

# **Förstudie—Duktilitetssänkning på grund av treaxliga spänningstillstånd**

Jonas Faleskog

April, 2012

## **Sammanfattning**

Hållfasthetsanalyser rapporterade i de fyra SKB-rapporterna Dillström et al. (2010), Raiko et al. (2010), Hernelind (2010) och Dillström och Bolinder (2010) har granskats och befunnits hålla hög standard samt väl genomförda. Vidare har en omfattande granskning genomförts av den materialprovning som utförts av BWR- och PWR-behållares segjärnsinsats för bestämning av dess mekaniska egenskaper med avseende på sträckgräns, brottgräns, duktilitet och brottseghet. Provningen utfördes enligt gällande standarder. Materialet uppvisar liten spridning i plastiska egenskaper, men en relativt stor spridning i brottegenskaper. Vid en kombination av isostatisk last och skjuvlast finns en liten risk att segjärnsinsatsen kommer att belastas så att ett treaxligt spänningsstillstånd uppstår där dess duktilitet ej tillräckligt väl har kartlagts av den materialprovning som utförts. Därför föreslås en begränsad materialprovning för att bestämma segjärnets duktilitet i ett intervall i spänningstreaxlighet som är relevant för tillämpningen. Provningen bör i så fall genomföras under förhållanden av plan deformation, vilket både är relevant för tillämpningen och kan förväntas ge en undre gräns för materialets duktilitet.

## **Summary**

The strength of analyses reported in the four SKB reports Dillström et al. (2010), Raiko et al. (2010), Hernelind (2010) och Dillström and Bolinder (2010) have been reviewed and found to be of high quality and well executed. Furthermore, a thorough review has been conducted of the rather extensive material testing on the BWR- and the PWR inserts of nodular cast iron that have been carried out in order to determine mechanical properties in terms of yield strength, ultimate strength, ductility and fracture toughness. The tests were conducted according to standards. The material exhibits a small scatter in plastic properties but a relatively large scatter in toughness. For an iso-static load combined with a shear load, there is a possibility that an insert may be subjected to a higher state of stress triaxiality than has been covered by the material testing. Therefore, a limited set of tests are suggested in order to cover the range in stress triaxiality suitable for the application. The testing should be carried out under conditions of plane strain, which is both of relevance for the application and would also represent a lower limit of the ductility.

## 1. Introduktion

SSM har uppmanat SKB att klargöra hur segjärnets duktilitet i BWR- respektive PWR-insatser påverkas av det rådande spänningstillståndet med avseende på graden av treaxlighet och spänningsdeviatorstillstånd. Av speciellt intresse är de spänningstillstånd som uppstår i en insats vid det snabba belastningsförlopp som kan inträffa vid bildandet av en förkastningspricka. Förkastningsprickor kan tänkas uppstå i anslutning till nästa istid då en 3 km tjock ismassa skulle kunna täcka markytan. För att ge underlag till detta redovisas här en förstudie uppdelad i tre delar enligt nedan.

1. Genomgång av SKBs hållfasthetsanalyser av insatsen i kapseln med avseende på isostatiskt lastfall, skjuvlastfall och kombination av båda, vilka är rapporterade i Dillström et al. (2010), Raiko et al. (2010), Hernelind (2010) och Dillström och Bolinder (2010). Detta finns beskrivet i §2 nedan.
2. Genomgång av data från drag- och brottseghetsprovning, där material från BWR- och PWR-insatser bedöms var och en för sig. Finns beskrivet under i §3 nedan.
3. Bakgrund till brott i sega och halvsega material och hur detta beror av spänningstillståndet, samt förslag till ett kompletterande provningsprogram. Detta är beskrivet i §4 nedan.

## 2. Genomgång av hållfasthetsanalyser av insatsen i kapseln

### 2.1 Lastfall

Tre lastfall beaktas här:

- (i) Isostatisk last**—fram till nästa istid (0–50000 år) är bedömningen, se Raiko et al. (2010), att behållaren utsätts för en hydrostatisk last från en 400 m hög vattenpelare samt av tryck inducerat av den omgivande bentonitlerans svällning. Tillsammans beräknas detta ge ett isostatiskt tryck av ca: 15 MPa. Under nästa istid och efterföljande glaciationscykler kommer det isostatiska trycket att öka på grund av bildandet av en ismassa som kan nå en avsevärd tjocklek. För att täcka in rimliga osäkerheter kopplade till dessa glaciationscykler anger gällande konstruktionsförutsättning (SKB 2009) att ”*Kapseln ska motstå en isostatisk last*”

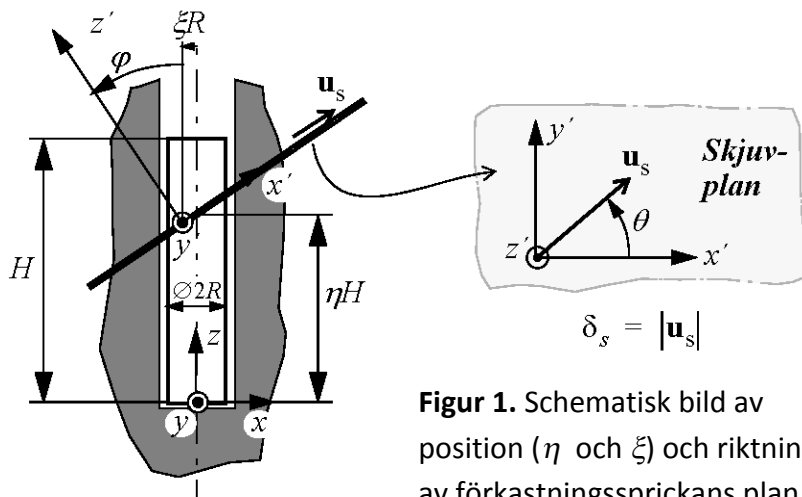
på 45 MPa, vilket är summan av maximalt svälltryck och maximalt grundvattentryck”.

**(ii) Skjuvlast**—i övergångsperioden till och efter nästa istid (50000 år respektive 60000 år) kan förkastningssprickor uppstå i berggrunden som omger behållarna.

Orientering och positionering av denna last beskrivs här med fyra parametrar: två vinklar  $\varphi$  och  $\theta$  och två dimensionslösa koordinater  $\eta$  och  $\xi$ , se Figur 1. För detta lastfall anger gällande konstruktionsförutsättning (SKB 2009) att

”Kopparkorrosionsbarriären ska vara intakt efter en 5 cm lång skjuvrörelse, ( $\delta_s$ , se Figur 1), med en hastighet på  $\dot{\delta}_s = 1$  m/s för buffertmaterialegenskaper hos en Ca-bentonit med en densitet på  $2\,050$  kg/m<sup>3</sup>, och för alla lägen och vinklar hos skjuvsprickan i deponeringshålet samt för temperaturer ner till  $0$  °C. Insatsen ska ha kvar sina lastbärande egenskaper med avseende på isostatisk last”.

**(iii) Kombination av isostatisk last och skjuvlast**—lastfallen (i) och (ii) beskrivna ovan kombineras här i ett lastfall som benämns (iii). Det bör dock påpekas att SKB formellt inte ställer krav på att kapseln skall klara av det kombinerade lastfallet.



## 2.2 Hållfasthetsanalyser av BWR- och PWR-insatser

Nedan följer en genomgång av hållfasthetsanalyserna i rapporterna Dillström et al. (2010), Raiko et al. (2010), Hemelind (2010) och Dillström och Bolinder (2010).

**Rapport R-10-11: Framtagning av acceptanskriterier samt skadetålighetsanalyser av segjärnsinsatsen** av Dillström et al. (2010).

I rapporten genomförs skadetålighetsanalyser baserade på FEM-beräkningar, av insatser med defekter i form av sprickor, sfäriska/cylindriska hål, slitsar och borttaget material (misslyckad gjutning). De laster som beaktas är isostatisk last motsvarande 45 MPa (lastfall (i) ovan) och olika varianter asymmetrisk last på grund av ojämn svällning av bentonitleran. Endast resultat från det isostatiska lastfallet kommer att bedömmas här.

Analysen av sprickliknande defekter är approximativ på så sätt att fullskaliga 3D-analyser genomförs med FEM för att bestämma spänningarna i den belastade insatsen. Dessa överförs till en idealiserad geometri i form av en plan plåt som sedan analyseras med hjälp av beräkningsprogrammet ProSACC som i sin tur är baserad på R6-metoden. Kritisk defektstorlek kan sedan bestämmas med hjälp av ProSACC med avseende på två olika brottkriterier: spricktillväxt och plastisk kollaps. För spricktillväxt används brottsegheten  $K_{Ic} = 79.4 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ , som uttryckt i  $J$ -integralen ger  $J_{Ic} = K_{Ic}^2(1-\nu^2)/E \approx 35 \text{ kN/m}$ , där  $E = 166 \text{ GPa}$  och  $\nu = 0.3$  har använts. Beräkningarna har utförts med säkerhetsfaktorn  $S_{Fk} = \sqrt{10}$  med avseende på  $K_{Ic}$ , vilket ger ett tillåtet  $J$ -värde,  $J_{till} = J_{Ic}/10 = 3.5 \text{ kN/m}$ . Även om materialet uppvisar stor spridning i brottseghet, se §3.2 nedan, så ger det valda  $J_{till}$ -värdet en god marginal mot begynnande spricktillväxt. För plastisk kollaps används medelvärdet av sträck- och brottgräns:  $\sigma_{ref} = (270+478)/2 = 374 \text{ MPa}$  som referensspänning och säkerhetsfaktorn  $S_{Fp} = 2.4$ , vilket ger tillåten spänning  $\sigma_{ref}/S_{Fp} = 156 \text{ MPa}$ .

Ytbrytande sprickor placerade på ett stort antal ställen i både BWR- och PWR-insatser har analyserats. Det resulterande acceptabla sprickdjupet är för alla de fall som analyserats större än eller lika med 24 mm, vilket får anses vara mycket tillfredställande. Skadetålighetsanalyserna av håldefekter, slitsdefekter och borttaget material är helt baserade på fullskaliga 3D FEM analyser och verkar vara utförda på ett tillfredställande sätt. Analysen/modelleringen av håldefekterna är konservativ, då hålen av modelleringspraktiska skäl är cylindriska och går genom hela insatsens längd. De tryck som beräknas leda till plastisk kollaps är 51% högre eller mer än det postulerade maximala isostatiska trycket (45 MPa). För att slitsdefekter och borttaget material skall kunna leda till plastisk kollaps ger beräkningarna att dessa måste vara mycket stora, så stora att de med lätthet borde kunna upptäckas vid inspektion av en insats.

**Rapport TR-10-28:** *Design analysis report for the canister* av Raiko et al. (2010).

I rapporten ges en intressant och bra summering av de mekaniska analyser som genomförts på behållaren. Eftersom analyserna av intresse här är beskrivna mer i detalj i Dillström et al. (2010), Hernelind (2010) och Dillström och Bolinder (2010) kommenteras inte rapporten ytterligare här, förutom att brottkriteriet baserat på kritisk effektivtöjning bestämd med hjälp av enaxliga dragprov är väl grovt och icke-konservativt i den aktuella tillämpningen, se nedan.

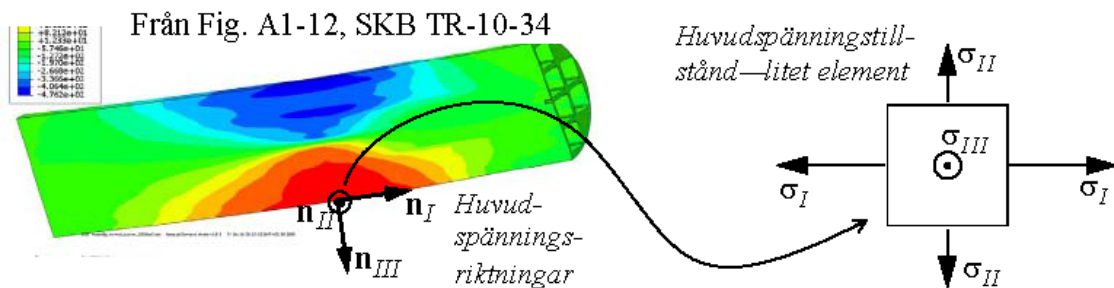
**Rapport TR-10-34: *Modelling and analysis of canister and buffer for earthquake induced rock shear and glacial load*** av Hernelind (2010).

I rapporten presenteras en utförlig och gedigen analys av skjuvlastfallet (*ii*) och det kombinerade lastfallet (*iii*). FEM analyser av hög kvalitet är genomförda för ett antal kritiska kombinationer av en möjligt förkastningsspricka i termer av parametrarna  $\varphi$ ,  $\theta$ ,  $\eta$ ,  $\xi$  illustrerade i Figur 1 ovan. Parameterkombinationer som analyserats är:  $\{\varphi, \theta, \eta, \xi\} = \{0, 0, 3/4, 0\}$ ;  $\{0, 0, 1/4, 0\}$ ;  $\{67.5^\circ, 0, 3/4, 0\}$ ;  $\{67.5^\circ, 0, 1/4, 0\}$ ;  $\{90^\circ, 90^\circ, -, 0\}$ ;  $\{90^\circ, 90^\circ, -, 1/2\}$ . I analyserna belastades modellerna med en förskjutning i skjuvning ( $\delta_s$  i Figur 1) upp till 10 cm, dvs 2 ggr den postulerade förskjutningen 5 cm. Det resultat som presenteras från beräkningarna är maximal plastisk töjning respektive effektivspänning enligt von Mises. En faktor som påtagligt påverkar resultaten är bentonitlerans starkt densitetsberoende styvhet. Är densiteten för låg kommer bentonitleran erbjuda minimalt deformationsmotstånd vilket möjliggör stelkroppsrotation/translation (beroende på  $\varphi$  och  $\eta$ ) av behållaren under skjuvprocessen med små deformationer i behållaren som följd. En densitetsvariation i intervallet  $1.95 \text{ kg/dm}^3$  till  $2.05 \text{ kg/dm}^3$  beaktas i analyserna. I intervallet ökar bentonitlerans styvhet med nära en faktor två (243 MPa till 462 MPa).

Det mest kritiska fallet som identifierats i analyserna är när en BWR-insats utsätts för det kombinerade lastfallet (*iii*) för en förkastningsspricka med  $\varphi = 90^\circ$ ,  $\theta = 0^\circ$ ,  $\eta = 3/4$  och  $\xi = 0$ . För detta fall erhålles en maximal effektivplastisk töjning ( $PEEQ$ ) av 0.01 för  $\delta_s = 5 \text{ cm}$  och 0.023 för  $\delta_s = 10 \text{ cm}$ . För en PWR insats är motsvarande värden 0.005 ( $\delta_s = 5 \text{ cm}$ ) och 0.015 ( $\delta_s = 10 \text{ cm}$ ). Jämfört med det rena skjuvlastfallet (*ii*) har  $PEEQ$  fördubblats vid  $\delta_s = 5 \text{ cm}$  om även den isostatiska lasten adderas till skjuvlasten (kombinerade lastfallet (*iii*)). Värt att notera är också att inverkan av bentonitlerans densitet på  $PEEQ$  är signifikant, vilket kan utläsas om resultaten från “normal\_quarter\_1950ca3”, “normal\_quarter\_2000ca3”, “normal\_quarter\_2050ca3” jämförs med varandra (rent skjuvlastfall med  $\varphi = 90^\circ$ ,  $\theta = 0^\circ$ ,  $\eta =$

3/4 och  $\xi = 0$ ). När densiteten ändras från  $1.95 \text{ kg/dm}^3$  till  $2.05 \text{ kg/dm}^3$ , ökar *PEEQ* från 0.001 till 0.005 vid  $\delta_s = 5 \text{ cm}$  och från 0.007 till 0.016 vid  $\delta_s = 10 \text{ cm}$ . Dvs en tämligen liten relativ densitetsökning kan ge en femfaldig ökning av *PEEQ*. Alltså, om en cementering av bentonitleran (ytterligare ökning av lerans styvhet) inträffar, skulle detta kunna leda till signifikanta öknings av *PEEQ* för de studerade fallen. Fullt cementerad bentonitlera (fri från vatten) verkar ha en övre teoretisk densitet av ca:  $2.78 \text{ kg/dm}^3$ , se Börgesson och Hernelind (2010).

De observerade maxnivåerna av *PEEQ* i insatserna är inte alarmerande jämfört med de brottöjningar som i allmänhet uppmätts i de enaxliga dragproven diskuterade under §3.1 nedan. Men, ett materials duktilitet (brottöjning) beror av det rådande spänningstillståndet som för ett isotropt material kan kvantifieras av *treaxlighetsparametern*  $T$  och *Lodeparametern*  $L$  (*deviatorstillstånd*), se Figur 2 och diskussionen under §4 nedan. I ett försök att kartlägga spänningstillståndet vid det mest kritiska lastfallet används Appendix 1 i Hernelind (2010) som vägledning. Globalt verkar insatsen vara utsatt för en kombination av dragning och böjning (se Hernelind 2010, Fig. A1-9, A1-10). Spänningstillståndet på insatsens yta kan då beskrivas enligt Figur 2. I ett exemplet antas värdena  $\kappa = 0.5$  och  $\sigma_{III} = 0$ , vilket inte är orimligt vid elastisk-plastisk böjning på dragsidan av en balk, då kontraktion tvärs balken är begränsad på grund av geometriskt tvång inducerat av den plastiska deformationen. Med dessa värden erhålls  $T = 1/\sqrt{3} \approx 0.577$  och  $L = 0$ , vilket motsvarar enaxlig dragning under plan deformation. Ett sådant spänningstillstånd är typiskt mycket mer kritiskt för materialets duktilitet än ett vanlig enaxligt dragtillstånd. Givet spridningen i brottöjning som observerats vid enaxliga dragprov av PWR-insatser, där brottöjningsvärden så låga som 0.04 eller lägre har noterats i ett flertal test ("Materialprovning av segjärnsinsats IP 18T" SKBdoc 1229464; "Materialprovning av segjärnsinsats IP 18M" SKBdoc 1236713; "Kompletterande materialprovning av segjärnsinsats IP 17M" SKBdoc 1242452), kan det finnas anledning till Kompletterande materialprovning för att lite mer ingående kartlägga materialets duktilitet. I sammanhanget bör det dock nämnas att för det rena skjuvlastfallet ( $\varphi = 90^\circ$ ,  $\theta = 0^\circ$ ,  $\eta = 3/4$  och  $\xi = 0$ ), för vilket kompletterande analyser utförts i Dillström och Bolinder (2010), karakteriseras spänningstillståndet vid positionen för maximal effektivplastisk töjning ( $\delta_s = 10 \text{ cm}$ ) av  $T = 0.36$  och  $L = -0.88$  ( $\sigma_{II} = 0.06\sigma_I$ ,  $\sigma_{III} = 0$ ; uppgifterna kommer från Bolinder (2012, personligt meddelande), vilket inte är fullt så graverande som i exemplet ovan visat i Figur 2.



Spänningstillstånd kan beskrivas av:  $T = \frac{\sigma_e}{\sigma_m}$ ,  $L = \frac{2\sigma_{II} - (\sigma_I + \sigma_{III})}{\sigma_I - \sigma_{III}} = \frac{3(\sigma_{II} - \sigma_m)}{\sigma_I - \sigma_{III}}$

där  $\sigma_e = \sqrt{\frac{1}{2}((\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + (\sigma_{III} - \sigma_I)^2)}$ ,  $\sigma_m = (\sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III})/2$

För det aktuella fallet antas:  $\sigma_{II} = \kappa\sigma_b$ , där  $0 \leq \kappa \leq 0.5$  och att  $\sigma_{III} < \sigma_{II}$

**Exempel**, elastisk-plastisk böjning—tillstånd på ytan: antag att  $\sigma_{III} \approx 0$

Om plastisk töjning tillräckligt stor gäller approximativt att  $\dot{\epsilon}_{II}^p \approx 0$

Om von Mises teori, blir spänningsdeviatorikkomponenten:  $s_{II} \sim \dot{\epsilon}_{II}^p \approx 0$

Detta ger:  $\sigma_{II} = s_{II} + \sigma_m = \sigma_m = \sigma_I/2 \Rightarrow \kappa = 0.5$

Alltså fås:  $T = \frac{1}{\sqrt{3}}$  och  $L = 0$

**Figur 2.** Isokonturer av största huvudspänningen från analyser utförda av T. Bolinder, samt ett exempel som kvalitativt beskriver spänningstillståndet för elastoplastisk böjning i ett rör.

**Rapport TR-10-29:** *Damage tolerance analysis of canister inserts for spent nuclear fuel in the case of an earthquake induced rock shear load* av Dillström och Bolinder (2010).

Här undersöks skadetåligheten för defekter i form av ytsprickor för det rena skjuvlastfallet (ii). Detta lastfall är mer intressant än det kombinerade lastfallet, då en överlagrad isostatisk last sänker den maximala dragspänningen som belastar sprickan. En submodelleringsteknik används där förskjutningsfältet från analyserna i Hernelind (2010) används som randvillkor på en submodell i form av ett tjockväggigt rörsegment, vilket förenklar modellering avsevärt. En nackdel med denna typ av modellering är att införandet av en spricka i submodellen kommer att öka submodellens komplians jämfört med den verkliga geometrin. Detta innebär att spänningarna som uppstår i submodellen vid pålagd förskjutning kan förväntas vara något lägre än de som finns i den defektfria geometrin. Problemet kan begränsas om en tillräckligt



stor submodell väljs. T.ex. kräver en större spricka en större ”submodell”, vilket har utnyttjats i de utförda analyserna. Dessutom har submodellen validerats genom en jämförelse av spänningarna med de som uppträder i den fulla geometrin. Ett relativt stort antal analyser är genomförda med olika placeringar av inre respektive inre sprickor. I rapporten karaktäriseras brottsegheten i segjärnet som  $J_{lc} = 33$  kN/m (seghetsvärdet vid ca: 0.2 mm av spricktillväxt) och  $J_{2mm} = 88$  kN/m (seghetsvärdet vid ca: 2 mm av spricktillväxt). Sannolikheten för att det aktuella lastfallet faktiskt skall inträffa bedöms enligt gällande konstruktionsförutsättning (SKB 2009) vara mycket låg, varvid säkerhetsfaktorn för beräkning av tillåten sprickstorlek kan begränsas till  $S_{FJ} = 2$ . En halvering av ovanstående seghetsvärden ger 16.5 kN/m respektive 44 kN/m som tillåtna värden på pålagt  $J$ . I ljuset av den noterade spridningen i brottseghetsdata, så ligger dessa värden på den undre gränsen av faktiskt uppmätta data, se Tabell 1 nedan. Då segjärnet anses vara ett segt material, där stabil duktil tillväxt kan förväntas, används  $J_{2mm} = 88$  kN/m som dimensionerande seghetsvärde för beräkning av **kritisk sprickstorlek** och  $J_{2mm}/2 = 44$  kN/m vid beräkning av **tillåten sprickstorlek**.

Den mest kritiska sprickgeometrin av de som analyserats i rapporten visar sig vara en ytspricka av semielliptisk form med längd ( $2c$ ) djupförhållande ( $a$ ) lika med tre ( $2c/a = 3$ ) för en insats omgiven av bentonitlera med densiteten  $2.05$  kg/dm<sup>3</sup>. För detta fall ges **tillåten sprickstorlek** av:  $2c = 27$  mm respektive  $a = 4.5$  mm vid  $\delta_s = 5$  cm och  $2c = 10.2$  mm respektive  $a = 1.7$  mm vid  $\delta_s = 10$  cm; och **kritisk sprickstorlek** av:  $2c > 60$  mm respektive  $a > 10$  mm vid  $\delta_s = 5$  cm och  $2c = 20.4$  mm respektive  $a = 3.4$  mm vid  $\delta_s = 10$  cm.

Lämpligheten att basera ett kriterium för kritisk eller tillåten sprickstorlek på ett brottseghetsvärde vid en spricktillväxt av 2 mm bör kommenteras. En förutsättning för att detta skall kunna accepteras är att de yttre betingelserna vad gäller geometri och sättet lasten påförs strukturen är sådana att en existerande spricka kommer att växa stabilt. Det vill säga att den ökning av  $J$  som krävs för att sprickan skall växa en liten sträcka  $\Delta l$  (vilket beror av materialets seghet) är större än ökning av yttre pålagt  $J$  som skulle resultera vid en spontan tillväxt med  $\Delta l$  under det att yttre last är konstant (vilket beror av yttre betingelser). Det aktuella lastfallet kan betraktas som förskjutningsstyrt. Typiskt för sådana lastfall är att det  $J$  som belastar sprickan minskar vid en spontan spricktillväxt och risken för instabil spricktillväxt bör då vara minimal för ett material som det aktuella där brottsegheten ökar vid spricktillväxt.

### 3. Genomgång av data från drag- och brottseghetsprovning

#### 3.1 Data från dragprovning

Enaxliga dragprov har utförts på rundprovstavar med en radie av 4 mm tagna från sk. BWR- respektive PWR-insatser. Testen har utförts enligt normen SS-EN 10002-1, utgåva 2 (BWR) och enligt normen SS-EN 6892-1:2009, A224 (PWR). Data som gjorts tillgängliga i den här granskningen härrör från undersökningsrapporter för insatserna: I53–I57, vilka här kommer att refereras till som BWR. Provdata från BWR-testerna är hämtade från SKB-dokumentet: ”Materialprovning av segjärnsinsats I53” SKBdoc 1094762; ”Materialprovning av segjärnsinsats I54” SKBdoc 1078585; ”Materialprovning av segjärnsinsats I55” SKBdoc 1078594; ”Materialprovning av segjärnsinsats I56” SKBdoc 1094763; ”Materialprovning av segjärnsinsats I57” SKBdoc 1094784. För PWR-insatserna är provdata hämtade från tester på segjärnsinsatserna IP16–IP19, vilka nedan refereras till som PWR, och dessa data är tagna ur SKB-dokumentet: ”Materialprovning av segjärnsinsats IP 16B” SKBdoc 1231304; ”Materialprovning av segjärnsinsats IP 16M” SKBdoc 1231305; ”Materialprovning av segjärnsinsats IP 16” SKBdoc 1217738; ”Kompletterande materialprovning av segjärnsinsats IP 17B” SKBdoc 1242453; ”Kompletterande materialprovning av segjärnsinsats IP 17M” SKBdoc 1242452; ”Kompletterande materialprovning av segjärnsinsats IP 17T” SKBdoc 1242451; ”Materialprovning av segjärnsinsats IP 18B” SKBdoc 1236711; ”Materialprovning av segjärnsinsats IP 18M” SKBdoc 1236713; ”Materialprovning av segjärnsinsats IP 18T” SKBdoc 1229464; ”Kompletterande materialprovning av segjärnsinsats IP 19T” SKBdoc 1242454; ”Materialprovning av segjärnsinsats IP 19M” SKBdoc 1242455; ”Materialprovning av segjärnsinsats IP 19B” SKBdoc 1242456. I samtliga fall har rundprovstavar tillverkats från en insats topp-, mitt- respektive bottendel. Totalt har ca: 90 respektive 79 rundprovstavar granskats för fallen BWR, respektive PWR, vilket borde ge en relativt god bild av materialspridningen i en gjuten insats samt mellan olika insatser. Tre värden kommenteras här: (i) sträckgränsen, representerad av  $R_{p0.2}$ ; (ii) Brottgränsen,  $R_m$ ; (iii) Brotttöjning baserad på måttet A5.

Brottgränsen,  $R_m$ , för ett material utvärderas som maxkraften vid ett enaxligt dragprov normerad med provstavens ursprungliga (nominella) tvärsnittsarea. Något förenklat motsvarar maxkraften den fas i deformationsprocessen då materialets töjningshårdnande ej längre kan

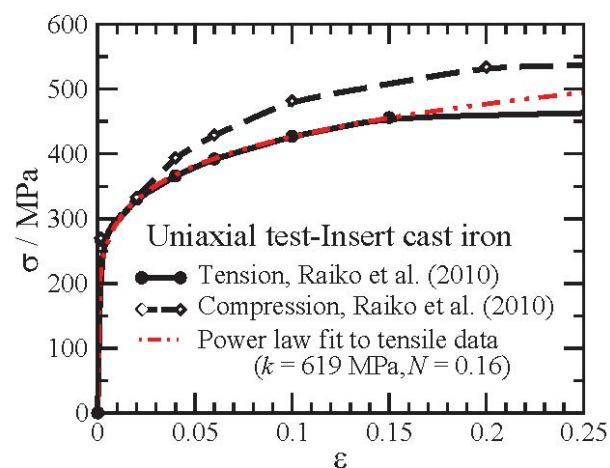
kompensera för provstavens deformationsdrivna areaminskning. Om materialets enaxliga sanna spännings-töjningskurva approximeras med en potensfunktion på formen  $\sigma = k\varepsilon^N$ , går det med relativt enkel modellering visa att brottgränsen motsvarar spänningen vid töjningen  $\varepsilon = N$ . För att kunna bedöma data i undersökningsrapporterna gjordes en anpassning av de enaxliga spännings-töjningsdata som presenteras i Tabell 4-1 i Raiko et al. (2010) till potensfunktionen, vilket gav värdena  $k \approx 619$  MPa och  $N \approx 0.16$ . Den anpassade spännings-töjningskurvan visas i Figur 3 tillsammans med data från Raiko et al. (2010). Nominell brottspänning kan sedan beräknas som  $\sigma_B = kN^N \exp(-N) \approx 393$  MPa. Belastas provstaven ytterligare (förskjutningsstyrd pålastning) efter det att maxkraften har nåtts kommer deformationen lokaliseras till en midja. Om detta sker kan den lokala töjningen i midjan vid brott vara avsevärt mycket större än den brottmedeltöjning som bestäms av måttet A5. Å andra sidan om brotttöjningen baserad på A5 är mindre eller lika med  $N$ , bör det representera materialets egenskaper vid ett enaxlig dragbelastning relativt väl. Baserat på undersökningsrapporterna är följande observationer gjorda:

**BWR:** Inom varje provserie (insats och position) om 6 test är spridningen i  $R_{p0.2}$  liten och i allmänhet mindre än 1%. Med spridning avses här maximal avvikelse från en provseries medelvärde. I medeltal är  $R_{p0.2}$  lika med 276 MPa (274 MPa i toppdel; 279 MPa i mittdel; 275 MPa i bottendel).  $R_m$  är i medeltal 397 MPa (392 MPa i toppdel; 398 i mittdel; 400 MPa i bottendel) med en spridning som är i paritet med spridningen i  $R_{p0.2}$ . Notera att  $R_m$  stämmer relativt väl överens med det värde ett tillräckligt segt material med en hårdnande exponent  $N \approx 0.16$  kan förväntas ha. I de provserier en större spridningen i  $R_m$  kan noteras, observeras även en stor spridning i brotttöjningen, där ett lägre  $R_m$ -värde typiskt är kopplat till en brotttöjning avsevärt lägre än 0.16. Brotttöjningen (A5) är i medeltal ca: 0.14 för toppdel, 0.163 för mittdel och 0.144 för bottendel, med en spridningen av ca: 10%-15% inom respektive serie. Baserat på den något förenklade analysen ovan skulle dessa värden kunna anses representera materialets brotttöjning vid enaxlig spänningstillstånd i dragning relativt väl. Det kan möjligtvis anses vara något alarmerande att brotttöjningen i några test var så låg som 0.07 till 0.08.

**PWR:** Dessa provserier (6 till 8 test i varje, beroende på insats och position) uppvisar en större spridning än testserierna för BWR-insatserna. Spridningen i  $R_{p0.2}$  är dock relativt liten och i allmänhet mindre än 2%. I medeltal är  $R_{p0.2}$  för alla test 279 MPa (283 MPa i toppdel; 276 MPa i mittdel; 279 MPa i bottendel).  $R_m$  är i medeltal 394 MPa (393 MPa i toppdel; 385 i

mittedel; 403 MPa i bottendel) och på samma nivå som för BWR-insatserna. Spridningen i  $R_m$ -data är ca: 10% och betydligt större än vad som kan observeras för BWR-insatserna. Detta återspeglas också i en stor spridning i brottöjningsmättet A5. Brottöjningen (A5) är i medeltal ca: 0.11 för toppdel, 0.106 för mittendel och 0.142 i bottendel, med en spridning av ca: 30%-50% inom respektive serie. I vissa test erhöles brottöjningsvärden så låga som 0.03 till 0.05, vilket inte kan anses vara tillfredställande.

**Statistiska orsaker** till den relativt stora spridningen i brottöjning har undersökts i Andersson et al. (2005). Baserat på en stor fraktografisk undersökning drogs slutsatsen att slagdefekter med oxidområden och grafitanhopningar kan påverka brottöjningen. Slagdefekterna antas ge upphov till sprickliknande beteende medan grafitanhopningar är allmänt försvagande. Framförallt observerades det i Andersson et al. (2005) att brottöjning korrelerade med storleken på slagdefekterna, så att brottöjning minskade med ökande slagdefektstorlek. En probabilistisk modell presenteras i Andersson et al. (2005), där en storleksfördelning (exponentialfördelning) av myntformade sprickor antas och som i kombination med en möjlig fördelning av brottseghet ger en relation mellan brottöjning och defektstorlek. Resultatet stämmer kvalitativt med observationerna från den fraktografisk undersökning. Slutsats: orsaken till att lägre brottöjning observerats i test med material från PWR-insatserna beror troligen på att dessa innehöll större slagginneslutningar än vad som var fallet med BWR-insatserna.



**Figur 3.** Enaxliga spännings-töjningskurvor (sann spänning mot logaritmisk effektivtöjning) tagna från dragprov och tryckprov presenterade i Raiko et al. (2010), samt en anpassning på potensform.

### 3.2 Data från brottseghetsprovning

Brottseghetsprovning har utförts på standard trepunktsböjprovstavar (SENB) med dimensioner 15×30×140 mm (Bredd×Höjd×Längd) enligt normen ASTM E 1820. En del av provningen ägde rum åren 2003-2004 på BWR-insatserna I24, I25 och I26 (I26 provades även vid senare tillfälle), vid rumstemperatur och vid 0° C, samt ett fåtal tester (I26) vid 50° C och 100° C. Provningsdata från dessa test finns rapporterade i SKB-dokumentet: "Fracture toughness testing of nodular cast iron, I24 and I25" SKBdoc 1182548 och "Brottmekanisk provning av gjutjärn" SKBdoc 1181955. Ytterligare provning av BWR-insatserna I53–I57 utfördes 2009, vilket finns rapporterat i SKB-dokumentet: "Brottmekanisk provning av gjutjärn" SKBdoc 1203550 och "Brottmekanisk provning av gjutjärn" SKBdoc 1199389. En begränsad testserie på PWR-insatsen IP19 utfördes 2010 och finns rapporterat i SKB-dokumentet: "Brottmekanisk provning av gjutjärn" SKBdoc 1248109 och "Brottmekanisk provning av gjutjärn IP19T, IP19M och IP19B" SKBdoc 1255011. Slutligen utfördes några tester vid hög lasthastighet med hjälp av en sk. "multi specimen" teknik åren 2009-2010 på BWR-insatserna I55 och I57, och testdata från denna provning finns presenterat i SKI-dokumentet: "Brottmekanisk provning av gjutjärn" SKBdoc 1226428. Alla dessa brottseghetstester granskas här. Fullständiga  $J_R$ -kurvor (brottseghetskurvor) har dessutom erhållits i elektroniskt format från Öberg (2012, personligt meddelande) för att möjliggöra sammanställning av data i grafer och för att ge en så komplett bild av provningen som möjligt. Noteras kan att test utförda vid 0° C har genomförts genom att sänka ned provstaven i ett bad med etanol och vatten i en blandning med fryspunkt ca: -2° C.

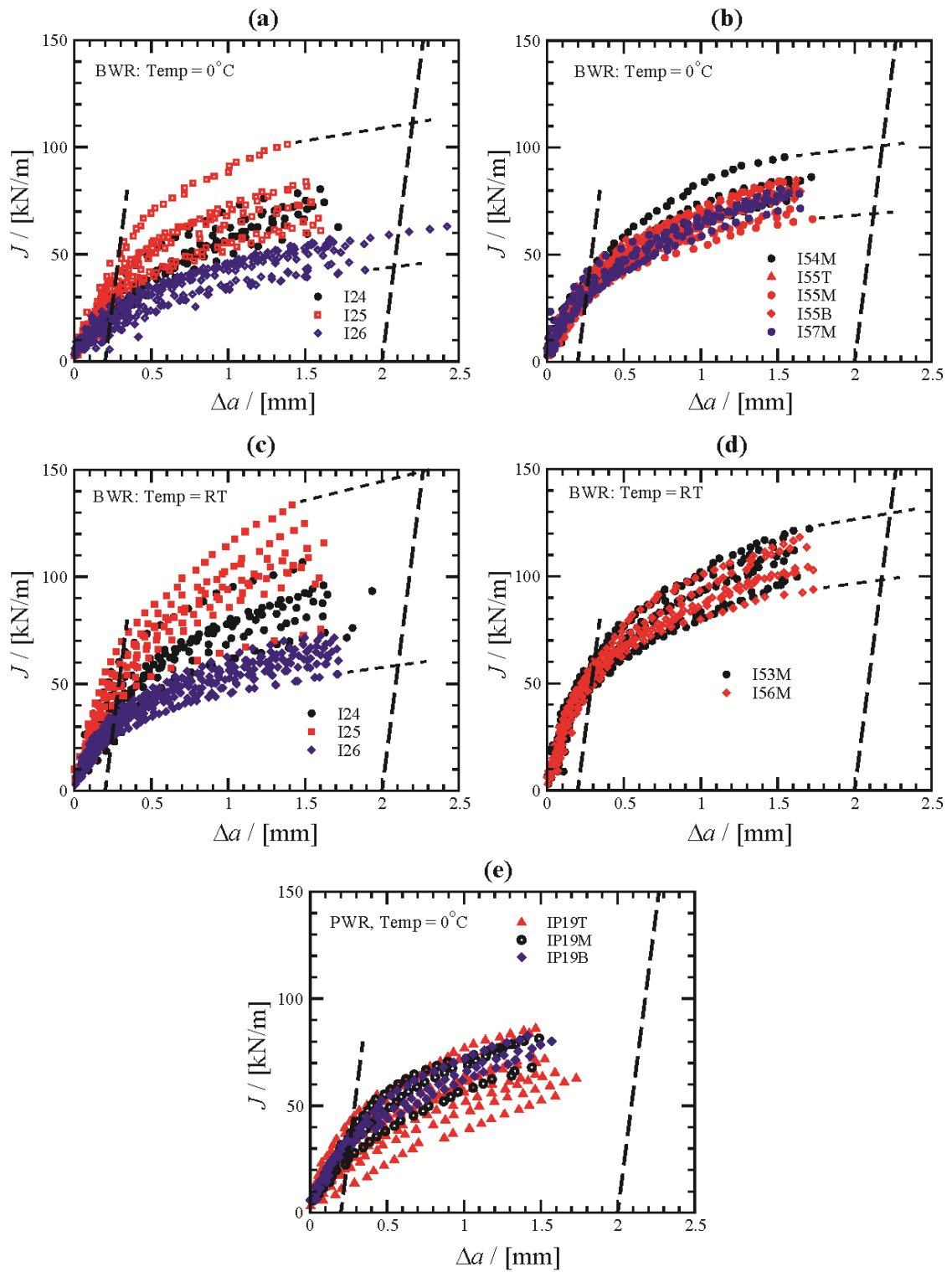
Provningen vid låg lasthastighet är sammanfattad i Tabell 1 för rumstemperatur och 0° C och motsvarande  $J_R$ -kurvor visas i Figur 4. I figuren har även två "off-set" linjer infogats motsvarande 0.2 mm respektive 2.0 mm spricktillväxt. Provningsresultaten påvisar en stor spridning i brottseghet, framförallt för de BWR-insatser som testades 2003-2004. Notera att även om spridningen inom respektive insats är relativt normal för denna typ av material, så kan en signifikant skillnad i brottseghet noteras mellan de olika insatserna. Jämför t.ex. data från I25 och I26 i Figur 4(a,c). Senare provning på BWR-insatser (I53-I57) uppvisar ingen signifikant skillnad i brottseghet mellan insatserna, se Figurerna 4(b,d). Temperaturvariationer i intervallet 0° C till 100° C verkar inte ha någon signifikant påverkan på brottsegheten, vilket framgår av tester visade i Figur 5(a). Detta framgår även delvis vid en jämförelse mellan Figurerna 4(a) och 4(c), samt mellan Figurerna 4(b) och 4(d).

Med hjälp av 0.2 mm off-set linjen kan brottsegheten ( $J_{Ic}$ ) vid initiering av spricktillväxt skattas från Figur 4, vilket är sammanfattat i Tabell 1. I tabellen är enbart data från godkända brottseghetstest beaktade, vilket innebär att spridningen kan verka vara något mindre än vad som möjligtvis kan utläsas ifrån Figur 4. För BWR-insatserna är spridningen i  $J_{Ic}$  stor med värden i intervallet 26 kN/m till 74 kN/m vid rumstemperatur och något lägre i testen vid noll grader Celsius som var kylda med en blandning av etanol och vatten. Med hjälp av 2 mm off-set linjen och extrapolation av  $J_R$ -kurvorna kan brottsegheten vid ca: 2 mm spricktillväxt skattas. Även här är spridningen stor i brottseghet för BWR-insatserna, med  $J$ -värden i intervallet 45 kN/m till 130 kN/m. För PWR-insatserna erhöles  $J_{Ic}$  värden från godkända test i intervallet 24 kN/m till 39 kN/m vid noll grader Celsius, med en brottseghet i intervallet 50 kN/m till 95 kN/m efter ca: 2 mm spricktillväxt, se Figur 4(e). Baserat på tillgängliga tester verkar brottsegheten vara något lägre för PWR-insatserna jämfört med BWR-insatserna, vilket skulle kunna förväntas av utfallet av brottöjningsresultaten från de enaxliga dragproven.

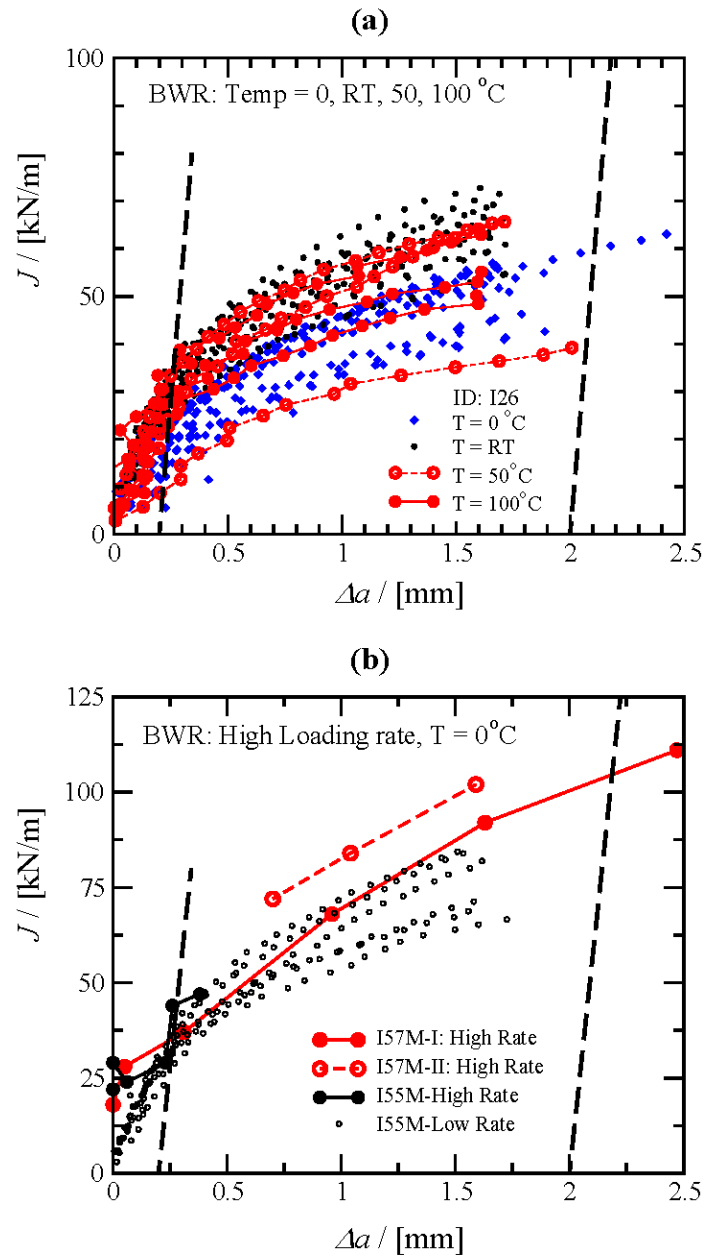
I Figur 5(b) är  $J_R$ -kurvorna från testerna vid hög lasthastighet visade ("multi specimen" metod). I figuren är även resultat från ett prov utförda vid låg lasthastighet på samma BWR-insats som vid ett av proven vid hög lasthastighet (I55) inlagt som referens. Ingen signifikant inverkan av lasthastigheten kan observeras.

**Table 1: Brottseghetsdata, låg lasthastighet**

| Segjärnsinsats       | År        | Temp. [°C] | Intervall i Brottseghet [kN/m] |                              |
|----------------------|-----------|------------|--------------------------------|------------------------------|
|                      |           |            | $J_{Ic}$                       | $J_I(\Delta a=2 \text{ mm})$ |
| I24; I25; I26        | 2003-2004 | 0          | 16 – 54                        | 45 – 110                     |
| I54M; I55T,M,B; I57M | 2009      | 0          | 29 – 43                        | 70 – 100                     |
| I24; I25; I26        | 2003-2004 | RT         | 26 – 74                        | 60 – 150                     |
| I53M; I56M           | 2009      | RT         | 49 – 56                        | 100 – 130                    |
| IP15T; IP19T,M,B     | 2010      | 0          | 24 – 39                        | 50 – 95                      |



**Figur 4.** Brottseghetskurvor,  $J$  versus  $\Delta a$ , för kvasistatiska test utförda vid  $0^\circ\text{C}$  och i rumstemperatur.



**Figur 5.** Jämförelse av olika brottseghetskurvor,  $J$  versus  $\Delta a$ , där (a) visar inverkan av temperatur för test utförda vid  $T = 0, RT, 50$  och  $100^\circ\text{C}$ , och där (b) visar inverkan av lasthastighet för test utförda vid låg respektive hög hastighet.

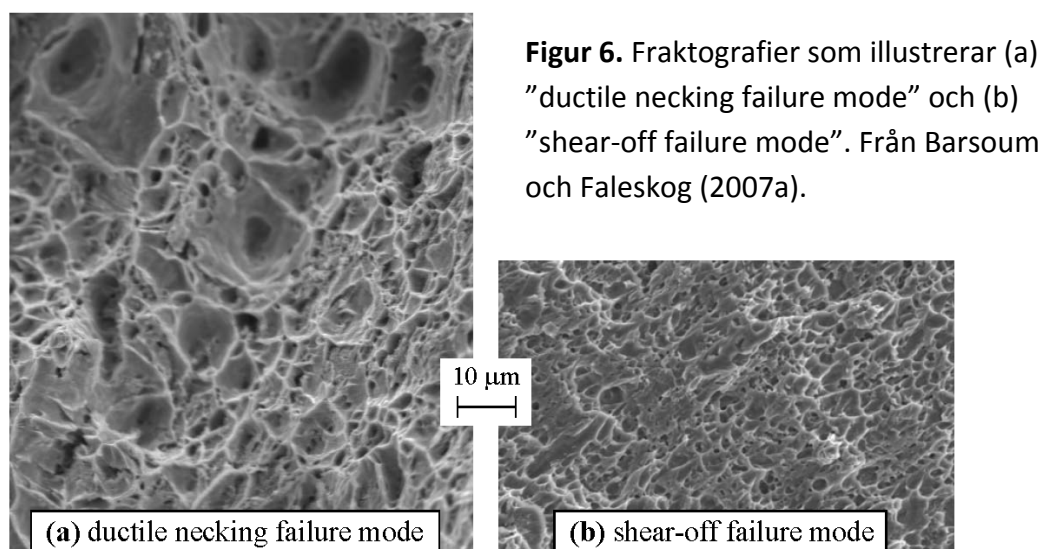


#### 4. Insatsens duktilitet—förslag till provningsprogram och kompletterande analyser

Det är väl känt att graden av treaxlighet i ett spänningstillstånd spelar en viktig roll vid duktila brott i sega metaller. Graden av treaxlighet definieras av parametern  $T = \sigma_m / \sigma_e$ , där  $\sigma_m = \sigma_{kk} / 3$  är medelspänningen och  $\sigma_e = \sqrt{3s_{ij}s_{ij}/2}$  är effektivspänning enligt von Mises ( $s_{ij}$  är spänningsdeviatorn). Modeller baserade på  $T$  förutsäger att materialets duktilitet (effektivplastisk töjning vid brott) ökar då  $T$  minskar. Vid spänningstillstånd som karakteriseras av en låg treaxlighet (typiskt för tunna strukturer som plåtar, vid ytor eller i frånvaro av spänningskoncentrationer), är den roll  $T$  spelar inte lika tydlig.

Observationer från experimentella studier utförda under senare år vid bl.a. MIT (Bao och Wierzbicki 2010) och KTH (Barsoum och Faleskog 2007) visar att ytterligare en parameter, *Lodeparametern*, eller någon annan parameter som karakteriserar spänningsdeviatorstillståndet, spelar en avgörande roll för duktila brott vid låg värden på  $T$ . Lode parametern,  $L$ , definieras som  $L = 3(\sigma_{II} - \sigma_m) / (\sigma_I - \sigma_{III})$  ( $-1 \leq L \leq 1$ ), där  $\sigma_I \geq \sigma_{II} \geq \sigma_{III}$  är huvudspänningar. Med hjälp av Lodeparametern kan axisymmetriska och skjuvdominerade spänningstillstånd särskiljas. Att detta är av betydelse visas bl.a. i klassiska experiment av McClintock (1971) där effektivplastiska töjningen vid brott är lägre i vridtest än vid dragtest av rundprovstavar, trots att  $T = 0$  i ett vridtest medan  $T \geq 1/3$  i ett dragtest. I ett vridtest är  $L = 0$  (skjuvning) och i ett dragtest (axisymmetriskt) är  $L = -1$ .

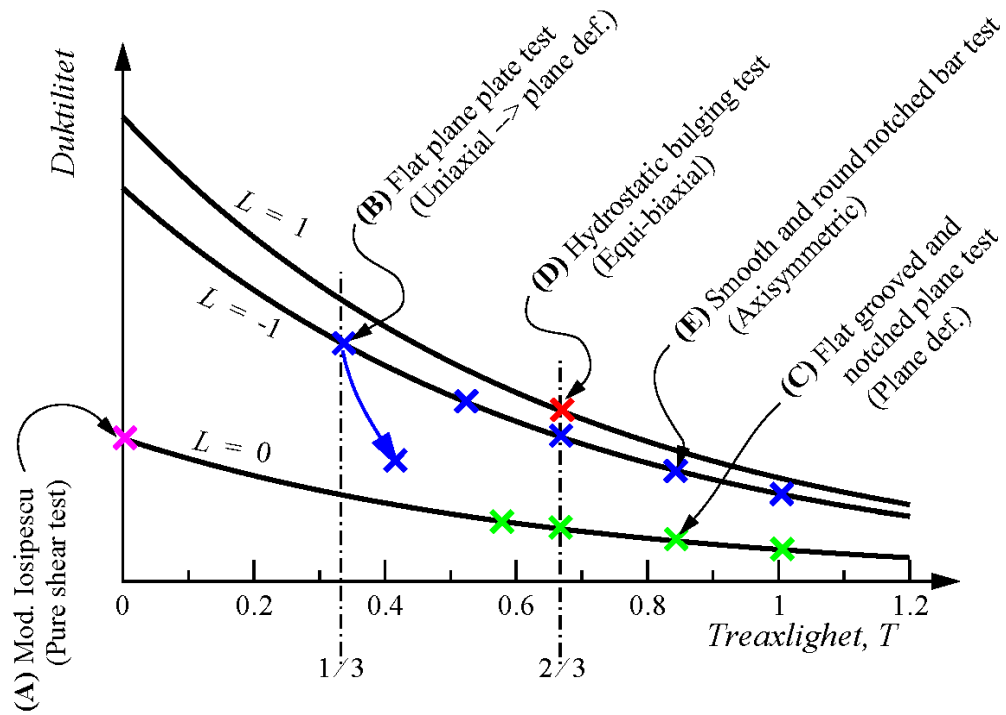
Orsaken till skillnaden i brotttöjning, vilket också tydligt understryks i de experimentella studierna (Bao och Wierzbicki 2010, Barsoum och Faleskog 2007, McClintock 1971), beror bl.a. av att olika brottmoder är aktiva. Brott vid axisymmetriskt dominerade spänningstillstånd karakteriseras av en “*ductile necking failure mode*“, där mikrohål i materialet växer sig så stora att ligamenten mellan dem minskar till noll, att jämföra med midjebildning vid enaxliga dragtest, vilket här inträffar på mikronivå i materialet. Brott vid skjuvdominerade spänningstillstånd och låga  $T$  karakteriseras av en “*shear-off failure mode*“, vilket också involverar mikrohål i materialet, men där hålen kollapsar och bildar sprickliknande defekter som roterar och länkas samman genom att ligamenten mellan dem skjuvas av. Den senare brottmoden verkar leda till duktilt brott vid betydligt lägre effektivplastiska töjningsnivåer än den förra. Figur 6 visar fraktografiska bilder från Barsoum och Faleskog (2007) som illustrerar de båda brottmoderna.



**Figur 6.** Fraktografier som illustrerar (a) "ductile necking failure mode" och (b) "shear-off failure mode". Från Barsoum och Faleskog (2007a).

Schematiskt kan duktiliteten (effektivplastisk brotttjning) för segt material beskrivas som i Figur 7, där effektivplastisk brotttjning är plottat som funktion av  $T$  för tre olika värden på  $L$  ( $-1$ ,  $0$  och  $1$ ). I figuren är även ett antal möjliga test markerade för experimentell bestämning av punkter i diagrammet. Notera att materialet uppvisar lägst duktilitet för spänningstillstånd karakteriserade av  $L = 0$ . Även om segjärn skiljer sig en del från sega stål vad gäller duktila brottmekanismer, bör beteendet visat i Figur 7 vara relevant även för segjärn. I stål bildas mikrohål typiskt kring små partiklar och mindre slagginneslutningar medan slaggedefekter och grafitanhopningar är kritiska för skadutveckling till brott i segjärn (se Andersson et al. 2005).

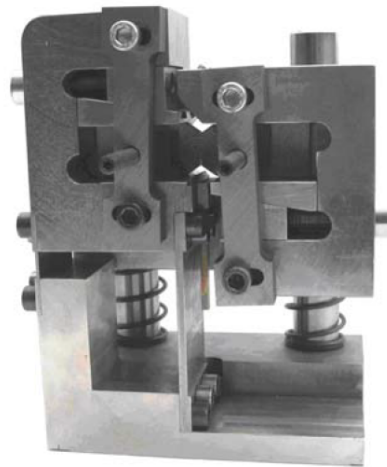
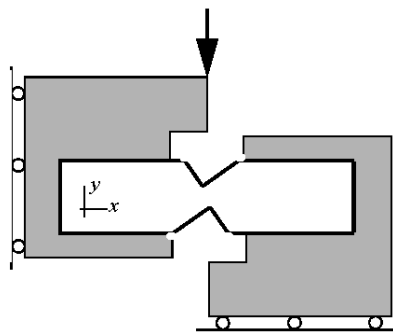
För att säkerställa att en insats har en tillräckligt hög duktilitet skulle en begränsad provning kunna utföras med målet att bestämma den lägsta brottkurvan ( $L = 0$ ) i diagrammet i Figur 7. Ett minimum av två olika typer av experiment bör då genomföras för att bestämma brotttjningen: (i) rent skjuvtest ( $T = 0$ ) och (ii) enaxlig dragning under plan deformation ( $T = 1/\sqrt{3}$ ). Båda testen är illustrerade i Figur 8. För rena skjuvtestet finns flera möjliga provgeometrier, där två visas i Figur 8. Geometri enligt alternativ 2 (Fig. 8(a)) har redan utnyttjats i SKB:s regi för prova kopparkapselns duktila egenskaper (experimenten utfördes vid KTH Hållfasthetslära på uppdrag av Mattias Unosson, Impetus AFEA). Provrigg och geometri enligt alternativ 1 har utvecklats vid KTH Hållfasthetslära och verkar fungera väl.



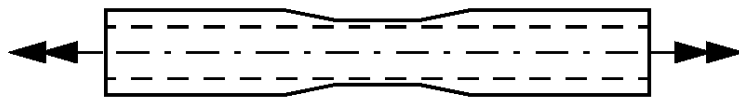
**Figur 7.** Schematiskt diagram av duktilitet, där olika typer av möjliga experiment är markerade.

(a) Ren skjuvning ( $T = L = 0$ ), 2 alt.

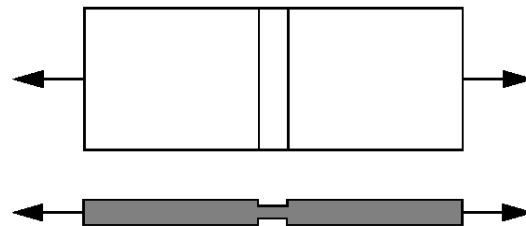
Alt. 1: Modifierat Iosipescu-test



Alt. 2: Vridning av notchat rör



(b) Enaxlig dragning under plan deformation ( $T = 1/\sqrt{3}$ ,  $L = 0$ )



**Figur 8.** Två olika typer av tests för bestämning av brottöjning (duktilitet) versus treaxlighet för fallet generaliserad skjuvning.

## Referenser

**Andersson C-G, Andersson M, Erixon B, Björkegren L-E, Dillström P, Minnebo P, Nilsson K-F, Nilsson F, 2005.** Probabilistic analysis and material characterisation of canister insert for spent nuclear fuel. Summary report. SKB TR-05-17, Svensk Kärnbränslehantering AB.

**Bao Y, Wierzbicki T, 2004.** On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space. *International Journal of Mechanical Sciences* 46, 81–98.

**Barsoum I, Faleskog J, 2007.** Rupture mechanisms in combined tension and shear – Experiments. *International Journal of Solids and Structures* 44, 1768–1786.

**Börgesson L, Hernelind J, 2010.** Earthquake induced rock shear through a deposition hole. Modelling of three mode tests scaled 1:10. Verification of the bentonite material model and the calculation technique SKB TR-10-33, Svensk Kärnbränslehantering AB.

**Dillström P, Bolinder T, 2010.** Damage tolerance analysis of canister inserts for spent nuclear fuel in the case of an earthquake induced rock shear load. SKB TR-10-29, Svensk Kärnbränslehantering AB.

**Dillström P, Alverlind L, Andersson M, 2010.** Framtagning av acceptanskriterier samt skadetålighetsanalyser av segjärnsinsatsen. SKB R-10-11, Svensk Kärnbränslehantering AB.

**Hernelind J, 2010.** Modelling and analysis of canister and buffer for earthquake induced rock shear and glacial load. SKB TR-10-34, Svensk Kärnbränslehantering AB.

**McClintock F A, 1971.** Plasticity aspects of fracture. In Liebowitz H (ed). *Fracture: an advanced treatise*. Vol. 3, Engineering fundamentals and environmental effects. New York: Academic Press, 47–225.

**Raiko H, Sandström R, Rydén H, Johansson M, 2010.** Design analysis report for the canister. SKB TR-10-28, Svensk Kärnbränslehantering AB.

**SKB, 2009.** Design premises for a KBS-3V repository based on the results from the safety assessment SR-Can and some subsequent analyses. SKB TR-09-22, Svensk Kärnbränslehantering AB.

## Opublicerade dokument

| SKBdoc id, version | Titel  | Utfärdare, år    |
|--------------------|--|------------------|
| 1078585 ver 1.0    | Materialprovning av segjärnsinsats I 54                      | SweCast AB, 2007 |
| 1078594 ver 1.0    | Materialprovning av segjärnsinsats I 55                      | SweCast AB, 2007 |
| 1094762 ver 1.0    | Materialprovning av segjärnsinsats I 53                      | SweCast AB, 2007 |
| 1094763 ver 1.0    | Materialprovning av segjärnsinsats I 56                      | SweCast AB, 2007 |
| 1094784 ver 1.0    | Materialprovning av segjärnsinsats I 57                      | SweCast AB, 2007 |
| 1182548 ver 1.0    | Fracture toughness testing of nodular cast iron, I24 and I25 | KTH, 2004        |
| 1181955 ver 1.0    | Brottmekaniks provning av gjutjärn                           | KTH, 2003        |

|                 |   |                         |
|-----------------|---|-------------------------|
| 1199389 ver 1.0 | Brottmekanisk provning av gjutjärn                        | KTH, 2009               |
| 1203550 ver 1.0 | Brottmekanisk provning av gjutjärn                        | KTH, 2009               |
| 1217738 ver 1.0 | Materialprovning av segjärnsinsats IP 16                  | Swerea SweCast AB, 2009 |
| 1226428 ver 1.0 | Brottmekanisk provning av gjutjärn                        | KTH, 2009               |
| 1229464 ver 1.0 | Materialprovning av segjärnsinsats IP 18T                 | Swerea SweCast AB, 2010 |
| 1231304 ver 1.0 | Materialprovning av segjärnsinsats IP 16B                 | Swerea SweCast AB, 2010 |
| 1231305 ver 1.0 | Materialprovning av segjärnsinsats IP 16M                 | Swerea SweCast AB, 2010 |
| 1236711 ver 1.0 | Materialprovning av segjärnsinsats IP 18B                 | Swerea SweCast AB, 2010 |
| 1236713 ver 1.0 | Materialprovning av segjärnsinsats IP 18M                 | Swerea SweCast AB, 2010 |
| 1242451 ver 1.0 | Kompletterande materialprovning av segjärnsinsats IP 17T  | Swerea SweCast AB, 2010 |
| 1242452 ver 1.0 | Kompletterande materialprovning av segjärnsinsats IP 17M  | Swerea SweCast AB, 2010 |
| 1242453 ver 1.0 | Kompletterande materialprovning av segjärnsinsats IP 17B  | Swerea SweCast AB, 2010 |
| 1242454 ver 2.0 | Kompletterande materialprovning av segjärnsinsats IP 19T  | SKB, 2010               |
| 1242455 ver 2.0 | Materialprovning av segjärnsinsats IP 19M                 | Swerea SweCast AB, 2010 |
| 1242456 ver 2.0 | Materialprovning av segjärnsinsats IP 19B                 | Swerea SweCast AB, 2010 |
| 1248109 ver 2.0 | Brottmekanisk provning av gjutjärn                        | KTH, 2010               |
| 1255011 ver 2.0 | Brottmekanisk provning av gjutjärn IP19T, IP19M och IP19B | KTH, 2010               |

---