

UDK 539.55:621.643.001.57

Kritičnost uniformiranih ravninskih diskontinuitet na modelu visokotlačnega cevovoda RHE Bajina Bašta

VLADO GLIHA — JOŽE KUDER — INOSLAV RAK — IGOR GRABEC

1. UVOD

Pri dimenzioniranju močnoobremenjenih zvarjenih konstrukcij ne moremo zagotavljati varnosti izključno z velikim varnostnim faktorjem. Pomembnejše od dopustnih napetosti so ravninske diskontinuitete v zvarih. Popolnoma homogenih zvarov namreč ni mogoče izdelati. Prevelike ravninske diskontinuitete v zvarih so že v normalnih okoliščinah zarodki za zlom. Če odpornost materiala proti lomu ni zadovoljiva, je ta nevarnost še večja. Posledica tega je lahko katastrofalna porušitev vse konstrukcije. Ker ima osnovni material običajno dobre lomne lastnosti, je osrednja točka problematike tehnologija varjenja.

Visokotlačni cevovod reverzibilne hidroelektrarne (RHE) Bajina Bašta je dimenzioniran tako, da največje napetosti ne presegajo 60 % meje plastičnosti materiala. To je značilen primer močnoobremenjenega tlačnega cevovoda. Material *Sumiten 80 P* je konstrukcijsko jeklo z zvišano mejo plastičnosti. Plastično deformirana in zvarjena lupina cevovoda je kljub morebitnim diskontinuitetam v zvarih obravnavana kot homogena celota. Vpliva notranjih napetosti se v računu obremenitev ne upošteva. Za varnost tako dimenzionirane konstrukcije je odločilna izbira tehnologije varjenja. Ta naj zagotovi zadovoljivo lomno žilavost tudi najbolj kritičnim delom zvarov. Pojavljanje nehomogenosti sme biti le redko in nadzorovano z najbolj občutljivo metodo neporušnih preiskav.

Ustreznost predvidene tehnologije je bilo treba eksperimentalno preveriti. Ker je problematika zaradi izjemne zahtevnosti konstrukcije zelo kompleksna [1], niso zadoščali le standardni preizkusi. Pokazalo se je namreč, da je potreben preizkušaneec, ki bi bil kolikor mogoče podoben cevovodu samemu. Moral bi biti narejen iz enakega materiala in enake debeline. Stopnja hladne deformacije zaradi ukrivljanja pločevine bi morala biti enaka. Sestavljati bi ga morali radialni in vzdolžni zvari s križnim spojem. Pri enaki tehnologiji varjenja bi bila tako enaka tudi stopnja zaostalih napetosti. Da bi lahko zadostili vsem tem pogojem, smo v Metalni v Mariboru izdelali model najbolj kritičnega dela cevovoda v naravni velikosti.

V coni toplotnega vpliva najbolj obremenjenih zvarov smo pripravili uniformirane ravninske diskontinuitete. To so bile eksplozijsko narejene razpoke [2]. Tako smo lahko na modelu cevovoda proučevali zakonitosti lomne mehanike pri poostrenih uporabnih pogojih. Model smo preizkušali najprej v režimu statičnih obremenitev. Nato smo ga sku-

šali dinamično porušiti. Dinamična obremenitev je bil simuliran režim vodnega udara, ki se lahko pojavlja pri zapiranju predturbinskih zapor.

Pred preizkušanjem modela smo z ultrazvočno metodo določili dimenzije pripravljenih razpok in izmerili nekatera oblikovna odstopanja zvarjene lupine. Med statičnim in dinamičnim preizkušanjem smo hkrati merili obremenitev modela, deformacije materiala zunaj in znotraj vpliva razpok ter njihovo odpiranje. Tako smo v vsakem trenutku lahko za vsako razpoko izračunali faktor intenzivnosti napetosti K in velikost odprtja konice razpoke δ . Glede na velikost razpoke sta ta parametra merili za kritičnost obremenitve [3]. Med statičnim preizkušanjem smo z dvema pretvornikoma detektirali in lokalizirali vire akustične emisije. Tako smo neodvisno od načel lomne mehanike lahko določili nestabilnost pripravljenih razpok [4]. Za proučevanje morebitnega širjenja razpoke pri dinamičnem obremenjevanju smo imeli priključeno hitro kamero.

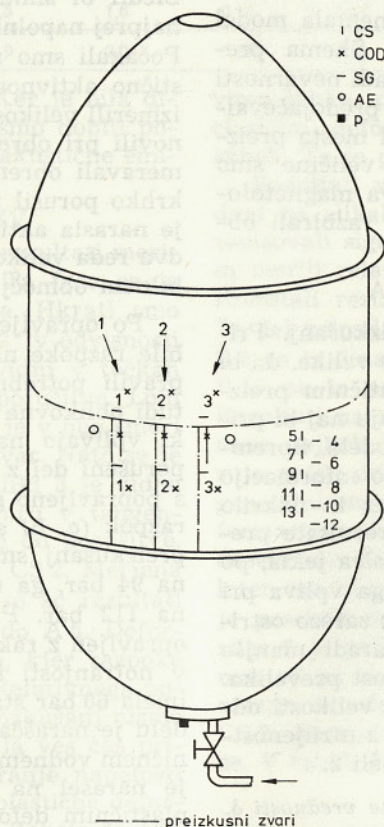
Rezultati statičnega in dinamičnega preizkušanja modela visokotlačnega cevovoda RHE Bajina Bašta so dokazali pravilnost projekta, v katerem je predviden namesto dveh le en cevovod, in ustreznost celotne tehnologije. Hkrati smo lahko določili kritične dimenzije najnevarnejših ravninskih diskontinuitet zvarov. V članku je model s pripravljenimi razpokami obravnavan z vidika lomne mehanike. Teoretične osnove, potrebne za razumevanje tega članka, so bile objavljene v prejšnjem članku [3]. Namen je poučiti projektante in tehnologe o uporabnosti rezultatov eksperimentalne lomne mehanike. V primeru tako skrajno močno obremenjenih zvarjenih konstrukcij, kakor je cevovod RHE Bajina Bašta, so ti za varno uporabo neogibno potrebni.

2. MODEL IN INSTRUMENTI

Cevovod bo zgrajen iz malolegirane poboljšane jekla *Sumiten 80 P*. Kemična sestava in mehanske lastnosti so v tabeli 1. Model na sliki 1 prikazuje v naravni velikosti zgrajen izsek iz najbolj obremenjenega dela cevovoda. Zaprt je z dvema pokrovoma. Os valjastega dela je prelomljena za 5°, kakor bo krivljenje cevovoda tudi izvedeno. Konca valjastega dela sta ojačena s prirobnicama. Na konkavni strani modela smo naredili tri vzdolžne preizkusne zve, ki so tvorili z radialnim križnim spojem. V coni toplotnega vpliva vseh teh vzdolžnih preizkusnih zvarov so bile najprej strojno, nato pa še eksplozijsko, narejene tri razpoke [2]. Tlak

Tabela 1: Kemična sestava in mehanske lastnosti materiala

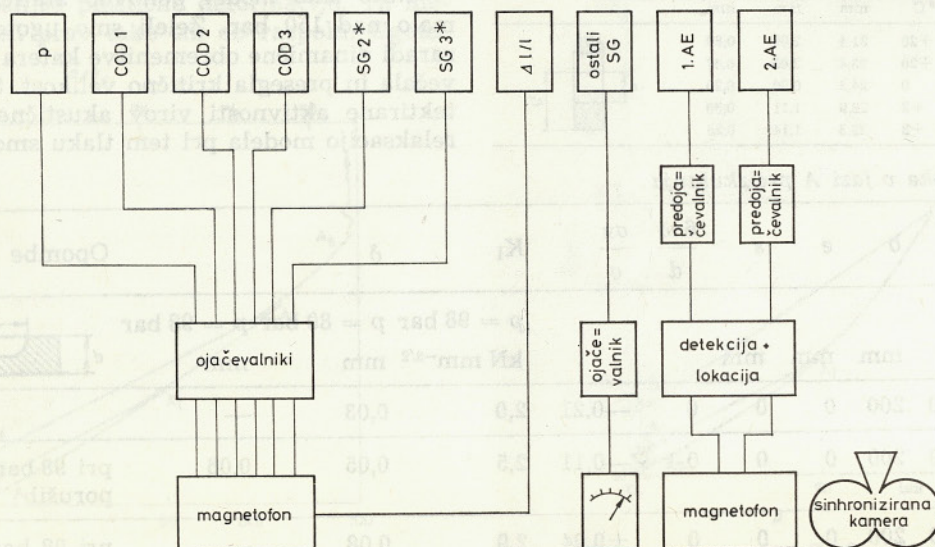
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	B	σ_y	σ_u	δ
												N/mm ²	N/mm ²	%
Osnovni material	0,10	0,30	0,90	0,01	0,008	0,24	1,01	0,48	0,47	0,03	0,0016	750...790	810...840	21...27
Zvar (SAW)	0,05	0,34	1,89	0,02	0,011	—	0,14	0,44	0,72	—	—	700	800	22



Sl. 1. Model visokotlačnega cevovoda reverzibilne hidroelektrarne Bajina Bašta

- a — Posnetek modela med preizkušanjem
 b — Skica modela s preizkusnimi zvari, uniformiranimi razpokami in merilniki

CS — razpoke
 COD — merilnik pomikov
 SG — merilni lističi
 AE — senzor akustične emisije
 p — merilnik tlaka



Sl. 2. Shema pretvornikov in aparatur

v modelu smo merili z membranskim in piezoelektričnim pretvornikom. Podatke o deformaciji modela smo dobili z uporabnimi merilnimi lističi in Moiréjevimi mrežicami [5]. Na fotografiji (slika 1) se vidi, kje so bile merjene deformacije z Moiréjevimi mrežicami. S posebnim merilnikom za merjenje pomikov [6, 7, 8] smo detektirali odpiranje in širjenje razpok. Piezoelektrična pretvornika sta omogočila lokacijo virov akustične emisije. Relativno povečanje obsega modela smo merili vzdolž radialnega zvara. Hitra kamera je snemala model med dinamičnim obremenjevanjem. Shema pretvornikov in naprav je na sliki 2. Zaradi nevarnosti eksplozije so bile vse naprave razen predojačevalnikov v zaklonu, oddaljenem 25 m od mesta preizkušanja. Najpomembnejše fizikalne veličine smo merili hkratno. Vodili smo jih na dva magnetofona. Druge fizikalne veličine pa smo razbirali občasno.

3. IZVEDBA PREIZKUSA

Načrtovani sta bili dve fazi preizkušanj. Pripravljeni razpoke bi morale biti tako velike, da bi model prenesel obremenitve med statičnim preizkušanjem. Pri dinamičnem preizkušanju naj bi prišlo na eni od razpok do porušitve modela. Spremljanje razpoke s hitro kamero bi dalo informacijo o vplivu notranjih napetosti na smer in odkrilo takšno razpoko. Na voljo smo imeli rezultate preizkusov DN (*deep notch test*) proizvajalca jekla, po katerih naj bi bil K_c v coni toplotnega vpliva pri 0 °C $7,7 \text{ kN mm}^{-3/2}$. Preizkušanci DN z zarezo ostrine 0,1 mm so bili debeli 50 mm. Zaradi manjše ostrine kakor pri razpoki je ta vrednost prevelika. Zato smo opravili še meritev kritične velikosti odprtja konice razpoke na preizkušancu z utrujenostno razpoko. Rezultati so podani v tabeli 2.

Tabela 2: Preizkušanci COD in izmerjene vrednosti δ_c

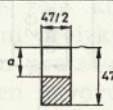
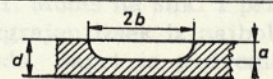
Legra konice razpoke	T °C	a mm	COD mm	δ_c mm	Legenda
Osnovni material	+20	31,4	2,00	0,80	
	+20	23,4	2,05	0,47	
Prehodna cona zvara	0	24,2	0,90	0,20	
	+2	22,9	1,11	0,30	
	+3	22,3	1,14	0,28	

Tabela 3: Razpoke v fazi A preizkušanja

Razpoka	a	b	e	s	$\frac{6\omega}{d}$	$\frac{\sigma_M}{\sigma}$	K_I	δ	Opombe	
	mm	mm	mm	mm						
										
CS 1	8—10	200	0	0	0	—0,21	2,0	0,03	—	
CS 2	8—10	200	0	0	0	—0,11	2,5	0,05	0,06	pri 98 bar se je model porušil
CS 3	8—10	200	0	0	0	+0,04	2,9	0,08	—	pri 98 bar se je razpoka že širila

S pomočjo teh podatkov smo določili velikost razpok. Dimenzije razpok (a , b) so v tabeli 3. Razpoke niso smele biti premajhne. Za uspešno izvedbo preizkusa je bilo treba tvegati in razpoke narediti čim večje. V obravnavi bomo razčlenili, zakaj dejanskih velikosti razpok iz razpoložljivih podatkov ni bilo mogoče določiti.

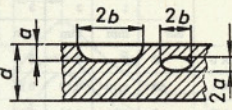
Model smo nameravali statično obremeniti do 50, 80 in 100 bar ter ga vsakokrat razbremeniti. Sledil bi simuliran vodni udar. Tako smo model najprej napolnili z vodo in ga obremenili na 50 bar. Počakali smo nekaj ur ter merili lezenje in akustično aktivnost. Nato smo model razbremenili in izmerili velikost plastičnih deformacij. Isto smo ponovili pri obremenitvi 80 bar. Ko smo model nameravali obremeniti na 100 bar, se je pri 98 bar krhko porušil na razpoki CS 2. Malo pred zlomom je narasla aktivnost akustične emisije približno za dva reda velikosti v primerjavi z aktivnostjo v stabilnem območju obremenitev [4].

Po opravljenih analizah, ki so pokazale, da so bile razpoke nadkritičnih dimenzij, smo lahko popravili potrebno velikost razpok. Upoštevali smo tudi oblikovna odstopanja zvarjene lupine modela, ki vplivajo na napetostno polje. Zamenjali smo porušeni del z novim, na katerem so bile razpoke s popravljeno globino in dolžino. Dimenzije novih razpok (a , b) so razvidne v tabeli 4. Statični del preizkušanj smo ponovili. Model smo obremenili na 94 bar, ga razbremenili in ponovno obremenili na 112 bar. Preizkus dinamične porušitve je bil opravljen z raketnimi motorji, ki so bili nameščeni v notranjosti modela. Dinamična obremenitev je imela 60 bar statične predobremenitve. Tlak v modelu je naraščal tako hitro, kakor narašča pri resničnem vodnem udaru. V nekaj desetinkah sekunde je narasel na 144 bar. Model je kljub znatnim plastičnim deformacijam prenesel to obremenitev.

Nato smo model ponovno statično obremenili malo nad 150 bar. Želeli smo ugotoviti, če se je zaradi dinamične obremenitve katera od razpok povečala in preseгла kritično velikost. S pomočjo detektirane aktivnosti virov akustične emisije med relaksacijo modela pri tem tlaku smo ugotovili, da

Tabela 4: Razpoke v fazi B preizkušanja

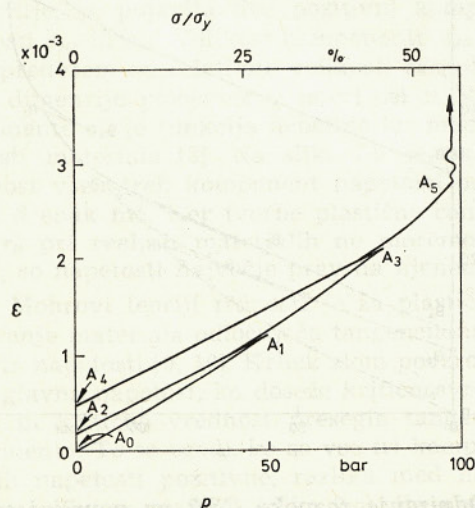
Razpoka	a	b	e	s	$\frac{6\omega}{d}$	$\frac{\sigma_M}{\sigma}$	K_I	δ		Opombe		
								δ	δ			
								$p = 144$ bar	$p = 152$ bar	$p = 144$ bar	$p = 152$ bar	$p = 144$ bar — dinamična obremenitev $p = 152$ bar — statična obremenitev
	mm	mm	mm	mm			$\text{kN mm}^{-3/2}$	$\text{kN mm}^{-3/2}$	mm	mm		
CS 1	≈1,5	20	-1	0,5	-0,02	+0,04	0,2	0,2	—	—		površinske razpoke
CS 2	6—8	90	-1	0,5	-0,02	-0,30	1,5	1,6	0,10	0,17		
CS 3	6—8	25	+5	3	+0,43	+0,74	1,9	2,0	0,13	0,26		



so bile razpoke še zmeraj stabilne. Ker je bila dinamična obremenitev kratkotrajna, smo dobili podatke še o aktivacijskem času virov akustične emisije [4].

4. REZULTATI MERITEV

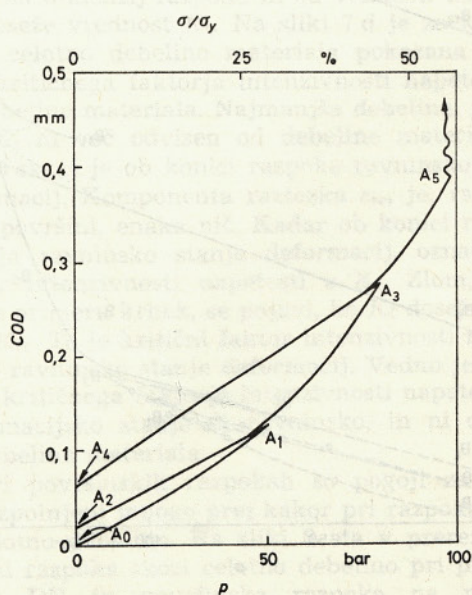
Na slikah 3 in 4 ter v tabeli 5 so rezultati meritev v prvi — fazi A preizkušanj. Ta faza se je končala s krhko porušitvijo modela. Hkrati smo zapisovali le signale s COD 2 in SG 2* v odvisnosti od tlaka. Preostali rezultati so razvidni v točkah A 0—A 4. V točki A 5 je prišlo do porušitve. Lom se je pričel na razpoki CS 2. Širil se je v obe smeri vzdolž zvara in prekoračil radialni zvar. Nato se je ustavil v osnovnem materialu. Na sliki 3 je viden potek deformacije na radialnem zvaru v tangencialni smeri tik ob razpoki CS 2 vse do porušitve. Slika 4 prikazuje odpiranje razpoke CS 2. Merjena je na površini modela. V tabeli 5 so še rezultati vseh drugih meritev v točkah A 0 do A 5. Deformacijo modela smo merili tudi tam, kjer razpoke niso vplivale na velikost napetosti. Relativnega povečanja obsega modela v tej fazi preizkušanj nismo merili. Temperatura materiala je bila ves čas približno 9 °C. Kljub temu, da so notranje napetosti na križnem spoju največje, je delež plastične deformacije na sliki 3 majhen. Na SG 2* (tabela 5) smo ugotovili še manjšo plastično deformacijo. Ta merilni listič je bil prav tako tik ob razpoki. Ugotovi-



Sl. 3. Deformacije na SG 2* v fazi A preizkušanja

vimo lahko, da je do porušitve prišlo pri skoraj elastični deformaciji. Torej je bil zlom modela krhek. To je potrdil tudi videz prelomne površine.

Rezultati v drugi — fazi B preizkušanj so podani na slikah 5 in 6 ter v tabeli 5. Hkrati smo zapisovali signale s p , COD 2, COD 3, SG 2*, SG 3* in merili relativno povečanje obsega modela $\Delta l/l$. Preostali rezultati so razvidni v točkah B 1—B 4. Ta del pripada statičnemu preizkusu. Točke B 5 do B 9 so iz dinamičnega preizkušanja, točke B 10 do B 13 pa iz ponovljenega statičnega preizkušanja. Rezultati na slikah 5 in 6 so pomembni za obravnavo najbolj kritične razpoke CS 3. Slika 5 prikazuje potek deformacije na radialnem zvaru v tangencialni smeri tik ob razpoki. Delež plastične deformacije nad 120 bar močno naraste. Pri najvišjem doseženem tlaku se je plastično deformiral že celoten model (tabela 5). Delež plastične deformacije je posebno velik v najožji okolici zvarov [5]. Na sliki 6 je prikazan potek odpiranja razpoke CS 3, merjen na površini modela. Podoben potek deformacije in odpiranja razpoke smo zaznali tudi na CS 2. Absolutne vrednosti so bile tu mnogo manjše. V tabeli 5 so še rezultati drugih meritev v toč-



Sl. 4. Odpiranje razpoke CS 2 na površini modela v fazi A preizkušanja

kah B 0—B 4. Od točke B 5 dalje so bile opravljene le meritve tistih veličin, ki omogočajo opisati obnašanje razpok. Preostalih veličin med dinamično obremenitvijo nismo imeli možnosti hkrati meriti. Odpiranje razpoke CS 1 tudi nismo mogli meriti, saj ta ni bila površinska. Ker se je preizkušanje v tej fazi časovno zavleklo, temperatura materiala ni bila ves čas enaka.

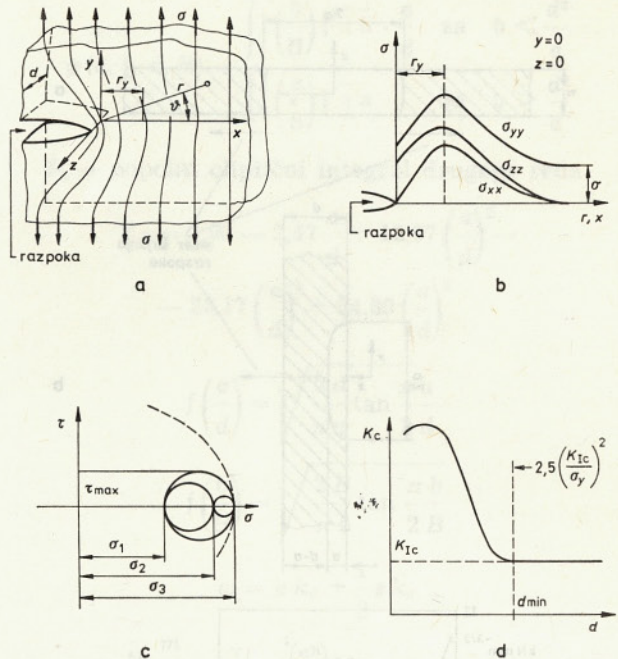
5. RAZPRAVA

Kako in pri kakšni napetosti se material zlomi zaradi razpoke znanih razsežnosti, je v splošnem odvisno od lastnosti materiala, temperature, hitrosti obremenjevanja in od napetostnega stanja. Temperaturo materiala in hitrost obremenjevanja smo kontrolirali med preizkušanjem modela. Lomno žilavost, ki je pri znani temperaturi in hitrosti obremenjevanja odvisna le od materiala, smo skušali izmeriti. Napetostno stanje ob konici razpoke je odločilno za to, kakšen bi bil zlom. Na napetostno stanje vplivajo lega in usmerjenost razpoke, oblika modela ter notranje napetosti zaradi ukrivljanja pločevine in zaradi varjenja. Na dejansko velikost napetosti, ki so delovale v lupini modela, je vplivala poleg notranjih napetosti še oblika modela. Zaradi tega je treba posamič obravnavati, kolikšen vpliv so imeli na stabilnost pripravljenih razpok:

1. lega in usmerjenost razpok,
2. notranje napetosti,
3. dejanska oblika izdelanega modela.

Posledica razpoke v obremenjenem materialu je koncentracija napetosti ob njeni konici (slika 7 a). Napetosti v širši okolici se kljub razpoki ne spremenijo. Koncentracija napetosti je omejena le na majhno področje ob sami konici razpoke. Material v tem področju bi se zaradi povečane napetosti skrčil v smereh, ki so pravokotne na smer delovanja napetosti σ . Ker okoliški material, kjer ne delujejo v smeri osi y tako velike napetosti, to preprečuje, se pojavita dve pozitivni komponenti napetosti σ_{xx} in σ_{zz} . Velikost komponente σ_{xx} je odvisna predvsem od relativne velikosti razpoke glede na dimenzijo pločevine v smeri osi x . Velikost komponente σ_{zz} je funkcija debeline ter mehanskih lastnosti materiala [3]. Na sliki 7 b je nakazana odvisnost vseh treh komponent napetosti od r , če je kot ϑ enak nič. Ker tvorbe plastične cone velikosti r_y pri realnih materialih ne moremo zanemariti, so napetosti največje prav na njenem robu.

Po Mohrovi teoriji trdnosti je za plastično deformiranje materiala odločilna tangencialna komponenta napetosti [9, 10]. Krhek zlom povzroči največja glavna napetost, ko doseže kritično vrednost, ne da bi kritično vrednost preseгла tangencialna komponenta. To se zgodi, ko so vse tri komponente glavnih napetosti pozitivne, razlika med največjo in najmanjšo pa majhna (slika 7 c). Za nevarnost pojava krhkega loma so torej odločilne napetosti



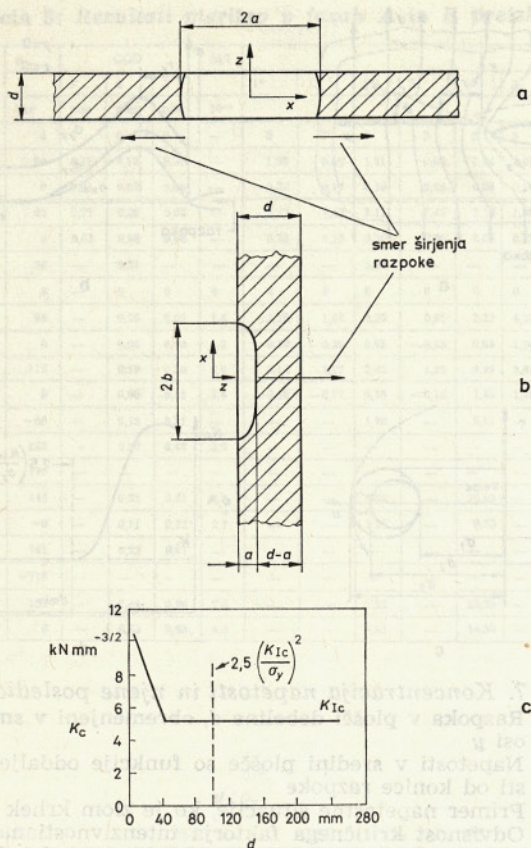
Sl. 7. Koncentracija napetosti in njene posledice

- a — Razpoka v ploči debeline d , obremenjeni v smeri osi y
 b — Napetosti v sredini ploče so funkcije oddaljenosti od konice razpoke
 c — Primer napetostne situacije, ko je zlom krhek
 d — Odvisnost kritičnega faktorja intenzivnosti napetosti razpoke skozi celotno debelino od debeline materiala

na robu plastične cone. Tam je pogoj po troosnem nateznem napetostnem stanju najprej izpolnjen.

Zlom obremenjenega materiala z razpoko se pojavi, ko faktor intenzivnosti napetosti K , ki je odvisen od dimenzij razpoke in od velikosti napetosti [3], doseže vrednost K_c . Na sliki 7 d je za razpoko skozi celotno debelino materiala pokazana odvisnost kritičnega faktorja intenzivnosti napetosti K_c od debeline materiala. Najmanjša debelina, pri kateri K_c ni več odvisen od debeline materiala, je d_{min} . Takrat je ob konici razpoke ravninsko stanje deformacij. Komponenta raztezka ϵ_{zz} , je, razen na sami površini, enaka nič. Kadar ob konici razpoke obstaja ravninsko stanje deformacij, označujemo faktor intenzivnosti napetosti s K_I . Zlom, ki je v tem primeru krhek, se pojavi, ko K_I doseže vrednost K_{Ic} . To je kritični faktor intenzivnosti napetosti za ravninsko stanje deformacij. Vedno je manjši od kritičnega faktorja intenzivnosti napetosti, ko deformacijsko stanje ni ravninsko, in ni odvisen od debeline materiala.

Pri površinskih razpokah so pogoji za krhek lom izpolnjeni mnogo prej kakor pri razpokah skozi celotno debelino. Na sliki 8 sta v prerezu prikazani razpoka skozi celotno debelino pri preizkušancu DN in površinska razpoka na modelu. V razmerah na sliki 8 a lahko prepreči skrčenje v smeri osi z le večja debelina materiala d . Pri



Sl. 8. Izpolnitev pogojev za pojav krhkega loma
 a — Razpoka skozi vso debelino materiala (preizkušane DN)
 b — Površinska razpoka na modelu
 c — Rezultati japonskih raziskav [11]

površinski razpoki na sliki 8 b v smeri osi z se skrčenje ne more pojaviti. Vpliv ostanka materiala velikosti $d-a$ na velikost komponente σ_{xx} je manj izrazit, če le razpoka ni preveč globoka. Ito in sodelavci [11] so s preizkušanci WP (*wide plate test*) s poskusi določili za površinske zarez odvisnost K_c od debeline materiala. Rezultat je podan na sliki 8 c. Vidi se, da bi za zarez skozi celotno debelino dosegli ravninsko stanje deformacij šele pri dosti večji debelini. Preizkušani material je bil v mnogočem podoben Sumitenu 80 P.

Iz navedenega je razvidno, zakaj nismo mogli dimenzionirati pripravljenih razpok glede na podatek proizvajalca jekla. Kritični faktor intenzivnosti napetosti $K_c = 7,7 \text{ kN mm}^{-3/2}$ je dobljen s preizkušanci DN debeline 50 mm. Ker je bila razpoka oziroma zarez pri preizkušancih DN narejena skozi celotno debelino, ni bil izpolnjen pogoj o ravninskem stanju deformacij. Površinske razpoke na modelu so izpolnjevale ta pogoj zanesljivo bolj strogo.

Obnašanje obremenjenega zvarjenca z razpoko je odvisno tudi od notranjih napetosti. V zvarjih

in njihovi okolici so notranje napetosti v splošnem precejšnje, zato jih ni mogoče zanemarjati. Analitično jih je težko določiti, eksperimentalne metode so pa zamudne, drage in tudi nenatančne. Faktor intenzivnosti napetosti K je tako odvisen od oblike zunanjih in notranjih napetosti.

$$K = K^d - K^{nn}$$

K^d — dejanski faktor intenzivnosti napetosti,
 K^{nn} — prispevek notranjih napetosti.

S preizkusi določen kritični faktor intenzivnosti napetosti K_c je zato večji ali manjši od dejanskega kritičnega faktorja intenzivnosti napetosti K_c^d :

$$K_c = K_c^d - K_c^{nn}$$

Prispevek notranjih napetosti h kritičnemu faktorju intenzivnosti napetosti K_c^{nn} je pri ročnem varjenju večji kakor pri varjenju z avtomatom. Prav tako je ta prispevek izrazitejši pri debelejših zvarjenjih. Takrat se ponavadi pojavi še troosno napetostno stanje notranjih napetosti, kar povečuje nevarnost krhkega loma. Prispevek notranjih napetosti je zanemarljiv pri majhnih preizkušancih.

Tudi notranje napetosti so torej vzrok, da nismo mogli dimenzionirati pripravljenih razpok samo po podatkih proizvajalca jekla. Prispevek notranjih napetosti pri preizkušancih DN in na modelu ni primerljiv. K_c^d je zaradi drobnozrnate strukture v vseh treh smereh približno enak. Prispevek notranjih napetosti v zvarjih se po debelini materiala spreminja, vendar je za razpoke skozi celotno debelino pomembno njihovo povprečje. Pri površinskih razpokah je pomembna trenutna velikost prispevka ob konci razpoke. Ta je v bližini površin pozitiven, v notranjosti pa negativen. Podatek, dobljen s preizkušanci DN, bi lahko uporabili le pri dimenzioniranju razpok skozi celotno debelino. Seveda mora biti tudi debelina enaka.

Če ne upoštevamo notranjih napetosti, so glavne napetosti v idealno okrogli in tanki lupini naslednje:

$$\sigma_t = \frac{D}{2d} \cdot p \quad \sigma_l = 0 \quad \sigma_r = 0$$

σ_t — napetost v tangencialni smeri,

σ_l — napetost v vzdolžni smeri,

σ_r — napetost v radialni smeri,

D — premer cevovoda,

d — debelina stene,

p — tlak.

Model cevovoda RHE Bajina Bašta je bil zaprt. Posledica tega je bila napetost v vzdolžni smeri, ki je po velikosti enaka polovici napetosti v tangencialni smeri

$$\sigma_t = \frac{D}{2d} \cdot p \quad \sigma_l = \frac{D}{4d} \cdot p \quad \sigma_r = 0$$

Cevovod bo na obeh straneh vbetoniran in močno sidran. Napetostno stanje bo identično napetostnemu stanju na modelu. Največji mogoči tlak v takšnem cevovodu določa Misesov kriterij [9]

$$(\sigma_t - \sigma_l)^2 + (\sigma_l - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_t)^2 = 2 \sigma_y^2$$

Iz tega izhaja

$$p_{\max} = \frac{2}{3} \sqrt{3} \frac{2d}{D} \sigma_y \approx 1,15 \cdot \frac{2d}{D} \sigma_y$$

kar je dobrih 15 % več, kakor bi prenesel odprt cevovod. Zgornje velja edino v primeru popolne homogenosti zvarov. Tudi mehanske lastnosti zvarov bi morale biti enake ali pa boljše od lastnosti osnovnega materiala.

Model s pripravljenimi dovolj velikimi razpokami v zvarih se je zato moral porušiti pred tlakom p_{\max} . Poleg vodnega tlaka v modelu vpliva na velikost komponent napetosti σ_t in σ_l še dejanska oblika modela.

Zaradi spremembe smeri vodnega toka je cevovod večkrat lomljen. Zato je za 5° zlomljen tudi model. Preizkušani zvari s pripravljenimi razpokami so bili na konkavni strani modela. Tukaj lahko pride med eksploatacijo cevovoda do 10 % povečanja napetosti v vzdolžni smeri. Zaradi smeri pripravljenih razpok ta komponenta napetosti ni pomembna za porušitev modela. Razpoke so vzdolžne, zato je pomembna velikost napetosti v tangencialni smeri. Na njihovo povečanje vplivajo oblikovna odstopanja lupine od idealne krožnice. V praksi takšne cevi niso nikoli popolnoma okrogle. Največja odstopanja so na samih zvarih, in sicer zaradi težav pri upogibanju in pri montaži ter zaradi neenakomernega segrevanja pri varjenju. Odstopanja se kažejo kot slemenasti in stopničasti zvari. Kadar je cevovod obremenjen, so njihove posledice še dodatno upogibne napetosti. Ta odstopanja je bilo zato treba na modelu kontrolirati, saj bi bila glede na smer pripravljenih razpok lahko odločilna za porušitev modela. Pri izračunu faktorja intenzivnosti napetosti K_I in velikosti odprtja konice razpoke δ smo dodatne napetosti in pomike zaradi slemenaste in stopničaste oblike lahko upoštevali računsko.

Kadar je ob konici razpoke doseženo ravninsko stanje deformacije, je pri izračunu faktorja intenzivnosti napetosti K_I treba razlikovati dolge in kratke razpoke. To so dognali s preizkusi na preizkušancih WP z znanimi oblikovnimi odkloni na zvarih [11].

$$K_I = \frac{l + 0,12 \cdot \left(1 - \frac{a}{b}\right)}{\Phi_0} \cdot \left[l + 6 \frac{\omega}{d} \frac{Y_B}{\sqrt{\pi}} f^{-1} \left(\frac{a}{d} \right) \right] \sigma \cdot g(a, b, d, B)$$

$$g(a, b, d, B) = \begin{cases} f\left(\frac{b}{B}\right) \sqrt{\pi b} \cdot \frac{a}{d} & \text{za } b < \frac{d^2}{a} \\ f\left(\frac{a}{b}\right) \sqrt{\pi a} & \text{za } b > \frac{d^2}{a} \end{cases}$$

Φ_0 — popolni eliptični integral drugega reda

$$Y_B = 1,99 - 2,47 \frac{a}{d} + 12,97 \left(\frac{a}{d}\right)^2 - 23,17 \left(\frac{a}{d}\right)^3 + 24,80 \left(\frac{a}{d}\right)^4$$

$$f\left(\frac{a}{d}\right) = \sqrt{\frac{2d}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2d}}$$

$$f\left(\frac{b}{B}\right) = \sqrt{\frac{2B}{\pi b} \tan \frac{\pi b}{2B}}$$

$$\omega = e k_e + \frac{1}{2} s k_s$$

$$k_e = \frac{l}{2} \frac{\text{th} \frac{m}{2}}{\frac{m}{2}} \quad k_s = \frac{\text{sh } \lambda m [\text{ch}(l - \lambda) m - \lambda]}{\lambda (l - \lambda) \text{ch } m}$$

$$m = \sqrt{3(1 - \mu^2)} \frac{\sigma}{E} \cdot \frac{1}{d} \quad \lambda = \frac{\text{širina zvara}}{l}$$

a, b — globina in polovična dolžina razpoke
 d, l, B — debelina, dolžina in širina WP preizkušanca

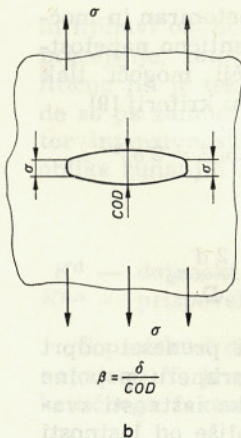
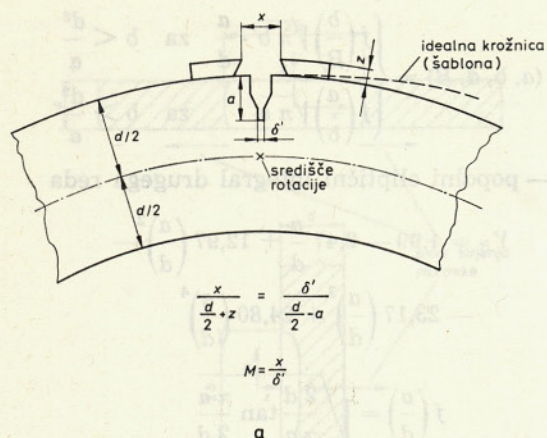
e, s — slemenasta in stopničasta oblikovanost

$6 \frac{\omega}{d}$ v izrazu za K_I pomeni delež upogibnih napetosti. Te so posledica slemenaste (e) in stopničaste (s) oblikovanosti zvarov. Na modelu smo jih vsakokrat izmerili s šablono, dolgo 1 m. Rezultati so podani v tabelah 3 in 4. Preizkušanci WP, na katerih so merili vpliv slemenaste in stopničaste oblikovanosti, imajo končne dimenzije. Zaradi tega izrazov za $f\left(\frac{b}{B}\right)$, k_e in k_s brez aproksimacij ne moremo uporabiti za preizkusne zveze na modelu.

Deleže upogibnih napetosti $\frac{\sigma_B}{\sigma}$ smo zato skušali izmeriti z merilnimi lističi SG 1*, SG 2* in SG 3*. Rezultati so podani v tabelah 3 in 4.

Primerjamo jih lahko z izračunanimi $6 \frac{\omega}{d}$. Od-

stopanja so precejšnja, zato smo se pri obdelavi merskih podatkov naslonili na eksperimentalno določeno velikost upogibnih napetosti. Izračunane vrednosti faktorjev intenzivnosti napetosti K_I za fazo A preizkušanj so podane v tabeli 3, za fazo B pa v tabeli 4. Vrednosti so korigirane za velikost nastale plastične cone. Natančnost je odvisna v naj-



Sl. 9. Velikost odprtja konice razpoke δ , merjena na površini modela

a — Geometrijski faktor povečanja pomikov zaradi upogiba — M
b — Faktor β

večji meri od resnične globine razpoke a . Te nismo mogli izmeriti natančneje od 10 %. Pri analizi porušenega modela se je pokazalo, da je bila za obremenitev pri 98 bar v fazi A poleg razpoke CS 2 nadkritična tudi razpoka CS 3. Ugotovili smo, da je kritični faktor intenzivnosti napetosti K_{Ic} za področje toplotnega vpliva preizkusnih zvarov približno $2,9 \text{ kN mm}^{-3/2}$. V njem je že zajet prispevek notranjih napetosti.

Če obremenitev materiala z razpoko preseže 70 % meje plastičnosti, so pri izračunu faktorja intenzivnosti napetosti K_I potrebni znatni popravki velikosti razpoke. Zaradi ne povsem znanega vpliva velikosti plastične cone so ti popravki le približni. V tem primeru je primerneje uporabiti za merilo velikost odprtja konice razpoke δ [3]. To smo merili na površini modela. Ob upoštevanju rotacije na površini zaradi upogibov lahko tako dejansko izračunamo velikost odprtja konice razpoke δ

$$\delta = \beta \left(L + \frac{R}{M} \right) COD$$

β — faktor, ki upošteva razmere pomikov na površini modela in v konici razpoke,

L — faktor, ki upošteva delež natezne napetosti,

R — faktor, ki upošteva rotacijo zaradi upogiba,

M — geometrijski faktor povečanja pomikov zaradi upogiba (slika 9 a).

$$L = \frac{1}{1 + \frac{\sigma_B}{\sigma}} \quad R = \frac{\frac{\sigma_B}{\sigma}}{1 + \frac{\sigma_B}{\sigma}} \quad M = \frac{d + 2z}{d - 2a}$$

σ, σ_B — celotna napetost in delež upogibnih napetosti,

d — debelina materiala,

a — globina razpoke,

z — oddaljenost merilnih točk od površine modela (slika 9 a).

Faktor β je dobljen analitično za neskončno veliko ploščo z razpoko skozi celotno debelino (slika

9 b). Velikost odprtja konice te razpoke so obravnavali z modelom »strip yield« [12, 13], pomeni pa razmerje med dejanskim odprtjem konice razpoke pri natezni obremenitvi in razmikom površin v sredini razpoke. Izračunane velikosti odprtja konice razpoke so podane v tabelah 3 in 4. V fazi A preizkušanja smo jo pri tlaku 98 bar lahko izračunali le za razpoko CS 2. V trenutku porušitve modela nismo namreč merili veličin COD 1 in COD 2. Pri tej sorazmerno majhni obremenitvi (55 % meje plastičnosti) δ zaradi ravninskega stanja deformacije ni merilo za kritičnost razpoke CS 2. Drugače je bilo v fazi B preizkušanja, ko se je napetost približala meji plastičnosti. Na CS 2 smo izmerili velikost odprtja konice razpoke 0,17 mm, na CS 3 pa 0,26 mm. Zadnja je skoraj tolikšna kakor kritična velikost δ_c pri 0 °C (tabela 2). S tako meritvijo ne moremo zajeti prispevka notranjih napetosti. Razpoko namreč natezne notranje napetosti ob njenem nastanku že nekoliko razmaknejo. Za CS 1 velikosti odprtja konice razpoke nismo mogli meriti. Razpoka pač ni bila površinska.

Material Summiten 80 P sam po sebi ni posebno krhek, kar se vidi iz mehanskih lastnosti v tabeli 1. Pričakovati je bilo, da morebitni zlom pri statičnem obremenjevanju ne bo krhek. Kljub temu se je v točki A 5 model porušil krhko. Pri tem so morali biti izpolnjeni prav vsi pogoji za pojav krhkega loma. Doseženo je bilo troosno natezno napetostno stanje. Razpoki CS 2 in — kakor se je pokazalo pozneje — tudi CS 3 sta bili za dano napetostno stanje nadkritični. Tako smo dobili podatek o kritičnem faktorju intenzivnosti napetosti za ravninsko stanje deformacij K_{Ic} pri 9 °C ($2,9 \text{ kN mm}^{-3/2}$). Delovanje notranjih napetosti je bilo pri tem že zajeto. V nadaljevanju preizkušanj, ko so bile razpoke manjše, ni prišlo do zloma. Treba je omeniti, da je bila temperatura nekaj višja. Pri tej temperaturi razpoke niso bile kritične kljub velikim in dinamičnim obremenitvam. Aktivnost akustične emisije v okolici razpoke CS 3 se je pri obremenitvi 152 bar znatno povečala [4]. Sklepamo lahko, da je bila ta razpoka skoraj že kritična. To

potrjuje izmerjena vrednost odprtja konice razpoke δ (tabela 4). Izračunana vrednost K (tabela 4) pri tej obremenitvi tudi ni zanemarljiva. Upoštevati moramo da velikosti razpok nismo merili s posebno veliko natančnostjo. S tem, da smo pri preizkušnji modela dosegli njegovo vsestransko plastičnost, je bil dosežen najzahtevnejši pogoj pri testiranju tlačnih posod proti nevarnosti krhkega loma.

Idealno bi bilo, če bi preizkuse opravili pri 0 °C. To je najnižja mogoča temperatura, s katero je treba računati pri eksploataciji cevovoda. Lomne lastnosti materialov so namreč pri nižjih temperaturah slabše, zato bi tako dobljeni rezultati bili najbolj realni. Ker smo morali iz objektivnih razlogov preizkuse opravljati pri višjih temperaturah, je bilo treba dobljene podatke korigirati. Na voljo smo imeli približno temperaturno odvisnost lomne žilavosti Sumitena 80 P, kar je zadoščalo [14].

6. SKLEP

Preizkušanje modela cevovoda reverzibilne hidroelektrarne Bajina Bašta je največji in najkompleksnejši preizkus te vrste pri nas. Takšnih preizkusov praktično ni mogoče zaslediti tudi drugod po svetu. Povezani so namreč s porabo ogromnih finančnih sredstev. Poleg tega je treba najeti raznovrstne strokovnjake skupaj s pripadajočo opremo, saj se pojavljajo zelo zahtevni problemi na različnih področjih. Naj jih nekaj naštejemo: konstruiranje, varjenje, transport, montaža, pirotehnika, mehanika loma, neporušne metode preiskave materialov, električno merjenje neelektričnih fizikalnih veličin, optično merjenje deformacij in detekcija hitrih pojavov, akustika in detekcija akustičnih signalov itd.

Preizkus ocenimo lahko kot uspešen, čeprav predvidenega proučevanja širjenja razpoke s hitro kamero nismo mogli zajeti. Dinamično nam modela ni uspelo porušiti. Takšen razplet pa je bil ugoden za oceno odpornosti cevovoda proti krhke-mu lomu. Rezultati Robertsonovih testov, opravljeni v Gentu [15], nam to nadomestijo. Po rezultatih preizkušanj modela smo ugotovili, da je projekt zasnovan realno in da predpisana tehnologija varjenja zagotavlja dovolj dobre lomne lastnosti tudi za najkritičnejše točke zvarov. Ocenili smo, kako velike so lahko oblikovno najkritičnejše ravninske diskontinuitete, da so zanesljivo še podkritične. Tako smo lahko določili še dopustna oblikovna odstopanja zvarov in kriterije za neporušno preiskavo zvarov.

Ker bo pri gradnji cevovoda celotna tehnologija enaka kakor pri izdelavi modela, lahko na osnovi pridobljenih podatkov ocenimo njegovo zanesljivost. 6 do 8 mm globoka razpoka pri 20 °C ni povzročila porušitve modela, tudi ko so se napetosti približale meji plastičnosti. Ker napetosti v cevovodu pri eksploataciji ne morejo preseči 60 % meje plastičnosti, bi bila takšna razpoka pri tej tempe-

raturi zanesljivo podkritična. Mejna temperatura pri eksploataciji cevovoda je 0 °C. Ob upoštevanju določenih varnostnih faktorjev smemo v zvarih dopustiti ravninske diskontinuitete, za katere je prehodna temperatura za pojem krhkega loma nižja od 0 °C. Če je to izpolnjeno, smo dosegli največjo mogočo varnost cevovoda. Za material Sumiten 80 P se glede na znižanje prehodne temperature za pojav krhkega loma za 20° zmanjša kritična velikost razpoke skozi vso debelino za skoraj 35 % [14]. Zato bi lahko dopustili 3 mm globoke površinske in skoraj 6 mm velike notranje razpoke, oddaljene od površine vsaj 0,15 d . Tudi če te niso posebno dolge, se ne morejo izogniti ultrazvočni neporušni preiskavi, ki jo opravlja zanesljiv in šolan operater.

Dopuščamo lahko tudi določeno oblikovno odstopanje. V tem primeru je treba ustrezno zmanjšati velikost razpok, ki jih lahko dopuščamo.

LITERATURA

- [1] J. Kuder: Dinamični preizkus modela varjenega cevovoda, seminar za diplomski študij na Fakulteti za strojništvo v Ljubljani.
- [2] J. Kuder: Making Crack Starters by Explosion, IIW Doc. X-916-78.
- [3] V. Gliha: Lomna žilavost — merilo za ocenjevanje kritičnosti planarnih diskontinuitet, Strojniški vestnik, 25, 1979/1—2.
- [4] I. Grabec, P. Mužič, J. Kuder, V. Gliha: Uporaba akustične emisije pri testiranju trdnosti zvarjenih konstrukcij, Strojniški vestnik, 24, 1978/3—4.
- [5] Measurement of Plastic Deformations on a Pipe Section at Maribor — Yugoslavia, Laboratorium voor Weerstand van Materialen, Gent, oktober 1977.
- [6] ASTM E 399-74: Standard Method of Test for Plane Strain Fracture Toughness of Metallic Materials.
- [7] BS 5447: Method of Test for Plane Strain Fracture Toughness (K_{Ic}) of Metallic Materials.
- [8] BS Draft for Development: Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing.
- [9] A. Nadai: Theory of Flow and Fracture of Solids, 1950.
- [10] H. Liebowitz: Fracture III, Moskva 1975.
- [11] T. Ito, K. Tanaka, M. Sato: Study of Brittle Fracture Initiation from Surface Notch in Welded Fusion Line, IIW Doc. X-704-73.
- [12] F. M. Burdekin, D. E. W. Stone: The Crack Opening Displacement Approach to Fracture Mechanics in Yielding Materials, Journal of Strain Analysis, 2, 1966.
- [13] F. M. Burdekin: Zasebno dopisovanje.
- [14] Recommendation for the Notch Size of the Prototype Penstock Burst Test, Sumitomo Metal Industries Ltd, maj 1977.
- [15] Four Robertson Tests of Sumiten 80 P Steel Plates, Laboratorium voor Weerstand van Materialen, Gent, marec 1977.

Naslovi avtorjev: Vlado Gliha, dipl. ing. fiz.,
Mejna 57, Maribor
Jože Kuder, dipl. ing. str.
Kamniška 30, Maribor
Inoslav Rak, dipl. ing. met.,
Metalna Maribor — RRI,
Zagrebska 20, Maribor
prof. dr. Igor Grabec,
Fakulteta za strojništvo,
Murnikova 2, Ljubljana