# Preizkus modela tlačnega cevovoda, zavarjenega iz poboljšanega konstrukcijskega jekla, za reverzibilne hidroelektrarne

INOSLAV RAK-VLADIMIR GLIHA-JOŽE KUDER

## 1. UVOD

Zaradi specifičnosti reverzibilne hidroelektrarne (RHE) (dnevna sprememba vodnega toka, višinska razlika okoli 600 m, neugodna geološka sestava tal) smo se lotili dimenzioniranja tlačnega cevovoda tako, da smo projektirali eno tlačno cev brez upoštevanja hribine. Izračun je pokazal, da je mogoče izvesti to le z uporabo zelo trdnega malo legiranega jekla z najmanjšo trdnostjo  $\sigma_{\rm m} = 700 \text{ N/mm}^2$  z debelino stene 42 do 47 mm pri premeru cevi 4200 mm.

Dopustna napetost je bila določena v višini 0,6  $\sigma_m$ in je znašala torej 420 N/mm<sup>2</sup>. Edino takšna rešitev je izključevala izdelavo dveh cevovodov, tj. vrtanje dveh predorov pod zemljo, pri čemer bi bili stroški izgradnje neprimerno višji. Z navedeno rešitvijo sta količina vode in tlak dovolj velika za pridobitev električne energije 2 × 300 MW (slika 1).

Zaradi prvič uporabljenega jekla V.T.N.L v tako velikih debelinah in visoki izkoriščenosti, zaradi nagnjenosti jekla k pokljivosti v toplotno vplivnem področju po toplotni obdelavi in zaradi opustitve tlačnega preizkusa po montaži cevovoda smo izvedli pred izdelavo cevovoda preizkus modela cevovoda v naravni velikosti. Na modelu smo izvedli s preverjeno tehnologijo varjenja vzdolžnih zvarnih spojev s postopkom EPP, radialni spoj pa s postopkom E.

Na modelu smo v toplotno vplivnem področju zvarov postavili v bližini mesta križanja zvarov umetne napake v dimenzijah, za katere smo domnevali, da so še dopustne. Domneve so temeljile na osnutkih linearno-elasto- in elasto-plastomehanike. Pri statičnih in udarnih obremenitvah smo hoteli dokazati varnost cevovoda, potrditi dopustnost izvedenih napak pri obremenitvah  $0,6\sigma_m$  in več ter obnašanje napak pri možnem vodnem udaru, katerega naraščanje traja od ene do nekaj sekund. Na drugi strani smo z modelnim preizkusom hoteli dokazati pravilnost uporabljene tehnologije varjenja ter varnostno raven cevovoda.

## 2. PODATKI O OSNOVNEM IN DODAJNEM MATERIALU

Fizikalne lastnosti jekla V.T.N.L. z debelino 50 mm v poboljšanem stanju in lastnosti zvarnih spojev EPP in E so zbrane v razpredelnici 1.

### 3. IZVEDBA MODELA KOT PROTOTIP ZA CEVOVOD

Model je bil izdelan iz jeklene pločevine VT 80 debeline 47 mm. Upogibanje plošč je potekalo v navpičnem uvijalnem stroju, izbokla dna pa so bila izdelana iz koničnih segmentov. Preizkusni del cevi je bil varjen s tremi vzdolžnimi zvari EPP, sredinski radialni zvar pa s postopkom E z oplaščeno bazično elektrodo, tako da je bil en del cevi proti drugemu nagnjen za 10<sup>°</sup>, kakor je v dejanskem delu cevovoda izvedeno koleno. V mesta križanj radialnega zvara s tremi vzdolžnimi zvari



Sl. 1. Razvrstitev reverzibilne hidroelektrarne (vzdolžno, mere v metrih)

				-	azpi	.cuc.	inica i							
and the second		and the second		Upogib $R = 1,57$			Žilavos	t (zarez	a V)	2	Žilavost zvara EPP			
Material	$\sigma_{ m t}$ N/mm <sup>2</sup>	σ <sub>m</sub> N/mm <sup>2</sup>	δ <sub>5</sub> 2 0/0				VE_40 J	v TrE °C	v TrS °C	-	VEJ	t5 v TrE ⁰C	v TrS °C	
HT 80, povprečno ≠ 47 mm, min. Oplaščena el. EPP	810 700 854 699	860 800 889 801	17 22 23	180 S. b. 1 S. b. 1	80a 80a	LCSS	203 160 39 32	89 55 34	92 58 32 27	zvar stik TVF	89 81 213	80 39 98	75 38 92	
Kemična sestava (º/₀)	С	Si I	Mn	Р	S		Cu	Ni	Cr	Мо	v	в	$\mathbf{C}_{eq}$	
Osnovni material Zvar z opl. el. Zvar EPP	0,11 0,06 0,05	0,31 0,59 0,34	0,85 1,54 1,89	0,009 0,016 0,020	0, 0, 0,	006 009 011	0,24 	0,98 1,86 0,14	0,40 0,30 0,44	0,45 0,46 0,72	0,04	0,0015 	0,484 0,557 0,677	
Podatki o lomni mehaniki ≠ 47 mm	Zarezni preizku K <sub>c</sub> (N/r		D-BS 5762 (mm)		Robertsonov preizkus za EPP; začetek v TVP			   Dvoj   preiz   K <sub>c</sub> (I	} Dvojni natezni preizkus K <sub>c</sub> (N/mm <sup>3/2</sup> )		Križni preizkus pri 0 C σ <sub>lom</sub> (N/mm <sup>2</sup> )			
Stik — EPP Zvar — EPP Osnov. material	$ \begin{vmatrix} 7 & 000 & + & 20 & {}^{\sigma}C \\ 6 & 300 & 0 & {}^{\sigma}C \\ 12 & 000 & 0 & {}^{\circ}C \end{vmatrix} 0,26 $			7 + 20 ℃ 6 0 ℃ -		ujetje v osn. mat. pri — 15 °C —			7000	 7000 48 G,18 A		700 zvar z op. el 500 EPP		

**Bazpredelnica** 1

L — v smeri valjanja C — prečno na smer valjanja	VE_15, -40 — absorbirane energije (V-zareza) pri — 15 ali — 40 °C vTrE — prehodna temp. pri 1/2 porabljene energije od 100 % žilavega loma
S — stik zvara	vTrS — prehodna temp. pri 50 % žilavega loma
S. b. — bočni upogib	TVP — toplotno vplivano področje

so bile postavljene umetne napake, ki so bile določene na podlagi kriterijev lomne mehanike [1, 3, 5]. Umetne napake so bile razpoke, ki so bile izdelane tako, da se je po mehansko izvedeni ostri zarezi ta še poglobila. Poglobitev smo izvedli z eksplozivom [6]. Tako izdelana napaka je zelo podobna utrujenostni razpoki.

Slika 2 prikazuje shematsko izvedbo razpoke, slika 3 pa dejansko razpoko. Prav tako so na sliki 6



Sl. 2. Načrtovana izvedba razpoke

shematsko prikazana merilna mesta za meritev COD, deformacij z merilnimi lističi in metodo Moirè, akustične emisije, tlaka in spremembe obsega na zvarih in osnovnem materialu. Slika 4 prikazuje dejansko izvedeni model, slika 5 pa detajl ob srednjem vzdolžnem zvaru na mestu križanja z radialnim CS 2.



Sl. 3. Dejanska izvedba razpoke



Sl. 4. Model cevovoda

### 4. DOLOČITEV KRITIČNE NAPAKE V TOPLOTNO VPLIVNEM PODROČJU

Iz Burdekinove, Dawesove konstrukcijske krivulje [1, 3], ki ponazarja razmerja med  $\delta_c$ , plastično deformacijo in velikostjo napake, je glede na plašč cevovoda v varjenem stanju izbrano za konstruk-



Sl. 5. Razpoka v vzdolžnem zvaru na mestu križanja z radialnim

cijske imenske in preizkusne razmere naslednje merilo:

 $\overline{a}_{\text{maks}} = 0.09 \left(\frac{K_{\text{C}}}{\sigma_y}\right)^2 = 6.5 \text{ mm pri } 20 \ ^{\sigma}\text{C}$  $= 5.4 \text{ mm pri } 0 \ ^{\sigma}\text{C}$  $\overline{a}_{\text{maks}} = 0.09 \left(\frac{\delta_{\text{c}}}{\varepsilon_y}\right) = 10.8 \text{ mm pri } 20 \ ^{\sigma}\text{C}$  $= 6.0 \text{ mm pri } 0 \ ^{\sigma}\text{C}$ 

Za površinsko napako velja glede na njeno dolžino in globino naslednji privzetek (sl. 7).

Če je  $a/B \leq 0.7$ , potem pomeni parameter  $\bar{a}$  dopustno globino napake pri razmerju  $b/B \leq 5$ ; torej je  $b \leq 5B \leq 235$  mm polovična dolžina dopustne napake.



Sl. 6. Merilna mesta na prototipu



Sl. 7. Skica površinske razpoke

Za dolge napake velja po [4], da je treba upoštevati možnost porušitve zaradi izbočenja, tako moramo parametra a in b korigirati s faktorjem D:

$$\frac{a_{\text{maks}}}{\sqrt{RB}} = 0,019$$
, kar da  $D = 1$   
 $\frac{b_{\text{maks}}}{\sqrt{RB}} = 0,749$ , kar da  $D = 0,7$ 

Korigirana dimenzija napake je tako naslednja:

$$a_{
m maks} = 6 \, 
m mm$$
  
 $b_{
m maks} = 162 \, 
m mm$ 

in je dopustna v toplotno vplivnem področju za statične obremenitve, če povzročene napetosti ne presegajo  $2/3 \sigma_m$ . Pri tej domnevi niso upoštevane nepravilnosti, ki nastanejo pri izvedbi zvara, tj. slemenavost in stopničavost.

#### 5. DOLOČITEV KRITIČNE TEMPERATURE PREHODA V KRHKI LOM

Po zgornji domnevi je bila določena dimenzija dopustne površinske napake v toplotno vplivnem področju. Ker je znano, da na kritičnost razpoke v zvaru močno vplivata slemenavost in stopničavost [5], je bila izvedena analiza tega vpliva za oba primera površinskih razpok na mestih križanj zvarov po izvedbah CS 2 in CS 3. Analiza je bila opravljena na podlagi preračuna površinske napake v ekvivalentno napako po celotni debelini. Iz znanih podatkov preizkusa (razpredelnica 1) je bilo mogoče določiti temperaturo prehoda v krhki lom glede na ekvivalentno dimenzijo napake v toplotno vplivnem področju v primeru varjenja s postopkom EPP.

Podatki za analizo na mestu CS 3 (sl. 8):

$$a = 6 \text{ mm}, \ b = 162 \text{ mm}, \ t = 47 \text{ mm}, \ e = +5 \text{ mm}, \ d = +1 \text{ mm}$$

Podatki za analizo na mestu CS 2:

$$a = 6 \text{ mm}, b = 162 \text{ mm}, t = 47 \text{ mm}, e = -1 \text{ mm}, d = +0.5 \text{ mm}$$

Vpliv momentov zaradi slemenavosti in stopničavosti na faktor intenzivnosti napetosti K je [5]:

$$K = rac{\left(M_1\,.\,M_2\,.\,\sigma \,+\, M_3\,.\,\sigma_{
m B}
ight) \sqrt{\pi\,.\,a}}{E_{
m (k)}}$$

 $\sigma$  — imenska natezna napetost  $\sigma_{\rm B}$  — imenska upogibna napetost



Sl. 8. Shematski prikaz slemenavosti in stopnjičavosti

$$M_1 = 1 + 0,12 \left(t - \frac{a}{2b}\right)^2$$

$$a = a/t$$
  

$$\beta = a/b$$
  

$$E_{(k)} = \int_{0}^{\pi/2} \sqrt{1 - k^2 \sin^2 \Theta} \, d\Theta$$
  

$$k^2 = 1 - \beta^2$$

Faktor intenzivnosti napetosti K lahko izrazimo kot funkcijo ekvivalentne napake  $a_{eq}$  in je

$$K = \sigma \sqrt[]{a_{
m eq} \, . \, \pi} \ \sigma \sqrt[]{\pi \, . \, a_{
m eq}} = rac{(M_1 \, . \, M_2 \, . \, \sigma + M_3 \, . \, \sigma_{
m B}) \sqrt[]{\pi \, . \, a}}{E_{
m (k)}}$$

Iz tega izhaja

$$a_{eq} = \left(A + B\frac{\sigma_{\rm B}}{\sigma}\right)^2 a$$
$$A = \frac{M_1 \cdot M_2}{E_{\rm (k)}}, \quad B = \frac{M_3}{E_{\rm (k)}}$$

$$rac{\sigma_{
m B}}{\sigma} = rac{3}{t} \left( rac{ ext{tan } h \ m/2}{ ext{m}/2} \ e + d 
ight), \ m = rac{l}{t} \sqrt{3} \ (1 - 
u^2) \ rac{\sigma_{
m m}}{E}$$

kjer pomenijo:

- a<sub>eq</sub> polovično dolžino razpoke skozi debelino v primeru ravninske deformacije;
  - l dolžino, na kateri so merjeni odstopki; šablona 1000 mm;
- $\sigma_{\rm m}$  imensko trdnost, predpisano za material;

v — Poissonov količnik za jeklo.

Po zgornjem postopku je na mestu CS 3 (a = 6 mm, b = 162, e = 5 mm, d = 1)  $a_{eq} = 12,6 \text{ mm}$ .

S to vrednostjo dobimo iz diagrama na sliki 9, ki je izveden iz preizkusa (slika 10), za debelino 47 mm z zarezo v toplotno vplivnem področju zvara EPP prehodno temperaturo za krhki lom, ki znaša + 2 °C in je previsoka. Ob skrajšanju navedene razpoke na b = 25 mm se zmanjša tudi  $a_{eq} = 9,3 \text{ mm}$ , tako da se prehodna temperatura za krhki lom zniža na  $T_y = -12$  °C.



Sl. 9. Polovična dolžina razpoke c v odvisnosti od temperature prehoda v krhki lom  $T_y$ a — razpoka, b — ostrina zareze R = 0.1 mm



Sl. 10. Kritična intenzivnost napetosti  $K_c$  v odvisnosti od temperature T a — spodnja meja raztrosa

Podobni izračun je bil izveden za razpoko na mestu CS 2 (a = 6 mm, b = 162 mm, e = -1 mm, d = 0.5 mm). Zaradi manjših nepravilnosti zvara na tem mestu je  $a_{eq} = 4.32 \text{ mm}$  in iz tega je  $T_y =$ = -50 °C.

Po navedeni analizi smo določili izdelavo razpok z naslednjimi dimenzijami:

na mestu CS 3: a = 6 mm, b = 25 mm;

na mestu CS 2: a = 6 mm, b = 90 mm.

Na mestu CS 1 pa je bila vgrajena notranja napaka z dimenzijo 2b = 40 mm, 2a = 3 mm.

#### 6. IZVEDBA PREIZKUSA IN REZULTATI

Načrt preiskav je bil sestavljen iz statičnega in udarnega dela. Slika 11 shematsko prikazuje določeni in izvedeni del tako, da je bila ponovljena statična obremenitev po udarnem preizkusu s tlakom na 151 barov, tj. na višino napetosti 0,956  $\sigma_m$  za ocenitev stabilnosti modela po udarnem preizkusu. Po drugi strani pa je bil namen doseči točko, kjer postanejo nestabilne dopustne napake, določene za obremenitev 0,87  $\sigma_m$ .

Statična obremenitev je bila dosežena s tlakom vode, udarna obremenitev pa je bila dosežena v dveh stopnjah iz imenskega tlaka 60 barov, tj. iz napetosti  $0.38 \sigma_m$  s posebnim eksplozivom, ki je približno reproducirala vodni udar, kakršen lahko nastane v cevovodu zaradi hitrega zapiranja zapornic.

Slika 12 prikazuje rezultate, izmerjene na prototipu pri tlakih 117, 141 in 151 barov na plašču cevovoda, slika 13 pa na mestih postavljenih razpok CS 2 in CS 3. Razvidno je, da je statična obremenitev pri 117 barih (0,71  $\sigma_m$ ) in udarnem pri 141 barih (0,89  $\sigma_m$ ) povzročila na plašču cevovoda določeno plastično deformacijo, za kar so vzrok napetosti, ki se pojavijo zaradi hladnega uvijanja [15]. Tudi pri udarnem preizkusu je plastična deformacija materiala lahko sledila hitrosti udara.



Sl. 11. Načrtovani in izvedeni potek preizkusa



Sl. 12. Plastične deformacije na plašču modela a — brez zaostalih napetosti, b — z računskimi zaostalimi napetostmi, c — izmerjene vrednosti, č — pričetek plastične deformacije

4



Sl. 13. Plastične deformacije okoli razpok CS 2 in CS 3

				1 ] 91	1.0	Razp	rede	elnica	2				-	
Morilno	ε <sub>maks</sub> − Moiré	— po n (º/o)	netodi		e - z merilnimi lističi ( $\times$ 10 <sup>-3</sup> )									
področje		117	141	151	ba	r	2.2.27	117	0	141	0	151	0	bar
npulzoe	φ	0,49	1,31	1,53	Alation	ST. 18		2,14	- 0,18	-		_	_	
CS 1 220		0,82	1,53	2,20			0	1,77	- 0,61		-	-	_	
	У	0,41	0,83	0,89										
		0,36	0,79	0,88				Dates	la met	an akus	and the second	aliar nasa	May The	DOL TOTO
CS 2	09	0,69	0,98	1,01				3,02	0,16	4,8	1,05	7,21	2,91	
	oy	0,34	—	0,85			0	1,25	- 0,18	_	-	-		
	φ	0,48	P = 160	0,97										
	у	0,64	1,06	1,07		72.				-				
CS 3	οφ	1,46	2,08	8,52*	k			4,48	1,49	10,92	5,73	20,24	15,58*	Tag-
	oy	_	1,26	1,46			0	5,61	1,78	-	-	-		
	φ	0,49	0,78	0,97										
	У	-	0,23	0,30			-	talog	the states					- 0.4
	φ	0,16	0,63	0,51				2,24	0,07	3,26	0,20	3,48	0,40	
Dložž		0,53	1,02	0,97				Meril	lni listič	št. 3				
Plase	у	0,31	0,69	0,80										
683	126.7	0,36		0,48	(innus	nie a	2.2.		the second second	1				
Vrednost														
ECS3/eplašča		3,26	2,6	10,6			8	Latin.	25,4		28,6	100	36,5	nneino
COD-vg (	mm)													
CS 2								0,19	0,05	0,32	0,11	0,44	0,23	
CS 3	in the second							0,30	0,11	0,61	0,32	0,96	0,68	
Sprememb	oa			-				jevia						251
obsega	Par P	117	141	1	151	0		bar	12111	and the second	100			Syerov
∆l/I														
(× 10 <sup>-3</sup> )		3	4	4,8	7	4,6		dela				-		The second

 $\varphi$ , y — smer meritve, \* rast razpoke

meritev na konici razpoke ob križanju vzdolžnih z radialnim zvarom

O — meritev na konici razpoke nasproti mesta križanja zvarov

 $\triangle$  — meritev ob boku razpoke

Deformacije okoli razpoke CS 3 so precej večje kakor okoli razpoke CS 2, kar je razumljivo, saj je razpoka CS 2 manj kritična. Iz razpredelnice 2



Sl. 14. Deformacija Moiré v smeri  $\varphi$  na spodnji konici CS 3 pri 117 barih

Sl. 15. Enak posnetek kakor na sliki 14, le pri 151 barih

so razvidne vrednosti izmerjenih deformacij na mestih CS 1, CS 2 in CS 3 kakor tudi na plašču modela ter spremembe obsega na srednjem radialnem zvaru. Slika 14 prikazuje deformacije na Moirejevih mrežicah v smeri  $\varphi$  po obremenitvi s tlakom 117 barov (0,71  $\sigma_m$ ) na spodnji konici razpoke CS 3; slika 15 pa isto mesto po obremenitvi s tlakom 151 barov (0,956  $\sigma_m$ ). Časovni potek aktivnosti akustične emisije tik po dosegu tlaka 117 barov (0,71  $\sigma_m$ ) prikazuje slika 16 in s tem ponazarja stabilnost vnesenih dopustnih napak v zvarih. Podobno stanje prikazuje slika 17, in sicer pri ponovnem tlaku na 140 barov (0,896  $\sigma_m$ ), vendar po izvedenem udarnem preizkusu na 141 barov.



Sl. 16. Aktivnost akustične emisije A (impulzov v minuti) v odvisnosti od časa t pri CS 3



Sl. 17. Aktivnost akustične emisije A (impulzov v minuti) v odvisnosti od časa t pri CS 3



Sl. 18. Aktivnost akustične emisije A (impulzov v minuti) v odvisnosti od časa t



Sl. 19. Slika radiografskega posnetka z vnesenimi napakami na mestu križanja zvarov pred preizkusom in po njem



Sl. 20. Metalografski posnetek prereza skozi CS 3 na mestu 4

Pri zvišanju tlaka na 151 barov  $(0,956 \sigma_m)$  se je pojavila znatna akustična aktivnost na mestu razpoke CS 3 (sl. 18), iz česar smo sklepali, da se je pojavila nestabilnost te razpoke. Da se model ne bi porušil, smo preizkus ustavili. Po opravljenih meritvah smo se lotili defektoskopije in nato razreza modela na mestih CS 2 in CS 3. Slika 19 shematsko prikazuje vnesene napake ter njihovo razširjanje, preneseno iz radiografskega posnetka. Označena so mesta, kjer so odvzeti vzorci za metalografske preiskave. Slika 20 prikazuje mesto 4, kjer je razviden potek širjenja razpoke iz konice umetno izvedene razpoke na mestu CS 3. Jasno je vidno podaljšanje — odpiranje notranjih napak, ki so nastale zaradi varjenja. Nastanek teh napak in širjenje razpok sta bila opažena že pri merjenju deformacij z Moirejevimi mrežicami in merilnimi lističi. Slika 21 pa prikazuje mesto 14 na umetno izdelani razpoki CS 2.

## 7. ANALIZA REZULTATOV

Meritve deformacij z merilnimi lističi in Moirejevimi mrežicami v okolici vnesenih razpok CS 1, CS 2 in CS 3 in v določeni oddaljenosti od zvarov po statični obremenitvi z napetostjo 0,71  $\sigma_m$  in po udarni obremenitvi z 0,896  $\sigma_m$  prikazujejo plastične deformacije v smereh  $\varphi$  in y, iz česar sklepamo, da so se poleg okolice napak plastično deformirala tudi preostala področja, vendar v manjši meri. Duktilnost radialnega spoja potrjujejo meritve spremembe  $\Delta l/l$ .



Sl. 21. Metalografski posnetek prereza skozi CS 2 na mestu 14

Pri statični obremenitvi na napetost 0,96  $\sigma_m$  prikazujejo meritve deformacij na mestu CS 3 visoke lokalne vrednosti, ki pa niso več dejanske, ker je prišlo do rasti razpoke na mestu CS 3 v globino in po dolžini, na mestu CS 2 pa samo v globino.

Vse to je bilo potrjeno z močnim povečanjem AE v kratkem času. Napaka na mestu CS 1 pa je ostala nespremenjena. Po modelu »strip yield« [7], ki ponazarja razmerje med odpiranjem konice razpoke in razmikom površin, merjenih na sredini razpoke pri natezni obremenitvi, smo poskusili oceniti dejansko izmerjeno vrednost na razpoki CS 3.

Izračunana vrednost odpiranja konice je z upoštevanjem upogibov zaradi vrtenja znašala 0,154 mm, to je tik preden doseže kritično vrednost  $\delta_c$ , dejanska izmerjena vrednost  $\delta_c$  pri + 20 °C na preizkušancih po BS 5762 pa znaša 0,47 mm.

Razlika izhaja verjetno iz zaostalih napetosti zaradi varjenja in jo pri tem modelu ne moremo upoštevati. Ob zaostalih napetostih pri zunanji obremenitvi postane razpoka prej kritična (nižji  $\delta_c$ ) kakor pri preizkusnem določanju  $\delta_c$ , kjer zaostalih napetosti ni, oziroma so zanemarljive. Realnejšo sliko o dejanski vrednosti  $\delta_c$ , tj. pri obremenitvi na napetost 0,89  $\sigma_m$ , kjer so upoštevane zaostale napetosti zaradi varjenja oziroma deformacije ob konici razpoke, ko je razpoka še stabilna, dobimo po oblikovanju [2, 3]:

$$\delta_c = \frac{2\pi \,\bar{a} \,\sigma_y}{E} \left( \frac{\sigma + \sigma_r}{\sigma_y} - 0.25 \right)$$
$$\delta_c = 0.22 \,\mathrm{mm}$$

ali

 $\delta_c = 2\pi \ a \ \varepsilon_y \left( rac{arepsilon}{arepsilon_y} - 0,25 
ight)$ 

 $\delta_c=0,18~{
m mm}$ 

 $\sigma_y =$  dejanska meja plastičnosti  $\sigma_r = \sigma_y$  — privzeto  $\varepsilon = 5.73 \times 10^3$  — izmerjeno

Torej prispevajo zaostale napetosti delež, ki znižuje kritično vrednost  $\delta_c$ , ki znaša  $\approx 0,20$  mm pri + 20 °C in dopustno globino napake približuje vrednosti, določeni iz  $K_c$  — točka 4. Zaradi zanesljivosti smo skušali oceniti stanje deformacij, ko vnesene razpoke CS 2 in CS 3 iz podkritične oblike preidejo v nadkritično, torej ko niso več stabilne. Ocenitev smo opravili po zamisli plasto mehanike, ki dejansko velja za področje nad mejo plastičnosti. Ker zaradi zaostalih napetosti od uvijanja dobivamo plastično deformacijo na modelu že pod mejo plastičnosti, lahko naše razmere ocenjujemo po navedeni zamisli le približno.

V nasprotju s klasično lomno mehaniko ni moč prikazati razmerja med lomno napetostjo in dimenzijo napake. Vendar lahko dopustnost napake jasno definiramo na podlagi inženirskega merila, ki pravi: vsaka napaka, ki ne povzroča loma pred pojavom plastične deformacije v okolišnem področju, je dopustna [8, 9].

V skladu s tem smo ocenjevali z Moirejevo metodo [10], ali se področje okoli razpoke plastično deformira, čeprav ne prihaja v celotnem modelu do obremenitev čez  $\sigma_y$  kakor je to pri velikih preizkusih, torej ko material utrjujemo s plastično deformacijo. Z drugimi besedami: skušali smo ugotoviti, ali se v okolici napak CS1, CS2 in CS3 pojavlja lokalna plastična deformacija samo na konici napak na površini materiala ali pa pride do plastične deformacije celotnega sistema. Iz meritev deformacij z Moirejevimi mrežicami in z merilnimi lističi sklepamo, da se pojavlja približno enako razmerje med plastično deformacijo na konici razpoke in na plašču pri obremenjevanju vse do udarne obremenitve, ki je povzročila v modelu napetost 0,89 om. Navedeno razmerje je porušeno, ko se pri obremenitvi, ki povzroča v modelu napetost 0,96  $\sigma_{\rm m}$ , poveča deformacija v okolici razpok, dokler ni zaznavna počasna rast razpok. Pri tem ostane delež deformacije v okolišnem materialu približno enak oz. se manjša.

Po referenci [11] imamo ob vsakem času pri natezanju velike plošče naslednje razmere

 $\varepsilon' > \varepsilon'' > \varepsilon$ 

- $\varepsilon'$  plastična deformacija ob konici razpoke,
- ε" plastična deformacija na robu preizkušanca z osrednjo zarezo (na modelu tega ni bilo mogoče meriti),
- ε plastična deformacija v materialu brez razpoke.

Če se pojavlja plastična deformacija celotnega sistema, je

$$\varepsilon' > \varepsilon'' > \varepsilon > \varepsilon_y$$

 $\varepsilon_y$  — plastična deformacija pri meji plastičnosti,

torej se plastična deformacija celotnega sistema dogaja na področju deformacijskega utrjevanja.

V našem primeru so ob zaostalih napetostih od uvijanja razmere pri  $0.89 \sigma_{\rm m}$  naslednje:

 $\varepsilon' > \varepsilon > \varepsilon_y$ 

pri prekoračitvi vrednosti 0,89  $\sigma_m$  pa se pri približevanju napetosti 0,96  $\sigma_m$  začne  $\varepsilon'$  večati in je

ε' ≫ ε

torej se približujemo razmeram, ko se pojavljajo deformacije lokalno okoli konice razpoke, tako da so razmere tik pred širjenjem razpoke

 $\varepsilon' > \varepsilon_y > \varepsilon$ 

in postane razpoka nadkritična.

#### 8. SKLEP

Meritve in dobljeni rezultati na modelu cevovoda so upravičili uporabo modelnih preiskav v naravni velikosti pri vpeljavi velikih projektov iz jekel z izboljšanimi lastnostmi. Razvidno je, da so jekla V. T. N. L. zelo uporabna v primeru nateznih obremenitev.

Kritične dimenzije napak so dovolj velike, da jih defektoskopsko lahko identificiramo. Njihova velikost je močno odvisna od lokalnih odstopkov v zvaru.

V primeru preobremenitve, tudi udarne, nastane dovolj velika varnost, da do porušitve ne pride, čeprav napetostno žarjenje ni bilo opravljeno. Zakonitosti lomne mehanike so upravičile uporabo tako, da so rezultati na varni strani.

Napetostno žarjenje je bilo izpuščeno iz naslednjih vzrokov:

 preprečili smo nastajanje razpok v toplotno vplivnem področju, k čemur to jeklo izrazito nagiba [13];

— ohranili smo zaostale napetosti zaradi hladnega uvijanja cevi in s tem možnost za plastično deformacijo pri prekomernih preobremenitvah; iz istega razloga tudi nismo opravili tlačnega preizkusa; — ohranili smo zaostale napetosti zaradi varjenja, ki omogočajo, če se v zvaru pojavi krhki lom, manever spremembe njegove smeri v osnovni material, kar smo potrdili za jeklo tipa VT 80 [14].

Na drugi strani pa smo tako zmanjšali velikost dopustnih napak, ki so kljub temu še dovolj obsežne, da jih lahko odkrijemo z normalno defektoskopijo zvarov.

#### LITERATURA

[1] F. M. Burdekin, M. B. Dawes: Practical use of linear elastic and yielding fracture mechanics with particular reference to pressure vessels; IIW document X-461-71.

[2] H. I. McHenry, D. T. Read, J. A. Begley: Fracture mechanics analysis of pipeline girthwelds; NBS Boulder, Colorado USA, 1975.

[3] R. R. Barr, P. Terry: Application of fracture mechanics to the brittle fracture of structural steels; Journal of strain analysis Vol 10 No 4 1975.

[4] Welding in the World: Proposed assessment methods for flaws with respect to failure by brittle fracture; Welding in the world Vol 13 No 1/2.

[5] Sumitomo metal industries, LTD: Recommendation for notch size of the proto-type penstock burst test, 1977.

[6] J. Kuder: Making of crack-starters by explosion IIW document X-916-78.

[7] F. M. Burdekin, D. E. W. Stone: The crack opening displacement approach to fracture mechanics in yielding materials; Journal of strain analysis Vol 1 No 2 1966.

[8] W. Soete, R. Denys: Fracture toughness testing of welds; IIW document X-874-77.

[9] W. Soete: Embrittlement and cracks in steel structures; Revue de la Soudure No 1 1975 — reprint.

[10] A. G. Vinckier, P. M. Boone, R. M. Denys, W. M. Sys: Some examples of application of the Moirèmethod in welding research; Revue de la Soudure No 2 1973.

[11] W. Soete, Huo Li Xing: The general yielding criterium, IIW document X-999-81.

[12] R. Denys: The single design curve approach for low to medium strength steels; IIW document X--973-80.

[13] I. Rak, V. Gliha, V. Vodopivec: Investigation of HAZ ductility by using vibration micro stress relieving on steels susceptible to reheat cracking; IIW document IX-1249-82/X-1026-82.

[14] IIW working group 2912: Brittle fracture test of weld metal; IIW document X-754-74.

[15] F. Šlibar: Bending residula stress influence due to cold forming on yielding and safety of pressurized penstock; YU — Material and construction No 1 1974.

> Naslovi avtorjev: doc. mag. Inoslav Rak, dipl. inž. VTŠ, Smetanova 17, Maribor mag. Vladimir Gliha, dipl inž. RRI, Metalna, Maribor Jože Kuder, dipl. inž. Jugoinspekt, Maribor