

Lomna varnost jeklenih konstrukcij po različnih merilih

Fracture Safety of Steel Structures by Different Criteria

J. Vojvodič Gvardjančič¹, IMT Ljubljana

Prejem rokopisa - received: 1995-10-04; sprejem za objavo - accepted for publication: 1996-01-22

V prispevku so opisani lomnomehanski preizkusi in faktorji, ki vplivajo na kritično velikost makrostrukturnih napak. Določena je referenčna temperatura ničelne duktilnosti RT_{NDT} za drobnozrnata mikrolegirana jekla ACRONI Jesenice. Prikazana je odvisnost referenčnega faktorja intenzitete napetosti K_{IR} od referenčne temperature ničelne duktilnosti T_{NDT} , s katero lahko med seboj primerjamo različna jekla s stališča njihove varne uporabe pri nizkih temperaturah.

Ključne besede: mehanika loma, udarna žilavost po Charpyju, lomna žilavost K_{IC} , J integral, temperatura ničelne duktilnosti, "drop weight" preskus, referenčna temperatura ničelne duktilnosti, drobnozrnata mikrolegirana jekla

The fracture mechanics tests and factors which affect the critical size of the macrostructure defects are described. The reference nil-ductility temperature RT_{NDT} is determined for fine-grained micro-alloyed steels manufactured in ACRONI Jesenice. The relation between reference stress intensity factor K_{IR} and reference nil ductility temperature T_{NDT} is established. This dependence enables to compare various steels according to the safe use at low temperatures.

Key words: fracture mechanics, Charpy -V impact toughness, fracture toughness K_{IC} , J integral, nil-ductility temperature, Drop Weight test, reference nil-ductility temperature, fine grained microalloyed steels

1 Uvod

Z uporabo visokovrednih jekel se vse bolj uveljavljajo modernejše metode dimenzioniranja. V inženirski praksi se srečujemo s tujimi predpisi, ki zahtevajo obravnavo konstrukcij na podlagi izračunov in analiz mehanike loma. Naši predpisi o tlačnih posodah zahtevajo preiskave lomne žilavosti za I. in II. razred tlačnih posod.

Principe mehanike loma moramo upoštevati tudi pri obravnavi nosilnosti konstrukcij, obremenjenih na utrujanje, oziroma v primerih, ko je potrebno določiti preostalo trajnost konstrukcije ter obliko in stopnjo popravila starih konstrukcij.

Medtem ko klasična inženirska mehanika predpostavlja, da se bo konstrukcija vedla duktilno, in je v skladu s tem razvila metode dimenzioniranja, pa se mehanika loma ukvarja predvsem s krhko obliko porušitve. To, kar loči mehaniko loma od klasičnega gledanja, je predpostavka, da v konstrukciji obstajajo napake, največkrat v obliki razpok, ki so prisotne bodisi od vsega začetka ali pa nastanejo med obratovanjem. Za dimenzioniranje konstrukcij po mehaniki loma je potrebno poznati velikost napake, kar nikakor ni primer pri klasičnem dimenzioniranju.

V splošnem imamo dve stopnji kontrole. Prva je napovedovanje kritične velikosti razpoke. Če je dejansko ugotovljena razpoka manjša od kritične, je konstrukcija pri dani obtežbi stabilna, drugače pa ne. Obratno pa lahko določimo tudi kritično obtežbo pri dani velikosti razpoke. Tako dobimo odnos med nosilnostjo in velikostjo razpoke. Druga stopnja je napovedovanje njene

rasti. Napovemo, v kolikšnem času se bo razpoka neke začetne dolžine, katere velikost je pogojena z metodami preiskav brez porušitve, razširila do kritične velikosti. Lahko tudi predpišemo časovne intervale v katerih je potrebno konstrukcijo pregledovati in ugotavljati morebitno širjenje razpok. Vse metode lomnomehanske ocenitve temeljijo na primerjavi sile razvijanja razpoke z odpornostjo proti rasti razpoke v materialu.

Namen tega članka je zato predstaviti lomnomehanske preizkuse in faktorje, ki vplivajo na kritično velikost makrostrukturnih napak. Kot primer bo prikazan izračun kritične velikosti notranje napake v plašču reaktorske posode, eksperimentalno pa bo določena tudi referenčna temperatura ničelne duktilnosti za slovenska drobnozrnata mikrolegirana jekla.

2 Lomnomehanski preizkusi

Mehanika loma se je kot znanstvena veda izoblikovala v dvajsetih letih tega stoletja, njen razvoj pa delimo v tri faze, ki jih po Tysonu¹ lahko poimenujemo kot izkustveno, linearno-elastično ter elasto-plastično. Vsaka od teh faz karakterizira razvoj specifičnih preizkusnih metod za ocenjevanje kovinskih materialov.

Izkustvena faza sega v začetke tega stoletja, ko je francoski metalurg Charpy leta 1901 prvič izmeril udarno žilavost jekla. Svoj vrh je dosegla z raziskavami lomov ladij vrste Liberty². Najpomembnejši rezultat teh raziskav je bila ugotovitev, da pri jeklih s pretežno feritno mikrostrukuro, udarna žilavost po Charpyju 28 J približno ustreza prehodu v krhko stanje. Ta ugotovitev je bila utemeljena s primerjavo izmerjenih udarnih žilavosti po Charpyju z videzi prelomov pločevin, iz katerih so bile izdelane ladje Liberty. Zaradi svoje enostavnosti in cenenosti je preizkusna metoda udarne žilavosti po

¹ Dr. Jelena VOJVODIČ GWARDJANČIČ, dipl.inž.gradb.
Inštitut za kovinske materiale in tehnologije
1000 Ljubljana, Lepi pot 11

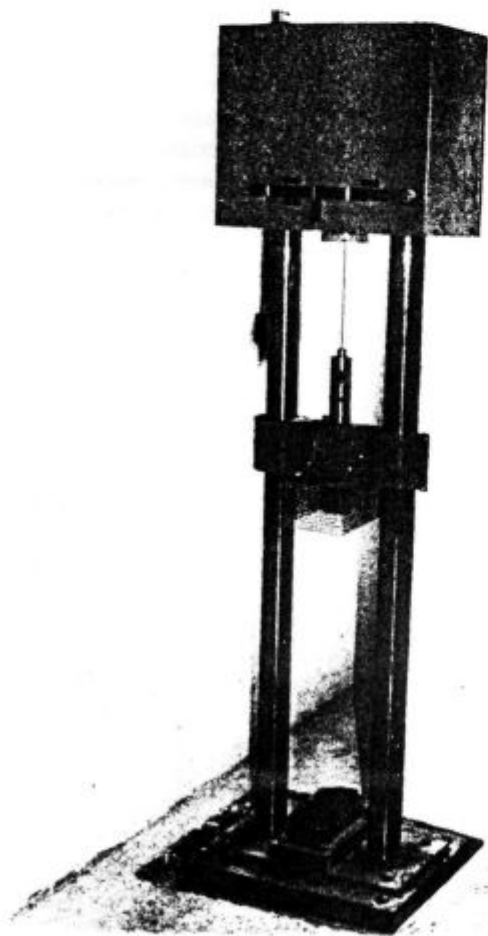
Tabela 1: Standardizirane lomnomehanske preskusne metode

Standard	Preizkusna metoda	Opomba
ASTM E 23	Udarna žilavost po Charpyju (j)	Udarni; majhni preizkušanci; topa zarez; merimo absorbirano energijo.
ASTM E 436	Drop-weight tear	Udarni; plošča debeline 3,2 do 19,1 mm; plitva vtisnjena zarez; merimo delež strižne deformacije (videz preloma).
ASTM E 604	Dynamic tear	Udarni; plošča debeline 4,8 do 15,9 mm; globoka vtisnjena zarez; merimo absorbirano energijo.
ASTM E 208	Drop-weight NDT	Udarni; plošča debeline 15,9 do 25,4 mm; ostra zarez; merimo prehodno temp.
ASTM E 399	Lomna žilavost pri ravninskem deform. (Plain-strain fract. toughness)	Poljubna hitrost obremenjevanja; spremenljiva debelina preizkušancev; ostra utrujenostna razpoka; merimo K
ASTM E 813	Elastoplastična žilav. J-integral (Elastic-plastic toughness)	Poljubna hitrost obremenjevanja; spremenljiva debelina preizkušancev; ostra utrujena razpoka; merimo J
BS 5762	COD	Počasno obremenjevanje; velika debelina preizkušancev (full section); ostra utrujenostna razpoka; merimo odpiranje razpoke

Charpyju v veljavi tudi v današnjem času, v instrumentirani izvedbi pa je celo pridobila na pomenu.

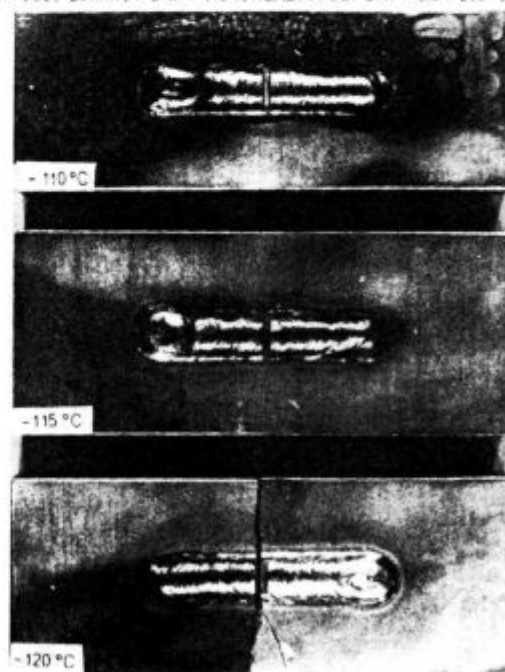
Inženirska obravnava problema loma, ki bi vključeval tako spremenljivo velikost napak v materialu, kot tudi nivo napetosti, je v petdesetih letih pripeljala Pellinija in njegove sodelavce³ do razvoja diagrama za analizo loma (Fracture Analysis Diagram, FAD) ter s tem povezanega preskusa merjenja temperature ničelne duktilnosti (nil

ductility temperature, T_{NDT}). Temperatura ničelne duktilnosti je po Pelliniju tista, pri kateri že majhna razpoka povzroči lom pri dinamični obremenitvi blizu napetosti tečenja. Naprava za izvedbo "drop weight" preskusa je prikazana na **sliki 1**, preizkušanci pa na **sliki 2**. Večje razpoke povzročijo lom pri ustrezno nižji napetosti. Z naraščanjem temperature nad T_{NDT} žilavost narašča, pri čemer se večje razpoke lahko zaustavljajo pri napetostih, ki so nižje od napetosti tečenja. Preizkusna metoda s padajočim bremenom⁴, s katero določamo temperaturo neduktilnega loma (T_{NDT}), je značilna za izkustveno fazo razvoja lomne mehanike.

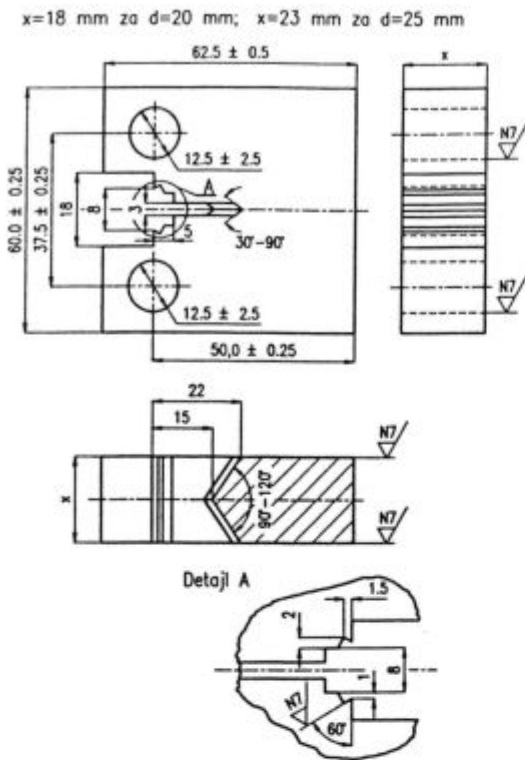


Slika 1: Naprava za izvedbo testa "drop weight"
Figure 1: The device for Drop Weight Test

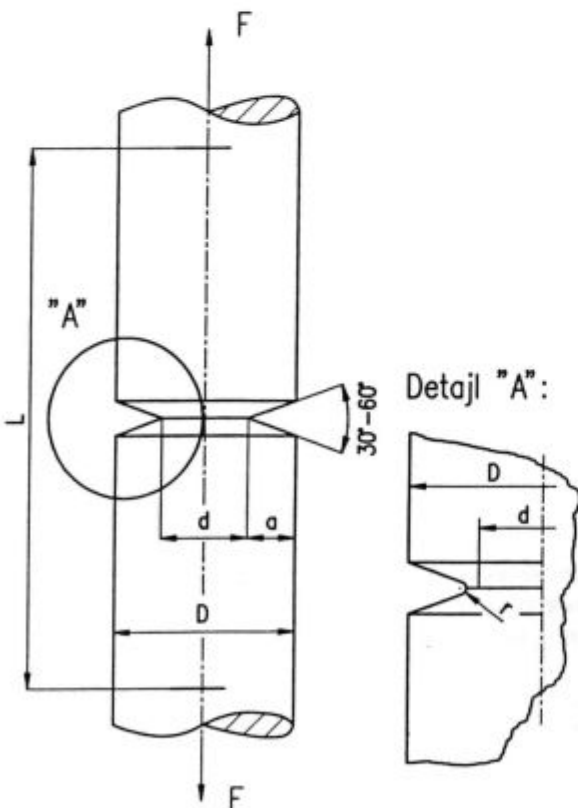
Č 0562, 25mm, starano (10% HLADNA DEFORMACIJA 250 °C/30')



Slika 2: Preizkušanci DWT
Figure 2: Drop Weight specimens



Slika 3: Geometrija preizkušanca CT za merjenje J integrala
 Figure 3: Geometry of CT specimen for the measurement of the J integral



Slika 4: Nestandardni cilindrični natezni preizkušavec z zarezo po obodu ter utrujenostno razpoko v korenu zareze
 Figure 4: Cylindrical round-notched tension specimen with fatigue crack in the notch root

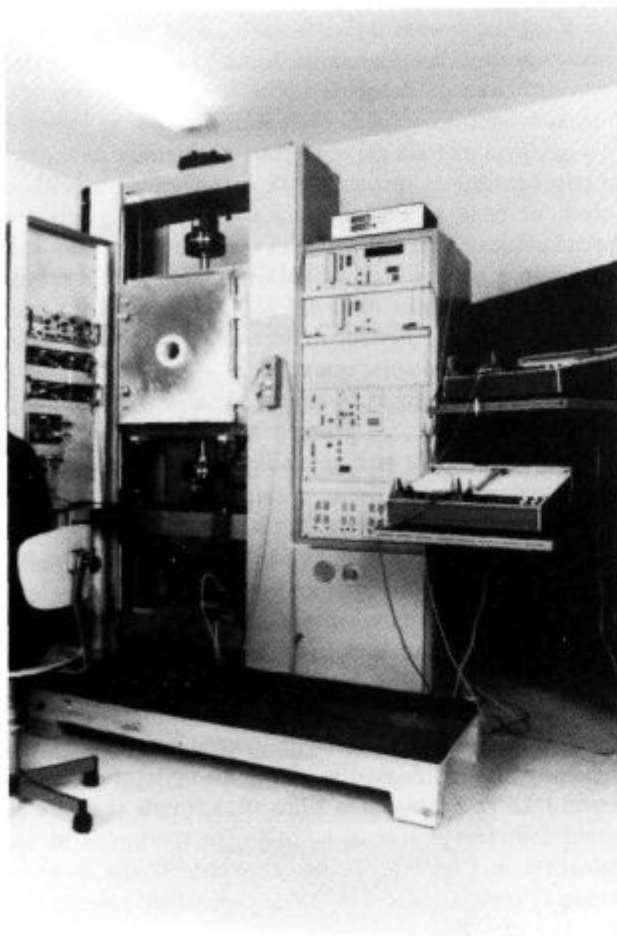
V zgodnjih sedemdesetih letih se je razvila najprej linearno-elastična mehanika loma (LEFM) z uvedbo standardiziranega merjenja lomne žilavosti K_{IC} pri ravninskem deformacijskem stanju. Postala je splošno uveljavljena metoda pri obravnavi problemov povezanih z napredovanjem utrujenostnih razpok. Če pa velikost plastične cone ni zanemarljiva v primerjavi z debelino preiskovane⁵, razmer v konici razpoke ne moremo obravnavati z linearno mehaniko loma. Zato je bila razvita nelinearna mehanika loma (EPFM), ki razmere v konici razpoke opisuje z merjenjem odpiranja konice te razpoke (crack opening displacement, COD)⁶ ali pa z izračunavanjem J integrala iz izmerjene obremenitve, odpiranja ustja razpoke ter njene geometrije⁷. CT preizkušavec za merjenje J integrala prikazuje **slika 3**, nestandardni cilindrični natezni preizkušavec z zarezo po obodu ter utrujenostno razpoko v korenu zareze pa je prikazan na **sliki 4**. Standardizirane lomnomehanske preizkusne metode so navedene v **tabeli 1**.

Kljub razvoju novih preizkusnih metod pa "stara" mehanika loma ni prav nič izgubila na svoji aktualnosti. V uporabi so številne empirične enačbe, ki povezujejo klasične mehanske lastnosti jekla, zlasti udarno žilavost po Charpyju pa tudi kontrakcijo in napetost tečenja jekla, z njegovo lomno žilavostjo. Znani so tovrstni empirični izrazi tako za zgornji nivo žilavosti, kot tudi za področje prehodnih temperatur in za področje spodnjega nivoja žilavosti, pri katerih se jekla vedejo skoraj povsem krhko. Vzrok za iskanje tovrstnih empiričnih izrazov lahko pripišemo dejstvu, da je merjenje lomne žilavosti pri nizkih temperaturah eksperimentalno zahtevno in zato tudi drago, medtem ko je določanje konvencionalnih mehanskih lastnosti jekel pri nizkih temperaturah razmeroma enostavno. **Sliki 5 in 6** prikazujeta merjenje J integrala pri nizkih temperaturah.

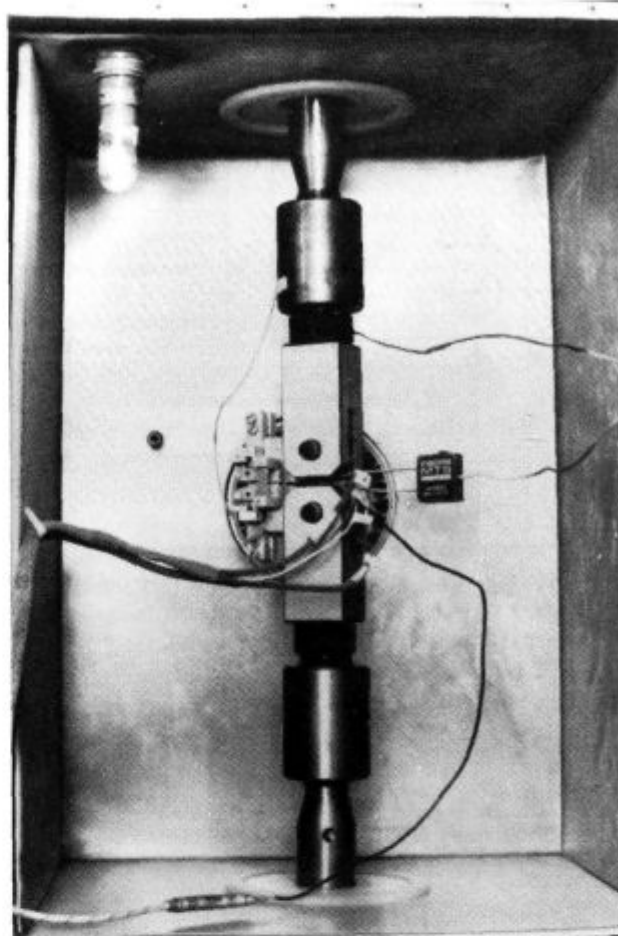
Upoštevati moramo tudi, da na primer ameriška priporočila za jeklene mostove^{8,9} temeljijo na konceptih mehanike loma, specificirana pa so v obliki udarne žilavosti po Charpyju z V zarezo. Podobno temeljijo priporočila za jekla za izdelavo debelostenskih tlačnih posod nuklearnih reaktorjev^{10,11,12,29,30} na zahtevani minimalni dinamični lomni žilavosti K_{ID} , dejansko pa so priporočila specificirana s temperaturo ničelne duktilnosti (T_{NDT}) ter vrednostjo prečne razširitve udarne žilavosti po Charpyju¹³.

3 Kritičnost makrostrukturnih napak

Vse več je zahtev po obravnavi tovrstnih problemov z upoštevanjem mehanike loma; tako npr. naš predpis o tlačnih posodah¹⁴ predpisuje za I. in II. razred preiskavo lomne žilavosti. Za bolj zahtevne konstrukcije, kot je reaktorska posoda v jedrski elektrarni Krško, so za kontrolo iradiacijskega efekta hitrih nevtronov na plašč reaktorja predpisani WOL preizkušanci (Wedge Opening Loading - K_{ID}). Ocena dopustnih napak, ki jih ugotovljamo pri ultrazvočnih meritvah med remontu



Slika 5: Merjenje J integrala pri nizkih temperaturah
Figure 5: Measurement of J integral at the low temperatures



Slika 6: Merjenje J integrala pri nizkih temperaturah
Figure 6: Measurement of J integral at the low temperatures

jedrskega reaktorja, pa je predpisana z analizo, ki temelji na lomni žilavosti.

Merila sprejemljivosti makrostrukturnih napak v jeklenih konstrukcijah in elementih procesne opreme so določeni na osnovi izkušenj o nosilnosti ali pa na podlagi rezultatov sistematičnih eksperimentalnih preiskav s simuliranimi makrostrukturnimi napakami v podobnih razmerah kot so predvidene, da bodo nastopale v konstrukcijah.

Taki sklepi so v večini primerov omejeni na posamezne primere, določene z vrsto materiala, geometrijskimi razmerami, obremenitvami..., ali pa so celo netočni, saj so le rezultati poenostavitve in ekstrapolacij, ki pa ne veljajo splošno.

V vsakdanji praksi le v redkih primerih kritičnost makrostrukturnih napak določamo z analizo po teoriji mehanike loma. Vzrokov za to je več:

- eksperimentalno ugotavljanje lomnih karakteristik materiala je še vedno dokaj zahteven in drag postopek, ki ga z napredkom tako testnih metod kot tudi preiskav materiala brez porušitve uspevamo vse bolj poenostaviti. To velja za točno merjenje dimenzij in kontrolirano vnašanje razpok v preizkušance. Vendar

pa je izdelava preizkušancev draga, preizkusi, predvsem dinamični, pa zahtevni.

- število faktorjev, ki bi jih morali upoštevati pri točnejši analizi je precejšnje. Lomna žilavost je namreč odvisna od temperature, hitrosti deformacije, napetostnega stanja in lokalne mikrostrukture, kar še posebno velja za zvarjene spoje.

K temu je potrebno dodati, da so sicer razmere v področju veljavnosti linearne mehanike loma dokaj dobro raziskane, vendar pa so geometrijske razmere in mehanske lastnosti materialov v nosilnih delih le redko v tem področju. Za prakso je bolj zanimivo področje elasto-plastične mehanike loma. Še vedno niso zadovoljivo določene meje veljavnosti eksperimentalnih postopkov ugotavljanja lomnih karakteristik materiala z majhnimi preizkušanci. Za analizo tlačnih posodah in rezervoarjev uporabljamo koncept "puščanje pred zlomom" ("leak before break")^{15,16}. V tem primeru bo rast razpoke med obratovanjem povzročila puščanje medija in napaka bo odkrita pred nevarno porušitvijo.

Kritičnost makrostrukturnih napak po teoriji mehanike loma določamo takole:

1. Določitev lomnih karakteristik vgrajenega materiala:
 - odvzem vzorcev materiala za izdelavo preizkušancev

- izdelava preizkušancev
 - preizkušanje in analiza rezultatov, določitev faktorja kritične intenzitete napetosti K_C , J integrala ali CTOD
2. Določitev napetostnega stanja v kritičnem prerezu z makroskopsko napako:
 - ugotavljanje geometrijskih razmer in napetosti po prerezu, posebej v konici napake
 - ugotavljanje vpliva okolja na nosilni prerez (temperatura, medij)
 3. Ugotavljanje karakteristik napak:
 - ocenitev vrste možnih napak
 - ocenitev geometrijskih razmer napak v prerezu
 - izbiranje tehnike ugotavljanja napak
 4. Izračun kritične velikosti napake

Pri zvarjenih konstrukcijah se morajo rezultati preizkusov točno nanašati na določeni del zvarjenega spoja, kakor tudi na dodatni material ob znani tehnologiji varjenja. Važen je tudi ustrezen način izdelave vzorca za ugotavljanje lomne žilavosti zvarjenega spoja. Vzorec naj bo takšen, da je možno izdelati preizkušane, ki ima vneseno razpoko, usmerjeno tako, da ustreza dejanskim razmeram, ki nastopajo v obremenjenem spoju. Zato moramo poznati geometrijo in orientacijo napak v zvarjenem spoju. Potrebujemo rezultate lomnih preiskav za toplotno vplivano področje in za najslabša področja v zvaru. Ker pa je TVP zelo ozko, je celo z današnjo tehniko preiskav brez porušitve (kombinacija ultrazvoka in radiografije) težko točno locirati napako. Poznati moramo tudi smer glavnih napetosti v zvarjenem spoju. Upoštevati moramo tudi vpliv zaostalih napetosti zaradi preoblikovanja in termičnih vplivov (rezanje, varjenje).

Pri lomnomehanskih preizkusih zvarjenih spojev preverimo področje, v katerem je bila locirana konica razpoke po opravljenem preizkusu z metalografsko metodo. Pri preiskavi lomne žilavosti zvarjenih spojev je za zanesljivo določitev potrebna statistična obravnava rezultatov preizkušanja, iz katere je mogoče določiti področje zanesljivosti. Lokalna krhkost in lokalna krhka področja lahko vplivajo na začetek loma, tako da je potrebno opraviti statistično analizo verjetnosti pojava nizkih vrednosti ali pa računati na zaustavitev v bolj žilavem sosednjem materialu. Razsip rezultatov je pri lomnomehanskih preiskavah kar precejšen.

Pri analizi kritične napake v zvarjenem spoju upoštevamo lomno žilavost tistega področja, ki ima najslabše lastnosti, ker predpostavljamo, da lahko leži napaka s svojo konico prav v tem področju oziroma se vanj lahko razširi. Empirična razmerja med lomno žilavostjo K_{IC} in udarno po Charpyju^{17,18,19,20} kažejo, da materialu z večjo udarno žilavostjo pripada tudi večja lomna žilavost. Izpeljani so tudi empirični izrazi za toplotno vplivano področje in staljeni zvar. To nam lahko znatno poceni preiskave v zvarjenem spoju, če z udarno žilavostjo ugotovimo, katero področje (zvar, toplotno vplivano področje ali osnovni material) ima najslabše lastnosti.

Nekatere analize zahtevajo upoštevanje prave krivulje $\sigma - \epsilon$ nateznega preizkusa za material blizu vrha razpoke, da bi se ugotovila meja tečenja in trdnost, s tem pa tudi, ali razpoka leži v področju z nižjo ali višjo trdnostjo glede na okoliški material (under/over matching)¹⁷.

Ameriška regulativa-ASME III in XI, ki obravnava nadzor pri izdelavi in obratovanju komponent jedrskih elektrarn, podaja primer praktične poenostavitve pri analizi napak v materialu, ki bi jo kazalo prenesti tudi na druga področja. Omenjeni napotki podajajo diagrame spodnje meje za vrednosti kritičnih faktorjev koncentracije napetosti. Diagram na **sliki 7** prikazuje funkcijsko odvisnost referenčnega faktorja intenzitete napetosti K_{IR} od temperaturne razlike $(T - T_{NDT})$, kjer pomeni T dejansko obratovalno temperaturo, to je temperaturo eksploatacije. S tem diagramom²¹ je mogoče med seboj primerjati različna jekla s stališča njihove varne uporabe pri nizkih temperaturah. Tako je med dvema jekloma, ki imata pri neki temperaturi eksploatacije T enako lomno žilavost, bolj varno tisto, ki ima nižjo temperaturo T_{NDT} .

Kasnejše raziskave^{22,23,18} so pokazale, da je potrebno namesto temperature ničelne duktilnosti T_{NDT} v temperaturno razliko $(T - T_{NDT})$ uvesti pojem referenčne temperature ničelne duktilnosti RT_{NDT} , ki je odvisna tako od temperature ničelne duktilnosti T_{NDT} , kot tudi od temperature, ki ustreza določeni referenčni vrednosti udarne žilavosti po Charpyju oziroma prečni razširitvi. Po tej definiciji je v primeru, ko je pri temperaturi $T + 33^\circ\text{C}$, udarna žilavost po Charpyju ≥ 68 J in prečna razširitev $\geq 0,89$ mm, RT_{NDT} enaka T_{NDT} . Če pa preje navedena pogoja nista izpolnjena, je RT_{NDT} definirana kot nižja od temperature, pri kateri je ali udarna žilavost po Charpyju enaka 68 J ali prečna razširitev enaka 0,89 mm.

Ugotovljeno je bilo na primer, da je RT_{NDT} za jeklo SA 533 B-1 v splošnem odvisna od vrednosti udarne žilavosti po Charpyju (t.j. $RT_{NDT} \geq T_{NDT}$), medtem ko je RT_{NDT} za jeklo SA 508-2 zelo značilno odvisna od T_{NDT} (t.j. $RT_{NDT} = T_{NDT}$). Oldfield²⁴ navaja, da je določevanje RT_{NDT} verjetno povezano z vrednostjo zgornjega nivoja žilavosti. Za nižje vrednosti zgornjega nivoja žilavosti je RT_{NDT} določena iz podatkov udarne žilavosti po Charpyju, medtem ko imajo materiali z višjimi vrednostmi zgornjega nivoja žilavosti RT_{NDT} enako T_{NDT} .

Diagram, ki prikazuje odvisnost referenčnega faktorja intenzitete napetosti K_{IR} od razlike $(T - RT_{NDT})$, je prikazan na **sliki 8**. Diagram je povzet po Marstonu^{25,26}, obe krivulji, tako za K_{IC} kot tudi za K_{IR} , pa lahko zapišemo v naslednji obliki:

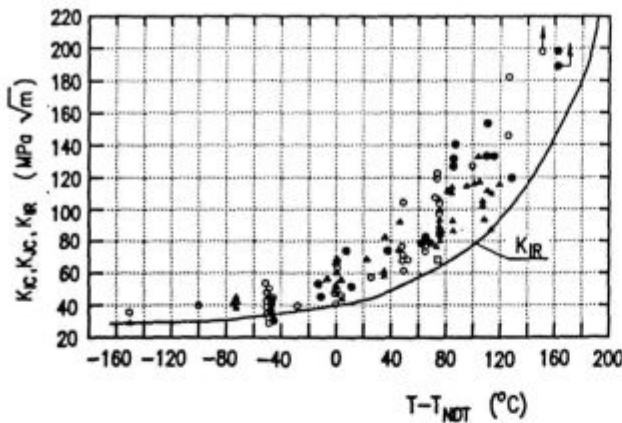
$$K_{IR} = 29,5 + 1,344 \exp(0,0261(T - RT_{NDT} + 89)) \quad (1)$$

oziroma:

$$K_{IC} = 36,5 + 3,084 \exp(0,036(T - RT_{NDT} + 56)) \quad (2)$$

kjer je enota za lomno žilavost $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, temperatura pa je merjena v $^\circ\text{C}$.

Predpisi ASME uvajajo pojem K_{IR} , ki je spodnja meja za K_{IC} (statični), K_{ID} (dinamični) in K_{Ia} (zaustavitveni) kritični faktor koncentracije napetosti za materi-



Slika 7: Odvisnost referenčnega faktorja intenzitete napetosti K_{IR} od temperaturne difference ($T - T_{NDT}$)
 Figure 7: Dependence of the reference stress intensity factor K_{IR} on the temperature difference ($T - T_{NDT}$)

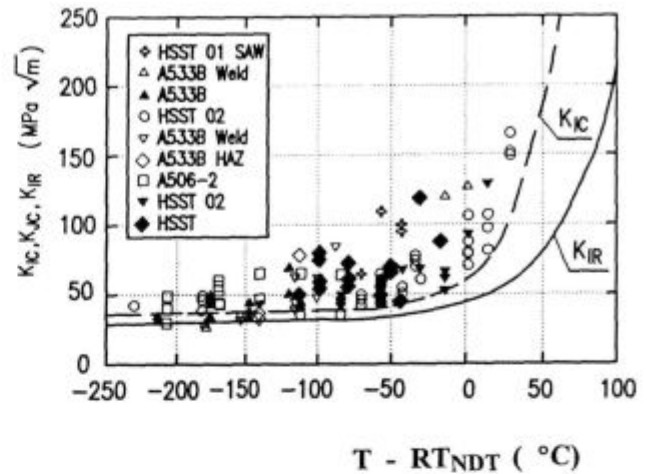
ale, ki ustrezajo pogojem regulative, je pa po vrednosti identična s spodnjo mejo K_{IR} . Pri analizi razpoke je potreben podatek o dejanskem faktorju koncentracije napetosti ob konici razpoke K_I , za katerega podaja omenjena regulativa tudi poenostavljene načine izračuna, seveda le za razmere, ki jih dobimo v debelostenskih cilindričnih posodah za idealizirano obliko in lego razpoke (elipsa v notranjosti, polelipsa na površini) in lineariziranim napetostnem diagramu v prerezu. Metoda je dobro uporabljiva tudi, ko se zaradi zunanjih vplivov (predvidena je sprememba zaradi radiacijskih poškodb s hitrimi nevtroni) spremeni RT_{NDT} . V tem primeru se z upoštevanjem predpisov ASTM E 185-Standard Recommended Practice for Surveillance Tests for Nuclear Reactor Vessels ugotovi zamik ΔRT_{NDT} . Zamik izmerimo s serijo preizkušancev Charpy -V, izdelanih iz materiala, ki je bil izpostavljen nevtronskemu sevanju, in sicer glede na karakteristiko RT_{NDT} neobsevanega materiala.

4 Določitev kritične velikosti notranje napake v plašču reaktorske posode

Kot primer bo prikazana določitev kritične velikosti notranje napake v plašču reaktorske posode v jedrski elektrarni Krško, ki jo je obdelal Horvat^{27,10,11,16}. Geometrija reaktorske posode je prikazana na sliki 9. Račun je izveden v skladu z določili ASME XI-Rules for Inservice Inspection of Nuclear Power Plant Components.

Osnovni podatki:

- debelina plašča reaktorske posode, $t = 168$ mm
- notranji premer posode 3353 mm
- osnovni material A 533 Grade B, class 1 (material vsebuje 0,08/0,07% Cu) in ima napetost tečenja 427 MPa pri 290°C, natezno trdnost 617 MPa ter referenčno temperaturo ničelne duktilnosti $RT_{NDT} = -45^\circ\text{C}$

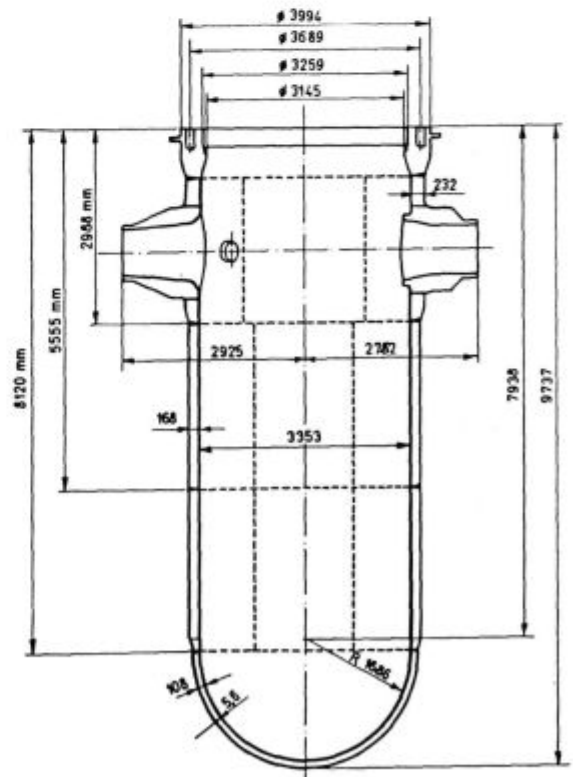


Slika 8: Krivulji ASME K_{IC} oz. K_{IR} po Marstonu^{25,26}
 Figure 8: ASME K_{IC} or K_{IR} curves of Marston^{25,26}

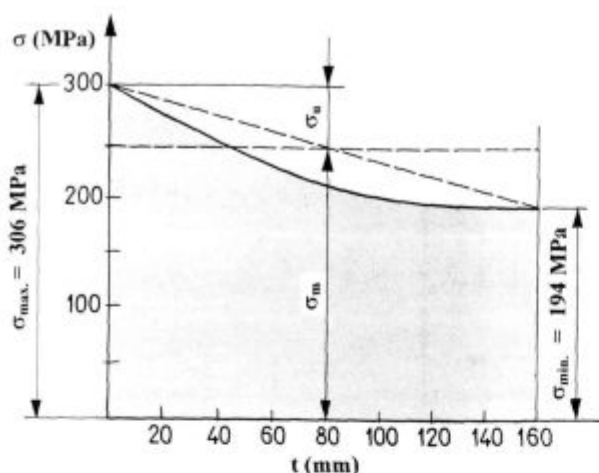
- plašč reaktorske posode bo v dobi trajanja sprejel $1,7 \cdot 10^{19}$ hitrih nevtronov na cm^2 površine
- temperatura materiala plašča posode je 50°C

Slika 10 prikazuje diagram napetosti po debelini plašča reaktorske posode. Iz statičnega izračuna tlačne posode je razvidno, da je zaradi notranjega tlaka in temperaturnega gradienta to najbolj neugodna obremenitev. Nadalje predpostavimo notranjo napako (razpoko) eliptične oblike, kot jo prikazuje slika 11.

Postopek za določitev kritične velikosti notranje napake v plašču reaktorske posode a_{krit} je naslednji^{27,11}:



Slika 9: Geometrija reaktorske posode
 Figure 9: Geometry of the reactor pressure vessel



Slika 10: Razporeditev napetosti po debelini plašča reaktorske posode
Figure 10: Stress distribution in the wall thickness of a reactor pressure vessel

- Lineariziramo napetostni diagram po prerezu:
 - membranske napetosti:
 $\sigma_m = (\sigma_{max} + \sigma_{min}) / 2 = (306 + 194) / 2 = 250 \text{ MPa}$
 - upogibne napetosti:
 $\sigma_u = (\sigma_{max} - \sigma_{min}) / 2 = (306 - 194) / 2 = 56 \text{ MPa}$
- Izračunamo faktor intenzitete napetosti³ za različna razmerja a/l z upoštevanjem dejanskih napetosti ob konici razpoke:

$$K_I = \sigma_m \cdot M_m \cdot \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{a/Q} + \sigma_u \cdot M_u \cdot \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{a/Q}, \quad (3)$$

kjer pomeni:

- M_m , korekcijski faktor za membranske napetosti
- M_u , korekcijski faktor za upogibne napetosti
- Q , parameter, odvisen od oblike in položaja napake

Za notranjo razpoko $a = 10, 20, 30$ in 40 mm dobimo vrednosti K_I , zbrane v tabeli 2.

Tabela 2: Faktor intenzitete napetosti za notranjo razpoko

a_n (mm)	$2a/t$	Notranja razpoka				Q	$\sqrt{\pi} \cdot \sqrt{a/Q}$	K_I (MPa \sqrt{m})
		σ_m (MPa)	σ_u (MPa)	M_m	M_u			
10	0,125	250	56	1,01	0,56	1,6	0,140	40,08
20	0,250	250	56	1,03	0,68	1,6	0,198	58,52
30	0,375	250	56	1,10	0,74	1,6	0,243	76,88
40	0,500	250	56	1,25	0,83	1,6	0,280	100,52

Ko upoštevamo razpoko $a > 40$ mm, preide notranja razpoka v površinsko. Zato računamo K_I za površinsko razpoko dimenzij $a = 80, 100, 120$ in 140 mm in dobimo vrednosti, zbrane v tabeli 3.

Tabela 3: Faktor intenzitete napetosti za površinsko razpoko

a_n (mm)	$2a/t$	Notranja razpoka				Q	$\sqrt{\pi} \cdot \sqrt{a/Q}$	K_I (MPa \sqrt{m})
		σ_m (MPa)	σ_u (MPa)	M_m	M_u			
80	0,500	250	56	1,22	0,4	1,6	0,396	130,4
100	0,625	250	56	1,28	0,3	1,6	0,443	149,2
120	0,750	250	56	1,40	0,2	1,6	0,485	175,2
140	0,875	250	56	1,60	0,1	1,6	0,524	212,5

- Določitev spodnje meje lomne žilavosti K_{Ia} :
 - a) za neobsevan material:
Vrednosti odčitamo iz diagramov za spodnjo mejo lomne žilavosti in dobimo:

$$T - RT_{NDT} = 50^\circ\text{C} - (-45^\circ\text{C}) = 95^\circ\text{C}$$

$$K_{Ia} = 193 \text{ MPa} \sqrt{m}$$

- b) za obsevan material ($2 \cdot 10^{19} \text{ n/cm}^2$) dobimo zamik referenčne temperature ničelne duktilnosti:

$$\Delta RT_{NDT} = 60^\circ\text{C}$$

$$RT_{NDT} = -45^\circ\text{C} + 60^\circ\text{C} = +15^\circ\text{C}$$

$$T - RT_{NDT} = 50^\circ\text{C} - 15^\circ\text{C} = 35^\circ\text{C}$$

$$K_{Ia} = 70 \text{ MPa} \sqrt{m}$$

- Določitev dopustnih in kritičnih napak:
 - a) za neobsevan material:
 $a_{krit.} = a_7 + (a_8 - a_7) \cdot (K_{Ia} - K_{I7}) / [(K_{I8} - K_{I7})] =$
 $= 120 + 2 \cdot (192,5 - 175,2) / [(212,5 - 175,2)] = 128 \text{ mm}$
 $l_{krit.} = 3 \cdot a_{krit.} = 3 \cdot 128 = 384 \text{ mm}$
 $a_f \leq 0,1 \cdot a_{krit.} = 0,1 \cdot 128 = 12,8 \text{ mm} \dots$ dovoljena razpoka³

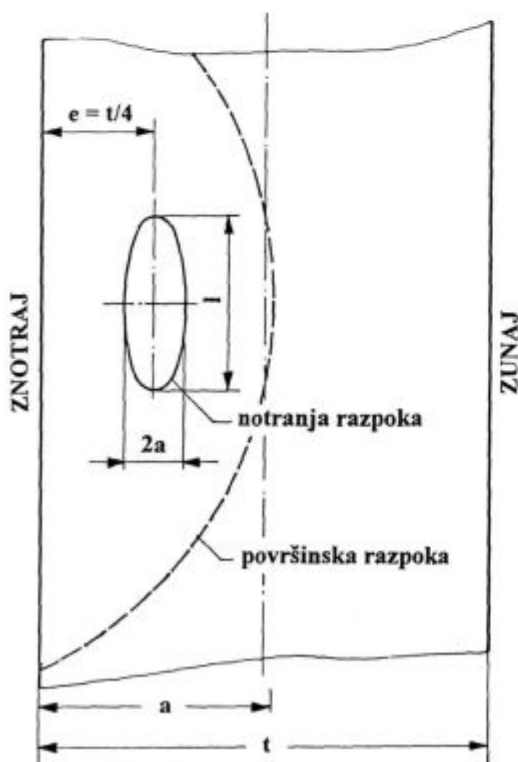
Rezultati so prikazani na sliki 12.

- b) za obsevan material:

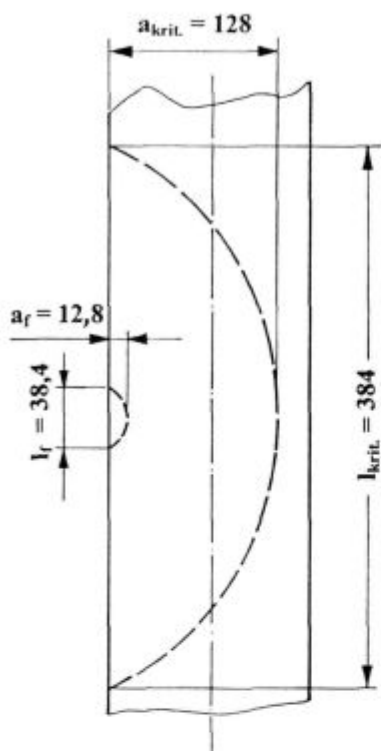
$$a_{krit.} = a_2 + (a_3 - a_2) \cdot (K_{Ia} - K_{I2}) / [(K_{I3} - K_{I2})] =$$

$$= 20 + (30 - 20) \cdot (70 - 58,52) / [76,88 - 58,22] =$$

$$= 26,8 \text{ mm}$$



Slika 11: Notranja in površinska razpoka eliptične oblike
Figure 11: Internal and elliptical surface flaw



Slika 12: Dopustna in kritična napaka za neobsevan material
Figure 12: Allowed and critical flaw for unirradiated material A 533

$$l_{krit.} = 3 \cdot a_{krit.} = 3 \cdot 128 = 384 \text{ mm}$$

$a_f \leq 0,1 \cdot a_{krit.} = 0,1 \cdot 128 = 12,8 \text{ mm}$... dovoljena razpoka

$$2 \cdot a_f = 2 \cdot 12,8 = 25,6 \text{ mm}$$

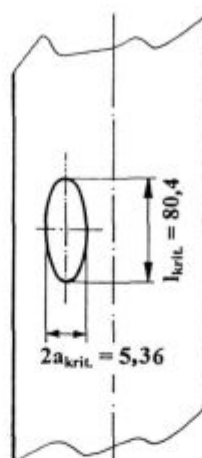
Rezultati so prikazani na sliki 13.

5 Referenčna temperatura ničelne duktilnosti za slovenska jekla

Prikazan računski postopek je primeren tudi za druge tlačne posode, zato smo izračunali referenčno temperaturo ničelne duktilnosti¹⁸ tudi za drobnozrnata mikrolegirana jekla in konstrukcijska jekla ACRONI Jesenice. Kemična sestava jekel je zbrana v tabeli 4, rezultati nateznih preizkusov jekel pri sobni temperaturi pa v tabeli 5.

Tabela 4: Kemična sestava jekel v mas. %

Vrsta jekla (debelina)	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	Nb	V	Al	N
NIOVAL 47 (20 mm)	0.19	0.42	1.40	0.013	0.005	0.13	0.10	0.04		0.050	0.07	0.078	0.006
NIOVAL 47 (65 mm)	0.14	0.33	1.53	0.014	0.005	0.016	0.015	0.01		0.042	0.07	0.026	0.006
NIONICRAL 70 (20 mm)	0.11	0.28	0.27	0.009	0.007	1.07	2.80	0.26	0.20		0.06	0.043	0.007
NIONICRAL 70 (50 mm)	0.11	0.37	0.34	0.009	0.003	1.03	2.83	0.27	0.17		0.08	0.050	0.007
NIONICRAL 96 (20 mm)	0.14	0.29	0.51	0.017	0.009	1.64	2.78	0.42	0.21		0.01	0.054	0.006
NIOMOL 490 K (25 mm)	0.08	0.34	0.36	0.011	0.004	0.54	0.17	0.27	0.36	0.058		0.052	0.007
NIOMOL 490 K (60 mm)	0.05	0.35	0.42	0.011	0.004	0.75	0.29	0.33	0.40	0.058		0.057	0.007
Č.0562 (25 mm)	0.17	0.32	1.28	0.020	0.009	0.21	0.23	0.05	0.35	0.003		0.045	0.009
Č.0562 (80 mm)	0.18	0.46	1.29	0.036	0.004	0.30	0.15	0.03	0.22	0.001		0.043	0.008
Č.1204 (30 mm)	0.21	0.25	0.51	0.011	0.025	0.02	0.04	0.01	0.009	0.050		0.027	0.006



Slika 13: Dopustna in kritična napaka za obsevan material ($1.7 \cdot 10^{19} \text{ n/cm}^2$)

Figure 13: Allowed and critical flaw for irradiated material A 533

Tabela 5: Rezultati nateznih preizkusov jekel pri sobni temperaturi

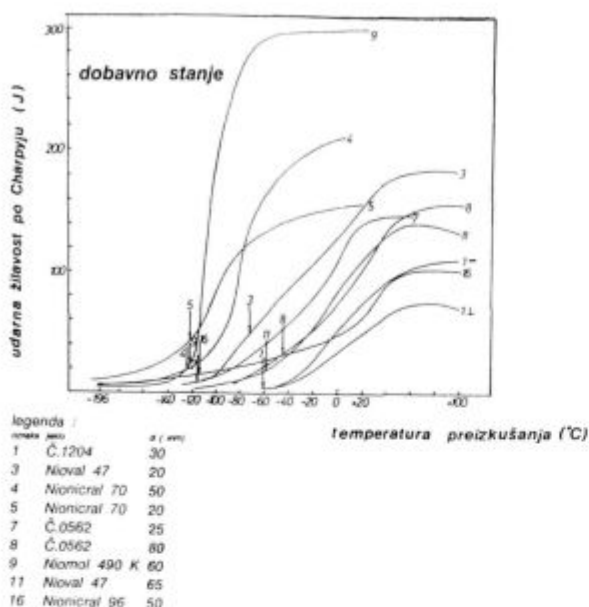
Vrsta materiala in debelina	Napetost tečenja	Natezna trdnost	Enakomer ni raztezek	Skrček	Dobavno stanje
	σ_{TS} (MPa)	σ_{TS} (MPa)	$e_0 \times 100$ (%)	$Z_0 \times 100$ (%)	T_{NDT} (°C)
Č.0562 (80 mm)	355	579	18.25	70.80	-45
NIOVAL 47 (20 mm)	417	610	13.67	70.30	-72
NIOVAL 47 (65 mm)	417	629	14.00	62.80	-57
NIONICRAL 70 (20 mm)	737	787	7.50	72.50	-123
NIONICRAL 70 (50 mm)	726	790	7.33	74.00	-124
NIOMOL 490 K (60 mm)	414	516	15.33	79.25	-122
Č.0562 (25 mm)	366	553	14.30	69.70	-115
Č.1204 (30 mm)	265	458	21.00	56.40	-60
NIOMOL 490 K (25 mm)	522	604	10.90	78.80	-133
NIONICRAL 96 (50 mm)	1003	1070	3.80	63.40	-115

Izmerjene temperature ničelne duktilnosti s testom "drop weight" za dobavno in starano stanje jekel so zbrane v tabeli 6.

Tabela 6: Izmerjene temperature T_{NDT} s testom "drop weight"

Vrsta materiala in debelina	Dobavno stanje	Starano stanje
	T_{NDT} (°C)	T_{NDT} (°C)
Č.0562(80 mm)	- 45	- 63
Nioval 47(20 mm)	- 72	-104
Nioval 47(65 mm)	- 57	-110
Nionical 70(20 mm)	-123	-135
Nionical 70(50 mm)	-124	-117
Niomol 490 K(60 mm)	-122	-126
Č.0562(25 mm)	-115	-120
Č.1204(30 mm)	- 60	-101
Niomol 490 K(25 mm)	-133	-145
Nionical 96(50 mm)	-115	-125

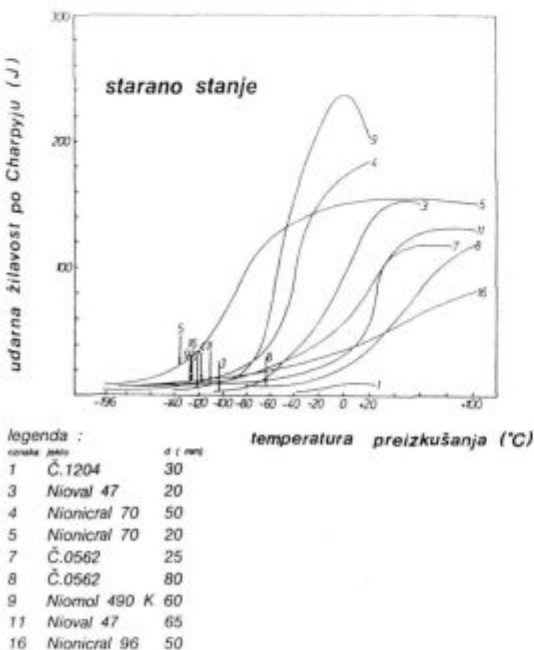
V diagramih na slikah 14 in 15 so prikazane udarne žilavosti po Charpyju v odvisnosti od temperature preskušanja za dobavno in starano stanje jekel, v diagrame smo vnesli tudi izmerjene temperature ničelne duktilnosti T_{NDT} , določene s testom "drop weight". Prečne razširitve, izmerjene na preizkušancih po udarnem preizkusu žilavosti po Charpyju, so v odvis-



Slika 14: Odvisnost udarne žilavosti po Charpyju od temperature preizkušanja za jekla v dobavnem stanju. S puščicami so označene temperature T_{NDT}

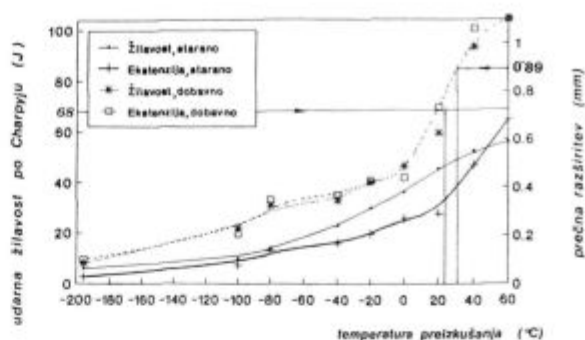
Figure 14: Relation between Charpy-V notch toughness and testing temperature for steels in as received condition. The arrows indicate the nil ductility temperatures

nosti od temperature preskušanja, prikazane v diagramih na slikah 16 in 17. V teh diagramih so vrisane tudi udarne žilavosti po Charpyju ter s puščicami označene temperature, ki ustrezajo žilavosti 68 J oziroma prečni razširitvi 0,89 mm.



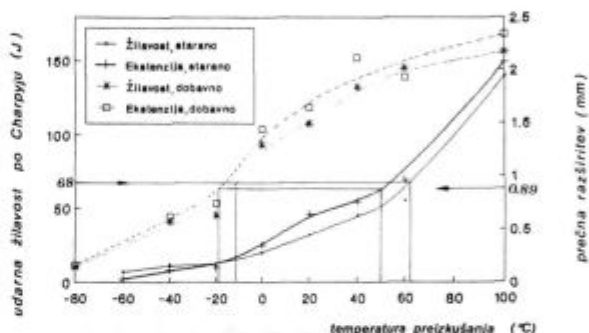
Slika 15: Odvisnost udarne žilavosti po Charpyju od temperature preizkušanja za jekla v staranem stanju. S puščicami so označene temperature T_{NDT}

Figure 15: Relation between Charpy-V notch toughness and testing temperature for steels in as aged condition. The arrows indicate the nil ductility temperatures



Slika 16: Odvisnost prečne razširitve preizkušancev po udarnem preizkusu žilavosti po Charpyju za Nionical 96, d = 50 mm, od temperature preizkušanja

Figure 16: Dependence of the specimens lateral extension after impact Charpy -V test for Nionical 96, d = 50 mm on test temperatures



Slika 17: Odvisnost prečne razširitve preizkušancev po udarnem preizkusu žilavosti po Charpyju za Č.0562, d = 80 mm, od temperature preizkušanja

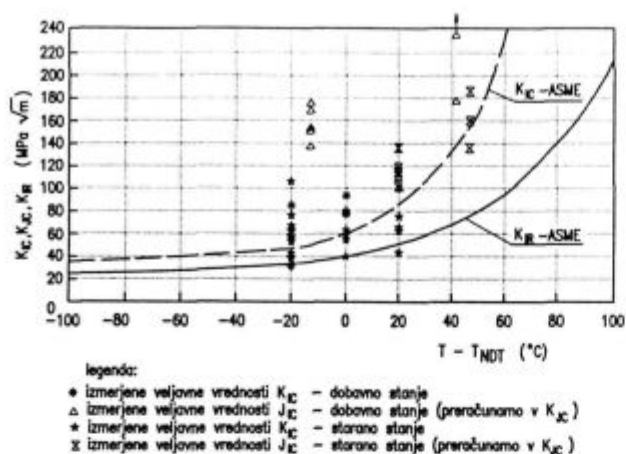
Figure 17: Dependence of the specimens lateral extension after impact Charpy -V test for Č.0562, d = 80 mm on test temperatures

V tabeli 7 so zbrane izmerjene referenčne temperature ničelne duktilnosti RT_{NDT} , ki smo jih določili po prej opisanem merilu⁵.

Tabela 7: Referenčne temperature ničelne duktilnosti RT_{NDT}

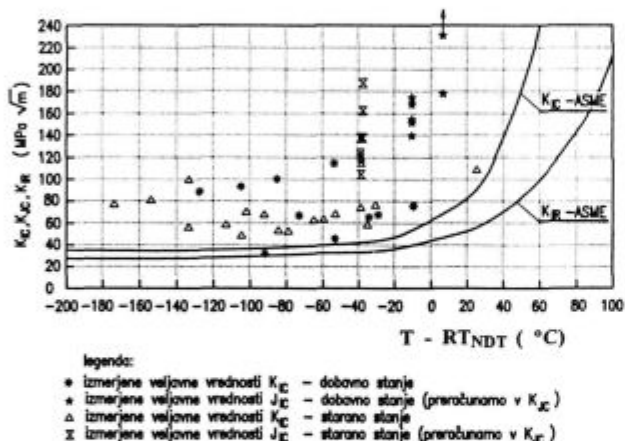
Vrsta materiala in debelina	RT_{NDT} (°C)			RT_{NDT} (°C)		
	T_{NDT}	68J	0.89mm	T_{NDT}	68J	0.89mm
Č.0562 (80 mm)	-45*	-43	-52	-63	+29	+18*
NIOVAL 47 (20 mm)	-72*	-87	-82	-104	-45*	-41
NIOVAL 47 (65 mm)	-57	-38*	-38	-110	+7	+2
NIONICAL 70 (20 mm)	-123*	-147	-153	-135*	-147	-162
NIONICAL 70 (50 mm)	-124	-114*	-110	-117	-71*	-58
NIOMOL 490 K (60 mm)	-122*	-157	-154	-126	-98	-111*
Č.0562 (25 mm)	-115	-63	-82*	-120	-8	-36
Č.1204 (30 mm)	-60	+12*	-	-101	>>12*	-
NIOMOL 490 K (25 mm)	-133	-119*	-115	-145	-113	-111
NIONICAL 96 (50 mm)	-115	-9*	-3	-125	+29	-

* odločilne vrednosti



Slika 18: Odvisnost referenčnega faktorja intenzitete napetosti K_{IR} od temperature difference ($T - T_{NDT}$)

Figure 18: Dependence of the reference stress intensity factor K_{IR} on the temperature difference ($T - T_{NDT}$)



Slika 19: Odvisnost referenčnega faktorja intenzitete napetosti K_{IR} od referenčne temperature ničelne duktilnosti ($T - RT_{NDT}$)

Figure 19: Dependence of the reference stress intensity factor K_{IR} on the nil ductility reference temperature ($T - RT_{NDT}$)

Izmerjene vrednosti K_{IC} za dobavno in starano stanje v odvisnosti od temperature difference ($T - T_{NDT}$) so prikazane v diagramu na **sliki 18**. Iz tega diagrama sledi, da so izmerjene vrednosti lomne žilavosti K_{IC} (K_{JC}) skoraj v vseh primerih višje od referenčnih vrednosti K_{IR} , niso pa tudi nad krivuljo K_{IC} . Zato smo v diagramu na **sliki 19** prikazali še izmerjene vrednosti K_{IC} , tako za dobavno kot tudi za starano stanje, v odvisnosti od referenčne temperature ničelne duktilnosti RT_{NDT} . Iz diagrama K_{IR} v odvisnosti od ($T - T_{NDT}$) na **sliki 18** torej sledi, da so izmerjene vrednosti lomne žilavosti K_{IC} (K_{JC}) skoraj v vseh primerih višje od referenčnih vrednosti K_{IR} , ne pa tudi višje od krivulje K_{IC} . S tem je uporaba referenčne temperature ničelne duktilnosti RT_{NDT} tudi utemeljena, saj iz diagrama na **sliki 19** lahko ugotovimo, da so z izjemo ene vrednosti za jeklo Č.1204 vse izmerjene vrednosti lomne žilavosti K_{IC} (K_{JC}) nad ustrezno krivuljo K_{IC} .

6 Sklep

Naše raziskave dokazujejo, da je za določevanje nizkotemperaturne meje uporabnosti obravnavanih jekel primernejša referenčna temperatura ničelne duktilnosti, ki jo določamo iz temperaturne odvisnosti udarne žilavosti po Charpyju. Ta metoda je že uveljavljena v nuklearnem inženirstvu.

V takšnem primeru je odvisnost med izmerjenimi vrednostmi K_{IC} deformacijsko starih jekel ter temperaturno diferenco med temperaturo eksploatacije in referenčno temperaturo ničelne duktilnosti ($T - RT_{NDT}$) v skladu s standardno krivuljo ASME.

Prikazan izračun kritične velikosti notranje napake v plašču reaktorske posode po ASME XI upošteva najnižje mejne vrednosti lomne žilavosti. V primeru, ko odkrijemo večje napake od dopustnih, izračunanih, moramo s preizkusi določiti dejanske lomne žilavosti. Upoštevati moramo tudi, da so zahtevane varnosti $a_f < 0,1 a_{krit}$ za tlačne posode jedrskih reaktorjev izredno visoke.

Dobljeni rezultati vzbujajo optimizem, saj že z elastično lomnomehansko analizo dobimo uporabno oceno dejanskega vedenja konstrukcije. Z uporabo elastoplastične analize^{28,31,32} pa pričakujemo še boljšo oceno.

7 Literatura

- W. R. Tyson, Fracture Control- Current Issues, *Canadian Metallurgical Quarterly*, 22, 1983, 2, 219-224
- S. T. Rolfe and J. M. Barsom, Fracture and Fatigue Control in Structures, Applications of Fracture Mechanics, Prentice Hall, 1977
- W. S. Pellini, 1971 AWS Adams Lecture: Principles of Fracture - Safe Design, *Welding Journal Research Supplement*, Part I.- March 1971, 91S-109S; Part II.- April 1971, 147S-162S
- G. E. Dieter, Mechanical Metallurgy, New York, Mc Graw-Hill, 1986
- V. Gliha, Lomna žilavost - merilo za ocenjevanje kritičnosti planarnih diskontinuitet, *Strojniški vestnik*, 1-2, 1979, 5-11
- BS 5477, Method of Plane Strain Fracture Toughness Testing, British Standards Institution, 1977
- ASTM E 813-88, Standard Test Method for J_{IC} , a Measure of Fracture Toughness, Annual Book of ASTM Standards, Vol. 3.1, 1988
- S. T. Rolfe and J. M. Barsom, Fracture and Fatigue Control in Structures, Applications of Fracture Mechanics, Prentice Hall, 1977
- J. M. Barsom, Development of the Aashto Fracture Toughness Requirements for Bridge Steels, 1986
- ASME Code, Section III., Nuclear Power Plant Components, 1992
- ASME Code, Section XI, Article A-4000, Material Properties, 1992
- W. J. Langford, Fracture Control in the Nuclear Power Industry, *Canadian Metallurgical Quarterly*, 19, 1980, 115-123
- ASTM A-370, Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Product
- Pravilnik o tehničnih normativih za stabilne tlačne posode, *Uradni list*, 38/77, 11/80, 16/83
- K. Hellan, Introduction to Fracture Mechanics, McGraw-Hill Book Company, 1985
- Resolution of the Task A-11 Reactor Vessel Materials Toughness Safety Issue, U. S. Nuclear regulatory commission, NUREG-0744, Vol.2, Rev.1
- I. Rak, Ocena in preprečevanje nastopa nenadnih popustitev zvarnih spojev na konstrukcijah s pomočjo mehanike loma, *Varilna tehnika*, 1-2, 1994, 16-23
- J. Vojvodič Gvardjančič, Pogoji za prehod v krhki lom pri drobnozrnatih mikrolegiranih jeklih, doktorska disertacija, Ljubljana, 1993

- ¹⁹ J. Vojvodič Gvardjančič, B. Ule, S. Ažman, Fracture Toughness of Fine Grained Microalloyed Steels at Nil Ductility Temperature, *The 3rd European Conference on Advanced Materials and Processes*, Pariz, C. 364, 1993
- ²⁰ 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*, 1996
- ²¹ PVRC Recommendations on Toughness Requirements for Ferritic Materials, PVRC Ad Hoc Group on Toughness Requirements, WRC, Bulletin, 175, avgust 1972
- ²² NB-2330 Test Requirements and Acceptance Standards, NB-2331 Material for Vessels, ASME III., 1983
- ²³ ASTM E-185-82, Recommended Practice for Surveillance Tests on Structural Materials in Nuclear Reactors
- ²⁴ W. Oldfield, W. Server, NDTT, RT_{NDT} and Fracture Toughness, A Study of Their Interrelationships Using a Large Data Base and Computer Models, ASTM STP 919, 1984, 129-141
- ²⁵ I. Auen Stienstra D., Stochastic Micromechanical Modeling of Cleavage Fracture in the Ductile - Brittle Transition Region, a dissertation, 1990, Texas A & M University, Texas
- ²⁶ Marston, T. U. ed., 1978, Flaw Evaluation Procedures, Background and Application of ASME Section XI, Appendix A, EPRI NP 719-SR, Electric Power Research Institute
- ²⁷ D. Horvat, Analitični postopek določitve kriterija sprejemljivosti planarnih napak v materialu tlačne meje po ASME XI, *Zbornik posvetovanja ORKOM*, 1988, 54-63
- ²⁸ Y. Hagiwara, I. Soya, K. Tanaka, Fracture Assessment of Welded Joints: Wide Plate Test with Welding Misalignments and Relation to Charpy Test, In Fracture Toughness of Weldments MPC-22, American Society of Mechanical Engineers, 1984
- ²⁹ A. K. Richardson, W. L. Server, W. G. Reuter, Adequacy of Estimates and Variability of Fracture- Related Properties for Reactor Pressure Vessel Materials, *Int. J. Pressure Vessels and Piping*, 19, 1985, 299-315
- ³⁰ Y. Tanaka, T. Iwadate, K. Suzuki, Small Specimen Measurements of Dynamic Fracture Toughness of Heavy Section Steels for Nuclear Reactor Pressure Vessels, *Int. J. Pressure Vessels and Piping*, 31, 1988, 221-236
- ³¹ D. M. Constantinescu, M. Manda, M. O. Stoica, St. Pastrama, A Three-Dimensional Equivalent Domain Integral Evaluation in Fracture Problems, *Proceedings 3rd International Conference on BOUNDARY and FINITE ELEMENT*, May 25-27, Constanza, Romania, Section I, 1995, 93-98
- ³² D. M. Constantinescu, Approximate Analytical Three-Dimensional Stress Field at the Crack Tip in a Thin Elastic Plate, *6th National Sympos. on Experimental Stress Analysis and Material Testing*, September 24-26, Craiova, Romania, 1992, 727-732