Handläggare
Jan Sarnet
Mikael Jonsson
Christina Lilja

Datum
2014-03-13

Ärende

Er referens
SSM2011-2426-58

Ert datum
2012-09-11

Strålsäkerhetsmyndigheten
Att: Ansi Gerhardsson
171 16 Stockholm

Kvalitetssäkrad av
Helene Åhsberg
Jan Eckerlid

Kvalitetssäkrad datum
2014-03-13
2014-03-14

Godkänd av
Martin Sjölund

Godkänd datum
2014-03-14

Kommentar
Granskning, se SKBdoc 1387259

Svar till SSM på begäran om komplettering rörande kapselns mekaniska integritet

Strålsäkerhetsmyndigheten, SSM, har i sin skrivelse till Svensk Kärnbränslehantering AB, SKB, daterad 2012-09-11 begärt komplettering rörande kapselns mekaniska integritet.

Nedan lämnas svaret på frågorna 4 och 11. Frågorna 1–3, 5–10, och 12–17 besvarades 5 februari 2014. Dessa svar ersätter de preliminära svar och planer som redovisats i juni 2013. SKB anser nu att samtliga frågor i kompletteringen är besvarande.

1. Konsekvenser på kapselns integritet vid skjuvning nära kapselns topp och botten.

SKB:s svar (svar lämnat 5 februari 2014)

För att kunna analysera konsekvenser av skjuvning nära kapselns botten och topp har SKB låtit genomföra simuleringar av detta belastningsfall och därefter jämfört resultaten med det aktuella designkriteriet för kopparhöljet.

För jordbävningslastfallet, då skjuvplanet träffar kapseln ovanför stållocket respektive under insatsens botten, får kopparhöljet ingen lastbärande förmåga från insatsen. Bentonitdensitet 2050 kg/m^3 har pessimistiskt ansatts. De nya simuleringarna ansätter 5 cm respektive 10 cm horisontell skjuvning. Resultatet visar att det i kopparhöljet uppstår cirka 23 % plastisk töjning för 5 cm skjuvrörelse respektive cirka 40 % plastisk töjning vid 10 cm skjuvrörelse. Det uppstår ungefär lika stor plastisk töjning i toppen som botten av kopparhöljet, se bilaga 11 ”Shearing of copper canister at top and base” (SKBdoc 1403930). I Raiko et al. (2010) anges att designkriteriet för kopparen innebär att 80 % effektiv töjning inte får överskridas vid elasto-plastisk deformation. Vid dragprovning motsvarar detta 80 % areareduktion vilket svarar mot 160 % sann töjning. Dragprovning medför en ansenlig midjebildning och mycket hög plastisk deformation lokalt i midjan på staven. Simulering av dragprovning har gjorts och beskrivs i bilaga 9 ”A constitutive model for texture dependent deformation hardening and pressure dependent initiation of ductile failure in metallic materials” (SKBdoc 1393179). Kopparen deformeras kraftigt, den plastiska töjningen uppgår till 200 % i midjan som bildas på provstaven. Eftersom skjuvlastfallet är ett kortvarigt förskjutningsstyrt lastfall är det relevant att använda designkriteriet för elasto-plastisk deformation enligt Raiko et al. (2010). Därför gör SKB bedömningen att detta lastfall inte hotar kapselns mekaniska integritet.

Svensk Kärnbränslehantering AB
Box 250, 101 24 Stockholm
Besöksadress Blekholmstorget 30
Telefon 08-459 84 00 Fax 08-579 386 10
www.skb.se
556175-2014 Säte Stockholm

SKB har även genomfört analyser då skjuvplanet träffar kopparkapseln vinkelrätt vid position 90 % av kapselns längd räknat från kapselns botten för olika bentonitdensiteter och sträckgränser samt brottgränser för insatsen. För 5 cm skjuvrörelse uppstår då cirka 33 % plastisk töjning i kopparhöljets topp för bentonitdensiteten 2050 kg/m^3. För 10 cm skjuvrörelse uppstår cirka 68 % plastisk töjning i kopparhöljets topp, bilaga 7 ”Global simulation of copper canister – final deposition” (SKBdoc 1339902). Även i detta fall gör därför SKB bedömningen att kapselns mekaniska integritet inte hotas.

2. Redovisning av hur det förenklade antagandet att insatsens stållock är en integrerad del av insatsen, påverkar den mekaniska responsen vid insatsens stållock.

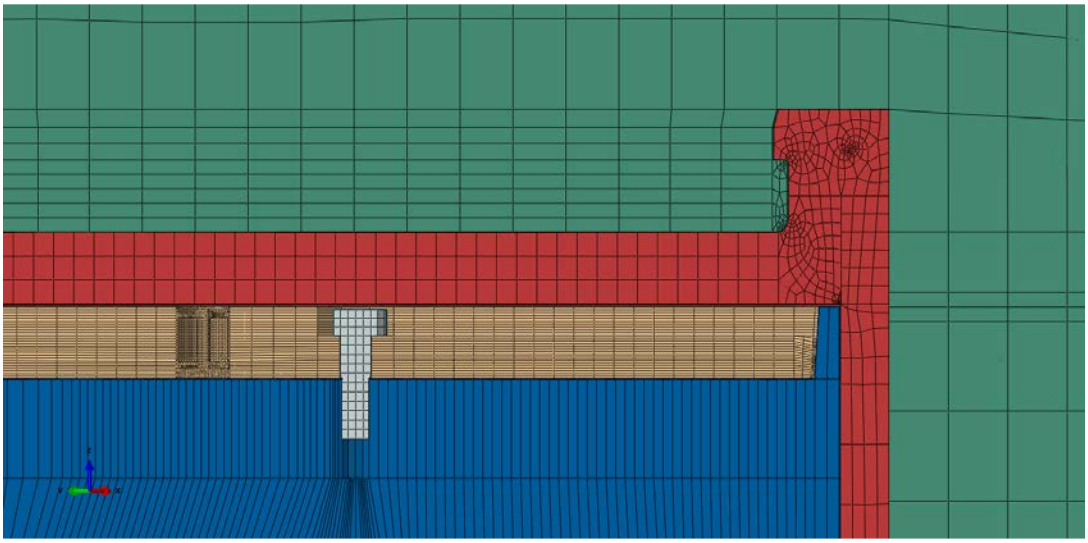
SKB:s svar (svar lämnat 5 februari 2014)

Inledning

SKB har vid globalsimuleringen av kapselns mekaniska respons vid skjuvning gjort förenklingen att stållocket på toppen av segjärninsatsen är sammanfogad med insatsen (Hernelind 2010). I de analyser som genomfördes i denna rapport användes relevant materialdata för segjärnet, kanalrören och stållocket samt kopparhöljet. Syftet med globalsimuleringen var att få den övergripande bilden över belastningsnivån i kapseln och olika detaljer förenklades för att kunna genomföra FE-modelleringen.

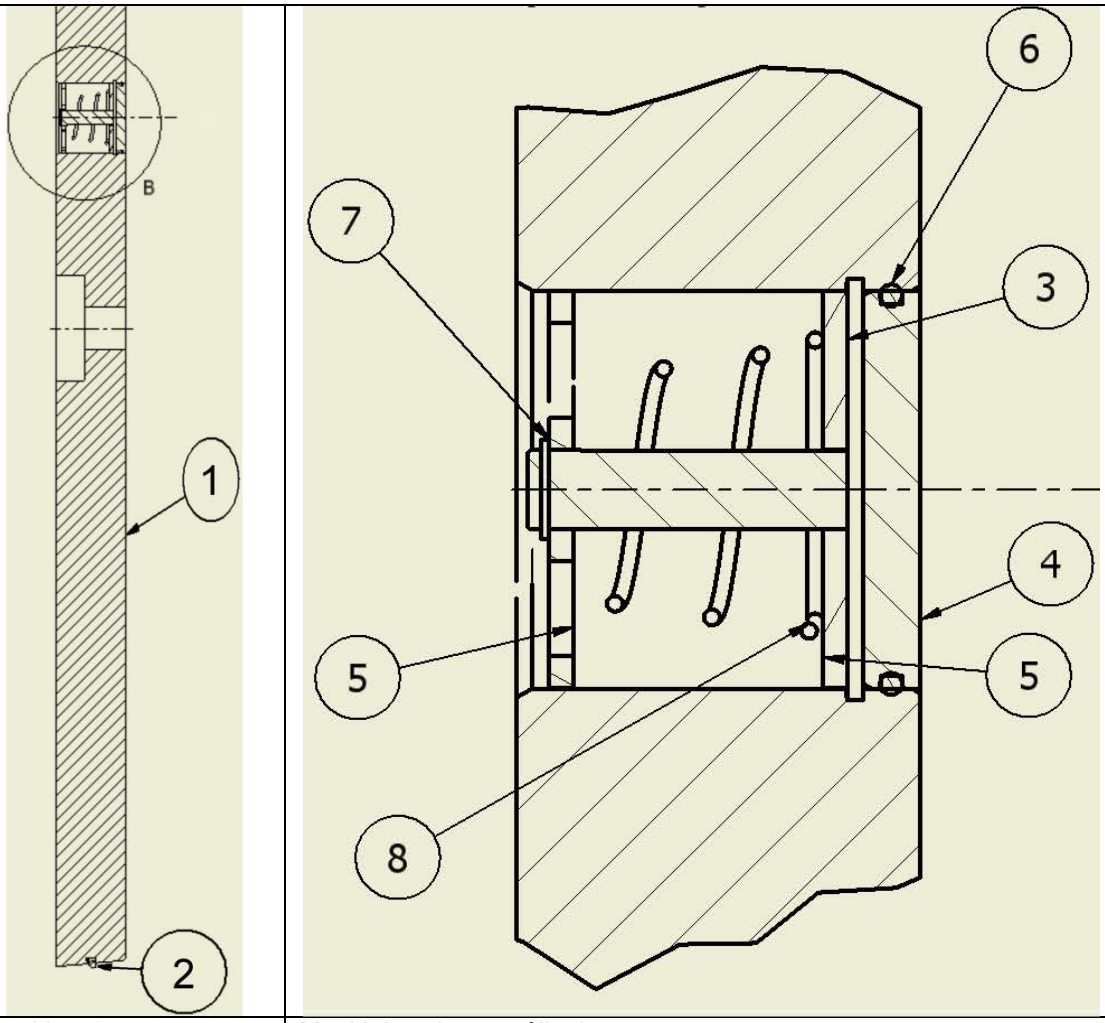
Insatsens konstruktion

Såväl BWR- som PWR-insatserna är utformade så att det i toppen monteras ett avtätat lock av stål som fästs med en skruv i centrum av locket efter det att bränslet placerats i kanalrören. Stållocket monteras med en M30-skruv i centrum på insatsen, se figur 2-1. Ventilen för atmosfärsbyte består av flera delar som monterats samman. Stållocket har ett spår för o-ring på dess mantelyta och ett hål avpassat för ventilen för atmosfärsbyte, se figur 2-2. O-ringen har inte modellerats eftersom gummipackningen bedöms vara så vek att den ger en marginell påverkan på spänningsfördelningen mellan insats och stållock.



Figur 2-1. *Del av FE-modellen som använts i bilaga 16 ”Detailed models for PWR- and BWR-canisters for Earthquake induced rock shearing” (SKBdoc 1415152). Bentoniten visas med grön*

färg, kopparhöljet visas med röd färg, stållocket med brun färg, insatsen med blå färg och skruven med vit färg.



Position 1	Maskinbearbetat stållock
Position 2	O-ring av viton
Position 3	Låsring av stål
Position 4	Ventil av stål
Position 5	Bricka av stål
Position 6	O-ring av viton
Position 7	Låsring av stål
Position 8	Fjäder av stål

Figur 2-2. *Del av stållocket färdigt för montering visas i snittad vy samt ventilen för atmosfärsbyte uppförstorad.*

I bilaga 16 ”Detailed models for PWR- and BWR-canisters for Earthquake induced rock shearing” (SKBdoc 1415152) redovisas den mekaniska responsen för stållocket vid skjuvlastfallet för insatsen. Två olika skjuvplan har studerats. Det ena skjuvplanet träffar stållocket vid dess övre kant, det andra skjuvplanet är referensfallet där skjuvning sker vid ¾ av kapsellängden från botten. Skjuvplanen har valts för att det första fallet bedöms som mest ogynnsamt och för att ¾–fallet är det som ger mest påkänning i segjärnet och utgör referensfallet i skadetålighetsanalysen.

Vid simuleringarna har olika förspänning i skruven ansatts. Kopparpackningen under M30-skruvhuvudet har modellerats medan ventilen endast har modellerats som ett hål i locket eftersom ventilen saknar funktion efter att kapseln har förslutits. Det har därmed inte tillgodogjorts något hållfasthetsbidrag för ventilen.

Resultat

Den största skillnaden i mekanisk respons mellan FE-modellen med fastsvetsat stållock jämfört med fastskruvat lock, uppstår i området kring M30-skruven. Kopparbrickan i skruvförbandet blir kraftigt plastiskt deformerad på grund av förspänningen i skruven. Kopparbrickan påverkar även den mekaniska responsen för stållocket. Simuleringarna där kopparbrickan utelämnats uppvisar en liten glidning mellan insatsen och stållocket då förspänningen är för låg i skruven. Det leder till att skruven får kontakt med skruvhålets väggar i stållocket och därmed uppstår skjuvspänningar i skruven. Den plastiska töjningen på 6 % är långt mindre än brottförlängningen för det aktuella stålet på 23 %. Vid simuleringarna uppstår endast elastiska spänningar i stållocket. Eftersom töjningen i stållocket är elastisk gör SKB bedömningen att det valda stålet uppfyller kraven. SKB ser därför inget skäl att vidare analysera lastfallen med alternativa materialdata. De undersökta lastfallen och utformningen av skruvförbandet visar att konstruktionen är robust.

SKB bedömer att de genomförda beräkningarna med förenklingarna som använts i Hernelind (2010) ger relevanta resultat och att det inte föreligger någon betydelsefull skillnad mellan dessa och resultatet med de FE-modeller som använts i bilaga 16. Slutsatsen är att den mekaniska responsen vid insatsens stållock är sådan att kapselns mekaniska integritet inte riskeras vid skjuvning.

3. Redovisning av hur hållfastheten för locket av stål i botten och toppen av insatsen påverkas av lastfallet skjuvdeformation i samband med jordbävning.

SKB:s svar (svar lämnat 5 februari 2014)

Inledning

Stållocket är en mycket robust detalj av kapselns ingående delar. Det visas av simuleringar som gjorts med avseende på det isostatiska lastfallet och skjuvlastfallet.
I ansökan redovisas för en undersökning av stållockets påkänningar för det isostatiska lastfallet i dokumentet ”Designanalys av stållock till kapsel för använt kärnbränsle-geometriuppdatering”, (SKBdoc 1177857). Där framgår att det krävs mycket höga isostatiska laster för att ge någon nämnvärd deformation. Vid 67,5 MPa (motsvarande en säkerhetsfaktor på 1,5 för isostatiska lasten) är den plastiska töjningen mindre än 0,17 % i stållocket. Detta innebär att stållocket är en robust del av kapseln. Vid analyserna har ansatts att förspänningen i skruven uppgår till sträckgränsen för skruvmaterialet.

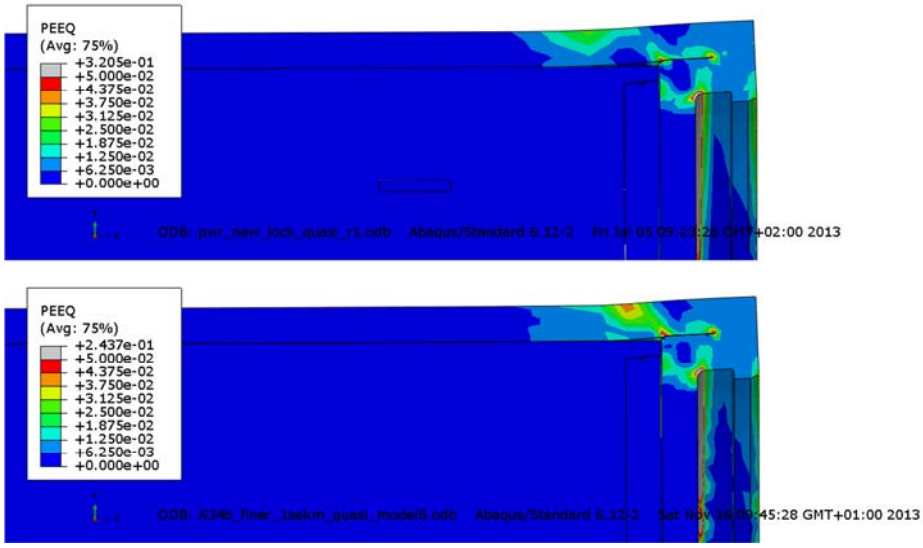
I analysen av skjuvlaster (Hernelind 2010) har segjärninsatsens stållock modellerats som en integrerad del av insatsen. Detta har skett genom att kontaktvillkoren i FE-programmet ABAQUS utformats så att stållocket och segjärnet är bundna till varandra. SSM har begärt att stållocket ska analyseras med avseende på skjuvlastfallet. Det framgår av SKB (2010) att BWR- och PWR-insatsen endast har ett stållock monterat i toppen på respektive insats. Insatserna är tillverkade genom gjutning och är utformade med integrerad botten som består av segjärn och ingjutna ståldetaljer. Därmed är det endast relevant att undersöka toppen av insatsen med avseende på påkänningar på stållocket.

Modellering av skjuvlastfallet med avseende på stållocket

I en utökad analys, se bilaga 16 ”Detailed models for PWR- and BWR-canisters for Earthquake induced rock shearing” (SKBdoc 1415152) redovisas den mekaniska responsen för stållocket vid skjuvlastfallet för PWR-kapslarna. De ingående delarna i kapseln har modellerats med materialdata som är ”best estimate” för respektive material. Som lastfall har ansatts mot kapselns huvudaxel vinkelräta skjuvplan med olika amplitud som träffar stållocket ogynnsamt vid dess övre kant samt vid 75 % av kapselns längd räknat från dess botten. Olika förspänning i skruven har ansatts för att värdera dess inverkan på resultatet. Kopparpackningen under M30-skruvhuvudet har modellerats i några fall som känslighetsanalys. Ventilen har endast modellerats som ett hål i locket eftersom ventilen saknar funktion efter att kapseln har förslutits. Det har därmed inte tillgodogjorts något hållfasthetsbidrag för ventilen.

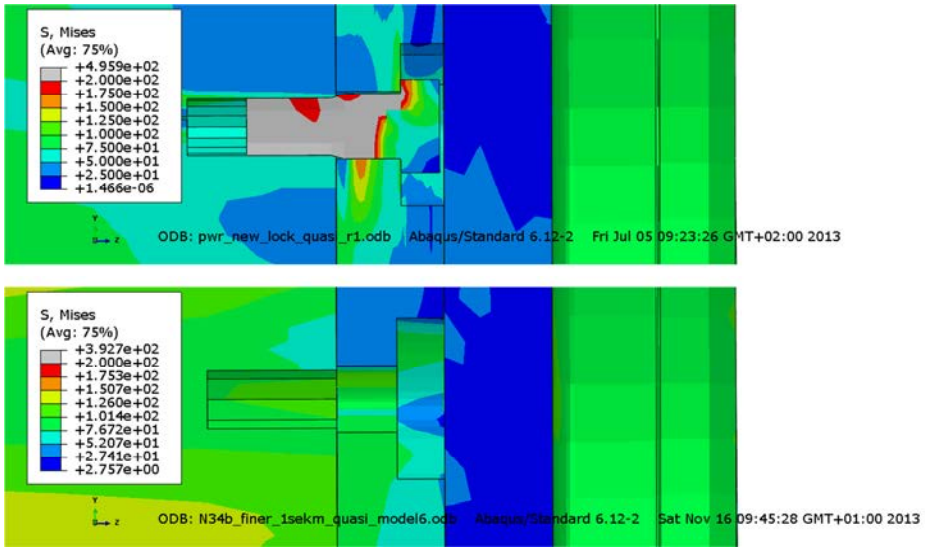
Resultat

Exempel på resultat från analyserna visas i figur 3-1. Det redovisade fallet är 8 cm skjuvning vid stållockets övre kant. Stållockets påkänningar ökar inte då det modelleras som fastskruvat. Det uppstår en ökad lokal töjning i kopparhöljet som dock är liten jämfört med brottöjningen i koppar, se svaret på fråga 1.



Figur 3-1. *Plastisk ekvivalent töjning PEEQ i toppen av PWR-insatsen vid skjuvning 8 cm i skjuvplanet vid stållocket. Den övre bilden visar den detaljerade FE-modellen med fastskruvat stållock och den undre bilden visar FE-modellen med stållock bundet till insatsen.*

I figur 3-2 kan man se att det uppstår även måttliga påkänningar i skruven.



Figur 3-2. *Mises-spänningen i toppen av PWR-insatsen vid skjuvning 8 cm vid skjuvplanet vid stållocket. Den övre bilden visar den detaljerade FE-modellen med fastskruvat stållock och den undre bilden visar FE-modellen med bundet stållock.*

Genomförda analyser visar att stållockets hållfasthet är tillräcklig för de påkänningar som det kan utsättas för.

4. Redovisning av stöd för att kunna utnyttja de plastiska egenskaperna och brottegenskaperna i den utsträckning som nu görs för insatsen.

SKB:s svar

I Raiko et al. (2010) redogörs för bakgrunden till val av säkerhetsfaktor med avseende på acceptabel defektstorlek respektive brottöjning som använts i skadetålighetsanalysen. De säkerhetsfaktorer som används ($SF_J = 2$) motsvarar att skjuvlastfallet tillhör ”load level C/D” (ASME Sect. XI). Skjuvlastfallet är ett fall med styrd förskjutning vilket har påverkat valet av säkerhetsmarginal. Sannolikheten att någon av de cirka 6000 kapslarna utsätts för 5 cm skjuvning eller mer bedöms vara avsevärt mindre än 1, för ett slutförvar i Forsmark, se vidare avsnitt 10.4.5 i SKB (2011).

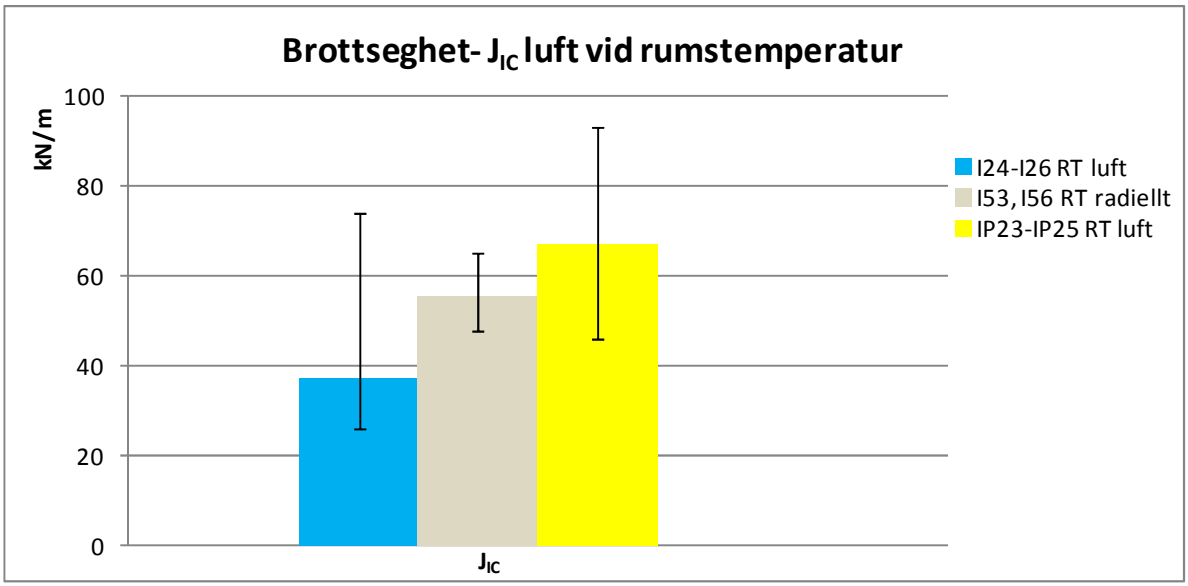
För att bedöma rimligheten i de antaganden som gjorts i den deterministiska skadetålighetsanalysen avseende skjuvlastfallet har SKB låtit genomföra en probabilistisk analys, se bilaga 22. Analysen visar att sannolikheten för brott orsakat av att segjärnets brottöjning överskrids i BWR kapslar ligger i intervallet 10^{-15}–10^{-13} för skjuvrörelser i intervallet 0–10 cm. Den mycket låga sannolikheten underbygger valet av säkerhetsfaktor = 2 med avseende på brottöjning.

Sannolikheten för att brottkriteriet avseende tillåten spricktillväxt, 2 mm stabil spricktillväxt, överskrids är i intervallet $5{,}8 \cdot 10^{-4}$ till $2{,}2 \cdot 10^{-3}$ vid 5 cm skjuvamplitud. Det ska noteras att under analysens gång har ny provning visat att materialets brottseghet underskattats. Den använda brottsegheten i den probabilistiska analysen, 2 mm stabil spricktillväxt = 90,8 kN/m, erhölls vid brottseghetsprovning i vatten/etanol av BWR-insatserna I53–I57. Detta värde på brottsegheten kan betraktas som pessimistiskt eftersom senare provning i gasatmosfär resulterat i J_{2mm} = 122,8 kN/m, det vill säga ca 35 % högre

än vad som använts i den probabilistiska analysen av skjuvlastfallet. För mer information se svaret på fråga 6 nedan.

SKB har även studerat de nya data avseende defektstorlek och brottseghet i segjärnet som erhållits från provning av de senaste PWR-insatserna IP23–IP25. Resultatet visar att risken för överskridandet av 2 mm stabil spricktillväxt minskar med flera tiopotenser. SKB anser att det är relevant att använda data från segjärn från de senare PWR-gjutningarna i den probabilistiska analysen för BWR. Eftersom materialet i PWR-insatser stelnar under längre tid och får grövre struktur jämfört med BWR insatser kan det betraktas som ett pessimistiskt antagande. Probabilistiska beräkningar från BWR-studien kan också användas som stöd för de deterministiska beräkningarna för PWR insatser eftersom belastningsnivån vid skjuvning är nära nog likvärdig enligt Hernelind (2010). De låga brottsannolikheterna för spricktillväxt > 2 mm ger ytterligare stöd för valet av säkerhetsfaktor = 2 med avseende på acceptabel defektstorlek.

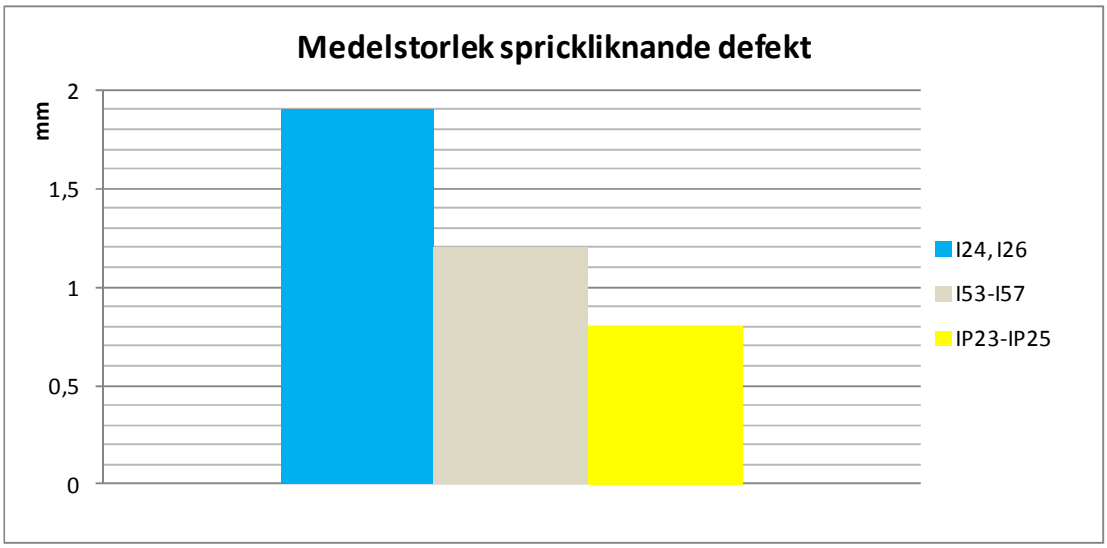
Utvecklingen av gjuttekniken av segjärnsinsatser har under en tioårsperiod resulterat i avsevärda framsteg med avseende på den erhålla materialkvaliteten. Ett exempel på detta är initieringsvärdet för brottsegheten J_{IC}. Figur 4-1 visar en sammanställning på erhållna J_{IC} -värden på normalstora provstavar som provats i luft vid rumstemperatur från I24-I26, I53 och I56 samt IP23-IP25. Figuren visar medelvärde för respektive population samt intervallet mellan min- och maxvärden för de ingående stavarna.



***Figur 4-1**. Medelvärde av J_{IC} från brottseghetsprovning av I24-I26,tillverkade före år 2004, I53 och I56 tillverkade år 2007 samt IP23-IP25 tillverkade år 2012. Intervallet mellan min- och maxvärden för de ingående stavarna anges i figuren.*

Förekomsten av den sprickliknande defekten slagg/dross har parallellt minskat avsevärt. I den första generationen av BWR-insatser, I24 och I26, tillverkade före år 2004 hade defekternas djup ett medelvärde på 1,9 mm, se bilaga 23. I BWR insatserna I53–I57 tillverkade 2007 hade medelvärdet sjunkit till 1,2 mm. I de senast gjutna insatserna IP 23, IP 24 och IP 25 har det skett en ytterligare minskning av medelvärdet av defektdjupet som uppgår till 0,8 mm (bilaga 24). En grafisk presentation ges i figur 4-2. Spridningen är också mindre för IP23–IP25 än för I53–I57 och det finns inga avvikande värden. Denna

utveckling visar på att segjärn uppnår tillräckligt goda mekaniska egenskaper för BWR- och PWR-insatserna.



***Figur 4-2**. Medelstorlek av funna sprickliknande defekter i tre generationer av segjärnsinsatser, I24, I26 därefter I53–I57 och IP23–IP25.*

När det gäller segjärnets brottegenskaper har SKB genomfört ett antal brottseghetsprov med större provstavar för att ytterligare studera brottbeteendet och om tillväxten är stabil. Provningen visar att materialet är mycket segt och att tillväxten är stabil långt förbi de 2 mm som SKB använder som kriterium. Mer information finns i svaret på fråga 6 nedan. Segjärnets mekaniska egenskaper har undersökts utförligt vid höga belastningar och stora deformationer vilket redovisas i bilaga 14. Resultatet visar att segjärnet har ett duktilt beteende för olika spänningsförhållanden och spänningsnivåer.

Inverkan av restspänningar har också analyserats och redovisas i bilaga 17. Resultatet visar att inverkan av restspänningar är sådan att insatsens mekaniska egenskaper inte riskeras och att acceptabla defektstorlekar inte påverkas. SKB har även låtit värdera de beräkningstekniska förenklingar som använts vid simuleringar av skjuvlastfallet i Hernelind (2010), se bilaga 16. De införda förenklingarna har visat sig vara väl valda och att BWR- och PWR-insatserna är tåliga med avseende på tillverkningstoleranser.

SKB gör därför den sammanvägda bedömningen att de genomförda skadetålighetsanalyserna för BWR- och PWR-insatserna innehåller goda marginaler med avseende på segjärnets plastiska egenskaper och brottegenskaper och att ytterligare säkerhetsfaktorer inte behövs. SKB anser att den samlade informationen utgör stöd för utnyttjandet av segjärnets egenskaper.

5. Redovisning av mekanisk förståelse för hur fosfortillsatsen i koppar påverkar kopparkapselns krypduktilitet.

SKB:s svar (svar lämnat 5 februari 2014)

SKB har under ett flertal år bedrivit forskning om kryp och krypmodeller. Arbetet med att förstå och beskriva fosfors inverkan på koppars krypegenskaper har sammanfattats i en rapport se bilaga 18.

SKB kan visa på en kryptöjningsmodell (Sandström 2012) som är baserad på fundamentala dislokationsprocesser. Detta är en utveckling av den modell (Sandström och Andersson 2008) som användes vid krypberäkningarna i ansökan. Vidareutvecklingen består i att även primärkryp är inkluderat genom dislokationsmodellering. Modellen kan reproducera experimentella data för olika töjningshastigheter. Med mindre modifikationer i de ingående materialparametrarna har också modellen kunnat reproducera experimentella data för svetsar utförda med friktionsomrörningssvetsning. Dessa modeller har även blivit implementerade för finita element-simuleringar av hela kapseln. Dock bör det nämnas att fosforns inverkan hanteras med en empirisk korrektionsterm.

En modifierad modell (Sandström och Wu 2013) av krypduktilitetsmodellen i Sandström och Wu (2007) har publicerats under året. Modellen tar hänsyn till Petterssons (2010) resultat. Modellen postulerar två olika brottmekanismer; en för duktilt brott, dvs maximal töjning, samt en mekanism för sprött brott som styrs av andel kaviterad area. Genom att modellera båda processerna (kavitetsbildning med efterföljande tillväxt samt töjning) med ekvationer härledda ur fysikaliska antaganden kan den observerade skillnaden i krypduktilitet mellan Cu-OFP och Cu-OF reproduceras.

I krypduktilitetsmodellen (Sandström och Wu 2013) föreslås två brottmekanismer. Dels en ny fysikalisk modell för kärnbildningshastigheten av nya kaviteter och dels att ackumulering av fosfor vid korngränserna reducerar den lokala töjningshastigheten. Eftersom dessa teorier är kritiska för förståelsen av fosfors inverkan avser SKB att arbeta vidare med att undersöka modellernas giltighet genom fortsatta undersökningar.

Arbete kommer även att fortgå för att studera eventuell kemisk inverkan av fosfor på spårämnen som finns i materialet. Detta arbete har påbörjats genom att med termodynamiska beräkningar studera Cu-H-O-S-P systemet (Magnusson och Frisk 2013a, b) och kommer att utökas till att innefatta andra spårämnen som kan ha en inverkan på kopparens mekaniska egenskaper.

Sammanfattningsvis har SKB nu till förfogande en kryptöjningsmodell baserad på fundamentala ekvationer som har validerats vid låga stationära töjningshastigheter (ner till 1×10^{-21} s^{-1}). Dessutom finns en fysikalisk modell som ger en förklaring till skillnaden i krypduktilitet mellan Cu-OF och Cu-OFP. SKB kommer inom ramen för Fud-programmet att fortsätta arbetet för att öka förståelsen för fosforns roll i kopparn, men anser samtidigt att nuvarande beskrivning av kopparns krypegenskaper är tillräcklig för att analysera kapseln i slutförvaret.

6. Ytterligare experimentellt underlag för att verifiera användande av 2 mm stabil spricktillväxt i segjärn som en brottmekanisk materialegenskap för skadetålighetsanalysen.

SKB:s svar (svar lämnat 5 februari 2014)

SKB har genomfört kompletterande brottseghetsprovning av material från flera olika BWR- och PWR-insatser. Provstavarna som använts har varit dels av typen trepunkts böjprovstav SEN(B), dels Compact Tension CT. Brottseghetsprovningen har utförts på Institutionen för Hållfasthetslära vid Kungliga Tekniska Högskolan (KTH) respektive VTT i Finland. Olika dimensioner på provstavarna har använts. Brottseghetsprovningen som utförts under år 2012 och senare, har genomförts upp till 2 mm stabil spricktillväxt eller mer.

Brottseghetsprovningen har utförts i olika temperaturer och olika medium såsom vatten/etanol respektive luft eller kvävgas. Både litteraturstudier och utfallet av provningen visar att vatten/etanol ger en sänkning av den uppmätta initieringsbrottsegheten, J_{IC}-värdet, och även av *JR*-kurvan generellt. Se Masud et al. (2003). SKB gör bedömningen att gasatmosfären inuti kopparkapslen gör det möjligt att använda brottseghetsdata från brottseghetsprovning i gasatmosfär.

SKB har även låtit utföra tester på material som tagits från intilliggande positioner i en PWR-insats, där hälften av stavarna testats i vatten/etanol respektive i luft vid lika temperatur (SKBdoc 1397931). Resultatet visar att särskilt initieringsvärdet J_{Ic} påverkas och sjunker med 30–40 % vid provning i vatten/etanol jämfört med provning i luft. Se tabell 6-2.

Även brottseghetsvärdet vid 2 mm stabil spricktillväxt, J_{2mm} sänks med 20–30 % vid provning i vatten jämfört med vid provning i luft för PWR. Temperaturen har inte kunnat påvisas ha någon signifikant inverkan på brottsegheten då provningen utförts i 0 °C respektive vid rumstemperatur. Detta stöds även av Müller et al. (2002), där omslagstemperaturen för denna typ av segjärn anges som -40 °C vid kvasistatisk provning. Vid slagprovning rapporteras en tidigare sänkning av slagsegheten. För att undersöka om någon sänkning av J_{2mm} värdet sker vid den aktuella deformationshastigheten (1 s^{-1}) har ett prov genomförts med kväve som kylmedium.

Brottseghetsprovning av segjärn kännetecknas av att slutsprickfronten i många fall är svår att definiera. I flera av proven var sprickans tillväxt för ojämn eller sned för att godkännas enligt standard ASTM E 1820. Felet i uppmätt medel-*J* är dock litet. Däremot kan högre *J*-värden existera lokalt i ligamentet.

För flera av proverna blev skillnaden mellan tillväxten mätt med kompliansmetoden och den tillväxt som mättes på de uppbrutna sprickytorna för stor för att giltiga J_{IC}-värden enligt ASTM E 1820 skulle erhållas. I provningsrapporterna från KTH har det då angivits en storhet med beteckning J_{crit} som en alternativ beteckning för initieringsvärden för spricktillväxt då tillväxtsprickan inte uppfyllt standarden ASTM E 1820. Motsvarande beteckning är J_Q i provningsrapporterna från VTT.

Brottseghetsprovning av BWR material

Det har genomförts brottseghetsprovning på BWR-insatserna I53-I57 samt I68. Detta redovisas i dokumenten:
”Brottmekanisk provning av gjutjärn” (SKBdoc 1203550),
”Fracture toughness measurements on ductile cast iron” (SKBdoc 1375439),
“Fracture toughness measurements on GJS-400” (SKBdoc 1348737),
“Fracture toughness testing of cast iron, I53” (SKBdoc 1414794) samt
“Fracture toughness testing of cast iron, I68T” (SKBdoc 1414793).

Eftersom provningen av I53 gjordes i gasatmosfär på VTT, erhölls ett medelvärde på J_{crit} = 48 kN/m och J_{2mm} = 122 kN/m. Det ska jämföras med J_{IC} = 34 kN/m då provningen utfördes i vätska för I54, I55 och I57. Provning i vätska medförde alltså en sänkning av J_{IC} med 30 % och av J_{2mm} med cirka 26 %.

BWR-insatsen I68 har också använts för att prova brottsegheten på VTT. Även för denna insats uppnås minst 2 mm stabil spricktillväxt. Provstavarna uppvisade ett stabilt brottbeteende utan några signifikanta tecken på sprött brottbeteende.

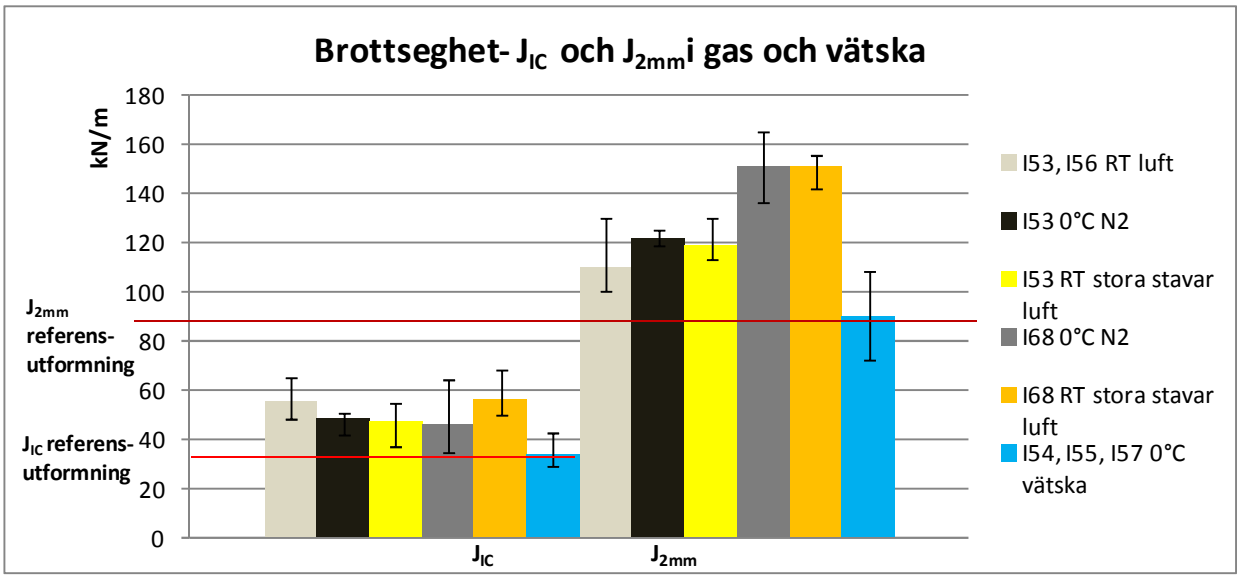
Det har även utförts brottmekanisk provning av stora trepunkts böjprovstavar vid KTH. Dessa stavar tillverkades av I53 och I68 och provningen skedde vid rumstemperatur i luft. Det har inte noterats någon påtaglig försämring av de erhållna *J*-värdena då dessa större provstavar använts. Det har inte heller observerats någon försämring med avseende på provstavstyp eller temperatur. Materialet uppvisar ett duktilt beteende.

I tabell 6-1 särredovisas J_{IC} respektive J_{crit} och J_Q. Det beror på att endast värden för J_{IC} har använts i skadetålighetsanalyserna för BWR respektive PWR. Figur 6-1 redovisar resultatet av tabell 6-1 grafiskt.

Tabell 6-1. Brottseghetsdata BWR

Insats ID	Prov-nings-utföra re	Prov-stavs-uttag	Prov-stavstyp, dimension	Tem-pera-tur	Medium vid prov-ning	Intervall J_{IC}, (kN/m)	Intervall J_{crit} eller J_Q (kN/m)	Intervall J_{2mm} (kN/m)
I53, I56	KTH	radiellt	SEN(B) 15×30× 140 mm	RT	luft	49-56 medel 52	48-65 medel 56	100-130 medel cirka 110
I53	VTT	axiellt	CT 25×60× 62,5 mm	0 °C	kvävgas	--	42-51 medel 48	119-125 medel 122
I53	KTH	axiellt	SEN(B) 65×114× 480 mm	RT	luft	37	51-55 medel 53	113-130 medel 119
I54; I55; I57	KTH	radiellt	SEN(B) 15×30× 140 mm	0 °C	vätska	29-43 medel 34	36-43 medel 39	72-108 medel 90
I68	VTT	axiellt	CT 25×60× 62,5 mm	0 °C	kvävgas	--	35-64 medel 46	136-165 medel 151
I68	KTH	axiellt	SEN(B) 60×120× 600 mm	RT	luft	61	50-68 medel 59	142-156 medel 151

Äldre prover har inte provats till 2 mm stabil spricktillväxt, varför utvärderingen av J_{2mm} blir något osäker för dessa. Det kan därför skilja sig åt något vid olika utvärderingar av dessa prover. I tabellen anges intervallet för J_{2mm} och i förekommande fall medelvärde för respektive population.



Figur 6-1. *Sammanställning av brottseghetsprovning BWR.*

Brottseghetsprovning PWR

Det har genomförts brottseghetsprovning på PWR-insatserna IP19, IP23, IP24 och IP25. Detta redovisas i dokumenten:
”Brottmekanisk provning av gjutjärn” (SKBdoc 1248109),
”Brottmekanisk provning av gjutjärn, IP19T, IP19M och IP19B” (SKBdoc 1255011),
”Brottmekanisk provning av gjutjärn, IP23T, IP23B och IP23M” (SKBdoc 1369688),
”Brottmekanisk provning av segjärn, IP23T” SKBdoc (1403709),
”Brottmekanisk provning av segjärn, IP23M” SKBdoc (1397325),
”Brottmekanisk provning av segjärn, IP24M” SKBdoc (1397324),
”Brottmekanisk provning av segjärn, IP25M” SKBdoc (1397930),
”Brottmekanisk provning av segjärn, IP25M” SKBdoc (1397931).

Samtliga stavar från IP23-IP25 har provats till 2 mm stabil spricktillväxt eller mer. Även om brottseghetsprovningen äger rum i vätska så påverkas inte det faktum att stavarna uppnår 2 mm stabil spricktillväxt. Däremot påverkas de erhållna *J*-värdena signifikant av vatten/etanol vilket framgår tydligt i ”Brottmekanisk provning av segjärn, IP25M” (SKBdoc 1397931).

Det har även utförts brottseghetsprovning av stora trepunkts böjprovstavar vid KTH, se “Fracture toughness testing of cast iron, IP25” (SKBdoc 1414796).
Dessa test gjordes för att undersöka inverkan av:

- provstavsdimensionen,
- sprickans utbredning vid stor spricktillväxt,
- kombinationen av låg temperatur och hög provningshastighet.

Resultatet visar att mycket stora tillväxter av en spricka, i intervallet 18–30 mm, kan erhållas och motsvarande *J*-värden ligger i intervallet 270–370 kN/m. Samtliga provstavar vid denna kvasistatiska provningshastighet uppvisade ett duktilt beteende. Om provstavsdimensionen ökar något verkar J_{IC} minska något. Denna minskning betraktas dock som marginell och som endast indikativ på grund av det begränsade antalet större stavar.

Det kan inte ses några constraint-effekter initialt och upp till 5 mm tillväxt, om provstavar med långa och korta sprickor jämförs.

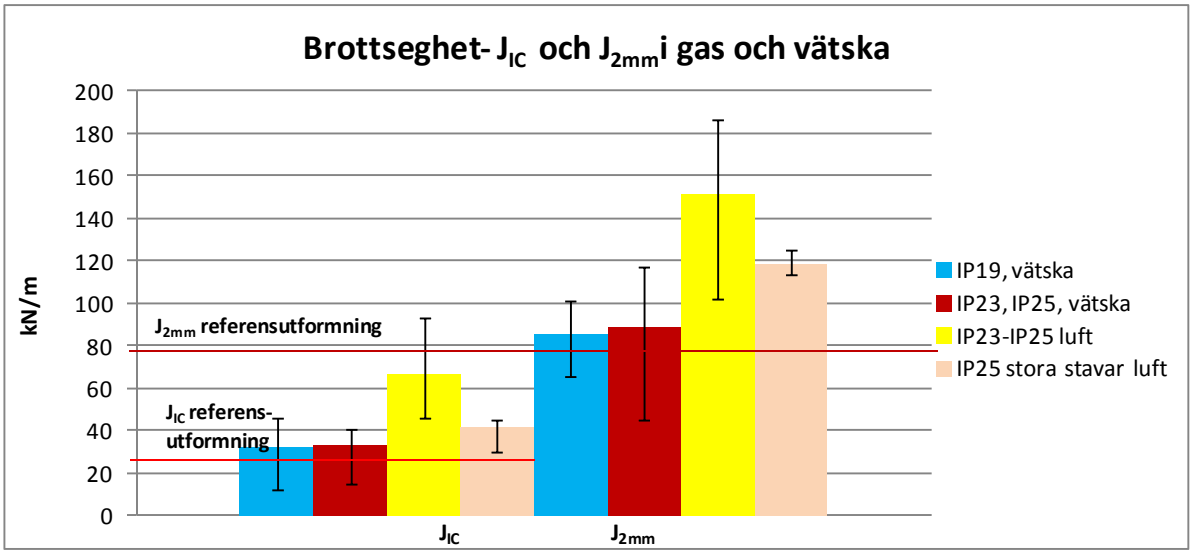
Den provstav som användes vid provningstemperaturen 0 °C och hög provhastighet uppvisade ett likartat beteende med ett *J*-värde på 124 kN/m vid sprickläng den 4,65 mm. Sammantaget visar undersökningarna att en spricka växer stabilt i segjärnet och att det finns betydande marginaler avseende såväl använda *J*-värden i skadetålighetsanalyserna som krav på 2 mm stabil sprickt illväxt.

I tabell 6-2 särredovisas J_{IC} respektive J_{crit} och J_Q. Det beror på att endast värden för J_{IC} har använts i skadetålighetsanalyserna för BWR respektive PWR. Figur 6-2 redovisar resultatet av brottseghetsprovningen av PWR grafiskt.

De äldre proverna för IP19 har inte provats till 2 mm stabil sprickt illväxt, varför utvärderingen av J_{2mm} blir något osäker för dessa. Det kan därför skilja sig åt något vid olika utvärderingar av dessa prover.

Tabell 6-2. Brottseghetsdata PWR

Insats ID	Prov-nings-utförare	Prov-stavs-uttag	Prov-stavstyp, dimension	Tempe-ratur	Medium vid prov-ning	Inter-vall J_{IC} (kN/m)	Inter-vall J_{crit} (kN/m)	Inter-vall J_{2mm} (kN/m)
IP19	KTH	radiellt	SEN(B) 15×30× 140 mm	0 °C	vatten/ etanol	24–39 medel 31	12–46 medel 32	66–101 medel 85
IP23	KTH	axiellt	SEN(B) 25×50× 220 mm	0 °C	vatten/ etanol	31–36 medel 33	15–41 medel 30	45–96 medel 79
IP23	KTH	axiellt	SEN(B) 25×50× 220 mm	10 °C	vatten/ etanol	33 medel 33	38–38 medel 38	97–108 medel 100
IP23	KTH	radiellt	SEN(B) 15×30× 140 mm	RT	luft	48–72 medel 62	46–84 Medel 62	102–166 medel 138
IP24	KTH	radiellt	SEN(B) 15×30× 140 mm	RT	luft	74 medel 74	71–93 medel 78	156–184 medel 168
IP25	KTH	radiellt	SEN(B) 15×30× 140 mm	RT	luft	64–75 medel 69	57–79 medel 65	137–187 medel 157
IP25	KTH	radiellt	SEN(B) 15×30× 140 mm	RT	vatten/ etanol	35–39 medel 37	--	108–117 medel 112
IP25	KTH	axiellt	SEN(B) 65×114× 480 mm	RT	luft	30–43 medel 36	37–45 medel 41	114–125 medel 118



Figur 6-2. *Sammanställning av brottseghetsprovning* av *PWR* material. *Medelvärde samt max-min värden anges för respektive population.*

Brottseghetsprovning av segjärn från BWR- och PWR-insatser har visat att slutsprickfronten i många fall varit svår att definiera. Detta beror på lokala variationer i segjärnets egenskaper där sprickfronten inte är tydlig. Det är dock viktigt att poängtera att i samtliga fall har ett segt beteende på stavarna påvisats, och 2 mm stabil spricktillväxt erhållits.

Slutsatser:

- Brottseghetsprovning av segjärn från BWR- och PWR-insatser har utförts. Stabil spricktillväxt 2 mm har i samtliga fall erhållits med betydande marginal.
- Brottseghetsprovningen påverkas av om den sker i vatten/etanol eller i gasatmosfär.
- Provningstemperaturen i intervallet 0–20 °C är inte signifikant för resultatet.
- Provstavsdimensionen har en liten inverkan på uppmätt brottseghet.
- Stabil spricktillväxt har erhållits i intervallet 20–30 mm för stora provstavar.
- J_{2mm} -värdena för BWR- och PWR-insatser visar liten skillnad.

Därmed gör SKB bedömningen att det redovisade experimentella underlaget motiverar användandet av 2 mm stabil spricktillväxt för segjärnsinsatserna för såväl BWR- som PWR-bränsle.

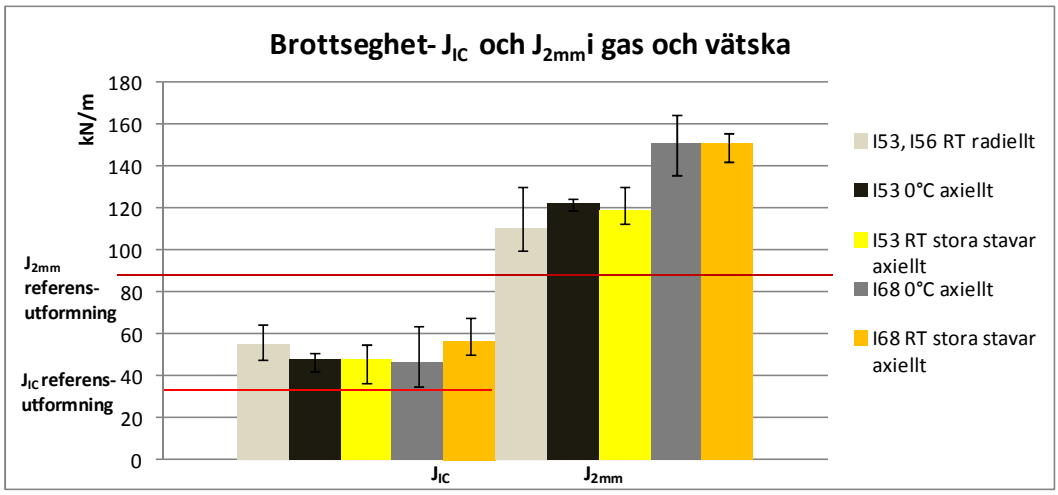
7. Verifiering av att brottsegheten för provstavar uttagen i radiell riktning motsvarar brottsegheten för provstavar uttagna i insatsens axiella riktning.

SKB:s svar (svar lämnat 5 februari 2014)

I svaret på fråga 6 redogörs ingående för den brottseghetsprovning som utförts på insatsmaterial från BWR och PWR.

Jämförande provningsresultat mellan axiellt respektive radiellt uttagna provstavar redovisas i figur 7-1 nedan. De mest relevanta värdena för brottsegheten att jämföra är J_{2mm}.

Eftersom provningsresultatet beror på omgivande medium vid brottseghetsprovningen och även kan påverkas av provstavsstorlek, måste viss försiktighet iakttas vid val av data för jämförelse av radiellt respektive axiellt uttag av provstavar. Data som redovisas är i samtliga fall från provning genomförda i gasatmosfär. Som framgår av figur 7-1 finns ingen signifikant skillnad mellan radiellt och axiellt uttagna provstavar.



***Figur 7-1**. Brottseghetsprovning av stavar uttaget radiellt och axiellt från BWR-insatser. Provningarna är utförda i gasatmosfär vid 0 °C eller rumstemperatur.*

Det kan även konstateras att resultat från provningen utförd vid 0 °C inte avviker från de från provning utförd vid rumstemperatur samt att en likartad bild avseende brottseghet vid initiering föreligger. Samtliga provstavar är hämtade från BWR-insatser.

Slutsatsen är att det inte föreligger någon signifikant skillnad i brottseghet (J_{2mm}) mellan radiellt och axiellt uttagna brottseghetsprovstavar.

8. Redovisning av skadetålighetsanalys för PWR insatsen inklusive en statistisk analys för variationen i materialdata (brottseghet, brottöjning).

SKB:s svar (svar lämnat 5 februari 2014)

Inför ansökan om slutförvaring av använt kärnbränsle utfördes skadetålighetsanalyser för ett isostatiskt lastfall och ett skjuvlastfall. För det isostatiska lastfallet har SKB i en rapport (Dillström et al. 2010) beräknat acceptabla defektstorlekar för BWR- och PWR-insatserna. Dessa analyser baserar sig på materialdata från kompressionsprovning av material från BWR-insatser. Det konstaterades att kollapslasten för PWR är 20–30 % högre för PWR- än för BWR-insatserna. För skjuvlastfallet har SKB i en rapport (Hernelind 2010) analyserat PWR-insatsen med materialdata från BWR-insatser. Resultaten visade att PWR-insatsen utsätts för något lägre spänningar och töjningar jämfört med BWR-insatser för motsvarande lastfall. I SKB (2010) konstaterades det att utvecklingen av tillverkningsprocessen för PWR-insatser alltjämt pågår och att det återstår att verifiera materialdata för PWR-insatsen och att genomföra en skadetålighetsanalys av skjuvlastfallet för PWR-insatsen.

För att komplettera ansökan har SKB genomfört en skadetålighetsanalys för PWR-insatsen, se bilaga 4 ”Analysis of PWR canister inserts using data acquired from PWR material” (SKBdoc 1288288). Materialdata från PWR-insats IP19 har använts vid denna analys av isostatiska lastfallet och skjuvlastfallet. De beräknade spänningsvärdena jämförs med de tidigare (Hernelind 2010) och skillnaden i spänning är cirka 0,5 % och denna skillnad bedöms inte påverka resultaten.

I rapporten ”Analysis of PWR canister inserts using data acquired from PWR material” (SKBdoc 1288288) framgår skadetåligheten med avseende på det isostatiska lastfallet och skjuvlastfallet. För det isostatiska lastfallet är analysresultatet identiskt oavsett om materialdata från insatser för BWR eller PWR använts, vilket beror på att tryckspänningar dominerar i detta lastfall. Även för skjuvlastfallet anges det acceptabla och kritiska defektstorlekar för PWR. För skjuvlastfallet är de framräknade acceptabla defektstorlekarna av samma storleksordning för PWR som för BWR-insatsen. Till exempel är det acceptabla djupet för en halvelliptisk sprickliknande ytdefekt 4,1 mm för PWR-insatsen. Motsvarande defektdjup för BWR-insatsen är 4,5 mm.

För PWR har det i bilaga 15 ”Statistical data analysis of cast iron properties for PWR-inserts from tension, compression and fracture toughness testing” (SKBdoc 1414800) genomförts en statistisk analys av materialegenskaperna från de senaste tillverkade PWR-insatserna IP23 till IP25. I denna analys värderas den variation i materialegenskaper som finns i dessa PWR-insatser. Provuttaget har gjorts från insatsens topp, mitt och botten. Det framgår att egenskaperna varierar måttligt i radiell och axiell led och att dragproven och brottseghetsproverna utförda i luft kan sägas uppfylla kraven enligt Tabell 5 i SKB:s svar på fråga nr 8 i komplettering ”Tillverkningsaspekter för kapselns ingående delar” (SKBdoc 1371851 ver 3.0).

Det ska i sammanhanget påpekas att det uppstod ett processfel när IP23 göts varpå en mängd smälta förlorades på grund av läckage på gjutformen. Tillräckligt med smälta fanns kvar i formen för att ge IP23 rätt dimensioner men den överlängd som insatsen normalt tillverkas med, och som senare kapas bort, blev kortare än avsett. Detta kom att påverka stelningsförhållandena i toppen av insatsen och följaktligen även insatsens materialegenskaper, framförallt brottförlängningen. Avvikelsen bedöms dock vara måttlig.

SKB vill också understryka att utvecklingen av PWR-insatserna pågått parallellt med tillverkningen av IP23 till IP25 varför dessa inte kan sägas representera en serieproduktion. SKB gör bedömningen att en serieproduktion av PWR kommer att erhålla ännu högre och jämnare kvalitet än IP23 till IP25.

9. Redovisning av inverkan av restspänning efter gjutning på skadetålighetsanalysen för BWR respektive PWR insatserna.

SKB:s svar (svar lämnat 5 februari 2014)

Mätningar av restspänningar som utförts på material från BWR-insatsen, I56, presenteras i Raiko et al. (2010). Mätningarna är utförda med den så kallade ”Incremental Centre-Hole Drilling”-metoden, ICHD. Resultatet visade att ytan på insatsen ner till 1 mm djup hade tryckspänningar i storleksordningen 50–100 MPa. På större djup från ytan än 1 mm var spänningarna fortsatt kompressiva, men i storleksordningen 100–200 MPa. Mätningar av

restspänningar på större djup genomfördes inte eftersom ändamålsenlig utrustning inte fanns att tillgå.

Tryckrestspänningar på ytan är en fördel med avseende på eventuella ytsprickor, eftersom de tryckspänningarna söker stänga sprickan, se Raiko et al. (2010). I samma rapport konstateras också att restspänningarna inte har någon praktisk inverkan på insatsens gränslast eller andra högre laster som medför plasticering eftersom restspänningarna förväntas försvinna när segjärnet plasticeras. Det framgår även att närvaron av restspänningar ökar påkänningen i materialet vid händelse av sprödbrott.

SKB har låtit genomföra mätningar av restspänning i segjärn, både med ICHD-metoden enligt ovan och med den så kallade ”Deep Hole Drilling”-metoden, DHD. En sammanställning av utförda mätningar visas i tabell 9-1. Utförliga mätresultat redovisas i följande dokument:

- Bilaga 3 ”Residual stress measuring by incremental hole drilling technique” (SKBdoc 1208273),
- Bilaga 2 “Residual stress measuring by incremental hole drilling technique” (SKBdoc 1208266),
- Bilaga 5 “DHD residual stress measurements within the cast iron insert of a radioactive waste canister” (SKBdoc 1321056),
- Bilaga 12 “Residual stress measurements within the Nodular Cast Iron PWR Insert of a radioactive waste canister” (SKBdoc 1403974).

De båda mätmetoderna ICHD och DHD kompletterar varandra, eftersom ICHD ger tillförlitliga resultat nära ytan, och DHD-metoden ger tillförlitliga resultat på djup större än en millimeter från ytan på mätobjektet.

Tabell 9-1. Sammanställning av utförd restspänningsmätning för BWR och PWR.

Mätmetod	BWR-insatser			PWR-insatser	
	I54	I56	I63	IP25	IP8
ICHD	27 positioner	9 positioner		2 positioner	26 positioner
DHD			5 positioner	3 positioner	

Uppmätta restspänningarna med DHD-metoden var små till beloppet. Den sammanvägda bedömningen av mätresultaten med ICHD- och DHD-metoderna är följande:

- BWR: det finns 60 MPa dragspänning i ringled i området utanför kanalrören.
- PWR: det finns 90 MPa dragspänning i ringled i området utanför kanalrören och 20 MPa dragspänning i radiell led innanför kanalrören.

Restspänningsmätningarna har värderats med avseende på skadetåligheten för det isostatiska lastfallet i olika positioner i BWR- och PWR-insatsen, se bilaga 17 ”Evaluation of residual stress measurements. Effect of measured residual stresses on damage tolerance of cast iron PWR- and BWR-inserts” (SKBdoc 1416697). Resultatet av värderingen visar att de framräknade acceptabla defektstorlekarna när den postulerade restspänningen beaktats, är identisk med de defektstorlekar som anges i Dillström et al. (2010) för såväl BWR som PWR.

Inverkan av restspänningar har således värderats för olika lastfall liksom dess inverkan på skadetåligheten. De uppmätta restspänningarna på större djup i BWR- och PWR-insatsen med DHD-metoden är små och bedöms inte påverka insatsens skadetålighet och riskerar därmed inte heller kapselns mekaniska integritet.

10. Inverkan av hydrostatiska tryck på segjärnets plastiska egenskaper och hur detta påverkar skadetåligheten.

SKB:s svar (svar lämnat 5 februari 2014)

Inledning

I designanalysen för kapseln (Raiko et al. 2010) redovisas resultat av analyser då skjuvlastfallet kombinerats med en trycklast ifrån en inlandsis. Slutsatserna i designanalysen baseras på Hernelind (2010) där kombinationen av skjuvning och isostatiskt tryck simuleras på två sätt. I det ena fallet läggs en isostatisk last på 30 MPa på kapseln som därefter utsätts för skjuvrörelser på 5 respektive 10 cm. I det andra fallet utsätts kapseln först för respektive skjuvrörelse och därefter får en isostatisk last på 30 MPa verka. I båda fallen ökar effektivspänningen enligt von Mises. Däremot minskar den axiella dragspänningen i segjärnet (vilken är dimensionerande) för de båda lastfallen jämfört med om enbart en skjuvlast verkar på kapseln. De plastiska töjningarna i segjärnet ökar från 0,5 % i referensfallet till 1 % för fallet då skjuvningen sker innan den isostatiska lasten införs. I fallet när den isostatiska lasten appliceras innan skjuvningen, sjunker däremot den plastiska töjningen till 0 %, det vill säga att deformationen av insatsen sker endast elastiskt.

Treaxligt spänningstillstånd

Allmänt gäller att det i en av krafter påverkad kropp av fast material är det möjligt att skära ut en kub så orienterad, att det på dess sex begränsningsytor endast verkar normalspänningar. Treaxligt spänningstillstånd sägs råda om normalspänningar verkar på alla tre paren motstående ytor (Sundström 1988). I bilaga 6 ”Förstudie – Duktilitetssänkning på grund av treaxliga spänningstillstånd” (SKBdoc 1339835) konstateras att det uppstår treaxligt spänningstillstånd i BWR- och PWR-insatserna vid kombination av det isostatiska lastfallet och skjuvlastfallet.

SKB har låtit utreda hur segjärnets duktilitet i BWR- respektive PWR-insatserna påverkas av det rådande spänningstillståndet med avseende på graden av treaxlighet. Det kan allmänt konstateras att ett materials duktilitet (brottöjning) beror på rådande spänningstillstånd som kan kvantifieras av treaxlighetsparametern T och Lode-parametern L som betecknar deviatortillståndet. T och L bestäms av de rådande huvudspänningarna som råder i materialet. I det allmänna fallet för duktila material ökar duktiliteten med minskade T, se bilaga 19 ”Evaluation of the effect of triaxial stress state on damage tolerance of nodular cast iron inserts” (SKBdoc 1418263).

SKB har genomfört ett omfattande materialprovningsprogram på segjärnet med olika provstavsutformning för att karlägga treaxlighetens inverkan på de plastiska egenskaperna, se bilaga 8 ”Inverkan av spänningstillståndet på duktilitet i segjärnsinsatsen – En summering av experimentella data” (SKBdoc 1392347) samt även bilaga 14 ”Continuum modeling of nodular cast iron using a porous plastic model with pressure-sensitive

matrix—Experiments, model calibration & verification" (SKBdoc 1414719). Utgående från erhållna resultat har SKB låtit utföra en värdering av genomförda skadetålighetsanalyser med avseende på inverkan från treaxlighetseffekter, se bilaga 19 "Evaluation of the effect of triaxial stress state on damage tolerance of nodular cast iron inserts" (SKBdoc 1418263).

Resultat

Provningen av segjärnet har genomförts med en treaxlighet i spänningstillståndet (*T*) varierad i intervallet -1/3 till +2/3. Proverna uppvisade en klar skillnad i drag och tryck och flytspänningen är till beloppet högre i enaxligt tryck jämfört med enaxligt drag. Asymmetrin mellan tryck- och dragegenskaper beror vid begynnande plasticering på att matrismaterialet i segjärnet, bestående av ferritisk grundmassa med ett litet inslag av perlitstruktur, uppvisar en så kallad "Strength Differential"-effekt. Vid ökande plastisk deformation påverkar även grafitnodulerna flytspänningen i segjärnet. I dragbelastning expanderar de små hålrummen som grafitnodulerna upptar, det vill säga volymfraktionen hålrum ökar vilket dämpar effekten av matrismaterialets deformationshårdnande. I tryckbelastning komprimeras hålrummen vilket ger en omvänd effekt som förstärker effekten av matrismaterialets hårdnande. En materialmodell som beskriver segjärnets plastiska egenskaper har utvecklats och verifierats och simuleringar avseende inverkan av treaxlighet på de plastiska egenskaperna redovisats, se bilaga 14 "Continuum modeling of nodular cast iron using a porous plastic model with pressure-sensitive matrix—Experiments, model calibration & verification" (SKBdoc 1414719).

Resultat från genomförda hållfasthetsprov visar att segjärnets duktilitet vid skjuvdominerade spänningstillstånd kan jämföras med den duktilitet som erhålls från enaxliga dragprover och att högre duktilitet erhålls vid skjuvning jämfört med dragprovning. Resultaten visar även att segjärnets duktilitet enbart tycks bero av treaxligheten *T* och mycket lite av deviatortillståndet *L*, se bilaga 8 "Inverkan av spänningstillståndet på duktilitet i segjärnsinsatsen – En summering av experimentella data" (SKBdoc 1392347).

Sammantaget visar de genomförda utredningarna att segjärnets egenskaper vid en kombination av tryck- och draglaster inte föranleder någon vidare utredning och att de i ansökan redovisade slutsatserna från de kombinerade lastfallen med isostatisk last och skjuvlast kvarstår. Även resultat från genomförda skadetålighetsanalyser av insatsen kvarstår, se bilaga 19 "Evaluation of the effect of triaxial stress state on damage tolerance of nodular cast iron inserts" (SKBdoc 1418263).

Därmed anser SKB att treaxlighetens inverkan på segjärnets plastiska egenskaper redovisats liksom hur den påverkar insatsens skadetålighet. SKB gör bedömningen att treaxligheten inte riskerar kapselns mekaniska integritet.

11. Redovisning av sambandet mellan skjuvrörelsens storlek och antalet kapslar som går till brott i samband med jordskalv.

SKB:s svar

SKB har i ansökan redovisat känslighetsanalyser gällande skjuvlastfallet för BWR-kapslar med skjuvamplitud och bentonitdensitet som parametrar och spänningsintensiteten, (angiven som sprickparametern *J*) hos de postulerade sprickorna som variabel. Dessa känslighetsanalyser har omfattat både ytbrytande defekter och inre defekter med olika längd till djupförhållande, se Dillström och Bolinder (2010). Dessa analyser svarar dock inte på frågan om antalet kapslar som går till brott.

Inledningsvis vill SKB rekapitulera konstruktionsförutsättningen för kapseln som anges i TR-09-22 (SKB 2009).

”*The copper corrosion barrier should remain intact after a 5 cm shear movement at a velocity of 1 m/s for buffer material properties of a 2,050 kg/m^3 Ca-bentonite, for all locations and angles of the shearing fracture in the deposition hole, and for temperatures down to 0°C. The insert should maintain its pressure-bearing properties to isostatic loads.”*

Utifrån konstruktionsförutsättningen har härletts haverikriterier för kapseln vilka framgår av Raiko et al. (2010), avsnitt 3.3. För kopparhöljet anges haverikriteriet som en för stor plastisk deformation med en tillåten sann töjning på högst 80 % samt en kryptöjning som överskrider en sann töjning på 30 %. För insatsen anges för skjuvlastfallet att sprickparametern *J* inte får överskrida materialets brottseghet (J_{2mm}).

Kopparhöljets integritet vid skjuvrörelser

I tabell 6-4 i Raiko et al. (2010) redovisas påverkan av ett flertal simulerade skjuvningar. Det högsta töjningsvärdet i kopparhöljet vid 5 cm skjuvning, 23 %, erhålls i den spalt som finns vid roten i kopparhöljets svetsar och inträffar för samma skjuvfall som ger högst påkänningar på insatsen. SKB har genomfört ytterligare simuleringar av effekten av skjuvning på kapseln (bilaga 25). Som framgår av svaret på fråga 1 har analyser genomförts då skjuvplanet träffar kopparkapseln vinkelrätt vid position 9/10 av kapselns längd räknat från kapselns botten. För 5 cm skjuvamplitud uppstår ca 33 % plastisk töjning i kopparhöljets topp för bentonitdensiteten 2050 kg/m^3. För 10 cm skjuvamplitud uppstår ca 68 % plastisk töjning i kopparhöljets topp (bilaga 7).

SKB har även låtit genomföra en skjuvsimulering där en kapsel med en avbruten insats postulerats (bilaga 25). De undersökta lastfallen består av skjuvning med den högsta bentonitdensiteten och den axiella position som med intakt insats ger den högsta töjningen (¾ höjd räknat från kapselns botten). Med tanke på att det vid skjuvningen uppstår en spalt mellan insatsens brottställe och kopparhöljet och att det yttre trycket ger spänningar i kopparen, som måste betraktas som primära tills avlastning mot insatsen sker, har även efterföljande krypning i kopparhöljet vid de isostatiska trycken 15 MPa och 45 MPa undersökts. I tabell 11-1 redovisas töjningar i kopparhöljet associerade med brottstället.

Tabell 11-1. Lokala töjningar för skjuvamplituder 5 cm och 10 cm.

Skjuvamplitud	Plastisk töjning (%)	Tillåten plastisk töjning (%)	Plastisk + kryptöjning (%) (Tryck15 MPa)	Plastisk kryptöjning (%) (Tryck 45 MPa)	Tillåten kryptöjning
5 cm	6,7	80 %	6,9	7,0	30 %
10 cm	17,2		17,7	17,9	

Det kan noteras att krypningen vid yttre trycklaster är mycket liten, < 0,3 % vid 5 cm skjuvning och < 0,7 % vid 10 cm skjuvning vid fullt utvecklat isostatiskt tryck. Spalten vid svetsroten utgör en diskontinuitet där högre töjningar sker, men belastningen där är kompressiv.

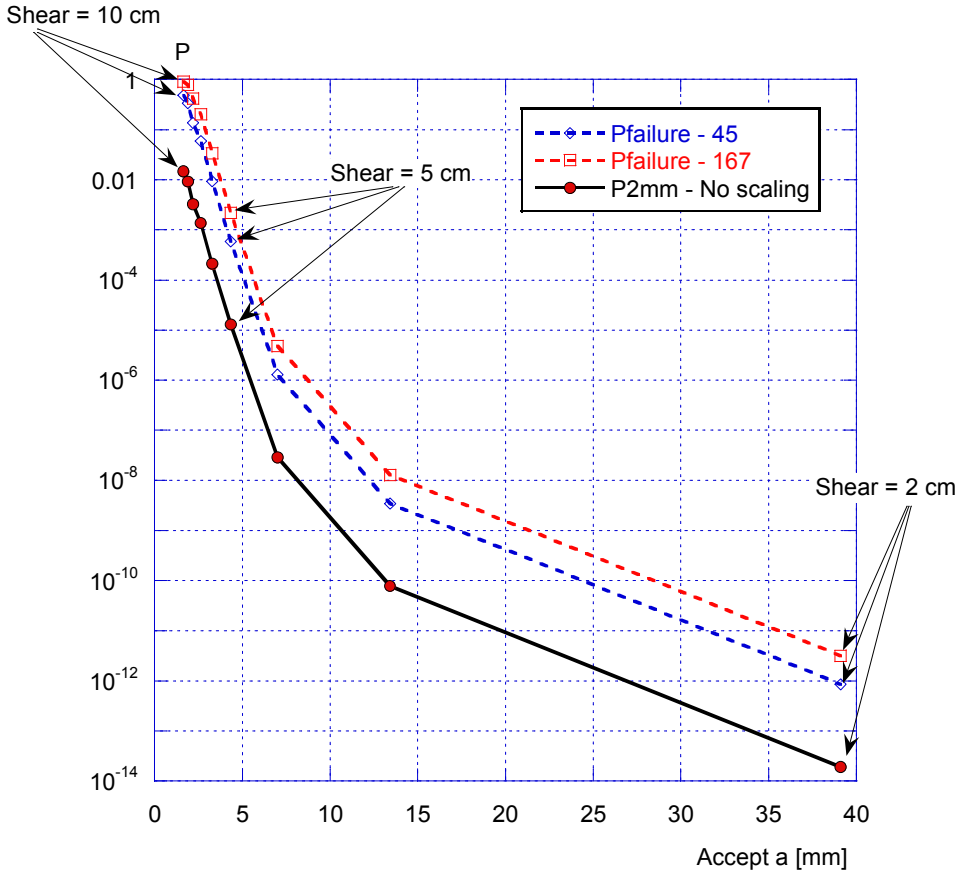
I jämförelse med haverikriterierna har således inget belastningsfall identifierats som leder till haveri av kopparhöljet vid 5 cm skjuvning och konstruktionsförutsättningen för kapseln som anges i TR-09-22 (SKB 2009) uppfylls.

Insatsens integritet vid skjuvrörelser

Trots att det visats att en helt brusten insats vid skjuvning inte leder till en oacceptabel konsekvens eller bryta mot konstruktionsförutsättningen ska det dock visas att insatsen är dimensionerad för att motstå skjuvningar upp till 5 cm. SSM har efterfrågat en känslighetsanalys där sambandet bestäms mellan olika antagna skjuvrörelser och tillhörande antal kapslar som går till brott med olika acceptabla storlekar på defekter i insatsen.

SKB har identifierat sprickttillväxt som den styrande processen för brott av insatsen. Detta stöds av den genomförda probabilistiska analysen för BWR-insatser, se bilaga 22. De BWR-insatser som utvärderats i den probabilistiska analysen är den serie om insatser I53–I57 som tillverkades under 2007.

I rapporten för den probabilistiska analysen finns ett diagram, se figur 11-1, där brottsannolikhet kopplas till acceptabel defektstorlek med skjuvamplituden som parameter. Sannolikheten för att brottvillkoret (2 mm stabil sprickttillväxt) överskrids är beräknad. De acceptabla defektstorlekarna kommer via J_{2mm}, bentonitdensitet 2050 kg/m^3, 75 %-fallet med avseende på skjuvplan (se figur 4-11 i bilaga 22). De probabilistiska analyserna härrör från basfallet vid skalningen, det vill säga fyra probabilistiska parametrar (brottseghet, bentonitdensitet, sprickdjup och skjuvposition), se figur 8-4 i bilaga 22. Kopplingen mellan figur 4-11 och figur 8-4 görs via skjuvningen. Belastningsfallet är skjuvning som varieras mellan 0 och 10 cm amplitud och med förskjutningen vinkelrätt mot kapseln. Defektfördelningen är exponentiell och brottsannolikheten avser en kapsel. De acceptabla sprickdjupen, *a* i figur 11-1, baseras på de brottseghetsvärden från provning i vatten/etanol som används i skadetålighetsanalysen för BWR, se Dillström och Bolinder (2010).



Figur 11-1. *Sannolikhet för brott som funktion av defektstorlek (figur 7-10 i bilaga 22).*

Slutsatsen i den probabilistiska analysen är att sannolikheten för att en insats havererar vid 5 cm skjuvning ligger i intervallet $5{,}8 \cdot 10^{-4}$–$2{,}2 \cdot 10^{-3}$. Spridningen i sannolikhet är beroende av olika antaganden om hur en begränsad undersökt volym ska skalas upp till att motsvara en hel kapsel.

De viktigaste indata för segjärnet som använts i analysen är defektfördelning och brottseghetsfördelning. Som framgår av svaret på frågorna 6, 7 och 8 har det framkommit att provningen av segjärnets brottseghet har givit för låga värden då provningen utförts i vatten/etanol. De fem BWR-insatserna I53–I57 som utvärderats i den probabilistiska analysen tillverkades under 2007 och defektfördelningen i analysen är baserad på dessa. Utvecklingen av tillverkningstekniken har dock fortsatt, inriktad mot PWR-insatser och de tre insatser IP23–P25 som tillverkades under 2012 uppvisar både färre och mindre defekter än tidigare. För att belysa effekten av nya data har en känslighetsanalys genomförts, se figur 7-8 i bilaga 22, som visar att nya data (baserat på förbättrad tillverkningsteknik och brottseghetsprovning) sänker brottsannolikheten med cirka tre tiopotenser.

SSM efterfrågar antalet kapslar som går till brott vid olika antagna skjuvrörelser. En extrapolering till hela förvaret utifrån en kapsel kan vara osäker. En enkel multiplikation med 6000, som motsvarar antalet kapslar i förvaret, ger dock 3–13 insatser som överskrider brottkriteriet vid 5 cm skjuvning. Med senare brottseghetsdata och defektfördelning kommer inga insatser att överskrida brottkriteriet. Till detta noteras att det enligt SR-Site (SKB 2011, avsnitt 10.4.5, s 492) uppskattas att som mest mellan $8{,}3 \cdot 10^{-3}$ och $7{,}9 \cdot 10^{-2}$ kapslar kan utsättas för en skjuvning på 50 mm eller mer för tidsskedet en miljon år.

12. Inverkan av det kombinerade lastfallet böjspänning från ojämn svällning samt skjuvlast från jordbävning och hur det påverkar kapselns mekaniska integritet och acceptabla defektstorlekar.

SKB:s svar (svar lämnat 5 februari 2014)

SKB har tidigare bedömt att det kombinerade lastfallet av skjuvning och böjspänning inte behöva kombineras (Raiko et al. 2010). Analysen av lasterna på kapseln vid skjuvning redovisades i Hernelind (2010) och genomfördes som FEM-baserade globalsimuleringar där det integrerade systemet lera-kopparhölje-insats modellerades. Beräkningarna i bilaga 1 "Uneven swelling pressure on the canister simplified load cases derived from uneven wetting, rock contours and buffer density distribution" (SKBdoc 1206894) syftade till att uppskatta spänningarna i insatsen orsakad av ojämn bentonitdensitet. Dessa analyser genomfördes som numeriska beräkningar med en förenklad beskrivning av belastningsfallet och kapselutformningen.

För att komplettera ansökan har nya simuleringar avseende belastning på kapseln från ojämn bentonitdensitet genomförts och dessa utgår från samma antagna densitetsfördelning som användes i bilaga 1 "Uneven swelling pressure on the canister simplified load cases derived from uneven wetting, rock contours and buffer density distribution" (SKBdoc 1206894) men är nu genomförda med en FE-modell, se bilaga 13 "Earthquake induced rock shear through a deposition hole-part 2" (SKBdoc 1407337). De nya simuleringarna ger betydligt lägre påkänningar i insatsen än de tidigare numeriska beräkningarna. Huvudspänningen vid den nya beräkningen blir 78 MPa att jämföras med de 111 MPa som tidigare beräknats.

Givet de ansatta variationerna i bentonitdensitet och de initiala spänningar som dessa orsakar, har globala skjuvsimuleringar genomförts med skjuvplanet vinkelrätt mot kapselns huvudaxel i två positioner och med de två olika skjuvrörelserna 5 och 10 cm. De två axiella positionerna för skjuvplanen var ¾ av kapsellängden och kapselns mittpunkt.

Belastningarna blir lägre i såväl kopparhölje som insats jämfört med de belastningar som redovisas i Raiko et al. (2010) med en jämn bentonitdensitet på 2050 kg/m^3. De acceptabla defektstorlekarna i insatsen härledbara till skjuvbelastningar angivna i Raiko et al. (2010) kvarstår.

13. Inverkan av beräkningsteknisk förenkling mellan insats och kanalrör på skadetålighetsanalysen.

SKB:s svar (svar lämnat 5 februari 2014)

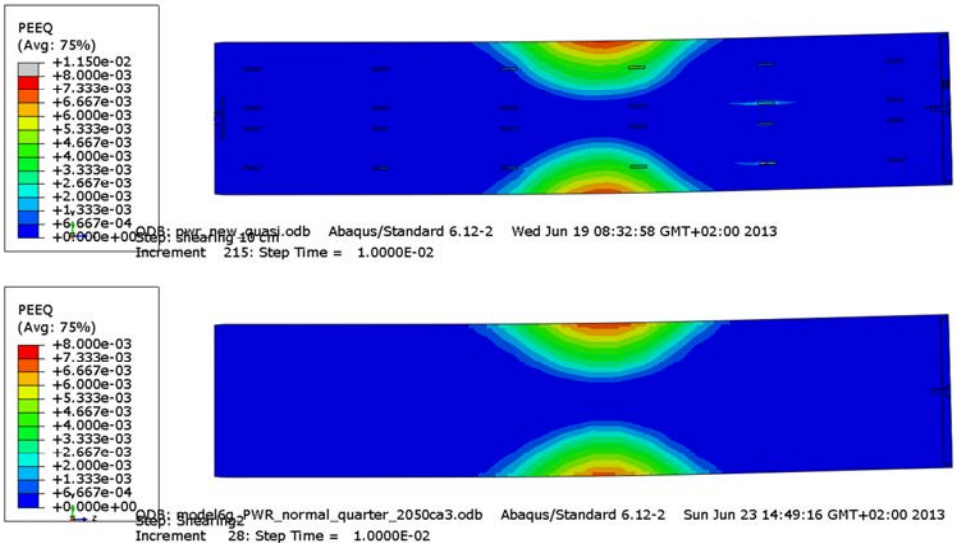
För det isostatiska lastfallet har SKB gjort en utredning med avseende på kanalrörens infästning i segjärnet (Dillström et al. 2010). Det konstaterades att stålkanalrören har en förstyvande inverkan på gjutgodsinsatsen och därmed på kapselns strukturella integritet. För härledning av acceptabla defektstorlekar ansattes att kanalrören av stål inte är bundna till segjärnet. Därför är dessa modellerade med kontaktelement och friktionskoefficient satt till 0,3. Kanalrören är heller inte förankrade vid varandra med stagplåtar. Därmed anser

SKB att härledningen av de acceptabla defektstorlekarna för det isostatiska lastfallet har utförts på ett pessimistiskt sätt och att ingen vidare utredning behövs med avseende på detta lastfall.

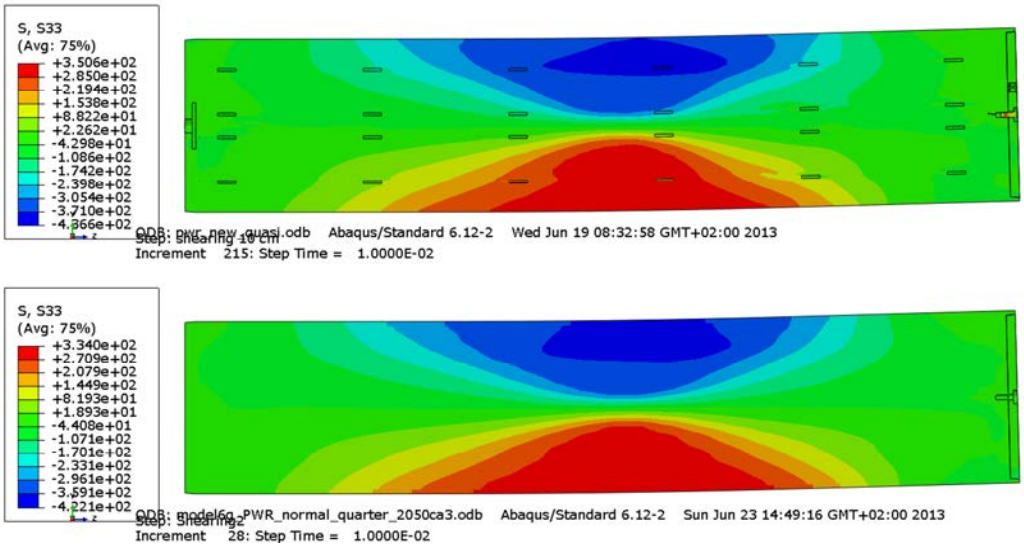
För skjuvlastfallet gjorde SKB i rapport Hernelind (2010) vid globalsimuleringen av kapselns respons vid skjuvning, förenklingen att kanalrören av stål är sammanfogade med segjärnet i BWR- och PWR-insatserna. Kanalrören modellerades dock med materialegenskaper som motsvarar stål. Syftet med globalsimuleringen var att få den övergripande bilden av belastningsnivån i kapseln och olika detaljer förenklades för att kunna utföra beräkningarna. Denna simuleringsmodell kallas härefter referensmodellen.

I bilaga 16 ”Detailed models for PWR and BWR-canisters for Earthquake induce rock shearing” SKBdoc (1415152) redovisas den mekaniska responsen för BWR- och PWR-insatserna då kanalrören modellerats med kontaktelement mot segjärnet. FE-modellerna är skapade enligt det ritningsunderlag som använts vid tillverkning av respektive insats. Det medför bland annat att stagplåtarna mellan kanalrören har tagits med i beräkningarna liksom även utförandet i bottnen på insatserna. Den minsta tillåtna radien 15 mm på kanalrörshörnen för PWR har ansatts. Det så kallade ¾-fallet har undersökts eftersom detta lastfall ger upphov till störst spänningar och töjningar i insatsen.

För PWR visar resultatet på en liten avvikelse med avseende på töjningar och spänningar i segjärnet mellan den detaljerade beräkningsmodellen och referensmodellen vid skjuvplanet vid ¾-läget, se figur 13-1 och figur 13-2. Toppvärdet i plastisk töjning PEEQ ökar från 0,8 % till 1,15 % och uppstår lokalt vid kanalrörshörnet i segjärnet.



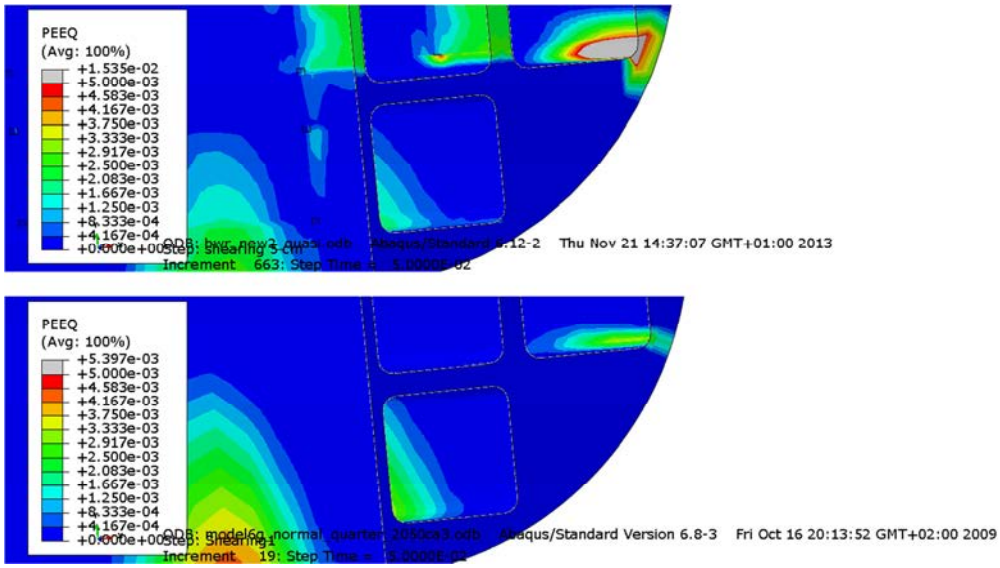
Figur 13-1. *Övre bilden visar FE-simuleringen med den detaljerade PWR-modellen med avseende på ekvivalent plastisk töjning PEEQ vid 10 cm skjuvmagnitud. Den nedre bilden visar motsvarande för referensfallet.*



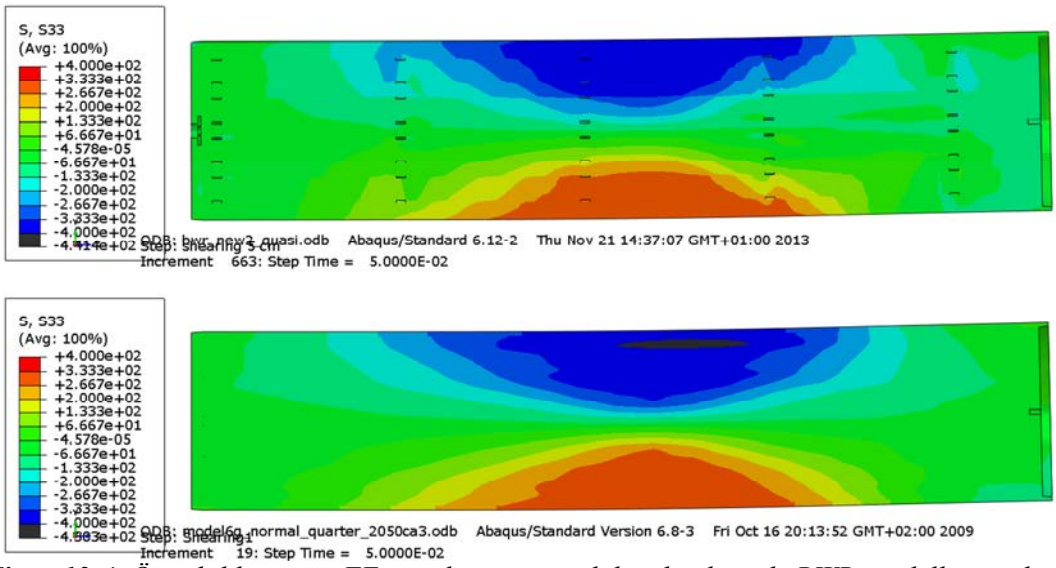
Figur 13-2. *Övre bilden visar FE-simuleringen med den detaljerade PWR-modellen med avseende på axiell spänning S33 vid 10 cm skjuvmagnitud. Den nedre bilden visar motsvarande för referensfallet.*

För BWR är skillnaden mellan den detaljerade FE-modellen och referensfallet större än för PWR. Det beror på att det är mindre gods i tvärsnittet på BWR och att konstruktionen därför påverkas mer av kanalrörens utformning.

Figur 13-3 visar den plastiska töjningen PEEQ i insatsen, och den axiella spänningen S33 visas i figur 13-4 för ¾ -fallet. Toppvärdet i plastisk töjning PEEQ, cirka 1,5 % uppstår lokalt vid kanalrörshörnet i segjärnet för den detaljerade BWR-modellen. I detta område har FE-modellen element som är distorterade vilket ger en lokal förhöjning av de beräknade spänningarna och töjningarna. De globala spänningarna för den detaljerade modellen ligger dock i nivå med den spänningsbild som uppstår för referensfallet.



Figur 13-3. *Övre bilden visar FE-simuleringen med den detaljerade BWR-modellen med avseende på ekvivalent plastisk töjning PEEQ vid 5 cm skjuvmagnitud. Motsvarande visas i den nedre bilden för referensfallet. Största töjningen uppstår lokalt vid kanalrörshörnet.*



Figur 13-4. *Övre bilden visar FE-simuleringen med den detaljerade BWR-modellen med avseende på axiell spänning S33 vid 5 cm skjuvmagnitud. Motsvarande visas i den nedre bilden för referensfallet.*

Eftersom den detaljerade FE-modellen för BWR respektive PWR ger spännings- och töjningsnivåer som är i god överensstämmelse med referensmodellen för vilken skadetålighetsanalyserna för BWR och PWR härletts, gör SKB bedömningen att den beräkningstekniska förenklingen som gjorts för referensfallet är motiverad med avseende på kapselns strukturella integritet.

Av dessa skäl bedömer SKB också att det inte är nödvändigt att genomföra en förnyad skadetålighetsanalys med den detaljerade FE-modellen.

14. Analyser av hur tillverkningstoleransen för avståndet mellan kanalrören och insatsens ytteryta (H) påverkar kapselns mekaniska integritet.

SKB:s svar (svar lämnat 5 februari 2014)

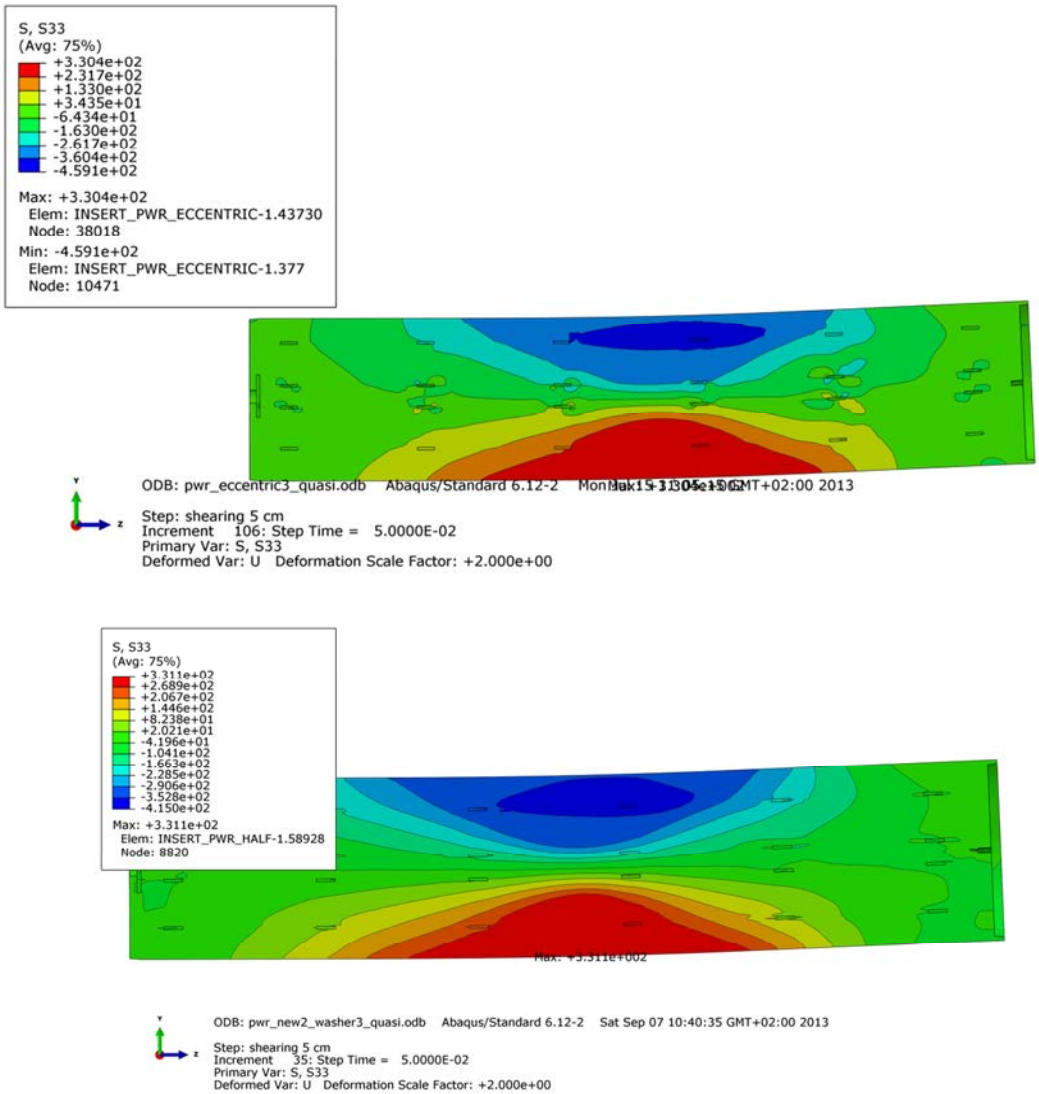
Inför ansökan utfördes en globalsimuleringen av kapselns respons vid skjuvlastfallet (Hernelind 2010). Kanalrören av stål var i denna simulering idealt centrerade i insatsen.

För att komplettera ansökan har skjuvlastfallet simulerats med excentriska kanalrör. I bilaga 16 ”Detailed models for PWR- and BWR-canisters for Earthquake induced rock shearing” (SKBdoc 1415152) redovisas den mekaniska responsen för BWR- och PWR-insatserna då kanalrören modellerats med kontaktelement mot segjärnet där dessa har placerats med maximalt tillåten avvikelse 10 mm eller mer med avseende på centrering. Excentriciteten medför en mindre godstjocklek för segjärnet vid ett av kanalrörets hörn än för fallet då kanalrören är centrerade. Spännings- och töjningsnivåerna vid ¾-skjuvlastfallet jämförs med Hernelinds resultat (2010).

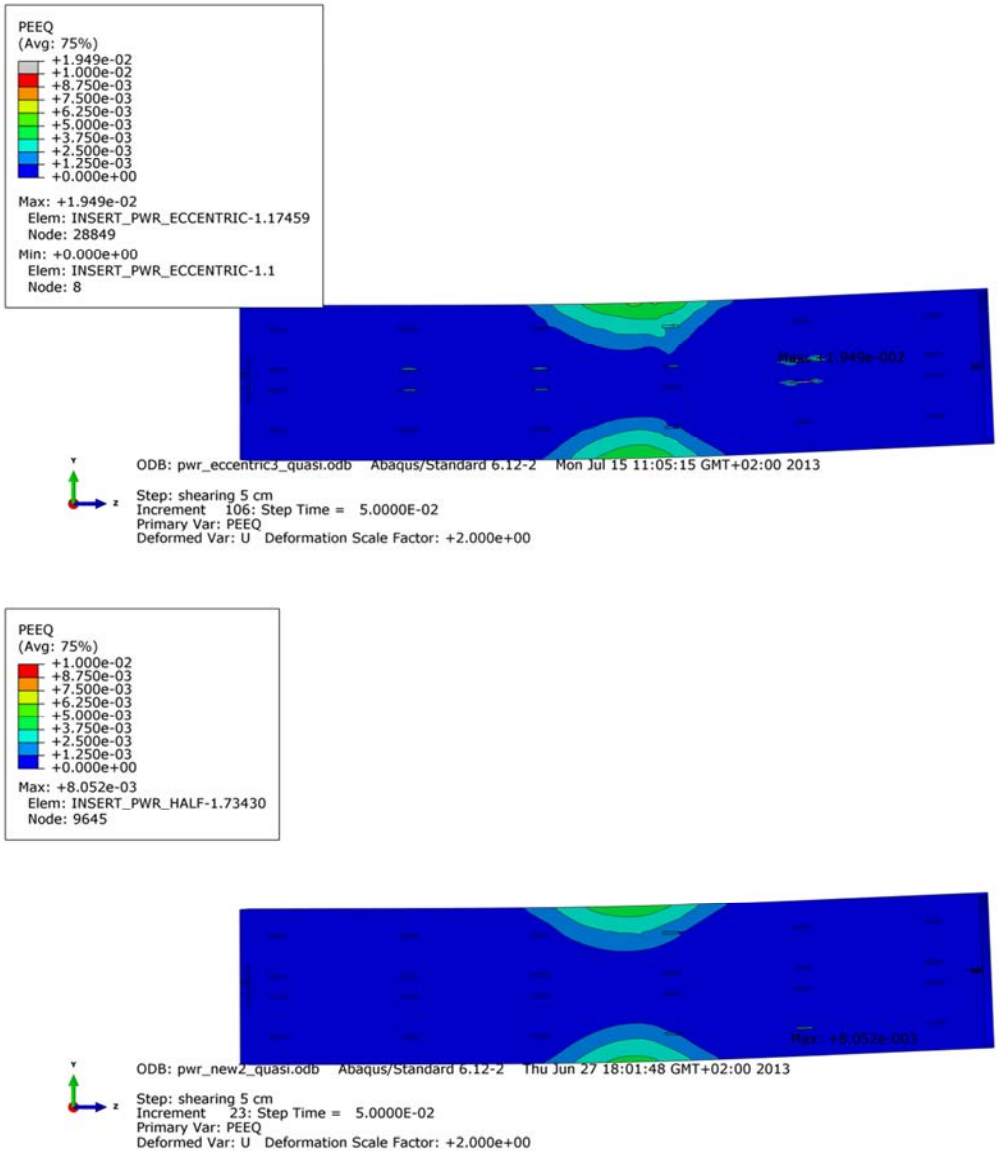
I Figur 14-1 och Figur 14-2 kan man se att spännings- och töjningsnivåerna ökar för hörnet med minskad godstjocklek jämfört med vad som erhållits för fallet med centrerade kanalrör. Effekten är dock väldigt lokal. Dessa beräkningar för 5 cm skjuvning av PWR-

insatsen visar att den globala responsen skiljer sig lite mellan fallen med excentriska och centrerade kanalrör, se figurerna 14-1 och 14-2. BWR-insatsen har simulerats med 20 mm avvikelse med avseende på centrering av kanalrören. Resultatet visar att spänningen och töjningen ökar något för det excentriska fallet, men skillnaden bedöms som måttlig. Den axiella spänningen S33 ökar från 333 MPa vid referensfallet med centrerad stålkassett till 395 MPa excentriskt placerad stålkassett vid 5 cm skjuvamplitud för ¾-skjuvlastfallet. Se tabell 9-14 i bilaga 16 (SKBdoc 1412152).

Sammanfattningsvis har de genomförda simuleringarna av BWR- och PWR-insatserna med excentriskt placerade kanalrör påvisat måttliga skillnader jämfört med referensfallet med centrerade kanalrör. SKB gör bedömningen att excentriska kanalrör inom tillverkningstoleransen inte påverkar risken för plastisk kollaps och att en ny skadetålighetsanalys inte är nödvändig.



Figur 14-1, PWR: *Den axiella spänningen S33 för den excentriska beräkningsmodellen överst, undre bilden visar den axiella spänningen S33 för centrerade kanalrör vid 5 cm skjuvmagnitud.*



Figur 14-2, PWR. *Ekvivalent plastisk töjning PEEQ för den excentriska beräkningsmodellen överst, undre bilden visar den ekvivalenta plastiska töjningen PEEQ för centrerade kanalrör vid 5 cm skjuvrörelse.*

15. Inverkan av olikformig fördelning av gapet mellan insats och kapsel.

SKB:s svar (svar lämnat 5 februari 2014)

Andersson-Östling och Sandström (2009) visar i avsnitt 11.2 en analys givet ett yttre tryck på 15 MPa vilket motsvarar trycket efter full vattenmättnad med ett svälltryck från Ca bentonit på 11 MPa och ett vattentryck på 4 MPa, se Raiko et al. (2010) avsnitt 2.2. Belastningsfallet beskrivs i Raiko et al. (2010) som motsvarigheten till normala driftförhållanden för kapseln i ett stationärt tillstånd.

Raiko et al. (2010) tabell 2.1 ger en översikt över vilka laster som kan förväntas uppstå i olika delar av förvarsutvecklingen och hur de påverkar belastningen på både insats och

kopparhölje. En analys av olika belastningsfall orsakade av ojämn svälltrycksutveckling som är bedömda att ge påkänningar på kapseln ges i bilaga 1 ”Uneven swelling pressure on the canister simplified load cases derived from uneven wetting, rock contours and buffer density distribution” (SKBdoc 1206894). Det lastfall som bedömdes vara allvarligast för kopparhöljet under vattenmättnadsfasen redovisas i kapitel 4, Figur 4-3 där primärt skjuvspänningarna i kopparhöljet belastar kapseln. Man bör notera att de tryckskillnader som ansatts inte inkluderar vattentrycket eftersom detta anses inte ha hunnit byggas upp i detta skede. I sin fråga anser dock SSM att SKB ska presentera varför den axiella förskjutningen enbart kan vara lokaliserad mot kapselns lock.

SKB bedömer att det är fullt möjligt att bevätningen kan ske från toppen och att det finns skäl till att utreda detta belastningsfall. En FE-analys av fallet bevätning från toppen redovisas under svaret på fråga 16 nedan. Där visas att deformationen i kopparhöljet är mindre än 0,7 %. Det kan också noteras från svaret på fråga 16 att en utbredd bevätning längs deponeringshålet ger en deformation på 6,3 %. I båda dessa fall ansätts att ett axiellt nedåtriktat svälltryck som verkar på kopparlocket.

SSM anser att SKB även bör analysera fallet då hela gapet är lokaliserat till kapselns topp. En sådan analys är redovisad i bilaga 10 ”Analysis of creep in the KBS-3 copper canister due to internal and external loads” (SKBdoc 1399768). Analysen omfattar både laster orsakade av inre processer hos kapseln och yttre laster. Inre laster orsakas av termisk utveckling och gasbildning medan yttre laster utgörs av trycket från svällande buffert och vatten samt glaciationseffekter.

Analyserna baseras på olika antaganden för dessa faktorer. Som initialt värde på gapet mellan stållock och kopparlock ansattes 3,1 mm vilket är den maximala storleken på gapet givet tillverkningstoleranserna. Som SSM påpekar i sin fråga har tidigare beräkningar visat att temperaturutvidgningseffekter kan öka gapet till 4,8 mm, se ”Svar på begäran om kompletteringar angående kapselfrågor” (SKBdoc 1333256). Termisk utvidgning ingår dock i den FE-modell som använts vid de nya simuleringarna varför ingen kompensation sker för detta i beräkningsansatsen. Vid modelleringen har även en 3 mm lång rotdefekt i svetsen ansatts. Deformationen av kopparhöljet är liten fram till ett förhöjt isostatiskt tryck, < 4,8 %. Ett ökat isostatiskt tryck till 60 MPa orsakar kompressiv deformation på 60 % i svetsroten samt vid spalten vid kopparlockets anslutning mot kopparröret. Analysen vid det högre trycket 60 MPa visar att några tröskeleffekter inte finns vid det dimensionerande trycket 45 MPa. Töjningarna är i huvudsak plastiska och givet den snabba tryckökningen som ansätts är kryptöjningen endast några få procent. Lokal kompression i kopparhöljet utgör inget hot mot kopparhöljets integritet vare sig deformationen sker plastiskt eller via krypning.

SKB kompletterat analyserna av påkänningarna på kopparhöljet under vattenmättnadsfasen enligt SSM:s begäran. De kompletterande analyserna visar att kopparhöljets integritet inte påverkas av de nya beräkningsförutsättningarna.

16. Inverkan av långa och ojämna återmättnadstider för bufferten på kapselns spänningstillstånd.

SKB:s svar (svar lämnat 5 februari 2014)

Olika lastfall som kan påverka kapseln och som orsakas av ojämn bentonitsvällning är angivna i bilaga 1 ”Uneven swelling pressure on the canister simplified load cases derived from uneven wetting, rock contours and buffer density distribution” SKBdoc 1206894. SKB konstaterar att det av SSM efterfrågade lastfallet inte ingår.

SKB har genomfört kompletterande analyser avseende ojämn svällning av bentonitbufferten vid toppen av kapseln och dess inverkan på kapselns mekaniska integritet. Lokal svällning vid kopparlocket kan uppstå om en vattenförande spricka skär deponeringshålet och beväter bentoniten vid toppen av kapseln. I den genomförda analysen, bilaga 20 “ Analysis of canister with unfavourable pressure load” (SKBdoc 1419643) antas att ett fullt utvecklat svälltryck bildas runt toppen av kapseln under vattenmättnadsfasen men utan att ett radiellt utvecklat mottryck bildas. Dessutom antas att ett fullt utvecklat axiellt svälltryck verkar på kopparlockets plana del. Detta relaterar till att det är svårt att fylla urtaget i kopparlocket under lyftflänsen med bentonit och att det radiellt verkande mottrycket inte utvecklas. Det analyserade lastfallet är gränssättande för belastningarna på flänsen avseende svälltryckseffekter i toppen eftersom det radiellt verkande mottrycket sätts till noll och det yttre verkande trycket till maximalt svälltryck. Effekten på locket är dock mycket liten. Spänningarna enligt von Mises är mindre än 100 MPa och töjningarna små, mindre än 0,7 %.

Ytterligare ett fall har analyserats. Vid detta fall antas att det finnas ett tillflöde av vatten inte bara i toppen utan längs hela kapselns mantelyta. Situationen motsvarar att deponeringshålet skärs av många vattenförande sprickor eller att vatten på annat sätt sprids axiellt och radiellt i deponeringshålet. Vid analysen beaktas kapselns egentyngd samt friktionen mellan insatsen, kopparhöljet och bentoniten. Detta fall ger tillkommande belastning i form av axiellt verkande skjuvspänningar på kopparhöljet på grund av friktionen mellan kopparhöljet och den radiellt/axiellt expanderande bentoniten. De högsta töjningarna av intresse är de som sammanfaller med hydrostatiskt radiellt undertryck i kopparen vilket motsvarar radiella dragtöjningar. I toppen av kapseln uppstår dessa töjningar i kopparlockets undersida samt i kopparhöljets mantelyta i ett område under svetsen. I samtliga fall är töjningarna mindre än 6,2 %. Små töjningarna (< 0,5 %) uppstår även i kopparhöljets rördel samt i bottensvetsens rot. Beroende på bevätningshastigheten kan deformationerna ske antingen som plastisk töjning, en kombination av plastisk och kryptöjning eller som ren kryptöjning.

Raiko et al. (2010) anger att den sanna plastiska töjningen (i drag) inte får överskrida 160 %. För kryptöjningen anges den tillåtna töjningen till 30 %. De töjningar som beräknats understiger således med marginal uppsatta kriterier.

17. Ytterligare redovisning av inverkan av skjuvspänningar som verkar på kapseln vid gradienter av buffertens densitet.

SKB:s svar (svar lämnat 5 februari 2014)

Den tidigare redovisade beräkningen i Andersson-Östling och Sandström (2009) har gjorts om och redovisas i bilaga 21 ”Influences of load variations on the plastic deformation in friction stir welds and contour slits in copper shells (TR-13-25). De nya beräkningarna omfattar tre lastfall benämnda 0, 1 och 2. Lastfall 0 är ett referensfall med enbart isostatisk last verkande på kapseln. Lastfall 1 och 2 är hämtade från bilaga 1 ”Uneven swelling pressure on the canister simplified load cases derived from uneven wetting, rock contours and buffer density distribution.” (SKBdoc 1206894), Figur 4-1 respektive Figur 4-3. Vid beräkningarna av de axiella skjuvspänningarna i kopparhöljet ansätts att bentoniten och kopparen är sammanfogade men att skjuvspänningarna begränsas av bentonitens skjuvhållfasthet enligt Mohr–Coulombs brottkriterium. Detta innebär att friktionsvinkeln inte får överskrida ett visst värde, se Börgesson et al. (1995), kapitel 2.

Vid modelleringen av belastningarna på kapseln hanteras kontakten mellan segjärnsinsatsen och kopparhöljet med ”penalty-barrier” metoden. Då kontakt uppnåtts tillåts ingen relativ rörelse i vertikalled mellan hölje och insats. Indirekt antas alltså att friktionen är mycket hög. Vattentrycket hanteras som ett isostatiskt tryck på 4 MPa vilket tillkommer för lastfall 1 och 2.

Resultaten i den omarbetade rapporten presenteras i form av globala plottar för översikt av von Mises effektivspänningar och förskjutningar samt mer detaljerade plottar i påkända områden som visar töjningar samt de för belastningsfallet intressanta huvudspänningarna.

De genomförda beräkningarna visar att de största töjningarna i kopparhöljet finns i spalterna vid lockets och bottnens anslutning till röret. I dessa områden är dock den radiella huvudspänningen kompressiv vilket innebär att materialet deformeras kompressivt. Högsta värdet på töjning i kopparhöljet erhålls i änden på slitsen mot botten och uppstår vid belastningsfall 2 (fallet med högst skjuvspänning). Det deformerade området är dock mycket litet och ingen risk för krypskador finns i kompression. SKB:s tidigare slutsats att kapseln inte skadas av skjuvspänningar orsakade av gradienter i buffertens densitet kvarstår därmed efter dessa mera detaljerade analyser.

Med vänlig hälsning

Svensk Kärnbränslehantering AB
Avdelning Kärnbränsleprogrammet

Helene Åhsberg
Projektledare Tillståndsprövning

Bilagor

1. Uneven swelling pressure on the canister simplified load cases derived from uneven wetting, rock contours and buffer density distribution. SKBdoc 1206894 ver 1.0, Svensk Kärnbränslehantering AB.
2. Residual stress measuring by incremental hole drilling technique. SKBdoc 1208266 ver 2.0, SP.
3. Residual stress measuring by incremental hole drilling technique. SKBdoc 1208273 ver 1.0, SP.
4. Analysis of PWR canister inserts using data acquired from PWR material. SKBdoc 1288288 ver 2.0, Svensk Kärnbränslehantering AB.
5. DHD residual stress measurements within the cast iron insert of a radioactive waste canister. SKBdoc 1321056 ver 2.0, VEQTER.
6. Förstudie—Duktilitetssänkning på grund av treaxliga spänningstillstånd. SKBdoc 1339835 ver 2.0, Svensk Kärnbränslehantering AB.
7. Global simulation of copper canister – final deposition. SKBdoc 1339902 ver 1.0, Svensk Kärnbränslehantering AB.
8. Inverkan av spänningstillståndet på duktilitet i segjärnsinsats—En summering av experimentella data. SKBdoc 1392347 ver 1.0, Svensk Kärnbränslehantering AB.
9. A constitutive model for texture dependent deformation hardening and pressure dependent initiation of ductile failure in metallic materials. SKBdoc 1393179 ver 1.0, Svensk Kärnbränslehantering AB.
10. Analysis of creep in the KBS-3 copper canister due to internal and external loads. SKBdoc 1399768 ver 1.0, Svensk Kärnbränslehantering AB.
11. Shearing of copper canister at top and base. SKBdoc 1403930 ver 1.0, Svensk Kärnbränslehantering AB.
12. Residual stress measurements within the Nodular Cast Iron PWR Insert of a radioactive waste canister. 1403974 ver 1.0, VEQTER.
13. Earthquake induced rock shear through a deposition hole – part 2. SKBdoc 1407337 ver 1.0, Clay Technologies.
14. Continuum modeling of nodular cast iron using a porous plastic model with pressure-sensitive matrix—Experiments, model calibration & verification. SKBdoc 1414719 ver 1.0, KTH.
15. Statistical data analysis of cast iron properties for PWR-inserts from tension, compression and fracture toughness testing. SKBdoc 1414800 ver 1.0, Svensk Kärnbränslehantering AB.
16. Detailed models for PWR- and BWR-canisters for Earthquake induced rock shearing. SKBdoc 1415152 ver 2.0, 5T Engineering.
17. Evaluation of residual stress measurements. Effect of measured residual stresses on damage tolerance of cast iron PWR- and BWR-inserts. SKBdoc 1416697 ver 1.0, Inspecta Technology AB.
18. The role of phosphorus for mechanical properties in copper. SKBdoc1417069 ver 1.0, Swerea KIMAB.
19. Evaluation of the effect of triaxial stress state on damage tolerance of nodular cast iron inserts. SKBdoc 1418263 ver 1.0, Inspecta Technology.
20. Analysis of canister with unfavourable pressure load. SKBdoc 1419643 ver 1.0, Svensk Kärnbränslehantering AB.
21. Influences of load variations on the plastic deformation in friction stir welds and contour slits in copper shells. SKB TR-13-25, Svensk Kärnbränslehantering AB (under utgivning).

22. Probabilistic analysis of BWR canister inserts for spent nuclear fuel in the case of an earthquake induced rock shear load. SKBdoc 1412158 ver 1.0, Inspecta Technology AB.
23. PM – Probabilistisk analys av skjuvlastfallet. SKBdoc 1336557 ver 2.0, Inspecta Technology AB.
24. Defect distributions for BWR- and PWR-insert material. SKBdoc 1417759 ver 1.0, Inspecta Technology AB.
25. Modelling of a canister with broken insert subjected to earthquake induced shear and subsequent glacial load. SKBdoc 1404369 ver 2.0, Svensk Kärnbränslehantering AB.

Referenser

Dokument och referenser i ansökan

Andersson-Östling H C M, Sandström R, 2009. Survey of creep properties of copper intended for nuclear waste disposal. SKB TR-09-32, Svensk Kärnbränslehantering AB.

Börgesson B, Johannesson L-E, Sandén T, Hernelind J, 1995. Modelling of the physical behaviour of water saturated clay barriers. SKB TR 95-20, 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.

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 results from the safety assessment SR-Can and some subsequent analyses. SKB TR-09-22, Svensk Kärnbränslehantering AB.

SKB, 2010. Design, production and initial state of the canister. SKB TR-10-14, Svensk Kärnbränslehantering AB.

SKB, 2011. Long-term safety for the final repository for spent nuclear fuel at Forsmark. SKB TR-11-01, Svensk Kärnbränslehantering AB.

Opublicerade dokument i ansökan

SKBdoc 1177857 ver 1.0. Designanalys av stållock till kapsel för använt kärnbränsle-geometriuppdatering Svensk Kärnbränslehantering

Övriga referenser

Magnusson H, Frisk K, 2013a. Thermodynamic evaluation of Cu-H-O-S-P system. Phase stabilities and solubilities for OFP-copper. SKB TR-13-11, Svensk Kärnbränslehantering AB.

Magnusson H, Frisk K, 2013b. Self-diffusion and impurity diffusion in the hydrogen, oxygen, sulphur and phosphorous in copper. SKB TR-13-24, Svensk Kärnbränslehantering AB. (Rapporten är under framtagning.)

Masud L, Martínez S, Simson S, Boeri R, 2003. Embrittlement of austempered ductile iron on contact with water – testing under applied potential. Journal of Materials Science 38, 2971–2977.

Müller K, Baer W, Wossidlo P, 2002. Investigations on the dynamic fracture toughness of heavy-section ductile cast iron for transport and storage casks. Berlin: Department of Material Engineering, Federal Institute for Materials Research and Testing (BAM).

Pettersson K, 2010. A study of grain boundary sliding in copper with and without an addition of phosphorus. Journal of Nuclear Materials 405, 131–137.

Sandström R, 2012. Basic model for primary and secondary creep in copper. Acta Materialia 60, 314–322.

Sandström R, Andersson H C M, 2008. Creep in phosphorus alloyed copper during power-law breakdown. Journal of Nuclear Materials 372, 76–88.

Sandström R, Wu R, 2007. Origin of the extra low creep ductility of copper without phosphorus. SKB TR-07-02, Svensk Kärmbränslehantering AB.

Sandström R, Wu R, 2013. Influence of phosphorus on the creep ductility of copper. Journal of Nuclear Materials 441, 364–371.

Sundström B, 1988. Allmänna tillstånd och dimensioneringskriteria. 4. uppl. Stockholm: Institutionen för Hållfasthetslära, KTH.

Opublicerade dokument

SKBdoc 1203550 ver 1.0. Brottmekanisk provning av gjutjärn. Svensk Kärnbränslehantering AB.

SKBdoc 1248109 ver 2.0. Brottmekanisk provning av gjutjärn. Svensk Kärnbränslehantering AB.

SKBdoc 1255011 ver 2.0. Brottmekanisk provning av gjutjärn, IP19T, IP19M och IP19B. Svensk Kärnbränslehantering AB.

SKBdoc 1333256 ver 2.0. Svar på begäran om kompletteringar angående kapselfrågor. Svensk Kärnbränslehantering AB.

SKBdoc 1348737 ver 2.0. Fracture toughness measurements on GJS-400. Svensk Kärnbränslehantering AB.

SKBdoc 1369688 ver 4.0. Brottmekanisk provning av gjutjärn, IP23T, IP23B och IP23M. Svensk Kärnbränslehantering AB.

SKBdoc 1375439 ver 2.0. Fracture toughness measurements on ductile cast iron. Svensk Kärnbränslehantering AB.

SKBdoc 1397324 ver 3.0. Brottmekanisk provning av segjärn, IP24M. Svensk Kärnbränslehantering AB.

SKBdoc 1397325 ver 3.0. Brottmekanisk provning av segjärn, IP23M. Svensk Kärnbränslehantering AB.

SKBdoc 1397930 ver 3.0. Brottmekanisk provning av segjärn, IP25M. Svensk Kärnbränslehantering AB.

SKBdoc 1397931 ver 3.0. Brottmekanisk provning av segjärn, IP25M. Svensk Kärnbränslehantering AB.

SKBdoc 1403709 ver 2.0. Brottmekanisk provning av segjärn, IP23T. Svensk Kärnbränslehantering AB.

SKBdoc 1414793 ver 1.0. Fracture toughness testing of cast iron, I68T. Svensk Kärnbränslehantering AB.

SKBdoc 1414794 ver 1.0. Fracture toughness testing of cast iron, I53. Svensk Kärnbränslehantering AB.

SKBdoc 1414796 ver 1.0. Fracture toughness testing of cast iron, IP25. Svensk Kärnbränslehantering AB.

Revisionsförteckning

Version	Datum	Revideringen omfattar	Utförd av	Kvalitetssäkrad	Godkänd
3.0	Se sidhuvud	Frågor 4, 11 besvaras samt bilagor 22-25.	Jan Sarnet	Se sidhuvud	Se sidhuvud
2.0	2014-02-05	Frågor 1-3,5-10,12-17 besvaras samt bilagor 1-21.	Jan Sarnet	Jan Eckerlid, Helene Åhsberg	Martin Sjölund
1.0	2013-05-27	Lägesrapport	Jan Eckerlid	Saida Engström, Olle Olsson	Anders Ström