

Mehanske in lomne lastnosti krhkih delov toplotno vplivanega področja večvarkovnega zvarnega spoja

Mechanical and Fracture Properties of Brittle Parts of Multipass Weld Joint Heat Affected Zone

V. Gliha¹, I. Rak, A. Pristavec, Fakulteta za strojništvo, Maribor

Prejem rokopisa - received: 1995-10-04; sprejem za objavo - accepted for publication: 1995-12-22

Primerjali smo rezultate simulacije obremenjevanja po metodi končnih elementov in preizkusov CTOD. Eksperimentalno delo smo opravili na sintetičnih mikrostrukturah različnih potencialno krhkih delov večvarkovnega toplotno vplivanega področja zvara. Izmerili smo njihove mehanske lastnosti in z njimi modelirali vedenje materiala pri simulaciji obremenjevanja po metodi končnih elementov. Izkazalo se je, da bi to lahko bilo uporabno za analiziranje vedenja zvarnih spojev pri lomu.

Ključne besede: zvarni spoj, toplotno vplivano področje, lokalno krhko področje, metoda končnih elementov, deformacijsko utrdjanje, lomna žilavost CTOD, krhki lom, iniciacija razpoke, stabilno naraščanje razpoke

A comparison of results of loading simulation using finite element method and CTOD testing was performed. Experimental work was carried out on synthetic microstructure of different potentially brittle parts of multipass heat affected zone of the weld. Their mechanical properties were measured and used for finite element method modelling of material behaviour during loading simulation. It seems that this could be an useful tool in fracture behaviour analysis of weld joints.

Key words: weld joint, heat affected zone, local brittle zone, finite element method, strain hardening, CTOD fracture toughness, brittle fracture, crack initiation, stable crack growth

1 Uvod

Odpornost zvarnih spojev proti krhkemu lomu je močno odvisna od obstoja lokalnih krhkih področij. Če se v obremenjenem elementu z razpoko lokalno krhko področje nahaja v najožji okolici vpliva konice razpoke (ali kakšne drugačne nehomogenosti ravninskega značaja), se ta pri določeni obremenitvi krhko zlomi. Takšen lom se lahko neovirano razširi tudi na manj krhka področja, lahko pa se v njih ustavi. Tudi v tem primeru je obstoj lokalnega krhkega področja škodljiv, saj je ob nezmanjšani zunanji obremenitvi elementa vpliv povečane razpoke sedaj bolj "intenziven".

V zvarnih spojih so lokalna krhka področja prej pravilo kot izjema. Nahajajo se lahko v strjenem delu in v toplotno vplivanem področju zvara. Pričujoč prispevek obravnava možnost napovedovanja odpornosti zvarnih spojev proti krhkemu lomu na osnovi mehanskih lastnosti lokalnih krhkih področij v toplotno vplivanem področju zvara in ustrezne trdnostne analize spoja z razpoko po metodi končnih elementov.

2 Material in eksperimenti

Eksperimentalno delo je bilo opravljeno na simuliranih mikrostrukturah možnih lokalnih krhkih področij v toplotno

vplivanem področju večvarkovnega zvara, ki so bile izdelane s simulacijo termičnega delovanja varjenja na vzorcih iz visokotrdnostnega konstrukcijskega jekla Nionical 70. Kemična sestava in mehanske lastnosti uporabljene jekla so: 0.09 C, 0.27 Si, 0.30 Mn, 0.015 P, 0.010 S, 1.05 Cr, 0.27 Mo, 2.63 Ni, 0.07 V, 0.045 Al, 0.026 Ti, 713 MPa σ_y , 764 MPa σ_u in 170 J udarna žilavost pri -50°C. Za simulacijo termičnega delovanja varjenja smo uporabili računalniško voden simulator termičnega cikla. Vzorec, izrezan iz jekla, smo hitro segreli skoraj do temperature tališča (nad 1350°C), nato pa ga ohladili pod varilskimi pogoji s hitrostjo, ki jo določa čas ohlajanja med 800° in 500°C. Pri tem termičnem ciklu se izoblikuje mikrostruktura enovarkovnega grobozrnatega dela toplotno vplivanega področja zvara ob liniji topljenja materiala. Če se vzorec s takšno mikrostrukturo ponovno segreje do temperature, ki ne preseže najvišje temperature prvega termičnega cikla, in ohlaja z enakim časom $\Delta t_{8/5}$, je rezultat obeh termičnih ciklov dvovarkovno toplotno vplivanega področja zvara ob liniji topljenja materiala. Več podatkov o postopku izdelave sintetičnih mikrostruktur in nekaterih njihovih lastnostih je na razpolago v literaturi^{1,2}.

Obravnavali smo štiri različice mikrostrukture tik ob liniji topljenja materiala, in sicer eno enovarkovno in tri dvovarkovna toplotno vplivana področja zvara z naslednjimi oznakami: MS-I, značilno po $T_{p1} > 1350^\circ\text{C}$ in $\Delta t_{8/5} = 25\text{ s}$; MS-I₉₆₀, značilno po $T_{p1} > 1350^\circ\text{C}$, $\Delta t_{8/5} = 25\text{ s}$ in $T_{p2} = 960^\circ\text{C}$

¹ Mag. Vladimir GLIHA
Fakulteta za strojništvo
2000 Maribor, Smetanova 17

MS-I₇₈₀, značilno po $T_{p1} > 1350^{\circ}\text{C}$, $\Delta t_{8/5} \sim 25\text{ s}$ in $T_{p2} \sim 780^{\circ}\text{C}$
 MS-II₇₈₀, značilno po $T_{p1} > 1350^{\circ}\text{C}$, $\Delta t_{8/5} \sim 9\text{ s}$ in $T_{p2} \sim 780^{\circ}\text{C}$.

Razlogi, da smo za eksperimentalno delo izbrali prav te mikrostrukture, je čas ohlajanja $\Delta t_{8/5}$ ($\sim 25\text{ s}$), ki ustreza dokaj ekonomičnemu postopku varjenja v zaščiti praška, in najvišje temperature vpliva drugega varka T_{p2} , ki so zanimive za lastnosti večvarkovnih toplotno vplivanih področij zvarov. Različico mikrostrukture MS-II₇₈₀ smo vključili v raziskavo zaradi primerjave, saj je to mikrostruktura z najvišjo izmerjeno žilavostjo pri temperaturi testiranja na sploh.

Žilavost mikrostrukture enovarkovnega grobozrnatega dela toplotno vplivane področja zvara (MS-I) pri obravnavani temperaturi ni posebno visoka. Termični cikel drugega varka, ki segreje takšno mikrostrukturo le do 780°C (med A_{c1} in A_{c3}), žilavost izboljša (MS-I₇₈₀), tisti pa, ki jo segreje do 960°C (na A_{c3}), žilavost nekoliko poslabša (MS-I₉₆₀).

Udarno žilavost smo pri -40°C določili na standardnih preizkušancih ($10 \times 10 \times 55\text{ mm}$) z V zarezo. Lomno žilavost CTOD smo merili pri isti temperaturi na SENB preizkušancih ($14.5 \times 8 \times 70\text{ mm}$) z utrujenostno razpoko ($a/W \sim 0.5$, $s = 58\text{ mm}$). Za registracijo morebitne iniciacije in nadaljnjega počasnega naraščanja stabilne razpoke smo uporabili metodo električnega potenciala (DC potential drop method). Tako smo eksperimentalno lahko določili CTOD pri trenutnem zlomu (δ_c , δ_u) ter pri morebitni iniciaciji in podaljšanju razpoke za 0.2 mm (δ_i , $\delta_{0.2}$). V primeru, ko do trenutnega zloma ni prišlo niti po znatnem povečanju razpoke, smo določili CTOD pri najvišji doseženi obremenitvi (δ_m)³.

Mejo plastičnosti (σ_y), statično trdnost (σ_u), trdnost in deformacijo pri porušitvi (σ_f , ϵ_f) ter trdnostni koeficient in eksponent deformacijskega utrjanja (A , n) smo merili na okroglih trgalnih preizkušancih s koncentracijo napetosti 1.05^4 in najmanjšim premerom $D=4.5\text{ mm}$ (hourglass shaped specimen) pri sobni temperaturi. Deformacijo smo med trgalnim

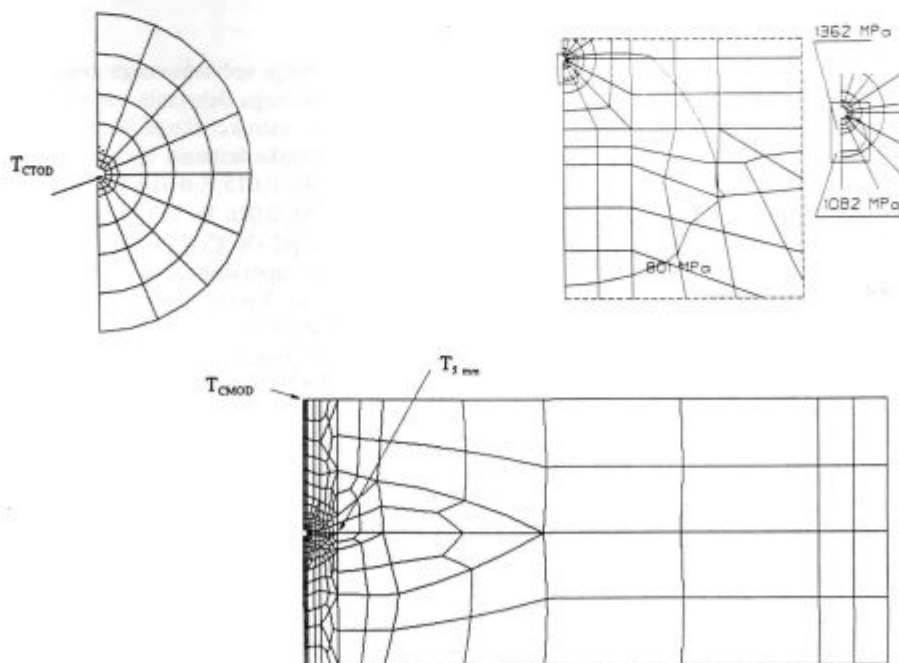
preizkusom simultano merili preko spreminjanja obsega x z uporabo fleksibilne niti. Za določitev parametrov plastifikacije smo uporabili Ludwickovo enačbo:

$$\sigma_{pravi} = A (\epsilon_{pravi})^n$$

$$\epsilon_{pravi} = 2 \ln \left(1 - \frac{x}{\pi D} \right); \quad \sigma_{pravi} = 4 \frac{F}{\pi D^2} \frac{1}{\left(1 - \frac{x}{\pi D} \right)^2} \quad (1)$$

F je trenutna velikost obremenitve preizkušanca. Eksponent n smo določili iz strmine premice $\log \sigma_{pravi} - \log \epsilon_{pravi}$, koeficient A pa iz vrednosti σ_{pravi} pri $\epsilon_{pravi}=1$.

Preizkušane SENB smo modelirali z metodo končnih elementov. Velikost modela je bila enaka kot pri eksperimentalnem določanju CTOD, z dvema izjemama. Debelina je bila 1 mm , a/W pa natančno 0.5 . Material smo obravnavali kot linearen do σ_y , ki se je pri nadaljnjem deformiranju utrjeval. Uporabili smo pettočkovno aproksimacijo plastičnega dela $\sigma_{pravi} - \epsilon_{pravi}$ diagrama. Predpostavili smo ravninsko stanje napetosti, saj so bili preizkušanci CTOD pri eksperimentalnem delu sorazmerno tanki. Nekaj simulacij smo opravili tudi za ravninsko stanje deformacij, vendar se je pokazalo, da so rezultati podobni. Uporabljena mreža je prikazana na **sliki 1** (polovica preizkušanca CTOD in detajl mreže ob konici razpoke). Konico razpoke nismo modelirali neskončno ostro. Za najprimernejšo otopitev se je izkazala ostrina razpoke s polmerom 0.02 mm . Ta otopitev je tako majhna, da ne vpliva na velikost in obliko plastične cone v trenutku, ko se prvič pojavi dekohezija materiala pred konico razpoke (krhki zlom ali začetek naraščanja stabilne razpoke), njen raztezek pa je merilo velikosti otopitve razpoke tik pred tem, torej kritične vrednosti CTOD δ_c oziroma δ_i . Med simulacijo obremenjevanja smo zapisovali pomike treh izbranih točk na modelu preizkušanca SENB. T_{CTOD} in $T_{5\text{ mm}}$ ⁵ sta direktno merilo CTOD, T_{CMOD} pa omogoča izračunati CTOD po postopku³. Ob izbrani mreži in



Slika 1: Uporabljen model pri simulaciji obremenjevanja po metodi končnih elementov in oblika plastične cone (napetostnega polja) pri simulaciji obremenjevanja preizkušanca do 6240 N (mikrostruktura MS-I)

Figure 1: Model used for finite element method loading simulation and plastic zone shape (stress field) caused by specimen load of 6240 N (microstructure MS-I)

Tabela 1: Mehanske lastnosti, udarna žilavost in lomna žilavost CTOD štirih obravnavanih mikrostruktur toplotno vplivanega področja večvarkovnega zvara**Table 1:** Mechanical properties, impact toughness and CTOD fracture toughness of four treated heat affected zone microstructure of multi layer welds

Tip MS	σ_y^0 MPa	σ_u^0 MPa	σ_f^0 MPa	ϵ_f^0	A^0 MPa	n^0	vE ⁺ J	δ_c^+ mm	δ_u^+ mm	δ_m^+ mm	δ_i^+ mm	$\delta_{0.2}^+$ mm	a/W
MS-I	801	995	1939	1.058	1276	.071	40-45	.07 .108 .045 .066	- - - -	- - - -	- .027 .035 -	- .085 * -	.486 .513 .519 .469
MS-I ₉₆₀	766	987	2040	1.157	1320	.084	25-40	.055 .079	- -	- -	- -	- -	.477 .488
MS-I ₇₈₀	665	887	2091	1.242	1303	.131	50-85	- -	.184 .291	- -	.1 .075	.15 .16	.481 .502
MS-II ₇₈₀	704	937	2120	1.192	1380	.126	110-130	- -	- -	.253 .258	.07 .032	.128 .088	.483 .473
								-	-	.231	.042	.132	.488

° - povprečna vrednost 4 preizkusov

* - merjeno pri -40°C

- pred tem je nastopil krhki lom

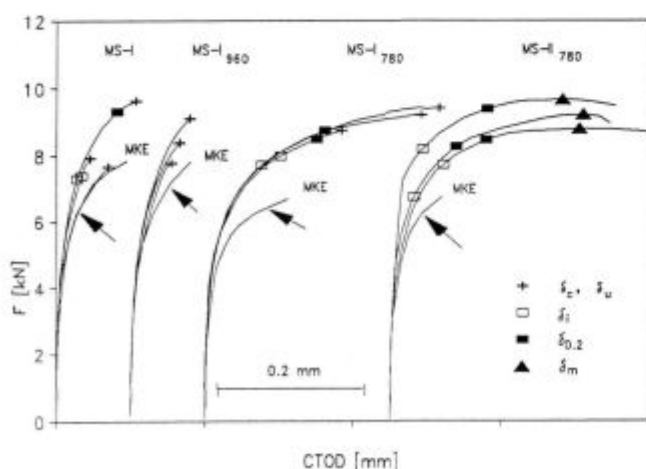
** - ni merjen ΔU

modelu materiala ter načinu obremenjevanja so se tako izračunane krivulje F-CTOD med seboj le neznatno razlikovale. Opravili smo popolno elasto-plastično analizo obremenjevanega preizkušanca po vsakem koraku povečanja obremenitve. Uporabljali smo softverski paket NISA II. Kot vhodne podatke (model materiala) smo uporabili dejanske izmerjene mehanske lastnosti obravnavanih mikrostruktur.

3 Rezultati

Povprečne vrednosti mehanskih lastnosti in udarne žilavosti ter posamične izmerjene vrednosti CTOD so zbrane v tabeli 1. Dodani so še podatki o velikosti vsakokratne razpoke pri preizkusih CTOD.

Rezultati simulacije obremenjevanja preizkušanca SENB po metodi končnih elementov, preračunani na dejansko debelino preizkušanca, so v obliki krivulj F-CTOD, prikazani na

**Slika 2:** Rezultati simulacije obremenjevanja po metodi končnih elementov in pri preizkusih CTOD**Figure 2:** Results of finite element method loading simulations and of CTOD tests

sliki 2. Označeni so z MKE. Primerjati jih je mogoče z eksperimentalno določenimi krivuljami F-CTOD.

4 Razprava

Temperaturo preizkusov CTOD smo izbrali na osnovi poznane udarne žilavosti in deleža cepilnega loma na prelomnih površinah preizkušancev. MS-I in MS-I₉₆₀ sta pri -40°C imeli malo višji delež cepilnega loma kot 50%. Pomeni, da je temperatura prehoda iz krhkega v žilav lom za ti dve mikrostrukturi malo nad -40°C. Nasprotno pa sta MS-I₇₈₀ in MS-II₇₈₀ imeli skoraj enak ter nekoliko večji delež žilavega loma, kar pomeni, da je za te mikrostrukture temperatura prehoda enaka ali malo pod -40°C.

Prehodna temperatura za lomno žilavost CTOD je definirana kot temperatura, pri kateri vrednost δ_c postane enaka vrednosti δ_i . V ⁶ so raziskovali povezavo med obema prehodnima temperaturama in vrednosti obeh oblik žilavosti pri njih. Razlika med temperaturo prehoda (ΔT) pri udarnem preizkusu (topa zareza, udarna obremenitev) in preizkusu CTOD (ostra utrujenostna razpoka, kvazistatična obremenitev) je funkcija meje plastičnosti (σ_y) in debeline materiala, ki je enaka debelini preizkušanca SENB (B).

$$\Delta T = 133 - 0,125 \sigma_y - 6 B^{1/2} \quad (2)$$

Upoštevajoč to relacijo in temperaturo prehoda iz krhkega v žilavi lom pri udarni žilavosti, je bilo upravičeno sklepati, da je prehodna temperatura za CTOD pri MS-I in MS-I₉₆₀ okoli -40°C, pri MS-I₇₈₀ in MS-II₇₈₀ pa nekaj malega nižje.

Vse meritve CTOD smo opravili pri -40°C. Pričakovali smo, da se bosta prvi dve mikrostrukturi lomili krhko, pri drugih dveh pa bo prej nastopilo počasno naraščanje stabilne razpoke, vendar pa izmerjena vrednost δ_i ne bi smela mnogo preseči vrednost δ_c , ki bi bila izmerjena pri le nekoliko nižji temperaturi. Dobljeni rezultati meritev CTOD so to predpostavko potrdili. Dve skupini rezultatov v tabeli so v zvezi z δ_c (MS-I, MS-I₉₆₀), dve pa z δ_i (MS-I₇₈₀, MS-II₇₈₀).

Za konzervativno oceno najvišjega δ_c oziroma najnižjega δ_i smo uporabili vrednost udarne žilavosti (vE) pri prehodni temperaturi.

$$\delta_c|_T; \delta_i|_T = 0,001 \text{ vE}|_{T+\Delta T} \quad (3)$$

Sicer je zlahka znatno preceniti ali podceniti nivo udarne žilavosti v temperaturnem območju, kjer se njena vrednost hitro spreminja, če ni podatkov za konkretno temperaturo, vendar ocenjujemo, da bi bila vE za obravnavane mikrostrukture 60-80 J. Tako bi bilo pričakovati δ_c oziroma δ_i pri temperaturi prehoda za CTOD 0,06 - 0,08 mm. Eksperimentalni rezultati v tabeli so sicer nekoliko nižji od teh, karakter loma pa je povsem takšen, kot smo ga predvideli.

Vse eksperimentalne krivulje F-CTOD na **sliki 2** so nekaj višje od tiste, ki je rezultat metode končnih elementov, čeprav so že korigirane glede na vsakokratni a/W. Pri tej korekciji smo upoštevali enakost faktorja intenzivnosti napetosti in s tem velikosti plastične cone, kar pa je povsem korektno le za zanemarljiv obseg plastične deformacije ob konici razpoke. Navesti je mogoče celo vrsto razlogov za višje eksperimentalne krivulje F-CTOD, predvsem pa nekoliko različni temperaturi, pri kateri so bili opravljeni mehanski (sobna temperatura) in preizkusi CTOD (-40°C), vendar tu zanje ni prostora⁷.

Dokler obremenitev ni previsoka, je uporabnost izračunanega napetostnega oziroma deformacijskega polja v bližini konice razpoke precej velika. Vsi karakteristični dogodki pri preizkusih CTOD so označeni na **sliki 2**. Model za metodo končnih elementov smo detajlno analizirali za obremenitve, ki ustrezajo prvemu pojavu dekohezije materiala pri eksperimentih. Trenutki, ko nastopi δ_c , pred katerim ne pride do iniciacije stabilne razpoke (1 krat pri MS-I in 3 krat pri MS-I₉₆₀) in tisti, ko nastopi δ_i (vsi drugi), katerikoli je pač prej, se najboljše prilegajo rezultatom metode končnih elementov. Te točke na krivuljah z oznako MKE so prikazane na **sliki 2** s puščicami.

Oblika plastične cone pri MS-I, ki ustreza simulirani obremenitvi 6240 N, je prikazana na **sliki 1**. Na tej izolaciji je Misesova primerjalna napetost enaka 801 MPa. Velikost plastične cone v smeri ravnine razpoke je 1,72 mm. To je skoraj 25% preostalega nosilnega preseka preizkušanca SENB (W-a). Le v majhnem delu cele plastične cone (manj kot 0,02 mm) je izračunana napetost višja od 1350 MPa. Mnenja smo, da se tolikšen obseg sme zanemariti. Ta nivo namreč ustreza izmerjeni deformaciji ϵ_f , če napetost izračunamo po enačbi 1, saj točka s koordinatama σ_f , ϵ_f ne leži povsem na krivulji σ_{pravi} - ϵ_{pravi} za uporabljen materialni model (Ludwickova enačba). Ker se v praksi uporablja kar za 0,2 mm povečano stabilno razpoko kot pogoj za nestabilnost obremenjenega elementa z razpoko

(tako kot je $\sigma_{0.2}$ nadomestilo za σ_y), je to dodaten argument za nepomembnost preseženih maksimalnih napetosti v tako majhnem delu plastične cone (~1%). Seveda, ko od tu naprej obremenitev povečujemo, se plastična cona in področje preseženih največjih možnih napetosti zlahka širi, strmina krivulje F-CTOD se znižuje in CTOD hitro narašča preko vseh smiselnih mej. Rezultati simulacije po metodi končnih elementov, ko niso uporabljeni "pokljivi" elementi (crack elements), tu niso več smiselni.

5 Sklep

Pričujoča raziskava je obravnavala lokalna krhka področja v toplotno vplivanih področjih večvarkovnih zvarnih spojev. Rezultati eksperimentalnega dela na sintetičnih mikrostrukturah so pokazali, da bi lahko bila simulacija obremenjevanja po metodi končnih elementov koristen pripomoček pri analiziranju vedenja zvarnih spojev pri lomu. Tak način bi omogočil napovedovanje možnosti obstoja lokalnih krhkih področij v določenem delu toplotno vplivanega področja zvarnega spoja in ocenitev njegove lomne žilavosti pri temperaturi in drugih pogojih, ki so merodajni za nastop krhkega zloma.

Verodostojnost rezultatov bi bila še večja, če bi imeli pri simulaciji obremenjevanja po metodi končnih elementov na razpolago ustrezen model vedenja materiala pri temperaturi, za katero je konstrukcija ali delovni stroj, ki mu pripada analiziran zvarni spoj, projektiran.

Literatura

- ¹ V. Gliha, D. Toplak, Primerjava lastnosti toplotno vplivanega področja večvarkovnega zvara na jeklu Nionical 70 pri dveh različnih vnosih toplote. *Kovine, zlitine, tehnologije*, 1994, 1-2, 135-140
- ² V. Gliha, M. Taucer, Effects of Welding Parameters on Brittle Fracture Resistance of HAZ. *The Int. J. for the Joining of Materials*, 1994, 3, 116-120
- ³ BS 5762:1979, *Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing*. The British Standards Institution, 1979
- ⁴ R. E. Peterson, *Stress Concentration Factors*. John Wiley and Sons, New York, 1974
- ⁵ GKSS, *Displacement Gauge Systems for Application in Fracture Mechanics*. GKSS Forschungszentrum Geesthacht GmbH, GKSS Hausdruckerei, 1991
- ⁶ Y. Higawara, I. Soya, K. Tanaka, N. Taniguchi, *Fracture Assessment of Welded Joints: Wide Plate Test with Welding Misalignment and Relation to Charpy test*. Fracture Toughness of Weldments - MPC 22, American Society of Mechanical Engineers, 1984
- ⁷ V. Gliha, I. Rak, A. Pristavec, M. Kočak, *Consistency of Toughness and Mechanical Properties of Heat Affected Zone Microstructure*. (pripravljeno za objavo)