

# Preostala uporabnost kovičenega železniškega mostu

## The Residual Service Life of the Riveted Railway Bridge

B. Ule<sup>1</sup>, J. Vojvodič-Gvardjančič, M. Lovrečič-Saražin, IMT Ljubljana  
 J. Banovec, F. Kržič, D. Beg, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo, Univerza v Ljubljani  
 Č. Primec, Fakulteta za strojništvo, Univerza v Mariboru

Prejem rokopisa - received: 1996-07-15; sprejem za objavo - accepted for publication: 1996-10-15

*Opisano je določevanje preostale uporabnosti kovičenega jeklenega železniškega mostu čez Dravo na Ptuj. Izračun temelji na metodah mehanike loma, na integraciji Parisove funkcije. Za začetno velikost napake vzamemo hipotetično razpoko, ki je skrita pod glavo kovice, kritično velikost razpoke pa določimo z merjenjem kritične vrednosti J-integrala ter z uporabo znane Sedlacekove odvisnosti J proti a, pri čemer je a velikost razpoke. Iz odvzete jeklene lamele enega od nosilcev so bili izdelani preizkušanci za merjenje hitrosti napredovanja utrujenostne razpoke in za merjenje lomne žilavosti jekla. Vsa merjenja so bila opravljena pri sobni temperaturi, pa tudi pri -20°C. Izmerjena je bila Parisova funkcija s pragom propagacije  $\Delta K_{th}$ , integral  $J_{lc}$  pa smo ocenili iz znanih vrednosti  $K_{Ic}$ ; nekaj vrednosti  $J_{lc}$  smo tudi neposredno izmerili. Rezultate navajamo v obliki števila nihajev, ki bi povzročili kritično podaljšanje razpoke. Na tem temelji pogostost defektoskopskih inšpekcijskih pregledov kritičnih vozlišč mostu.*

*Ključne besede: jeklene konstrukcije, kovičeni jekleni mostovi, mehanika loma, utrujanje, preostala uporabnost*

*The residual service life of the riveted railway bridge across the Drava river near Ptuj is described. The calculation is based on fracture mechanics concepts, on the integration of Paris function. The hypothetical crack hidden under the head of the rivet was considered as initial flaw, whereas the critical crack size was determined by measuring the critical value of J-integral and J vs. a relationship proposed by Sedlacek, where a is the crack size. Specimens were made from a steel lamella from a diagonal brace and the crack propagation rate and the fracture toughness of the steel were measured. All the measurements were performed at room temperature and at -20°C. The Paris function with threshold stress intensity range  $\Delta K_{th}$  was measured whereas the  $J_{lc}$  integral was estimated on the basis of the known  $K_{Ic}$  values. Some of the  $J_{lc}$  were measured directly too. The results are given as a number of cycles which can provoke a critical crack lengthening and are a reliable base for determining the frequency of defectoscopic inspections of vital elements of the bridge.*

*Key words: metal structures, riveted steel bridges, fracture mechanics, fatigue, residual service life*

### 1 Uvod

V zadnjem času se je pogosteje kot do sedaj začelo postavljati vprašanje o dejanski varnosti starih jeklenih mostov. Prvi takšni železniški mostovi so bili zgrajeni v začetku 20. stoletja, danes pa jih uporabljamo v spremenjenih razmerah. Po eni strani se je povečala prometna obtežba, po drugi pa se je povečalo tudi letno število obremenitev (cikli). Izkazalo se je, da običajne metode preverjanja nosilnosti ne zadoščajo več. Problematični so predvsem natezno obremenjeni konstrukcijski elementi, ki so bili med uporabo že tolikokrat ciklično obremenjeni, da je pojavljanje razpok v teh elementih statistično dokaj verjetno. V zadnjem desetletju so se zato začeli raziskovalci po vsem svetu intenzivno ukvarjati z omenjeno problematiko. Potrebno je bilo ugotoviti, katera razpoka je še sprejemljiva in v kolikem času po ugotovitvi prve razpoke lahko pričakujemo lom nateznega elementa. Izkazalo se je, da je potrebno poleg klasičnih, na nauku o trdnosti temelječih metodah preverjanja nosilnosti, uporabiti tudi metode mehanike loma.

### 2 Teoretični del

#### 2.1 Pregled literature

Pri pregledu strokovne literature smo ugotovili, da je ena najuspešnejših raziskovalnih ekip, ki se ukvarja s preostalo uporabnostjo starih jeklenih konstrukcij, na Inštitutu za jeklene gradnje pri Tehniški visoki šoli v Aachnu. Profesorja W. Dahl in G. Sedlacek sta v letu 1986 in kasneje naredila vrsto ekspertiz o preostali uporabnosti starih jeklenih mostov, ki so bili zaradi dinamično delujočih obremenitev podvrženi utrujanju<sup>1-4</sup>. Metoda, ki sta jo skupaj s sodelavci vseskozi izpopolnjevala, je temeljila na integraciji Parisove enačbe, ki popisuje napredovanje utrujenostnih razpok. Leta 1990 sta metodo, zaradi velike aktualnosti tovrstne problematike, predstavila tudi na mednarodnem kolokviju "Residual fatigue life of structures" v Lausanni<sup>5</sup>, nekoliko kasneje pa še v strokovni periodiki<sup>6</sup>. Leta 1993 je G. Sedlacek s svojim doktorantom W. Hensenom objavil najnovejša spoznanja, aktualna pri določevanju preostale uporabnosti kovičenih jeklenih mostov<sup>7</sup>. V objavljenem delu so podani bistveni prispevki iz doktorske disertacije W. Hensena<sup>8</sup>; najpomembnejši je vsekakor atlas tipiziranih kovičenih spojev z grafično prikazanimi odvisnostmi med velikostjo razpoke, delujočimi napetostmi ter lomno žilavostjo jekla. Nekaj najnovejših dosežkov s področja preostale uporabnosti jeklenih konstrukcij pa je bilo predstavljenih na "Nordic Steel Construction Conference 95" v Malmo-

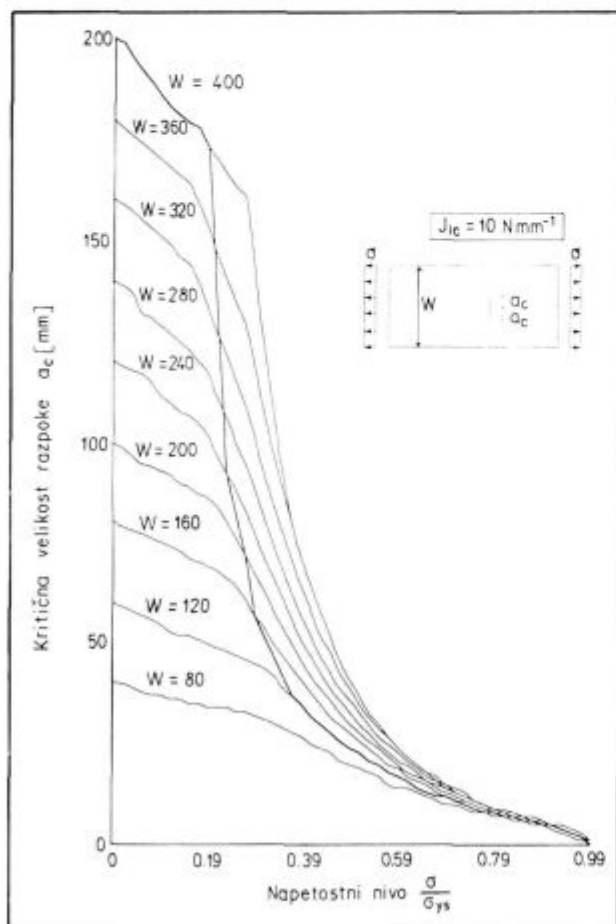
<sup>1</sup> Dr. Boris ULE  
 Inštitut za kovinske materiale in tehnologije  
 1000 Ljubljana, Lepi pot 11

ju na Švedskem<sup>9-13</sup>. V tej zvezi kaže omeniti predvsem raziskave korozijskih vplivov na preostalo uporabnost, pa tudi spoznanje, da so stari kovičeni železniški mostovi praviloma konstruirani ob dokaj konzervativno uporabljenih merilih (Fatigue design curve for riveted details, Code C=71/category D)<sup>12</sup>.

### 2.2 Splošni teoretični del

Preostalo uporabnost kovičenega jeklenega mosta prično določati pri njegovih vitalnih elementih. S statično analizo preverimo vse elemente v najneugodnejših razmerah. Tlačno obremenjene elemente kontroliramo na uklonsko varnost. Če ta ni zagotovljena, jih moramo ojačiti. Vitalni natezni elementi pa so tisti, katerih porušitev povzroči tudi globalno porušitev mosta. Dokler so natezne napetosti majhne ( $\sigma < 0.2 \sigma_{ys}$ ) ali pa je prerez dovolj velik, ni nevarnosti lokalne porušitve. Dovolj veliki so tisti prerezi, pri katerih porušitev v kritičnem posameznem delu prereza (porušitev lamele) ne povzroči tudi porušitve v celotnem prerezu. Kot rečeno, določevanje preostale uporabnosti kovičenega mosta temelji na integraciji Parisove enačbe. Z integri-

ranjem te enačbe od neke začetne dolžine razpoke  $a_0$  do kritične dolžine  $a_c$ , ki povzroči naglo porušitev elementa, lahko izračunamo število nihajev  $N$ , ki še preostajajo do porušitve, od trenutka, ko smo razpoko opazili. Pri utrujanju kovičenih konstrukcij se začetne razpoke največkrat pojavljajo pod glavami kovic in nato napredujejo povprek, pri čemer se zmanjšuje neto prerez natezno obremenjenega elementa. Predpostavljamo lahko, da začetno razpoko opazimo takrat, ko pogleda vsaj za 5 mm izpod glave kovice. Težja je določitev kritične dolžine razpoke, pri kateri pride do loma posameznega elementa v obravnavanem prerezu. Kot že omenjeno, lahko to povzroči porušitev v celotnem prerezu (porušitev kovičenega elementa v celoti) oziroma celo globalno porušitev mosta. Kritično razpoko določamo z izmerjeno vrednosti integrala  $J_c$  in sicer iterativno pri znanem nivoju napetosti, tako da predpostavimo neko razpoko  $a_i$  ter nato - na primer z metodo končnih elementov - določimo napetostno in deformacijsko stanje ter ustrezno vrednost  $J_i$ . Postopek končamo, ko  $J_i$  doseže izmerjeno vrednost  $J_c$ . Omenili smo že, da je sistematiko značilnih oblik razpok za elemente kovičenih jeklenih mostov v svojem doktorskem delu<sup>8</sup> izdelal W. Hensen. Razvil je analitične izraze za  $a_c$  v odvisnosti od relativnega nivoja napetosti  $\sigma/\sigma_{ys}$ , širine stenastega elementa  $W$  in vrednosti  $J_c$ . Rezultat tega dela je prikazan grafično na **sliki 1**. Debelejša krivulja v diagramu loči dve področji. V levem bo še pred pojavom kritične razpoke prišlo do plastifikacije v neto prerezu elementa, medtem ko bo v desnem obstajala nevarnost krhkega loma, ker se  $a_c$  pojavi že v elastičnem območju.



**Slika 1:** Kritična dolžina razpoke  $a_c$  v odvisnosti od razmerja  $\sigma/\sigma_{ys}$  pri plošči širine  $W$  s središčno razpoko in  $J_c = 10 \text{ N mm}^{-1}$   
**Figure 1:** Critical crack size  $a_c$  vs.  $\sigma/\sigma_{ys}$  ratio and plate width  $W$  for the central crack and  $J_c = 10 \text{ N mm}^{-1}$

### 2.3 Integracija Parisove enačbe

Hitrost napredovanja utrujenostne razpoke opišemo s Parisovo enačbo:

$$da/dN = C \Delta K^m \quad (1)$$

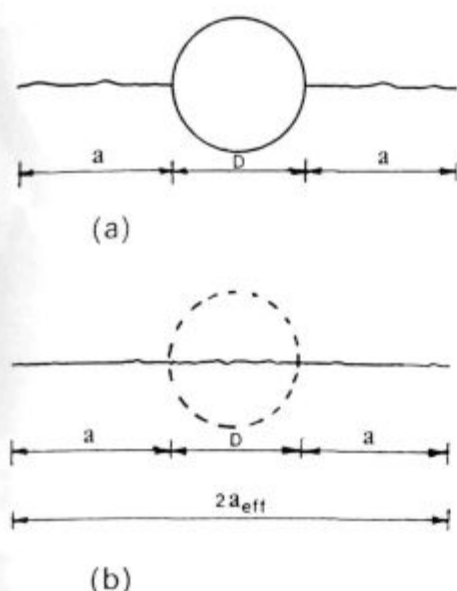
kjer je  $a$  velikost razpoke (pri nosilnem elementu s središčno razpoko je njena efektivna dolžina  $2a$ ),  $N$  je število nihajev,  $\Delta K$  je interval faktorja intenzitete napetosti,  $C$  in  $m$  pa sta konstanti Parisove enačbe, ki ju določimo eksperimentalno. Pri ploščatem nosilnem elementu širine  $W$  s središčno razpoko, ki sega za dolžino  $a$  na vsako stran odprtine za kovico premera  $D$  (**slika 2**), velja Bowiejeva rešitev<sup>14</sup>:

$$K = \beta_w \sigma \sqrt{\pi a_{eff}} \quad (2)$$

v kateri je  $\beta_w$  geometrijski faktor, odvisen od razmerja med dolžino razpoke in širino nosilnega elementa (za velike  $W$  je  $\beta_w = 1$ ),  $\sigma$  pa je delovna napetost v bruto prerezu nosilnega elementa, torej dovolj stran od mesta razpoke. Upošteva efektivno dolžino razpoke  $2a_{eff} = 2a + D$ , dobimo za  $K$  po Bowieju<sup>14</sup>:

$$K = \beta_w \beta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3)$$

pri čemer je  $\beta$  geometrijski faktor,  $\beta = \sqrt{1 + D/2a}$ . Izraz za  $\beta$  daje realne vrednosti le pri velikih  $a$ -jih,



Slika 2: Velike razpoke ob izvrtini. (a) fizična razpoka; (b) efektivna razpoka

Figure 2: Large cracks at hole. (a) Physical crack; (b) Effective Crack

medtem ko je za majhne neustrezen. Bowie<sup>14</sup> je ugotovil, da za  $a = 0$  velja  $\beta = 3.36^{15}$ .

Vpliv lokalnega tečenja jekla ima nadalje za posledico izoblikovanje plastične cone v konici razpoke in s tem povečanje njene efektivne dolžine za radij plastične cone  $r_y$ . Pri relativno tankem nosilnem elementu, ko lahko privzamemo ravninsko napetostno stanje, velja

$$r_y = \frac{1}{2\pi} (K/\sigma_{ys})^2 \quad (4)$$

pri čemer je  $\sigma_{ys}$  napetost tečenja jekla.

Z uvedbo korigirane dolžine razpoke dobimo za faktor intenzitete napetosti:

$$K = \beta_w \beta \sigma \sqrt{\pi (a + r_y)} \quad (5)$$

po substituiranju enačbe (4) v enačbo (5) pa dobimo:

$$K = \beta_w \beta \sigma \sqrt{\pi a} \frac{1}{\sqrt{1 - 0.5 \beta_w^2 \beta^2 \left(\frac{\sigma}{\sigma_{ys}}\right)^2}} \quad (6)$$

Na tem mestu lahko izpeljavo brez škode nekoliko poenostavimo. Upoštevamo, da delovna napetost ne presega tretjine napetosti tečenja jekla ( $\sigma/\sigma_{ys} = 0.32$ ) in da produkt obeh  $\beta$  faktorjev, zapisan v obliki:

$$\beta_w \beta = \sqrt{\frac{1 + D/2a}{\cos \frac{\pi a}{W} (1 + D/2a)}} \quad (7)$$

ne preseže vrednosti  $3.36^{15}$ .

Enačbo (6) zato lahko dovolj konzervativno zapišemo kot:

$$K = 1.54 \beta_w \beta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (8)$$

oziroma za  $\Delta K$

$$\Delta K = 1.54 \beta_w \beta \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (9)$$

Izraz (9) substituiramo v Parisovo enačbo (1). Dobimo:

$$da/dN = C (1.54 \beta_w \beta \Delta \sigma \sqrt{\pi a})^m \quad (10)$$

Po substituiranju (7) v (10) dobimo končno:

$$da/dN = 1.54^m C (\Delta \sigma)^m (\pi a)^{m/2} \left[ \frac{1 + D/2a}{\cos \frac{\pi a}{W} (1 + D/2a)} \right]^{m/2} \quad (11)$$

oziroma:

$$dN = \frac{1}{1.54^m C (\Delta \sigma)^m} \left[ \frac{\cos \pi a (1 + D/2a)/W}{\pi a (1 + D/2a)} \right]^{m/2} da \quad (12)$$

Število nihajev  $N$  do loma nosilnega elementa dobimo, če izraz (12) integriramo od neke začetne dolžine razpoke  $a_0$  na intervalu  $0 \leq a \leq 0.5 (W - D)$  do kritične dolžine razpoke  $a_c$ .

$$N = \frac{1}{1.54^m C (\Delta \sigma)^m} \int_{a_0}^{a_c} \left[ \frac{\cos \pi a (1 + D/2a)/W}{\pi a (1 + D/2a)} \right]^{m/2} da \quad (13)$$

Pri tem je  $a$  dolžina fizično merljive razpoke, ne pa dolžina efektivne razpoke  $a_{eff}$ .

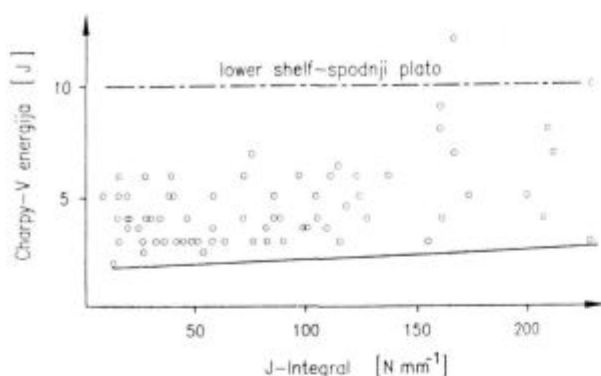
#### 2.4 Določitev kritične dolžine razpoke

Kritično dolžino razpoke izračunamo upoštevaje lomnomehanski model kritičnega mesta z razpoko, delujoče napetosti na tem mestu ter lomno žilavost jekla. Pri enostavnih lomnomehanskih modelih (na primer plošče širine  $W$  s središčno razpoko efektivne dolžine  $2a$ ) uporabimo kar ustrezen Hensenov diagram, kot je prikazan na **sliki 1**. Določitev kritične velikosti razpoke se v takšnem primeru reducira le še na merjenje lomne žilavosti jekla. Ker je vedenje konstrukcijskih jekel v navadnih razmerah eksploatacije izrazito elasto-plastično, določamo lomno žilavost kot kritično vrednost integrala  $J$ , tj.  $J_{Ic}$ . Le pri nizkih temperaturah, s katerimi moramo računati v zimskih mesecih, je vedenje jekla linearno-elastično, lomno žilavost  $K_{Ic}$  pa v takšnih primerih lahko izračunamo kar s korelacijskimi formulami, ki temelje na konvencionalnih mehanskih lastnostih jekla. Korelacijska enačba, uporabna za nizke temperature, pri katerih je vedenje jekla že pretežno krhko, ima obliko<sup>16</sup>:

$$K_{Ic} = 0.776 \sigma_y^{0.6} (CVN)^{0.19} \quad (14)$$

pri čemer je  $\sigma_{ys}$  napetost tečenja v MPa, CVN je udarna energija loma Charpy-V v džulih,  $K_{Ic}$  pa lomna žilavost v MPa m<sup>1/2</sup>. Iz znane lomne žilavosti  $K_{Ic}$  pa seveda vedno lahko izračunamo njej ustrezno vrednost  $J_{Ic}$ .

Na tem mestu velja omeniti še neko pomembno podrobnost. Gre namreč za to, da ne moremo izračunati veljavnega integrala  $J$  enostavno iz znane Charpyjeve energije loma. Da to res ni mogoče ilustrira diagram na **sliki 3**, ki prikazuje odvisnost izmerjenih Charpyjevih energij loma različnih konstrukcijskih jekel od njihove



**Slika 3:** Odvisnost Charpyjeve energije od integrala J pri temperaturi  $-30^{\circ}\text{C}$

**Figure 3:** Charpy energy vs. J-integral for a temperature of  $-30^{\circ}\text{C}$

vrednosti  $J_{Ic}$  pri temperaturi  $-30^{\circ}\text{C}$ . Diagram je objavil Sedlacek s sodelavci<sup>6-7,9</sup> in dokazuje, da so pri nizkih temperaturah, pri katerih so vse izmerjene Charpyjeve energije loma blizu spodnjega platoja ("lower shelf"), izmerjene vrednosti  $J_{Ic}$  zelo različne, od nekaj  $\text{N mm}^{-1}$  pa vse do 200 in več  $\text{N mm}^{-1}$ . Vzrok za to moramo pripisati deloma dejstvu, da so krivulje prehoda iz žilavega v krhko stanje za udarno izmerjene energije (na primer Charpyjeva odvisnost žilavosti od temperature) drugačne od krivulj, dobljenih pri "statičnih" preizkusih (merjenje integrala J), deloma pa dejstvu, da ni mogoče pričakovati enakega integrala J pri jeklih z enako Charpyjevo energijo loma, a povsem različno napetostjo tečenja. Naše izkušnje kažejo, da daje korelacijska enačba (14), ki poleg Charpyjeve energije loma vključuje tudi napetost tečenja jekla, dovolj konzervativne ocene za lomno žilavost  $K_{Ic}$ , pa tudi za integral  $J_{Ic}$ , izračunan iz  $K_{Ic}$ . Za praktično rabo je W. Hensen izpeljal formulo za približno oceno spodnje vrednosti  $J_{Ic}$  navadnih konstrukcijskih jekel pri nizkih temperaturah. Formula, ki daje zelo konzervativne vrednosti za  $J_{Ic}$ , je enostavna:

$$J_{Ic} = 10 + 15 \cdot \frac{t+30}{30} \quad (15)$$

pri čemer je t temperatura v  $^{\circ}\text{C}$ ,  $J_{Ic}$  pa kritična vrednost integrala J v  $\text{N mm}^{-1}$ .

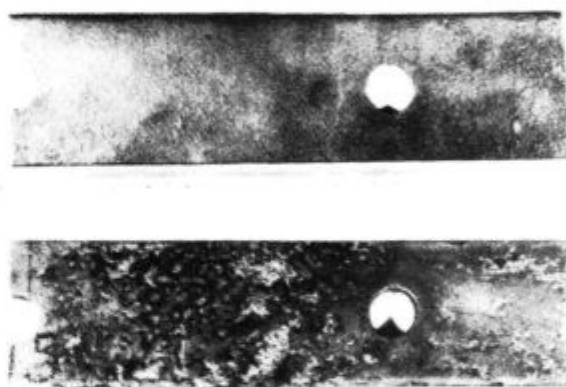
### 3 Eksperimentalni del z rezultati

Za analizo je bil izbran kovičen železniški most čez Dravo na Ptuj (slika 4). Iz ene od diagonal mosta, katere polovični prerez ustreza UNP 24 z zaplato, je bila odvzeta ploščata zaplata (lamela) dolžine 1200 mm debeline približno 10 mm in širine 75 mm. V sredini lamele, ki je bila izdelana iz jekla Č.0362, so bile v razdalji 200 mm luknje za kovice premera 25 mm. Na sliki 5 je prikazana odvzeta lamela, potem ko je bila očiščena s peskanjem. Na notranji strani je bila lamela nekoliko korozijsko izjedena, zaradi česar je bila njena debelina neenakomerna, lamela pa je bila tudi nekoliko tanjša od načrtovanih 10 mm. Kemijska analiza jekla, iz



**Slika 4:** Kovičen železniški most čez Dravo na Ptuj

**Figure 4:** Riveted railway bridge across Drava river near Ptuj



**Slika 5:** Del lamele z diagonale mosta. Notranja stran lamele je korodirana

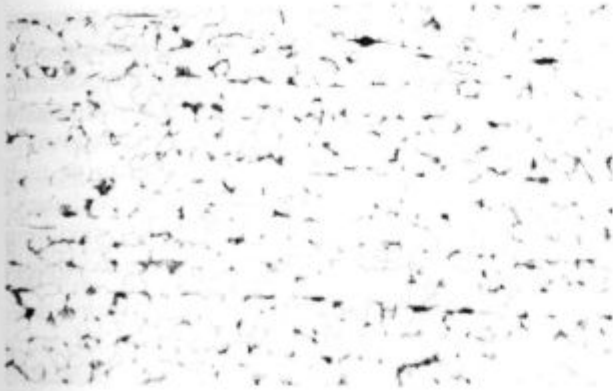
**Figure 5:** Part of the lamella from the diagonal brace of the bridge. The inner side of the lamella is corroded



**Slika 6:** Razpotegnjeni sulfidni vključki in nizi aluminosilikatov v jeklu (vzdolžno, 100 X)

**Figure 6:** Elongated sulphide inclusions and stringers of aluminosilicates in the steel of the lamella (longitudinal, 100 X)

katerega je bila izdelana lamela, je pokazala, da je v jeklu veliko žvepla (0.11% C, 0.24% Si, 0.48% Mn, 0.065% S in 0.014% P). Mikrostrukturalne preiskave so to



**Slika 7:** Feritno-perlitna mikrostruktura jekla lamele (nitral, vzdolžno, 100 X)  
**Figure 7:** Microstructure of hypoeutectoid steel of the lamella (nitral, longitudinal, 100 X)

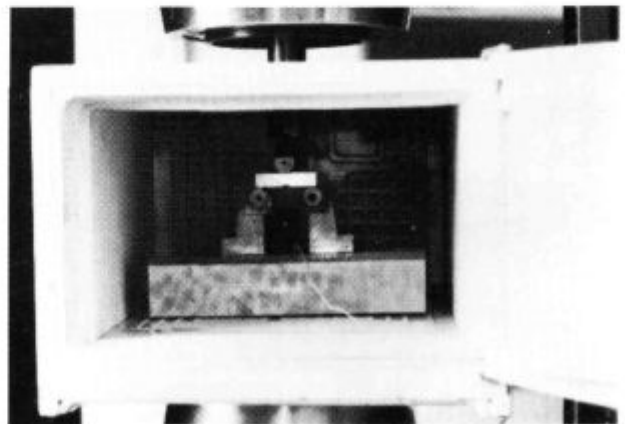
potrdile, saj smo v feritno-perlitni mikrostrukturi preiskanega jekla odkrili številne tanke in razpotegnjene sulfidne vključke in nize večjih vključkov alumosilikatnega tipa (sliki 6 in 7), kar kaže, da jeklo ni bilo pomirjeno z aluminijem.

Merjenja konvencionalnih mehanskih lastnosti pri temperaturi  $+20^{\circ}\text{C}$  so pokazala, da ima jeklo v vzdolžni smeri (vzdolžna os nateznih preizkušancev sovpada s smerjo valjanja) natezno trdnost 419 MPa, napetost tečenja 299 MPa, raztezek  $A_5$  35%, kontrakcijo 68% in Charpy-V udarno energijo loma 155 J. Charpyjeva energija loma, izmerjena v prečni smeri (vzdolžna os Charpy-V preizkušancev je pravokotna na smer valjanja), pa je bila mnogo manjša, vsega 34 J. Pri nižjih temperaturah je bila razlika v Charpyjevih žilavostih med vzdolžno in prečno smerjo še večja: pri  $0^{\circ}\text{C}$ , na primer, smo v vzdolžni smeri namerili 112 J, v prečni pa le 22 J, medtem ko je bila pri temperaturi  $-20^{\circ}\text{C}$  že tudi v vzdolžni smeri Charpyjeva žilavost le še 31 J.

Merjenje integrala J je bilo opravljeno z upogibnimi preizkušanci debeline 8 mm v vzdolžni smeri (vzdolžna os preizkušanca sovpada s smerjo valjanja, propagacija razpoke pa gre v prečni smeri, to je pravokotno na smer valjanja). Problematika merjenja integrala J je povezana z debelino preizkušancev. Ker je bila preiskana lamela debela manj kot 10 mm, napetost tečenja jekla pa je dosegala 299 MPa, bi lahko merili veljavne vrednosti integrala J le do približno  $J_{Ic} = 27 \text{ N mm}^{-1}$ . Iz Hensenove enačbe (14) zato sledi, da bi lahko merili veljavne vrednosti integrala J le pri temperaturah pod  $+4^{\circ}\text{C}$ . To je bil razlog, da smo integral J merili pri temperaturi  $0^{\circ}\text{C}$  (iz praktičnih razlogov, to je, da bi se izognili zmrzovanju, smo kasneje izbrali  $+1^{\circ}\text{C}$ ). Na preizkušancih je bila narejena strojna zareza globine 3 mm in utor za pritrditev CMOD merilnika. Maksimalna sila utrujanja je bila izračunana po priporočilih ESIS P2-92 oziroma ASTM E 813 in je bila ob koncu utrujanja - po približno  $3 \times 10^5$  nihajih - 2,2 kN, razpoka pa je na obeh bočnih površinah dosegla globino približno 8,5 mm, to je polovico višine preizkušanca. Po končanem utrujanju je bila na spodnjo

vpenjalno glavo stroja INSTRON nameščena hladilna komora (slika 8), na preizkušane pa je bil pritrjen CMOD merilnik. Ohlajali smo s  $\text{CO}_2$ . Merjenje integrala J je trajalo 25 minut, temperatura pa se je gibala v mejah od  $+0,5$  do  $+1,6^{\circ}\text{C}$ . Obdelava rezultatov je pokazala, da je merjenje majhnih obremenitev z merilno celico stroja premalo natančno za določitev prirastka razpoke z metodo popustljivosti preizkušanca. Zato so bile izmerjene vrednosti korigirane po postopku, ki ga je predložil Loss (NUREG Report/CR 1128, 1979). Dodatno težavo je pri tako majhnem preizkušancu predstavljalo merjenje pomika prijemališča sile Lld (load line displacement). Za približek smo izbrali kar pomik, izračunan iz časa in hitrosti, ter nazadnje kljub vsemu dobili dokaj zanesljivo odpornostno krivuljo J-R. Izmerjena vrednost  $J_{Ic}$  približno  $130 \text{ N mm}^{-1}$  pa je razmeroma velika. Vsekakor je tako velika, da je s preizkušancem debeline 8 mm ne moremo veljavno izmeriti. Za zanesljivo in natančno oceno integrala J bi namreč potrebovali vsaj dvakrat večje preizkušance, kar pa spričo majhne debeline lamele ni bilo mogoče. Zato smo integral J izračunali še s korelacijsko formulo (13) za  $K_{Ic}$ . Upoštevali smo najnižjo izmerjeno Charpy-V energijo loma pri temperaturi  $0^{\circ}\text{C}$  (89 J) in za  $K_{Ic}$  dobili  $107 \text{ MPa m}^{1/2}$ . Iz tega izhaja, da je  $J_{Ic}$  vrednost  $56 \text{ N mm}^{-1}$ . Na podoben način smo izračunali  $J_{Ic}$  tudi za temperaturo  $-20^{\circ}\text{C}$ . S korelacijsko enačbo (13) smo dobili za  $K_{Ic}$  vrednost  $47 \text{ MPa m}^{1/2}$ , temu ustrezen  $J_{Ic}$  pa je  $11 \text{ N mm}^{-1}$ . Vsekakor je ta ocena dovolj konzervativna, saj z empirično Hensenovo enačbo (15) dobimo celo nekaj več, namreč  $J_{Ic} = 15 \text{ N mm}^{-1}$ .

Hitrost napredovanja utrujenostne razpoke smo merili z računalniško upravljanim sklopom, ki ga sestavljata resonantni pulzator Cracktronic in naprava za merjenje dolžine razpok Fractomat. Merjenje je bilo opravljeno skladno s standardom ASTM E 647, merili pa smo v režimu padajočega  $\Delta K$ -ja pri konstantnem razmerju R ( $R = 0.7$  oziroma 0.1) in pri frekvenci približno 180 Hz (lastna frekvenca uporabljenih Charpyjevih preizkušancev). Čeprav je bila za Ptujski most računsko ugotovljena zelo nizka vrednost R, to je nizko razmerje med



**Slika 8:** Merjenje integrala J s preizkušancem v hladilni komori  
**Figure 8:** J-integral measurement with the test specimen in the cooling chamber

$\sigma_{min}$  in  $\sigma_{max}$ , smo se temu pri meritvah izogibali, da ne bi "crack closure" fenomen, to je fenomen nepopolnega zapiranja ustja razpoke pri razbremenjevanju, popačil rezultatov. Ugotovili smo namreč, da v konkretnem primeru R bistveno ne vpliva na naklon Parisove premice<sup>17</sup>. Merjenje hitrosti napredovanja utrujenostne razpoke smo opravili pri temperaturi +20°C pa tudi pri temperaturi malo nad 0°C. Pri tej temperaturi smo merili hitrost napredovanja na vzdolžno oziroma prečno orientiranih preizkušancih (torej je razpoka napredovala v prečni oziroma v vzdolžni smeri lamele, t.j. prečno na smer valjanja oziroma v smeri valjanja). Merilna oprema s hladilno komoro je prikazana na **sliki 9**. Ves čas merjenja (posamezne meritve so trajale do 11 ur) smo vzdrževali temperaturo +1°C z natančnostjo  $\pm 1^\circ\text{C}$ . Za vzdolžno orientiran preizkušaneec smo dobili Parisovo funkcijo oblike:  $da/dN = 1.53 \times 10^{-12} \Delta K^{3.23}$ , v kateri se eksponent  $m = 3.23$  dobro ujema z vrednostjo, ki jo po Ritchiju in Knottu<sup>18</sup> lahko pričakujemo pri lomni žilavosti  $K_{Ic} = 107 \text{ MPa m}^{1/2}$ . Rezultati merjenja na prečno orientiranem preizkušancu, kjer se smer napredovanja razpoke ujema s smerjo valjanja lamele, pa so prikazani v diagramu na **sliki 10** ( $\Delta K$  v  $\text{MPa m}^{1/2}$ ,  $da/dN$  pa v

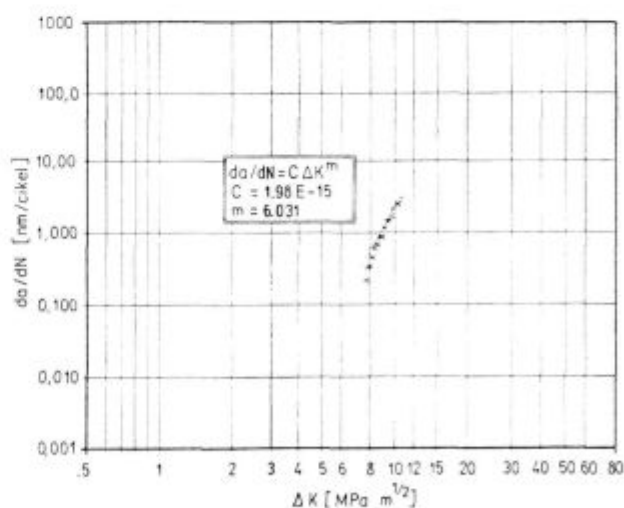


**Slika 9:** Merjenje hitrosti napredovanja utrujenostne razpoke s preizkušancem v hladilni komori  
**Figure 9:** Fatigue crack propagation measurement with the test specimen in the cooling chamber

$\text{nm/cikel}$ ). Za Parisovo funkcijo dobimo v tem primeru:  $da/dN = 1.98 \times 10^{-15} \Delta K^{6.03}$ . Velika vrednost eksponenta  $m$  in zato velika hitrost napredovanja utrujenostne razpoke ustreza razmeroma nizki lomni žilavosti prečno orientiranih preizkušancev, kjer smer napredovanja razpoke sovпада s smerjo valjanja. Za analizo pa tega rezultata nismo uporabljali, saj ima smer napredovanja utrujenostnih razpok na mostnem nosilcu praviloma prečno orientacijo, torej pravokotno na smer valjanja lamele oziroma profila.

#### 4 Analiza rezultatov

Eksperimenti so pokazali, da je preiskana lamela sicer izdelana iz jekla, ki je po svoji sestavi blizu Č.0362, vsebuje pa po sedanjih predpisih preveč žvepla. V jeklu je zato mnogo drobnih in razpotegnjenih sulfidnih vključkov pa tudi številni nizi vključkov alumosilikatnega tipa. Zaradi vključkov, ki so razpotegnjeni v smeri valjanja, ima preiskano jeklo izrazito anizotropijo žilavosti. Za  $J_{Ic}$  pri temperaturi 0°C smo zato izbrali dovolj konzervativno vrednost, vsega:  $J_{Ic} = 15 \text{ N mm}^{-1}$ . Hitrost napredovanja utrujenostne razpoke v smeri valjanja lamele, izmerjena pri temperaturi +1°C je zato dokaj velika (eksponent  $m$  v Parisovi enačbi presega vrednost 6). Prečno na smer valjanja - to pa je smer, ki je v obravnavanem primeru vzdolžnega nosilca oziroma lamele za analizo relevantna - je hitrost napredovanja utrujenostne razpoke bistveno manjša, saj vključki blokirajo njeno napredovanje, za reiniciiranje pa razpoka potrebuje dodatno energijo (zato so večje tudi izmerjene energije loma z vzdolžno orientiranimi Charpyjevimi preisku-



**Slika 10:** Hitrost napredovanja utrujenostne razpoke  $da/dN$  v odvisnosti od amplitude faktorja intenzitete napetosti  $\Delta K$ . Vzdolžna smer napredovanja razpoke; temperatura +1°C  
**Figure 10:** Crack propagation rate  $da/dN$  vs. stress intensity range factor  $\Delta K$ . Longitudinal direction of crack propagation; temperature of +1°C

šanci). Pri temperaturi  $+1^{\circ}\text{C}$  smo pri napredovanju utrujenostne razpoke v prečni smeri namerili eksponent  $m$  v Parisovi enačbi  $m = 2.58$ , kar se ujema s konzervativno Hansenovo oceno, ki za stare mostove jemlje kar  $m = 3$ .

V analizi smo nadalje upoštevali naslednje podatke: premer kovic  $\phi 25$  mm, profil UNP 26 in lamelo dimenzij  $75 \times 9$  mm (prerez diagonale =  $11010 \text{ mm}^2$ ), maksimalno napetost  $\sigma_{\max} = 96.92 \text{ MPa}$  ter minimalno napetost  $\sigma_{\min} = 1.9 \text{ MPa}$  ( $\Delta\sigma = 95 \text{ MPa}$ ). Maksimalne in minimalne napetosti smo določili po izvednotenju vplivnice za silo v obravnavani diagonalni, in sicer za obtežno shemo lokomotive serije 06 in za dimenzije po načrtih mostu.

Kritično razpoko smo določili po W. Hensenu<sup>8</sup>. Pri širini lamele  $W = 75$  mm (v diagramu na **sliki 1** je najmanjša širina  $W = 80$  mm), kritični vrednosti integrala  $J$ ,  $J_{Ic} = 15 \text{ N mm}^{-1}$  ter napetostnem nivoju  $\sigma/\sigma_{ys} = 0,32$ , za kritično dolžino razpoke odčitamo iz diagrama približno  $a_c = 29$  mm. V tem računu je upoštevana samo lamela, ne pa tudi nosilni prerez v celoti. Kritično dolžino razpoke smo zato izračunali še za profil UNP 26 širine 220 mm in dobili  $a_c = 67$  mm, kar je vsekakor bolj realno.

Število ciklov  $N$ , pri katerem razpoka zraste od začetne dolžine  $a_0 = 25$  mm do kritične dolžine  $a_c = 67$  mm, smo določili z integriranjem enačbe (13). Ker pa gre v tem primeru za neelementarni integral, smo se odločili za reševanje z diferenčno metodo in za numerično integracijo. Pri tem smo upoštevali tudi možnost, da so lahko v posameznih časovnih intervalih konstanti  $C$  in  $m$  v Parisovi enačbi, pa tudi amplituda  $\Delta\sigma$ , različne. Najrealnejšo oceno smo dobili v primeru, ko odpove lamela in nosi le osnovni prerez nosilca UNP 26. Tedaj dobimo za število propagacijskih ciklov utrujenostne razpoke  $N_p = 51.618$ . Pri 17.265 vlakih letno (podatek za leto 1995: 7.794 tovornih in 9.471 potniških vlakov) bi to pomenilo 2,9 let od trenutka, ko se utrujenostna razpoka pojavi. V tem času namreč utrujenostna razpoka pod glavo zakovice zraste od začetne do kritične velikosti. Zgornja ocena je na varni strani, ker upošteva, da je vsaka obremenitev maksimalna. Ker v praksi ni tako, smo razvili metodo, ki upošteva tudi različne obremenitve in njim pripadajoče število propagacijskih ciklov. Pri takem načinu se pri železniškem mostu čez Dravo na Ptuj število propagacijskih ciklov poveča za približno 30%. Na osnovi vsega navedenega lahko predpišemo periodična inšpekcijska obdobja, v katerih morajo biti pregledani vsi vitalni deli mosta. Ta čas mora biti seveda občutno krajši od izračunanega kritičnega časa. Metoda določevanja preostale uporabnosti konstrukcije, ki je bila uporabljena pri našem delu, temelji na lomnomehanski analizi hitrosti napredovanja utrujenostne razpoke. Predpostavljamo namreč, da je začetna razpoka dolžine  $a_0$  že prisotna, računamo pa število ciklov propagacije  $N_p$ , potrebnih, da razpoka "zraste" do kritične velikosti  $a_c$ . Takšen način je utemeljen pri starih konstrukcijah, pri katerih je akumulacija poškodb (največkrat v obliki utrujenostnih inicialov na površini mate-

riala, kjer so delujoče napetosti največje) že tolikšna, da je morebitni obstoj utrujenostnih makrorazpok že dejstvo, s katerim je potrebno računati. Žal pa nam mehanika loma ne pove, po kolikšnem času eksploatacije se bo pojavila prva makrorazpoka, ki bo sposobna nadaljnega napredovanja; ne vemo torej, kolikšno bo število ciklov za porajanje utrujenostne mikrorazpoke, kar pomeni - ob predpostavki, da se osnovne mehanske lastnosti jekla v obdobju eksploatacije ne spremenijo - da uporabljena metoda za izračunavanje preostale uporabnosti načeloma ne ločuje med "novim" in "starem" mostom. Rešitvi navedenega problema se za silo lahko približamo z Mansonovim pravilom (Manson Double Linear Damage Rule)<sup>19-20</sup>. S. S. Manson je namreč predložil za propagacijske cikle utrujenostne razpoke naslednji izraz:

$$N_p = P N_f^p \quad (16)$$

pri čemer je  $N_p$  število propagacijskih ciklov, potem ko je bila razpoka že iniciirana,  $N_f$  je celotno število ciklov do loma,  $P$  in  $p$  pa sta konstanti, ki ju je Manson določil eksperimentalno. Ugotovil je, da za večino konstrukcijskih jekel velja empirična ugotovitev:  $N_p = 14 N_f^{0.6}$ . Za iniciacijske cikle  $N'$  potem dobimo:

$$N' = N_f - 14 N_f^{0.6} \quad (17)$$

V našem primeru privzamemo število propagacijskih ciklov, na primer  $N_p = 50.000$ , in z enačbo (16) izračunamo celotno število ciklov do loma  $N_f$ . Dobimo  $N_f = 833.000$  ciklov. Število ciklov iniciacije bo torej  $833.000 - 50.000 = 783.000$ , kar pri nespremenjeni gostoti prometa približno 17.000 vlakov letno pomeni 46 let. Skoraj pol stoletja je torej potrebo, da pride do statistično verjetnega pojavljanja prve makrorazpoke, ki nato lahko utrujenostno napreduje. Ker je kovičeni železniški most na Ptuj prav takšne starosti, je torej smiselno pričeti s periodičnimi inšpekcijskimi pregledi tega mosta.

## 5 Sklepi

S teoretične in eksperimentalne plati je opisana metoda določevanja preostale uporabnosti kovičenega jeklenega železniškega mosta čez Dravo na Ptuj. Iz natezno obremenjene diagonale tega mosta je bila odvzeta lamela, iz nje pa narejeni preizkušanci za določevanje mehanskih lastnosti, vključno lomne žilavosti jekla (integral  $J$ ) in hitrosti napredovanja utrujenostne razpoke. Konstrukcijsko jeklo, iz katerega je bila izdelana preiskovana lamela, je imelo mnogo žvepla, mehanske lastnosti jekla pa so pokazale izrazito anizotropijo. Eksponent  $m$  v Parisovi enačbi, ki določa hitrost napredovanja utrujenostne razpoke, dosega pri temperaturi  $+1^{\circ}\text{C}$  in pri prečnem napredovanju razpoke - ta smer je v konkretnem primeru lamele relevantna - vrednost  $m > 3$ , medtem ko je pri vzdolžnem napredovanju razpoke  $m$  še mnogo večji. Pri gostoti prometa približno 17.000 vlakovnih kompozicij letno, dobimo za kritični čas, to je

čas, v katerem razpoka začetne dolžine  $a_0$  (to je dolžina, ki jo je mogoče defektoskopsko identificirati) doseže kritično velikost  $a_c$ , vrednost  $t_c = 2.9$  let. Periodična inšpekcijska obdobja morajo biti zato nekoliko krajša od ugotovljenega kritičnega časa. Iz znanega števila ciklov napredovanja utrujenostne razpoke smo izračunali še približno število ciklov porajanja utrujenostne makro-razpoke. Uporabili smo metodo po Mansonu<sup>19-20</sup> in za obdobje iniciiranja razpoke dobili  $t_i = 46$  let. Po tem času od začetka eksploatacije mosta je torej z neko statistično verjetnostjo mogoče pričakovati pojavljanje prvih utrujenostnih razpok in je zato tudi smiselno pričeti preje omenjene periodične inšpekcijske preglede vitalnih elementov mosta.

## 6 Literatura

- <sup>1</sup> W. Dahl, G. Sedlacek: *Untersuchungen zur Ermittlung der Sicherheit und Restnutzungsdauer der Ackerfuehrbruecke in Duisburg*, Gutachten im Auftrag der Stadt Duisburg, 1986
- <sup>2</sup> W. Dahl, G. Sedlacek: *Untersuchungen zur Ermittlung der Sicherheit und Restnutzungsdauer der Karl-Lehr-Bruecke in Duisburg*, Gutachten im Auftrag der Stadt Duisburg, 1986
- <sup>3</sup> W. Dahl, G. Sedlacek: *Untersuchungen zur Ermittlung der Sicherheit und Restnutzungsdauer der U-Bahnbruecken zwischen Gleisdreieck und Bahnhof Moeckerbruecke in Berlin*, Expertise for Railway Authority in Berlin, 1990
- <sup>4</sup> W. Dahl, G. Sedlacek: *Untersuchungen zur Ermittlung der Sicherheit und Restnutzungsdauer der Anhalter-Bahn-Bruecke in Berlin*, Expertise for Railway Authority in Berlin, 1989
- <sup>5</sup> G. Sedlacek, W. Dahl, W. Schumann: Method to back decisions on residual safety of bridges, *IVBH-Kolloquium "Residual fatigue life of structures"*, Lausanne, 1990
- <sup>6</sup> G. Sedlacek, W. Hensen, J. Bild, W. Dahl, P. Langenberg: Verfahren zur Ermittlung der Sicherheit von alten Stahlbruecken unter Verwendung neuester Erkenntnisse der Werkstofftechnik, *Bauingenieur*, 67, 1992, 129-136
- <sup>7</sup> G. Sedlacek, W. Hensen: New assessment methods for the residual safety of old steel bridges, *Steel Research*, 64, 1993, 478-483
- <sup>8</sup> W. Hensen: *Grundlagen fuer die Beurteilung der Weiterverwendung alter Stahlbruecken*, Aachen 1992 (Dr.-Ing.-Diss. RWTH Aachen)
- <sup>9</sup> G. Sedlacek, W. Hensen: New assesment methods for the residual safety of old steel bridges, *Nordic Steel Construction Conference 95*, Malmö, June 19-21, 1995, Proceedings, 1, 239-251
- <sup>10</sup> K. Eriksson: On the effect of corrosion and stress concentration upon the fatigue life of steel structures, *Nordic Steel Construction Conference 95*, Malmö, June 19-21, 1995, Proceedings, 1, 123-129
- <sup>11</sup> P. Juhas, J. Krivaček: Determination and Verification of Fatigue Life-Time of Steel Bridges, *Nordic Steel Construction Conference 95*, Malmö, June 19-21, 1995, Proceedings, 1, 369-374
- <sup>12</sup> B. Akesson, B. Edlund: Extended Service Life For Riveted Railway Bridges, *Nordic Steel Construction Conference 95*, Malmö, June 19-21, 1995, Proceedings, 1, 269-276
- <sup>13</sup> P. M. Kunz, G. L. Kulak: Remaining Fatigue Life of Steel Bridges, *Nordic Steel Construction Conference 95*, Malmö, June 19-21, 1995, Proceedings, 1, 253-260
- <sup>14</sup> O. L. Bowie: Analysis of an infinite plate containing radial crack originating at the boundary of an internal circular hole, *J. Math. and Phys.*, 25, 1956, 60-71
- <sup>15</sup> D. Broek: *The Practical Use of Fracture Mechanics*, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht/Boston/London, 1988
- <sup>16</sup> B. Ule, J. Vojvodič-Gvardjančič, M. Lovrečič-Saražin: The effect of strain-aging on the fracture toughness of some structural grade steels in the nil-ductility temperature range, *Canadian Metallurgical Quarterly*, 35, 1996, 2, 159-168
- <sup>17</sup> B. Ule: Merjenje napredovanja utrujenostnih razpok v kovinskih materialih, 2. slovenski dnevi jeklenih konstrukcij, Ljubljana, 11. in 12. maj 1995, zbornik str. 249-255
- <sup>18</sup> R. O. Ritchie, J. F. Knott: Mechanisms of Fatigue Crack Growth in Low Alloy Steel, *Acta Metall.*, 21, 1973, 639
- <sup>19</sup> S. S. Manson: Interfaces Between Fatigue, Creep and Fracture, *Proceedings of International Conference on Fracture*, Vol. 1, Japanese Society for Strength and Fracture of Metals, Sendai, Japan, Sept. 1965, and International Journal of Fracture Mechanics, March, 1966
- <sup>20</sup> S. S. Manson, J. C. Frecke, C. R. Ensign: Application of a Double Linear Damage Rule to Cumulative Fatigue, *Fatigue Crack Propagation*, STP-415, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1967, 384