

Strålsäkerhetsmyndigheten
attn. Jan Linder
171 16 Stockholm

Svar på begäran om kompletteringar angående kapselfrågor

A)

SSM har i skrivelse 2011-12-08 (ref. SSM2011-2426) begärt förtydligande information om de beräkningar som ligger till grund för de resultat som beskrivs i TR-10-28 avsnitt 6.2 och TR-09-32 kapitel 11.

SKB kan lämna följande förtydligande information:

Stora delar av beräkningarna har redovisats i form av publicerade vetenskapliga artiklar som citeras i de aktuella rapporterna. Tre ytterligare artiklar har publicerats efter ansökan, och dessa bidrar också till att förtydliga underlaget. En kort summering av hur beräkningsresultaten tagits fram, väsentligen i form av hänvisningar till ovan nämnda vetenskapliga artiklar, ges i bilaga 1. Beräkningsrapporter utöver de som är refererade till finns inte.

B)

SSM har i skrivelse 2011-12-19 begärt förtydligande information om fyra processer i beskrivningen av kapseln:

- 1) Inre övertryck i kapseln*
- 2) Skillnad i termisk expansion C05*
- 3) Försprödning av koppar*
- 4) Spänningskorrosion av den gjutna insatsen C10*

SKB kan lämna följande förtydligande information:

1) Inre övertryck i kapseln

SSM:s frågor:

- i. *Har inverkan av inre övertryck i kapslar beräknats för kapslar som deponeras i torra deponeringshål innan bufferten inte återmättats? Dessutom efterfrågas beräkningsunderlag med aktuell geometri samt svetsgeometri för kapseln utgående från ett inre övertryck som styrker påståendet att inre övertryck inte har några konsekvenser för kapselns mekaniska integritet?*
- ii. *Vilket är det maximala trycket som kan uppstå i kapseln under antagande att 600 g vatten värms upp till kapselns maximala inre temperatur?*

Inom ramen för projekt KUPP (uppdatering av konstruktionsförutsättningarna för kärnbränsleförvaret) har ett PM tagits fram för att komplettera de analyser som gjorts i Processrapporten (Fuel and canister process report for the safety assessment SR-Site, TR-10-46) för kapselns motståndskraft mot inre övertryck.

Påkänningen på kopparhöljet som konsekvens av det maximala inre övertrycket är liten, även i en analys med flera pessimistiska antaganden och med aktuell geometri på kapseln, vilket framgår av bifogade PM "Inre övertryck i kapseln" (SKBdoc 1333208).

2) Skillnad i termisk expansion C05

SSM:s fråga: Ett klarläggande önskas i vilken utsträckning SKB tagit hänsyn till att lokala töjningar baserat på kapselns geometri samt defekter i det svetsade området (exempelvis J/H) kan orsaka högre töjningsnivåer än den framräknade homogena töjningsnivån.

Beräkningen i avsnitt 3.4.4 i TR-10-46 förtydligas i bilaga 2 med analyser för uppvärmnings- och avsvältningsförloppen.

Enbart termisk last ger inte några påkänningar på kapseln med det initiala gap som kapseln med referensdesignen har. Den sammanlagda effekten av krypning i framförallt svetsområdet när det axiella gapet sluts när bentoniten sväller, och krypning när kapselmaterialet svalnar måste analyseras med FEM-baserade krypberäkningar. Arbete med detta pågår.

3) Försprödning av koppar

SSM önskar komplettering på två punkter:

- i. *Referensen /Dies, 1967/ hännyftar till en hel bok, tydliggör i vilket avsnitt i referensen där beskrivning av maximal vätehalt i materialet för att försprödning av koppar inte kan ske.*

Försprödning av koppar orsakad av väte finns beskrivet i referensen Dies (1967), sid. 118-122. Där finns dock ingen gräns angiven. Formuleringen i TR-09-22 får det felaktigt att framstå som att referensen Dies (1967) anger halten 0,6 ppm.

Den gräns på 0,6 ppm som satts i konstruktionsförutsättningarna är den som sedan lång tid (åtminstone sedan 1998 i TR-98-08) varit angiven i tillverknings-specifikationer och härrör

från tidiga analyser av tillverkad kapselkoppar. Gränsen har inte varit något problem att innehålla vid tillverkningen. Försök hos Luvata under 2010-2011 att tillverka koppar med högre vätehalt (mål 1,0 ppm) för provningsändamål lyckades inte.

Vid den provtillverkning av kapslar och den materialprovning som skett med kopparmaterial med vätehalt $< 0,6$ ppm har inga tecken på väteförsprödning iakttagits, varför gränsen baserat på försiktighetsprinciper behållits.

ii. Har SKB beaktat någon annan försprödningsmekanism för koppar och var står detta i så fall beskrivet?

Inverkan av strålningen på koppar (inkl. försprödningseffekter) finns beskrivet i Processrapporten TR-10-46, avsnitt 3.4.6.

Initialtillståndet för kapseln, i sin referensutförning, är det som ligger till grund för diskussionen om processer i Processrapporten TR-10-46. I designen av kapseln har krav ställts på materialsammansättning (väte, syre, svavel och fosfor) och kornstorlek hos kopparn, delvis för att undvika oönskade materialegenskaper, t.ex. den försämrade duktiliteten vid för låg eller hög halt fosfor. Också krav på max-temperaturen i kapselmaterialen har ställts i konstruktionsförutsättningarna (TR-09-22). Försprödningsmekanismer som kan vara aktuella för material utanför specifikationen för kapselkoppar, och för temperaturer och miljöer som inte är aktuella i förvaret har inte analyserats.

De försprödningsmekanismer som iakttagits i svetsroten kopplade till oxidstråk är föremål för utredning där förekomst och uppkomst undersöks och framförallt förebyggande åtgärder utvecklas. SKB:s bedömning är att detta fenomen kan undvikas genom att införa förbättringar i svetsprocessen.

4) Spänningskorrosion av den gjutna insatsen C10

SSM:s fråga: I TR-10-46 kap 3.5.3 anges att temperaturen i insatsen närmast bränslet är 150°C. Vid denna temperatur anges att vatten inte kan existera i vätskeform, spänningskorrosion kan därmed inte inträffa för insatsen. Ett förtydligande önskas på detta uttalande varför vatten inte kan förekomma i vätskeform vid 150°C önskas. Vad är anledningen till att trycket i kapseln efter förslutning inte kan öka så att vatten i flytande form kan förekomma?

Beskrivningen av möjligheter till vatten i vätskeform i avsnitt 3.5.3 i TR-10-46 härrör från tidigare analyser av kapsel med elektronstrålesvetsning, där vakuum i spalten mellan koppar och gjutjärn gav högre temperaturer i insatsen. Med de lägre maxtemperaturer som nu är aktuella kan inte vatten i vätskeform uteslutas. Avsaknaden av vatten i vätskeform utgör således inte längre ett led i argumentationen för att spänningskorrosion i gjutjärn inte är relevant för den långsiktiga säkerheten. En förnyad analys har gjorts, vilken inkluderar två nya referenser, och innebär i korthet följande:

Mängden nitrat som kan bildas är begränsad av den kvarvarande mängden kvävgas, som kan oxideras till kväveoxider genom bestrålningen och sedan ge salpetersyra om vatten finns närvarande.

Frågan om huruvida gjutjärn är känsligt för spänningskorrosion i nitratlösning härrör från resultat som visar att kolstål kan spricka i koncentrerade nitratlösningar (King, 2010). De experimentella resultaten tyder på en ”slip-dissolution”-mekanism.

Inga rapporter har hittats i litteraturen som visar på spänningskorrosion på gjutjärn i nitratlösningar (Reynaud 2010), utan eventuellt bildad salpetersyra kommer att i första hand ge allmätkorrosion på gjutjärnet. Den höga allmätkorrosionen, bl.a. pådriven av vätereduktion på grafitnodulerna och upplösning av den ferritiska matrisen (med inslag av perlit) motverkar uppkomsten av skarpa sprickor med passiviserad sida, vilket behövs för att ge spänningskorrosion med ”slip-dissolution” mekanismen.

För att spänningskorrosion ska uppstå krävs också dragspänningar i materialet. I förvaret kommer dragspänningar i insatsen att förekomma bara lokalt och i små områden (Dillström et al, 2010).

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

King, F. 2010. Stress corrosion cracking of carbon steel used fuel containers in a Canadian deep geological repository in sedimentary rock. Nuclear Waste Management Organization Report, NWMO TR-2010-21.

Reynaud, A. Corrosion of cast irons. In Shreir's Corrosion. Fourth Edition. R.A. Cottis et al. eds. (Elsevier, Amsterdam), Volume 3 Corrosion and Degradation of Engineering Materials, Chapter 3.02, 2009

Med vänlig hälsning

Svensk Kärnbränslehantering AB
Kärnbränsleprogrammet

Helene Åhsberg
Projektledare Tillståndsprövning

Bilagor

- 1 Beräkningsunderlag för de simuleringar av krypdeformation av kapseln som redovisas i TR-09-32 kapitel 11 och TR-10-28, avsnitt 6.2.
- 2 Analys av termiska laster som kan ge laster på kopparkörljet

Beräkningsunderlag för de simuleringar av krypdeformation av kapseln som redovisas i TR-09-32 kapitel 11 och TR-10-28, avsnitt 6.2.

Redovisningen nedan visar hur materialet i de två rapportavsnitten understöds av de vetenskapliga artiklar som publicerats i anslutning till att arbetet som redovisas i rapporterna genomförts. Redovisningen är strukturerad efter figurerna (med modelleringsresultat) i de två rapportavsnitten. De flesta av dessa figurer är hämtade från de vetenskapliga publikationerna varför figurerna blir en lämplig utgångspunkt för att tydliggöra hur rapporttexterna och de vetenskapliga artiklarna hör samman.

1) Andersson-Östling H C M, Sandström R, 2009. Survey of creep properties of copper intended for nuclear waste disposal. SKB TR-09-32, kapitel 11

Figurerna 11-2 till 11-10 är hämtade från referens [1]. Primär- och sekundärkryp är beräknade för axialsymmetriskt påkänd kapsel med ett yttre övertryck (15 MPa). Kontakten med insatsen tas hand om med fjäderkrafter. Utformningen av fjäderkrafterna finns beskriven i TR-10-28. Spalten mellan lock och rör eller mellan botten och rör är inte medtagna. De konstitutiva ekvationerna kommer från [2]. Primärkrypmodellen är empirisk, dvs modellen är passad till experimentella data. Sekundärkrypmodellen har däremot en grundläggande härledning. Det dominerande bidraget till krypdeformationen kommer från primärkrypet.

Figurerna 11-11 till 11-13 finns bara i TR-09-32. Figurerna beskriver den plastiska deformationen kring spalterna mellan lock och rör och mellan botten och rör. Beräkningen är en elasto-plastisk analys av en isostattryckbelastad axialsymmetrisk kapsel med fjäderkrafter på samma sätt som i krypberäkningen ovan. De spännings-töjningssamband som används finns redovisade i [3]. De är baserade på en grundläggande modell för plastisk deformation. En vetenskapligt mer stringent version av modellen beskrivs i den nyligen publicerade [4]. De numeriska resultaten förändras dock ytterst marginellt.

Figurerna 11-14 och 11-15 finns bara i TR-09-32, men kunde funnits med i [5] där motsvarande resultat finns. Figurerna ger exempel på resultat från raka krypprovstavar med runda anvisningar, som ger fleraxliga spänningstillstånd. FEM-beräkningen har gjorts i två steg. Först har ett stationärt spänningstillstånd uppnåtts med elastoplastisk analys med konstitutiva ekvationer från [3]. Därefter har en fundamental modell för primärkryp använts. Krypning sker endast i lokala band med väsentligen konstant spänning. Modellen finns beskriven i TR-09-32. Även för denna modell har den vetenskapliga härledningen skärpts när den nu publicerats [6]. Resultaten visar att anvisade provstavar går till brott vid väsentligt högre laster än enaxliga, vilket illustrerar att materialet inte är anvisningskänsligt.

Krypning kring spalterna i samband med nedisning beskrivs i figurerna 11-16 och 11-17. Resultaten är hämtade från [7] där beräkningsförfarandet beskrivs i detalj. För koppar är de spännings-töjningssamband som används från [3] och krypekvationerna från [2].

I figurerna 11-18 till 11-21 redovisas lastfall där den yttre påkänningen inte är konstant längs kapselröret. Figurerna 11-19 och 11-21 finns bara i TR-09-32. I 3D beräkningen som

visas i figur 11-19 betraktas kapseln starkt förenklad som en cylinder. I figur 11-21 är spalterna vid lock och botten inte medtagna i den axialsymmetriska beräkningen. I bägge fallen har elasto-plastisk analys använts med spännings-töjnings samband från [3].

2) Raiko H, Sandström R, Rydén H, Johansson M, 2010. SKB report TR-10-28, avsnitt 6.2

Figurerna 6-4 till 6-11 är samma som i avsnitt 1) ovan.

På samma sätt som för figurerna 11-14 och 11-15 (ovan) kunde figur 6-12 funnits med i [5] där motsvarande resultat finns. Figur 6-12 beskriver den initiala töjningsfördelningen efter pålastning med elasto-plastisk analys med ekvationer från [3]. Figur 6-13 är hämtad från figurerna 3-6 och 3-7 i [8], som beskriver mätningar av spricktillväxt vid olika temperaturer".

Figurerna 6-14 till 6-19 beskriver förskjutningar och spänningar hos kapsel och insats från isostatlast vid nedisning och skjuvning vid en jordbävning. Resultaten är hämtade från [7], som redovisar beräkningsantaganden i detalj. För kapseln har konstitutiva ekvationer från [3] använts.

I figurerna 6-20 och 6-21 simuleras vad som händer när ett cirkulärt verktyg trycks in i kopparn. Beräkningarna finns enbart redovisade i TR-10-28. En elasto-plastisk analys har genomförts med konstitutiva relationer från [3].

I figur 6-22 ges ett exempel på beräkning av restspänningar kring en friktionssvets. Ytterligare resultat finns i den nyligen publicerade [9]. Beräkningarna är baserade på elasto-plastisk analys. Både mekaniska och fysikaliska data erfordras. Var dessa har hämtats återges i publikationen. Storleksordningen på de beräknade restspänningarna stämmer överens med uppmätta värden.

Figur 6-23 ger huvudspänningarna efter spänningsrelaxation hos en tryckpåkänd kapsel. Randvillkoren är fasta förskjutningar i botten på locket och den centrala delen av inre rörväggen. En elasto-plastisk analys har använts.

- [1] Jin L-Z, Sandström R. Non-stationary creep simulation with a modified Armstrong-Frederick relation applied to copper canisters. *Computational Materials Science*, 46 (2009) , pp 339–346.
- [2] Sandström R., Andersson H.C.M., Creep in phosphorus alloyed copper during power-law breakdown, *Journal of Nuclear Materials* 372 (2008) 76-88
- [3] Sandström R., Hallgren G., Burman G., Stress strain flow curves for Cu-OFP, SKB R-09-14, 2009.
- [4] Sandstrom R., Hallgren J., The role of creep in stress strain curves for copper, *J. Nucl. Mater.* 422 (2012) 51-57
- [5] Wu R., Seitisleam F., Sandström R., Creep properties of phosphorus alloyed oxygen free copper under multiaxial stress state. SKB R-09-41, 2009.
- [6] Sandström R., Basic model for primary and secondary creep in copper, *Acta Materialia* 60 (2012) 314–322.
- [7] Hernelind J. Modelling and analysis of canister and buffer for earthquake induced rock and glacial load. SKB TR-10-34, 2010.

- [8] Wu R., Seitisleam F., Sandström R., Jin L.-Z., Creep crack growth in phosphorus alloyed oxygen free copper. SKB R-11-11, 2011.
- [9] Jin, L.-Z., Sandström, R., Numerical simulation of residual stresses for friction stir welds in copper canisters, Journal of Manufacturing Processes 14 (2012) 71-81.

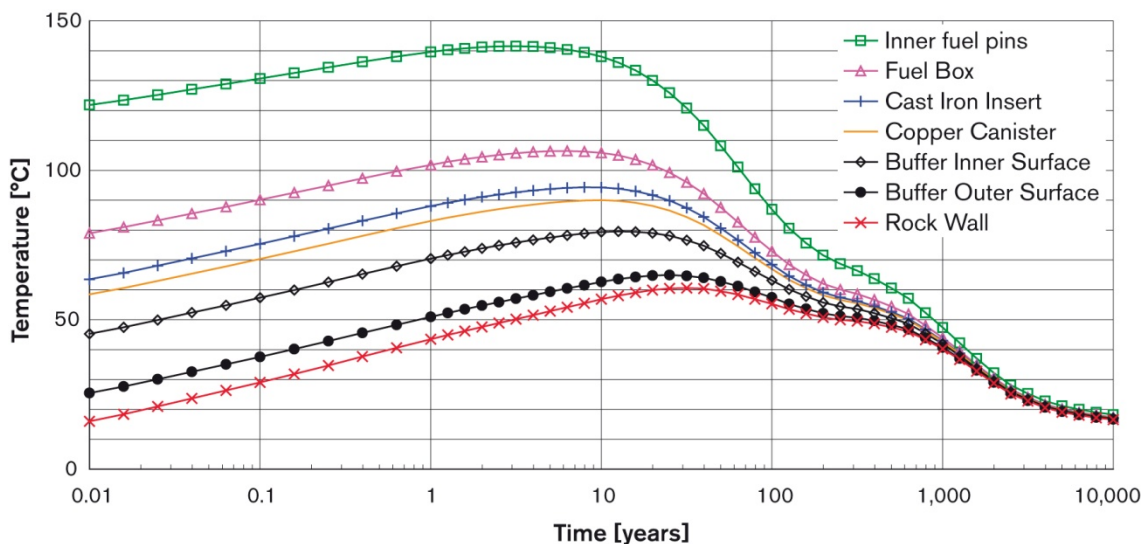
Analys av termiska laster som kan ge laster på kopparhöljet

Referenskapseln är utformad med hänsyn till skillnaden i längdvidgning mellan segjärnsinsatsen och kopparhöljet. De nominella måtten är angivna vid rumstemperatur för kapselns komponenter. För att utreda om termiska effekter kan ge laster på kopparhöljet är det av intresse att beräkna längdvidgningseffekterna givet den förväntade temperaturutvecklingen i hos kapseln efter förslutning och under slutförvaring.

a) Enbart termisk last

Temperaturberäkningen från SR-Can (TR-06-09) har använts. Beräkningen finns illustrerad i figur 9-17 i TR-06-09 (se figur 1 nedan), men data direkt ur beräkningarna har använts i analysen här. Maxtemperaturen på koppars i denna beräkning är 90°C, vilket överskrider maxtemperaturen för majoriteten kapslar i SR-Site.

I en dimensionerande beräkning för SR-Site är dock den pessimistiskt uppskattade maxtemperaturen på kapselytan 102°C för de allra hetaste kapslarna. Resultatet från SR-Site antyder att temperaturen under uppskattningsvis de inledande 100 åren pessimistiskt skulle kunna vara omkring 10°C högre än de som redovisas i figur 1. Detta ändrar resultaten bara marginellt (något ytterligare större gap vid maximal temperatur, och något ökad spänning i beräkningen med kombinerad termisk och mekanisk last). Slutsatserna påverkas dock inte.



Figur 1 Temperaturutvecklingen i närområdet (Fig. 9-17, TR-06-09).

Längdvidgningseffekter kan enkelt beräknas med hjälp av

$$\alpha_L = \frac{1}{L} \frac{dL}{dT} \quad \text{eller} \quad \Delta_L = \alpha_L L \Delta T$$

α_L är den linjära längdutvidgningskoefficienten

L är objektets längd

ΔL är längdförändringen i m

ΔT är temperaturförändringen i K

Gapet mellan insats och kopparhölje kan beräknas enligt

$$d_{gap} = d_{ini} + \Delta L_{Cu} - \Delta L_{Fe}$$

$$\Delta L_{Cu} = \alpha_{Cu} L_{Cu} \Delta T_{Cu}$$

$$\Delta L_{Fe} = \alpha_{Fe} L_{Fe} \Delta T_{Fe}$$

Längdutvidgningskoefficienter är för koppar (syrefritt) och segjärn

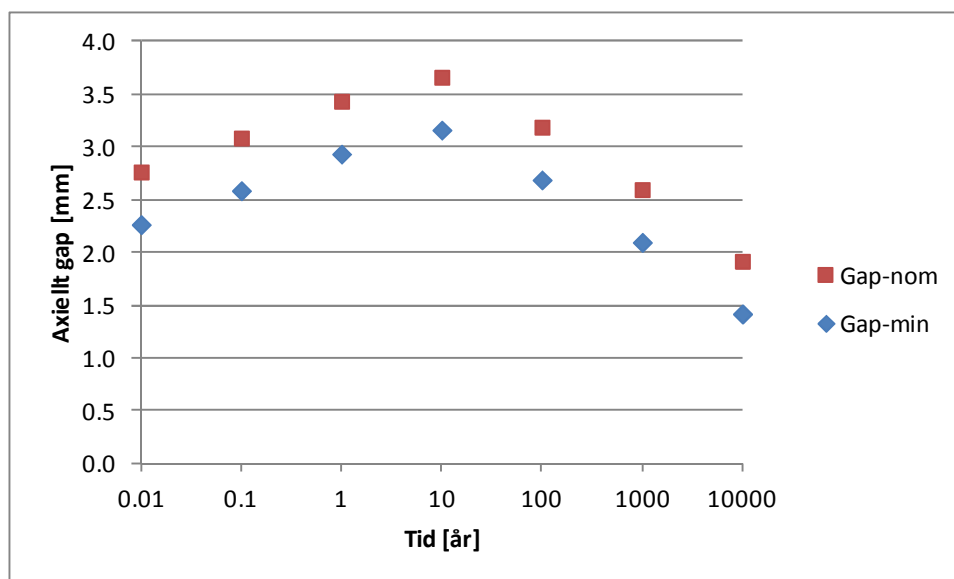
$$\alpha_{Cu} = 1,77 \cdot 10^{-5} \text{ m/m, K}$$

$$\alpha_{Fe} = 1,18 \cdot 10^{-5} \text{ m/m, K}$$

I Kapsellinjerapporten (TR-10-14) anges längder hos referenskapseln:

- nominell längd hos insatsen är 4573 (+0 -0,5) mm (vid 20°C).
- nominell invändig längd hos kopparhöljet är 4575 (+0,6 -0,1) mm (vid 20°C).
- nominellt axiellt gap kan beräknas till 2 (+1,1 -0,3) mm, om hänsyn tas till stållockets toleranser.

Gapets storlek kan beräknas som funktion av tid, se figur 2. Ur figuren framgår att gapet minskar under avsvälningen, men även med det minsta initiala gapet finns marginal för att undvika kontakt mellan insats och kopparhölje, och därmed termiskt inducerade dragspänningar



Figur 2 Axiellt gap mellan insats och kopparhölje, för nominellt initialt gap (2,0 mm) respektive minsta initiala gap (1,5 mm).

b) Mekaniska och termiska laster i kombination

När de axiella svällkrafterna börjar verka på lock och botten kommer gapet i övre delen att slutas genom att kopparhöljet kryper tills den tar stöd på insatsen. Det värsta fallet inträffar om gapet sluts när temperaturerna är som högst. För ett gränssättande fall är det relevant att räkna på kryptöjningen för det största axiella initiala gapet (enligt toleranser) mellan insats och koppar, 3,1 mm, och det tillkommande termiskt inducerade gapet. Vid maximal temperatur (insats 94,3°C, koppar 90,0°C) är respektive komponents förlängning 5,7 resp. 4,0 mm och därmed blir det inducerade gapet 1,7 mm. Totalt ger detta ett maximalt gap på 4,8 mm.

Om temperaturen sjunker efter att svälltrycket utbildas uppstår effekten att kopparens kontraktion begränsas av insatsens kontraktion. Det gränssättande belastningsfallet definieras enligt följande:

Kapseln har sin högsta temperatur, insatsen 94,3°C kopparhöljet 90,0°C, och svalnar sedan till 0°C. Kontraktionen blir då

$$\Delta L_{Fe} = \alpha_{LFe} L_{Fe} \Delta T_{Fe} = 1,18 \cdot 10^{-5} \cdot (4573 + 4,0) \cdot (94,3 - 0) = 5,09 \text{ mm}$$

$$\Delta L_{Cu} = \alpha_{LCu} L_{Cu} \Delta T_{Cu} = 1,77 \cdot 10^{-5} \cdot (4575 + 5,7) \cdot (90,0 - 0) = 7,30 \text{ mm}$$

Kopparhöljet töjs ut motsvarande differensen i kontraktion, vilket motsvarar en global elastisk töjning

$$\varepsilon = \frac{\Delta L_{Cu} - \Delta L_{Fe}}{L_{Cu}} = \frac{7,30 - 5,09}{4575 + 5,7} = 4,8 \cdot 10^{-4} = 0,048\%$$

Motsvarande globala axiella spänning i kopparhöljet blir då med Hookes lag, och E-modul för koppar $E_{Cu} = 1,2 \cdot 10^5 \text{ MPa}$

$$\sigma = \varepsilon \cdot E = 4,8 \cdot 10^{-4} \cdot 1,2 \cdot 10^5 = 57,6 \text{ MPa}$$

För att studera effekterna av de beräknade globala spänningarna och töjningarna med hänsyn till svetsens geometri för de båda ovanstående beräkningsfallen pågår arbete med FEM-baserade krypberäkningar.