja, so krivulje v oktaedrični ravnini. Od teh je najslošnejši Misesov kriterij tečenja, ki ga v oktaedrični ravnini predstavlja krog s polmerom $\sqrt{2/3} \cdot \sigma_y$.

Nekateri materiali se pri nateznem preizkusu porušijo šele po znatni plastični deformaciji (žilavi zlom), drugi pa skoraj brez nje (krhki zlom). Znano je, da večja ali manjša plastična deformacija pred zlomom ni odvisna samo od materiala. Krhko se zlomijo tudi žilavi materiali, če je napetostno stanje troosno, vse tri komponente napetosti pa pozitivne in enake (hidrostatsko natezno napetostno stanje). Porušitev je tako kakor meja tečenja odvisna od napetostnega stanja. Zato podobno kakor prej v Haigh-Westergaardovem napetostnem prostoru definiramo površino porušitve [2]:

$$f_2(\sigma_{ij}) = 0 \quad (2.2)$$

Enačba te ploskve predstavlja množico vseh točk oziroma napetostnih stanj, pri katerih se material poruši in zato rabi kot kriterij za porušitev.

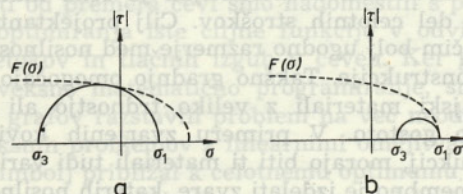
Pot obremenjevanja lahko opišemo s potjo točke v Haigh-Westergaardovem napetostnem prostoru. Ko ta točka doseže površino tečenja, se začne material plastično deformirati. Elastičen — idealno plastičen material se plastično deformira pri konstantni obremenitvi. Površina tečenja se zaradi plastične deformacije v tem primeru ne spremeni. Realni konstrukcijski materiali se pri plastični deformaciji utrdijo. Tak material se še naprej plastično deformira le, če napetosti naraščajo. V tem primeru se oblika površine tečenja med plastičnim tečenjem spreminja. Spreminjanje površine tečenja pri utrjevanju obravnavamo z modeli [2]. Na mestu, kjer točka, ki pomeni napetostno stanje, doseže površino tečenja, se ta mora pomakniti v smeri povečanja napetostnega deviatorja. Površini tečenja in porušitve sta odvisni samo od materiala. Od njune medsebojne lege v Haigh-Westergaardovem napetostnem prostoru je odvisno ali se bo material zlomil krhko le pri hidrostatičnem nateznem (žilav material) ali tudi pri kakšnem drugem napetostnem stanju (krhek material). Če točka, katere pot je slika poteka obremenjevanja materiala, doseže površino porušitve, ne da bi pred tem presegla začetno površino tečenja, se material poruši brez vsake plastične deformacije. Pri povsem krhkih materialih je to mogoče tudi pri enoosnem nateznem napetostnem stanju (natezni preizkus). Kadar pred zlomom pride le do neznatne plastične deformacije, lahko trdimo, da sta površini tečenja in porušitve blizu ena drugi.

Vzroki za porušitev realnih materialov niso povsem znani. Še najboljšo razlago daje Mohrova teorija porušitve [2]. Mohr je postavil hipotezo, da se material začne deformirati plastično, ko tangencialna komponenta napetosti τ v poljubni ravnini preseže neko določeno vrednost. Ta ni konstantna, ampak je funkcija napetosti σ v isti ravnini:

$$|\tau| = F(\sigma) \quad (2.3)$$

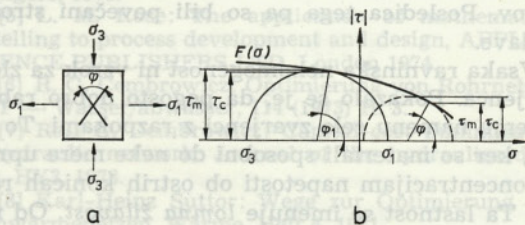
Funkcijo $F(\sigma)$ je treba določiti s preizkusi. Na sliki 2.1 je skiciran primer napetostnega stanja, ki materiala niti ne poruši niti plastično ne deformira. Vse možne velikosti tangencialne komponente napetosti padejo v šrafirano področje. V ravnini, ki

seka smeri največje (σ_1) in najmanjše glavne napetosti (σ_3) pod enakim kotom, je tangencialna komponenta napetosti največja (τ_m). Zato zadošča, če smo pozorni samo na največji Mohrov krog. Funkcija $F(\sigma)$ je ovojnica vseh tistih največjih krogov, ki pomenijo možna napetostna stanja, zaradi katerih se začne plastično tečenje (slika 2.2 a). Pri realnih materialih obsežnejši plastični deformaciji sledi žilav zlom. Zaradi deformacijskega utrjevanja materiala kriterij porušitve v splošnem ni identičen s funkcijo $F(\sigma)$.



Sl. 2.2. a) Plastično tečenje materiala
b) Krhka porušitev materiala

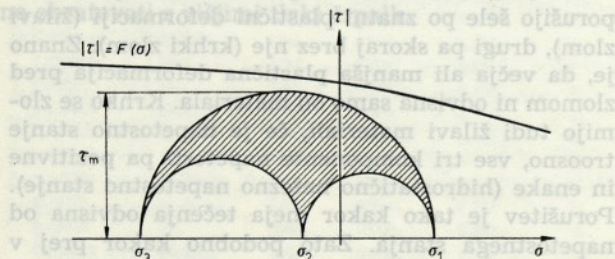
Po Mohrovi hipotezi se material krhko poruši, ko največja glavna komponenta napetosti preseže določeno vrednost. Pred tem največja tangencialna komponenta ne sme preseči vrednosti, ki so definirane z enačbo (2.3). Ti pogoji so izpolnjeni, ko je polmer največjega Mohrovega kroga (polovica razlike med največjo in najmanjšo glavno napetostjo) manjši od krivinskega polmera ovojnice $F(\sigma)$ v presečišču z osjo σ (slika 2.2 b).



Sl. 2.3. a) Drzne linije pri materialu, ki ni elastičen — idealno plastičen

b) Tangencialne napetosti, zaradi katerih se material plastično deformira

Pri plastičnem tečenju materialov se oblikujejo drsne linije. Preizkusi so pokazali, da se te pri realnih materialih za razliko od elastičnih — idealno plastičnih materialov, sekajo pod kotom, ki ni enak 90° (slika 2.3 a). To je mogoče razložiti z Mohrovo hipotezo [3]. Kot med drsnima linijama φ je oster, če ga gledamo iz smeri delovanja manjše glavne napetosti. Vzrok za to je lega skupne točke največjega Mohrovega kroga in ovojnice $F(\sigma)$. Ta točka, ki ji ustreza τ_c , se ne ujema povsem z največjo tangencialno komponento napetosti τ_m (slika 2.3 b). V primeru velikega Mohrovega kroga, ko se kot φ le malo razlikuje od 90° , so odstopanja majhna (φ_1). Za manjše kroge, ki tudi pomenijo kritično napetostno stanje, so odstopanja večja (φ_2). Ker končna porušitev poteka v smereh drsnih linij, imamo pri lomu



Sl. 2.1. Kriterij tečenja po Mohru

Primer napetostnega stanja, ki materiala niti ne poruši niti plastično ne deformira

z mnogo plastične deformacije opravlja s poševnimi prelomnimi ploskvami (45° pri zelo žilavem materialu). Če je kritični Mohrov krog dovolj majhen, je največja glavna napetost tako velika (skoraj hidrostatično natezno napetostno stanje), da pride do krhke porušitve. Takrat je φ enak nič. Tako porušitev poteka pravokotno na smer delovanja največje glavne napetosti.

3. POSLEDICE RAVNINSKIH NEHOMOGENOSTI

Zmanjšanje nosilnosti materiala zaradi prostorskih nehomogenosti, ki nimajo ostrih obrisov, je sorazmerno zmanjšanju nosilnega prereza. Vpliv redko posejanih prostorskih nehomogenosti zato ni velik, še posebno, če niso velike. Za razliko od prostorskih je vpliv ravninskih nehomogenosti odvisen predvsem od usmerjenosti nehomogenosti. Tako lahko ravninske nehomogenosti, ki ležijo vzporedno s smerjo delovanja dveh komponent glavnih napetosti, zanemarimo, če je tretja komponenta tlačna ali pa enaka nič. Najbolj nevarne so ravninske nehomogenosti, ki so pravokotne na smer delovanja nateznih napetosti. Pomembnejše od samega zmanjšanja nosilnega prereza (čeprav tudi tega ne smemo zanemariti) je, da takšne ravninske nehomogenosti povzročajo s svojimi ostrimi obrisi koncentracijo napetosti. Stopnjo koncentracije napetosti določa velikost koeficienta koncentracije napetosti K_t

$$K_t = \frac{\sigma_m}{\sigma_N} \quad (3.1)$$

σ_m je največja napetost oziroma napetost tik ob konici nehomogenosti, σ_N je imenska (nominalna) napetost.

Poglejmo, kako je koncentracija napetosti odvisna od ostrine nehomogenosti! Naj ima nehomogenost v tanki plošči obliko zelo sploščene elipse, ki je definirana s polosema a in b . Velikost nehomogenosti je potemtakem $2a$. K_t je v tem primeru mogoče izračunati [4].

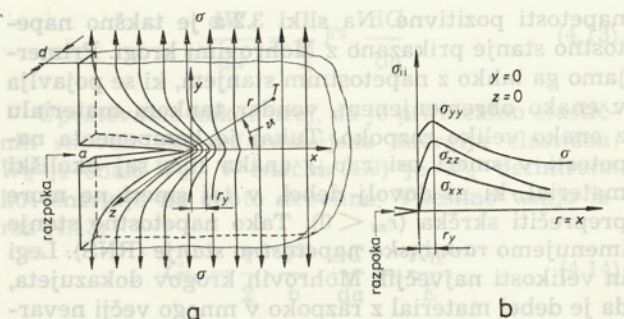
$$K_t = 1 + 2 \frac{a}{b} = 1 + 2 \sqrt{a/\rho} \quad (3.2)$$

ρ je krivinski radij elipse ob njeni večji polosi. Bolj ko je elipsa sploščena, večji je K_t . Povsem sploščena elipsa je podobna razpoki. Razpoke so najbolj nevarne ravninske nehomogenosti zato, ker so najbolj ostre. V limitnem primeru povsem sploščene elipse, je ρ enak nič.

$$K_t = \lim_{\rho \rightarrow 0} 2 \sqrt{a/\rho} = \infty \quad (3.3)$$

Enak rezultat dajo tudi druge začetne oblike nehomogenosti [4].

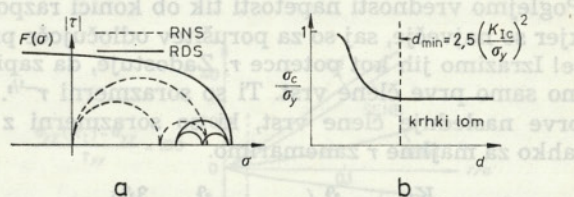
Tehnično uporabni materiali niso idealno elastični, zato se lahko napetosti ob konicah ravninskih nehomogenosti koncentrirajo le v omejenem obsegu. Že pri majhnih imenskih napetostih imamo pri razpokah opravlja s plastičnimi deformacijami. Porušitev materiala, ki se kaže z naraščanjem razpoke,



Sl. 3.1. a) Koncentracija napetosti ob konici razpoke
b) Napetosti v ravnini razpoke

je odvisna od lastnosti materiala in od napetostnega stanja. Napetostno stanje pa ni funkcija samo zunanjih sil, ampak predvsem velikosti koncentracije napetosti ter debeline materiala. Na sliki 3.1 a je skicirana oblika napetostnega polja ob konici razpoke v plošči z debelino d . r_y je velikost področja, kjer se je material deformiral tudi plastično (plastična cone). Napetosti v točki T (r, ϑ) so odvisne od velikosti imenske napetosti σ_N in od stopnje koncentracije napetosti K_t . Koncentracija napetosti je omejena le na okolico konice razpoke. V neskončnosti, kjer je vpliv nehomogenosti zanemarljiv, je napetostno polje homogeno in enako σ_N . Na tistem mestu, kjer je napetostno polje skoncentrirano, se glede na nevplivano polje povečajo tudi deformacije v smeri osi y (ϵ_{yy}). Zaradi njih bi se material v preostalih dveh smereh moral skrčiti ($\epsilon_{xx} < 0$, $\epsilon_{zz} < 0$). Okoliški material, kjer v smeri osi y ne delujejo tako velike napetosti, se tem skrčkom upira. Zato se poleg povečane napetosti σ_{yy} pojavita še dve komponenti napetosti ($\sigma_{xx} > 0$, $\sigma_{zz} > 0$). Velikost σ_{xx} je odvisna od lastnosti materiala in od razmerja med velikostjo razpoke in dimenzije plošče v smeri osi x (relativna velikost razpoke). Komponenta σ_{zz} je funkcija lastnosti materiala in njegove debeline d . Na sliki 3.1 b je prikazana odvisnost vseh treh komponent napetosti od r , če je kot ϑ enak nič. Največje napetosti so na robu plastične cone in so za porušitev najpomembnejše.

V določenih primerih se material v smeri osi z zaradi velike debeline in zelo majhnega področja koncentracije napetosti praktično sploh ne deformira ($\epsilon_{zz} = 0$). To imenujemo *ravninsko deformacijsko stanje* (RDS). Zaradi tega so vse tri komponente



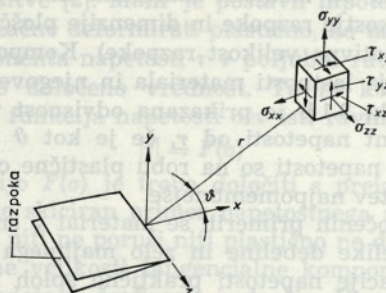
Sl. 3.2. a) Primer ravninskega napetostnega in ravninskega deformacijskega stanja
b) Vpliv debeline materiala z razpoko na tip porušitve in na velikost porušitvene napetosti

napetosti pozitivne. Na sliki 3.2 a je takšno napetostno stanje prikazano z Mohrovimi krogi. Primerjamo ga lahko z napetostnim stanjem, ki se pojavlja v enako obremenjenem, vendar tankem materialu z enako veliko razpoko. Tukaj je komponenta napetosti v smeri osi z (σ_{zz}) enaka nič, saj okoliški material, ki ni dovolj debel, v tej smeri ne more preprečiti skrčka ($\varepsilon_{zz} < 0$). Tako napetostno stanje imenujemo *ravninsko napetostno stanje* (RNS). Legi in velikosti največjih Mohrovih krogov dokazujeta, da je debel material z razpoko v mnogo večji nevarnosti, da se zlomi krhko. Mohrova teorija porušitve pravi, da se pojavlja krhki zlom takrat, ko največja glavna komponenta napetosti σ preseže določeno vrednost, ne da bi pred tem največja komponenta tangencialne napetosti τ presegala katerokoli vrednost, ki so določene z $F(\sigma)$.

Slika 3.2 b ponazarja, kaj je največja nevarnost za pojav krhkega zloma. Razmerje med porušitveno napetostjo σ_c in mejo tečenja σ_y je v primeru razpoke skozi vso debelino materiala močno odvisno od debeline materiala d . Napetost, potrebna za krhko porušitev plošče z razpoko, je znatno manjša kakor v primeru žilavega zloma. Najmanjša debelina $d_{\min}$, pri kateri je zlom že pretežno krhek, je odvisna od lastnosti materiala. V tem primeru sta to enoosna meja tečenja σ_y in lomna žilavost materiala, ki jo označimo s K_{Ic} .

4. LINEARNA ELASTIČNA OBRAVNAVA ZLOMA

Pri idealno elastičnem materialu z razpoko je komponente napetosti σ_{ij} v bližini konice razpoke mogoče analitično izraziti (slika 4.1). Odvisne so od koordinat (r, ϑ) in od treh parametrov (K_I, K_{II}, K_{III}).



Sl. 4.1. Napetosti ob konici razpoke

Poglejmo vrednosti napetosti tik ob konici razpoke, kjer so največje, saj so za porušitev odločujoče prav te! Izrazimo jih kot potence r . Zadostuje, da zapišemo samo prve člene vrst. Ti so sorazmerni $r^{-1/2}$. Že prve naslednje člene vrst, ki so sorazmerni z r^0 , lahko za majhne r zanemarimo.

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\vartheta}{2} \left(1 - \sin \frac{\vartheta}{2} \sin \frac{3\vartheta}{2} \right) - \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\vartheta}{2} \left(2 + \cos \frac{\vartheta}{2} \cos \frac{3\vartheta}{2} \right) + \dots \quad (4.1)$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\vartheta}{2} \left(1 + \sin \frac{\vartheta}{2} \sin \frac{3\vartheta}{2} \right) + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\vartheta}{2} \cos \frac{\vartheta}{2} \cos \frac{3\vartheta}{2} + \dots \quad (4.2)$$

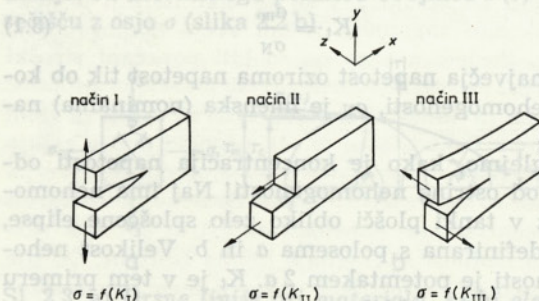
$$\sigma_{zz} = \begin{cases} \frac{2\mu K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\vartheta}{2} - \frac{2\mu K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\vartheta}{2} + \dots & \text{za RDS} \\ 0 + \dots & \text{za RNS} \end{cases} \quad (4.3)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\vartheta}{2} \sin \frac{\vartheta}{2} \cos \frac{3\vartheta}{2} + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\vartheta}{2} \left(1 - \sin \frac{\vartheta}{2} \sin \frac{3\vartheta}{2} \right) + \dots \quad (4.4)$$

$$\tau_{xz} = -\frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\vartheta}{2} + \dots \quad (4.5)$$

$$\tau_{yz} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\vartheta}{2} + \dots \quad (4.6)$$

μ je Poissonovo število. Parametri K_I, K_{II}, K_{III} so faktorji intenzivnosti napetosti za ustrezen način obremenjevanja. K_I opredeljuje prispevek natezne obremenitve (način I), K_{II} in K_{III} pa prispevek strižne obremenitve (načina II in III). Načini so skicirani na sliki 4.2. V praksi prevladuje način I in lahko pogosto druga dva zanemarimo.



Sl. 4.2. Trije načini obremenitve telesa z razpoko

K_I je v splošnem odvisen od imenske obremenitve σ_N , velikosti razpoke a in razsežnosti telesa z razpoko W .

$$K_I = \sigma_N \cdot \sqrt{a} \cdot Y(a/W) \quad (4.7)$$

$Y(a/W)$ je funkcija relativne velikosti razpoke. Analitično najbolj preprosti obliki teles sta neskončna plošča z razpoko skozi celotno debelino in polneskončna plošča z enako razpoko na robu. Pri prvi je Y enak $\sqrt{\pi}$, pri drugi pa $1,12\sqrt{\pi}$.

Pri obremenitvi na način I je vseh šest komponent napetostnega tenzorja v bližini konice razpoke odvisno samo od K_I . V primeru idealno elastičnega telesa z razpoko je celotna deformacijska energija W_d elastična. Izrazimo jo lahko s K_I in a

$$W_d = \frac{K_I^2 a}{E} \quad (4.8)$$

$\bar{E}$ je enak Youngovemu modulu E za RNS in $E(1 - \mu^2)$ za RDS. Izraz 4.8 pomeni deformacijsko energijo na enoto debeline. Hitrost sproščanja deformacijske energije G , ko se razpoka začne večati, je definirana kot sprememba deformacijske energije za infinitezimalno povečanje razpoke [5]

$$G_{Ic} = \left| \frac{\partial W_n'}{\partial a} \right| = \frac{K_{Ic}^2}{E} \quad (4.9)$$

W_n' je deformacijska notranja energija zaradi elastičnih deformacij. Z G_{Ic} in K_{Ic} smo označili kritično hitrost sproščanja deformacijske energije in kritični faktor intenzivnosti napetosti. K_{Ic} opredeljuje velikosti napetosti ob konici razpoke tik preden se začne razpoka večati (enačbe (4.1) do (4.6)). Zaradi medsebojne odvisnosti G_{Ic} in K_{Ic} obravnavamo kot lomno žilavost v primeru elastičnega zloma običajno kar zadnjo veličino.

Odvisnost elastične deformacijske energije W_n' od globine razpoke je za definirano obliko telesa z razpoko pri elastičnih materialih mogoče izmeriti. Poglejmo razpoko globine a na robu plošče debeline b (slika 4.3 a). Obremenjena je izključno na nateg (način I). Elastičnost plošče kot celote je odvisna od popustljivosti C , ki jo definiramo kot recipročno vrednost vzmetne konstante. Odvisna je od velikosti razpoke a .

$$F = \frac{l}{C(a)} \quad (4.10)$$

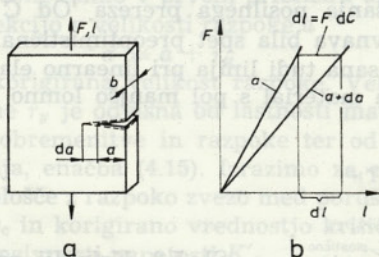
F je sila, l pa ustrezeni pomik. Deformacijska energija take plošče W_d je funkcija sile F in popustljivosti C

$$W_d = \frac{1}{2} F l = \frac{1}{2} F^2 C \quad (4.11)$$

Dve plošči z razpokama, ki se razlikujeta za da , naj bosta enako obremenjeni. Razlika deformacijskih energij teh plošč je odvisna samo od razlike v popustljivosti (slika 4.3 b)

$$dW_d = \frac{1}{2} F^2 \cdot \frac{dC}{da} da \quad (4.12)$$

Za infinitezimalno povečanje razpoke se deformacijska energija malo spremeni



Sl. 4.3. a) Razpoka na robu plošče

b) Popustljivost dveh plošč z razpokama, ki se razlikujeta za da

$$\frac{dW_d}{da} = \frac{1}{2} F^2 \cdot \frac{dC}{da} \quad (4.13)$$

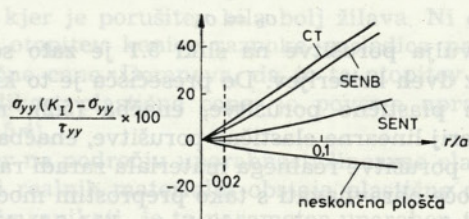
Upoštevamo kakor prej, da je pri idealno elastičnih snoveh vsa deformacijska energija elastična; W_d je enak W_n' . V enačbi (4.9) je W_n' definirana kot energija na enoto debeline. Vnesimo vanjo izraz (4.13)

$$G_{Ic} = \frac{1}{2} \cdot \frac{F^2}{b} \cdot \frac{dC}{da} = \frac{K_{Ic}^2}{E} \quad (4.14)$$

Če za določeno obliko preizkušanca eksperimentalno določimo odvisnost dC/da , lahko ta služi za merjenje lomne žilavosti. K_{Ic} oziroma G_{Ic} sta v tem primeru vrednosti, ki ju dobimo z izrazom (4.14), v katerem upoštevamo obremenitev F , ki je delovala v trenutku, ko je razpoka postala nestabilna, in dejanski globini a ustrezno vrednost dC/da .

Realni konstrukcijski materiali so elastični le do neke meje. Ta je odvisna od materiala in od napetostnega stanja. Nad to mejo so deformacije tudi plastične. Ob konici razpoke je mogoče že pri majhnih imenskih napetostih opaziti plastično deformacijo. Če je plastična cona ob konici razpoke razmeroma majhna, se resnične napetosti zunaj plastične cone le malo razlikujejo od tistih, ki so definirane z enačbami (4.1) do (4.6). V takšnem primeru lahko lomno žilavost materiala izrazimo kar s kritičnim faktorjem intenzivnosti napetosti K_{Ic} , pri čigar izračunu plastično cono zanemarimo. Kolikšno napako naredimo s takšnim približkom, vidimo s slike 4.4 [6]. Slika prikazuje relativna odstopanja enoparametrične rešitve v enačbi (4.2) ($K_{II} = 0$, $\vartheta = 0$) od dejanskih napetosti v odvisnosti od relativne oddaljenosti od konice razpoke. Vidimo, da so za razmerja r/a , ki so manjša od 0,02, odstopanja manjša od 7 %. Če privzamemo, da je tolikšna nenatančnost sprejemljiva, smo s tem dobili kriterij za največjo dopustno plastično cono r_y . Njeno velikost ocenimo tako, da postavimo v enačbi (4.2) za napetost vrednost meje plastičnosti, za katero pa vemo, da je odvisna od napetostnega stanja:

$$r_y \approx \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \cdot \begin{cases} \frac{1}{2\pi} & \text{za RNS} \\ \frac{1}{6\pi} & \text{za RDS} \end{cases} \quad (4.15)$$



Sl. 4.4. Odstopanje enoparametričnih rešitev od dejanskih napetosti pri štirih različnih telesih

K_I je velikost faktorja intenzivnosti napetosti, σ_y pa enoosna meja plastičnosti. Manjša plastična cona pri RDS je posledica večjega vpetja in zaradi tega višje dejanske meje plastičnosti. Vpetje je odvisno tako od debeline plošče b kakor tudi od relativne velikosti razpoke a/W . Ko se pri RDS zlom začne (tak zlom je krhek), je faktor intenzivnosti napetosti K_I že dosegel kritično vrednost K_{Ic} . Takrat je plastična cona največja; da pa je za elastično analizo še dovolj majhna, mora veljati

$$a, W - a, b > \frac{1}{6 \cdot \pi \cdot 0,02} \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_y} \right)^2 \approx 2,5 \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_y} \right)^2 \quad (4.16)$$

Ta izraz je merilo, ali je s preizkusi določen faktor intenzivnosti napetosti za določeno obliko in velikost preizkušanca sploh enak K_{Ic} ali ne. Velikost faktorja intenzivnosti, kadar odvisnost (4.16) ni izpolnjena, je K_c , ki je zmeraj večji od K_{Ic} (slika 3.2 b).

$$K_c > K_{Ic} \quad (4.17)$$

Kako je mogoče s preizkusi določiti kritični faktor intenzivnosti napetosti, je že standardizirano [7, 8]. Standarda se med seboj razlikujeta le v podrobnostih.

5. NELINEARNA ELASTO-PLASTIČNA OBRAVNAVA ZLOMA

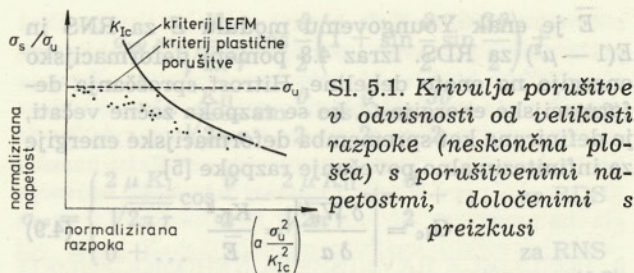
Linearno elastično obravnavo zloma dandanes koristno uporabljajo pri selekciji materialov in tehnoloških postopkov. V standardih, ki obravnavajo zanesljivost debelih zvarjenih konstrukcij z razpokami, kakršni so jedrski reaktorji in podobno [9, 10], tudi ne gre brez nje. Vendar v določenih primerih privede ta postopek pri obravnavi vpliva razpok na nosilnost materiala do nesmiselnih sklepov. Za ponazoritev si oglejmo porušeno napetost σ_c velike plošče z lomno žilavostjo K_{Ic} , enačba (4.7). Razpoka skozi vso debelino je dolga $2a$, $Y(a/W)$ pa je približno $\sqrt{\pi}$.

$$\sigma_c \approx \frac{K_{Ic}}{\sqrt{\pi a}} \quad (5.1.)$$

S σ_c smo označili napetost v plošči, daleč od neposrednega vpliva razpoke (imenska napetost). Če velikost razpoke a limitira proti nič, bi se v skladu s tem izrazom morala plošča porušiti šele pri ekstremno veliki napetosti σ_c . Vemo pa, da bi se material zanesljivo porušil že pri napetosti, ki je enaka trdnosti materiala σ_u .

$$\sigma_c = \sigma_u \quad (5.2)$$

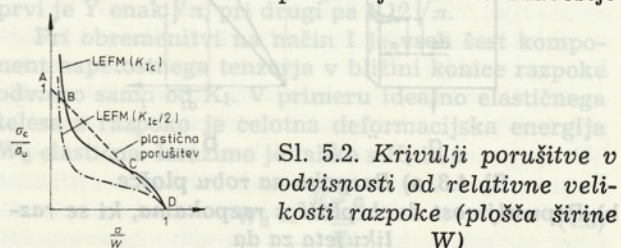
Krivulja porušitve na sliki 5.1 je zato sestavljena iz dveh kriterijev. Do presečišča je to kriterij povsem plastične porušitve, enačba (5.2), naprej pa kriterij linearne elastične porušitve, enačba (5.1). Vendar porušitve realnega materiala zaradi razpoke ni mogoče obravnavati s tako preprostim modelom. To ilustrirajo vneseni rezultati na sliki 5.1 [11]. Da lahko med seboj primerjamo rezultate dobljene tako z aluminijevimi in titanovimi zlitinami kakor tudi



Sl. 5.1. Krivulja porušitve v odvisnosti od velikosti razpoke (neskončna plošča) s porušitvenimi napetostmi, določenimi s preizkusi

z jekli, je na ordinato nanesena normalizirana porušitvena napetost, na absciso pa normalizirana dolžina razpoke. Kjer so razpoke razmeroma velike, je linearna elastična analiza loma zadovoljivo natančna. Za manjše razpoke so odstopanja od krivulje po linearni elastični obravnavi zloma vse večja, vendar rezultati odstopajo tudi od plastičnega kriterija. Šele pri zelo majhnih razpokah je za porušitev res odločujoč kriterij plastične porušitve. Kaže, da je krivulja porušitve, zasnovana na dveh kriterijih, za srednje velike razpoke preoptimistična. Tu je treba pri analizi loma upoštevati tudi plastično cono, katere velikost je odvisna od lastnosti materiala in od napetostnega stanja, enačba (4.15). Če plastična cona v primerjavi z velikostjo razpoke ni majhna, je njen vpliv na velikost napetosti ob konici razpoke (enačbe 4.1 do 4.6) prevladujoč. Torej moramo razlikovati med tremi oblikami zloma. Na levi strani diagrama (slika 5.1) imamo opraviti s povsem plastično porušitvijo. Pred zlomom se v tem področju plastično deformira celotni nosilni prerez. Na desni strani diagrama je zlom krhek in ga lahko obravnavamo linearno elastično. Kakor smo že omenili, pride v tem območju do nastanka zanemarljivo majhne plastične cone, ki jo lahko zanemarimo. Vmes je prehodno območje, kjer je zlom treba obravnavati nelinearno elastično-plastično. Tu pride pred zlomom do nastanka sicer omejene plastične cone, ki je pa ne moremo več zanemariti.

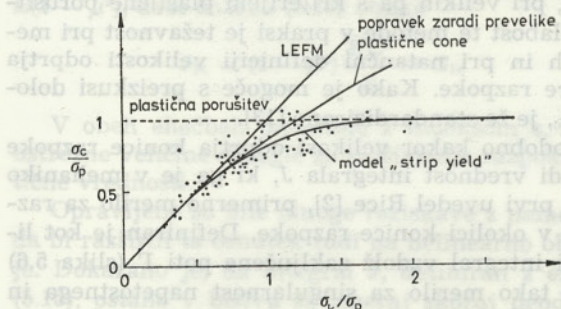
Oblika krivulje porušitve na sliki 5.1 je veljavna le za zelo veliko ploščo. Če je velikost telesa z razpoko končna, vpliva velikost razpoke tudi na kriterij plastične porušitve. Na sliki 5.2 je to prikazano za primer plošče s širino W . Zelo majhna razpoka od A do B vpliva na porušitev le zaradi zmanjšanja nosilnega prereza. Ob B do C je vpliv razpoke, ki ga moramo obravnavati linearno elastično, večji od zmanjšanja nosilnega prereza. Od C do D bi taka obravnava bila spet preoptimistična. Na sliki 5.2 je narisana tudi linija pri linearno elastični obravnavi za material s pol manjšo lomno žilavostjo



Sl. 5.2. Krivulji porušitve v odvisnosti od relativne velikosti razpoke (plošča širine W)

(črtkano). Vidimo, da je nosilnost takšnega nehomogenega nosilca, razen za prav majhne razpoke, bistveno manjša kakor prej, čeprav so druge mehanske lastnosti enake. Tudi pri takšni krivulji porušitve bi eksperimentalni rezultati pokazali, da med posameznimi načini porušitve ni ostre meje. Tam je lom treba obravnavati nelinearno.

Prepričali smo se, da se krivulje porušitev, zasnovane na dveh kriterijih za različne oblike teles z razpokami in za različne lomne žilavosti, lahko med seboj znatno razlikujejo. Primerjanje odstopanja dejanskih rezultatov od krivulj porušitve pa je mogoče poenotiti z izločitvijo oblike telesa in lastnosti materiala. Na ordinato moramo v tem primeru nanesti normalizirane dejanske porušitvene napetosti σ_c/σ_p , na absciso pa normalizirane porušitvene napetosti po linearni obravnavi σ_k/σ_p (slika 5.3). σ_p je napetost, potrebna za plastično porušitev, kjer se upošteva tudi vpliv velikosti razpok. Vneseni eksperimentalni rezultati so iz literature [12]. Vidimo, da se točke, ki ustrezajo majhnim porušitvenim napetostim, kar je značilno za krhki zlom (slika 3.2b), dobro ujemajo s kriterijem linearne elastične obravnave. Pri večjih porušitvenih napetostih so odstopanja od te obravnave vse očitnejša, rezultati pa se vse bolj približujejo kriteriju plastične porušitve. Poglejmo, kako je mogoče konstruirati krivulje porušitve, ki prehodnemu območju bolj ustrezajo!



Sl. 5.3. Normalizirana krivulja porušitve

Omenili smo že, da pri linearni elastični obravnavi vpliva plastične cone sploh ne upoštevamo. Ugodno bi bilo, če bi tudi pri nekaj večji plastični coni lahko njen vpliv nekako upoštevali, obravnava sama pa bi bila še zmeraj linearna. Vpliv velikosti plastične cone lahko v prvem približku upoštevamo kar s korekcijo v velikosti razpoke a

$$a' = a + r_y \quad (5.3)$$

a' je korigirana velikost razpoke. Velikost plastične cone r_y je odvisna od lastnosti materiala, od velikosti obremenitve in razpoke ter od napetostnega stanja, enačba (4.15). Izrazimo za primer neskončne plošče z razpoko zvezo med porušitveno napetostjo σ_c in korigirano vrednostjo kritičnega faktorja intenzivnosti napetosti K'_c

$$K'_c = \sigma_c \sqrt{\pi a'} = \sigma_c \sqrt{\pi \left[a + \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_c}{\bar{\sigma}} \right)^2 \right]} \quad (5.4)$$

$\bar{\sigma}$ je tu σ_y , če je material elastičen — idealno plastičen, drugače pa je polovična vrednost vsote meje plastičnosti in trdnosti materiala $(\sigma_y + \sigma_u)/2$. Predpostavili smo RNS. V prvem približku izračunamo K_c , ne da bi upoštevali korigirano velikost razpoke

$$K_c \approx \sigma_c \sqrt{\pi a} \quad (5.5)$$

Enačba (5.4) dobi tako obliko

$$K'_c = \sigma_c \sqrt{\pi a \left[1 + \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_c}{\bar{\sigma}} \right)^2 \right]} \quad (5.6)$$

Korigirano vrednost K'_c lahko, zaradi popravka, s katerim smo izločili vpliv prevelike plastične cone, izrazimo s porušitveno napetostjo po linearno elastični obravnavi σ_k , ne da bi upoštevali korigirano velikost razpoke

$$K'_c = \sigma_k \sqrt{\pi a} \quad (5.7)$$

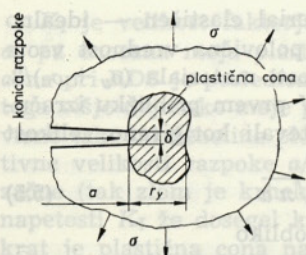
Razmerje (5.7) vnesemo v (5.6) in izračunamo normalizirano dejansko porušitveno napetost $\sigma_c/\bar{\sigma}$ kot funkcijo normalizirane porušitvene napetosti $\sigma_k/\bar{\sigma}$

$$\left(\frac{\sigma_c}{\bar{\sigma}} \right)^2 = \sqrt{1 + 2 \left(\frac{\sigma_k}{\bar{\sigma}} \right)^2} - 1 \quad (5.8)$$

$\bar{\sigma}$ je pravzaprav napetost σ_p , ki je potrebna za plastično porušitev. Na sliki 5.3 je vrisan potek te funkcije. V primerjavi s kriterijem linearne elastične obravnave je ta kriterij v prehodnem območju mnogo bližji dobljenim eksperimentalnim podatkom, vendar še zmeraj ne more povsem zadovoljevati. Zavedati se moramo, da je porušitveni kriterij, ki upošteva popravek zaradi prevelike plastične cone, odvisen od oblike telesa z razpoko. To je predvsem posledica odvisnosti oblike in velikosti plastične cone od relativne velikosti telesa in razpoke (napetostno stanje).

Še boljše ujemanje z eksperimentalnimi rezultati, kakršne da linearna elastična obravnava z upoštevanjem korigirane velikosti razpoke, dobimo z uvedbo parametra, ki je neposredno merilo za razmere v nekoliko širši okolici konice razpoke, vendar znotraj plastične cone. Ta parameter mora biti uporaben tudi na področju veljavnosti linearne elastičnosti. Izkazalo se je, da te zahteve zadovoljujejo velikost odprtja konice razpoke. Konica razpoke pri obremenjevanju realnih materialov namreč otopi. Tudi s prostim očesom je včasih mogoče videti področje močno deformirane cone tik ob konici razpoke, kjer je porušitev bila bolj žilava. Ni dvoma, da je otopitev konice razpoke posledica nastanka plastične cone. Domneva, da je ta otopitev merilo za velikost plastične cone, jo povsem upravičena (slika 5.4).

Ker na področju uporabnosti linearne elastičnosti pri realnih materialih obstoja plastične cone ni mogoče zanikati, je ta parameter uporaben tudi tu. Na podlagi eksperimentalnih opazovanj domnevamo, da do porušitve pride, ko velikost odprtja ko-

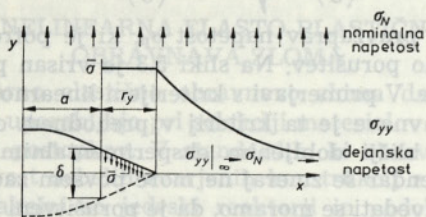
Sl. 5.4. Otopitev konice razpoke za σ

nice razpoke doseže kritično vrednost δ_c . Ta vrednost naj bi bila odvisna samo od materiala in jo zato obravnavamo kot lomno žilavost.

V primeru majhne plastične cone je razmerje med velikostjo odprtja konice razpoke δ in faktorjem intenzivnosti napetosti K , s tem pa tudi z napetostjo σ dokaj preprosto:

$$\delta = \frac{K^2}{E \sigma_y} = \frac{\sigma^2 \pi a}{E \sigma_y} \quad (5.9)$$

Tu je σ_y enoosna meja plastičnosti, E pa v odvisnosti od napetostnega stanja E (RNS) ali $E/(1 - \mu^2)$ (RDS). Pri nastanku večje plastične cone je mogoče zvezo med napetostjo in velikostjo odprtja konice razpoke dobiti le s primernim modelom.



Sl. 5.5. Model »strip yield«

Na sliki 5.5 je model »strip yield«, pri katerem se predpostavlja, da je plastična cona zelo ozka in da leži v ravnini razpoke. Napetosti znotraj plastične cone so konstantne in enake $\bar{\sigma}$. Če je takšna plastična cona končna, je odprtje konice razpoke mogoče izračunati

$$\delta = \frac{8a \bar{\sigma}}{\pi E} \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 \bar{\sigma}} \right) \quad (5.10)$$

Velikost plastične cone r_y je končna le, če napetost σ ne preseže $\bar{\sigma}$

$$r_y = a \left[\sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 \bar{\sigma}} \right) - 1 \right] \quad (5.11)$$

Za majhne napetosti, ko je $\sigma/\bar{\sigma} \ll 1$, je razmerje (5.10) identično razmerju (5.9), če le mejo plastičnosti σ_y zamenjamo s $\bar{\sigma}$.

Enačbe (5.9), (5.10) in (5.11) veljajo vse do trenutka, ko se material poruši, če le napetost ne preseže meje plastičnosti. Ta napetost je porušna napetost σ_c , velikost odprtja konice razpoke pa je enaka δ_c . Če enačbo (5.9) za kritične vrednosti napetosti vnesemo v enačbo (5.10) in jo razrešimo po σ_c , dobimo

$$\sigma_c = \bar{\sigma} \frac{2}{\pi} \arccos e^{-\frac{\pi K_c^2}{8a \bar{\sigma}^2}} \quad (5.12)$$

Enačbo (5.10) lahko razrešimo tudi po kritični velikosti razpoke a_c za neko velikost napetosti σ

$$a_c = \frac{\pi K_c^2}{8 \bar{\sigma}^2 \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 \bar{\sigma}} \right)} \quad (5.13)$$

Enačbi (5.12) in (5.13) kažeta lastnosti realnih materialov. Za zelo majhne napetosti $\sigma/\bar{\sigma} \ll 1$ torej upravičeno velja linearno elastična obravnava. V primeru majhnih razpok ($a \rightarrow 0$) je σ_c enaka $\bar{\sigma}$, enačba (5.12). Pri napetostih na meji trdnosti materiala ($\sigma \rightarrow \bar{\sigma}$) so kritične že ekstremno majhne razpoke, enačba (5.13).

Da bomo lahko primerjali takšno obravnavo loma z obstoječimi preizkusnimi podatki, upoštevajmo v enačbi (5.12) za približno rešitev enačbo (5.7). Zapišimo jo v normalizirani obliki

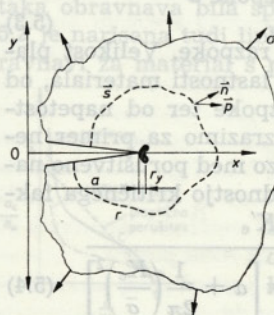
$$\frac{\sigma_c}{\bar{\sigma}} = \frac{2}{\pi} \arccos e^{-\frac{\pi^2 \sigma_k^2}{8 \bar{\sigma}^2}} \quad (5.14)$$

Potek te funkcije je na sliki 5.3. Vidimo, da je ta kriterij od vseh dosedanjih najbližji preizkusnim podatkom. Model »strip yield« je torej primeren za opis obnašanja realnih materialov. Kaže, da je velikost odprtja konice razpoke δ primeren parameter za obravnavo porušitve realnih materialov v prehodnem območju, saj se pri majhnih porušitvenih napetostih ujema s kriterijem linearne elastičnosti, pri velikih pa s kriterijem plastične porušitve. Slabost te metode v praksi je težavnost pri meritvah in pri natančni definiciji velikosti odprtja konice razpoke. Kako je mogoče s preizkusi določiti δ_c , je že standardizirano [13].

Podobno kakor velikost odprtja konice razpoke je tudi vrednost integrala J , ki ga je v mehaniko loma prvi uvedel Rice [2], primerno merilo za razmere v okolici konice razpoke. Definiran je kot linijski integral vzdolž zaključene poti Γ (slika 5.6) in je tako merilo za singularnost napetostnega in deformacijskega polja ob konici razpoke

$$J = \int_{\Gamma} \left(w_n dy - p_k \frac{\partial u_k}{\partial x} ds \right) \quad (5.15)$$

w_n je gostota deformacijske energije, p_k in u_k so obremenitve in pomiki na Γ , ds je infinitezimalni del poti na Γ , x in y sta pa koordinati. Ta, od poti

Sl. 5.6. Možna integracijska pot Γ za izračun integrala J

neodvisen integral je namenjen za obravnavo nelinearnih elastičnih materialov kot merilo hitrosti spreminjanja potencialne energije na enoto debeline z večanjem velikosti razpoke a .

$$J = -\frac{1}{b} \frac{\partial W_p}{\partial a} \quad (5.16)$$

b je debelina, W_p pa potencialna energija sistema z razpoko, ki je pri elastičnih materialih odvisna od količine vskladiščene elastične deformacijske energije W_n' in od vložnega dela A

$$W_p = W_n' - A \quad (5.17)$$

Očitna je podobnost te definicije integrala J (enačba 5.16) z definicijo kritične hitrosti sproščanja deformacijske energije G_c pri povsem elastičnih materialih [5]. Ker pomeni G_c lomno žilavost v primeru krhkega zloma (enačba 4.9), ki ga obravnavamo linearno elastično, vidimo, da je uvedba integrala J pravzaprav razširitev tega pojma iz linearne elastičnosti tudi v nelinearno elastično področje. To lahko potrdimo, če enačbo (5.15) integriramo ob predpostavki, da je obnašanje materiala linearno elastično, obremenitve pa tolikšne, da je razpoka postala nestabilna.

$$J_c = \frac{K_{Ic}^2}{E} = G_c \quad (5.18)$$

Za RNS je $\bar{E}$ enak E . Za RDS, ko je $\bar{E}$ enak $E(1 - \mu^2)$, dobi enačba (5.18) obliko

$$J_{Ic} = (1 - \mu^2) \frac{K_{Ic}^2}{E} = G_{Ic} \quad (5.19)$$

V obeh enačbah označimo z indeksom c , da so ustrezne veličine dosegle za razširjanje razpoke kritične vrednosti.

Opravljenе so bile mnoge raziskave z namenom, da bi razširili ta osnutek tudi na nelinearno območje. Dokazano je, da integral J , definiran z enačbo (5.15), ostane v bistvu še zmeraj skoraj neodvisen od poti, če plastična deformacija ob konici razpoke ni prevelika. Če uporabimo primeren model (naj bo to model »strip yield« in material, ki se ne utrjuje), dobimo odvisnost J od napetosti σ

$$J = \bar{\sigma} \delta = \frac{8a}{\pi E} \bar{\sigma}^2 \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 \bar{\sigma}} \right) \quad (5.20)$$

Porušitveni kriterij, podan s to enačbo za primer, ko napetost doseže vrednost σ_c , je vrisan na sliki 5.3. Identičen je porušitvenemu kriteriju, ki smo ga dobili z uvedbo velikosti odprtja konice razpoke (enačba 5.12). To je zato, ker smo uporabili isti model plastične cone. Vrednost integrala J je prav tako kakor velikost odprtja konice razpoke primeren parameter za obravnavo porušitev v prehodnem območju. Tudi tu so težave pri eksperimentalnem določanju kritične vrednosti integrala J . Določiti je namreč treba trenutek, ko začne razpoka naraščati. Pogosto takšno naraščanje ni nestabilno

in ne vpliva bistveno na obnašanje telesa z razpoko. Postopek, kako eksplicitno določiti kritično vrednost integrala J , še ni standardiziran.

6. SKLEP

Nehomogenosti zmanjšujejo nosilnost zvarov. Največji je vpliv neugodno orientiranih razpok. Z mehaniko loma lahko opredelimo za nosilnost kritično razmerje med razpokami, napetostmi in lastnostmi materiala.

Na voljo moramo imeti podatke o velikosti in orientiranosti razpok. Pri napetostih je nujno treba upoštevati morebitne koncentracije zaradi oblike in zaostale napetosti zaradi varjenja. Odločujoče lokalne lastnosti materiala so odvisne tako od vplivov varjenja in toplotne obdelave kakor tudi od temperature eksploatacije in od karakterja obremenitev.

Ko poznamo raven napetosti in lastnosti materiala, lahko izračunamo kritično velikost razpok. Če želimo izračunati dopustno raven napetosti, moramo vedeti vse o razpokah in lastnostih materiala. Zahtev po potrebnih lastnostih materiala lahko postavimo, če poznamo napetosti ter velikost razpok.

Podatke o nehomogenostih dobimo z natančno neporušno preiskavo zvarov. Za odkrivanje razpok so najprimernejše ultrazvočne metode. Določitev napetosti zaradi zunanjih obremenitev in oblike je področje statike. Raven zaostalih napetosti izmerimo ali pa jo ocenimo. Ustrezne lomne lastnosti posameznih področij zvara moramo določiti s preizkusi.

LITERATURA

- [1] A. Mendelson: Plasticity — Theory and Application, 1968.
- [2] H. Liebowitz: Fracture II — Mathematical Fundamentals, 1968.
- [3] A. Nadai: Theory of Flow and Fracture of Solids, 1950.
- [4] H. Liebowitz: Fracture III — Engineering Fundamentals and Environmental Effects, 1971.
- [5] V. Gliha: Lomna žilavost — merilo za ocenjevanje kritičnih planarnih diskontinuitet, Strojniški vestnik, 1979.
- [6] W. K. Wilson: Plane Strain Crack Toughness Testing, ASTM STP 410, 1966.
- [7] ASTM E399-74: Standard Method of Test for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials.
- [8] BS 5447: 1977: Methods of Test for Plane Strain Fracture Toughness (K_{Ic}) of Metallic Materials.
- [9] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III: Nuclear Power Plant Components, Appendix G, 1977.
- [10] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section XI: Rules for In-Service Inspection of Nuclear Power Plant Components, Appendix A, 1977.
- [11] G. G. Chell: The Application of Post-Yield Fracture Mechanics to Penny-Shaped and Semi-Circular Cracks, Engineering Fracture Mechanics, 1977.
- [12] A. R. Dowling, C. H. A. Townley: The Effect of Defects on Structural Failure — a Two Criteria Approach, International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1975.
- [13] BS 5762: 1979: Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing.

Avtorjev naslov: mag. Vladimir Gliha,
dipl. ing. fiz.
Metalna, Maribor