

R-10-11

Framtagning av acceptanskriterier samt skadetålighetsanalyser av segjärnsinsatsen

Peter Dillström, Lars Alverlind, Magnus Andersson
Inspecta Technology AB

Januari 2010

Svensk Kärnbränslehantering AB
Swedish Nuclear Fuel
and Waste Management Co
Box 250, SE-101 24 Stockholm
Phone +46 8 459 84 00



Framtagning av acceptanskriterier samt skadetålighetsanalyser av segjärnsinsatsen

Peter Dillström, Lars Alverlind, Magnus Andersson
Inspecta Technology AB

Januari 2010

Nyckelord: Acceptanskriterier, Skadetålighetsanalyser, Segjärnsinsatsen, SKBdoc 1089758.

Denna rapport har gjorts på uppdrag av SKB. Slutsatser och framförda åsikter i rapporten är författarnas egna. SKB kan dra andra slutsatser, baserade på flera litteraturkällor och eller expertsynpunkter.

En pdf-version av rapporten kan laddas ner från www.skb.se.

Förord

Denna rapport, som redovisar skadetålighetsanalyser för kapselns segjärnsinsats, är en referens till Produktionslinjerapporten för kapseln (Design, production and initial state of the canister for operational and long-term safety, SKB TR-10-14, Svensk Kärnbränslehantering AB). Produktionslinjerapporten beskriver hur kapseln utformas och produceras och är en del av den säkerhetsredovisning som ingår i SKB:s ansökan om tillstånd enligt lagen (1984:3) om kärntechnisk verksamhet för att uppföra, inneha och driva en slutförvarsanläggning för använt kärnbränsle.

Rapporten har författats av Peter Dillström (Inspecta Technology AB), Lars Alverlind (Inspecta Technology AB) och Magnus Andersson (Inspecta Technology AB).

Håkan Rydén
Enhetschef Inkapslingsteknik

Sammanfattning

SKB avser att kvalificera ett provningssystem för upptäckt och storleksbestämning av de defekter som bedöms vara relevanta för segjärnsinsatsen. Som stöd för denna kvalificering krävs en skadetålighetsanalys som anger aktuella kvalificeringsmål, givet antagna skade- och haverimekanismer.

Denna rapport redovisar skadetålighetsanalyser av olika typer av defekter som bedöms vara relevanta för segjärnsinsatsen. Resultaten särredovisas för respektive provningsområde (zon) och typ av insats (BWR och PWR).

Analyserna visar att insatsen är mycket defekttålig. För sprickliknande defekter blir det minsta redovisade acceptabla defektdjupet 24 mm (gällande för BWR-insatser mellan kanälrören). För håldefekter blir den minsta redovisade acceptabla håldiametern 20 mm (gällande för både BWR- och PWR-insatser).

Ifall ett asymmetriskt lastfall, med en ekvivalent böjspänning på 111,5 MPa, anses vara vanligt förekommande blir det minsta redovisade acceptabla defektdjupet 14 mm. Ifall detta lastfall anses som mindre sannolikt så blir det acceptabla defektdjupet 24 mm styrande enligt ovan.

För att täcka in ej avsökta områden vid ultraljudsprovningen av insatserna, har ett antal fiktiva defekter analyserats. Även här visar det sig att insatsen är mycket defekttålig.

Slutligen kan det påpekas att SKB kontinuerligt har utvecklat metoder för tillverkning av insatserna, detta medför att det numera finns tillgång till nyare och bättre materialdata än de som använts i denna rapport. De resultat och slutsatser som presenteras i rapporten, påverkas dock inte av att man använt äldre materialdata vid analyserna.

Innehåll

| | | |
|-------------------|--|-----|
| 1 | Inledning | 9 |
| 2 | Defekter/skador – relevanta för segjärnsinsatsen | 11 |
| 3 | Defekter – för att täcka in provningsbegränsningar | 13 |
| 4 | Aktuellt belastningsunderlag | 15 |
| 5 | Spänningsanalyser | 17 |
| 6 | Acceptanskriterier | 19 |
| 6.1 | Sprickliknande defekter – acceptanskriterier gällande för sprött/seggt brott | 19 |
| 6.2 | Håldefekter – acceptanskriterier gällande för plastisk kollaps | 21 |
| 7 | Skadetålighetsanalyser | 23 |
| 7.1 | Skadetålighetsanalys – sprickliknande defekter | 24 |
| 7.2 | Skadetålighetsanalys – håldefekter | 27 |
| 7.3 | Skadetålighetsanalys – axiella slitsar i gjutgodsinsatsen | 29 |
| 7.4 | Skadetålighetsanalys – allt material borta mellan kanalrören | 31 |
| 8 | Slutsatser | 33 |
| 9 | Referenser | 35 |
| Appendix A | FE-analyser av BWR- och PWR-kapslarna | 37 |
| Appendix B | Analys med nominell geometri (2D) | 53 |
| Appendix C | Analysresultat för jämförelsen då olika strukturella komponenter ingår i analysen (2D) | 57 |
| Appendix D | Analysresultat för jämförelsen mellan plan töjning och generaliserad plan töjning (2D) | 63 |
| Appendix E | Analysresultat för studien rörande inverkan av friktion (2D) | 65 |
| Appendix F | Resultat för analyser med stelkroppsförflyttning av kanalrör (2D) | 67 |
| Appendix G | Resultat för analyser med håldefekter (2D) | 71 |
| Appendix H | Resultatjämförelse mellan 2D och 3D FE-modell | 91 |
| Appendix I | Resultat för analyser med sfäriska defekter i gjutgodsinsatsen (3D) | 93 |
| Appendix J | Resultat för analyser med asymmetriskaa lastfall (3D) | 101 |
| Appendix K | Resultat för kollapsanalyser | 111 |
| Appendix L | Resultat för analyser med slitsar mellan kanalrören (3D) | 119 |
| Appendix M | Resultat för analyser med allt material borta mellan kanalrören (3D) | 127 |
| Appendix N | Nya materialdata | 129 |

1 Inledning

SKB avser att kvalificera ett provningssystem för upptäckt och storleksbestämning av de defekter som bedöms vara relevanta för segjärnsinsatsen. Som stöd för denna kvalificering krävs en skadetålighetsanalys som anger aktuella kvalificeringsmål, givet antagna skade- och haverimekanismer. SKB har i samband med detta tagit kontakt med Inspecta Technology AB, för att i samråd ta fram kvalificeringsmål för oförstörande provning av segjärnsinsatsen.

Denna rapport redovisar skadetålighetsanalyser av olika typer av defekter som bedöms vara relevanta för segjärnsinsatsen. Dessa analyser används sedan för att ta fram acceptanskriterier och inspektionskrav vid provning av segjärnsinsatsen.

Rapporten är uppdelad i följande avsnitt:

- Genomgång av vilka defekter/skador som anses vara relevanta för segjärnsinsatsen. SKB har varit huvudansvarig för detta avsnitt. Belastningsunderlaget har utvecklats med tiden och rapporten innehåller därför analyser baserade på belastningar som i efterhand har kompletterats för att möta det gällande belastningsunderlaget. Detta ger en bild av hur analyserna tagits fram och ger även hur förändrade belastningar påverkar analysresultaten.
- Genomgång av aktuellt belastningsunderlag/konstruktionsförutsättningar för segjärnsinsatsen. SKB har varit huvudansvarig för detta avsnitt.
- Redovisning av de spänningsanalyser som är relevanta för ovan nämnda defekter/skador. Vid analysen är hänsyn tagen till skillnader mellan BWR- och PWR-insatser. Inspecta har varit huvudansvarig för detta avsnitt.
- Genomgång av de acceptanskriterier som använts vid skadetålighetsanalysen. Inspecta har varit huvudansvarig för detta avsnitt.
- Redovisning av genomförda skadetålighetsanalyser som är relevanta för ovan nämnda defekter/skador. Här redovisas även acceptabla och kritiska defektstorlekar för de aktuella defektyperna. Inspecta har varit huvudansvarig för detta avsnitt.
- Då vissa ingångsdata ändrats med tiden så innehåller rapporten även en kontroll av hur resultaten påverkas av nya materialdata, förändrad PWR-geometri samt ett nytt asymmetriskt lastfall.

2 Defekter/skador – relevanta för segjärnsinsatsen

Gjutningsprocessen vid gjutning av insatser kan ge flera typer av störningar som visar sig i det gjutna materialet i form av olika diskontinuiteter/defekter /SKBdoc 1175208/. Dessa kan delas upp i grupperna; kaviteter, inneslutningar samt mikrostrukturella förändringar. Defekt grafitstruktur (brukar också benämnas chunkygrafit) ingår däremot inte som underlag till skadetålighetsanalysen, eftersom insatser med defekt grafitstruktur inte uppfyller SKB:s krav och därmed sållas ut innan de går vidare för ultraljudsprovning. För segjärnsinsatsen nämns även följande typer av diskontinuiteter /SKBdoc 1175208/:

- Blåsor, kan exempelvis härledas till gasinneslutningar. De har ofta en rundad form och kan finnas i hela insatsen. Storleksmässigt varierar de mellan 0 mm upp till ca 30 mm. Vid analysen antas de kunna representeras av sfäriska/cylindriska håldefekter.
- Sugningar, beror vanligtvis av otillräcklig materialfyllnad. Större inre sugningar är troligen inte aktuellt för insatsen. Däremot är sugningsporer av intresse och en grupp av sådana porer kan vara flera mm upp till cm i storlek. Vid analysen antas de kunna representeras av sprickliknande defekter.
- Inneslutningar, kan exempelvis härledas till slagg eller oxider. Slagger kan finnas i hela insatsen, med en större koncentration i toppen av insatsen. Typisk storlek är ca 1 mm, men sammanhängande slaggstråk kan vara upp till 10 mm. Vid analysen antas de kunna representeras av sprickliknande defekter.

Vid skadetålighetsanalysen av insatsen kan alltså dessa diskontinuiteter antas vara sprickliknande eller volymetriska (i analysen antas de vara sfäriska/cylindriska håldefekter).

3 Defekter – för att täcka in provningsbegränsningar

Kapselns konstruktion innebär att en stödjande struktur i form av stagplåtar svetsas fast mellan kanalrören för att förhindra rörelser under gjutningen. Stagplåtarna reflekterar ultraljudvågor, varför vissa områden av insatsen blir skuggade vid ultraljudprovning och följaktligen inte avsökta. För att konservativt hantera detta problem har antagits att dessa områden motsvarar slitsar i insatsen. Två typer av defekter/slitsar ingår i studien:

- Dels en variant där man infört en slits mellan kanalrören (åtta olika slitstyper ingår i studien). Syftet är att ta fram en acceptabel axiell slitlängd.
- Dels en variant där man tagit bort allt material mellan kanalrören. Syftet är att ta fram en acceptabel axiell längd med allt material borta.

4 Aktuellt belastningsunderlag

Belastningsunderlaget för kapseln har utvecklats över tid och beskrivits i olika rapporter. Belastningarna kan indelas i isostatiska laster, skjuvlaster samt assymetriska laster. Sedan analysarbetet som redovisas i denna rapport inleddes har belastningsunderlaget uppdaterats och det gällande återfinns i /SKB 2009/.

- Kapseln ska motstå ett sammanlagt isostatiskt övertryck på 45 MPa.
- Kopparhöljet ska förbli intakt efter en skjuvrörelse i deponeringshålet med en amplitud på 0.05 m, med skjuvhastighet på 1 m/s och med en kalciumbentonitbuffert med densiteten 2 050 kg/m³
Analys av detta belastningsfall ingår inte i denna rapport.
- Ojämn svällning, under vattenmättnaden eller bestående, är en dimensionerande process för insatsen och ger upphov till en spänning som pessimistiskt bestämts till 55 MPa (enligt tidigare utförda analyser). Styrande blir ett fiktivt belastningsfall där kapseln betraktas som fast inspänd i ena ändytan (över en längd av en meter längs mantelytan) samt där kapseln utsätts för en jämnt utbredd horisontell last motsvarande fullt utbildat svällningstryck i bentoniten (7–13 MPa) som verkar längs den resterande kapselytans ena sida. *Detta fall baseras på uppgifter som uppdaterats efter det att denna rapport ursprungligen sammanställdes. De ursprungliga analyserna är dock inkluderade i denna rapport för att ge fullständig bakgrund till utförda analyser samt för att kunna fungera som en jämförelse för hur förändringar i belastningsunderlag kan påverka efterföljande analyser och resultat.*
- Under arbetet med rapporten har en ny belastningsrapport publicerats rörande ojämn fördelning av svälltrycket som verkar på kapseln /SKBdoc 1206894/. Här ingår nya förutsättningar för fall med ojämn svällning där det framgår att ett nytt värsta fall kan definieras som en kombination av ett krökt deponeringshål och ett lokalt bergutfall av 3,75 % av tvärsnittsytan. Detta fall motsvarar en maximal böjspänning på 111,5 MPa. *Enligt önskemål från SKB ska ett sådant spänningsfält analyseras och ingå i rapporten.*
- Ett alternativt belastningsfall som inkluderar ojämn svällning beskrevs i tidigare utgåvor av belastningsunderlaget. Här var svällningstrycket fullt utbildat runt nedre halvan av kapseln medan svällningstrycket var 20 % lägre runt övre halvan. Den resulterande uppåtriktade kraften, som uppkommer av skillnaderna i tryck mot kapselns ändytan, balanseras av en skjuvkraft längs nedre halva mantelytan. Till detta belastningsfall ska även en glaciationslast adderas. *Enligt önskemål från SKB ska denna last analyseras och ingå i rapporten. Resultat från denna analys finns inkluderat i denna rapport som information även om det specifika lastfallet inte bedöms som aktuellt i de senast publicerade belastningsunderlagen.*

De fyra lastfall som, enligt önskemål från SKB, ska ingå i denna studie beskrivs ingående i appendix A (avsnitt A3). Alla lastfall är lika både för BWR- och PWR-kapseln.

5 Spänningsanalyser

De skadetålighetsanalyser av insatsen, som presenteras i avsnitt 7, utgår ifrån att det kan finnas diskontinuiteter kvar efter tillverkningen. I analysen tar man hänsyn till två typer av diskontinuiteter; sprickliknande defekter och sfäriska/cylindriska håldefekter. Vidare tas hänsyn till två typer av fiktiva defekter, detta för att kunna täcka in eventuella provningsbegränsningar. För att kunna genomföra skadetålighetsanalyserna utgår man därför ifrån följande spänningsanalyser:

- För sprickliknande defekter krävs att man genomför FE-analyser utgående från det belastningsunderlag som presenteras i avsnitt 4.
- För sfäriska/cylindriska håldefekter krävs att man genomför fullständiga elastisk-plastiska FE-analyser (där håldefekterna ingår i FE-modellerna) upp till belastningsnivåer som ligger långt över designlastfallet (dvs ett sammanlagt isostatiskt övertryck på 45 MPa).
- För de fiktiva slitsarna krävs det att man genomför fullständiga elastisk-plastiska FE-analyser (där slitsarna ingår i FE-modellerna) upp till belastningsnivåer som ligger långt över designlastfallet.
- För det fiktiva fallet där man tagit bort allt material mellan kanalrören krävs det också att man genomför fullständiga elastisk-plastiska FE-analyser (där hänsyn tas till det borttagna materialet i FE-modellerna) upp till belastningsnivåer som ligger långt över designlastfallet.

Resultatet från de genomförda spänningsanalyserna återfinns i bilagorna till denna rapport. För var och en av kapslarna (BWR respektive PWR) används två FE-modeller, dels en 2D-modell och dels en 3D-modell. Dessa modeller har nominell geometri och ändras för analyser med håldefekter etc. De ändringar som införs beskrivs i resultatdelen för respektive analys. Alla FE-analyser utförs med FE-programmet ANSYS (release 8.1A1).

Sammanfattningsvis har följande spänningsanalyser genomförts:

- *Analysförutsättningarna presenteras i appendix A.* Använda materialdata återfinns i avsnitt A1. Kapslarnas geometri, storleken hos de postulerade håldefekterna samt storlek och utseende hos de fiktiva defekterna anges i avsnitt A2. I avsnitt A3 återfinns en beskrivning av beaktade belastningsfall. Detaljer rörande FE-modelleringen anges i avsnitt A4.
- *Analys med nominell geometri (2D).* Analyserna utförs både för BWR och PWR med ett plan töjningssamband. Från dessa analyser erhålls indata i form av spänningsfördelningar som krävs vid skadetålighetsanalys av sprickliknande defekter. Resultat presenteras i appendix B.
- *Jämförelse mellan 2D och 3D FE-modell (2D–3D).* Jämförande analyser utförs med modellen av BWR-kapseln. Resultat presenteras i appendix H. God överenskommelse finns mellan 2D- och 3D-modell vid trycket 45 MPa. Detta innebär att resultat från 2D-analyserna kan användas vid skadetålighetsanalyserna av sprickliknande defekter.
- *Asymmetriska lastfall (3D).* Resultatet från analyserade asymmetriska lastfall, i form av största effektivspänning respektive största huvudspänning, motsvarar det man erhåller från designlastfallet. Resultatet presenteras i appendix J.
- *Cylindriska håldefekter i gjutgodsinsatsen (2D).* Resultat presenteras i appendix G. Från dessa analyser erhålls de data som krävs för skadetålighetsanalys (utvärdering) av sfäriska/cylindriska håldefekter. I figurerna syns att maximal huvudspänning ökar markant då hålet placeras i ett område som har dragspänning utan hål (dvs motsvarande analys med nominell geometri).
- *Sfäriska håldefekter i gjutgodsinsatsen (3D).* Analysen görs för tre av hålen definierade för 2D fallet för BWR-kapseln, hål 6, 10 och 12. Resultatet presenteras i appendix I. Lägre maximal huvudspänning erhålls i 3D fallet jämfört med motsvarande 2D fall. Detta innebär att resultat från 2D-analyserna kan användas vid skadetålighetsanalyserna av sfäriska/cylindriska håldefekter.
- *Axiella slitsar i gjutgodsinsatsen (3D).* Analysen görs för åtta olika slitsar mellan kanalrören, där enbart BWR-kapslar beaktas (borde vara ett konservativt antagande). Resultaten, i form av tillåtna axiella slitslängder, presenteras i appendix L.
- *Allt material borta mellan kanalrören (3D).* Analysen beaktar enbart BWR-kapslar (borde vara ett konservativt antagande). Resultaten presenteras i appendix M.

- *Stelkroppsförflyttning av kanalrör (2D)*. Resultat från denna känslighetsanalys presenteras i appendix F. I denna appendix syns att maximal huvudspänning ökar markant då stelkroppsförflyttningen är $\Delta = 15$ mm.
- *Jämförelse då olika strukturella komponenter ingår i analysen (2D)*. Tre analyser utförs för BWR-kapseln då FE-modellen består av: i) gjutgodsinsatsen, ii) gjutgodsinsatsen + kopparcylinder, iii) gjutgodsinsatsen + kopparcylinder + stålskanalrören. Avsikten är att studera den förstyvande inverkan de övriga komponenterna har på gjutgodsinsatsen. Resultat presenteras i appendix C. Både kopparcylindern och stålskanalrören har en uppstyvande inverkan på gjutgodsinsatsen och hänsyn till detta tas vid samtliga redovisade analyser.
- *Jämförelse plan töjning och generaliserad plan töjning (2D)*. Avsikten med dessa känslighetsanalyser är att studera inverkan av modellering ur planet för 2D-fallet. Jämförande analyser utförs med BWR-kapseln. Ur planet ges en kraft motsvarande trycket. Resultat presenteras i appendix D. Som synes är skillnaden marginell vid trycket 45 MPa. Detta innebär att resultat utförda med plan töjning kan användas vid skadetålighetsanalyserna av både sprickliknande defekter och sfäriska/cylindriska håldefekter.
- *Inverkan av friktion (2D)*. Resultat presenteras i appendix E. Maximal huvudspänning påverkas inte nämnvärt av valt friktionsantagande mellan kopparcylindern och gjutgodsinsatsen.

6 Acceptanskriterier

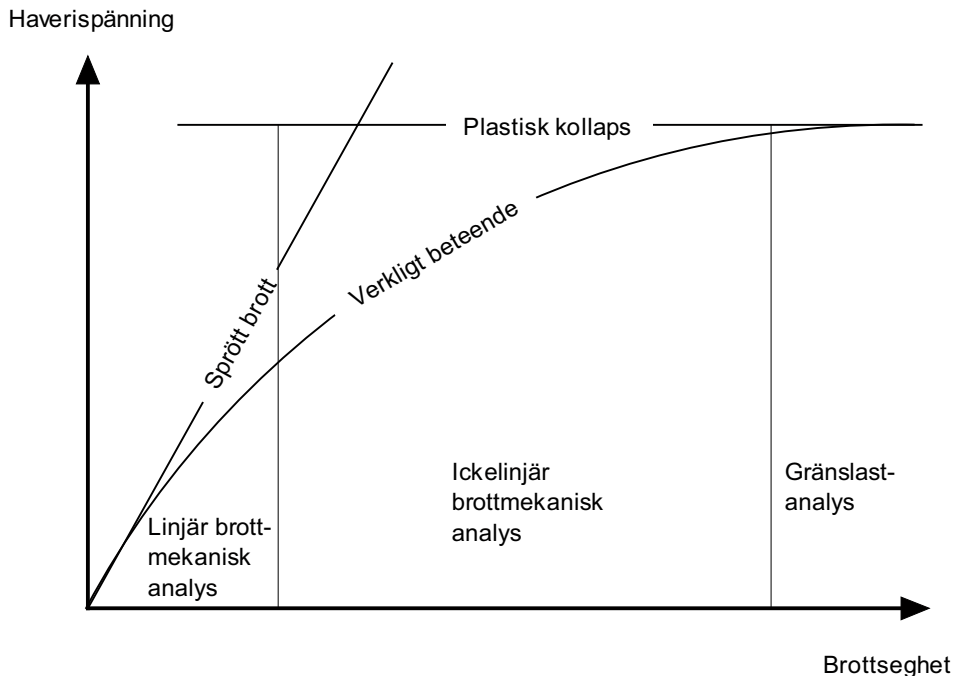
Vid skadetålighetsanalysen ska man bestämma tillåtna defektstorlekar givet förekomsten av de antagna diskontinuiteterna. För insatsen antas dessa defekter/skador vara sprickliknande eller volymetriska (i analysen antas de vara sfäriska/cylindriska håldefekter) och de kräver olika acceptanskriterier.

Vi har valt att utgå ifrån acceptanskriterier som återfinns i den amerikanska tryckkärlsnormen (ASME Boiler and Pressure Vessel Code). Dessa tillämpas idag vid analyser av tryckkärl, rör och komponenter i de svenska kärnkraftverken.

6.1 Sprickliknande defekter – acceptanskriterier gällande för sprött/seggt brott

Vid skadetålighetsanalyser av komponenter med sprickliknande defekter (eller där det postuleras närvaron av defekter) studeras i huvudsak haverimekanismerna sprött brott och plastisk kollaps. Genom att använda moderna beräkningsmetoder (exempelvis R6-metoden /British Energy Generation 2006/) kan man även ta hänsyn till blandformer mellan ovan nämnda mekanismer. Styrande haverimekanism bestäms av komponentens materialegenskaper (brottseghet, sträck- och brottgräns), styrande belastning (inre/yttre tryck, termisk expansion, termiska transienter, svetsgenspänningar etc) samt komponentens och defektens geometri.

R6-metoden /British Energy Generation 2006/ är idag en av de mest använda metoderna för skadetålighetsanalyser av sprickliknande defekter i svenska kärnkraftsanläggningar. En stor fördel med metoden är alltså att den beaktar alla ovan nämnda haverimekanismer. Detta framgår av figur 6-1 som anger en fiktiv haverispänning som funktion av aktuell brottseghet.



Figur 6-1. Haverispänning som funktion av aktuell brottseghet.

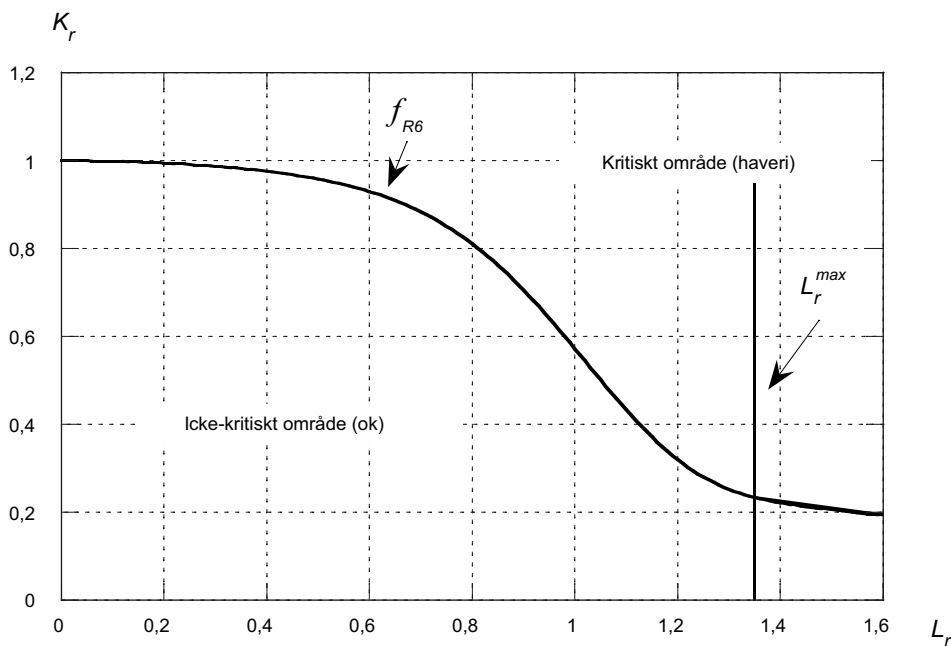
Ovanstående kan åskådliggöras på flera sätt, R6-metoden väljer en tvåparameterbeskrivning i form av K_r och L_r . Vidare införs begränsningar för hur stora K_r och L_r får vara vid en skadetålighetsanalys. Detta sammanfattas nedan och i figur 6-2, som anger en R6 FAD – Failure Assessment Diagram:

- K_r är förhållandet mellan pålagd spänningsintensitetsfaktor K_I och materialets brottseghet K_{Ic} .
- L_r är förhållandet mellan pålagd last och aktuell gränslast.
- Enklaste ansatsen för begränsningen i K_r -led är enligt R6-metoden en avtagande funktion i L_r -led, $K_r^{max} = f_{R6}(L_r)$.
- Enklaste ansatsen för begränsningen i L_r -led är enligt R6-metoden en rät linje, L_r^{max} , givet som förhållandet mellan flytgränsen och sträckgränsen.

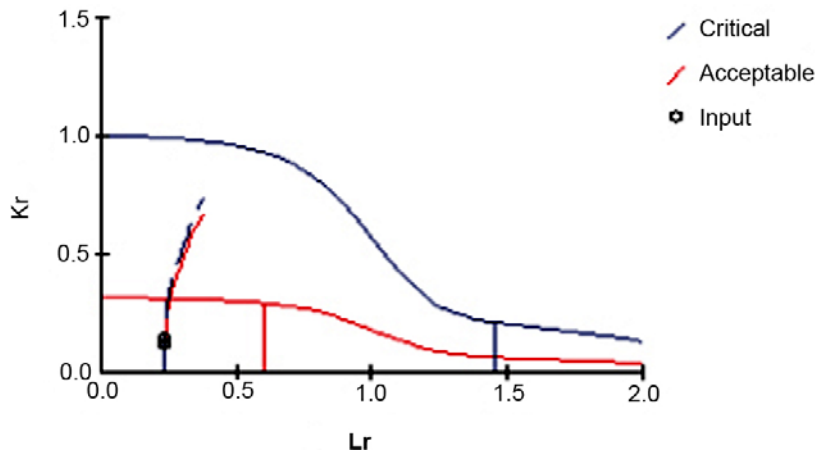
Vid en skadetålighetsanalys för man sedan in punkter i form av pålagda (L_r , K_r). Ifall en punkt hamnar innanför begränsningslinjerna är den analyserade defekten tillåten för fortsatt drift i R6-metodens mening. Ifall en punkt hamnar utanför begränsningslinjerna har man ett brott (haveri) i R6-metodens mening. Detta framgår även av figur 6-2.

I Sverige har vi infört en egen procedur /Dillström et al. 2008/ för skadetålighetsanalyser. Proceduren, som baseras på R6-metoden, innehåller även ett deterministiskt säkerhetsvärderingssystem för att erhålla samma säkerhetsmarginaler mot sprött brott och plastisk kollaps som de man finner i ASME III och ASME XI /ASME 1995/. Vid skadetålighetsanalyser erhåller man sedan kritiska defektstorlekar (motsvarande begränsningslinjerna i R6-metoden) och acceptabla defektstorlekar (motsvarande de via säkerhetsmarginaler reducerade begränsningslinjerna i R6-metoden). Detta framgår av figur 6-3.

Vid analyserna har vi använt samma säkerhetsmarginaler som ASME rekommenderar vid analyser av reaktortankar, detta medför att säkerhetsmarginalen mot initiering av spricktillväxt (SF_K) blir 3,16 och säkerhetsmarginalen mot plastisk kollaps (SF_L) blir 2,4 (gällande vid normal drift etc).



Figur 6-2. R6-metoden / Failure Assessment Diagram.



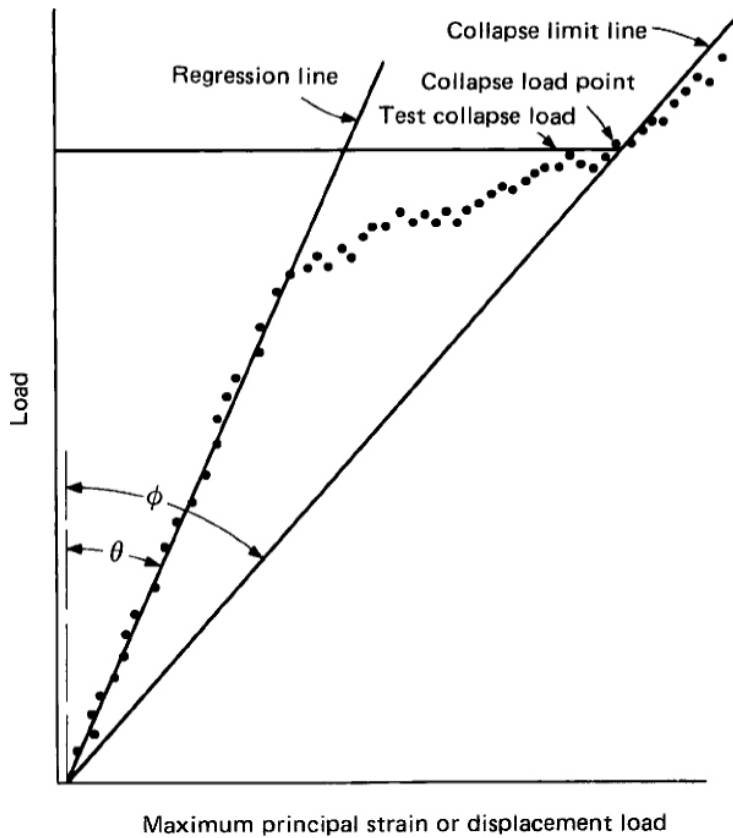
Figur 6-3. Failure Assessment Diagram, inklusive säkerhetsmarginaler mot sprött brott och plastisk kollaps.

6.2 Håldefekter – acceptanskriteria gällande för plastisk kollaps

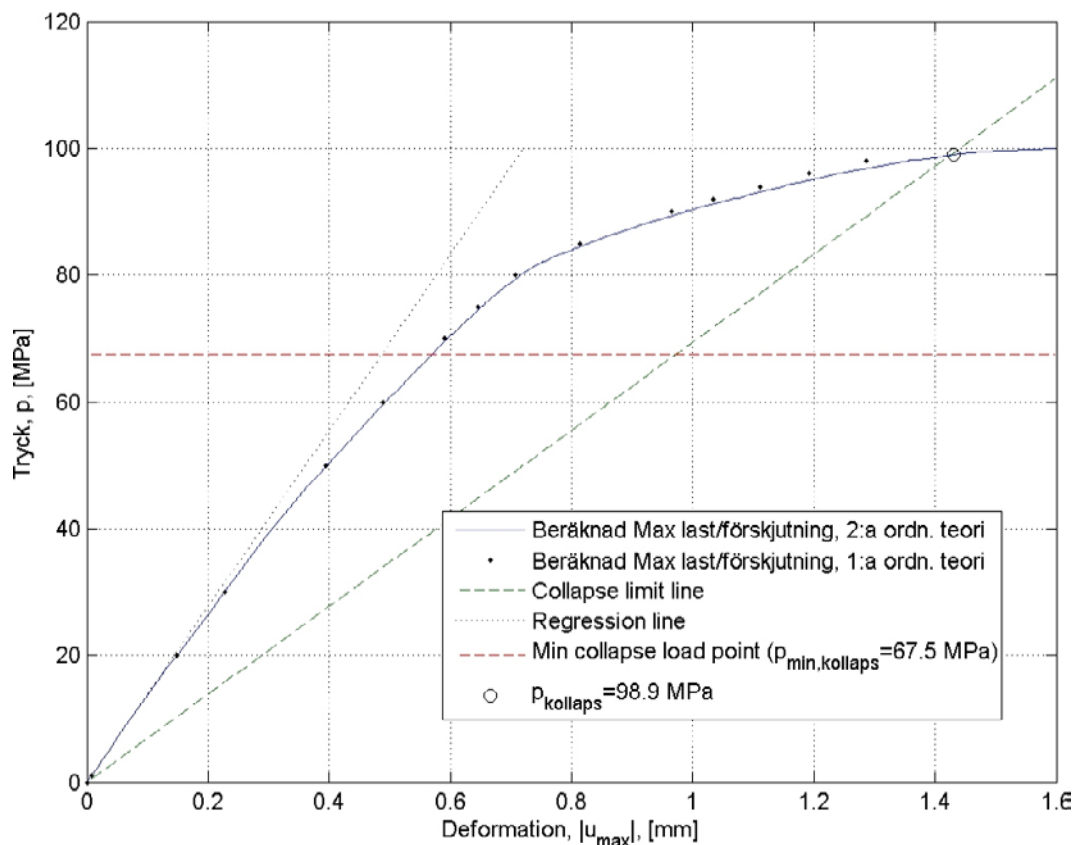
Vid skadetålighetsanalyser av komponenter med håldefekter (eller där det postuleras närvaron av sådana defekter) studeras i huvudsak haverimekanismen plastisk kollaps (men även instabilitetsfenomen/buckling kan vara av intresse).

Vi har valt acceptanskriteria som följer metoden i ASME VIII division 2 artikel 4-136.5 Plastisk analys. I denna metod kan en verklig spännings-töjningskurva användas. Syftet med metoden är att visa att dimensioneringslasten (i detta fall $p = 45$ MPa) inte överskrider $2/3$ av beräknad kollapslast. Beräknad kollapslast definieras i appendix 6 (artikel 6-153) i samma del av ASME VIII. Nedan i figur 6-4 visas hur kollapslasten definieras. Vinkeln θ definieras i det linjärt elastiska området med hjälp av *regression line*. Linjen *collapse limit line* definieras med hjälp av vinkeln ϕ . Vinkeln $\phi = \text{atan}(2 \tan(\theta))$. Collapse load point (beräknad kollapslast) definieras som den punkt där last-förskjutningskurvan korsar collapse limit line. I analyserna divideras dimensioneringslasten med faktorn $2/3$ vilket ger minsta tillåtna beräknade kollapslast $p_{\text{kollaps, min}} = 45/(2/3) = 67,5$ MPa (se figur 6-5).

Då höga tryckspänningar förekommer används 2:a ordningens teori (stora deformationer/rotationer) i analyserna för att ta hänsyn till eventuellt bucklingsfenomen. Figur 6-5 visar last-förskjutningskurvan för nominell geometri (BWR) för analysfallen 1:a ordningens teori (små deformationer/rotationer) samt 2:a ordningens teori. Ingen större skillnad erhålls, vilket medför att det främst är plasticitet som bidrar till kollapsen.



Figur 6-4. Definition av kollapslast enligt 6-153 i ASME VIII.



Figur 6-5. Exempel på beräknad kollapslast enligt 6-153 i ASME VIII (nominell geometri för BWR-kapseln, 2D analys).

7 Skadetålighetsanalyser

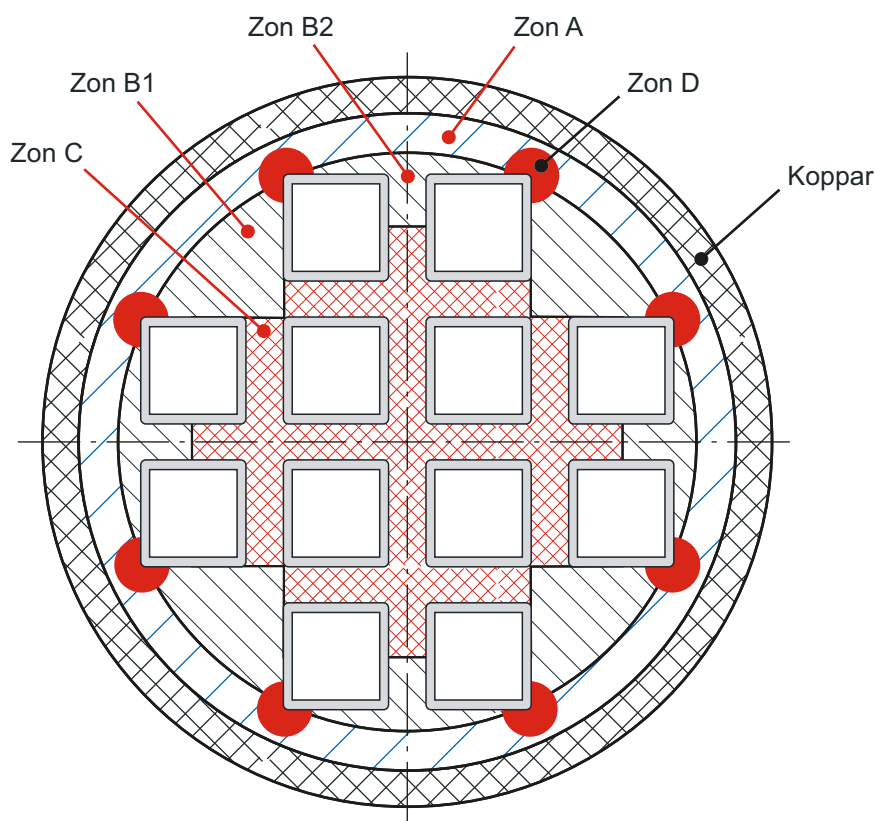
Enligt önskemål från SKB redovisar vi resultaten i fyra olika områden (zoner) i ett tvärsnitt av insatsen. Dessa zoner är valda med hänsyn till hur provningen av insatsen ska genomföras. Zonerna benämns A-D och består av följande områden (se även definition i figur 7-1–7-2):

Zon A Motsvarar området nära insatsens yta (förutom de hörnområden som tillhör zon D).

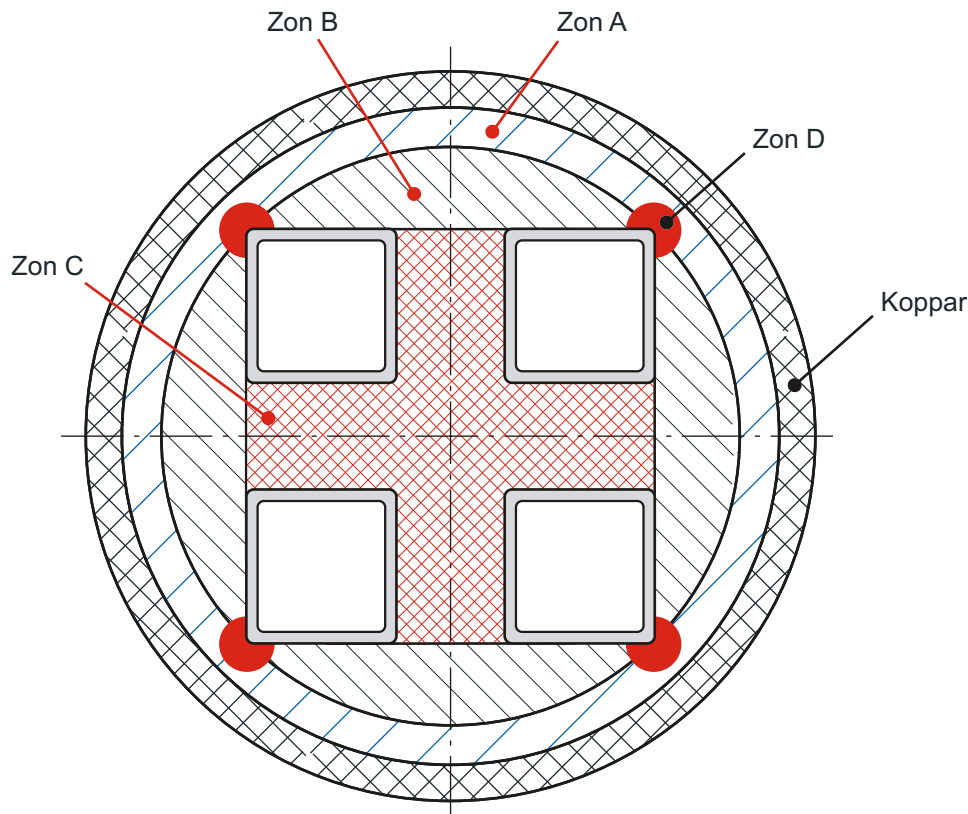
Zon B Motsvarar området emellan den yt nära zonen A och området mellan kanalrören (zon C). Vid redovisningen har vi, för BWR-insatsen, valt att dela upp detta område i två zoner som benämns B1 och B2 (se figur 7-1).

Zon C Motsvarar området mellan kanalrören.

Zon D Motsvarar hörnområden (nära insatsens yta) där man i vissa fall erhåller dragspänningar.



Figur 7-1. Definition av provningsområden för BWR-insatsen (zoner).



Figur 7-2. Definition av provningsområden för PWR-insatsen (zoner).

7.1 Skadetålighetsanalys – sprickliknande defekter

Vid skadetålighetsanalyserna av sprickliknande defekter utgår man ifrån postulerade defekter som antas finnas i olika delar av insatsen. Allmänt kan man säga att ytbrytande defekter oftast är farligare än inre defekter. Vi väljer därför att postulera ytbrytande defekter i de områden som är av intresse vid kvalificeringen av aktuella provningssystem. Följande antaganden har gjorts för att förenkla skadetålighetsanalysen:

- Analyserna av tillåtna och kritiska defektstorlekar är utförda med beräkningsprogrammet ProSACC 1.0 Rev3 samt ProSACC 1.0 Rev6 /Dillström och Zang 2004/.
- Vi har valt att utgå ifrån en idealiserad analysgeometri i form av en plan plåt.
- Grundantagande för de postulerade defekterna är att de anses vara ytbrytande med ett längd/djupförhållande på 6 (vid analyserna antas defekterna vara halvelliptiska, se figur 7-4). Vi har i vissa känslighetsanalyser även analyserat defekter som antas vara helt genomgående.
- Belastningarna (spänningarna) som defekterna utsätts för erhålls från de FE-analyser som presenteras i appendix B (motsvarande $p = 45$ MPa). Vid analysen antas hela spänningsfördelningen verka som en primärspänning. Vi har även tagit hänsyn till de asymmetriska lastfall som redovisas i appendix J.
- Materialdata som använts vid analysen erhålls från ett tidigare genomfört projekt som tog fram relevanta materialdata för insatsen /Dillström 2005/. Vi har använt följande värden: Brottseghet = $79,4 \text{ MPa } \sqrt{\text{m}}$ (experimentellt framtaget värde med ~90 % konfidens), sträckgräns = 270 MPa och brottgräns = 478 MPa. SKB har kontinuerligt utvecklat metoder för tillverkning av insatserna, detta medför att det finns tillgång till nyare materialdata än de som använts i denna studie. Hur detta påverkar resultaten utvärderas i appendix N.

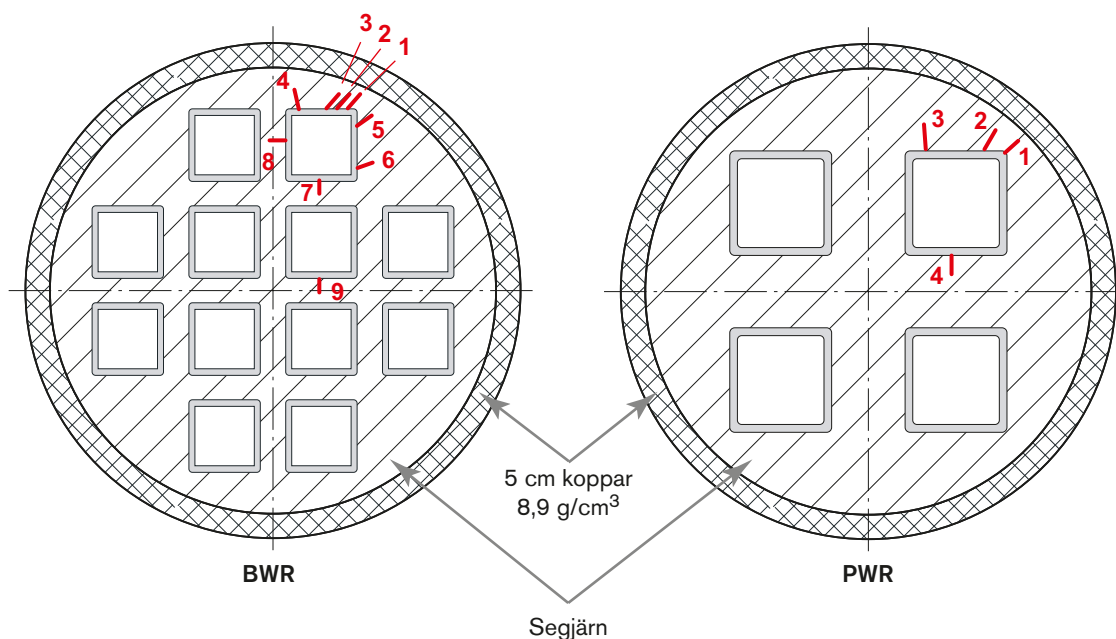
- Acceptansvillkor enligt avsnitt 6.1, som medför att säkerhetsmarginalen mot sprött brott (SF_K) blir 3,16 och säkerhetsmarginalen mot plastisk kollaps (SF_L) blir 2,4. För det asymmetriska lastfallet med en ekvivalent böjspänning på 55 MPa kan detta vara alltför konservativt, men eftersom belastningsunderlaget inte klassar detta lastfall annorlunda väljer vi trots allt att använda dessa säkerhetsmarginaler.
- Tillåten defektstorlek (för de ytbrytande defekterna) bestäms genom att hålla längd/djupförhållandet konstant. Det största defektdjupet som kan analyseras motsvarar 80 % av aktuell godstjocklek /Dillström och Zang 2004/.

Vid skadetålighetsanalysen har vi postulerat ytbrytande defekter orienterade i axiell led, enligt figur 7-3–7-4 (de asymmetriska lastfallen hanteras något annorlunda, se appendix J).

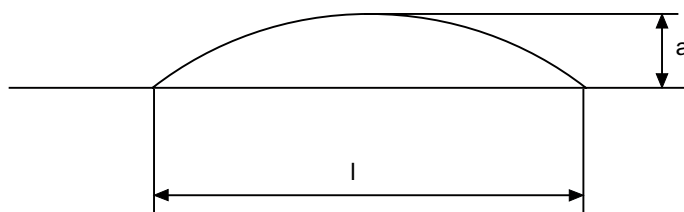
Defektnummereringen innebär följande koppling till de zoner som definieras vid provningen.

För BWR-insatsen gäller följande (se figur 7-1 och figur 7-3):

- Zon A Defekt nummer 3.
- Zon B1 Defekt nummer 5 och 6.
- Zon B2 Defekt nummer 4.
- Zon C Defekt nummer 7, 8 och 9.
- Zon D Defekt nummer 1, 2, 3 och 5.



Figur 7-3. Postulerade ytbrytande sprickliknande defekter (i figuren antyds utbredningen i djupled).



Figur 7-4. Principiellt utseende hos de postulerade defekterna, a är defektens djup och l dess längd.

För PWR-insatsen gäller följande (se figur 7-2 och figur 7-3):

Zon A Defekt nummer 2 och 3.

Zon B Defekt nummer 3.

Zon C Defekt nummer 4.

Zon D Defekt nummer 1 och 2.

I tabell 7-1–7-4 återfinns acceptabla defektstorlekar (längd = l_{acc} och djup = a_{acc}) givet analysförutsättningarna enligt ovan. I samtliga analyserade fall enligt tabell 7-1–7-2 blir analysbegränsningen i ProSACC styrande (dvs att det maximala defektdjupet som kan analyseras motsvarar 80 % av aktuell godstjocklek /Dillström och Zang 2004/). I tabellerna antyds detta genom att ange acceptabla defektstorlekar större än ett visst värde (som då motsvarar 80 % av aktuell godstjocklek).

Tabell 7-1. Acceptabla defektstorlekar för BWR-insatsen (resultat för varje defekt).

| Defekt nr | l_{acc} [mm] | a_{acc} [mm] |
|-----------|----------------|----------------|
| 1 | > 196,3 | > 32,7 |
| 2 | > 208,3 | > 34,7 |
| 3 | > 222,2 | > 37,0 |
| 4 | > 305,3 | > 50,9 |
| 5 | > 393,1 | > 65,5 |
| 6 | > 915,3 | > 152,5 |
| 7 | > 144,0 | > 24,0 |
| 8 | > 144,0 | > 24,0 |
| 9 | > 144,0 | > 24,0 |

Tabell 7-2. Acceptabla defektstorlekar för PWR-insatsen (resultat för varje defekt).

| Defekt nr | l_{acc} [mm] | a_{acc} [mm] |
|-----------|----------------|----------------|
| 1 | > 189,1 | > 31,5 |
| 2 | > 319,3 | > 53,2 |
| 3 | > 672,9 | > 112,2 |
| 4 | > 624,0 | > 104,0 |

Tabell 7-3. Acceptabla defektdjup för BWR-insatsen (resultat i respektive zon).

| Zon | a_{acc} [mm] |
|-----|----------------|
| A | 37 |
| B1 | 65 |
| B2 | 50 |
| C | 24 |
| D | 32 |

Tabell 7-4. Acceptabla defektdjup för PWR-insatsen (resultat i respektive zon).

| Zon | a_{acc} [mm] |
|-----|----------------|
| A | 53 |
| B | 112 |
| C | 104 |
| D | 31 |

Skadetålighetsanalysen av det asymmetriska lastfallet med en ekvivalent böjspänning på 55 MPa har vi hanterat separat (enbart BWR-insatser beaktades). Här antas defekterna antingen starta på insidan eller utsidan av respektive snitt. Värsta fallet ger ett acceptabelt defektdjup på 44 mm (tillhörande zon A eller zon D). Detta innebär att detta lastfall inte blir styrande vid sammanställningen av de acceptabla defektstorlekarna enligt tabell 7-3.

Skadetålighetsanalysen av det asymmetriska lastfallet med en ekvivalent böjspänning på 111,5 MPa har vi också hanterat separat (enbart BWR-insatser beaktades). Även här antas defekterna antingen starta på insidan eller utsidan av respektive snitt. Huruvida detta belastningsfall blir styrande eller inte beror på antaganden rörande hur sannolikt det är att detta lastfall uppstår.

- Ifall detta anses vara ett lastfall som motsvarar normal drift används en säkerhetsmarginal mot sprött brott (SF_K) på 3,16 och en säkerhetsmarginal mot plastisk kollaps (SF_L) på 2,4. Detta ger ett acceptabelt defektdjup på 14 mm (tillhörande zon A eller zon D). Detta värde är mindre än det som redovisas i tabell 7-3.
- Ifall detta anses vara ett lastfall som är mindre sannolikt används en säkerhetsmarginal mot sprött brott (SF_K) på 1,41 och en säkerhetsmarginal mot plastisk kollaps (SF_L) på 1,2. Detta ger ett acceptabelt defektdjup på 48 mm (tillhörande zon A eller zon D). Detta värde är större än det som redovisas i tabell 7-3.

Ovanstående analyser är utförda med postulerade ytbrytande sprickliknande defekter, där defekterna antas vara halvelliptiska och orienterade i omkretsled (dvs vinkelrätt mot de pålagda böjspänningarna). Kopplingen mellan provning och skadetålighetsanalys sker genom att man omsluter den vid provning funna defekten så att den täcks över av den idealiserade defektgeometrin. Regler för hur man karakteriserar defekten och när man anser att två (eller flera) närliggande defekter ska analyseras som en stor defekt återfinns i /Dillström et al. 2008/.

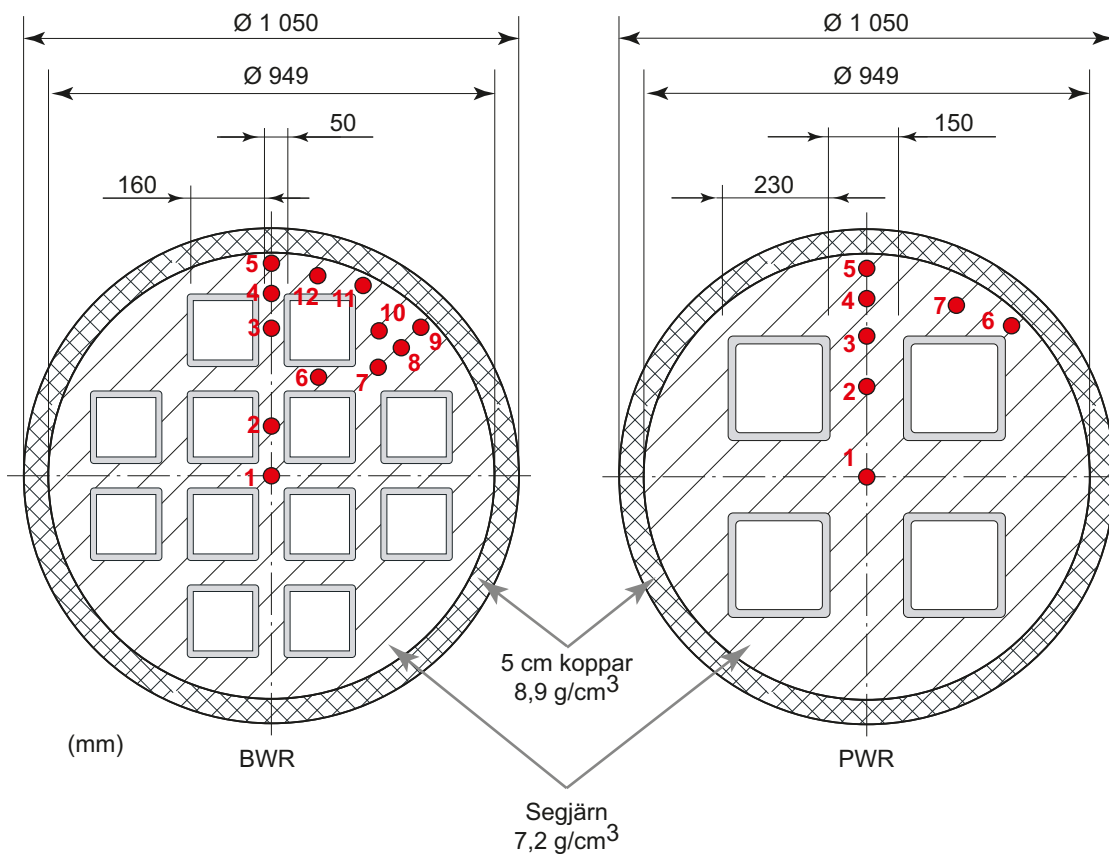
7.2 Skadetålighetsanalys – håldefekter

Nedan, i tabell 7-5–7-6, redovisas beräknade kollapstryck för en mängd varianter av postulerade håldefekter gällande både för BWR- och PWR-insatser. De postulerade håldefekterna definieras i appendix A och sammanfattas också i figur 7-5. Alla analyser är gjorda med en 2D FE-modell (se appendix A) vilket medför att postulerade håldefekter blir cylindriska med höjd motsvarande hela kapselns höjd. Detta är ett väldigt konservativt antagande.

I tabellerna syns att alla modellvarianter klarar villkoret för plastisk kollaps enligt ASME VIII, dvs beräknat kollapstryck är större än 67,5 MPa (se avsnitt 6.2).

Tabell 7-5. Sammanställning av beräknade kollapstryck för BWR.

| Modellvariant | Beräknat kollapstryck [MPa] |
|---|-----------------------------|
| Nominell geometri | 98,9 |
| Hål 01 (R = 25 mm) | 68,1 |
| Hål 02 (R = 10 mm) | 71,5 |
| Hål 03 (R = 10 mm) | 81,7 |
| Hål 04 (R = 10 mm) | 96,3 |
| Hål 05 (R = 30 mm) | 73,1 |
| Hål 06 (R = 10 mm) | 87,0 |
| Hål 07 (R = 30 mm) | 74,2 |
| Hål 8/9 (R = 50 mm) | 71,7 |
| Hål 10 (R = 30 mm) | 98,7 |
| Hål 11 (R = 10 mm) | 90,7 |
| Hål 12 (R = 20 mm) | 67,8 |
| $\Delta = 15$ mm (stelkroppsförflyttning av kanalrör) | 75,3 |



Figur 7-5. Positioner för postulerade håldefekter.

Tabell 7-6. Sammanställning av beräknade kollapstryck för PWR.

| Modellvariant | Beräknat kollapstryck [MPa] |
|--------------------|-----------------------------|
| Nominell geometri | 127,9 |
| Hål 01 (R = 70 mm) | 85,3 |
| Hål 02 (R = 50 mm) | 71,5 |
| Hål 03 (R = 50 mm) | 78,1 |
| Hål 04 (R = 50 mm) | 108,2 |
| Hål 05 (R = 50 mm) | 94 |
| Hål 06 (R = 10 mm) | 102,5 |
| Hål 07 (R = 40 mm) | 71,3 |

Tabellerna ovan visar att insatsen har god tålighet mot plastisk kollaps. Genom att koppla hålnummer mot zondefinition kan man översätta resultaten till ett acceptanskrav i respektive zon. Acceptabla defektstorlekar sammanfattas i tabell 7-7-7-8.

För BWR-insatsen gäller följande (se figur 7-1 och figur A-5):

- Zon A Hål nummer 5, 9 och 12.
- Zon B1 Hål nummer 7, 8, 9 och 10.
- Zon B2 Hål nummer 3 och 4.
- Zon C Hål nummer 1, 2, 3, 4 och 6.
- Zon D Hål nummer 11.

Tabell 7-7. Acceptabel håldiameter (D_{acc}) i olika zoner (resultat för BWR-insatsen).

| Zon | D_{acc} [mm] |
|-----|----------------|
| A | 40 |
| B1 | 60 |
| B2 | 20 |
| C | 20 |
| D | 20 |

Tabell 7-8. Acceptabel håldiameter (D_{acc}) i olika zoner (resultat för PWR-insatsen).

| Zon | D_{acc} [mm] |
|-----|----------------|
| A | 80 |
| B | 100 |
| C | 100 |
| D | 20 |

För PWR-insatsen gäller följande (se figur 7-2 och figur A2-4):

Zon A Hål nummer 4, 5 och 7.

Zon B Hål nummer 3 och 4.

Zon C Hål nummer 1, 2 och 3.

Zon D Hål nummer 6.

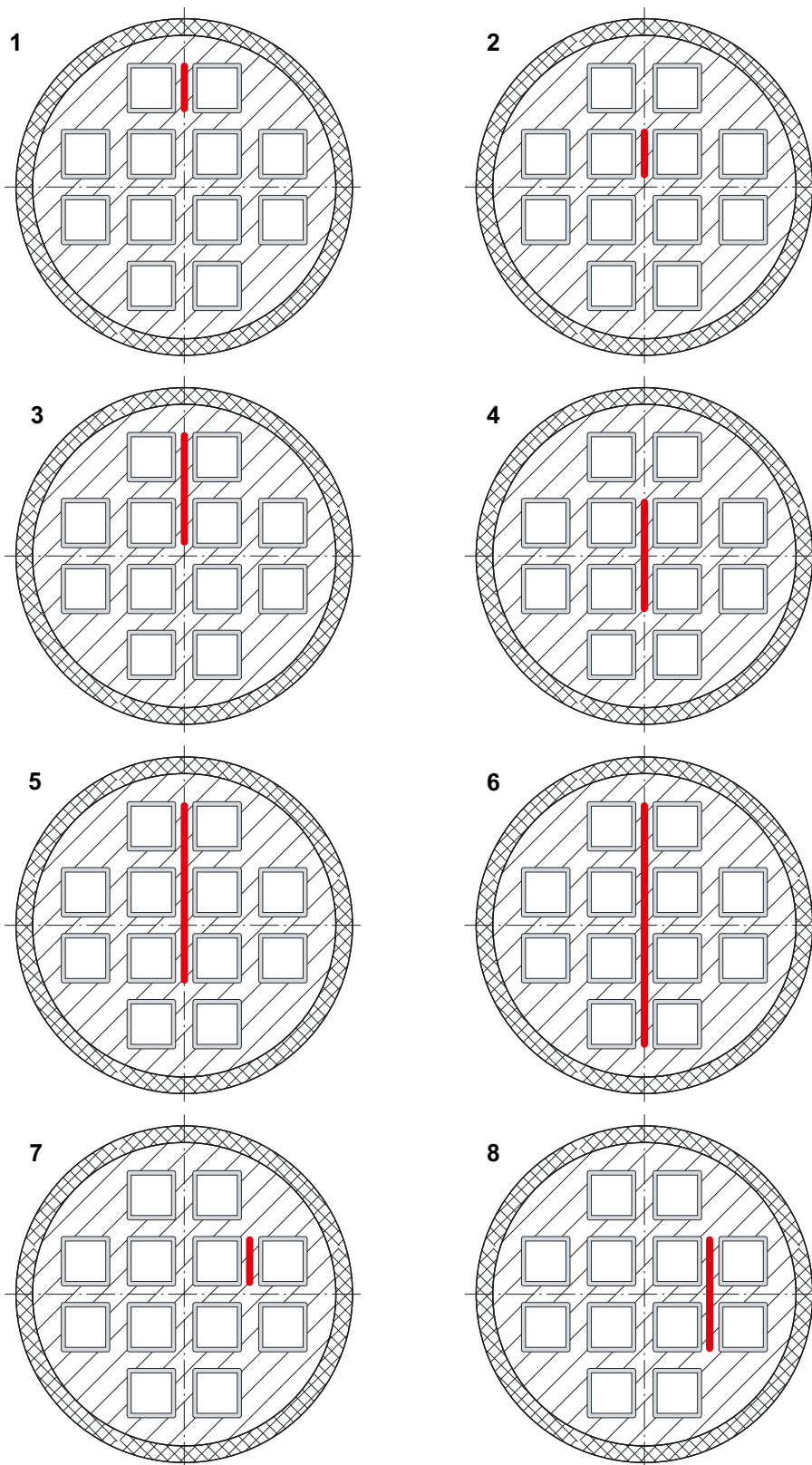
7.3 Skadetålighetsanalys – axiella slitsar i gjutgodsinsatsen

För att täcka in ej avsökta områden vid ultraljudsprovningen av insatserna, har ett antal fiktiva defekter analyserats. I detta avsnitt redovisas resultaten från analyserna av åtta fiktiva axiella slitsar i BWR-gjutgodsinsatsen (slitsarnas läge i kapselns tvärsnitt framgår av figur 7-6).

För de fiktiva slitsarna krävs det att man genomför fullständiga elastisk-plastiska FE-analyser (där slitsarna ingår i FE-modellerna) upp till belastningsnivåer som ligger långt över designlastfallet. För att ta fram acceptabla storlekar hos slitsarna används villkoret för plastisk kollaps enligt ASME VIII (se avsnitt 6.2). Analyserna redovisas mer detaljerat i appendix L. De framtagna acceptabla axiella slitslängderna sammanfattas i tabell 7-9.

Tabell 7-9. Acceptabel axiell slitslängd (resultat för BWR-insatsen).

| Slits nummer | Acceptabel axiell slitslängd [mm] |
|--------------|-----------------------------------|
| 1 | 4 200 |
| 2 | 4 200 |
| 3 | 2 130 |
| 4 | 1 550 |
| 5 | 1 060 |
| 6 | 930 |
| 7 | 4 200 |
| 8 | 800 |



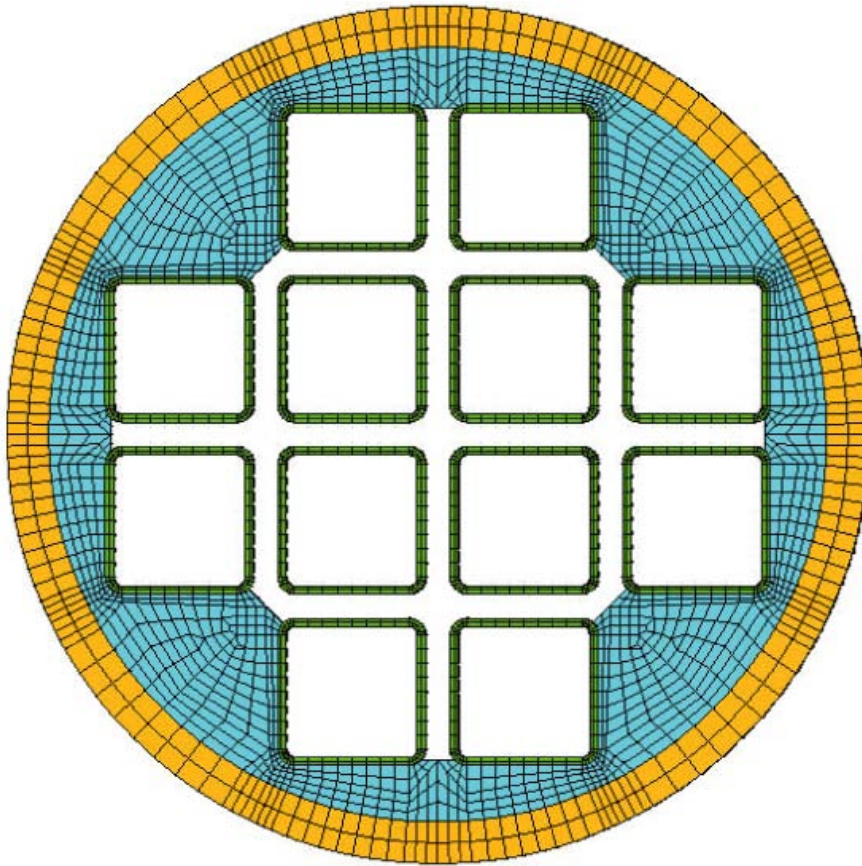
Figur 7-6. Läge för de åtta analyserade fiktiva slitsarna.

7.4 Skadetålighetsanalys – allt material borta mellan kanalrören

För att täcka in ej avsökta områden vid ultraljudsprovningen av insatserna, har ett antal fiktiva defekter analyserats. I detta avsnitt redovisas resultaten från analyserna av fallet då man tagit bort allt material mellan kanalrören (hur materialet är borttaget i ett tvärsnitt av kapseln framgår av figur 7-7).

För det fiktiva fallet där man tagit bort allt material mellan kanalrören krävs det att man genomför fullständiga elastisk-plastiska FE-analyser (där hänsyn tas till det borttagna materialet i FE-modellerna) upp till belastningsnivåer som ligger långt över designlastfallet. För att ta fram acceptabla storlekar hos det borttagna materialet används villkoret för plastisk kollaps enligt ASME VIII (se avsnitt 6.2). Analyserna redovisas mer detaljerat i appendix M.

Den framtagna acceptabla axiella längden med borttaget material är 412 mm.



Figur 7-7. Borttaget material mellan kanalrören (FE-modell).

8 Slutsatser

SKB avser att kvalificera ett provningssystem för upptäckt och storleksbestämning av de defekter som bedöms vara relevanta för segjärnsinsatsen. Som stöd för denna kvalificering krävs en skadetålighetsanalys som anger aktuella kvalificeringsmål, givet antagna skade- och haverimekanismer.

Denna rapport redovisar skadetålighetsanalyser av olika typer av defekter som bedöms vara relevanta för segjärnsinsatsen. Resultaten särredovisas för respektive provningsområde (zon) och typ av insats (BWR och PWR).

Analyserna visar att insatsen är mycket defekttålig. För sprickliknande defekter blir det minsta redovisade acceptabla defektdjupet 24 mm (gällande för BWR-insatser mellan kanälrören). För håldefekter blir den minsta redovisade acceptabla håldiametern 20 mm (gällande för både BWR- och PWR-insatser).

Ifall ett asymmetriskt lastfall, med en ekvivalent böjspänning på 111,5 MPa, anses vara vanligt förekommande blir det minsta redovisade acceptabla defektdjupet 14 mm. Ifall detta lastfall anses som mindre sannolikt så blir det acceptabla defektdjupet 24 mm styrande enligt ovan.

För att täcka in ej avsökta områden vid ultraljudsprovningen av insatserna, har ett antal fiktiva defekter analyserats. Även här visar det sig att insatsen är mycket defekttålig.

Slutligen kan det påpekas att SKB kontinuerligt har utvecklat metoder för tillverkning av insatserna, detta medför att det numera finns tillgång till nyare och bättre materialdata än de som använts i denna rapport. De resultat och slutsatser som presenteras i rapporten, påverkas dock inte av att man använt äldre materialdata vid analyserna.

9 Referenser

Publikationer utgivna av SKB (Svensk Kärnbränslehantering AB) kan hämtas på www.skb.se/publikationer. Referenser till SKB:s opublicerade dokument finns samlade i slutet av referenslistan. Oppublicerade dokument lämnas ut vid förfrågan till dokument@skb.se.

ASME, 1995. ASME boiler and pressure vessel code. New York: American Society of Mechanical Engineers.

British Energy Generation, 2006. R6: Assessment of the integrity of structures containing defects. Rev 4, up to amendment 5. Gloucester: British Energy Generation.

Dillström P, 2005. Probabilistic analysis of canister inserts for spent nuclear fuel. SKB TR-05-19, Svensk Kärnbränslehantering AB.

Dillström P, Zang W, 2004. User manual ProSACC Version 1.0. DNV Research Report 2004/02, Det Norske Veritas AB, Stockholm.

Dillström P, Bergman M, Brickstad B, Zang W, Sattari-Far I, Andersson P, Sund G, Dahlberg L, Nilsson F, 2008. A combined deterministic and probabilistic procedure for safety assessment of components with cracks – handbook. SSM 2008:01, Strålsäkerhetsmyndigheten.

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.

Referenser tillhörande appendix A

Karlsson M, 2002. Mechanical integrity of copper canister lid and cylinder. SKI Report 2003:05, Statens kärnkraftsinspektion.

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.

Referenser tillhörande appendix N

Brickstad B, 2009. Analys av driftinducerade skador i svenska kärntekniska anläggningar. SSM 2008/232, Strålsäkerhetsmyndigheten.

Dillström P, 2005. Probabilistic analysis of canister inserts for spent nuclear fuel. SKB TR-05-19, Svensk Kärnbränslehantering AB.

Oppublicerade dokument

| SKBdoc id version | Titel | Utfärdare, år |
|-------------------|--|---------------|
| 1175208 ver 5.0 | Tillverkning av kapselkomponenter | SKB, 2009 |
| 1206894 ver 1.0 | Uneven swelling pressure on the canister, simplified load cases derived from uneven wetting, rock contours and buffer density distribution | SKB, 2009 |

Referenser tillhörande appendix A

| SKBdoc id version | Titel | Utfärdare, år |
|-------------------|--|--|
| 1173031 ver 1.0 | Compression experiments addressing canister inserts I24 and I25 | Joint Research Centre, European Commission, 2004 |
| 1206894 ver 1.0 | Uneven swelling pressure on the canister, simplified load cases derived from uneven wetting, rock contours and buffer density distribution | SKB, 2009 |
| 1213475 ver 1.0 | Inspection certificate according to EN 10 204 31B, Spec No 31080003 | Steel Košice, s.r.o., 2003 |
| 1213477 ver 1.0 | Provningsintyg EN10204-3.1B, Provnr 626217 | SSAB Tunnpå, 2002 |
| 1214343 ver 1.0 | HABA Planstahl (1.0570/S355J2G3) | HABA PlattenService AG, 2003 |

Referenser tillhörande appendix J

| SKBdoc id version | Titel | Utfärdare, år |
|-------------------|--|---------------|
| 1206894 ver 1.0 | Uneven swelling pressure on the canister, simplified load cases derived from uneven wetting, rock contours and buffer density distribution | SKB, 2009 |

Referenser tillhörande appendix N

| SKBdoc id version | Titel | Utfärdare, år |
|-------------------|--|--|
| 1092033 ver 1.0 | Compression properties of six KBS-3 canister inserts | Joint Research Centre, European Commission, 2007 |
| 1203550 ver 1.0 | Brottmekanisk provning av gjutjärn | KTH, 2009 |

FE-analyser av BWR- och PWR-kapslarna

A1 Material

A1.1 Gjutjärn

Insatserna tillverkas i gjutjärn.

Elasticitetsmodul, $E = 166 \text{ GPa}$ /SKBdoc 1173031/ (medelvärde av sex redovisade prov)

Poissons tal, $\nu = 0,3$

Sträckgräns, $R_p = 270 \text{ MPa}$ /SKBdoc 1173031/ (medelvärde av sex redovisade tryckprov)

Spänningtöjningskurvan för gjutjärnet /SKBdoc 1173031/ ges av tabell A-1 (representativ för de redovisade tryckproven).

A1.2 Koppar

Det yttre höljet tillverkas i koppar. Olika tillverkningsmetoder ger olika materialdata exempelvis är det stor skillnad mellan sträckgränsen vid extrudering respektive smidning. Efter samråd med SKB har vi valt att använda data som härrör från extruderingsprov.

Elasticitetsmodul, $E = 114 \text{ GPa}$ /Karlsson 2002/

Poissons tal, $\nu = 0,35$ /Karlsson 2002/

$R_p = 58 \text{ MPa}$ (Minvärde för någon av T25-T27, T39-T42)

$R_m = 214 \text{ MPa}$ (Minvärde för någon av T25-T27, T39-T42)

Det saknas spänningtöjningskurvor från SKB. Det finns däremot en figur 3 i referens /Karlsson 2002/ som refererar till SKB TR 92-30 (finns även allmänt publicerade data för andra kopparlegeringar). Vi har valt följande förenklade tabell där vi utgår ifrån figur 3 i /Karlsson 2002/.

Tabell A-1 Spänningtöjningskurva för gjutjärn.

| Töjning (true strain) [-] | Töjning (engineering strain) [-] | Spänning (true stress) [MPa] |
|------------------------------|-------------------------------------|---------------------------------|
| 0 | 0 | 0 |
| 1,627E-3 | 1,628E-3 | 270 |
| 0,02 | 0,02 | 333 |
| 0,04 | 0,041 | 394 |
| 0,06 | 0,062 | 429 |
| 0,10 | 0,105 | 482 |
| 0,20 | 0,221 | 534 |
| 0,50 | 0,649 | 550 |
| 1 | 1,718 | 550 |

Tabell A-2. Spänningtöjningskurva för koppar (engineering stress/strain).

| Töjning | Spänning [MPa] | Anmärkning |
|----------|----------------|--|
| 0 | 0 | — |
| 5,088E-4 | 58 | R_p / E |
| 0,1 | 150 | Avläst i figur 3, referens /Karlsson 2002/ |
| 0,2 | 200 | Avläst i figur 3, referens /Karlsson 2002/ |
| 0,595 | 214 | |
| 1 | 214 | Linjär extrapolation |

A1.3 Stål

Stålrörskassetterna är tillverkade av stålsorten S355J2G3, exempelvis Domex 355 MC B.

Elasticitetsmodul, $E = 210 \text{ GPa}$ /SKBdoc 1214343/

Poissons tal, $\nu = 0,3$

Detta material uppvisar ett sträckgränsområde.

$R_e = 412 \text{ MPa}$ /SKBdoc 1213477, (Minvärde för tre redovisade värden)
SKBdoc 1213475/

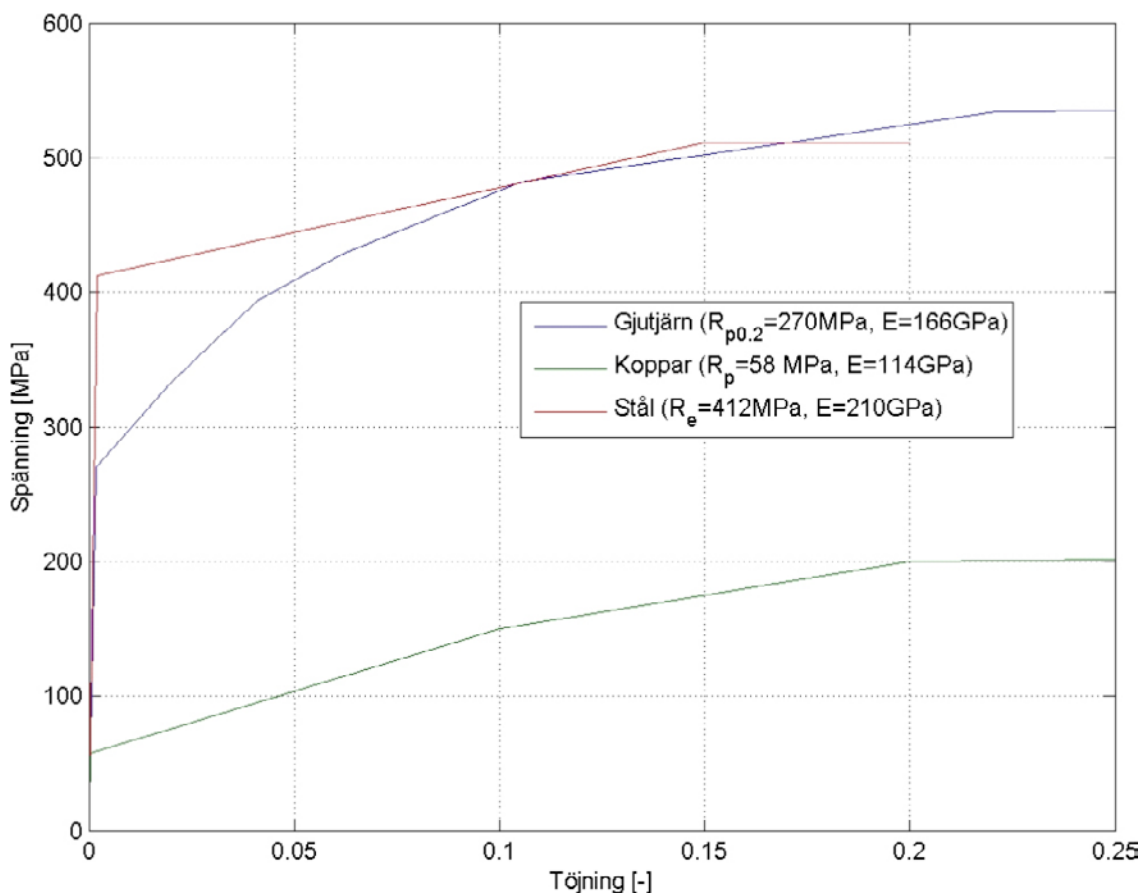
$R_m = 511 \text{ MPa}$ /SKBdoc 1213477, (Minvärde för tre redovisade värden)
SKBdoc 1213475/

Det saknas spänningtöjningskurvor från SKB. Däremot finns det generella spänningtöjningskurvor för Domex 355 MC B på SSAB:s hemsida. Dessa är framtagna med $R_e = 389 \text{ MPa}$ och $R_m = 484 \text{ MPa}$ och kan skalas om för att gälla med våra data. Gör vi detta erhålls följande mycket förenklade tabell.

De framtagna spänningtöjningskurvorna sammanfattas i figur A-1.

Tabell A-3. Spänningtöjningskurva för aktuell stålsort (engineering stress/strain).

| Töjning [-] | Spänning [MPa] |
|-------------|----------------|
| 0 | 0 |
| 1,96E-3 | 412 |
| 0,15 | 511 |
| 0,20 | 511 |



Figur A-1. Spänningtöjningskurvor för de olika ingående materialen.

A1.4 Friktion

Följande värden på friktion används mellan de olika kontaktytorna:

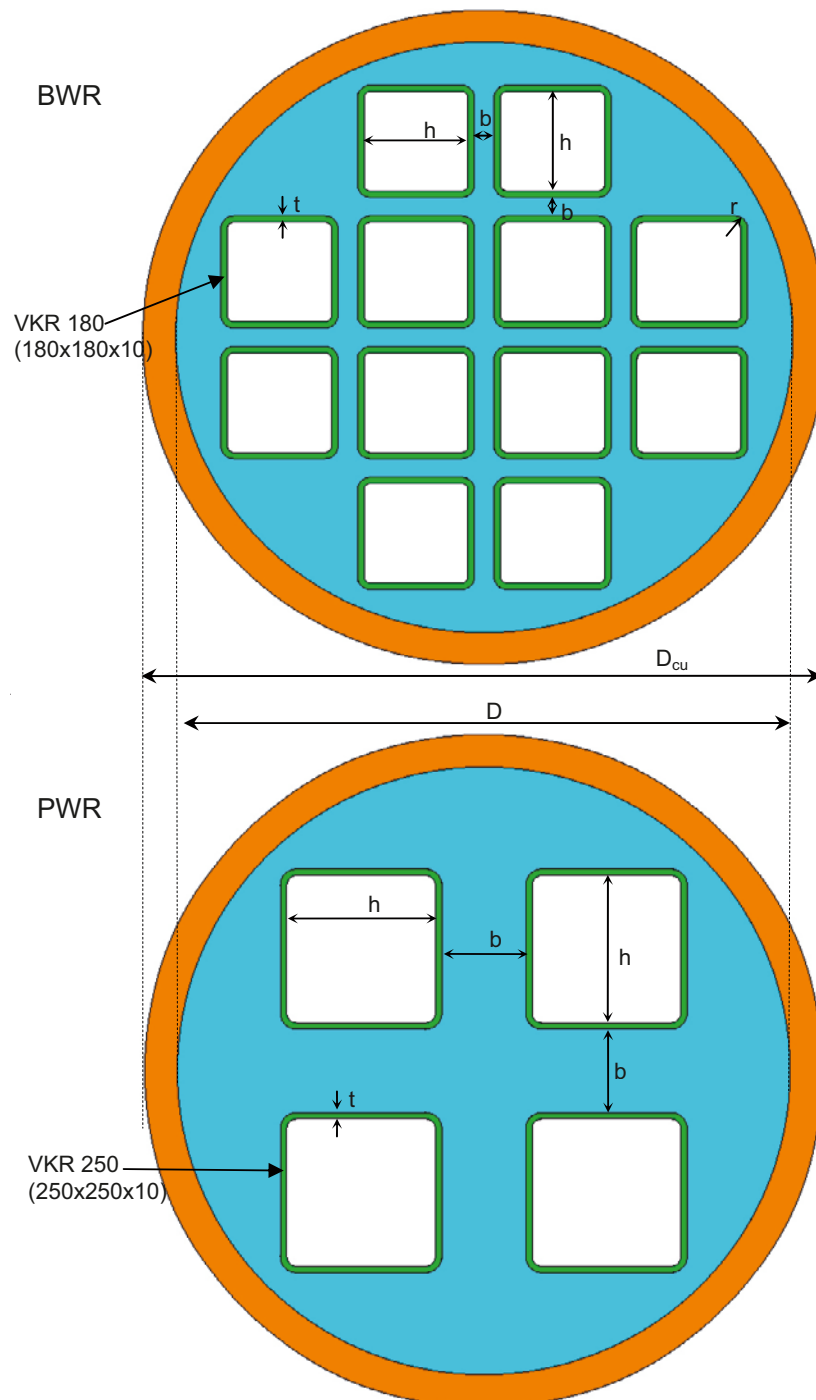
koppar – gjutgods: $\mu = 0,3$,

gjutgods – stål: $\mu = 0,3$.

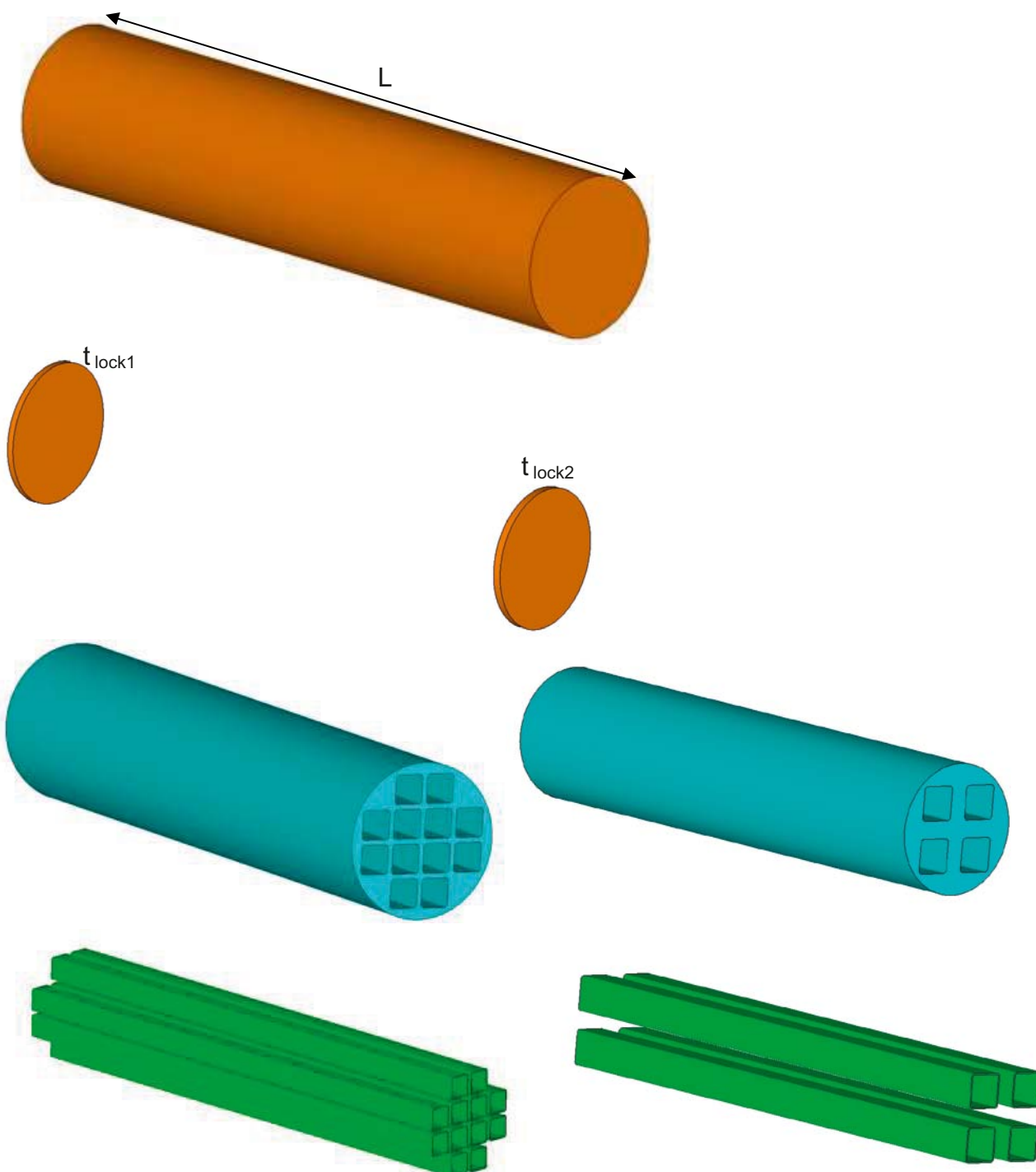
För fallet friktion mellan koppar/gjutgods görs en parameterstudie i intervallet $0,01 \leq \mu \leq 0,6$, se avsnitt A5.4 och appendix E.

A2 Geometri

Nedan sammanfattas de analyserade geometrierna för både BWR- och PWR-kapslarna.



Figur A-2. Tvärsnittsgeometri.



Figur A-3. Geometri i längdled.

Tabell A-4. Geometrimått, för definitioner se figur A-2–A-3.

| Geometrimått [mm] | BWR | PWR | Geometrimått [mm] | BWR | PWR |
|-------------------|-------|-------|-------------------|-------|-------|
| D | 949 | 949 | L (exkl lock) | 4 463 | 4 450 |
| D_{cu} | 1 050 | 1 050 | t_{lock1} | 50 | 50 |
| b | 30 | 130 | t_{lock2} | 60 | 95 |
| h | 160 | 230 | | | |
| t | 10 | 10 | | | |
| r | 20 | 25 | | | |

Sedan de första analyserna till denna rapport utfördes, har SKB tagit fram ett förslag till ny PWR-geometri. Förändringen hos den nya geometrin jämfört med den gamla, som hittills använts, är att kanalrörens tvärsnitt och läge förändrats. PWR-insatsen ändras så att avståndet mellan kanalrören är 110 mm (tidigare 130 mm), inre tvärsnittet hos kanalrören är 235×235 mm och väggjockleken hos rören är 12,5 mm (tidigare 10 mm). En jämförelse mellan gamla och nya geometrin återfinns i figur A-4.

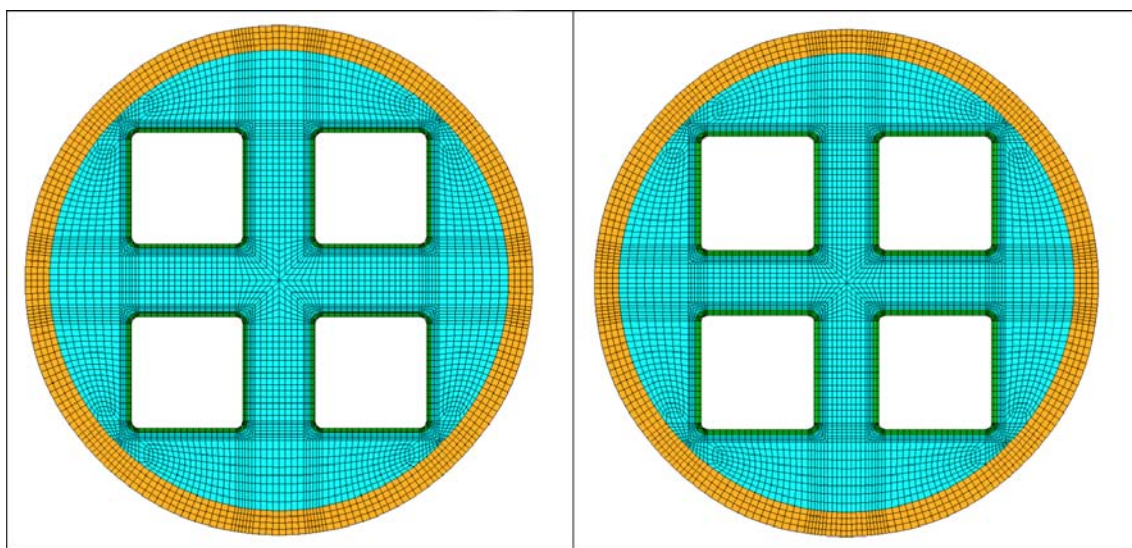
Som synes är det inga stora skillnader mellan de två geometrierna. Kontroll av ifall förändringen påverkar resultaten genomförs i appendix K. Slutsatsen är att skillnaden är så liten att resultaten för den gamla PWR-geometrin är relevanta även för den nya PWR-geometrin.

A2.1 Postulerade håldefekter

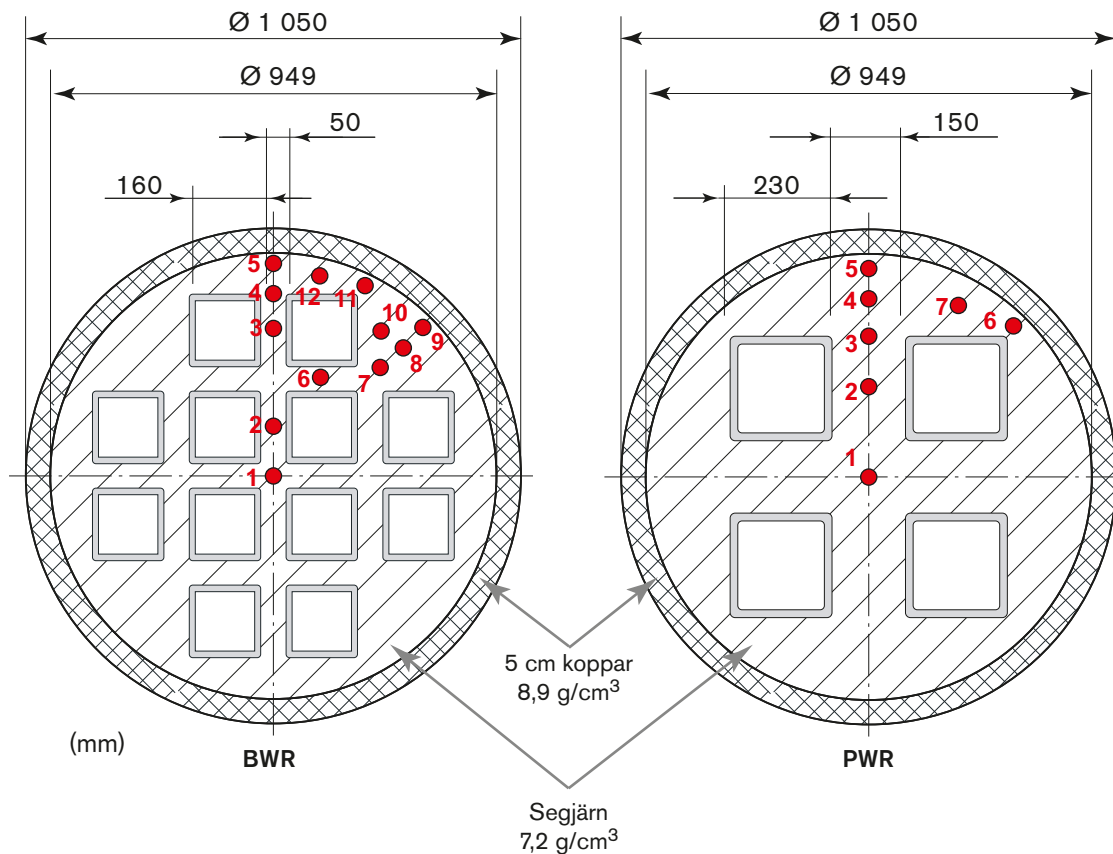
I figur A-5 definieras positioner för de postulerade sfäriska håldefekterna (notera att hålen ej är i korrekt skala, utan enbart införda för att ange aktuell position). Storlek på hålen ges i tabell A-5 (i varje position har två olika defektstorlekar analyserats).

Tabell A-5. Storlek på postulerade håldefekter.

| Håldefekt nr | BWR | PWR |
|--------------|----------------|----------------|
| | Radie, R, [mm] | Radie, R, [mm] |
| 1 | 12,5, 25 | 35, 70 |
| 2 | 5, 10 | 25, 50 |
| 3 | 5, 10 | 25, 50 |
| 4 | 5, 10 | 25, 50 |
| 5 | 15, 30 | 25, 50 |
| 6 | 5, 10 | 5, 10 |
| 7 | 15, 30 | 20, 40 |
| 8/9 | 25, 50 | – |
| 10 | 15, 30 | – |
| 11 | 5, 10 | – |
| 12 | 10, 20 | – |



Figur A-4. Jämförelse mellan gamla (till vänster) och nya PWR-geometrin.



Figur A-5. Positioner för postulerade håldefekter.

A2.2 Fiktiva slitsar

I figur A-6 definieras positioner för de fiktiva axiella slitsarna. Storleken på de analyserade slitsarna ges i tabell A-6 (slitsarna är placerade mitt emellan anslutande kanalrör).

A2.3 Fiktivt fall med allt material borta mellan kanalrören

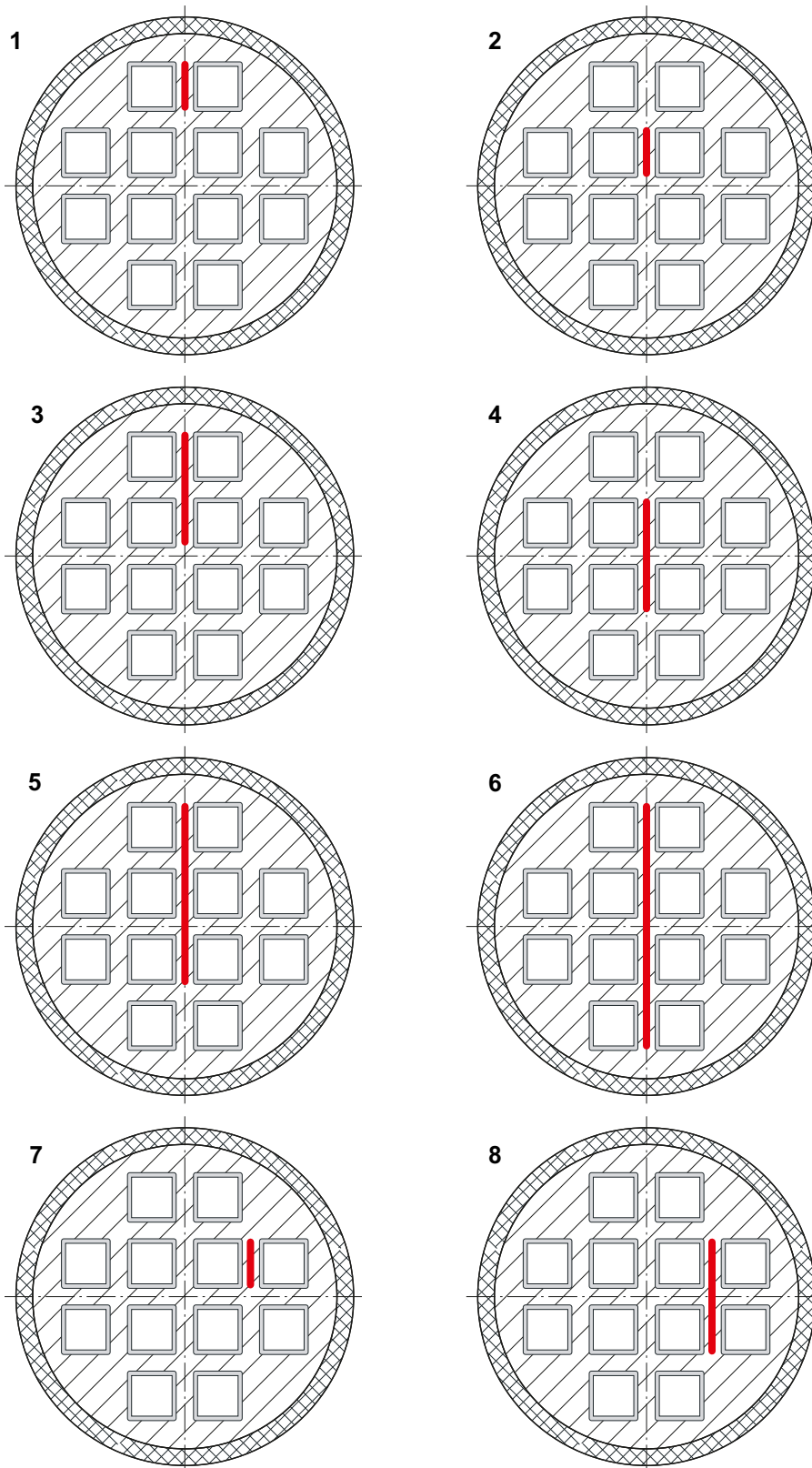
I figur A-7 definieras hur materialet är borttaget i ett tvärsnitt av kapseln. Analyserna är sedan genomförda för ett antal fall (med material borttaget) där axiella längderna varierar mellan 60 mm upp till 600 mm.

A2.4 Förskjutning av kanalrören

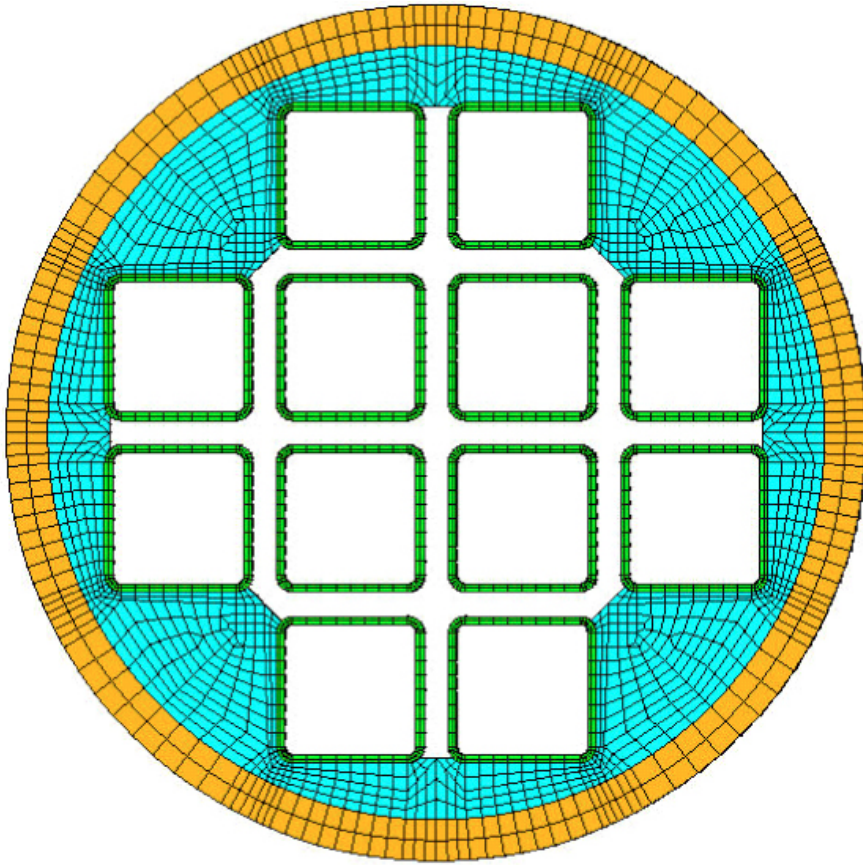
En parametrisk studie av inverkan av kanalrörens eventuella stelkroppsförflyttning, Δ , relativt centrum av det cylindriska tvärsnittet, se figur A-8. $\Delta = 5, 10$ och 15 mm analyseras.

Tabell A-6. Storleken på de analyserade slitsarna.

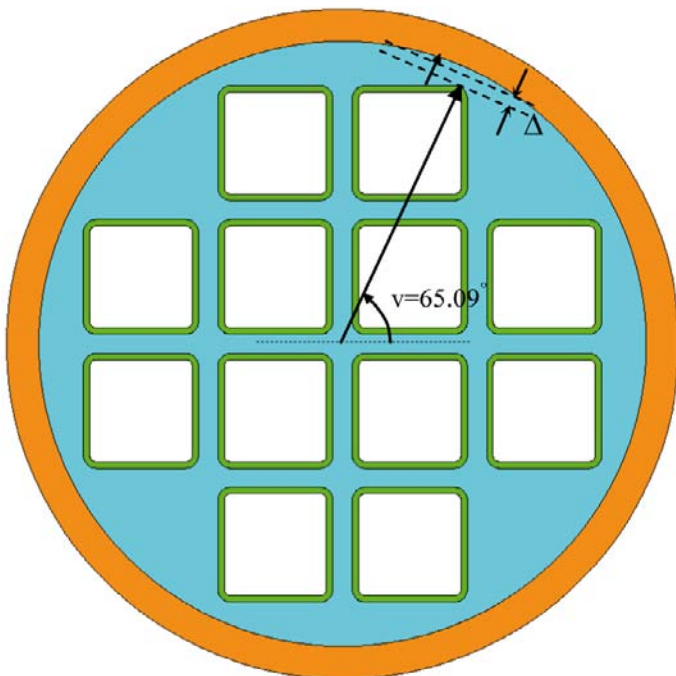
| Slits nr | Slitsbredd i tvärsnittet [mm] | Slitshöjd i tvärsnittet [mm] | Axiell slitslängd [mm] |
|----------|-------------------------------|------------------------------|------------------------|
| 1 | 10 | 160 | 4 200 |
| 2 | 10 | 185 | 4 200 |
| 3 | 10 | 395 | 1 200–2 100 |
| 4 | 10 | 370 | 1 200–1 600 |
| 5 | 10 | 580 | 1 000–1 200 |
| 6 | 10 | 790 | 400–1 000 |
| 7 | 10 | 185 | 1 600–4 200 |
| 8 | 10 | 370 | 600–1 400 |



Figur A-6. Läge för de åtta analyserade fiktiva slitsarna.



Figur A-7. Borttaget material mellan kanalrören (FE-modell).



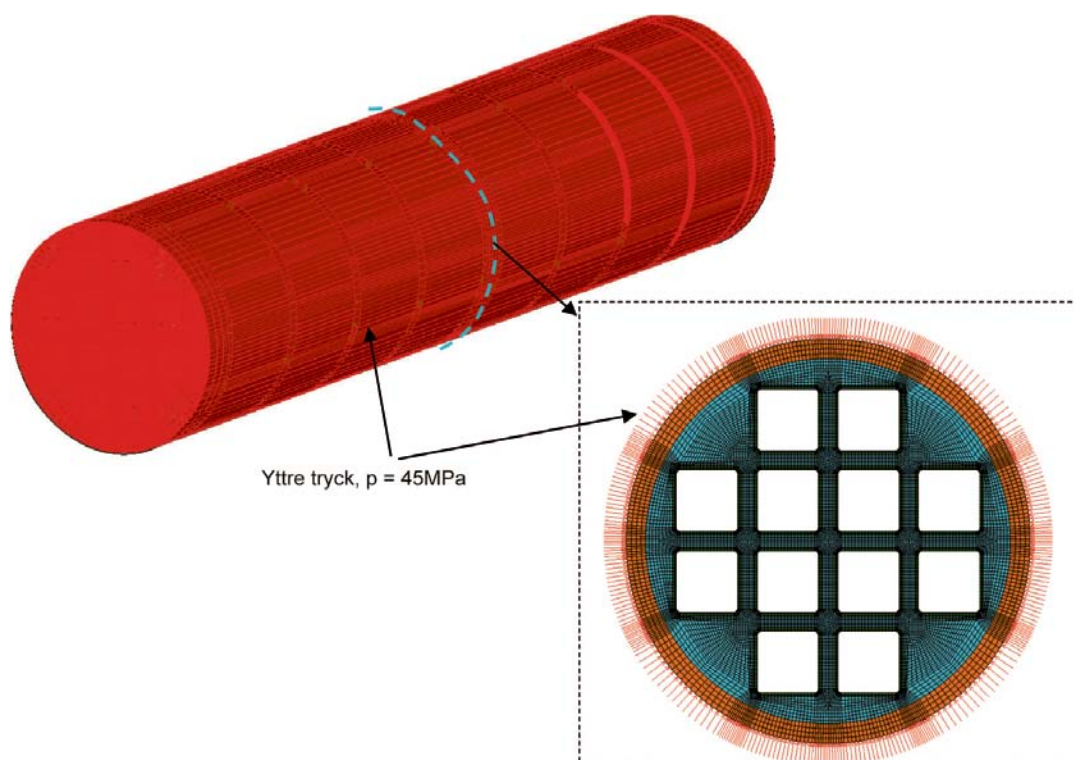
Figur A-8. Definition av förflyttning av kanalrör.

A3 Belastningar

De belastningar som kapseln utsätts för beskrivs i det nu gällande belastningsunderlaget /SKB 2009/. Man kan särskilja mellan isostatiska laster, skjuvlaster orsakade av postglaciala jordbävningar samt assymetriska laster orsakade av ojämn svällning av bentonitbufferten. Då denna rapport först tillkom innan belastningsunderlaget /SKB 2009/ fanns tillgängligt så utgår ett fåtal analyser från lastfall baserade på äldre belastningsunderlag. Dessa analyser finns inkluderade i denna rapport för att ge en bättre helhetsbild över de analyser som utförts. Utgår man ifrån SKB:s gällande belastningsunderlag, inklusive äldre underlag som använts vid denna rapport ursprungliga framtagning, kan följande belastningsfall (dimensionerande processer) definieras:

- Glaciation är en dimensionerande process för kapseln och bidrar till ett sammanlagt isostatiskt övertryck på 45 MPa som kapseln ska motstå.
- Skjuvning av deponeringshål orsakad av postglaciala jordbävningar är en dimensionerande process och kopparhöljet ska förbli intakt efter en skjuvrörelse i deponeringshålet med en amplitud på 0,05 m, en skjuvhastighet på 1 m/s och med en kalciumbentonitbuffert med densiteten 2 050 kg/m³. *Analys av detta belastningsfall ingår inte i denna rapport.*
- Krypning under vattenmättnadsfasen är en dimensionerande process för kopparmaterialet och krypduktiliteten hos kopparmaterialet är därför viktigt. *Detta belastningsfall saknar intresse för insatsen och ingår därför inte i denna analys.*
- Ojämn svällning, under vattenmättnaden eller bestående, är en dimensionerande process för insatsen och ger upphov till en spänning som pessimistiskt bestämts till 55 MPa (enligt tidigare utförda analyser). Styrande blir ett fiktivt belastningsfall där kapseln betraktas som fast inspänd i ena ändytan (över en längd av en meter längs mantelytan) samt där kapseln utsätts för en jämnt utbredd horisontell last motsvarande fullt utbildat svällningstryck i bentoniten (7–13 MPa) som verkar längs den resterande kapselytans ena sida. *Detta fall baseras på uppgifter som uppdaterats efter det att denna rapport ursprungligen sammanställdes. De ursprungliga analyserna är dock inkluderade i denna rapport för att ge fullständig bakgrund till utförda analyser samt för att kunna fungera som en jämförelse för hur förändringar i belastningsunderlag kan påverka efterföljande analyser och resultat.*
- Som nämns ovan kan dessa typer av belastningar (som inkluderar ojämn svällning, baserade på tidigare belastningsunderlag) sammanfattas som att man erhåller en spänning som pessimistiskt bestämts till 55 MPa (enligt tidigare utförda analyser). Detta spänningstillstånd är giltigt efter vattenmättnadsfasen. *Enligt önskemål från SKB ska ett sådant spänningsfält analyseras och ingå i rapporten. Till detta spänningstillstånd ska även en glaciationslast inkluderas.*
- Under arbetet med denna rapport har en ny belastningsrapport publicerats rörande ojämn fördelning av svälltrycket som verkar på kapseln /SKBdoc 1206894/. Här ingår nya förutsättningar för fall med ojämn svällning där det framgår att ett nytt värsta fall kan definieras som en kombination av ett krökt deponeringshål och ett lokalt bergutfall av 3,75 % av tvärsnittsytan. Detta fall motsvarar en maximal böjspänning på 111,5 MPa. *Enligt önskemål från SKB ska ett sådant spänningsfält analyseras och ingå i rapporten.*
- Ett alternativt belastningsfall som inkluderar ojämn svällning beskrevs i tidigare utgåvor av belastningsunderlaget. Här var svällningstrycket fullt utbildat runt nedre halvan av kapseln medan svällningstrycket är 20 % lägre runt övre halvan. Den resulterande uppåtriktade kraften, som uppkommer av skillnaderna i tryck mot kapselns ändytor, balanseras av en skjuvkraft längs nedre halva mantelytan. Till detta belastningsfall ska även en glaciationslast adderas. *Enligt önskemål från SKB ska denna last analyseras och ingå i rapporten. Resultat från denna analys finns inkluderat i denna rapport som information även om det specifika lastfallet inte bedöms som aktuellt i de senast publicerade belastningsunderlagen.*

Nedan beskrivs de fyra lastfall som, enligt önskemål från SKB, ska ingå i denna studie. Alla lastfall är lika både för BWR- och PWR-kapseln.



Figur A-9. Symmetriskt lastfall.

A3.1 Symmetriskt lastfall, ett isostatiskt övertryck på 45 MPa

Det högsta tryck som kan uppstå är $p = 45$ MPa. Detta är ett yttre tryck som verkar runt om hela kapseln, se figur A-9. Det pålagda trycket består av tre delar:

- i) En isostatisk tryckuppbyggnad runt kapseln pga. ökande grundvattenstryck.
- ii) En isostatisk tryckuppbyggnad runt kapseln pga. ökande bentonitsvällning.
- iii) När isbildningen startar sker en långsam isostatisk tryckuppbyggnad i förvaret. Denna tryckökning antas för Forsmark kunna uppgå till 26 MPa och för Laxemar till 22 MPa.

Pessimistiskt antas det högsta isostatiska trycket på kapseln bli 45 MPa för Forsmarksfallet och 44 MPa för Laxemarfallet.

A3.2 Asymmetriska lastfall

I tidigare versioner av belastningsunderlagen har flera belastningsfall som inkluderar ojämn svällning beskrivits. I senare versioner av belastningsunderlagen har förutsättningarna reviderats. I denna rapport redovisas analyserna för tre olika asymmetriska lastfall. De första två härrör från tidigare formulerade förutsättningar medan bakgrunden till det tredje återfinns i /SKBdoc 1206894/. Samtliga analyser är inkluderade i denna rapport för att ge en fullständig bild av vilka analyser som utförts samt hur förutsättningarna förändrats då kunskapen om samverkan mellan olika delar i slutförvaret växt. De tre lastfallen beskrivs nedan:

Asymmetriskt lastfall med olika tryck på övre och nedre delen av kapseln.

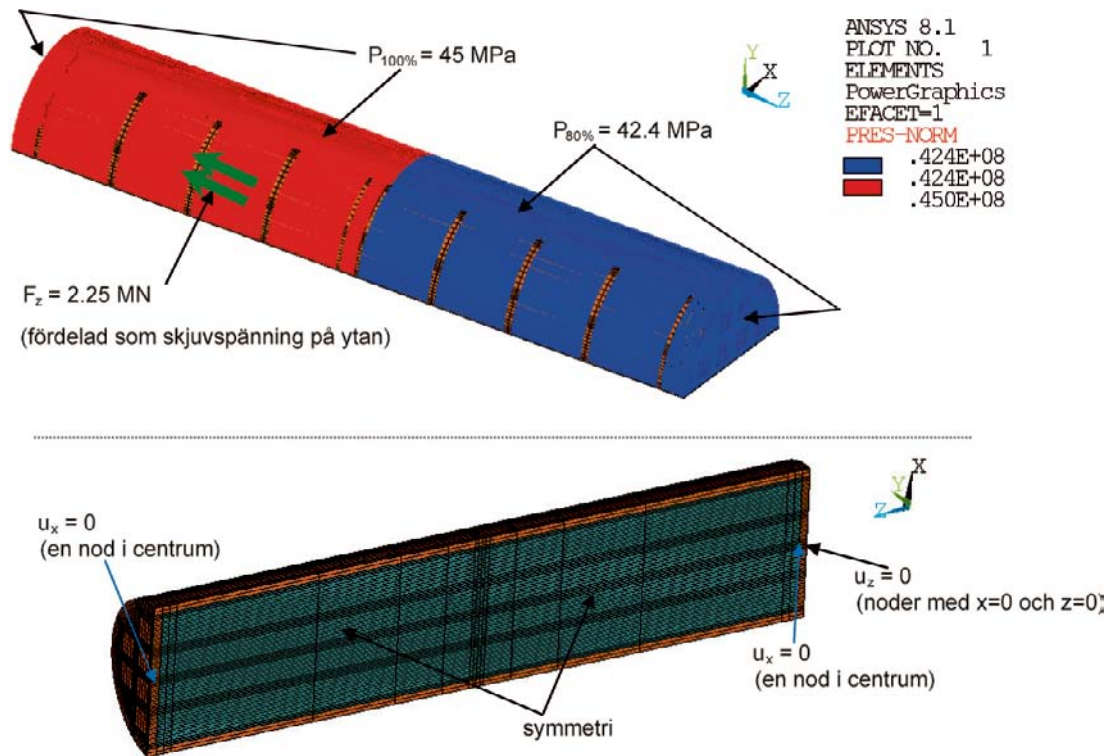
För detta lastfall är svällningstrycket fullt utbildat runt nedre halvan av kapseln medan svällningstrycket är 20 % lägre runt övre halvan. Den resulterande uppåtriktade kraften, som uppkommer av skillnaderna i tryck mot kapselns ändytor, balanseras av en skjuvkraft längs nedre halva mantelytan. Till detta belastningsfall ska även en glaciationslast adderas. Detta lastfall illustreras i figur A-10.

Asymmetriskt lastfall som ger en maximal böjspänning på 55 MPa, innan man adderar en glaciationslast.

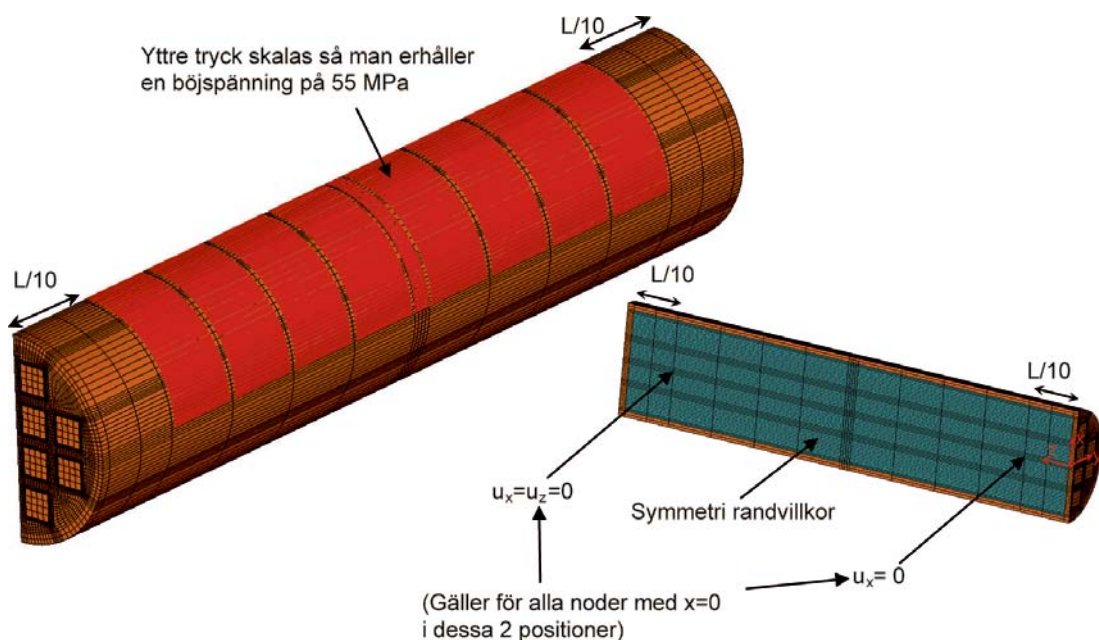
Utgår man ifrån tidigare versioner av SKB:s konstruktionsförutsättningar anges följande; ojämn svällning, under vattenmättnaden eller bestående, är en dimensionerande process för insatsen och ger upphov till en spänning som pessimistiskt bestämts till 55 MPa. Analysen av detta lastfall innebär

att man tar hänsyn till den omslutande bentonitens egenskaper vid idealiseringen av problemet. Man erhåller i princip en ren böjspänning i mitten av kapseln (i axiell led) och den största redovisade böjspänningen blir 55 MPa.

I denna rapport tar man fram ett spänningstillstånd som efterliknar detta. Dessa spänningar erhålls genom att analysera ett fall med en ”fritt upplagd” kapsel och applicera en trycklast på ena sidan av kapseln, lasten väljs så att man erhåller en böjspänning på 55 MPa (i mitten av kapseln), se figur A-11. För detta spänningstillstånd beräknas sedan tillåtna defektstorlekar. Därefter adderas bidraget från en glaciationslast, vilket maximalt kan vara 28 MPa (gällande i Forsmark, i Laxemar blir det maximalt 26 MPa). Även för detta spänningstillstånd beräknas tillåtna defektstorlekar.



Figur A-10. Asymmetriskt lastfall med olika tryck på övre och nedre delen av kapseln.



Figur A-11. Asymmetriskt lastfall som ger en böjspänning på 55 MPa (i mitten av kapseln).

Asymmetriskt lastfall som ger en maximal böjspänning på 111,5 MPa.

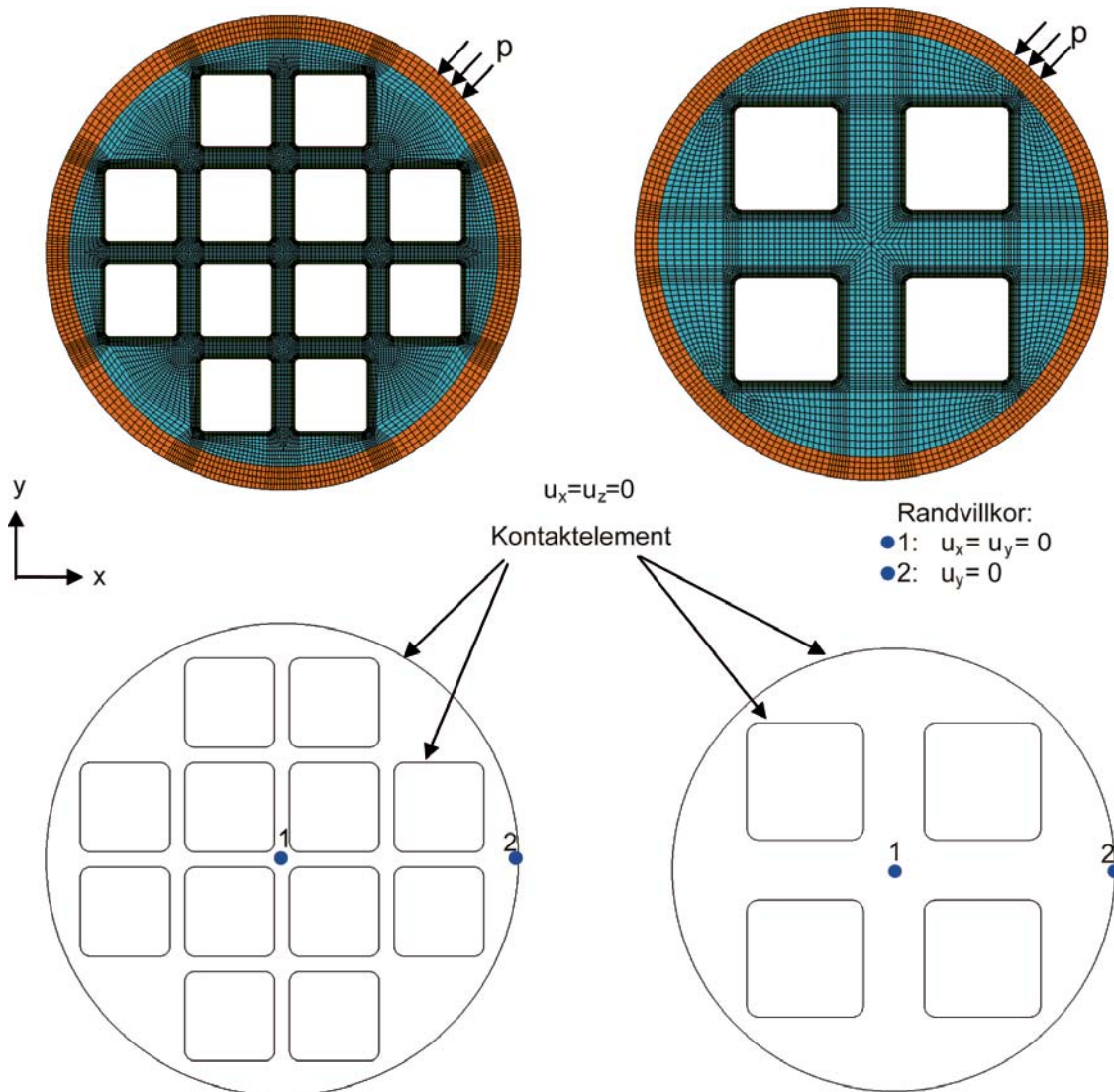
Sedan denna rapport först togs fram har en ny belastningsrapport publicerats /SKBdoc 1206894/. Här ingår nya förutsättningar för fall med ojämn svällning där det framgår att ett nytt värsta fall kan definieras som en kombination av ett krökt deponeringshål och ett lokalt bergutfall av 3,75 % av tvärsnittsytan. Detta fall motsvarar en maximal böjspänning på 111,5 MPa. För att analysera detta fall används samma idealisering som ovan, där man skalar upp spänningstillståndet så att man erhåller en maximal böjspänning på 111,5 MPa (detta fungerar eftersom spänningarna är lägre än sträckgränsen för insatsen). För detta spänningstillstånd beräknas sedan tillåtna defektstorlekar.

A4 FE-modellering

För var och en av kapslarna används två FE-modeller, dels en 2D-modell och dels en 3D-modell. Dessa modeller har nominell geometri och ändras för analyser med håldefekter etc. De ändringar som införs beskrivs i resultatdelen för respektive analys. Alla FE-analyser utförs med FE-programmet ANSYS (release 8.1A1).

A4.1 2D FE-modell

För den tvådimensionella analysen används elementtypen PLANE183 (8 noder), se figur A-12. Kontaktvillkor modelleras dels mellan kopparcylindern/gjutgodsinsatsen och dels mellan gjutgodsinsatsen/kanalröret. För kontaktvillkoret används CONTA172 och TARGE169. Randvillkor ansätts i gjutgodsdelens se figur A-12. Det yttre trycket, p , ansätts på den yttre randen av kopparcylindern.

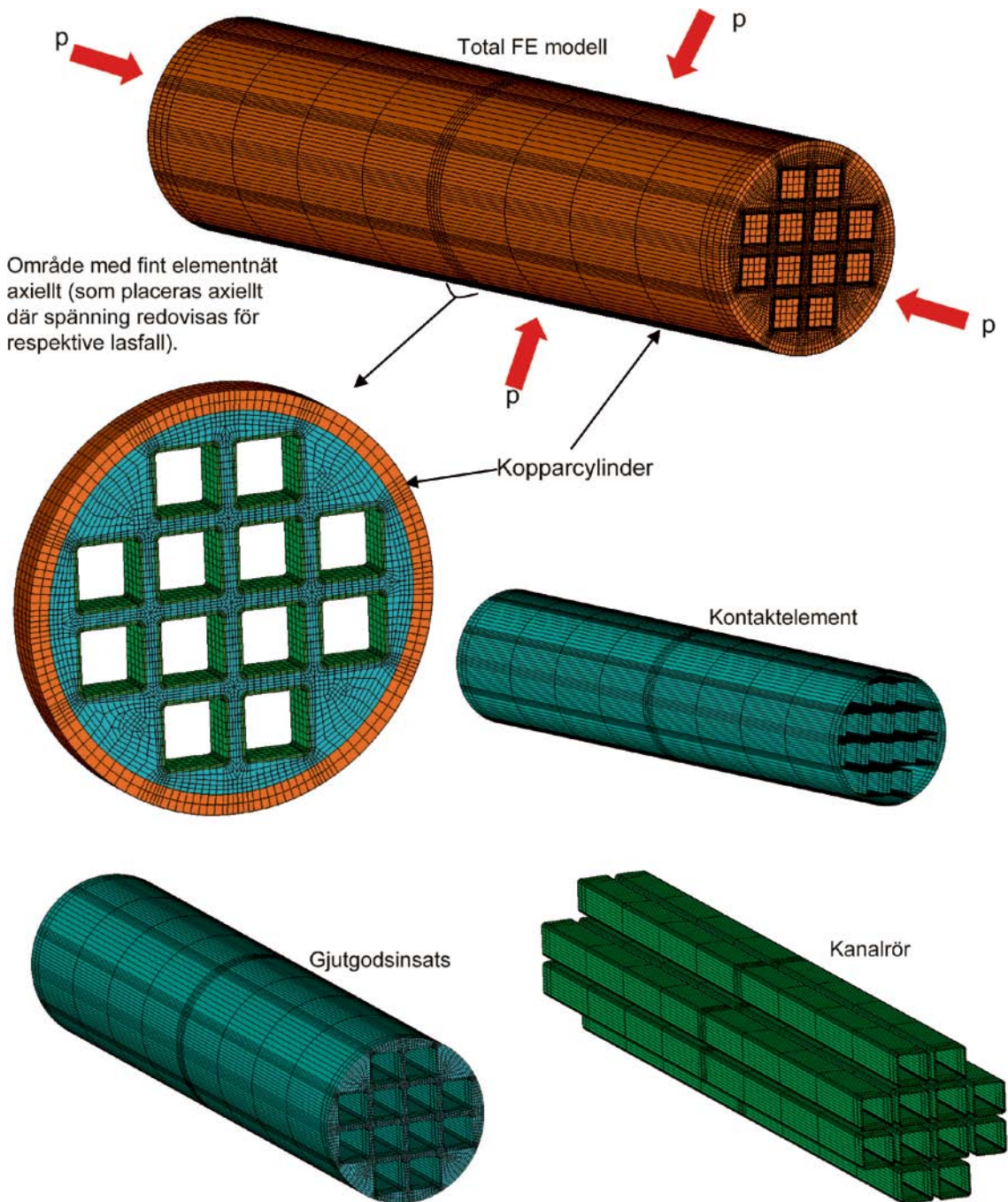


Figur A-12. Elementnät samt randvillkor för 2D FE-modeller.

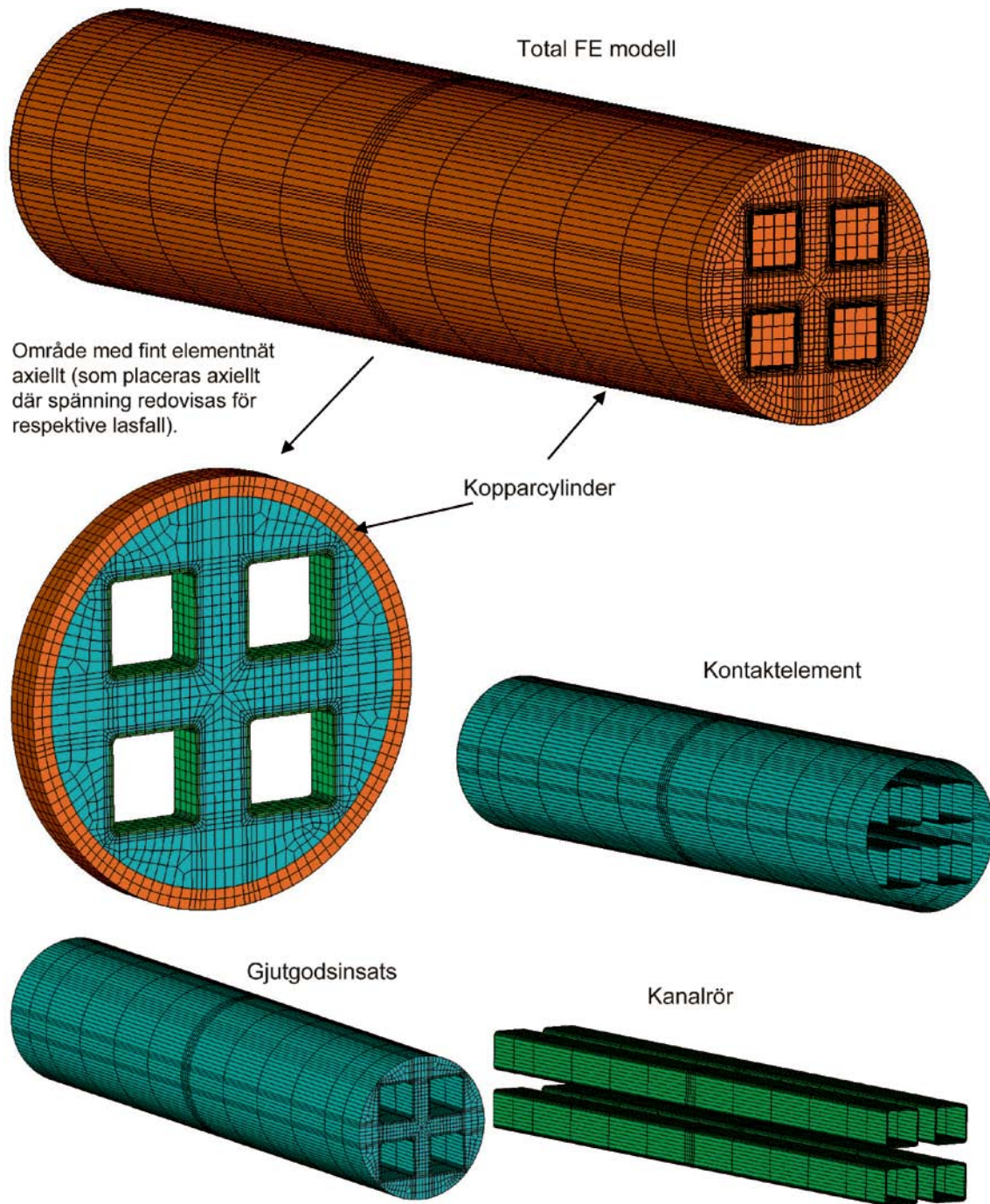
A4.2 3D FE-modell

I de tredimensionella FE-analyserna används elementtypen SOLID95 (20 noder). För kontaktvillkor mellan kopparcylinder/gjutgodsinsats respektive gjutgodsinsats/kanalrör används CONTA174 och TARGE170. För att analystiderna ska bli rimliga är elementnätet axiellt gles i stora delar av strukturen (korrekt global styvhet erhålles i detta område). Ett område med fint elementnät, i axiell led, används där utvärdering av spänning mm sker. Det yttre trycket, p , appliceras runt om hela kopparcylindern. Elementnät, randvillkor och last visas i figur A-13–A-14. För det asymmetriska lastfallet, se avsnitt A3 för last och randvillkor.

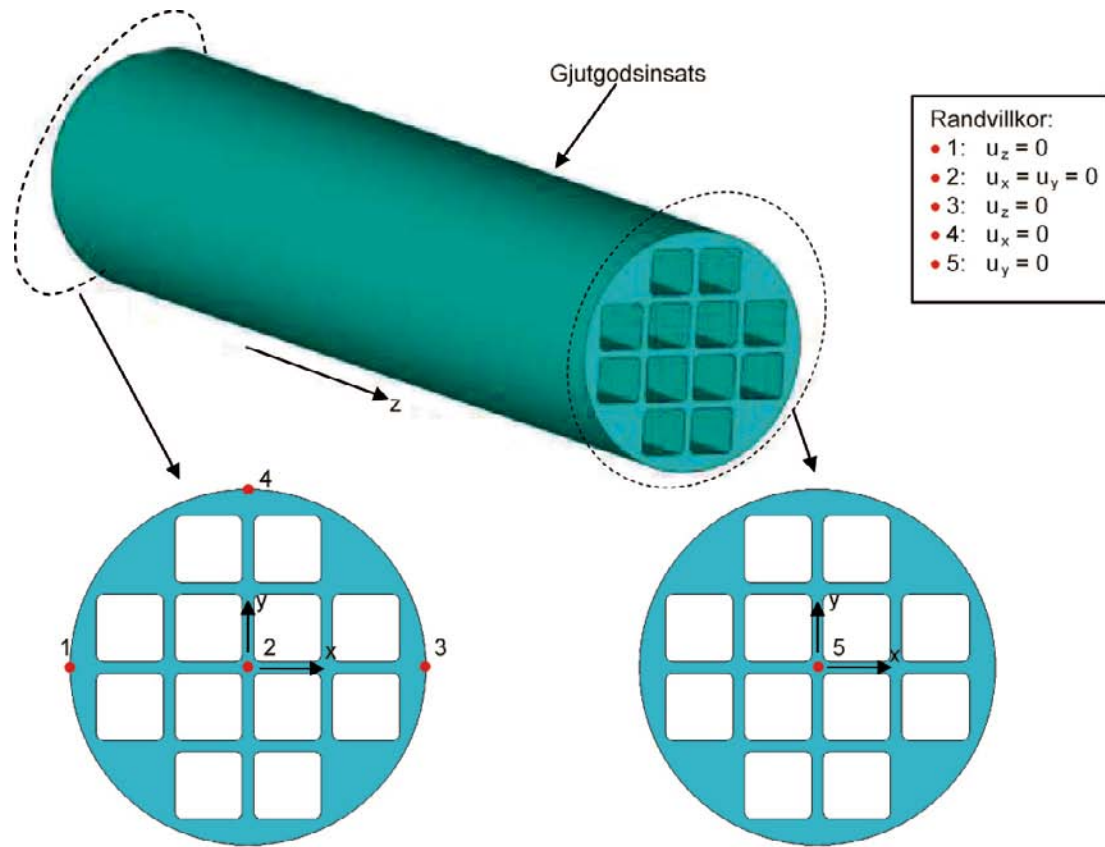
I modellerna tas ej hänsyn till distansbitarna som håller kanalrören på plats. Lockens geometri har förenklats något i analyserna. I modellerna antas locket sitta ihop med hela tvärsnittet. För vissa analyser har symmetri använts för att minska analystiden, tillkommande randvillkor för dessa fall visas i figur A-14.



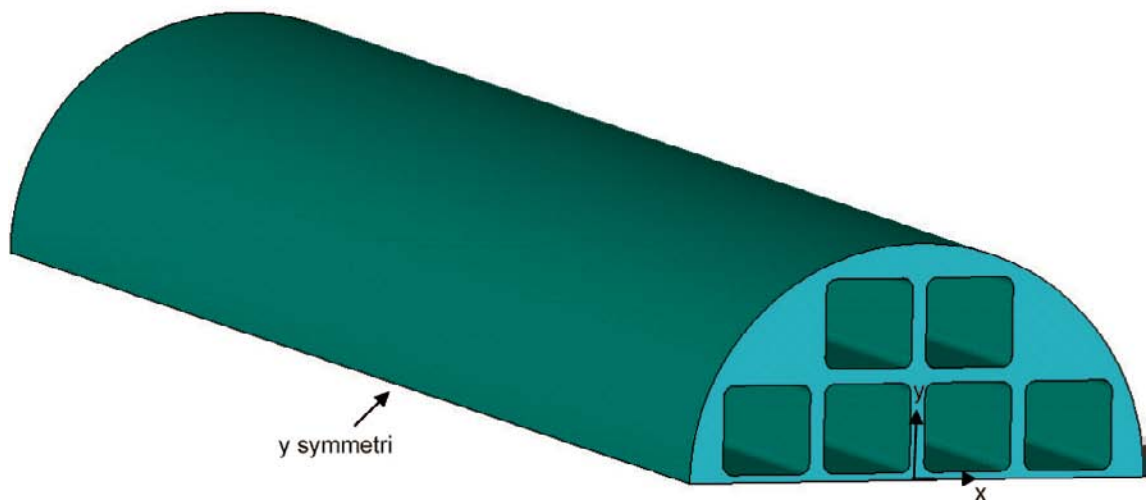
Figur A-13a. 3D FE-modell, BWR.



Figur A-13b. 3D FE-modell, PWR.



Tillkommande randvillkor för analyser utnyttjandes symmetri:



Figur A-14. Randvillkor gällande för både BWR och PWR.

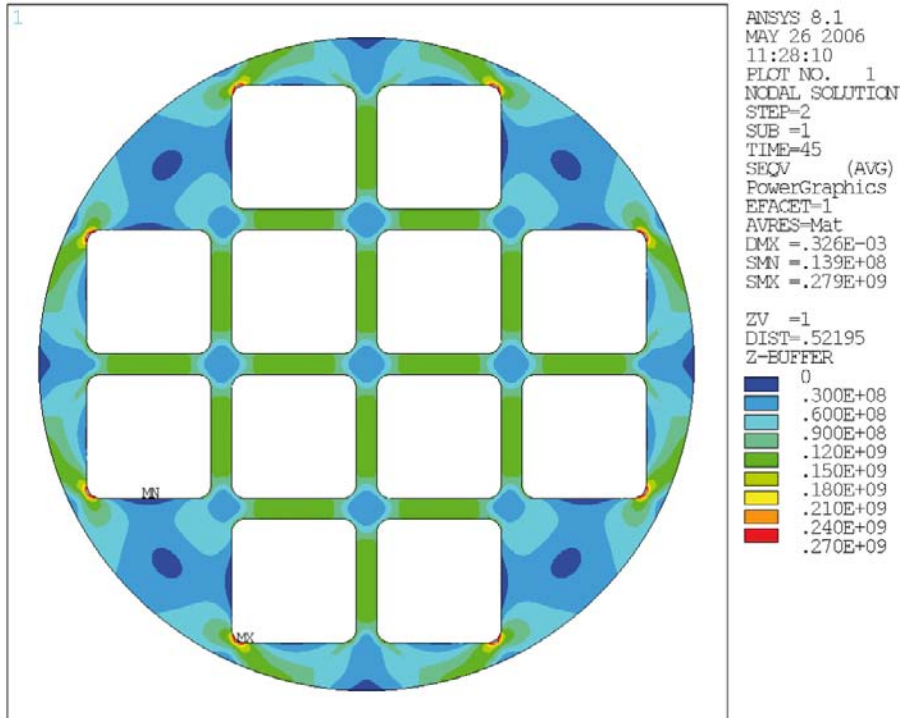
A5 Analyser

Nedan sammanställs gjorda analyser. För vissa av analyserna är syftet att studera inverkan av någon parameter (t ex friktion). Dessa analyser utförs enbart på en kapseltyp (BWR).

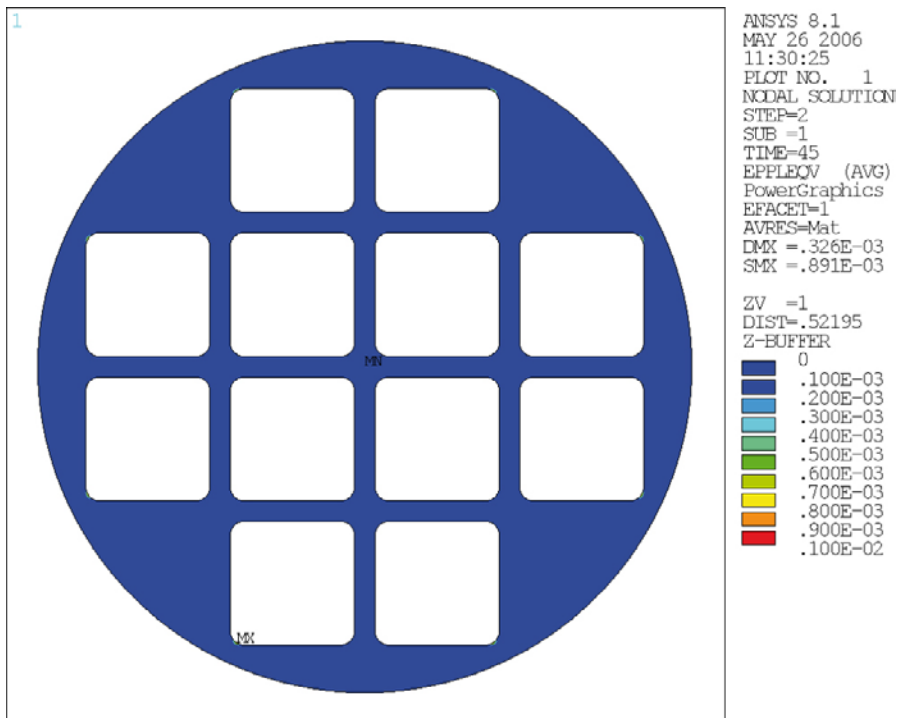
- *Analys med nominell geometri (2D)*
Analyserna utförs både för BWR och PWR med ett plan töjnings samband. Resultat presenteras i appendix B.
- *Jämförelse då olika strukturella komponenter ingår i analysen (2D)*
Tre analyser utförs för BWR-kapseln då FE-modellen består av:
 - i) gjutgodsinsatsen,
 - ii) gjutgodsinsatsen + kopparcylinder,
 - iii) gjutgodsinsatsen + kopparcylinder + stålkanalrören.Avsikten är att studera den förstyrande inverkan de övriga komponenterna har på gjutgodsinsatsen. Resultat presenteras i appendix C. Kopparcylindern och stålkanalrören har en uppstyrande inverkan på gjutgodsinsatsen.
- *Jämförelse plan töjning och generaliserad plan töjning (2D)*
Avsikten med analyserna är att studera inverkan av modellering ur planet för 2D-fallet. Jämförande analyser utförs med BWR-kapseln. Ur planet ges en kraft motsvarande trycket. Resultat presenteras i appendix D. Som synes är skillnaden marginell vid trycket 45 MPa.
- *Inverkan av friktion (2D)*
Resultat presenteras i appendix E. Max huvudspänning påverkas inte nämnvärt av friktionen mellan kopparcylindern och gjutgodsinsatsen.
- *Stelkroppsförflyttning av kanalrör (2D)*
Resultat presenteras i appendix F. I denna appendix syns att max huvudspänning ökar markant då stelkroppsförflyttningen är $\Delta = 15$ mm.
- *Cylindriska håldefekter i gjutgodsinsatsen (2D)*
Resultat presenteras i appendix G. Här syns att max huvudspänning ökar markant då hålet placeras i ett område som har dragspänning utan hål.
- *Jämförelse mellan 2D och 3D FE-modell (2D–3D)*
Jämförande analyser utförs med modellen av BWR-kapseln. Resultat presenteras i appendix H. God överenskommelse finns mellan 2D- och 3D-modell vid trycket 45 MPa.
- *Sfäriska håldefekter i gjutgodsinsatsen (3D)*
Analysen görs för tre av hålen definierade för 2D-fallet för BWR-kapseln, hål 6, 10 och 12. Resultatet presenteras i appendix I. Lägre max huvudspänning erhålls i 3D-fallet jämfört med motsvarande 2D-fall.
- *Fiktiva slitsar i gjutgodsinsatsen (3D)*
Analysen genomförs för de åtta slitsarna definierade i avsnitt A2.2. Resultatet presenteras i appendix L.
- *Fiktivt fall med allt material borta mellan kanalrören (3D)*
Analysen genomförs för den geometri som definieras i avsnitt A2.3. Resultatet presenteras i appendix M.
- *Asymmetriska lastfall (3D)*
Resultatet presenteras i appendix J.

Analys med nominell geometri (2D)

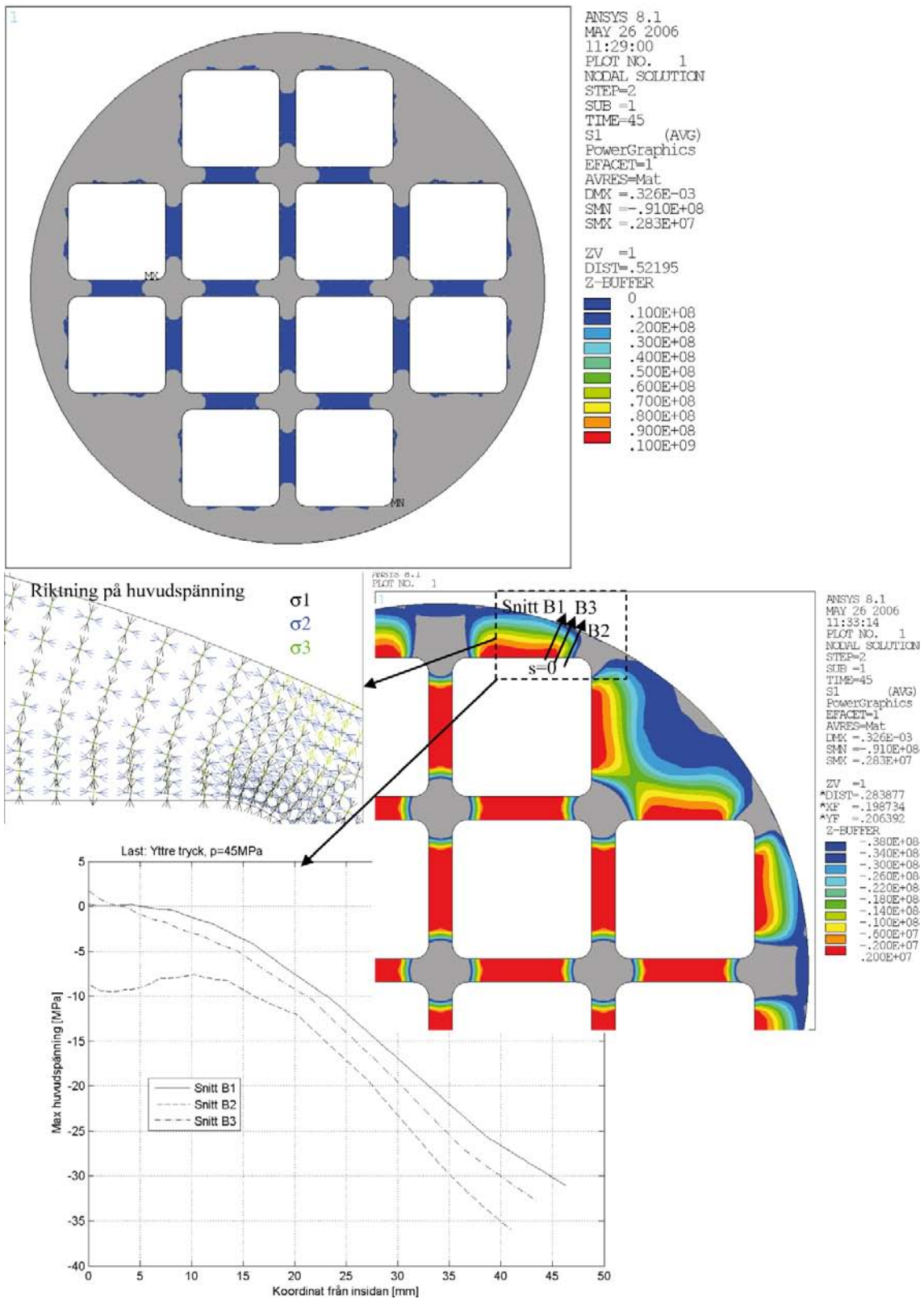
B1 Resultat för BWR-insatsen



Figur B-1. Effektivspänning enligt von Mises [Pa] vid trycket 45 MPa (Max = 279 MPa).

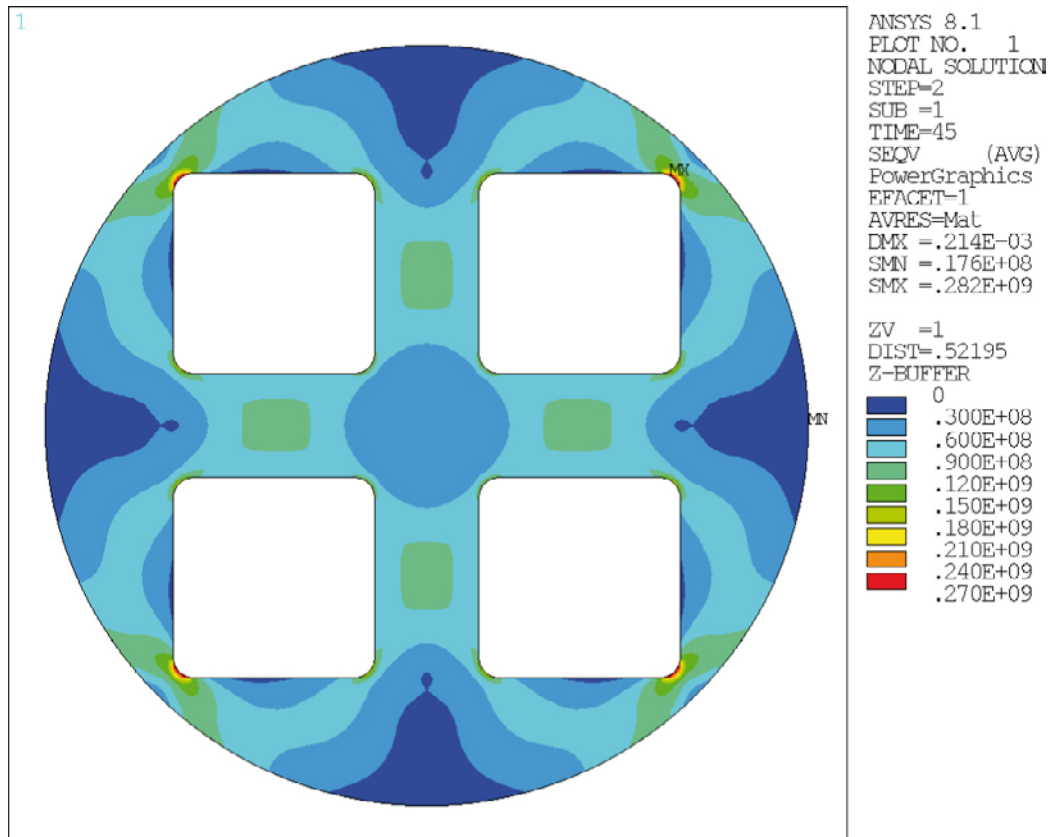


Figur B-2. Effektiv plastisk töjning enligt von Mises [-] vid trycket 45 MPa (Max = 0,33E-3).

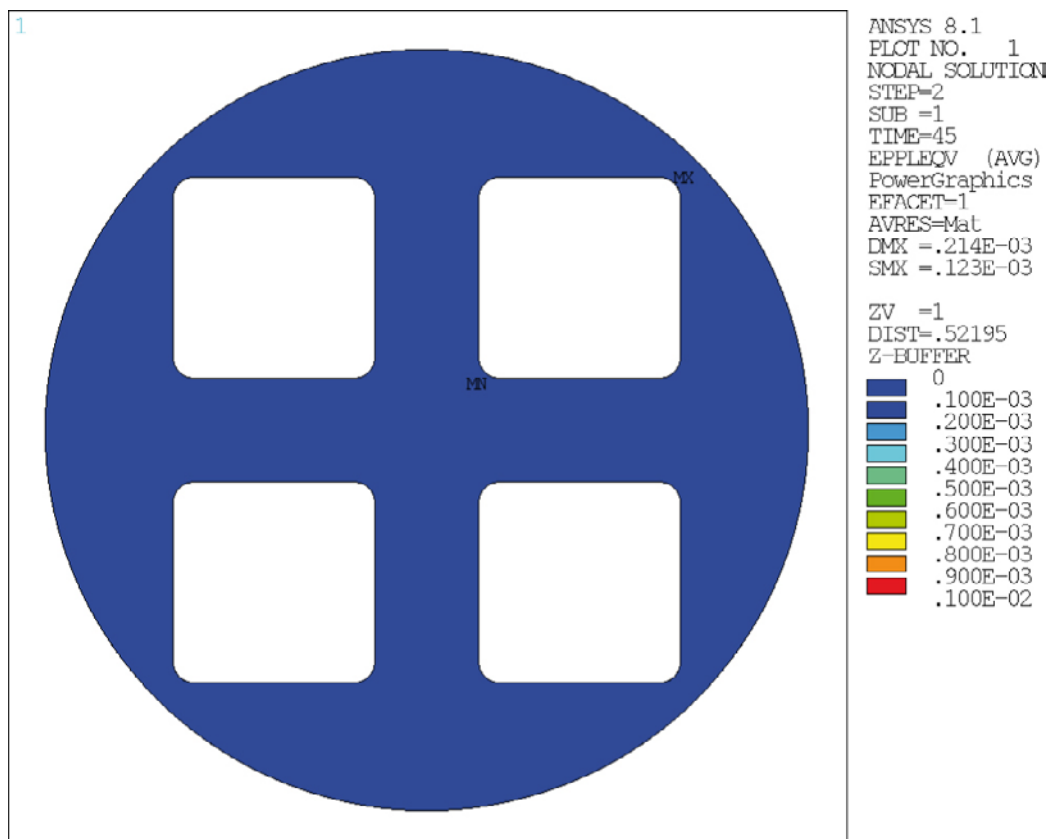


Figur B-3. Max huvudspänning [Pa] i två olika färgskalor (Max = 2,8 MPa).

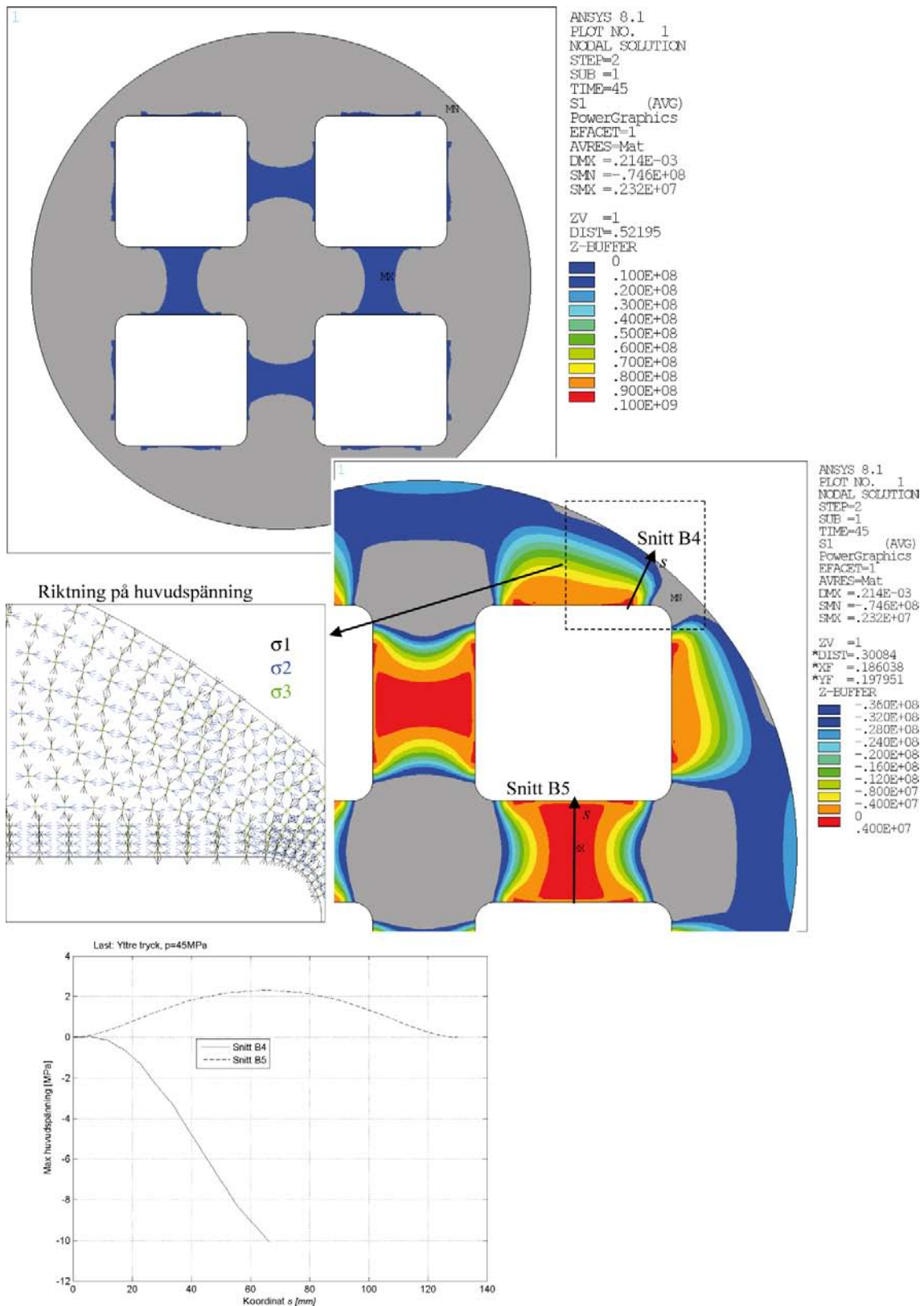
B2 Resultat för PWR-insatsen



Figur B-4. Effektivspänning enligt von Mises [Pa] vid trycket 45 MPa (Max = 282 MPa).

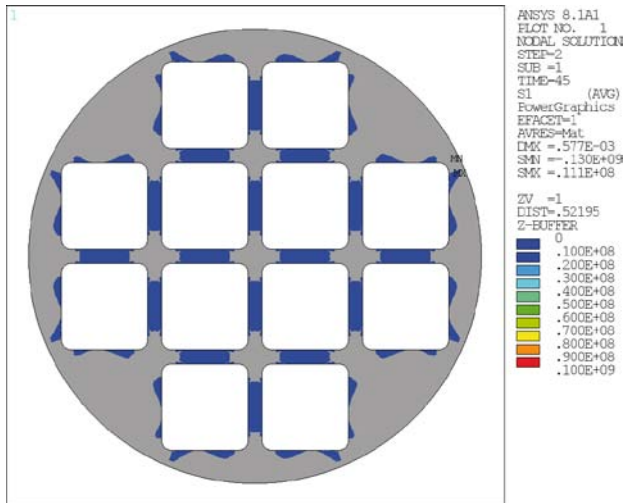


Figur B-5. Effektiv plastisk töjning enligt von Mises [-] vid trycket 45 MPa (Max = 0,12E-3).

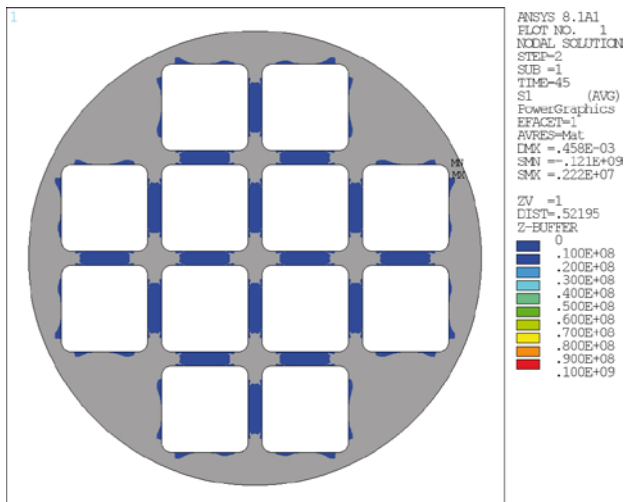


Figur B-6. Max huvudspänning [Pa] i två olika färgskalor (Max = 2,3 MPa).

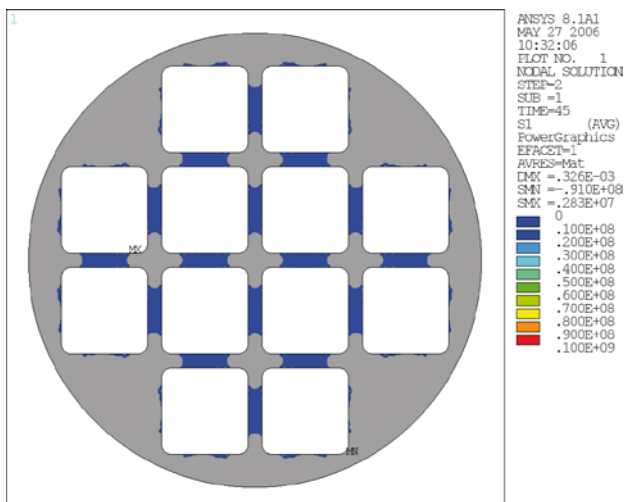
Analysresultat för jämförelsen då olika strukturella komponenter ingår i analysen (2D)



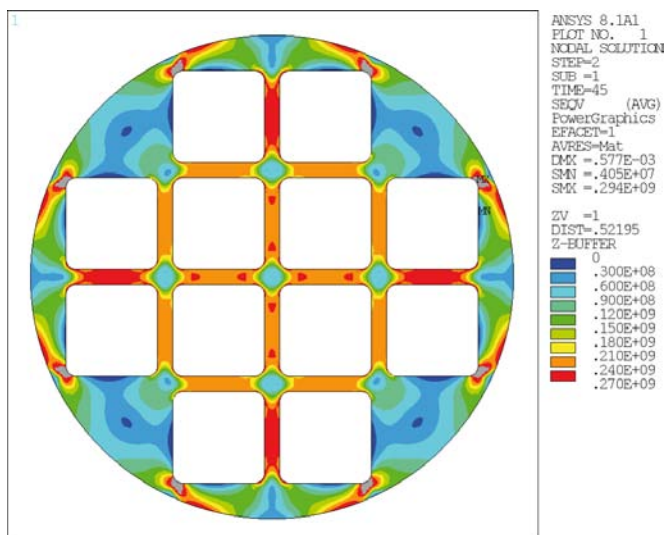
Figur C-1. Max huvudspänning [Pa], analys med gjutgodsinsats (tryck, $p=45$ MPa), (max: 11 MPa).



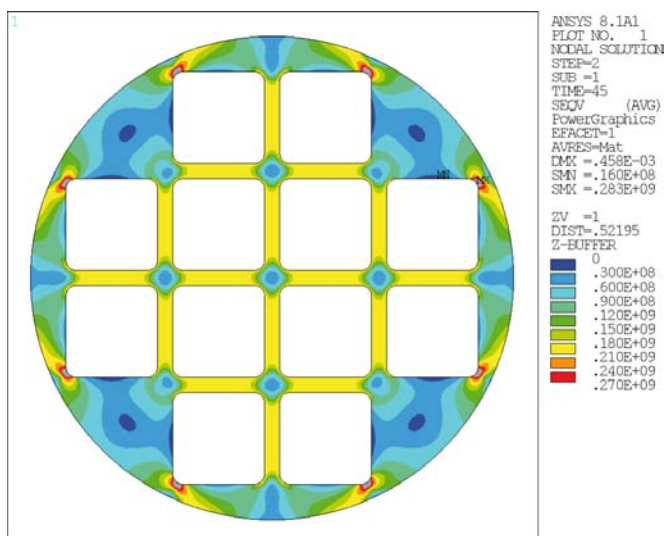
Figur C-2. Max huvudspänning [Pa], analys med gjutgodsinsats och kopparcylinder (tryck, $p=45$ MPa), (max: 2,2 MPa).



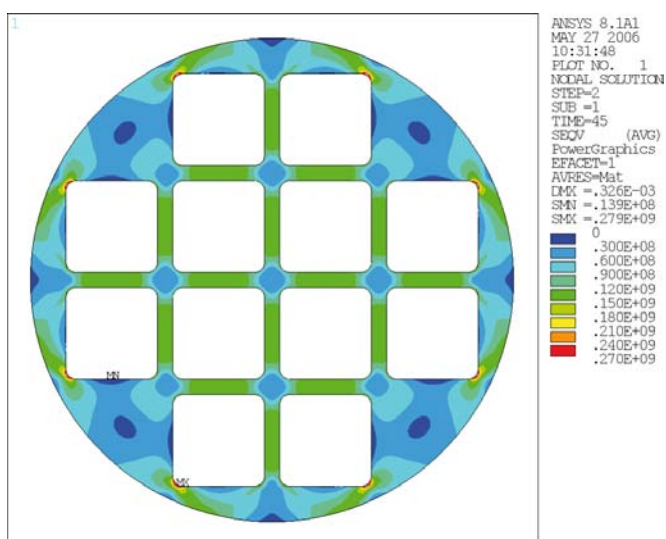
Figur C-3. Max huvudspänning [Pa], analys med gjutgodsinsats, kopparcylinder och kanalrör (tryck, $p=45$ MPa), (max: 2,8 MPa).



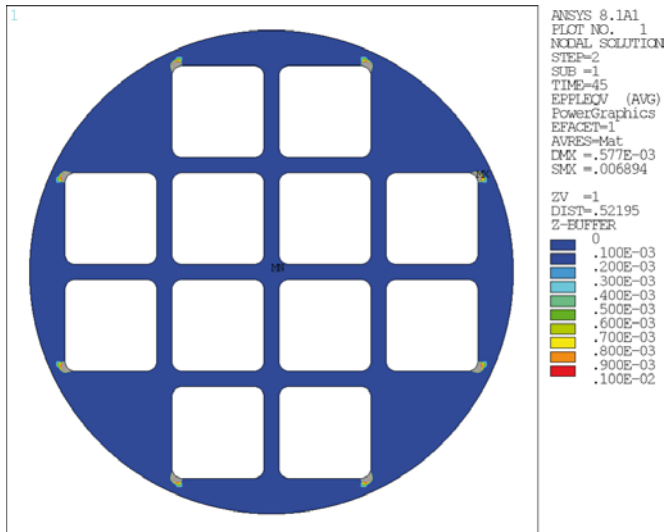
Figur C-4. Effektivspänning (von Mises) [Pa], analys med gjutgodsinsats (tryck, $p=45$ MPa), (max: 294 MPa).



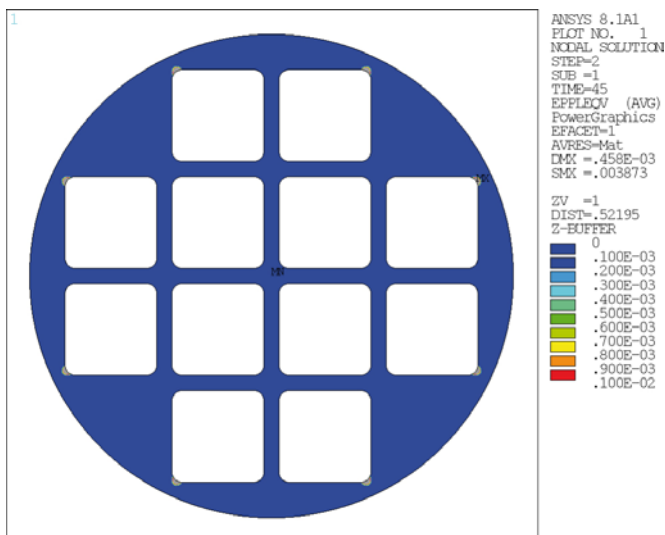
Figur C-5. Effektivspänning (von Mises) [Pa], analys med gjutgodsinsats och kopparcylinder (tryck, $p=45$ MPa), (max: 283 MPa).



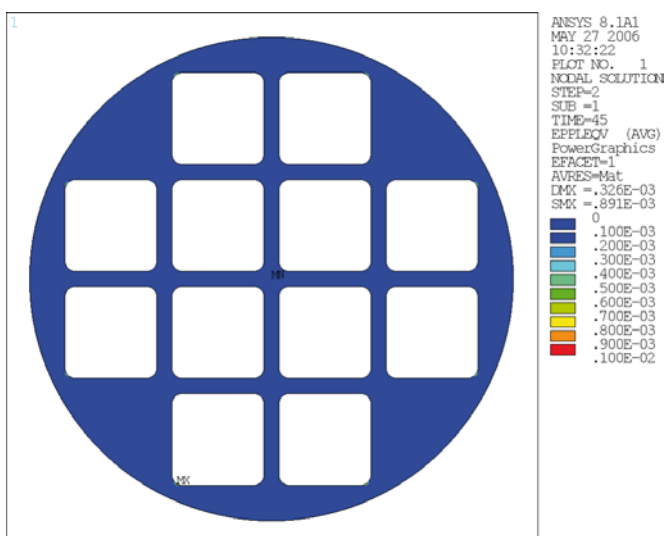
Figur C-6. Effektivspänning (von Mises) [Pa], analys med gjutgodsinsats, kopparcylinder och kanalcylinder (tryck, $p=45$ MPa), (max: 279 MPa).



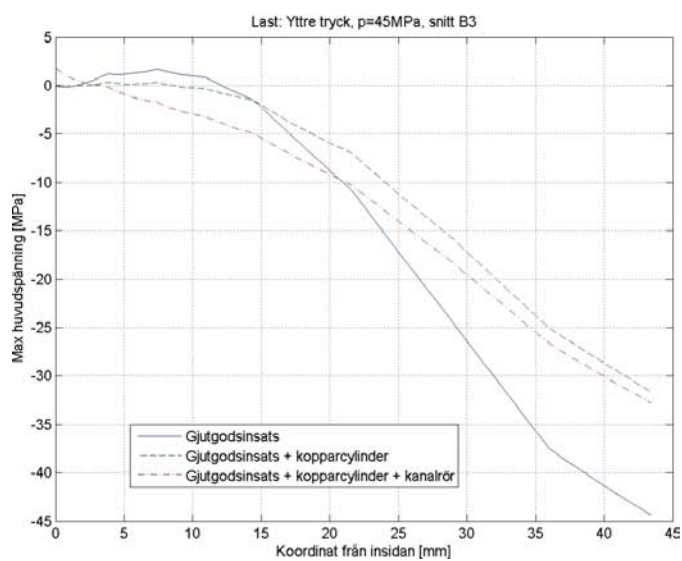
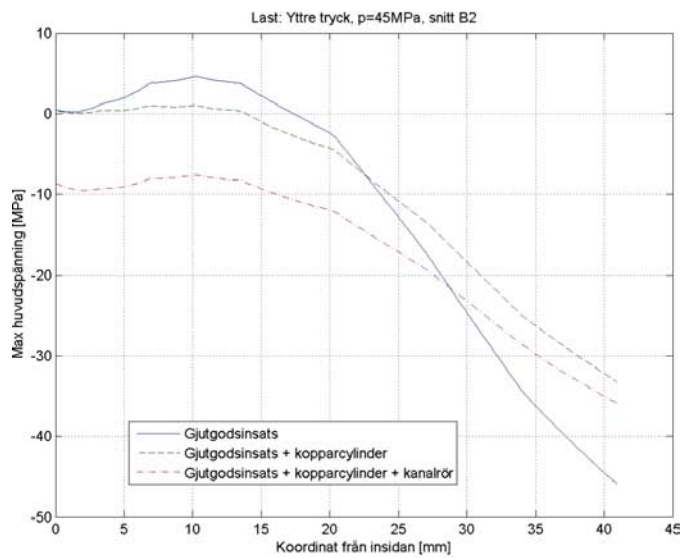
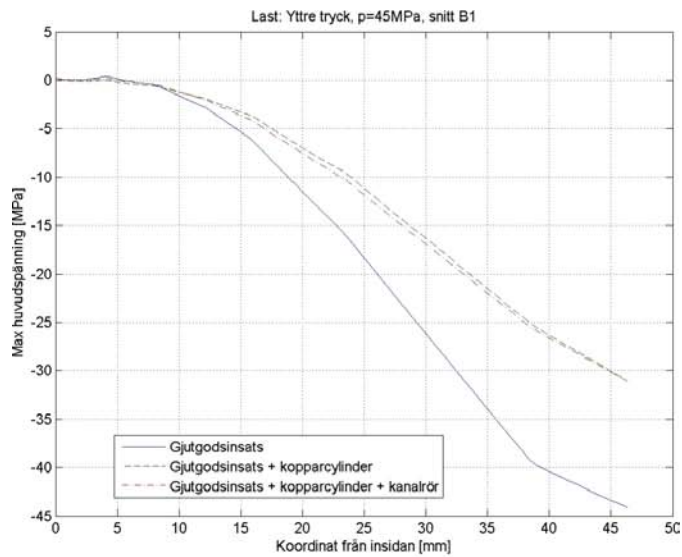
Figur C-7. Effektiv plastisk töjning (von Mises) [-], analys med gjutgodsinsats (tryck, $p=45$ MPa), (max: 0,0069).



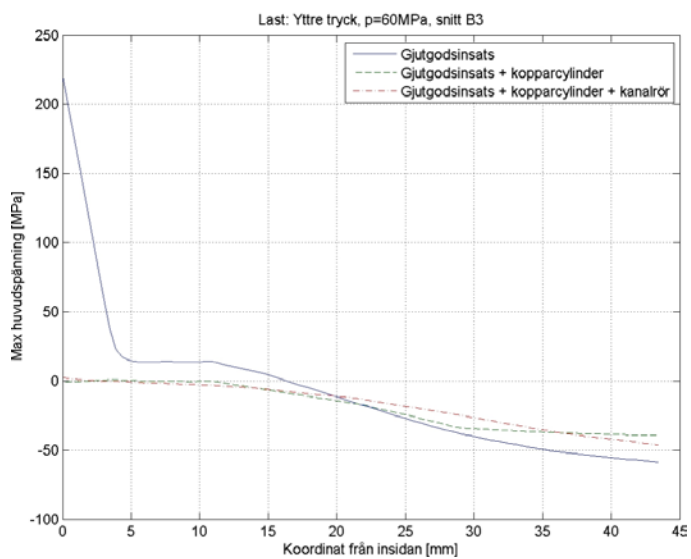
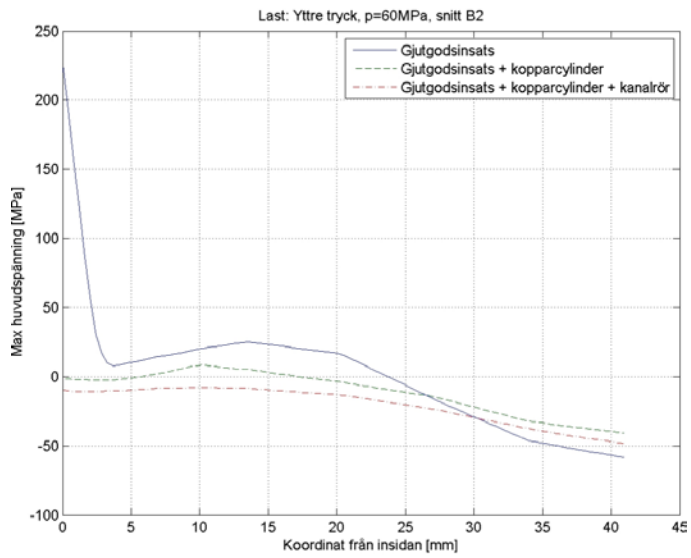
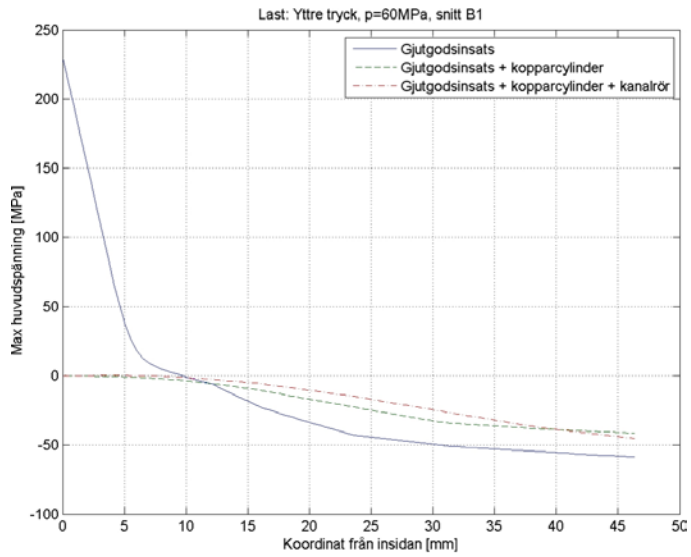
Figur C-8. Effektiv plastisk töjning (von Mises) [-], analys med gjutgodsinsats och kopparcylinder (tryck, $p=45$ MPa), (max: 0,0039).



Figur C-9. Effektiv plastisk töjning (von Mises) [-], analys med gjutgodsinsats, kopparcylinder och kanalrör (tryck, $p=45$ MPa), (max: 0,0009).

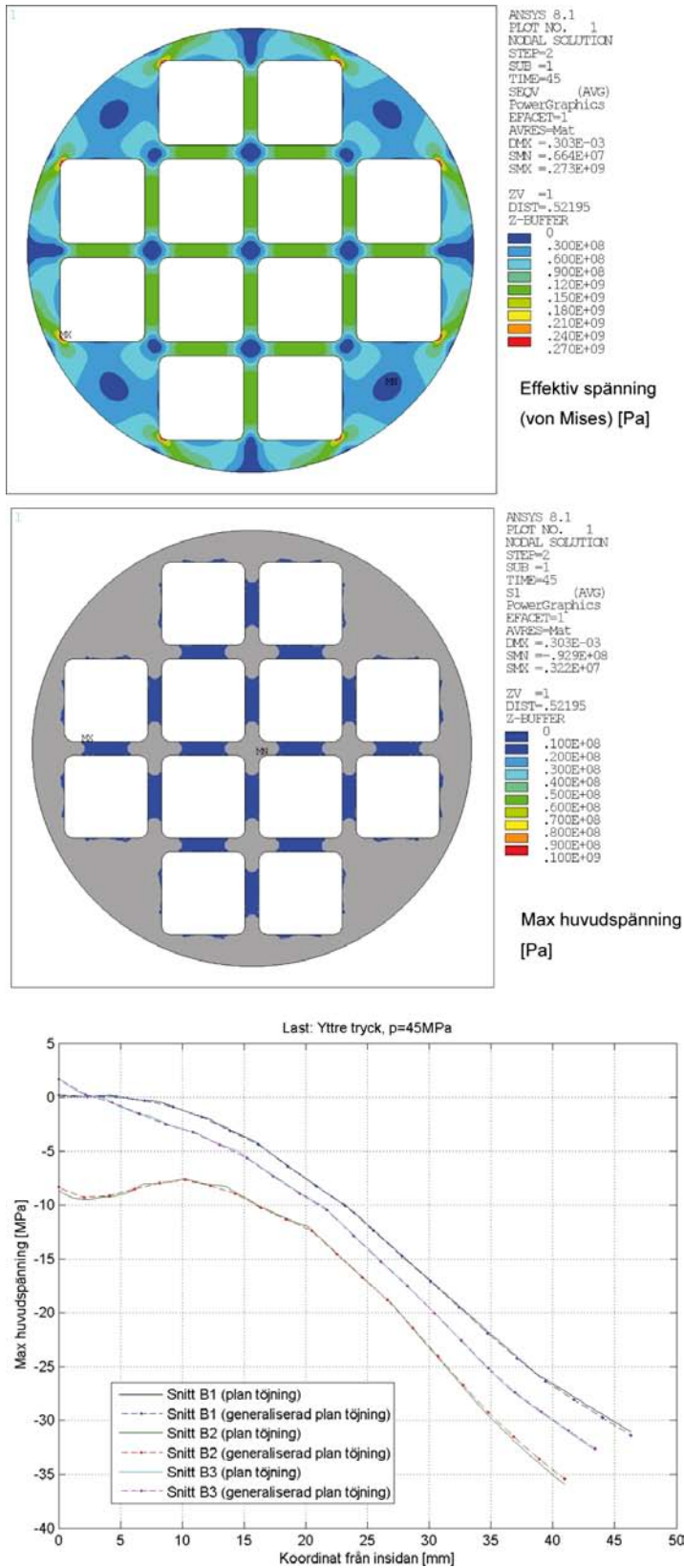


Figur C-10. Max huvudspänning [Pa] utmed snitt B1, B2 och B3 (definierat i figur B-3) vid trycket, $p=45\text{ MPa}$.



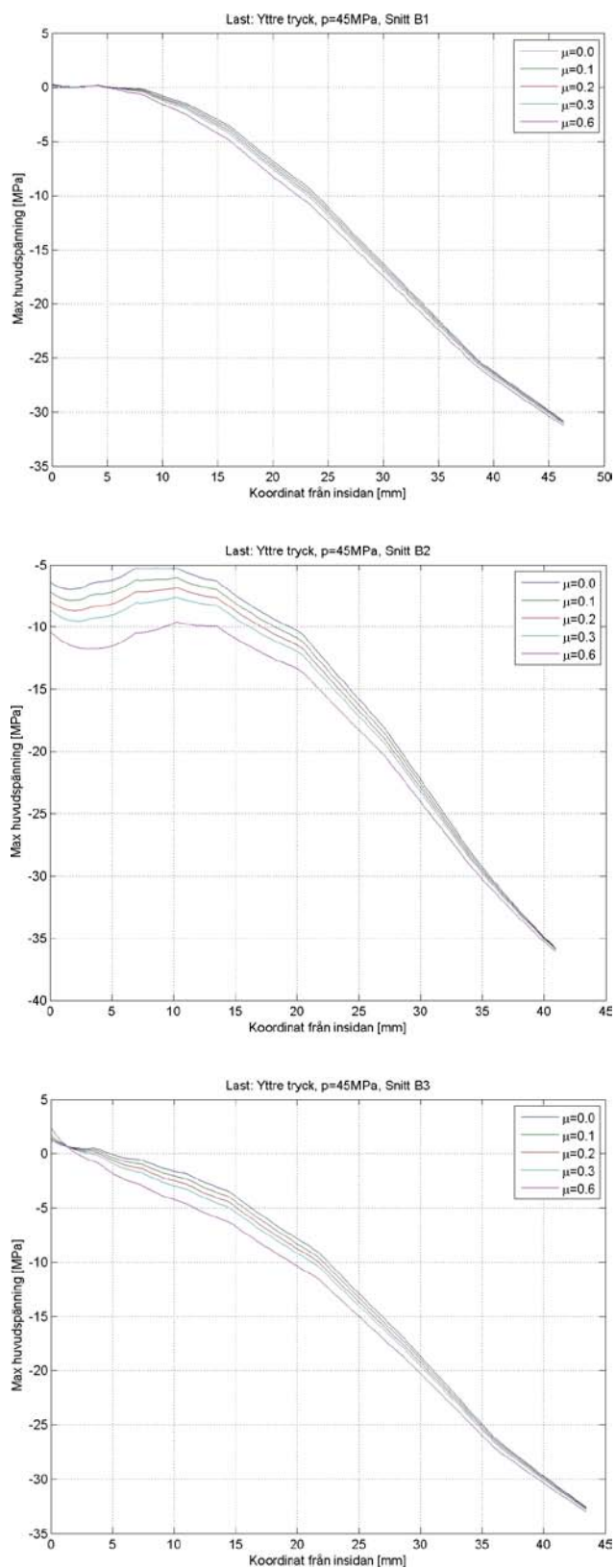
Figur C-11. Max huvudspänning [Pa] utmed snitt B1, B2 och B3 (definierat i figur B-3) vid trycket, $p=60\text{MPa}$.

Analysresultat för jämförelsen mellan plan töjning och generaliserad plan töjning (2D)



Figur D-1. Max huvudspänning utmed snitt B1, B2 och B3 (för definition se figur B-3) vid trycket p=45 MPa.

Analysresultat för studien rörande inverkan av friktion (2D)



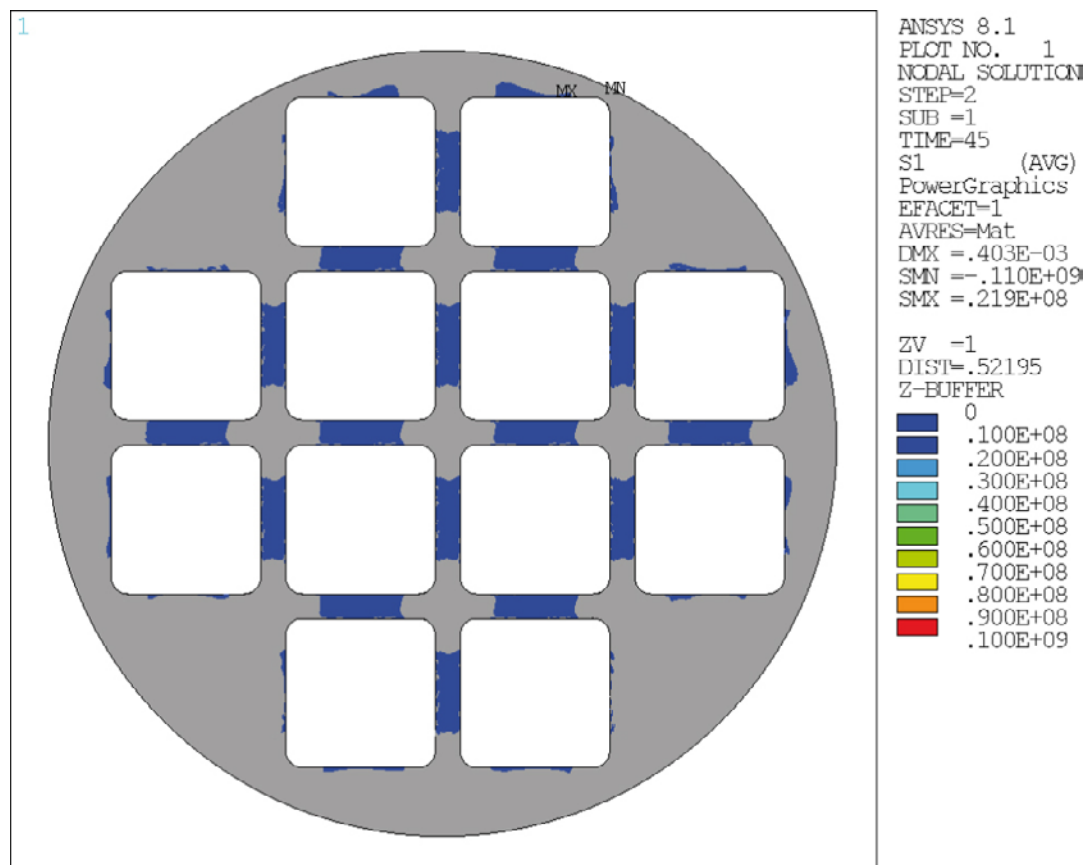
Figur E-1. Max huvudspänning för snitt B1, B2 och B3 (för definition se figur B-3) vid trycket $p=45$ MPa.

Resultat för analyser med stelkroppsförflyttning av kanalrör (2D)

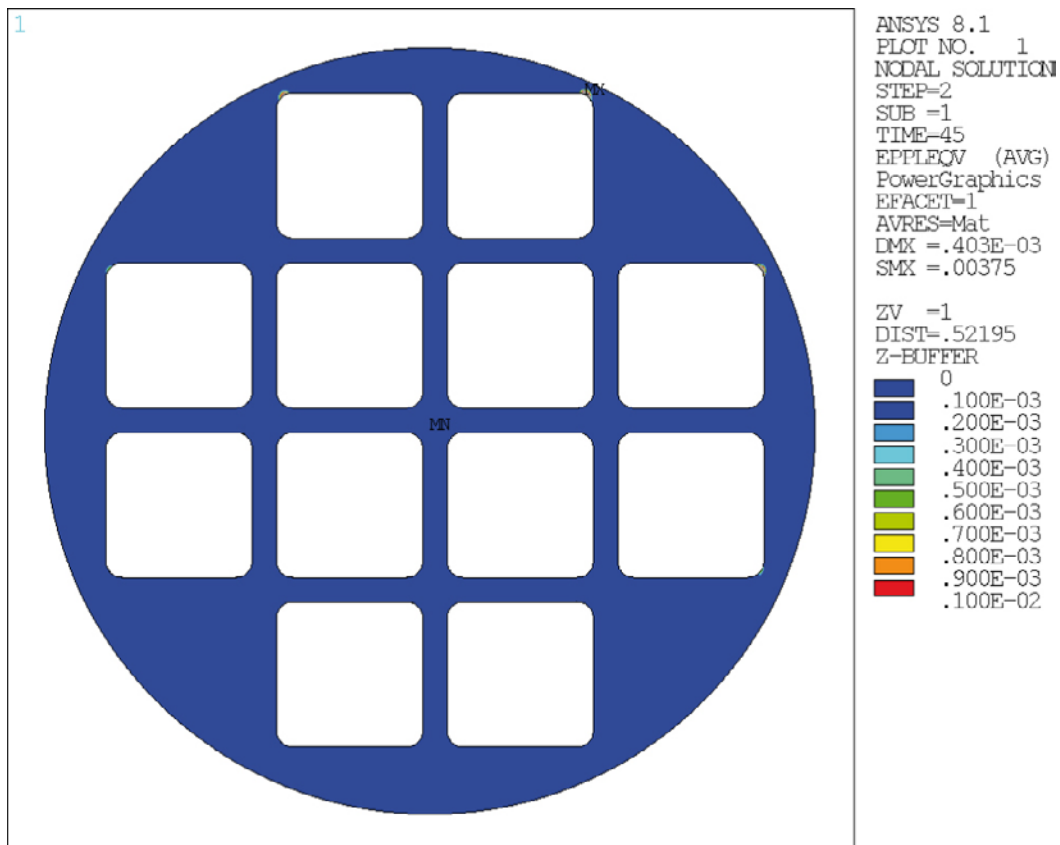
I nedanstående tabell syns att maximal huvudspänning ökar markant då stelkroppsförflyttningen uppgår till $\Delta = 15$ mm (tabellen visar också hur stort det minsta restligamentet blir vid olika stelkroppsförflyttningar). Det bör dock poängteras att en stelkroppsförflyttning på 15 mm fortfarande uppfyller villkoren för plastisk kollaps enligt ASME VIII (se tabell 7-5). En acceptabel storlek på stelkroppsförflyttningen kan därmed anses vara $\Delta = 10$ mm.

Tabell F-1. Max huvudspänning i BWR-gjutgodsinsatsen för olika stelkroppsförflyttningar av kanalrören.

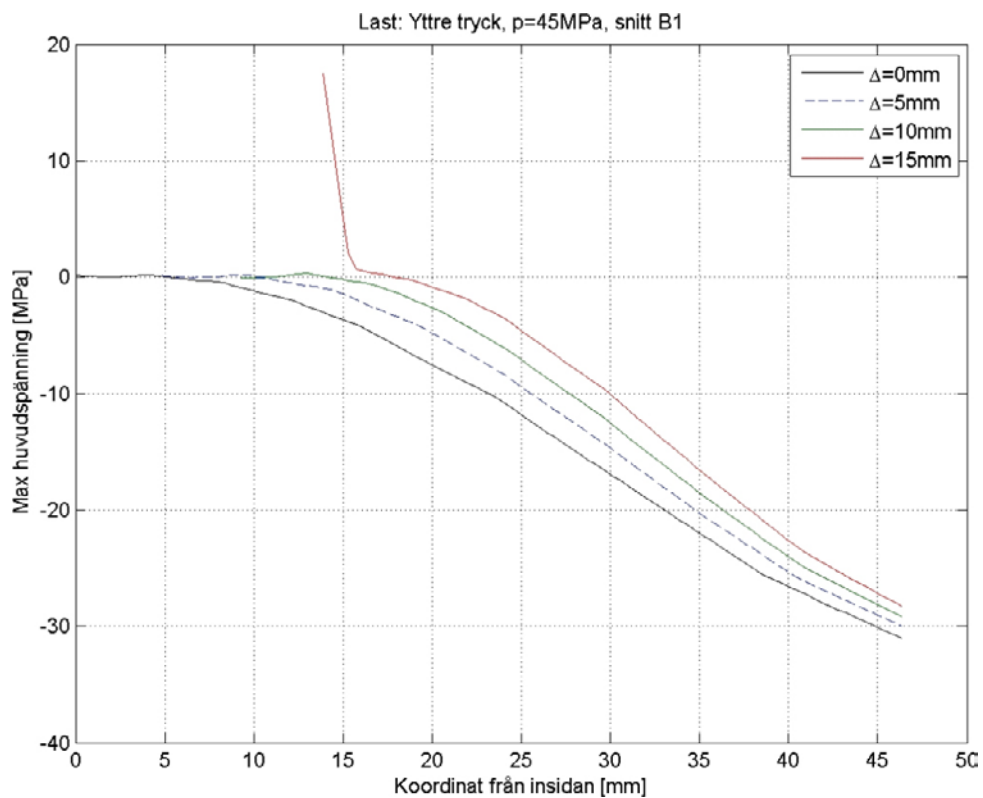
| Stelkroppsförflyttning, Δ [mm] | Max huvudspänning [MPa] | Restligament i insatsen [mm] |
|---------------------------------------|-------------------------|------------------------------|
| 0 | 2,8 | 31,6 |
| 5 | 3,3 | 26,6 |
| 10 | 3,6 | 21,6 |
| 15 | 21,9 | 16,6 |



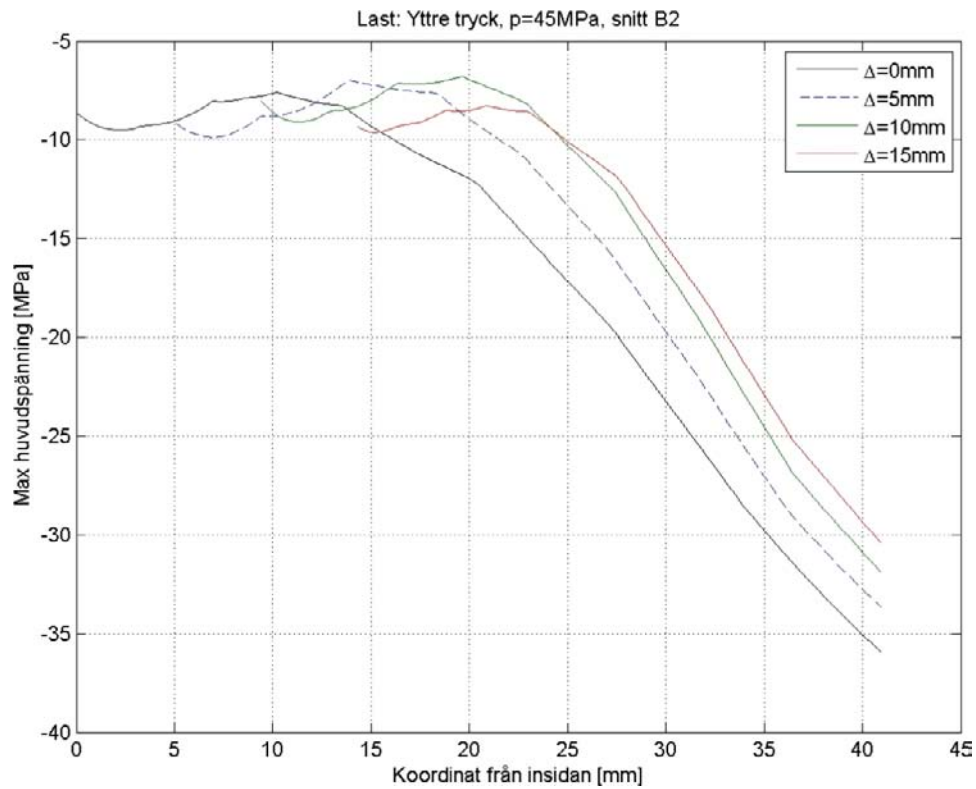
Figur F-1. Max huvudspänning [Pa] för $\Delta=15$ mm vid trycket $p=45$ MPa.



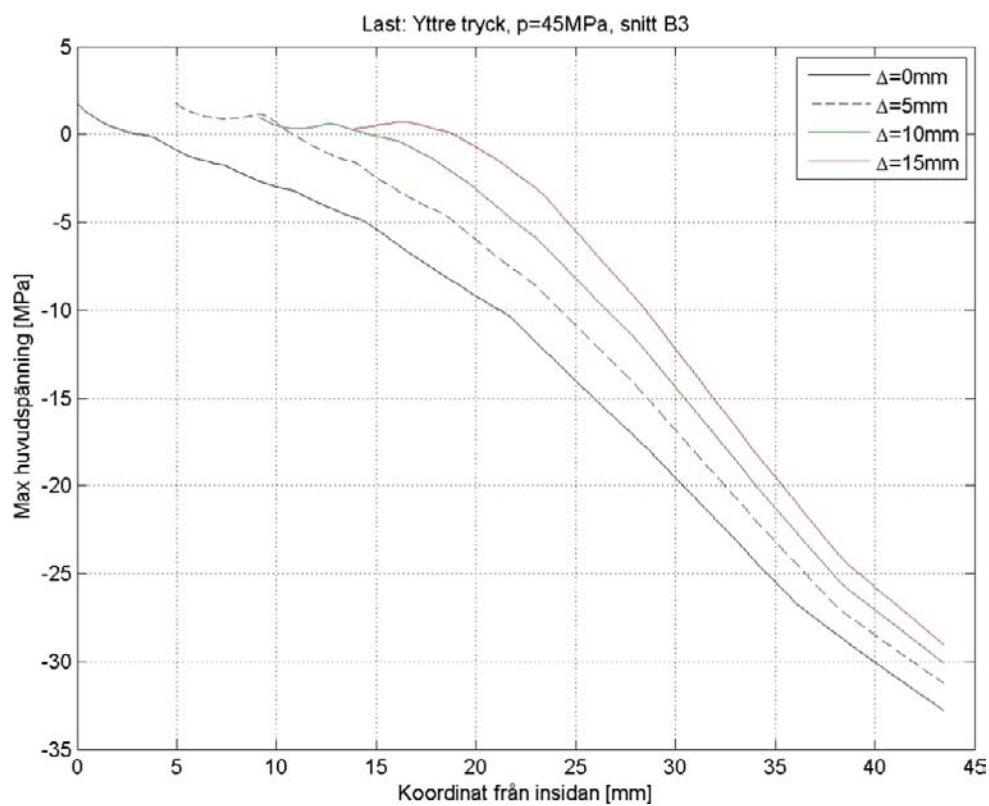
Figur F-2. Plastisk töjning (von Mises) [-] för $\Delta=15$ mm vid trycket $p=45$ MPa.



Figur F-3. Max huvudspänning utmed snitt B1 (se figur B-3) för olika Δ , vid trycket 45 MPa.



Figur F-4. Max huvudspänning utmed snitt B2 (se figur B-3) för olika Δ , vid trycket 45 MPa.



Figur F-5. Max huvudspänning utmed snitt B3 (se figur B-3) för olika Δ , vid trycket 45 MPa.

Resultat för analyser med håldefekter (2D)

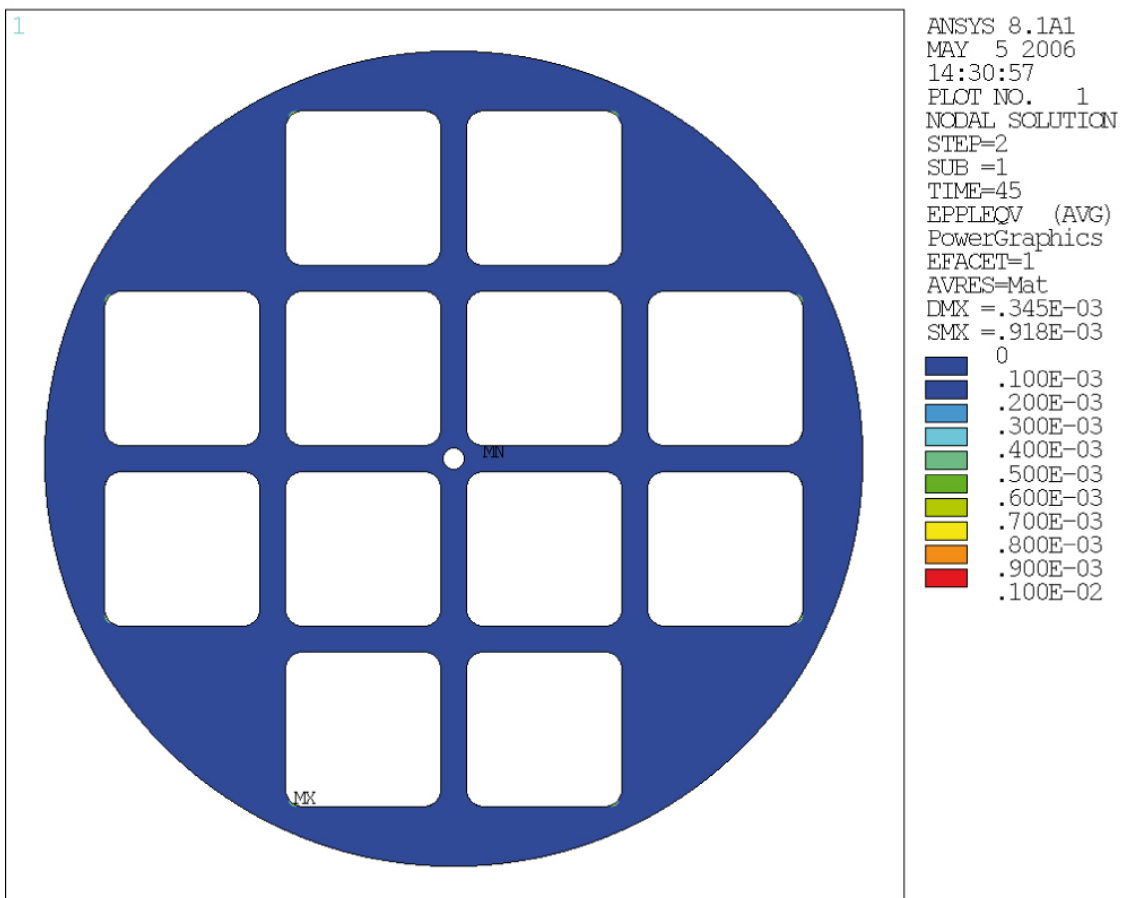
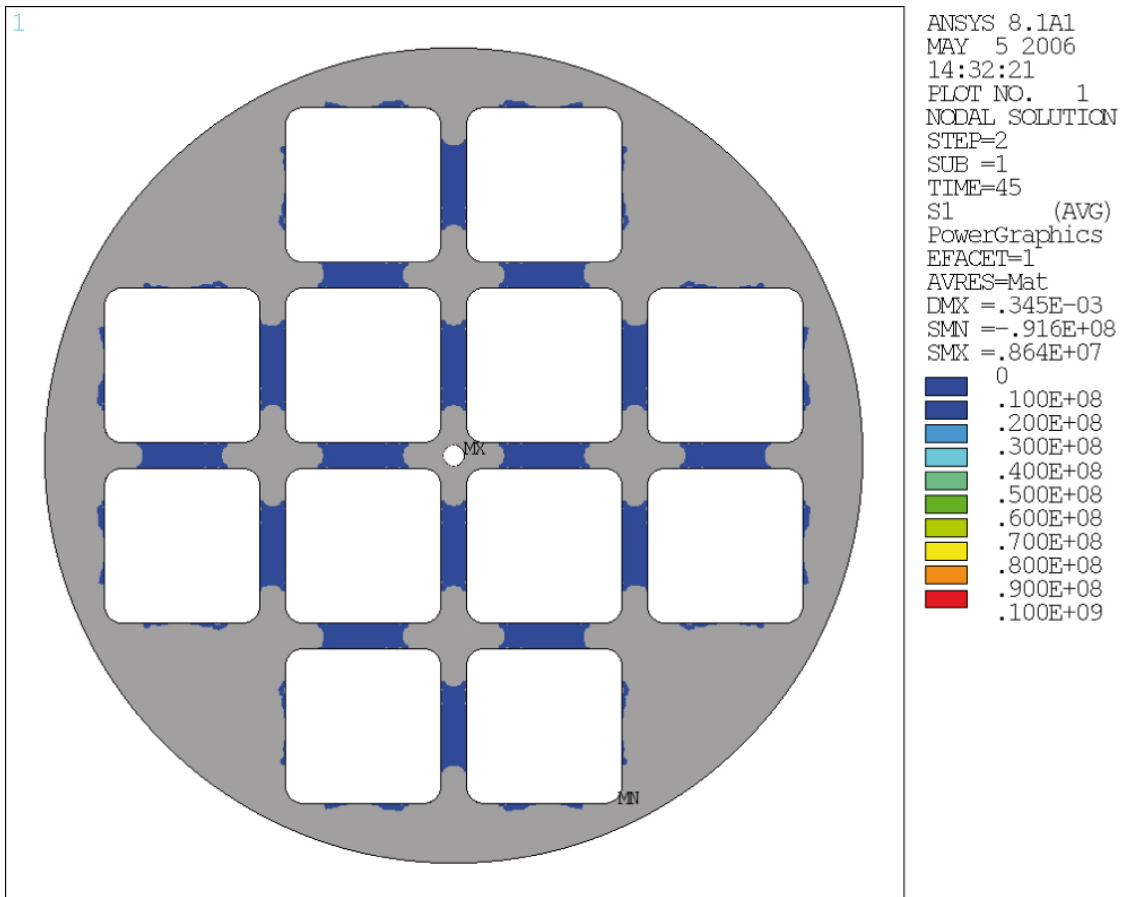
Analysen har utförts för både BWR- och PWR-kapslarna. Alla resultat redovisas vid trycket 45 MPa. I tabell G-1 och G-2 sammanfattas resultaten. Två resultatfigurer presenteras för varje defektposition: Max huvudspänning [Pa] och plastisk effektivtöjning (von Mises) [-].

G1 Resultat för BWR-insatsen

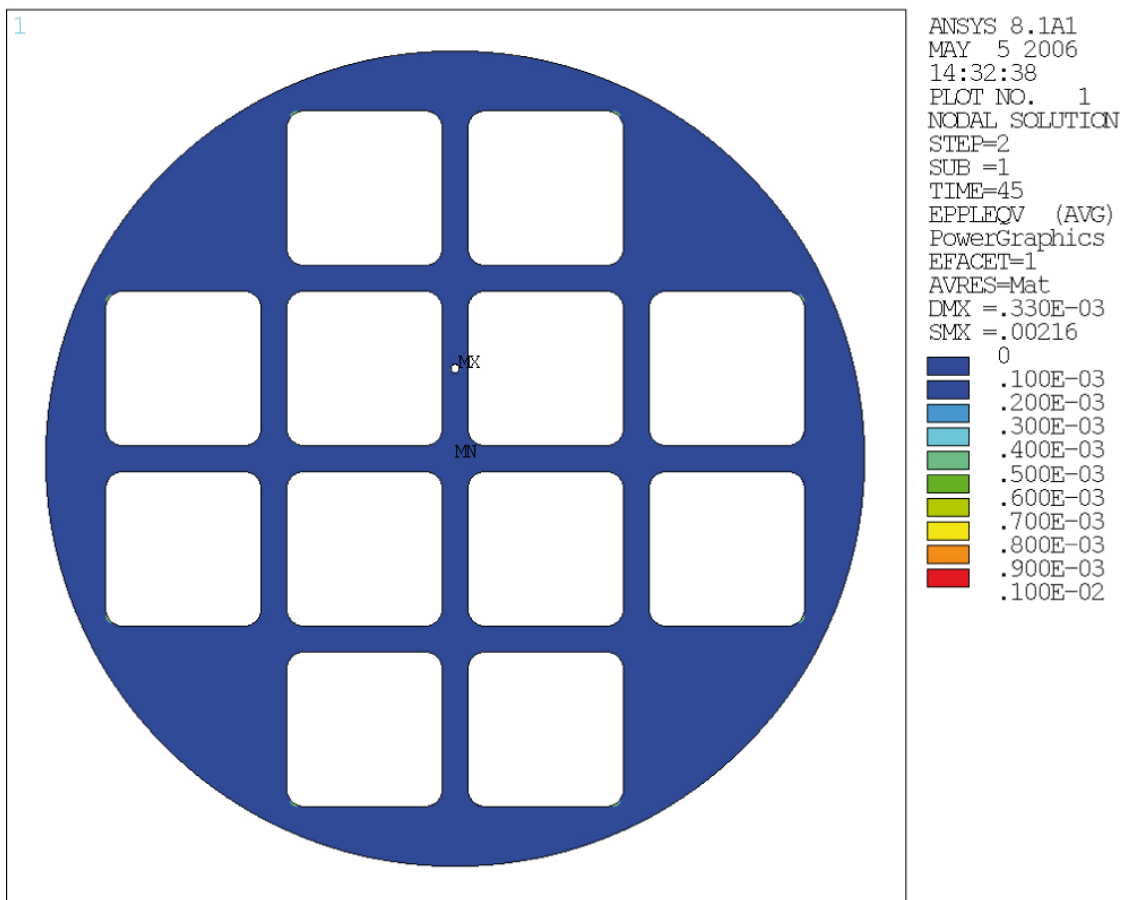
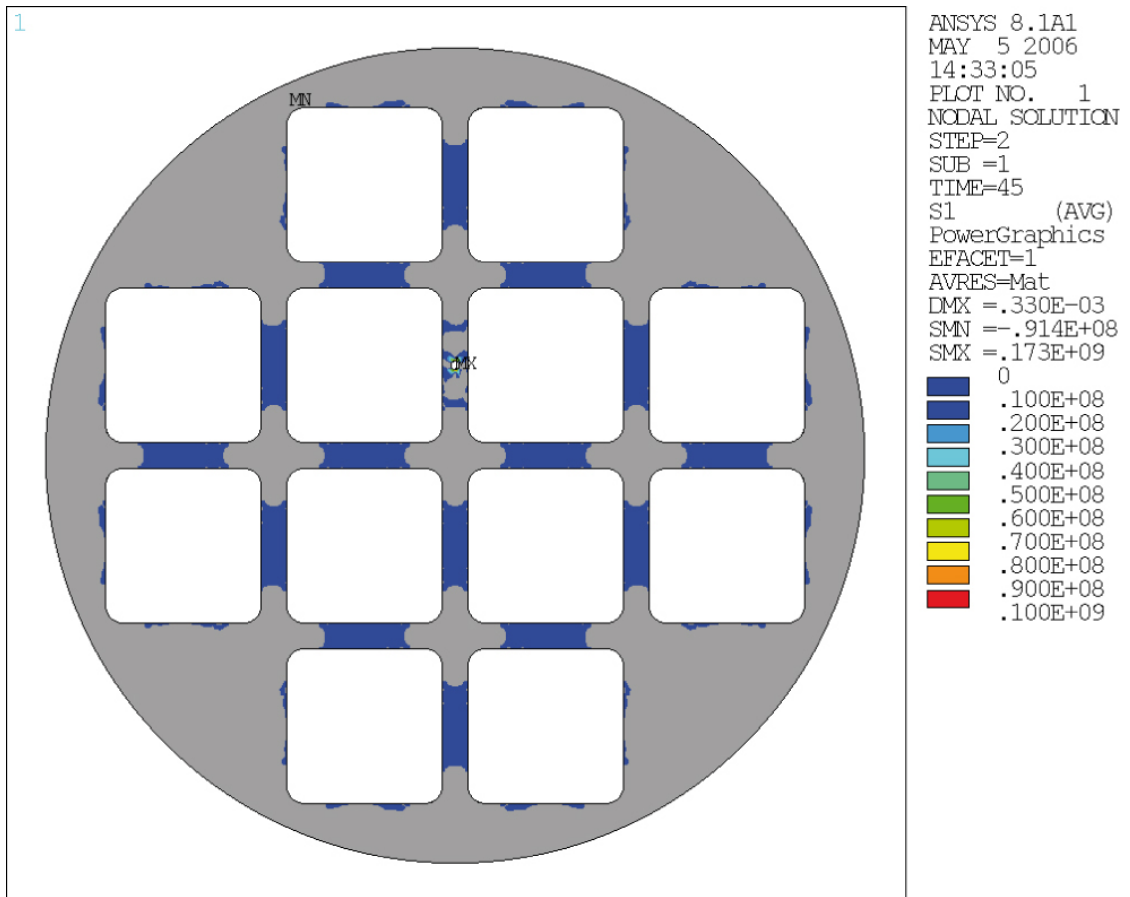
Tabell G-1. Sammanfattning av maxvärden för BWR-kapseln.

| Håldefekt nr (Radie) | Max plastisk töjning (von Mises) [-] | Max effektivspänning (von Mises) [MPa] | Max huvudspänning [MPa] |
|-------------------------|---|---|----------------------------|
| Inget hål | 0,00089 | 279 | 2,8 |
| 1 (R=12,5 mm) | 0,00092 (0,02993)# | 281 (368)# | 8,6 (24,8)# |
| 2 (R=5 mm) | 0,00216 (0,01112) | 297 (307) | 173 (210) |
| 3 (R=5 mm) | 0,00139 (0,01201) | 280 (311) | 168 (209) |
| 4 (R=5 mm) | 0,00089 (0,00908) | 280 (281) | 2,8 (5,5) |
| 5 (R=15 mm) | 0,00089 (0,00687) | 279 (294) | 2,8 (2,9) |
| 6 (R=5 mm) | 0,00156 (0,01059) | 296 (306) | 163 (208) |
| 7 (R=15 mm) | 0,00092 (0,01074) | 290 (307) | 41,6 (73,2) |
| 8/9 (R=25 mm) | 0,00095 (0,01069) | 281 (301) | 10,6 (8,9) |
| 10 (R=15 mm) | 0,00090 (0,00095) | 280 (281) | 34,2 (92,1) |
| 11 (R=5 mm) | 0,00195 (0,01304) | 281 (316) | 31,6 (6,1) |
| 12 (R=10 mm) | 0,00090 (0,01459) | 280 (321) | 107 (149) |

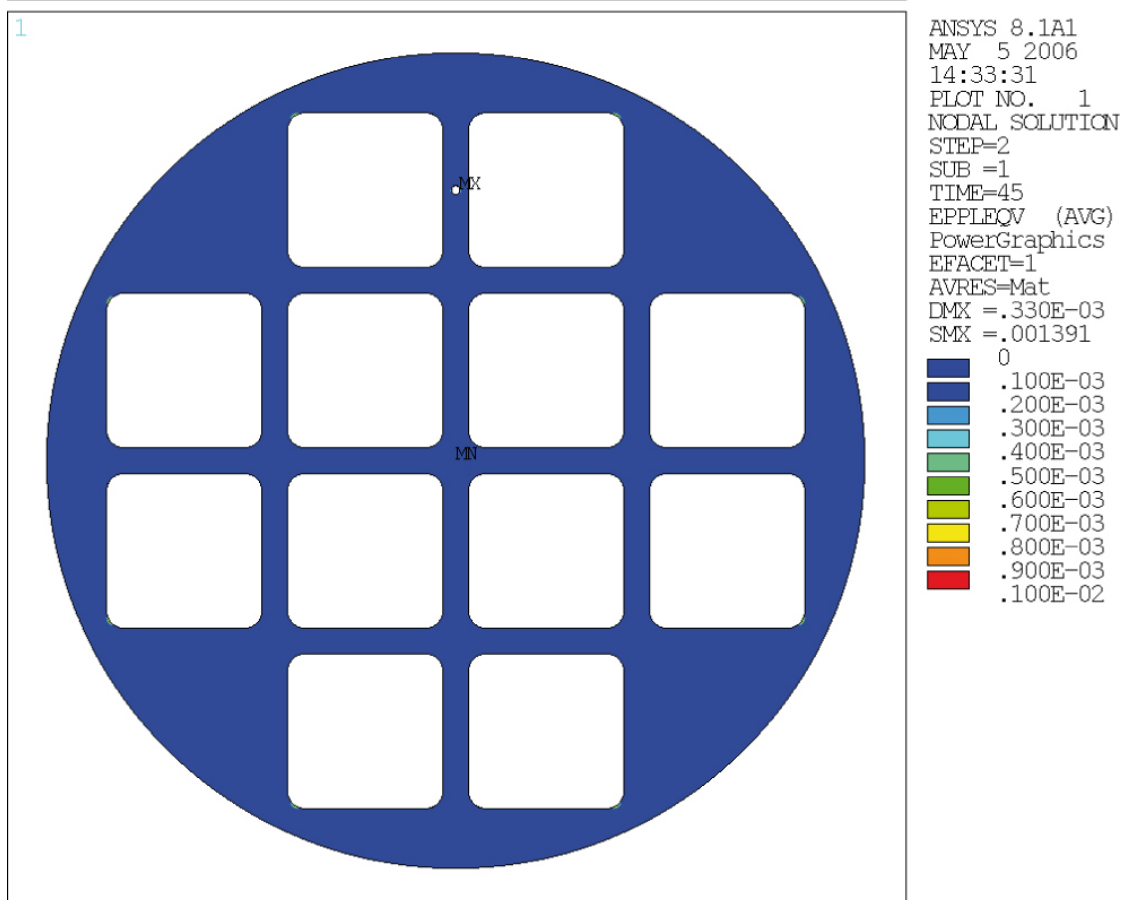
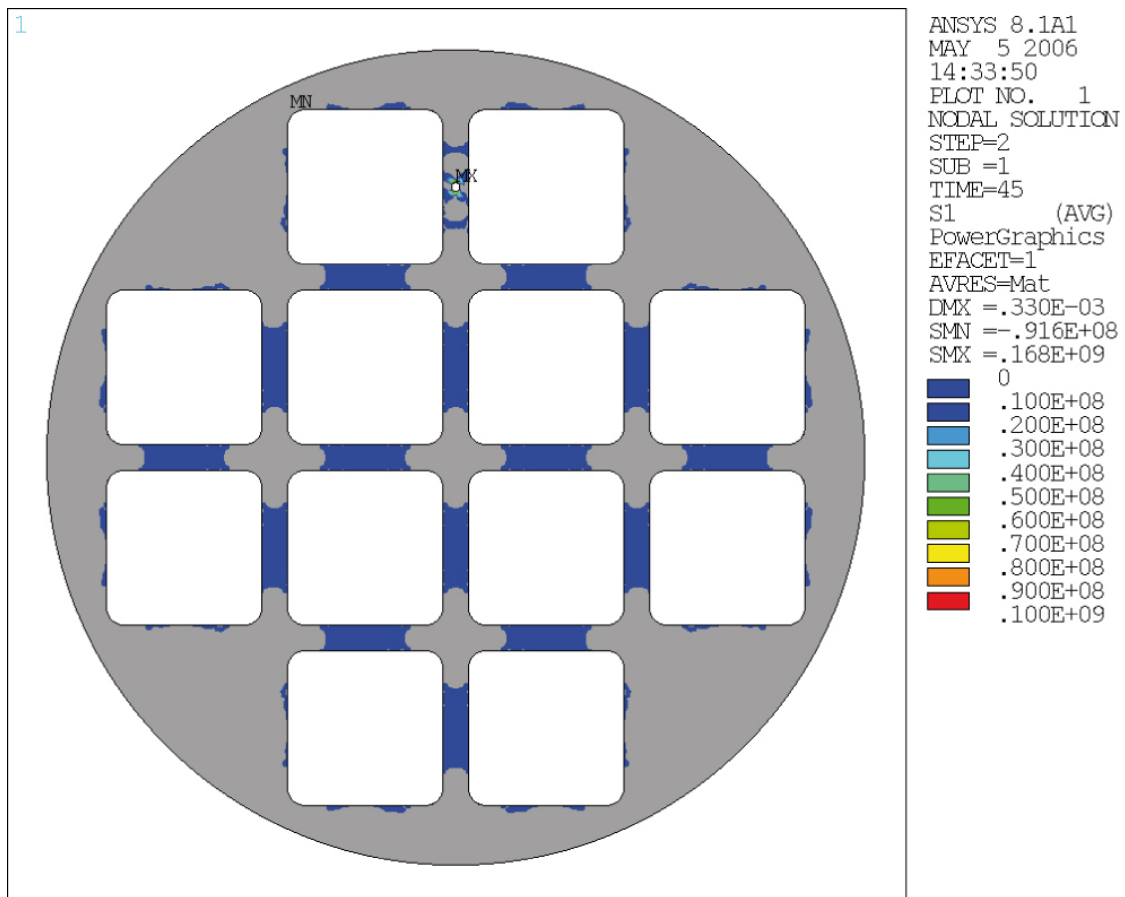
värden för dubbla hålstorleksradien 2R.



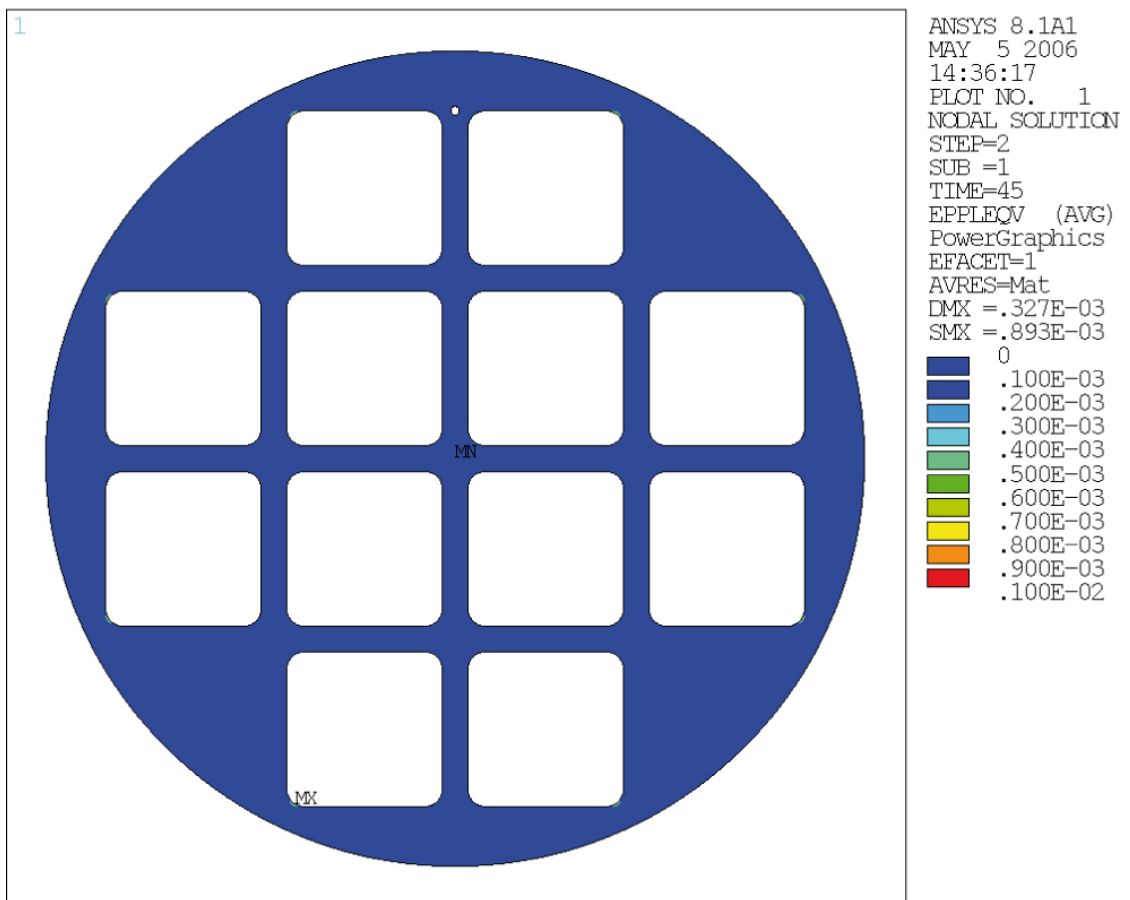
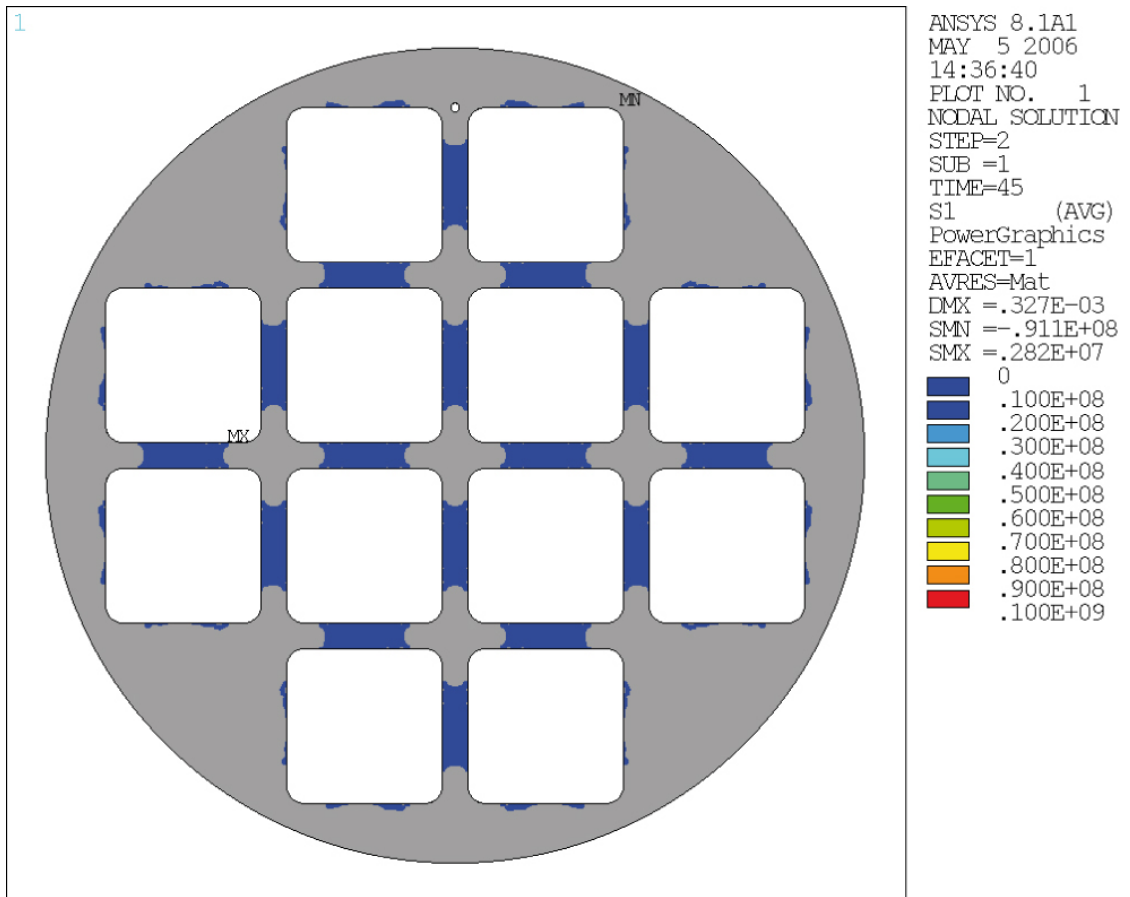
Figur G-1. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 1 ($R = 12,5$ mm).



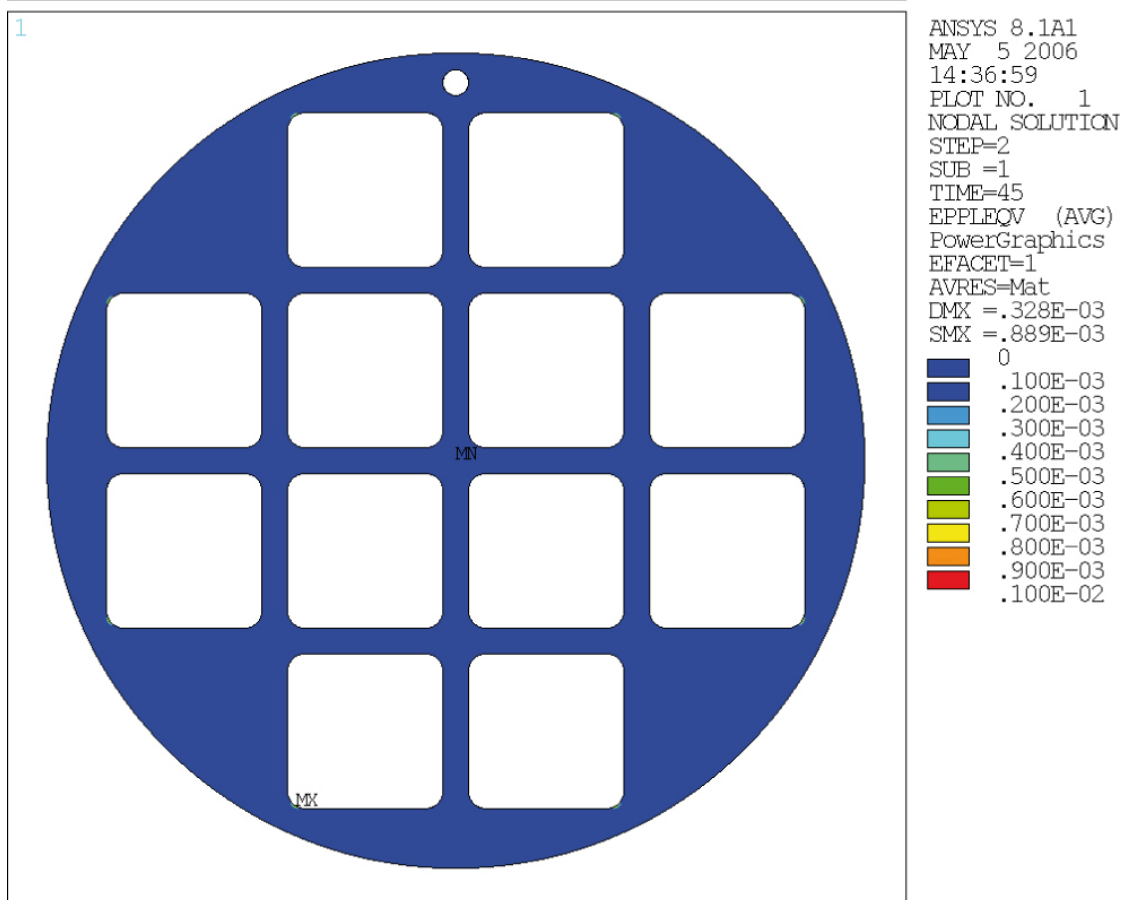
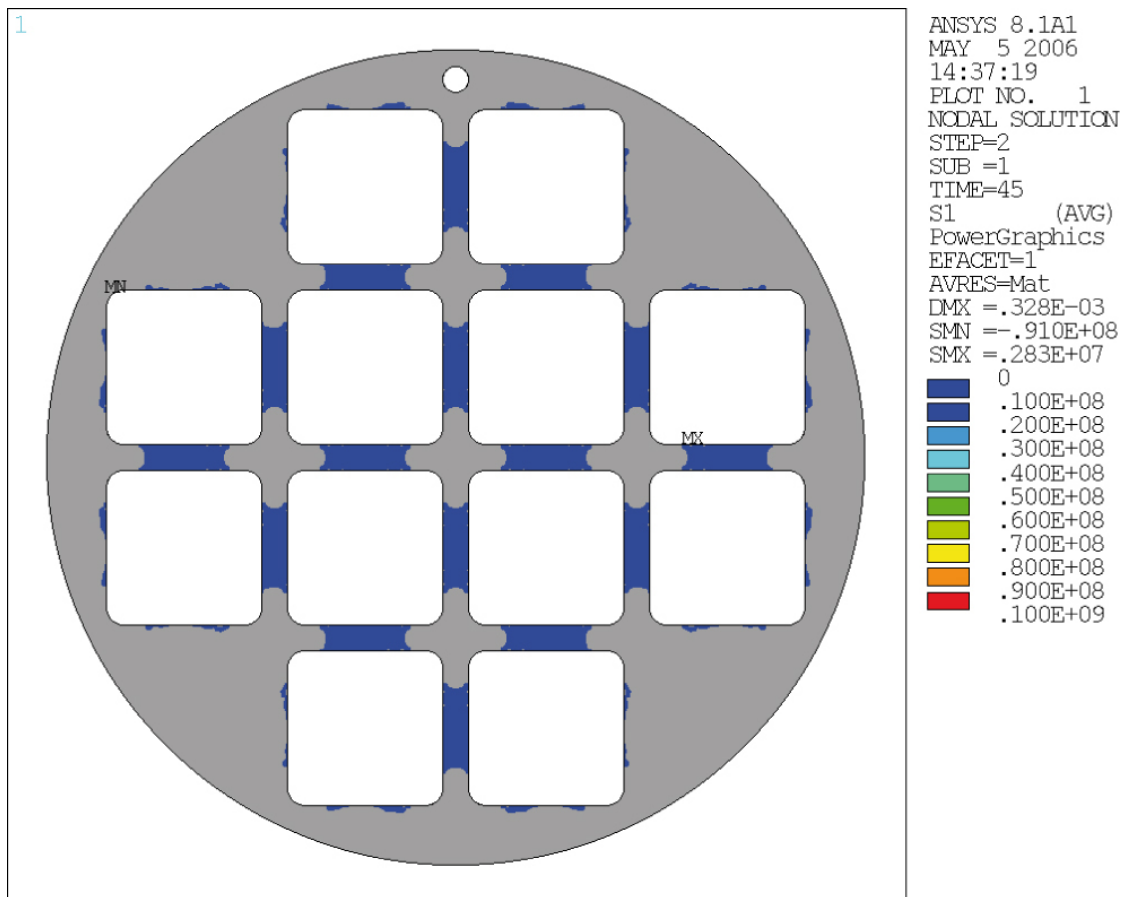
Figur G-2. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 2 ($R = 5 \text{ mm}$).



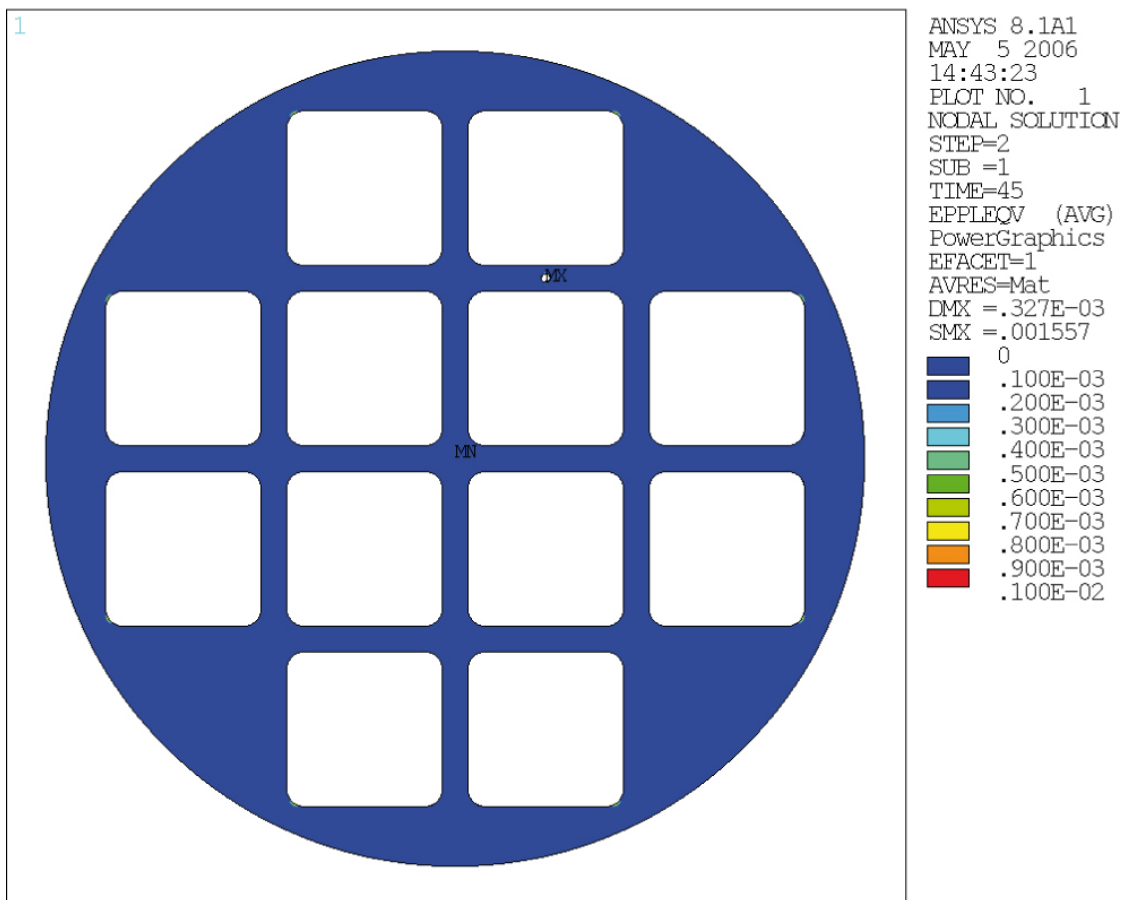
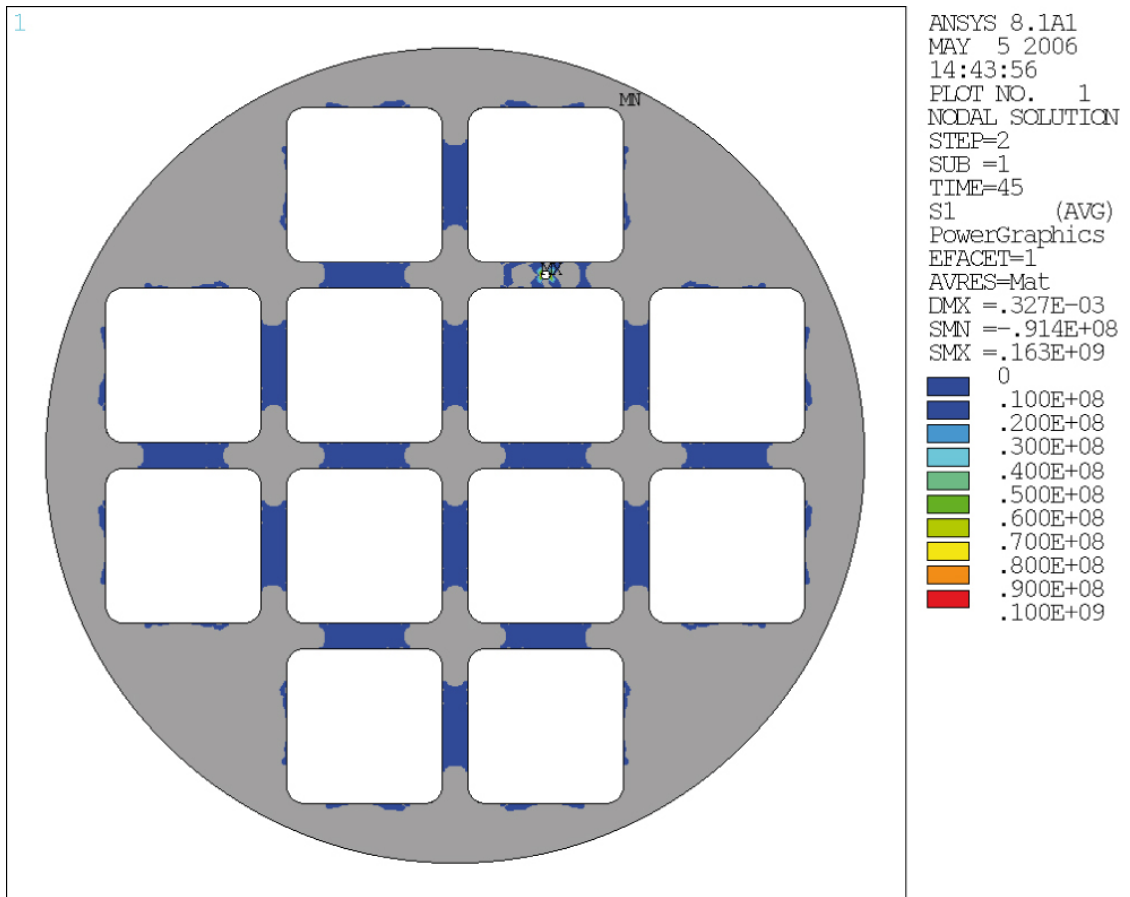
Figur G-3. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 3 ($R = 5 \text{ mm}$).



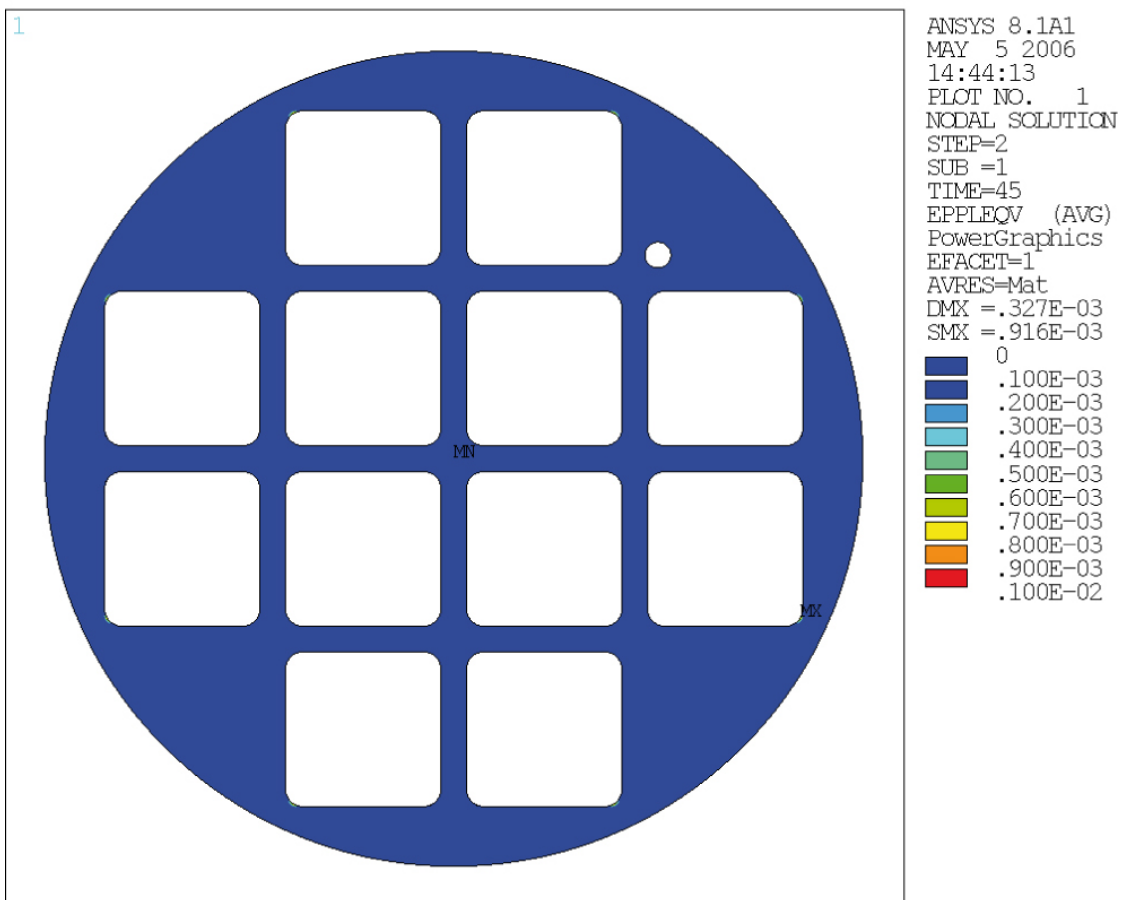
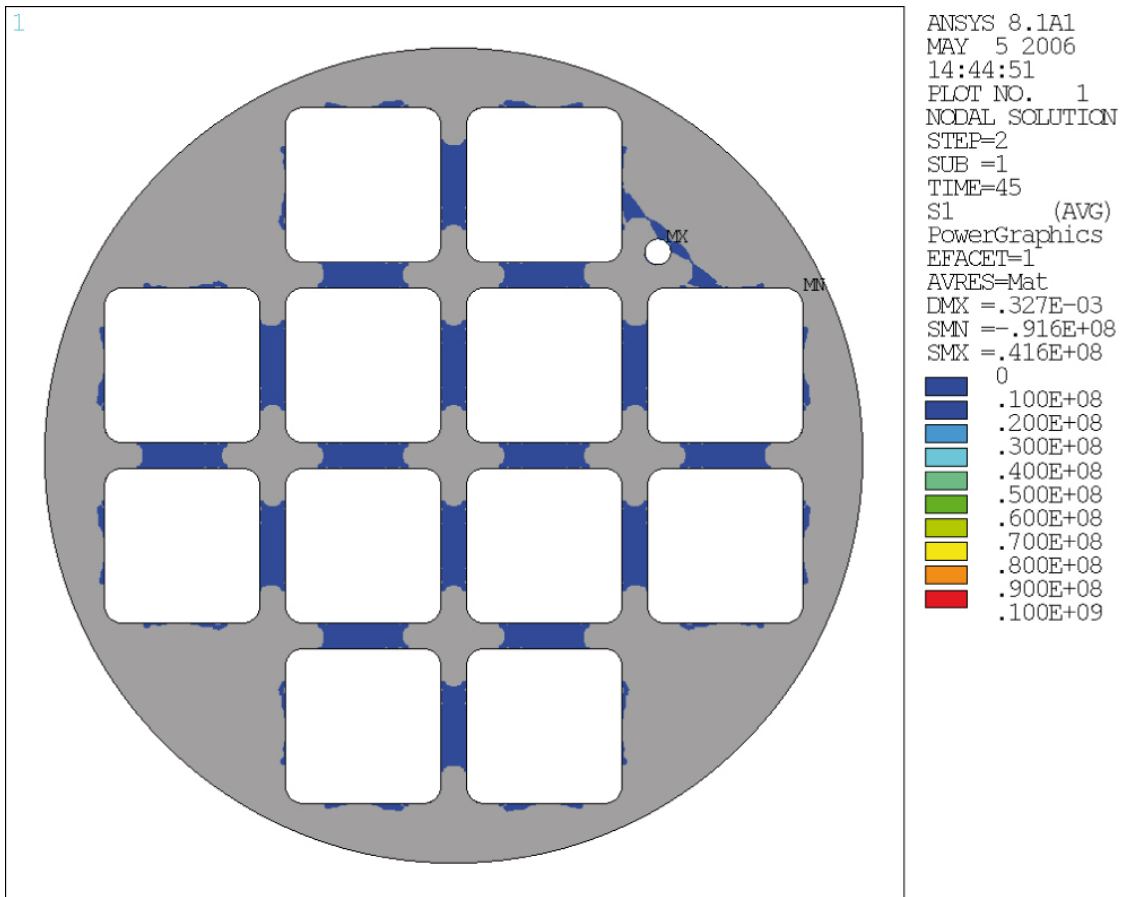
Figur G-4. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 4 ($R = 5 \text{ mm}$).



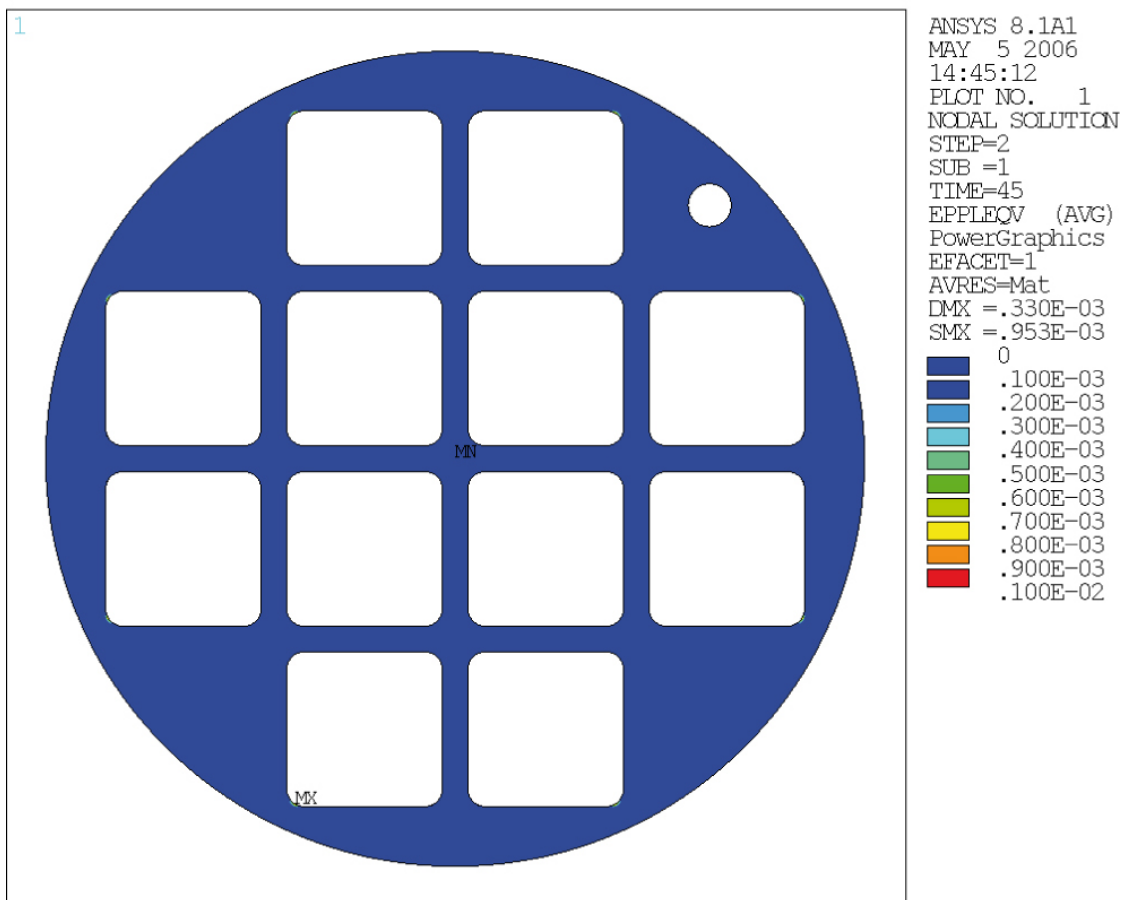
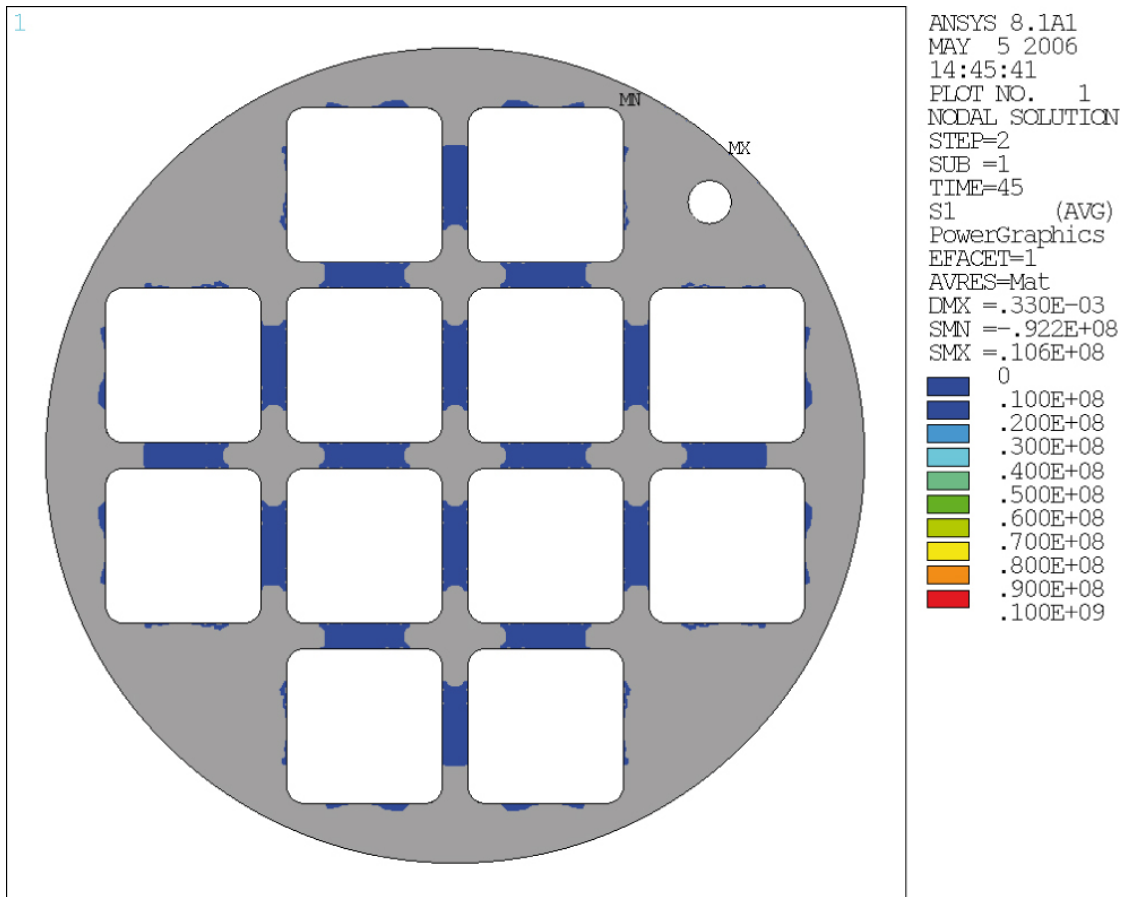
Figur G-5. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 5 ($R = 15 \text{ mm}$).



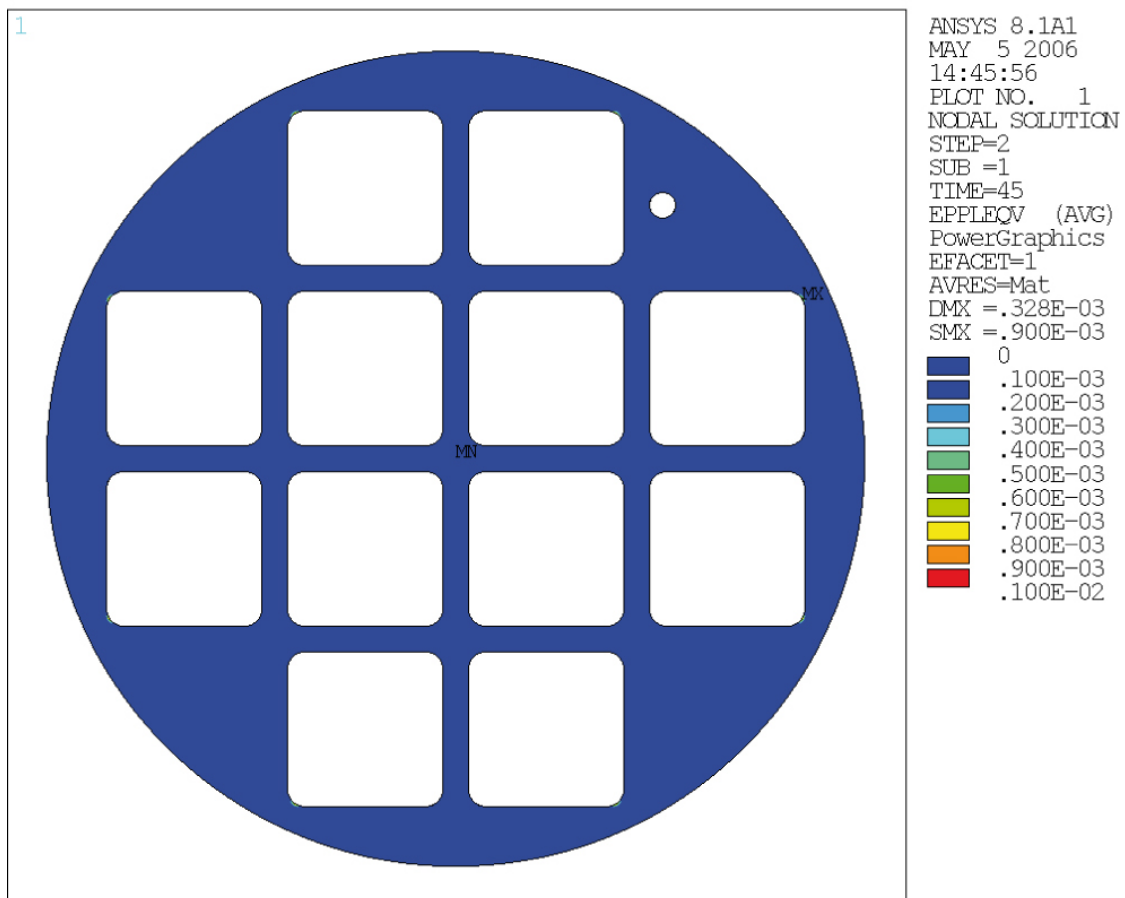
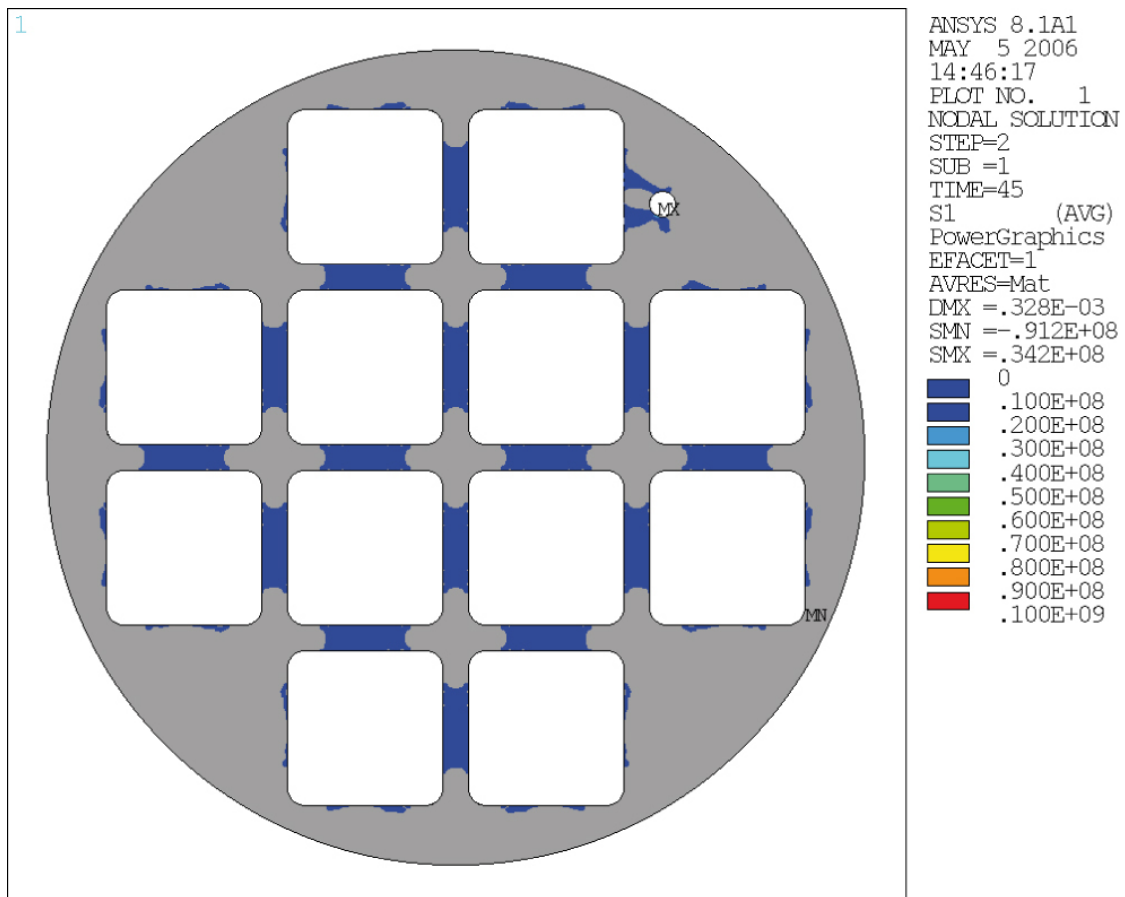
Figur G-6. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 6 ($R = 5 \text{ mm}$).



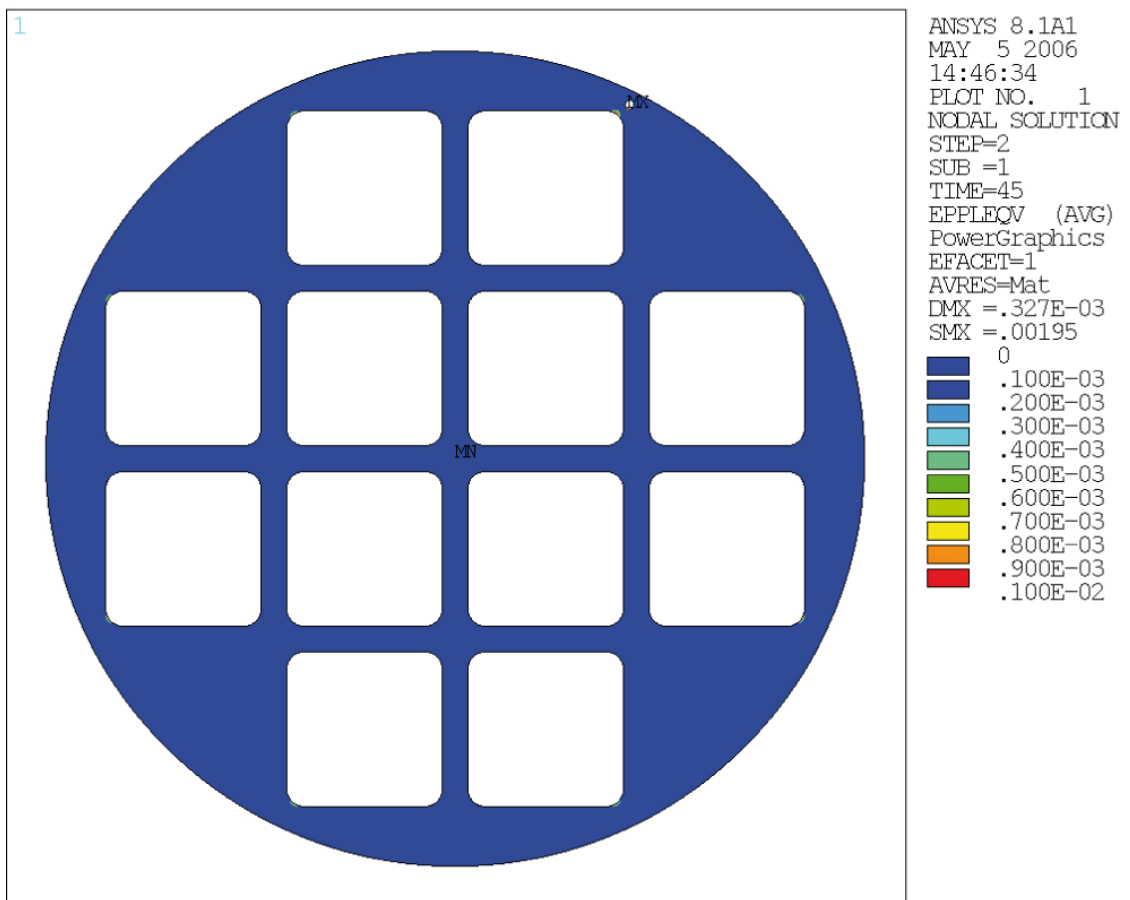
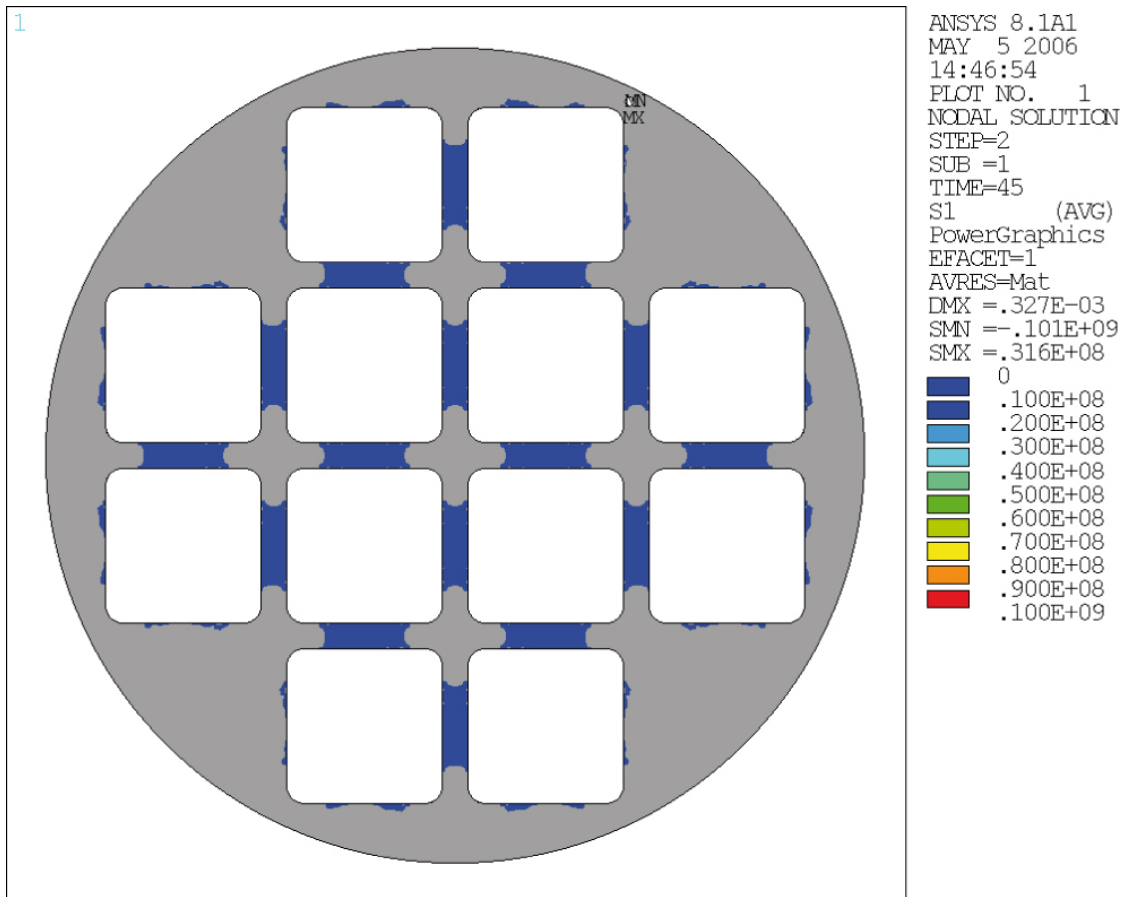
Figur G-7. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 7 ($R = 15 \text{ mm}$).



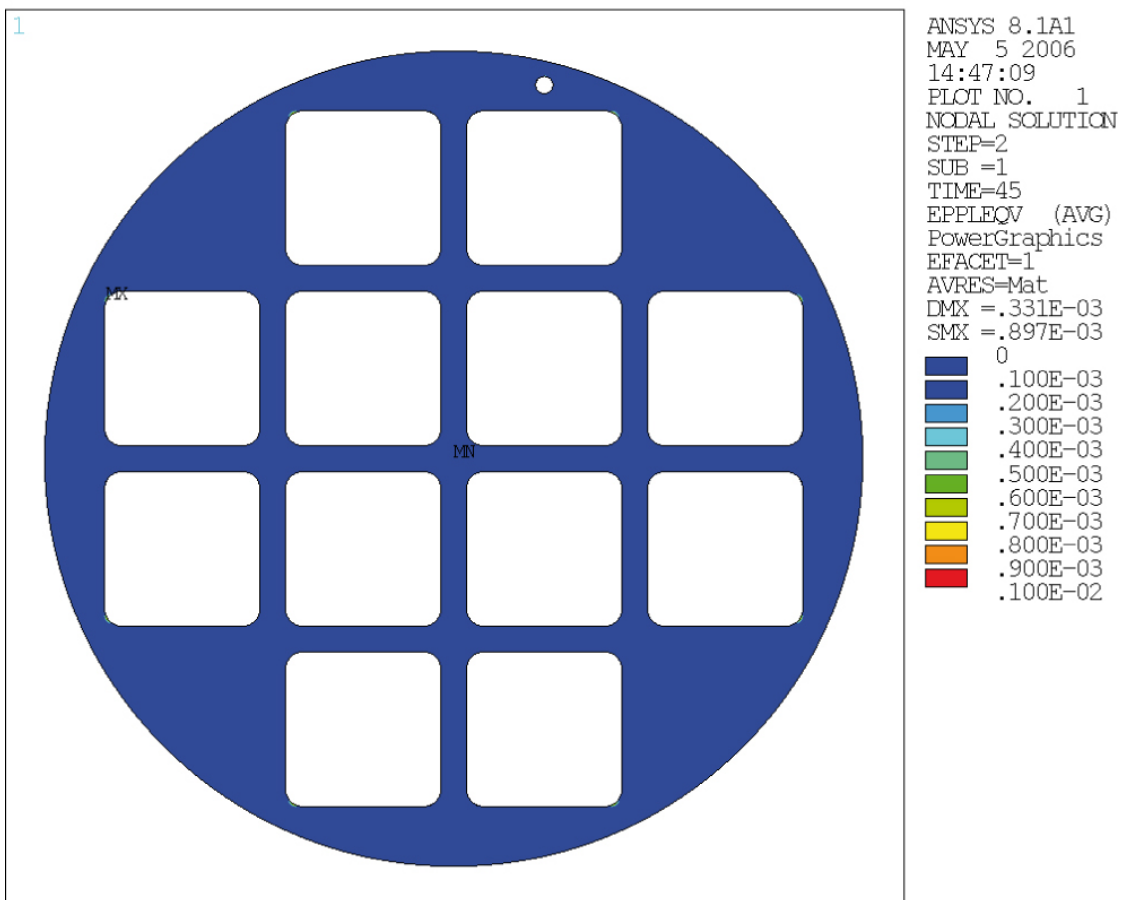
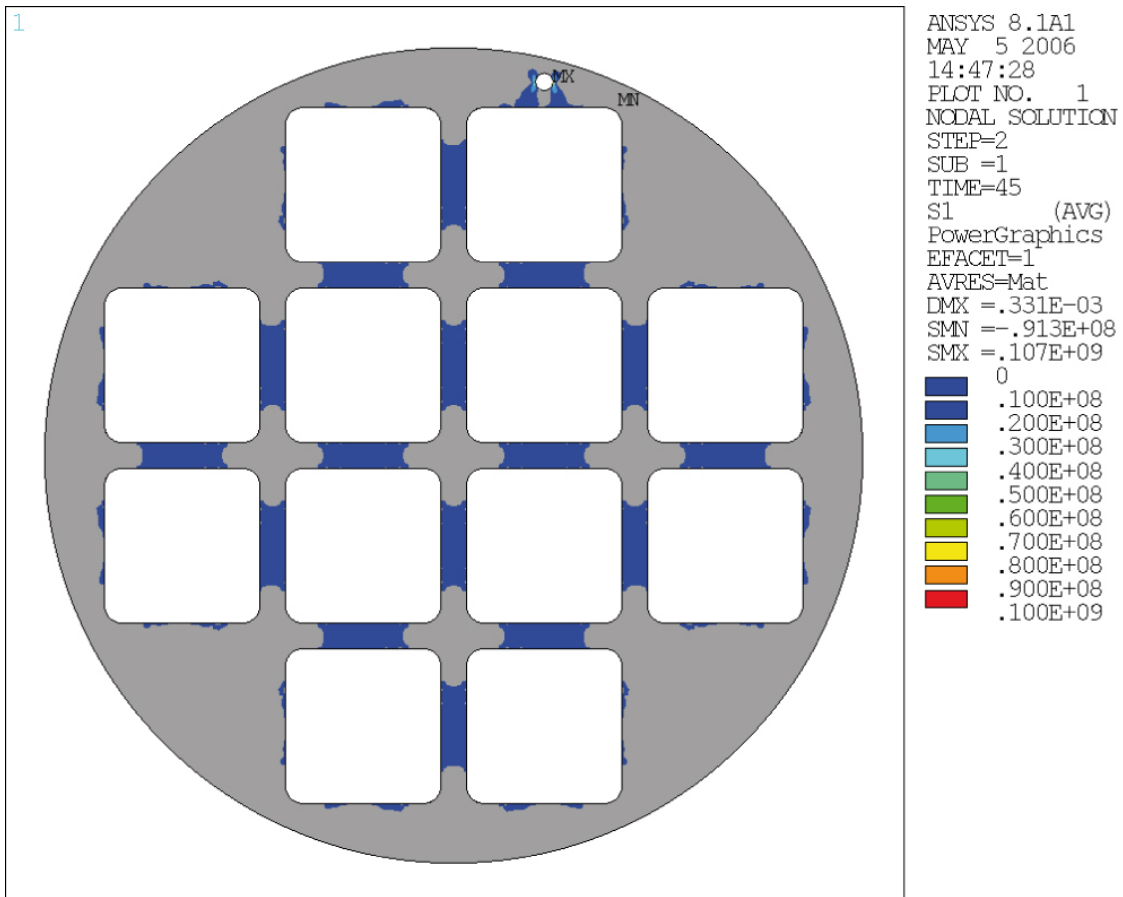
Figur G-8. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 8/9 ($R = 25$ mm).



Figur G-9. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 10 ($R = 15$ mm).



Figur G-10. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 11 ($R = 5 \text{ mm}$).



Figur G-11. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 12 ($R = 10$ mm).

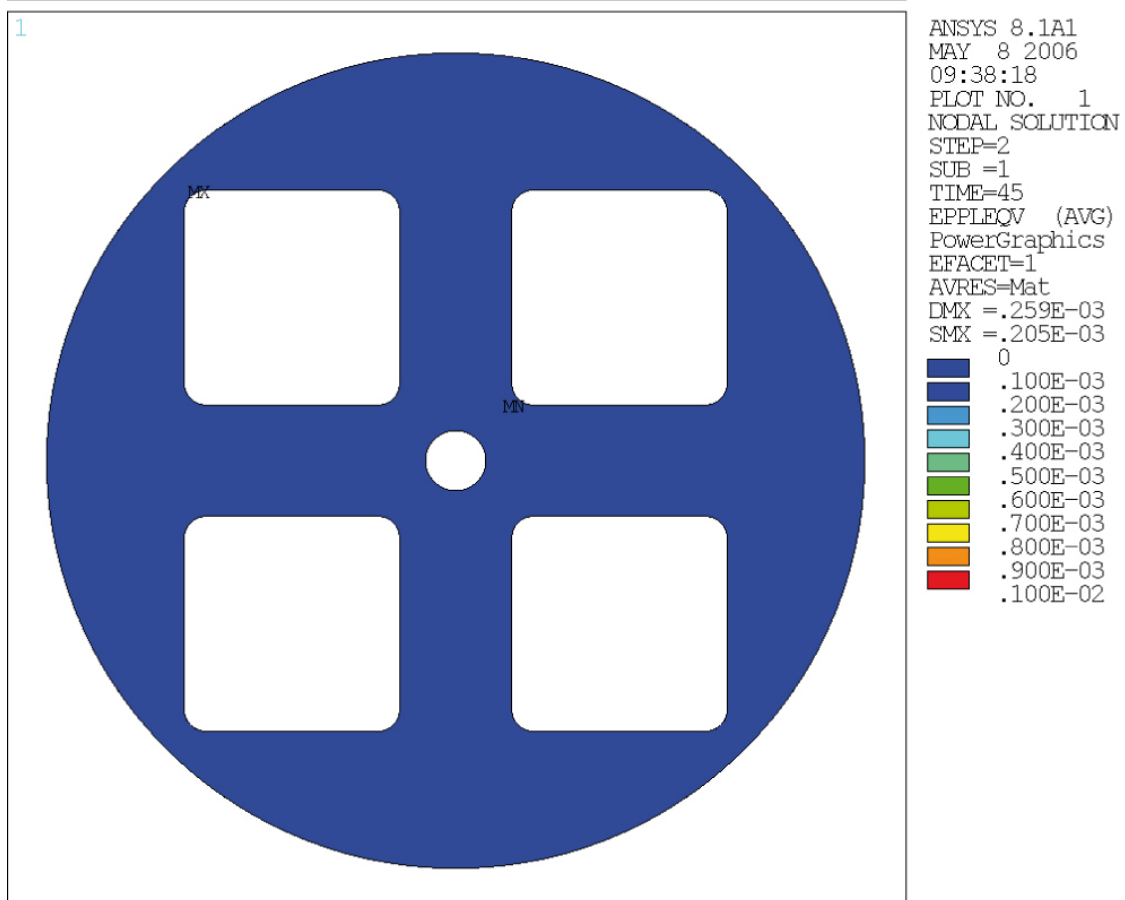
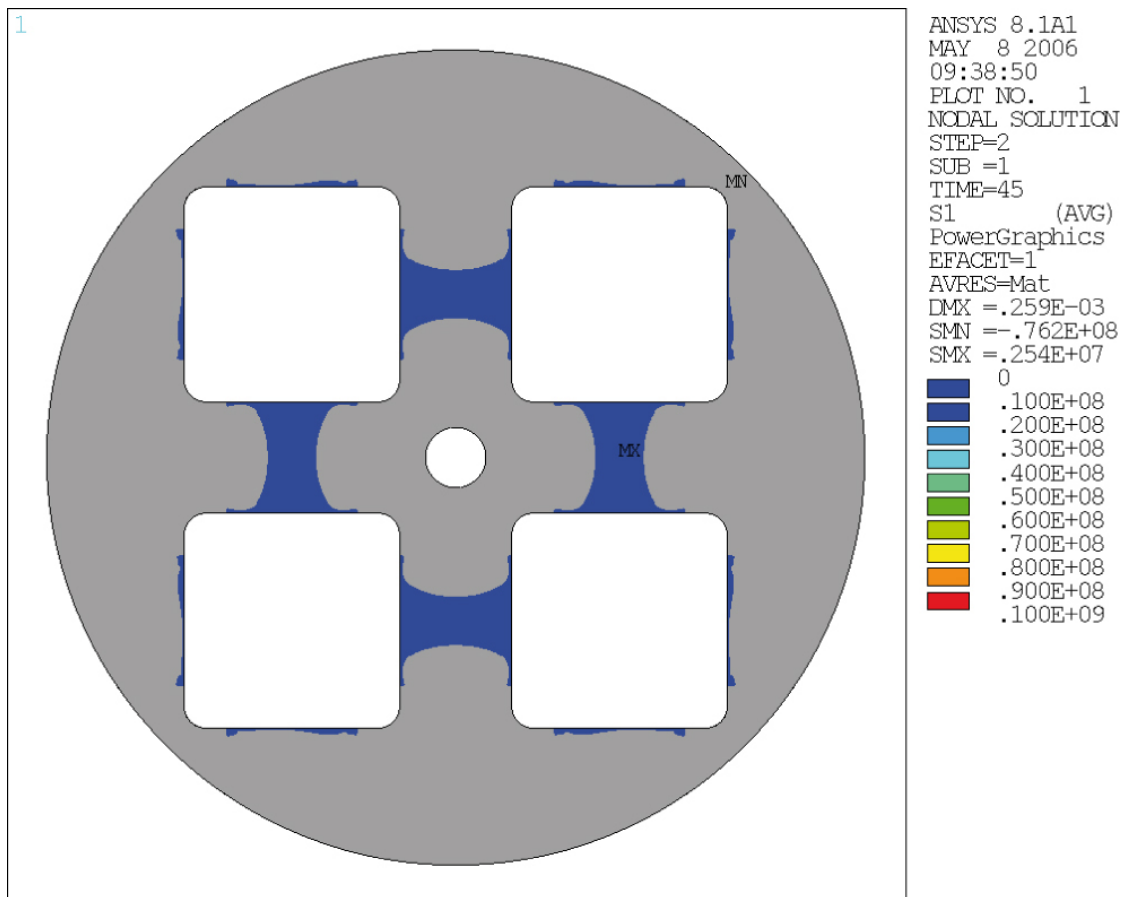
G2 Resultat för PWR-insatsen

Alla resultat som redovisas i detta avsnitt gäller för trycket $p = 45$ MPa.

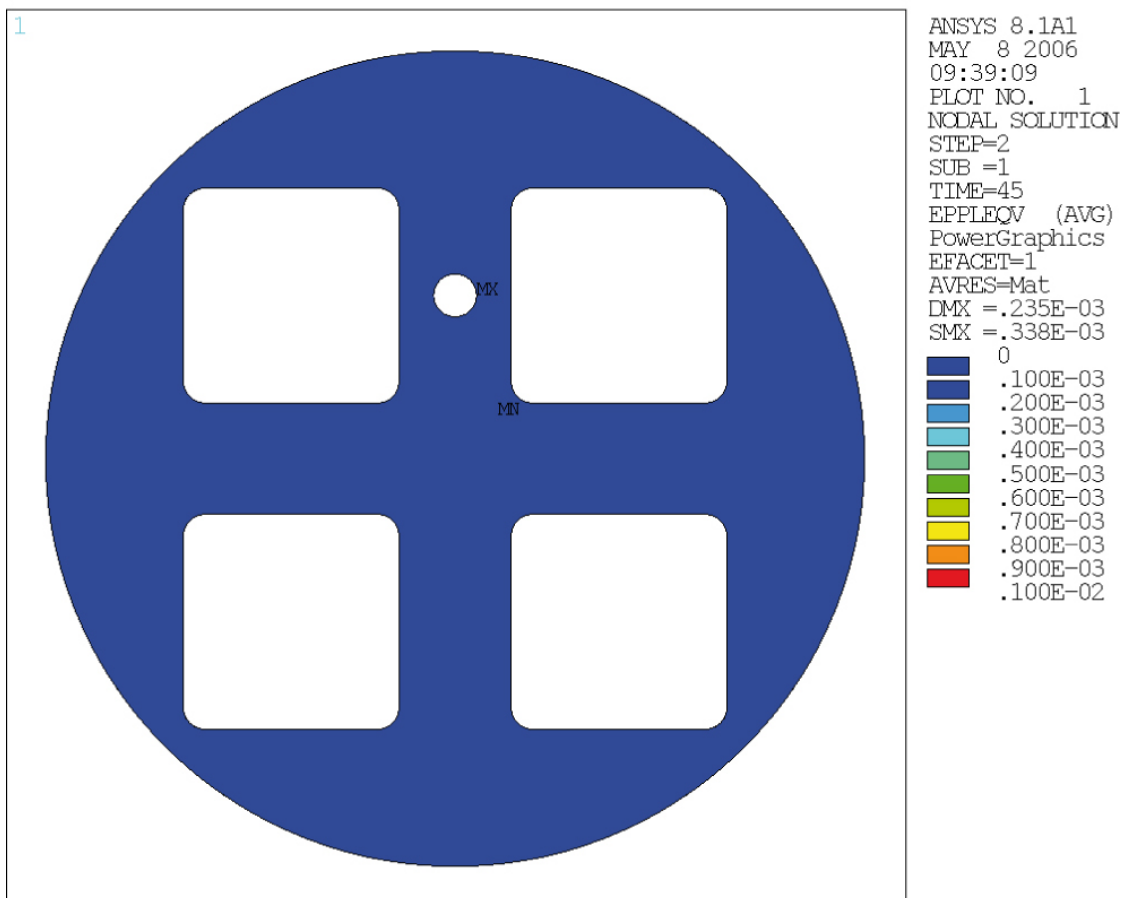
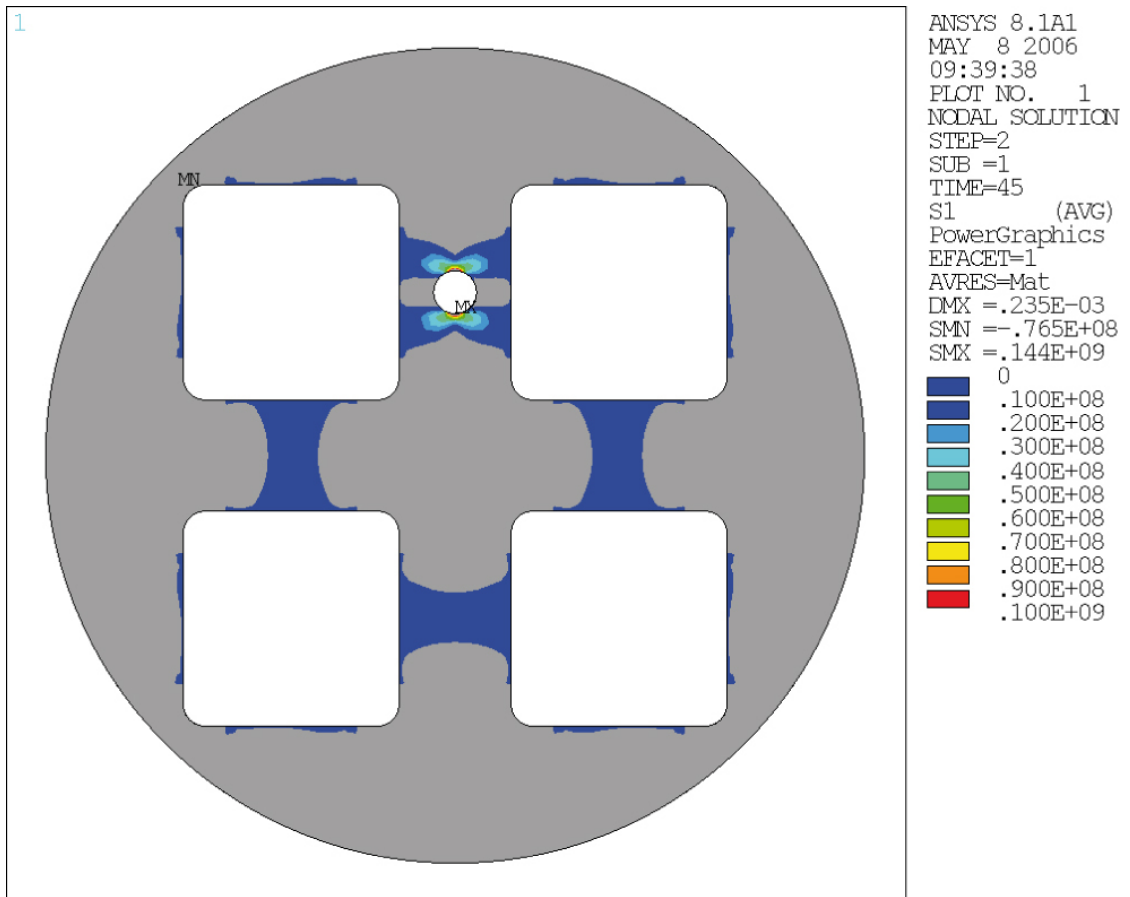
Tabell G-2. Sammanfattning av maxvärden för PWR-kapseln.

| Håldefekt nr (Radie) | Max plastisk töjning (von Mises) [-] | Max effektivspänning (von Mises) [MPa] | Max huvudspänning [MPa] |
|-------------------------|---|---|----------------------------|
| Inget hål | 0,00012 | 282 | 2,3 |
| 1 (R=35 mm) | 0,00021 (0,00074) [#] | 282 (279) [#] | 2,5 (4,1) [#] |
| 2 (R=25 mm) | 0,00034 (0,00560) | 285 (289) | 144 (170) |
| 3 (R=25 mm) | 0,00015 (0,00190) | 283 (285) | 2,3 (2,8) |
| 4 (R=25 mm) | 0,00013 (0,00018) | 282 (284) | 2,9 (2,9) |
| 5 (R=25 mm) | 0,00012 (0,00140) | 282 (281) | 28,1 (28,3) |
| 6 (R=5 mm) | 0,00038 (0,00140) | 297 (282) | 5,2 (4,2) |
| 7 (R=20 mm) | 0,00012 (0,00140) | 282 (290) | 61 (116) |

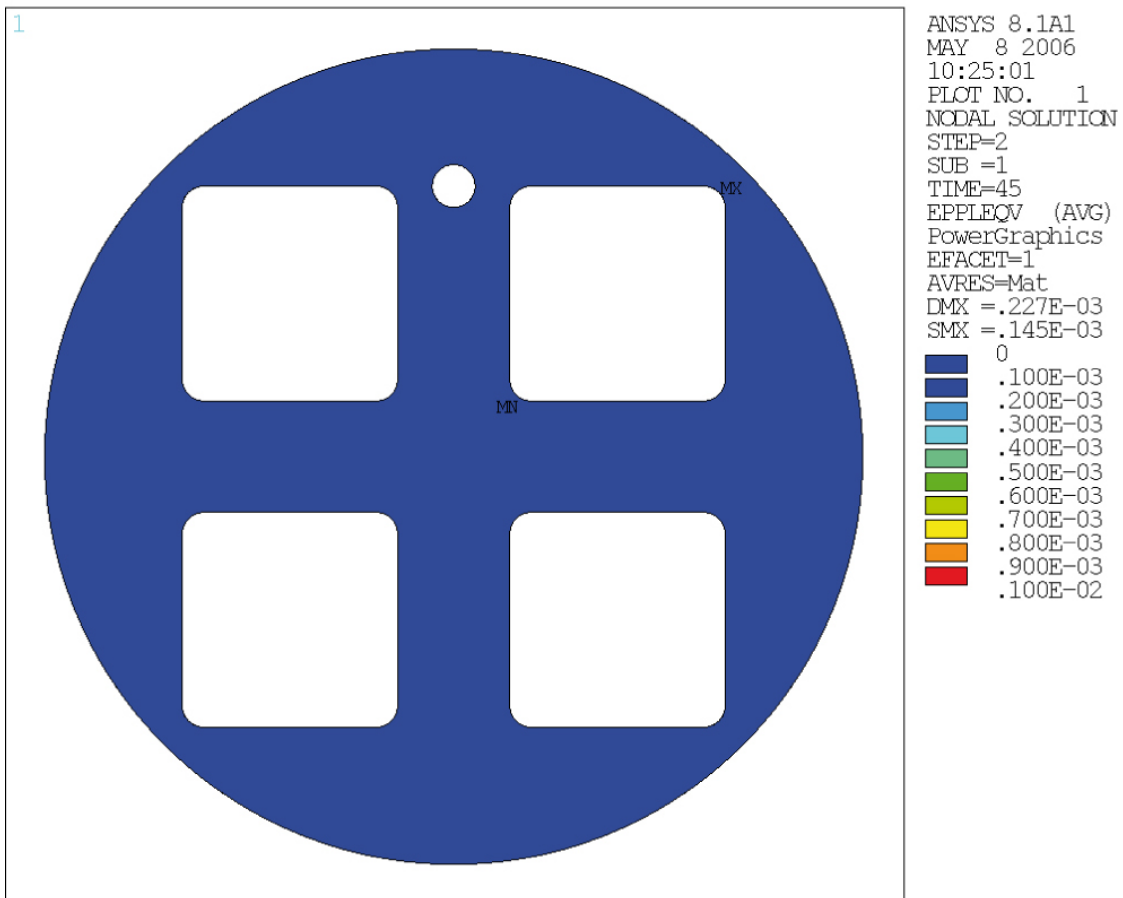
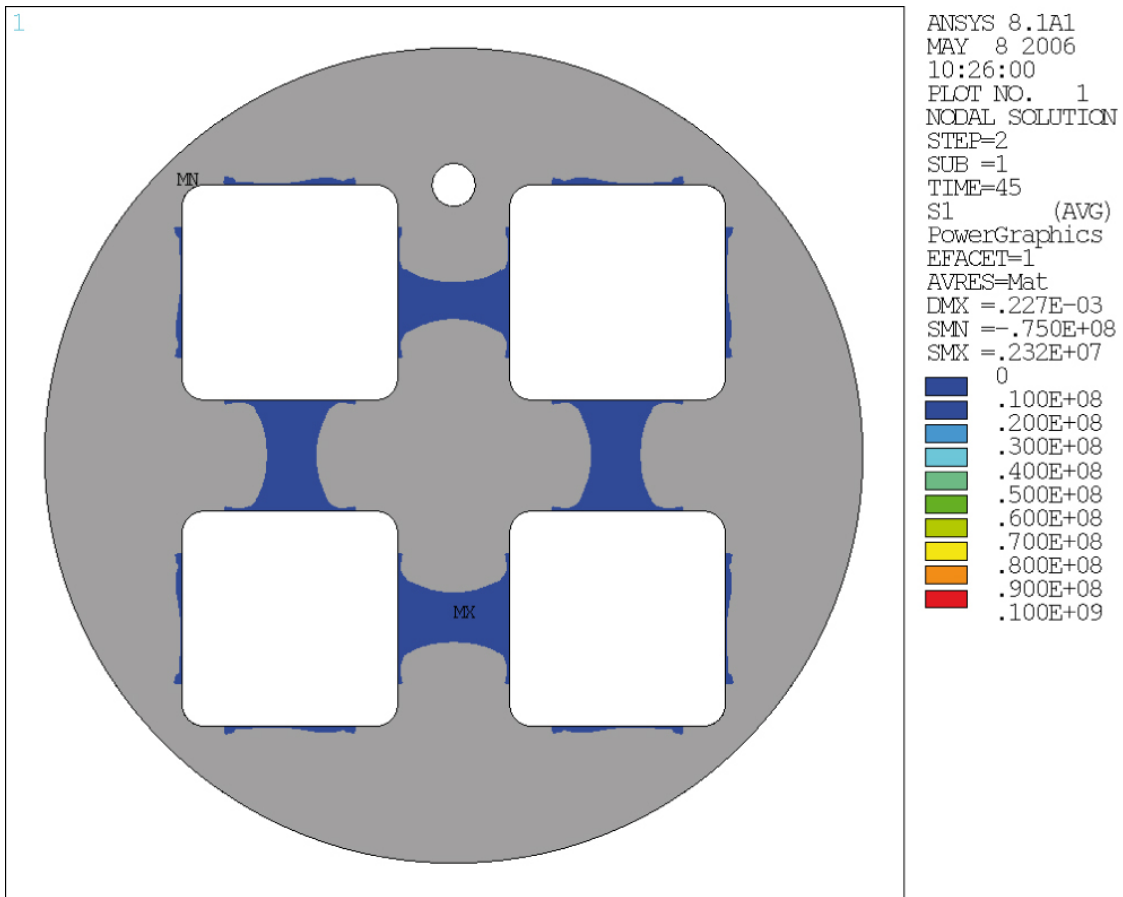
[#] Värden för dubbla hålstorleksradien 2R.



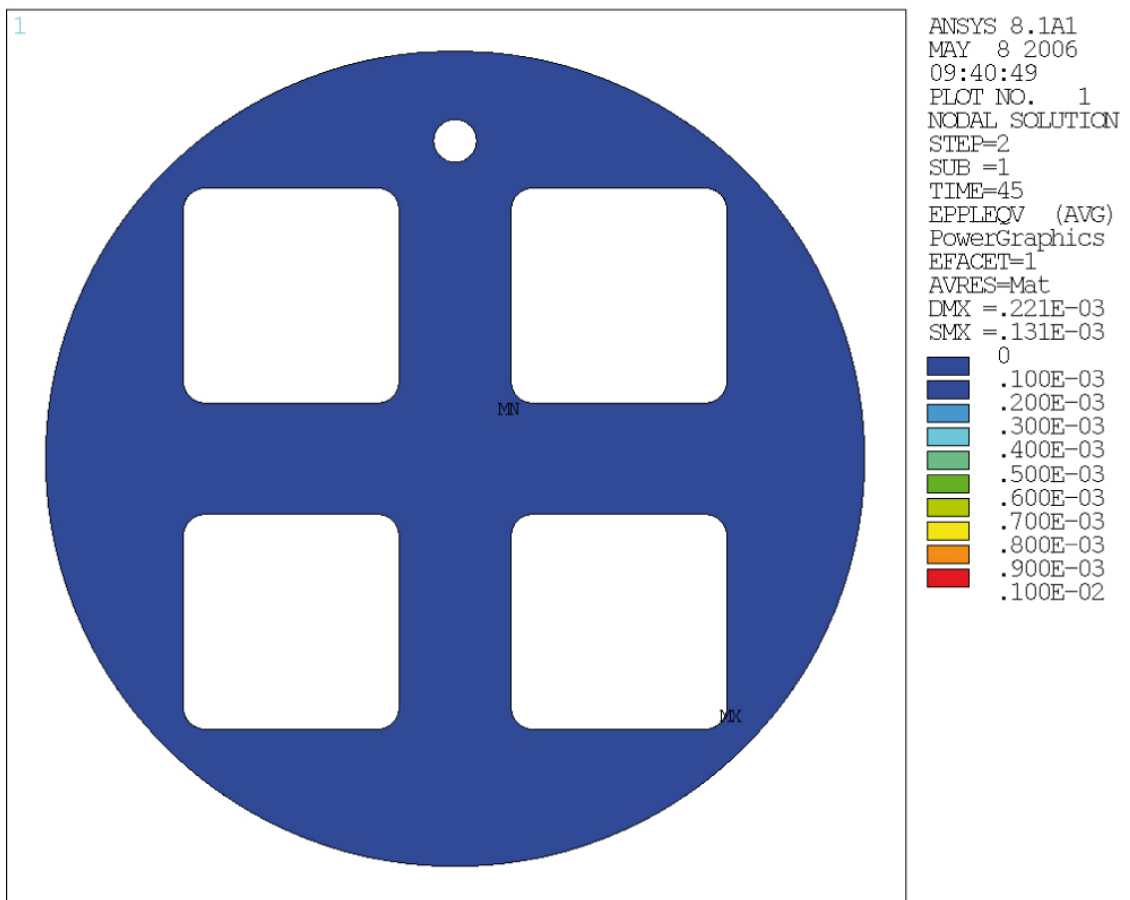
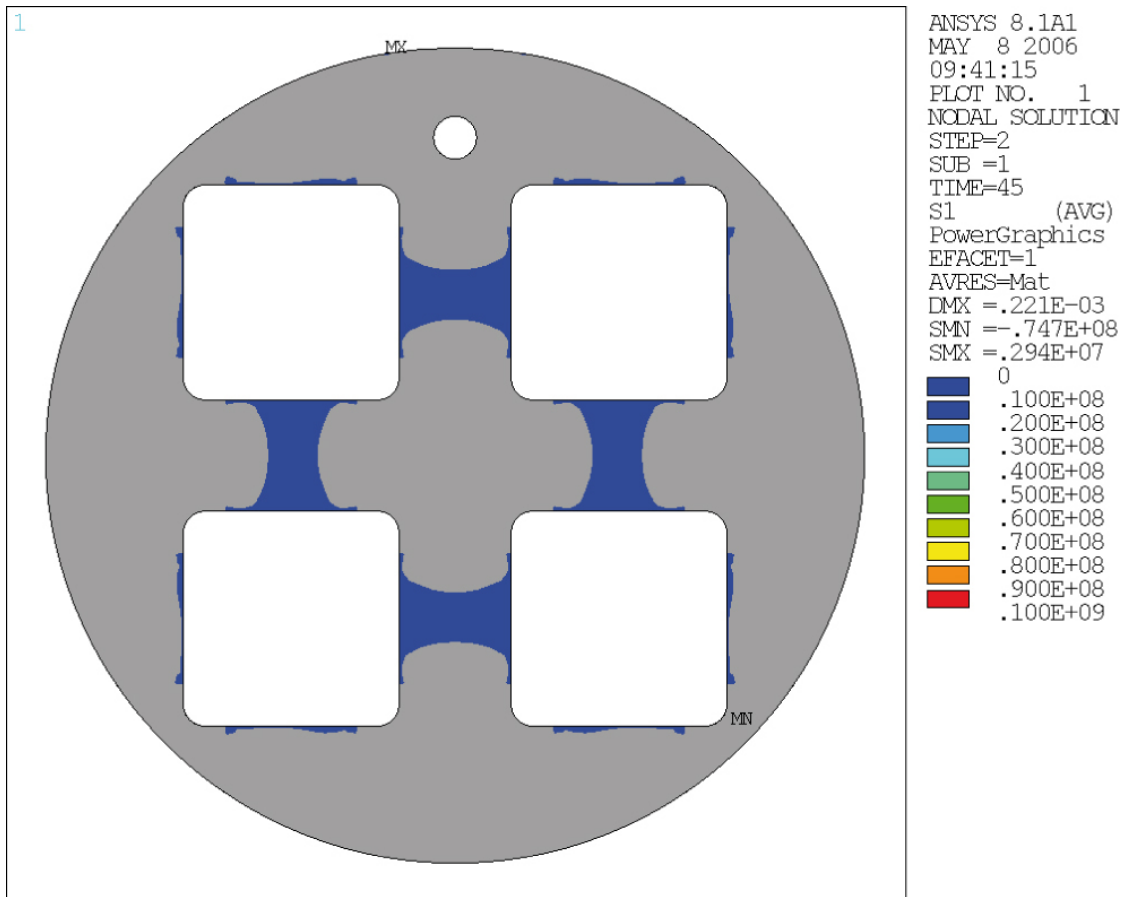
Figur G-12. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 1 ($R = 35$ mm).



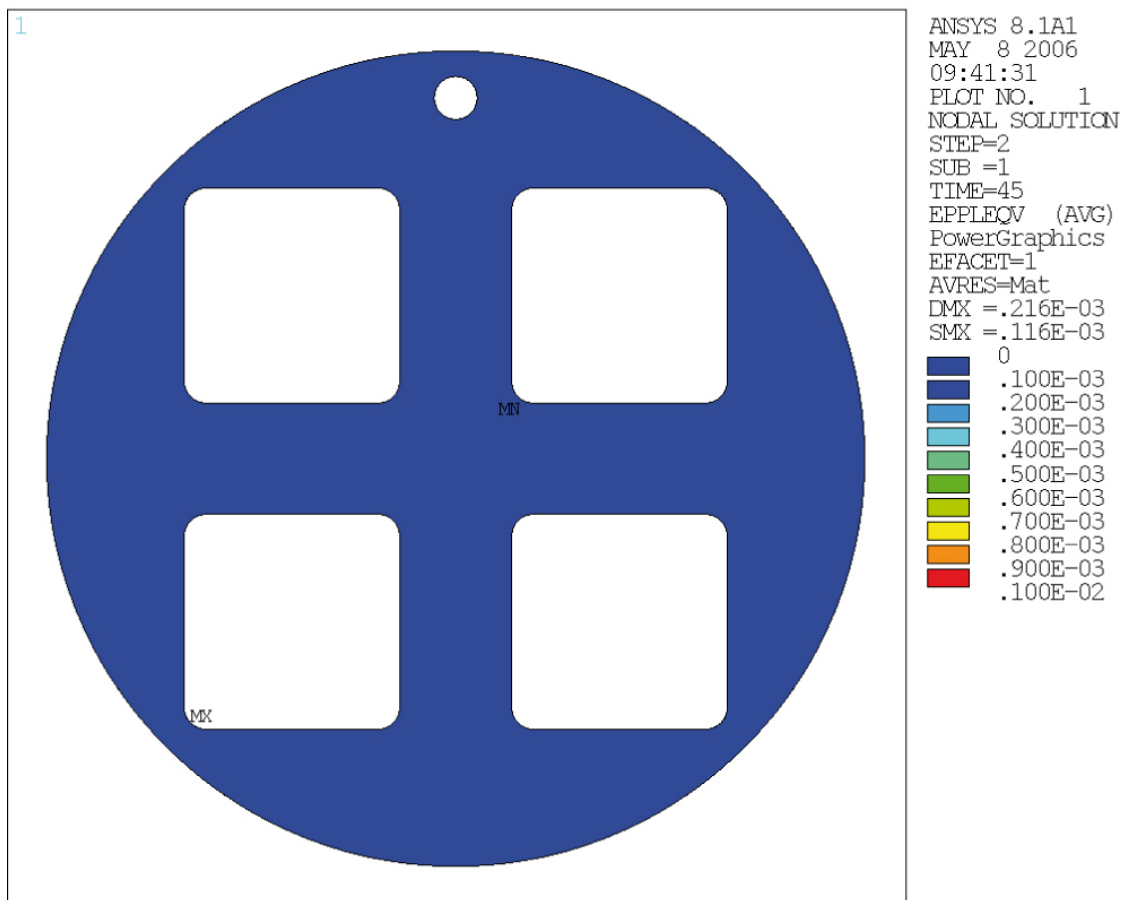
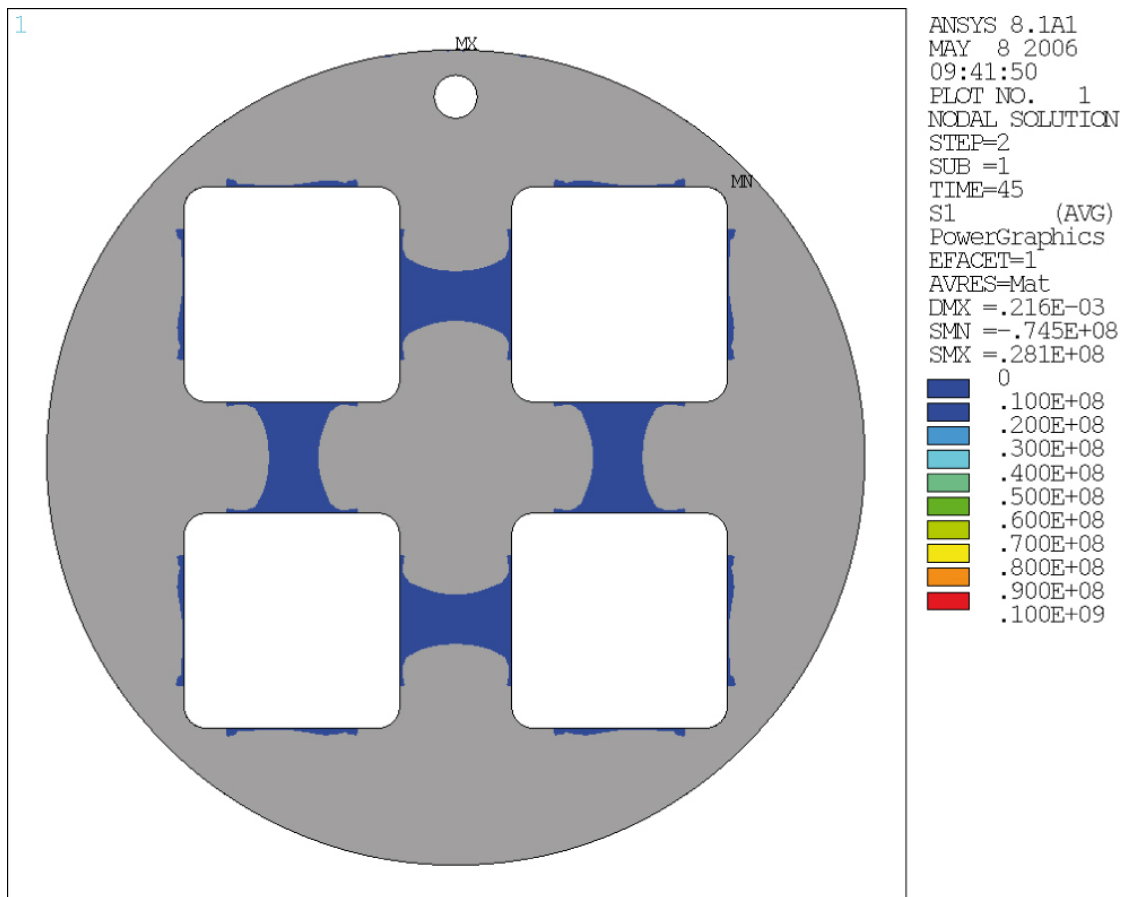
Figur G-13. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 2 ($R = 25$ mm).



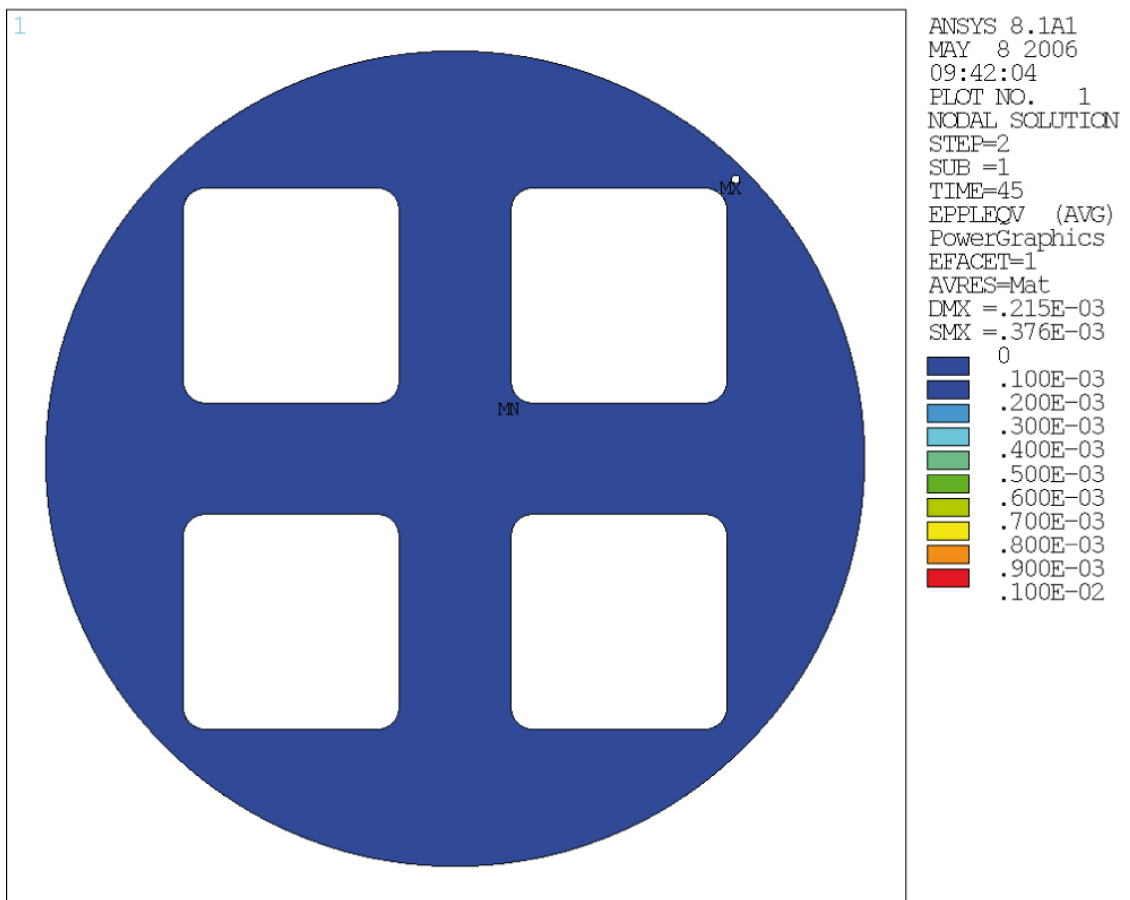
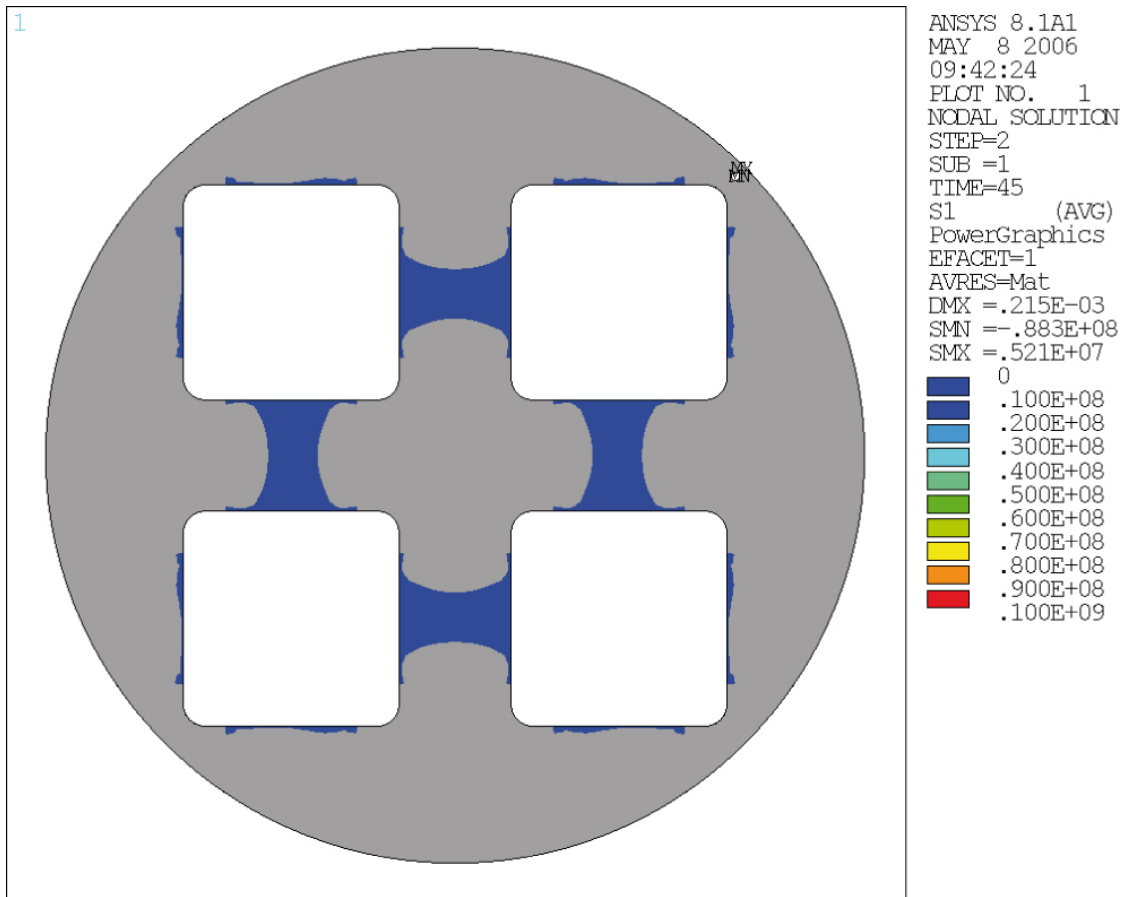
Figur G-14. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 3 ($R = 25$ mm).



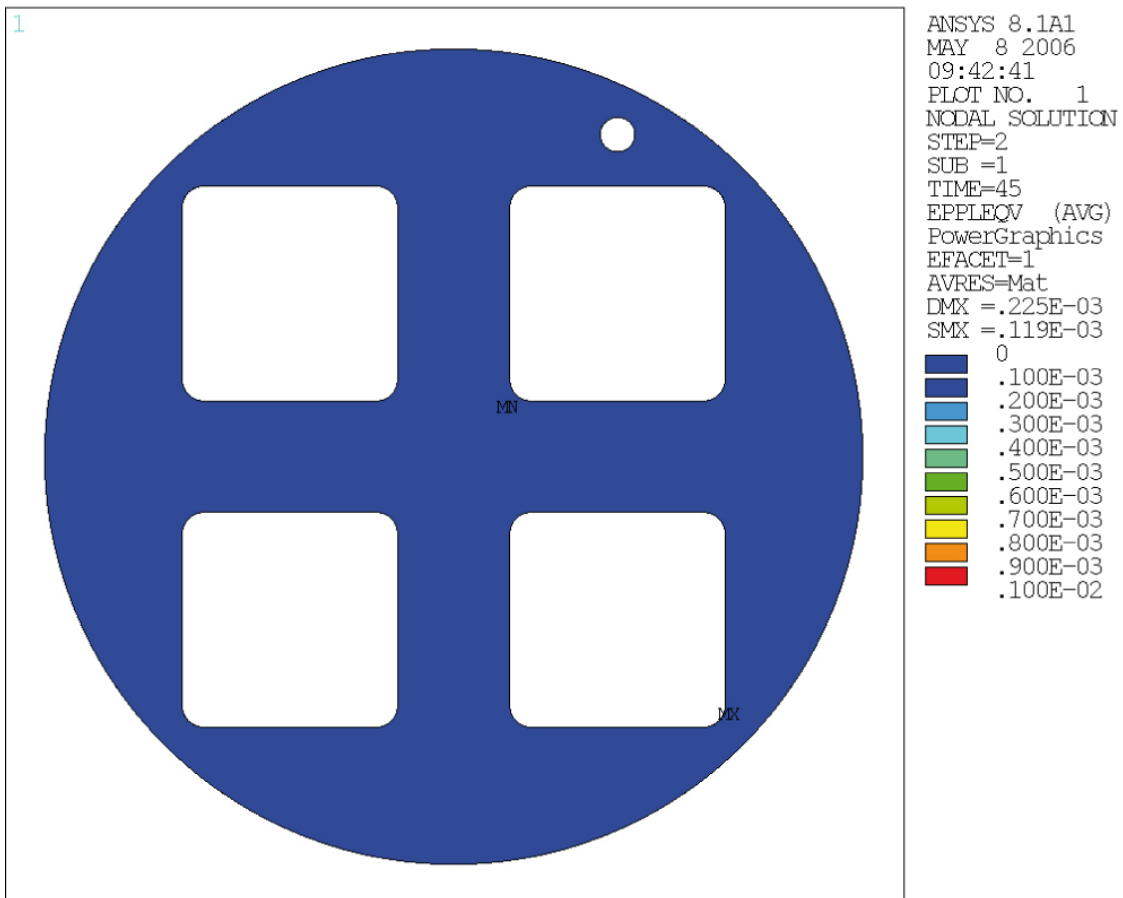
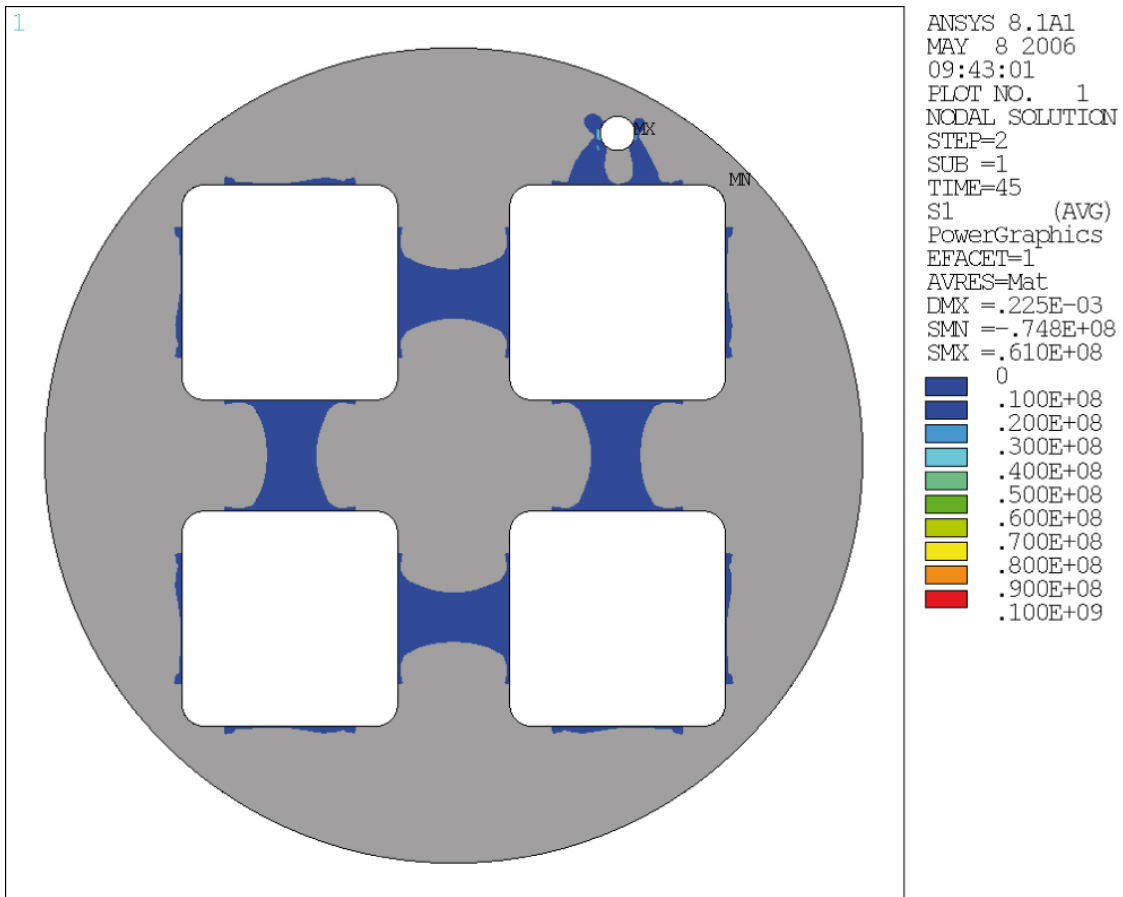
Figur G-15. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 4 ($R = 25$ mm).



Figur G-16. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 5 ($R = 25$ mm).

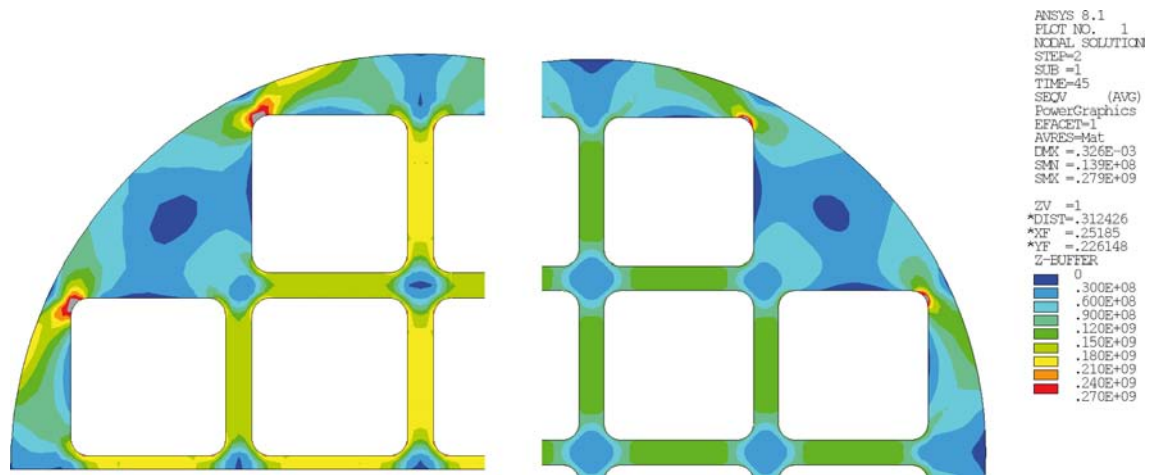


Figur G-17. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 6 ($R = 5\text{ mm}$).

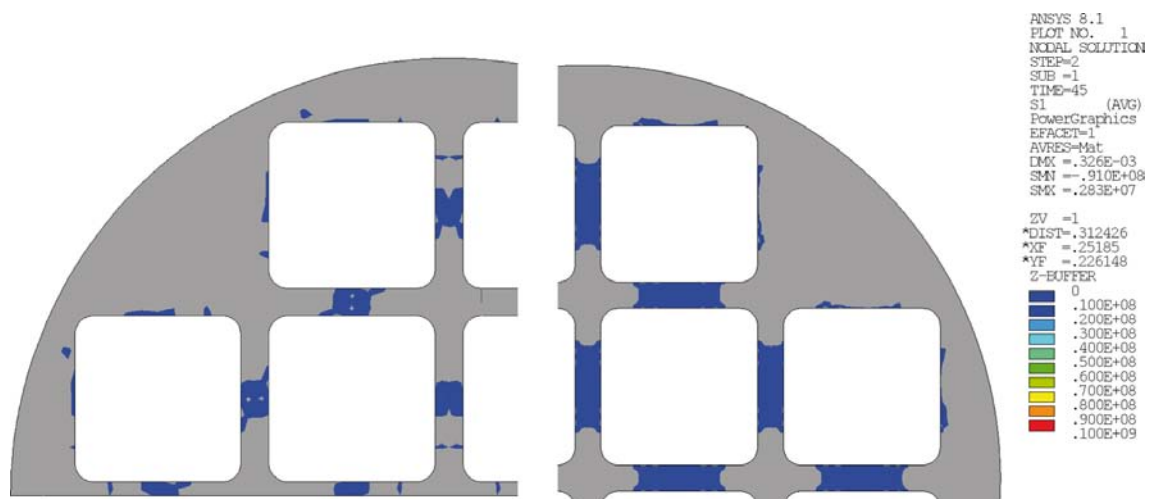


Figur G-18. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 7 ($R = 20$ mm).

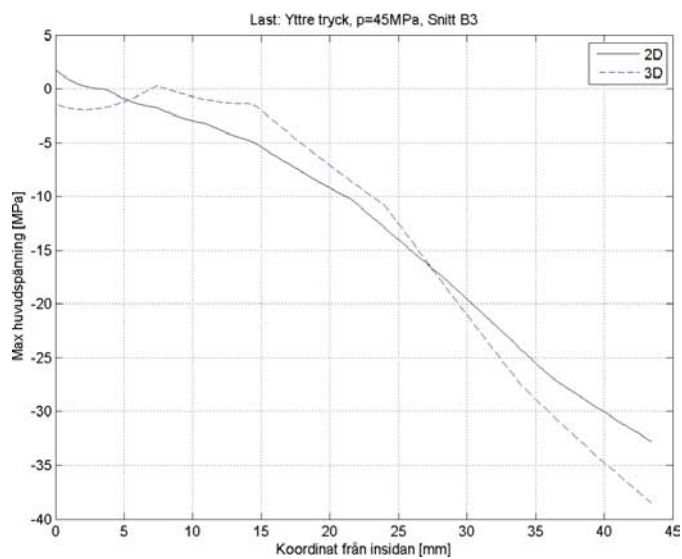
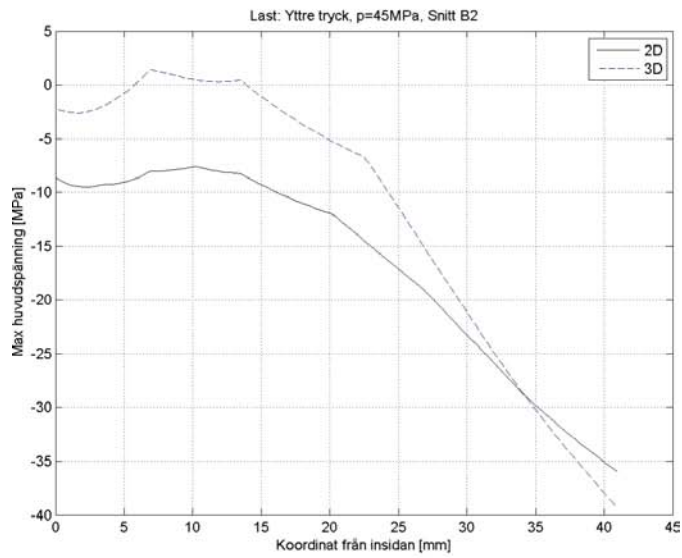
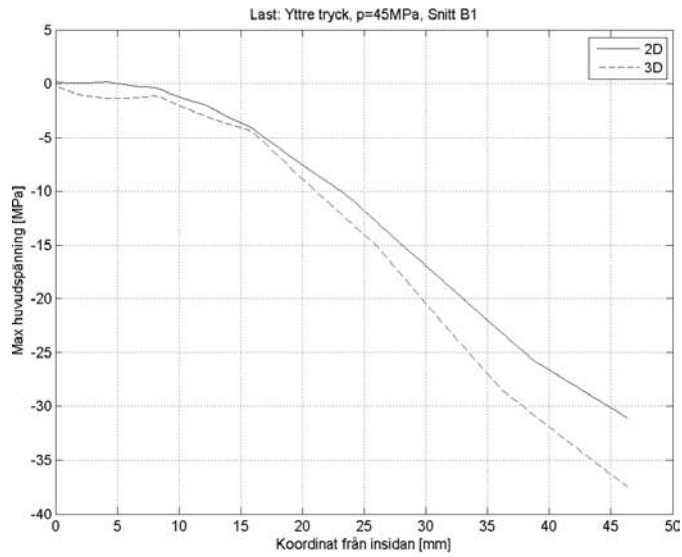
Resultatjämförelse mellan 2D och 3D FE-modell



Figur H-1. Effektivspänning, von Mises [Pa] vid trycket $p = 45$ MPa. Jämförelse mellan 3D (till vänster) och 2D (till höger). Max effektivspänning i 2D är 279 MPa och i 3D är 282 MPa.



Figur H-2. Huvudspänning [Pa] vid trycket $p = 45$ MPa. Jämförelse mellan 3D (till vänster) och 2D (till höger). Max huvudspänning i 2D är 2,8 MPa och i 3D är 2,3 MPa.



Figur H-3. Max huvudspänning i snitt B1, B2 och B3 (snitten är definierade i figur B-3).

Resultat för analyser med sfäriska defekter i gjutgodsinsatsen (3D)

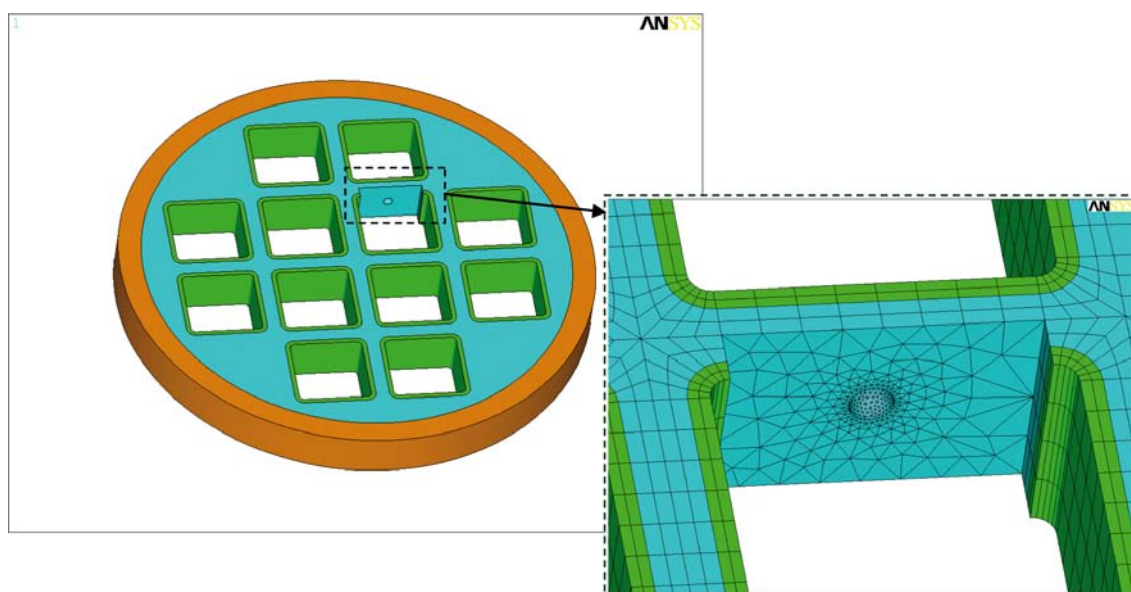
Vissa av de håldefekter som analyserats i 2D (se avsnitt A2.1 samt appendix G) analyseras även i 3D. Resultatet från dessa analyser redovisas i denna appendix.

De cylindriska defekterna i 2D blir sfäriska i 3D. De håldefekter som analyseras i 3D för BWR-kapseln är hål 6, 10 och 12. Hålen placeras axiellt sett mitt i kapseln. Figur I-1 visar exempel på elementnätet vid håldefekterna (hål 6).

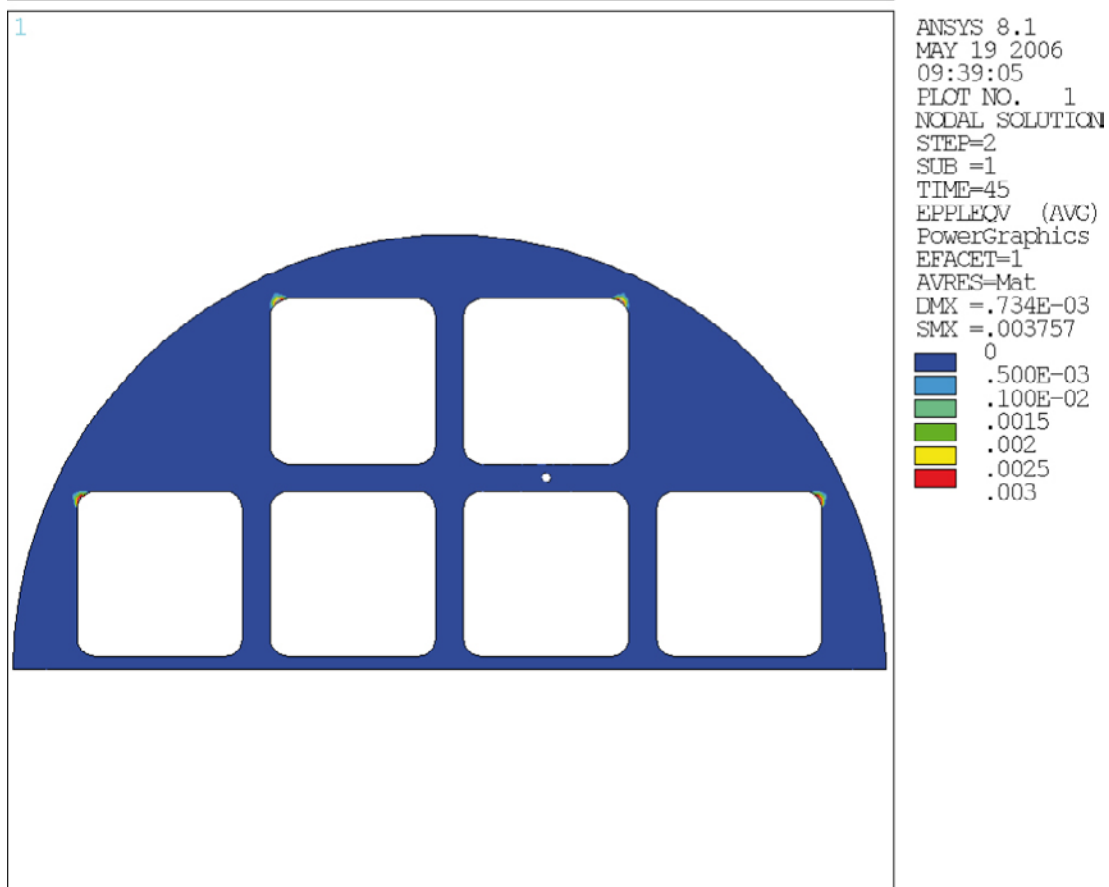
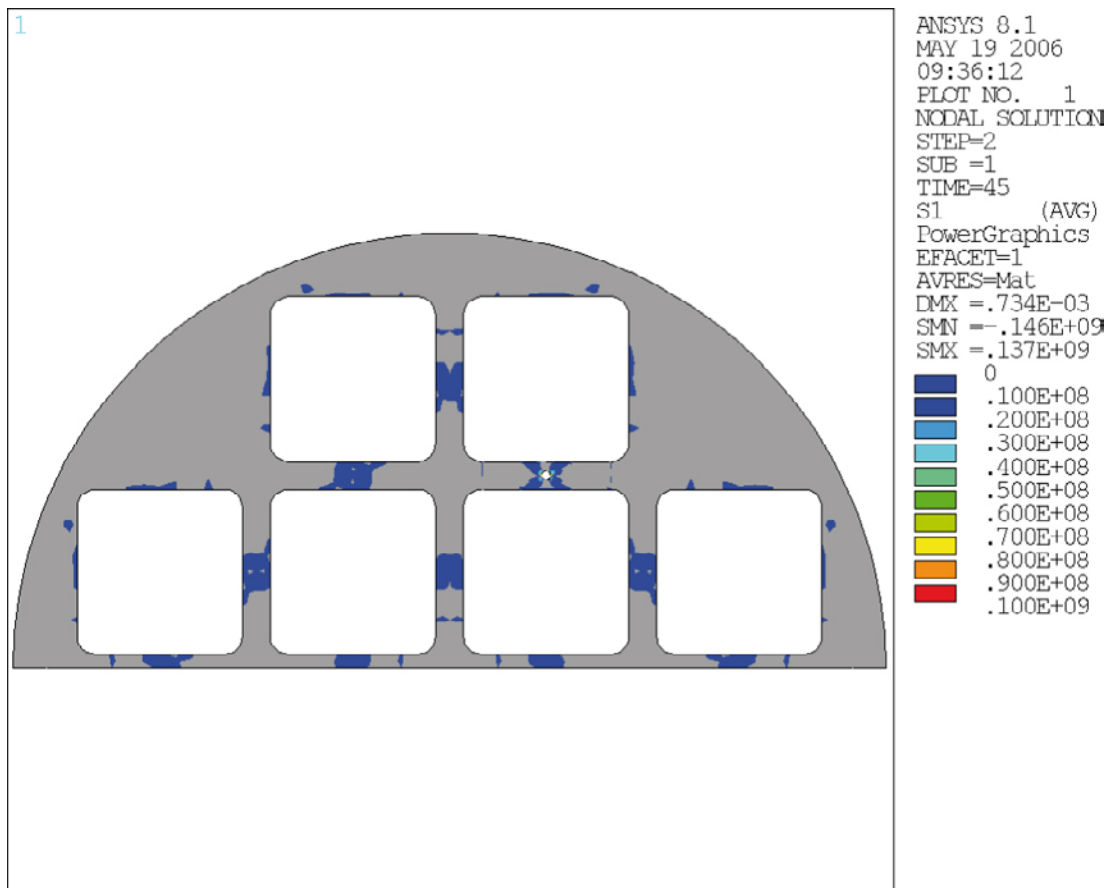
Tabell I-1. Sammanställning av resultat för sfäriska håldefekter vid trycket 45 MPa.

| Hål nr | Hålradie, R, [mm] | Max effektivspänning (von Mises) [MPa] | Max huvudspänning [MPa] | Max plastisk töjning (von Mises) [-] |
|--------|-------------------|--|-------------------------|--------------------------------------|
| 6 | 5 | 281 (296) # | 138 (163) | 0,004 |
| 6 | 10 | 286 (306) | 153 (208) | 0,004 |
| 10 | 15 | 282 (280) | 22,3 (34,2) | 0,004 |
| 10 | 30 | 282 (281) | 43,8 (92,1) | 0,004 |
| 12 | 10 | 284 (280) | 69,6 (107) | 0,004 |
| 12 | 20 | 282 (321) | 73,8 (149) | 0,004 |

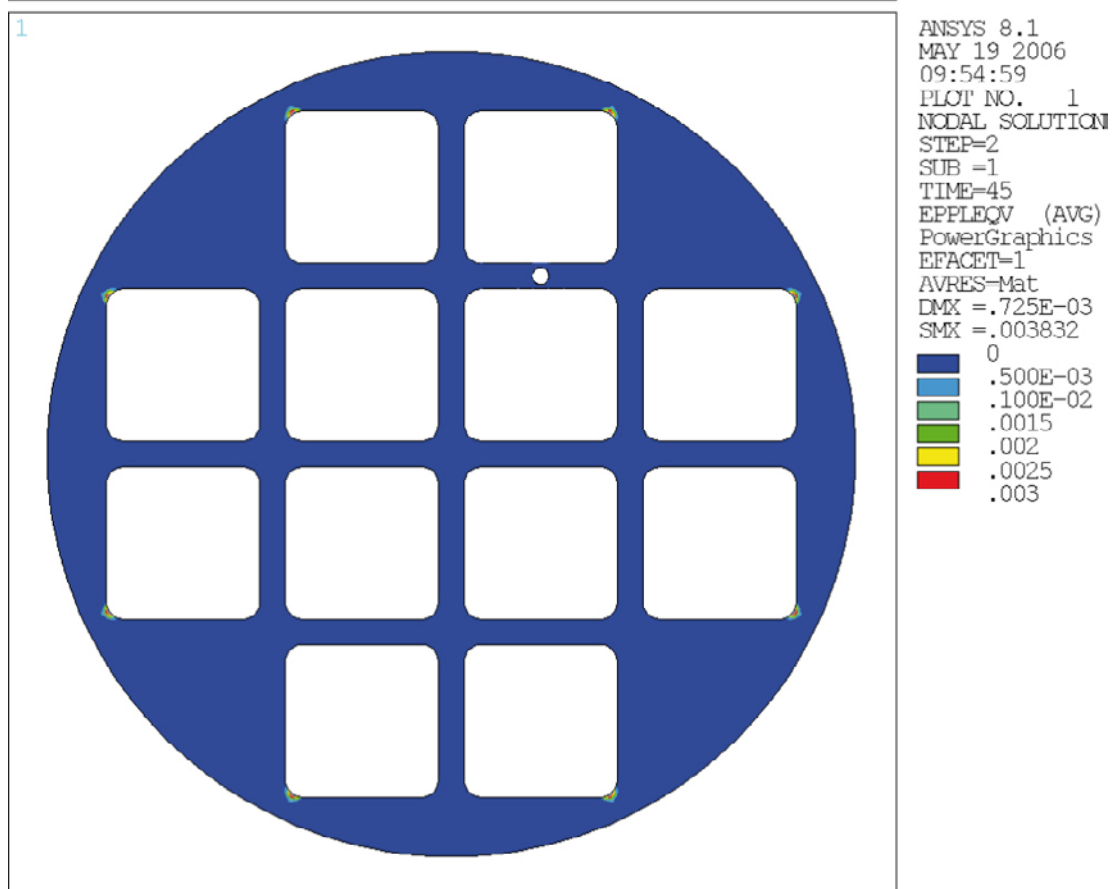
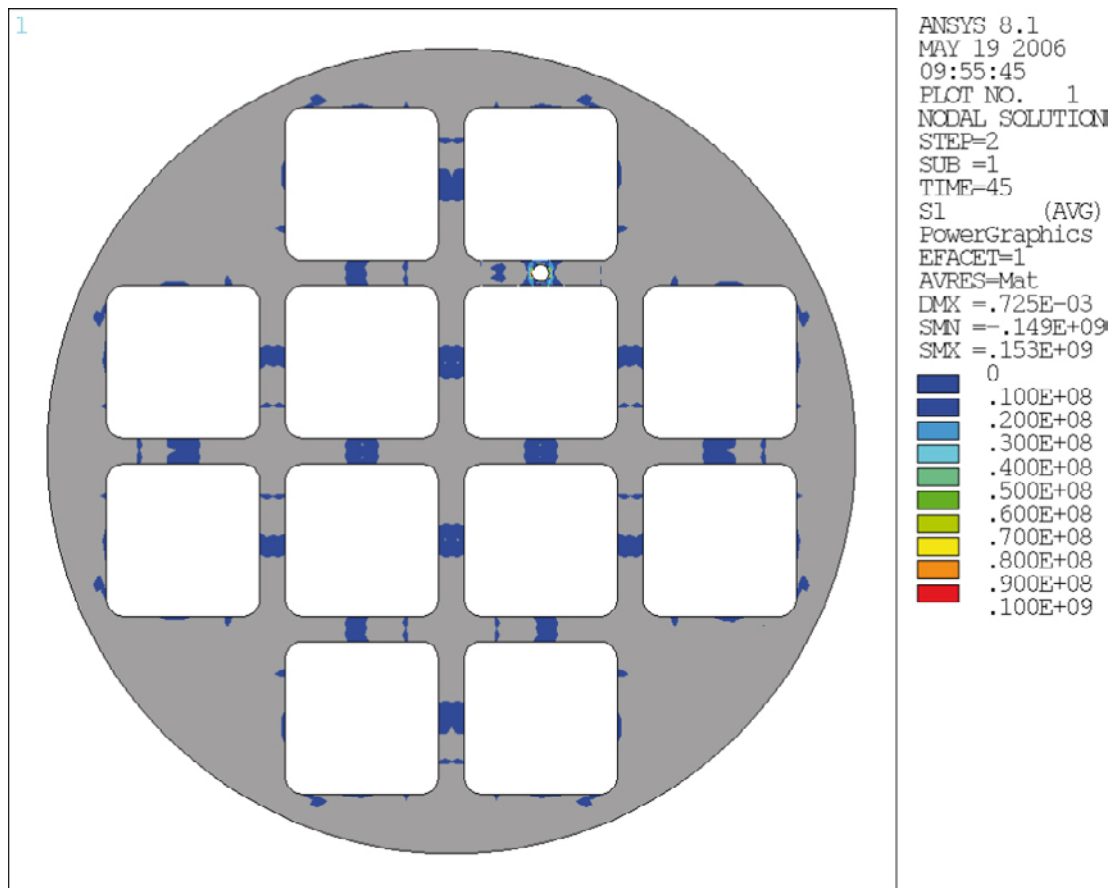
Motsvarande resultat från 2D-analys.



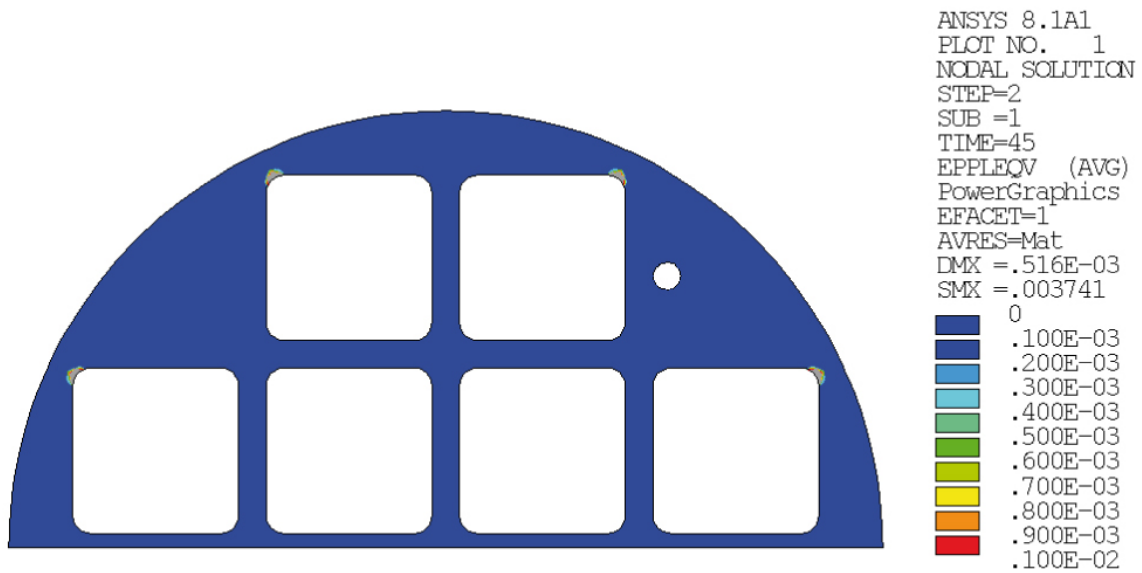
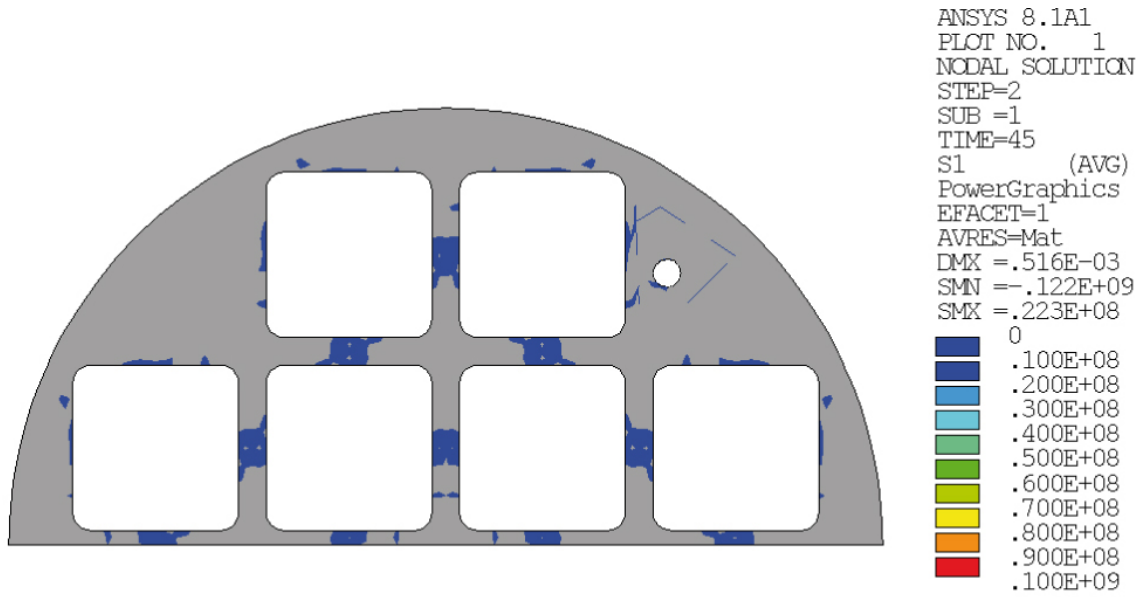
Figur I-1. Exempel på elementnät kring analyserade hål (för hål 6).



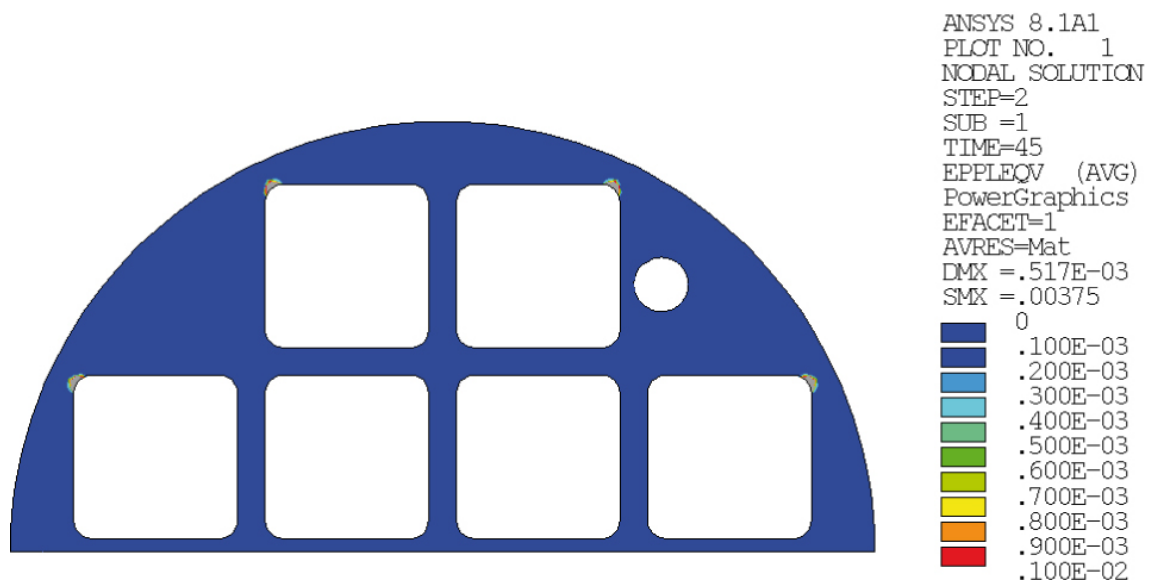
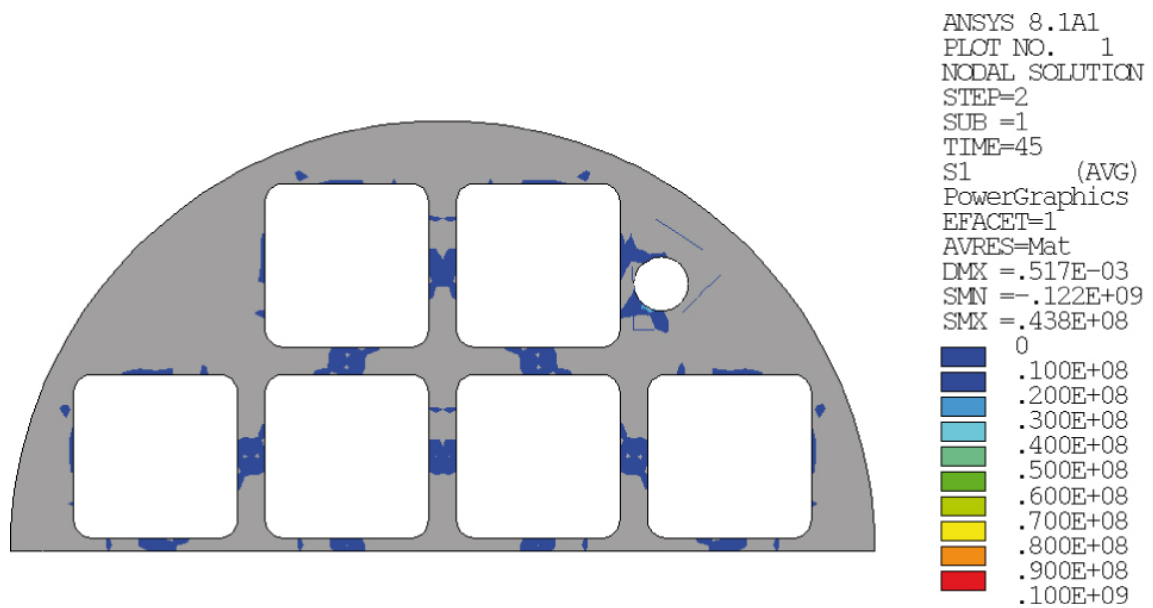
Figur I-2. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 6 ($R=5$ mm), $p=45$ MPa.



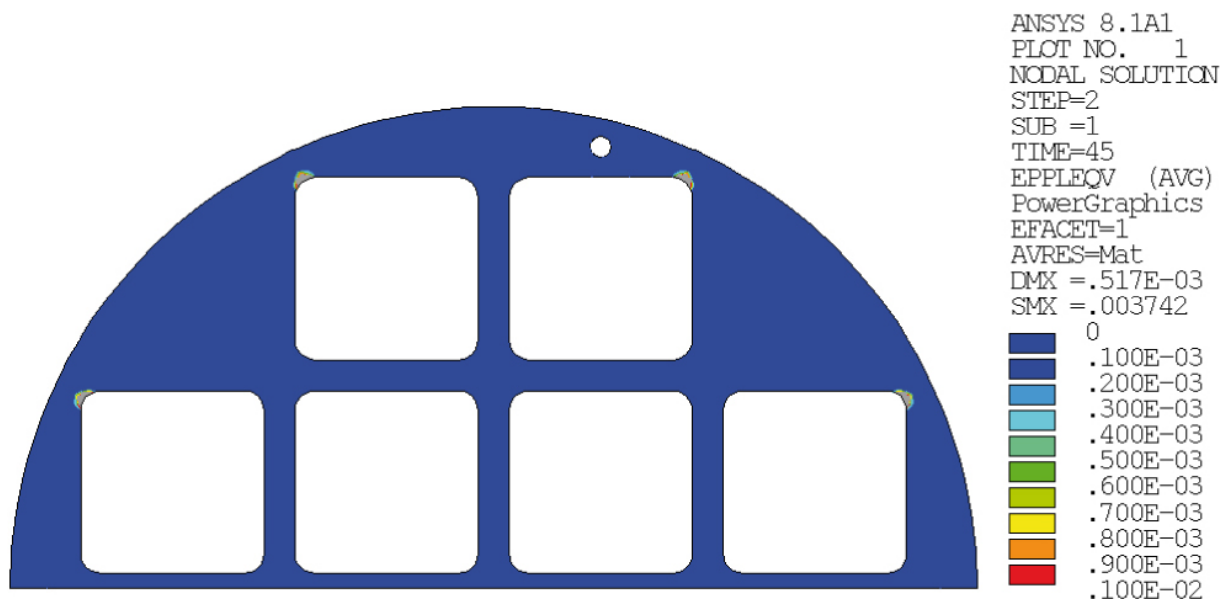
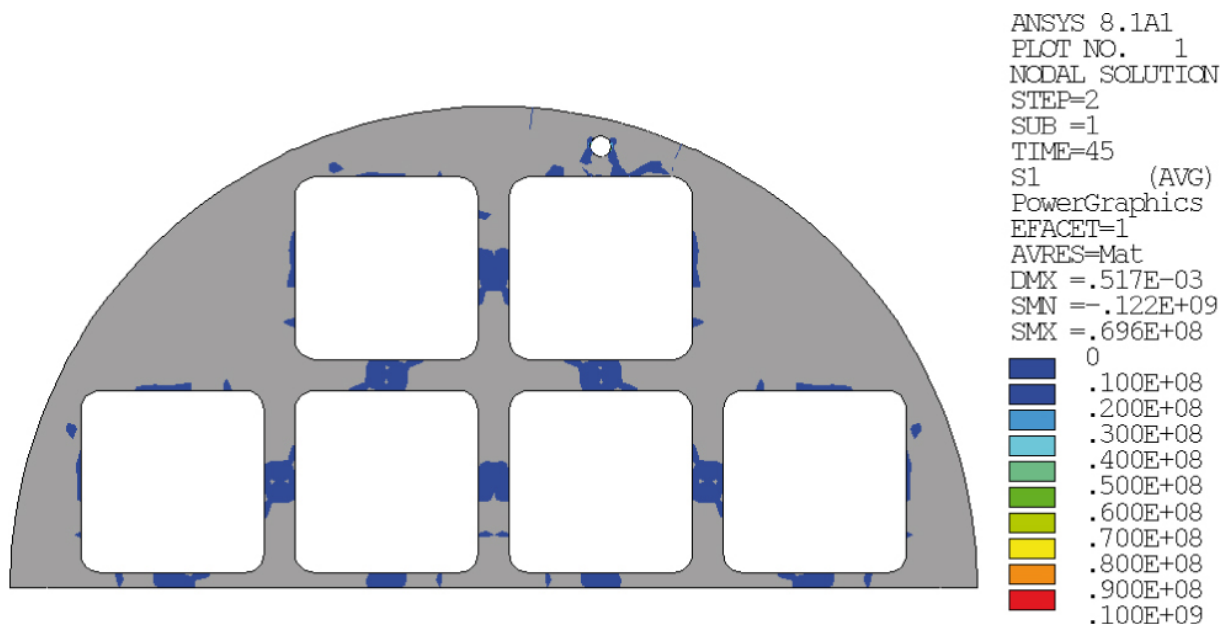
Figur I-3. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 6 ($R=10$ mm), $p=45$ MPa.



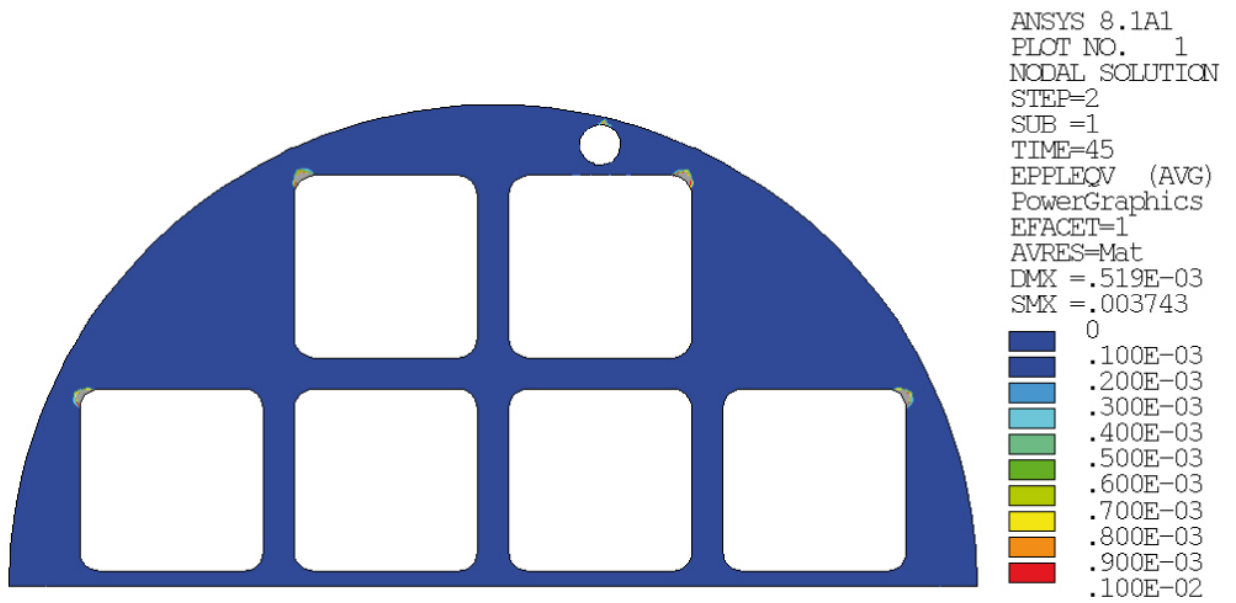
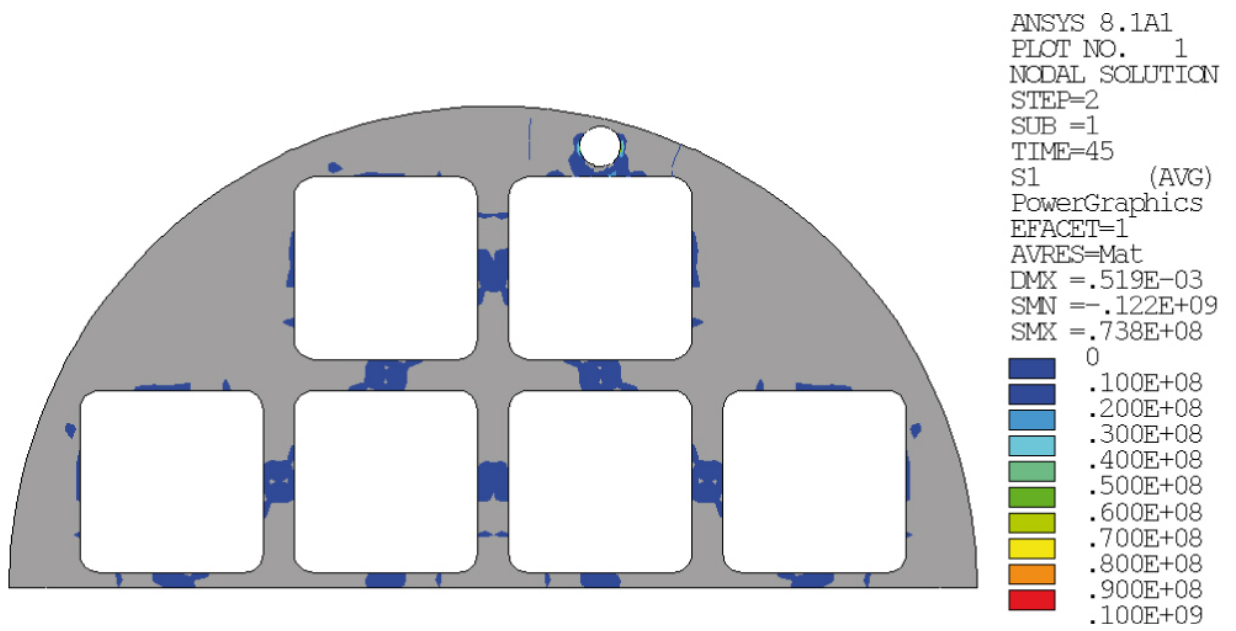
Figur I-4. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 10 ($R=15$ mm), $p=45$ MPa.



Figur I-5. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 10 ($R=30$ mm), $p=45$ MPa.



Figur I-6. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 12 ($R=10$ mm), $p=45$ MPa.



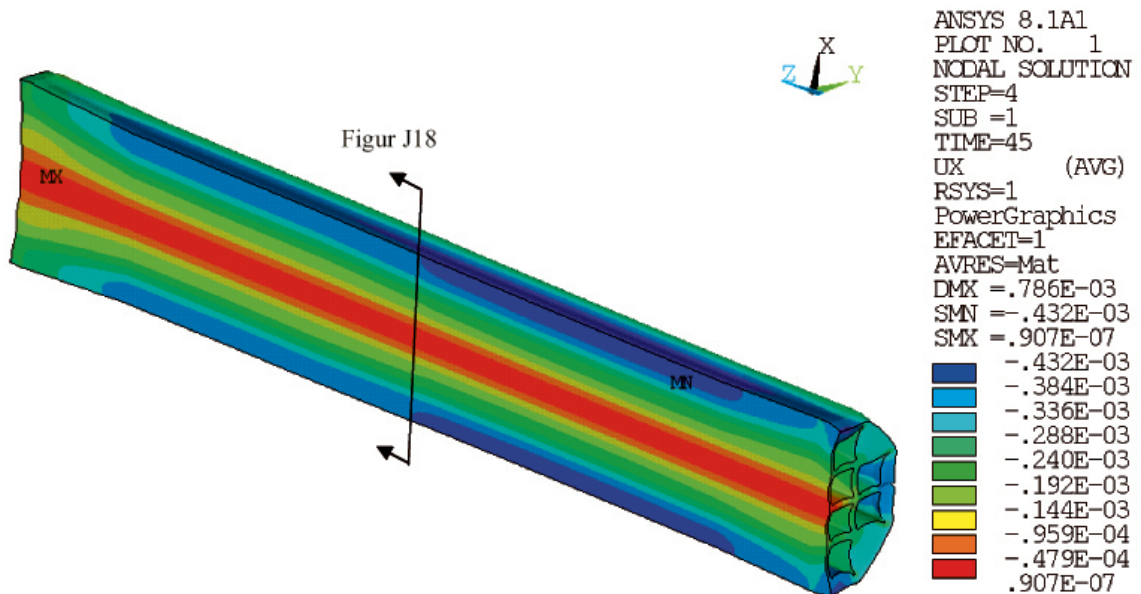
Figur I-7. Huvudspänning [Pa] och plastisk töjning (von Mises) [-] för hål 12 ($R=20$ mm), $p=45$ MPa.

Resultat för analyser med asymmetriskaa lastfall (3D)

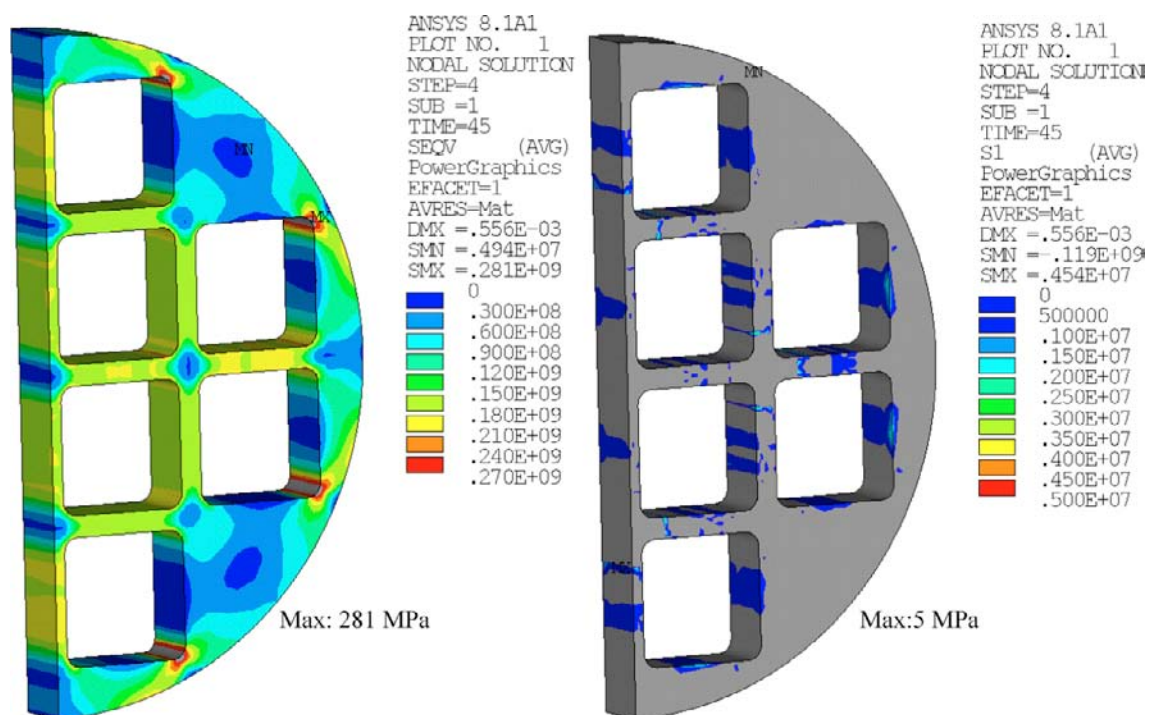
J1 Asymmetriskt lastfall med olika tryck på övre och nedre delen av kapseln

För detta belastningsfall är svällningstrycket fullt utbildat runt nedre halvan av kapseln medan svällningstrycket är 20 % lägre runt övre halvan. Den resulterande uppåtriktade kraften, som uppkommer av skillnaderna i tryck mot kapselns ändtytor, balanseras av en skjuvkraft längs nedre halva mantelytan. Till detta belastningsfall har även en glaciationslast adderas.

J1.1 Resultat för BWR-insatsen

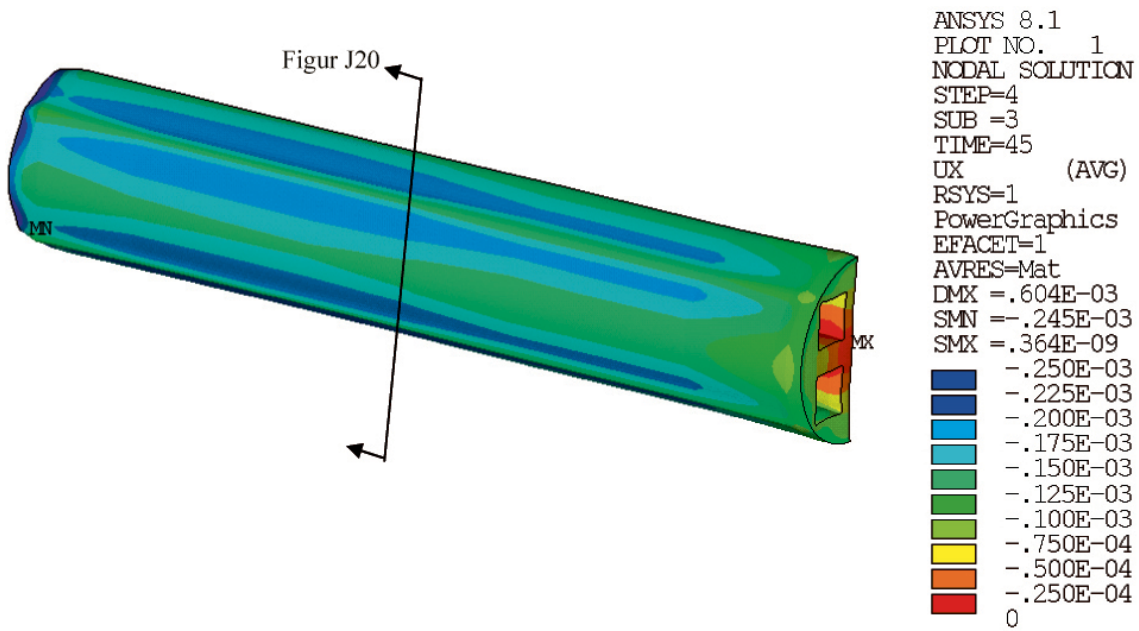


Figur J-1. Radiell deformation [m] för analyserat asymmetriskt lastfall ($p = 45$ MPa).

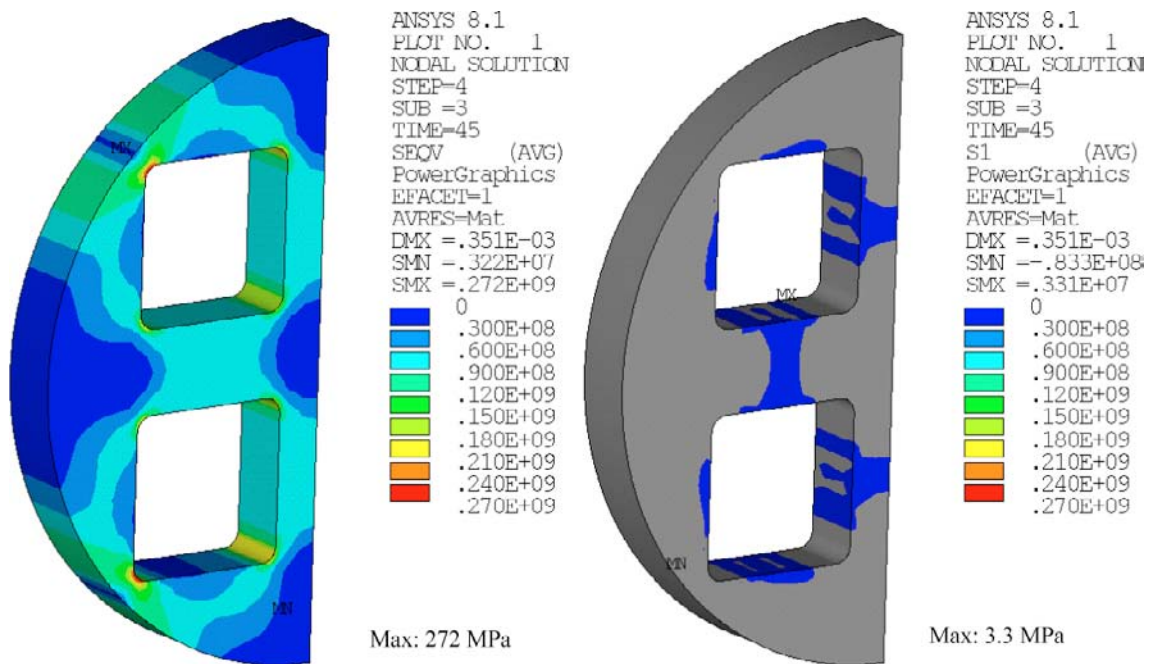


Figur J-2. Effektivspänning [Pa] (von Mises) (till vänster) och max huvudspänning [Pa] (till höger) vid trycket $p = 45$ MPa, för analyserat asymmetriskt lastfall.

J1.2 Resultat för PWR-insatsen



Figur J-3. Radiell deformation [m] för analyserat asymmetriskt lastfall ($p = 45 \text{ MPa}$).



Figur J-4. Effektivspänning [Pa] (von Mises) (till vänster) och max huvudspänning [Pa] (till höger) vid trycket $p = 45 \text{ MPa}$, för analyserat asymmetriskt lastfall.

J2 Asymmetriskt lastfall som ger en maximal böjspänning mellan 55 och 111,5 MPa

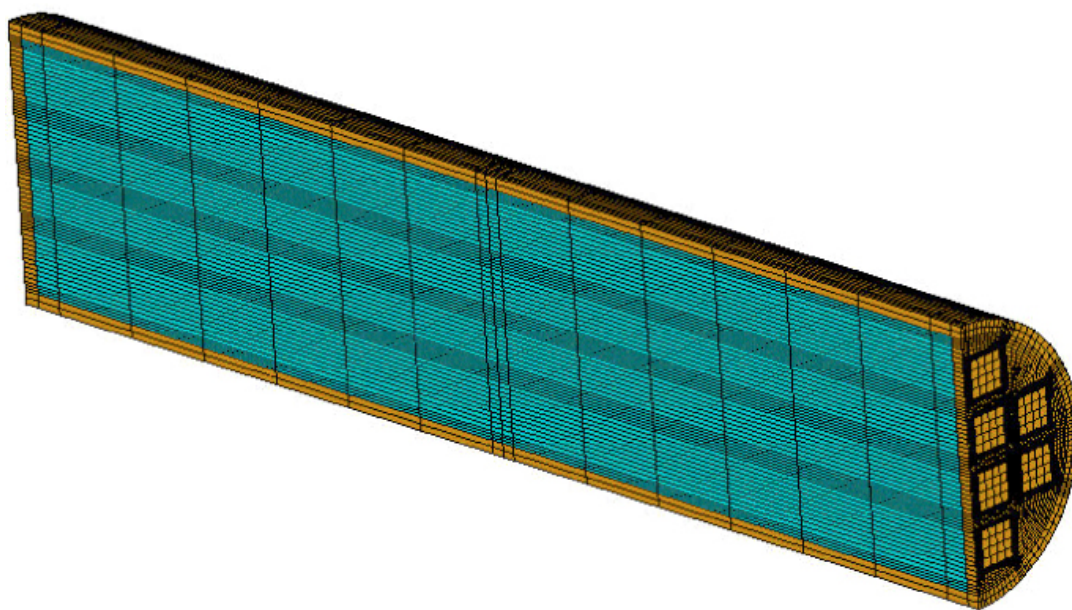
Utgår man ifrån tidigare versioner av SKB:s belastningsunderlag anges följande; ojämn svällning, under vattenmättnaden eller bestående, är en dimensionerande process för insatsen och ger upphov till en spänning som pessimistiskt bestämts till 55 MPa. Analysen av detta lastfall innebär att man tar hänsyn till den omslutande bentonitens egenskaper vid idealiseringen av problemet. Man erhåller i princip en ren böjspänning i mitten av kapseln (i axiell led) och den största böjspänningen blir 55 MPa.

I detta avsnitt redovisas resultatet för två olika belastningsfall som är relaterade till ovan nämnda belastningsantagande (enbart en BWR-kapsel analyseras i detta fall).

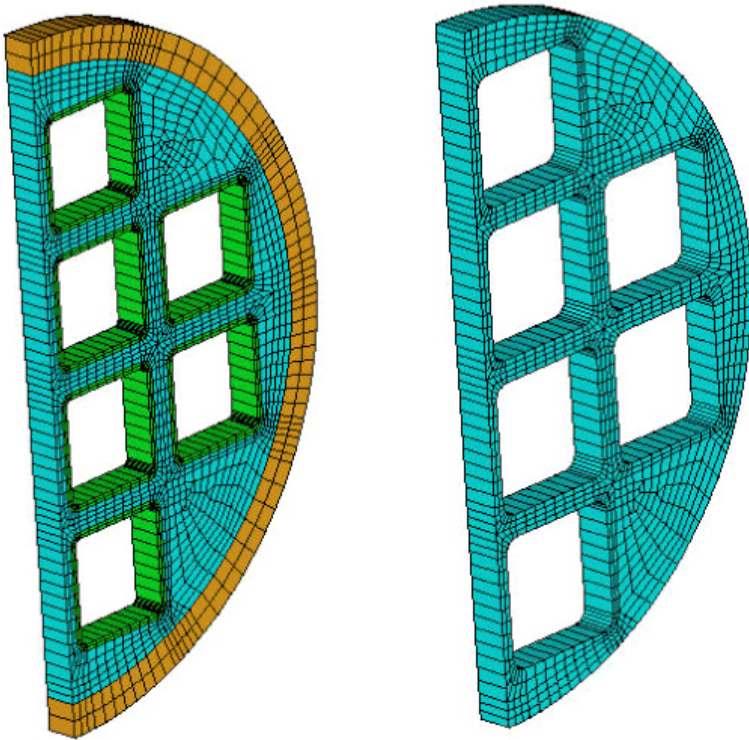
- Först tar man fram ett spänningstillstånd som efterliknar det som redovisas i underlaget. Dessa spänningar erhålls genom att analysera ett fall med en "fritt upplagd" kapsel och applicera en trycklast på ena sidan av kapseln, lasten väljs så att man erhåller en böjspänning på 55 MPa (i mitten av kapseln).
- Därefter adderas bidraget från en glaciationslast, vilket maximalt kan vara 28 MPa (gällande i Forsmark, i Laxemar blir det maximalt 26 MPa).

Vid analysen har ett symmetrisnitt utnyttjats. Detta medför att enbart halva kapseln behöver ingå i FE-modellen (se figur J-5). Nedanstående resultat presenteras enbart för de element som ansluter till mitten av kapseln (se figur J-6–J-7), vilket ger en tydligare resultatpresentation.

Under arbetet med denna rapport har en ny belastningsrapport publicerats /SKBdoc 1206894/. Här ingår nya förutsättningar för fall med ojämn svällning där det framgår att ett nytt värsta fall motsvarar en maximal böjspänning på 111,5 MPa. För detta fall adderas inget bidrag från en glaciationslast.

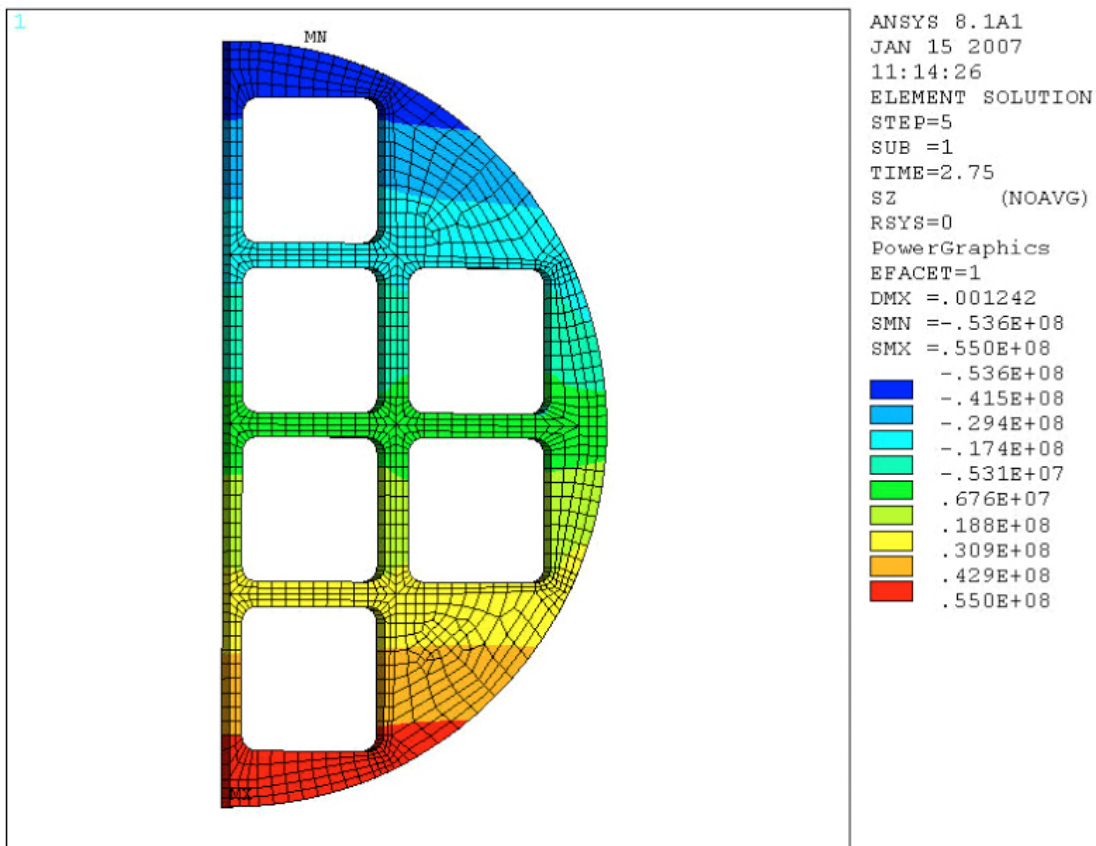


Figur J-5. Elementnät som använts vid analysen.

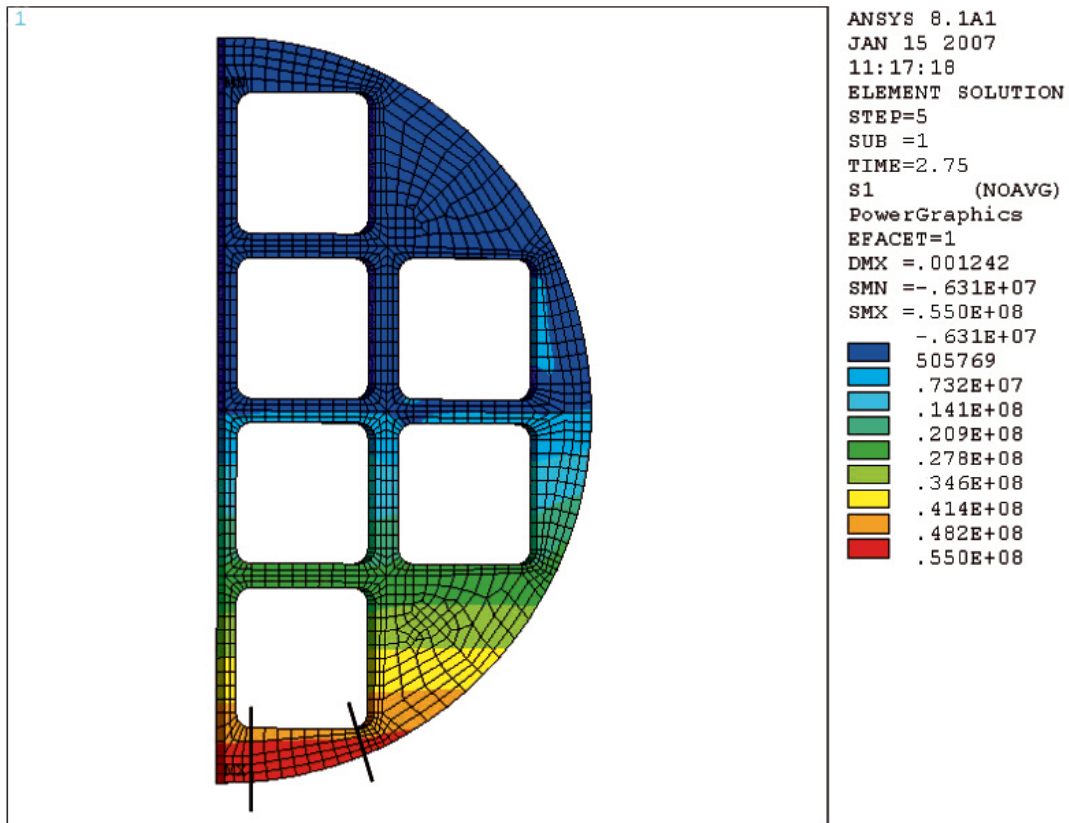


Figur J-6. Snitt i elementnätet som använts vid resultatpresentationen, enbart element tillhörande insatsen ingår i nedanstående spänningsplottar.

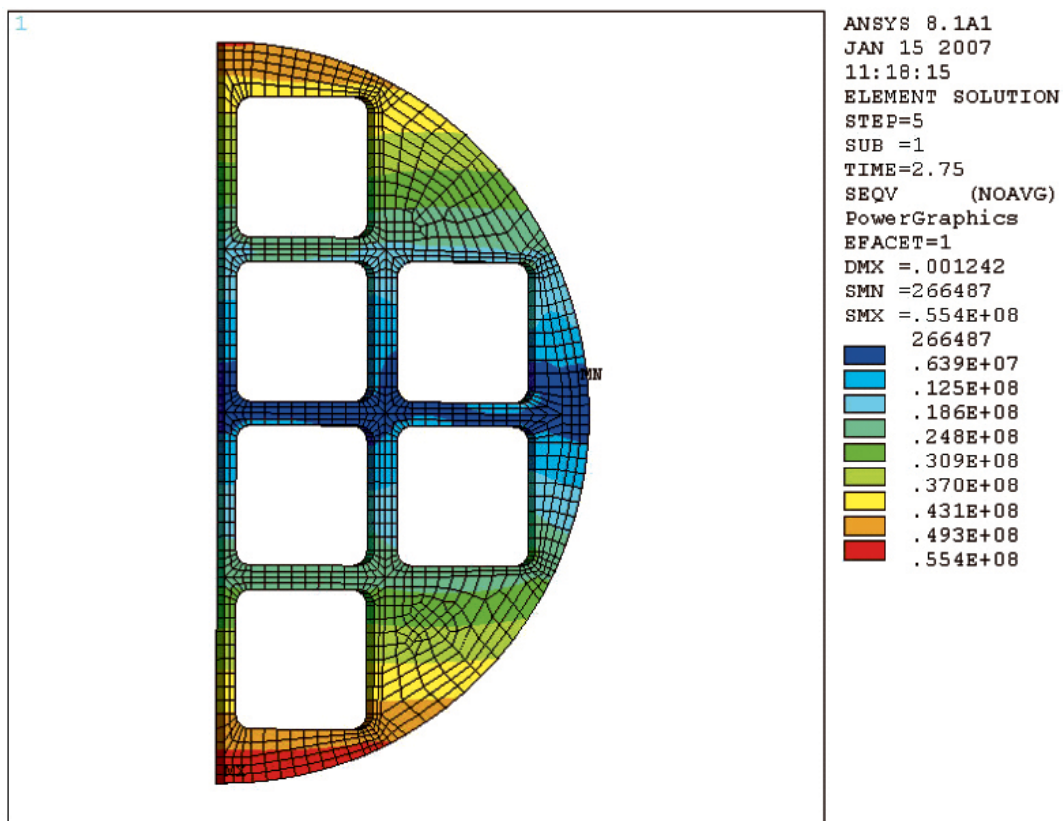
J2.1 Resultat för lastfallet som ger en maximal böjspänning på 55 MPa



Figur J-7. Spänning i axiell led [Pa] för lastfallet som ger en maximal böjspänning på 55 MPa. Som framgår av figuren varierar spänningen mellan -54 MPa och $+55$ MPa, vilket innebär att man har en god överensstämmelse med det eftersökta spänningstillståndet.

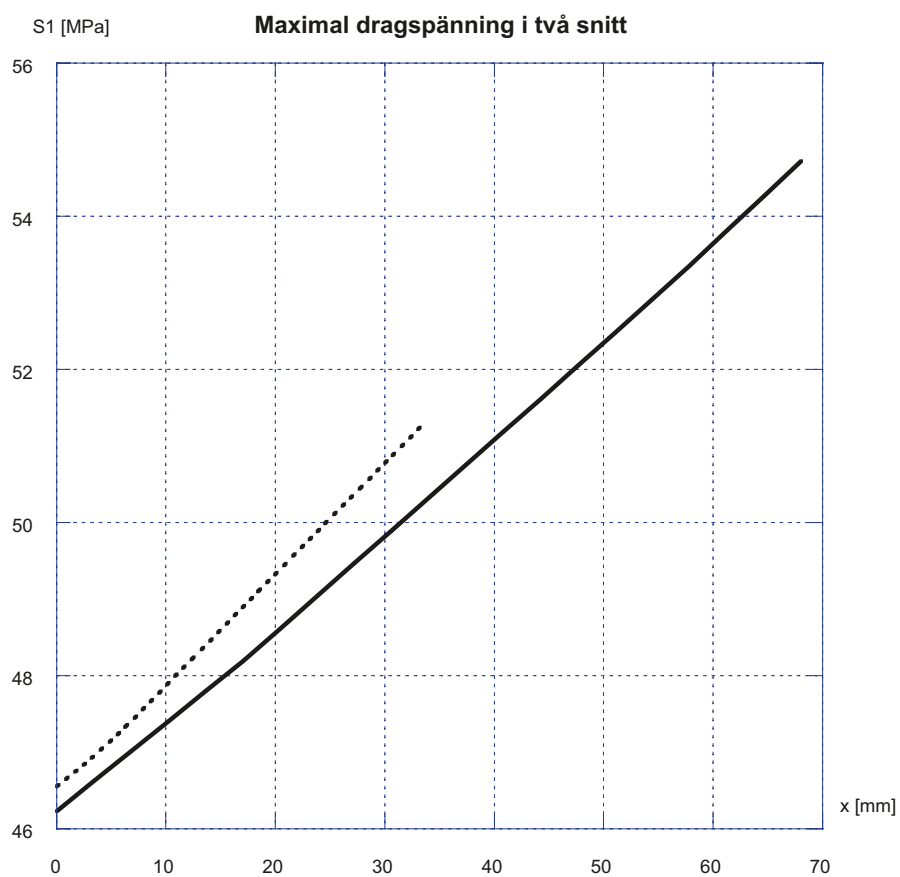


Figur J-8. Maximal huvudspänning [Pa] för lastfallet som ger en maximal böjspänning på 55 MPa (i figuren redovisas också två snitt som används vid beräkning av tillåtna defektstorlekar).



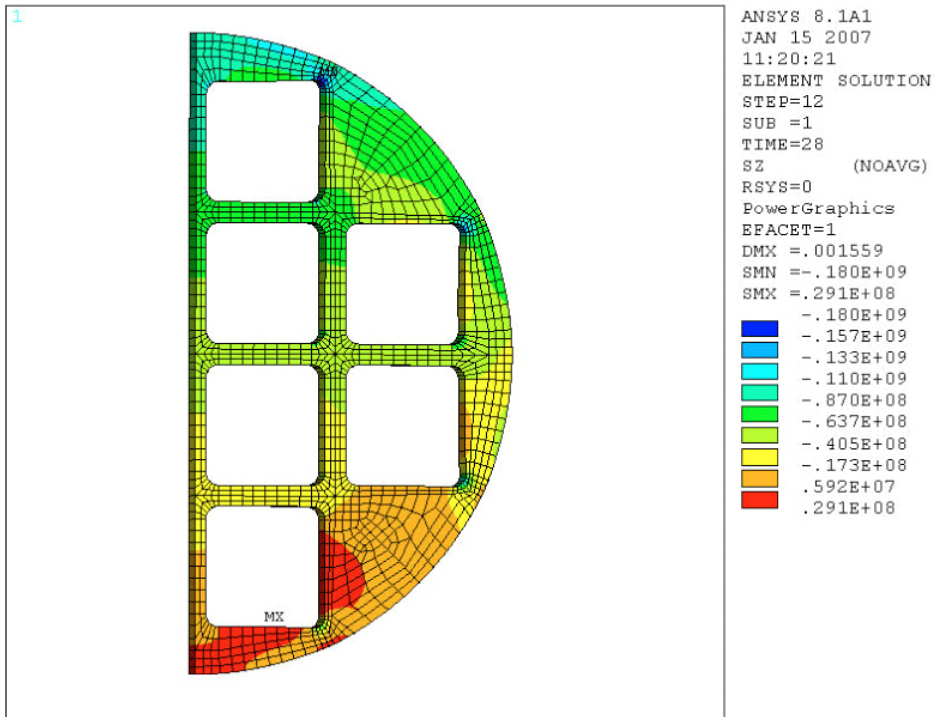
Figur J-9. Effektivspänning enligt von Mises [Pa] för lastfallet som ger en maximal böjspänning på 55 MPa.

För detta lastfall ska även tillåtna defektstorlekar bestämmas (givet förekomsten av sprickliknande defekter). Dessa analyser kräver spänningsindata från det värst påkända området, dvs där man har högst dragspänningar (snittdefinition i figur J-8), vilket redovisas i figur J-10.

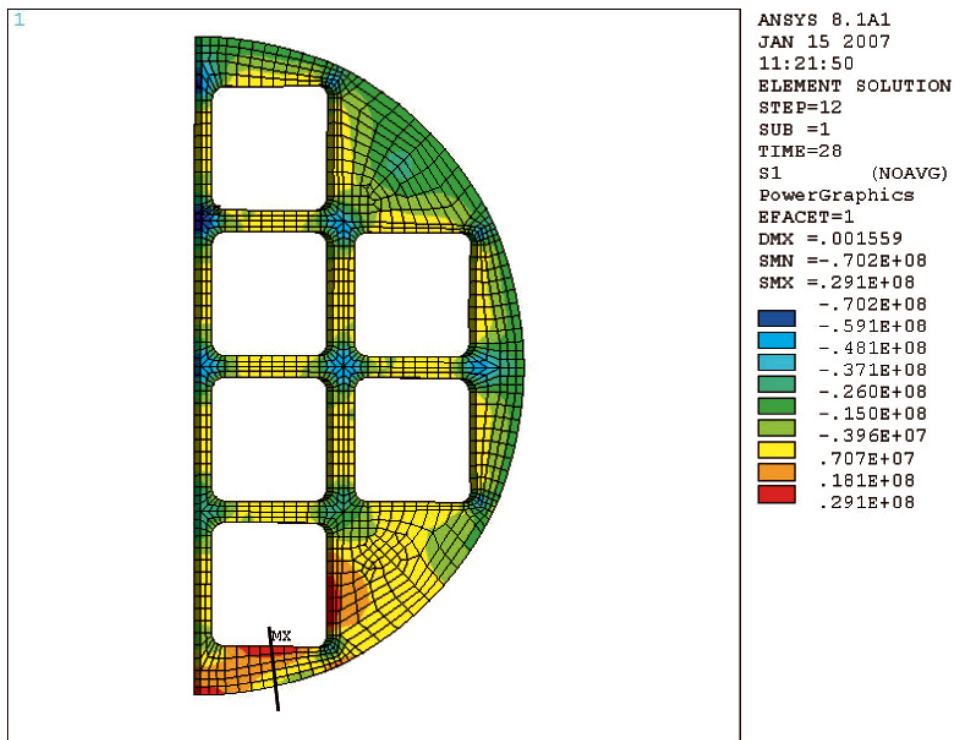


Figur J-10. Maximal huvudspänning [MPa] i två snitt (se figur J-8) från området med högst dragspänningar, för lastfallet som ger en maximal böjspänning på 55 MPa.

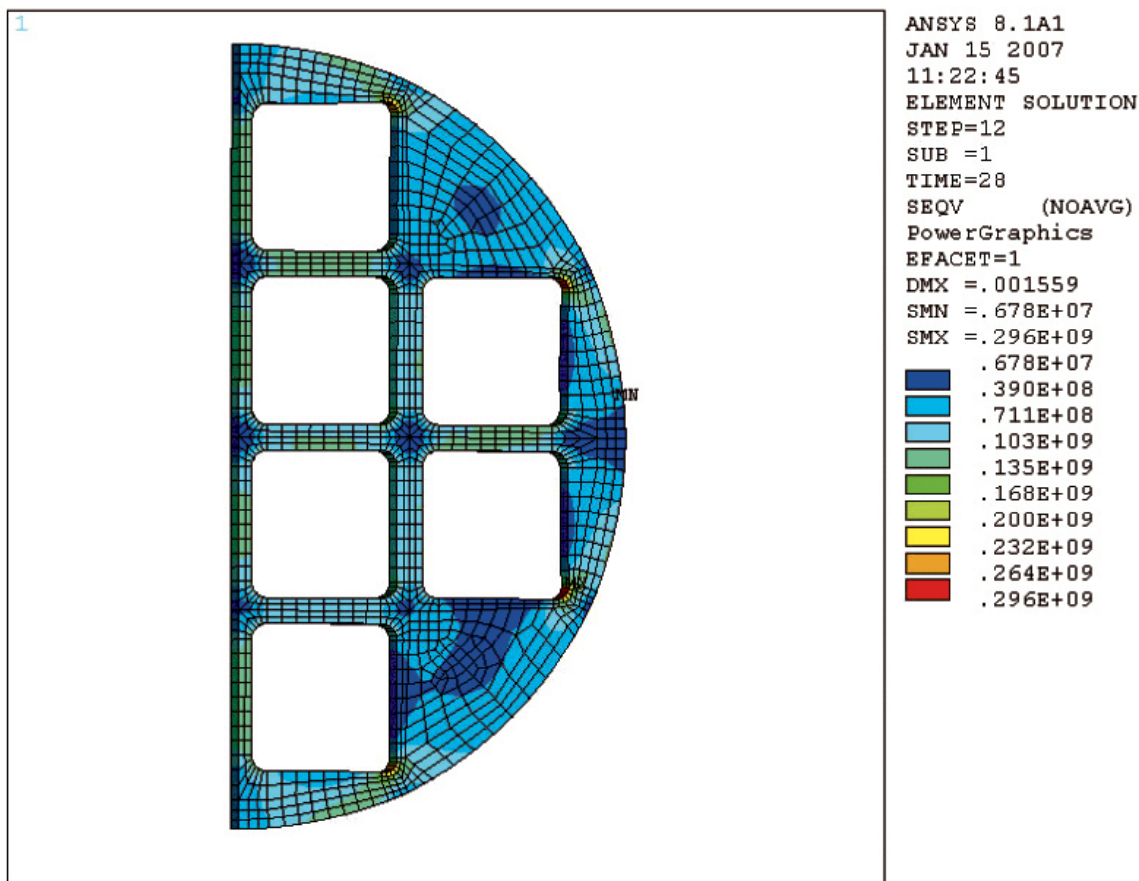
J2.2 Resultat för lastfallet där en glaciationslast är adderad till lastfallet som ger en maximal böjspänning på 55 MPa



Figur J-11. Spänning i axiell led [Pa] för lastfallet där en glaciationslast på 28 MPa är adderad till lastfallet som ger en maximal böjspänning på 55 MPa.



Figur J-12. Maximal huvudspänning [Pa] för lastfallet där en glaciationslast på 28 MPa är adderad till lastfallet som ger en maximal böjspänning på 55 MPa (i figuren redovisas också det snitt som används vid beräkning av tillåtna defektstorlekar). Som framgår av figuren så finns det kvar ett område med dragspänningar även efter det att man adderat glaciationslasten. Maximal dragspänning är 29 MPa.

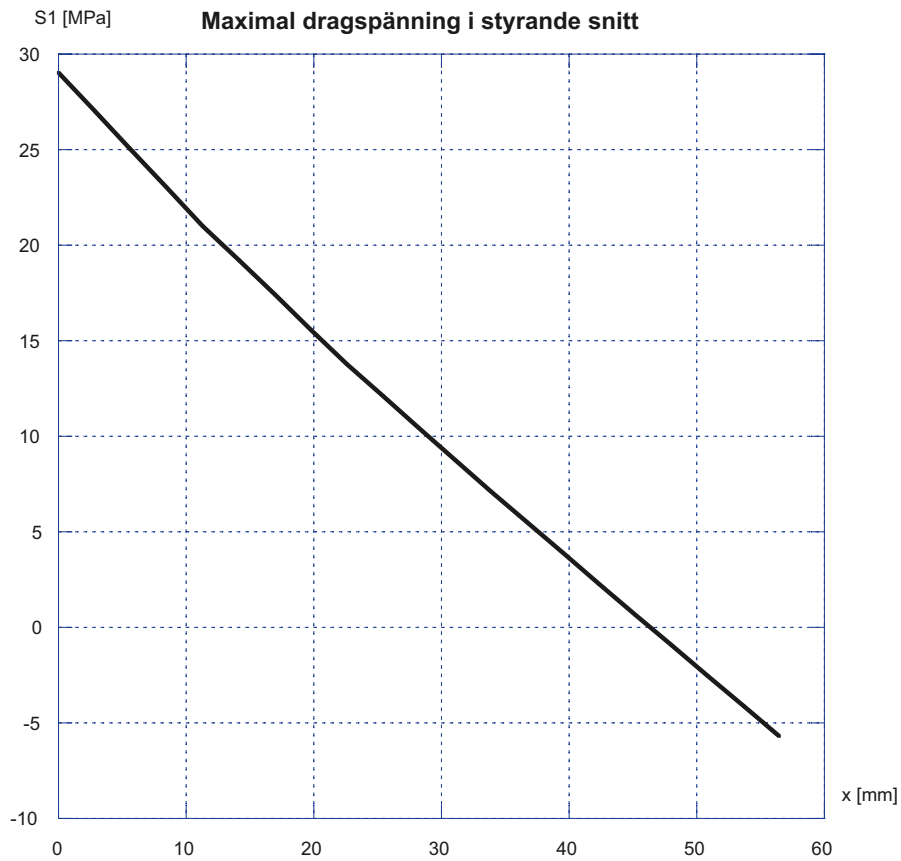


Figur J-13. Effektivspänning [Pa] (von Mises) för lastfallet där en glaciationslast på 28 MPa är adderad till lastfallet som ger en maximal böjspänning på 55 MPa.

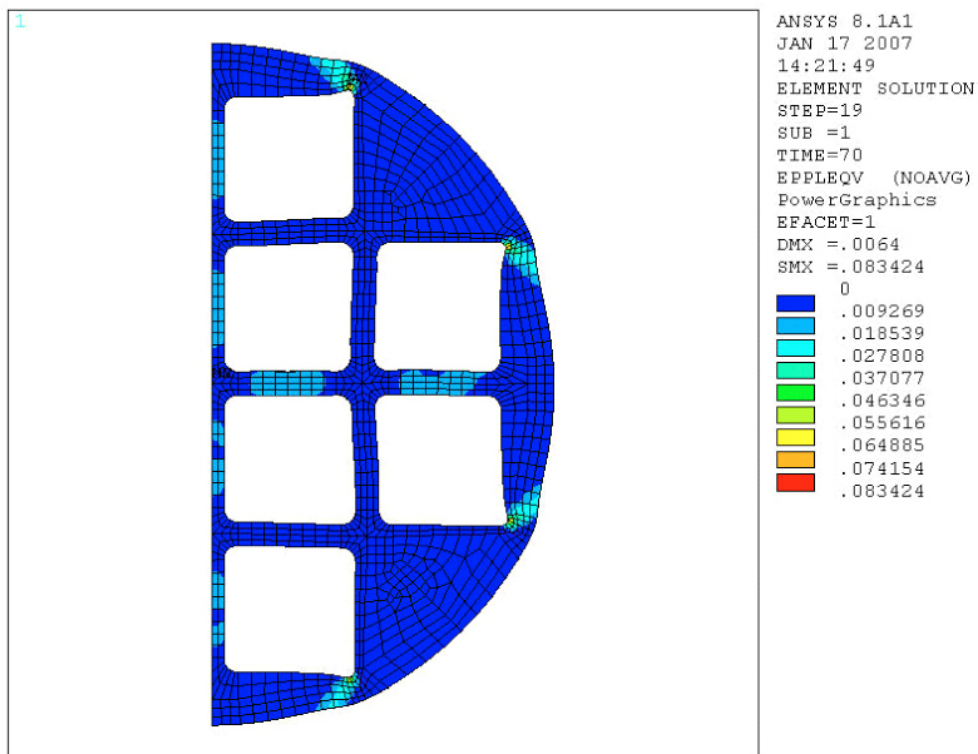
För detta lastfall ska även tillåtna defektstorlekar bestämmas (givet förekomsten av sprickliknande defekter). Dessa analyser kräver spänningsindata från det värst påkända området, dvs där man har högst dragspänningar (snittdefinition i figur J-12), vilket redovisas i figur J-14.

För detta lastfall kan det också vara av intresse att kontrollera villkoret för plastisk kollaps enligt ASME VIII (se avsnitt 6.2). Detta går dock inte att genomföra på samma sätt som för de övriga fall som redovisas i denna rapport, eftersom man har två fristående lastsystem (en ökande glaciationslast är adderad till lastfallet som ger en maximal böjspänning på 55 MPa) istället för ett enda.

Det är vår bedömning att man erhåller plastisk kollaps vid en glaciationslast som vida överstiger maximal glaciationslast på 28 MPa. I figur J-15 redovisas de plastiska effektivtöjningar som erhålls vid en glaciationslast på 70 MPa (vilket är jämförbart med ett totalt yttre tryck på 87 MPa inkl. grundvatten-tryck och svällningstryck). Dessa töjningar är sin tur jämförbara med de som erhålls vid motsvarande ekvivalenta tryck på ~100 MPa.



Figur J-14. Maximal huvudspänning [Pa] i ett snitt (se figur J2-8) från området med högst dragspänningar, för lastfallet där en glaciationslast på 28 MPa är adderad till lastfallet som ger en maximal böjspänning på 55 MPa.

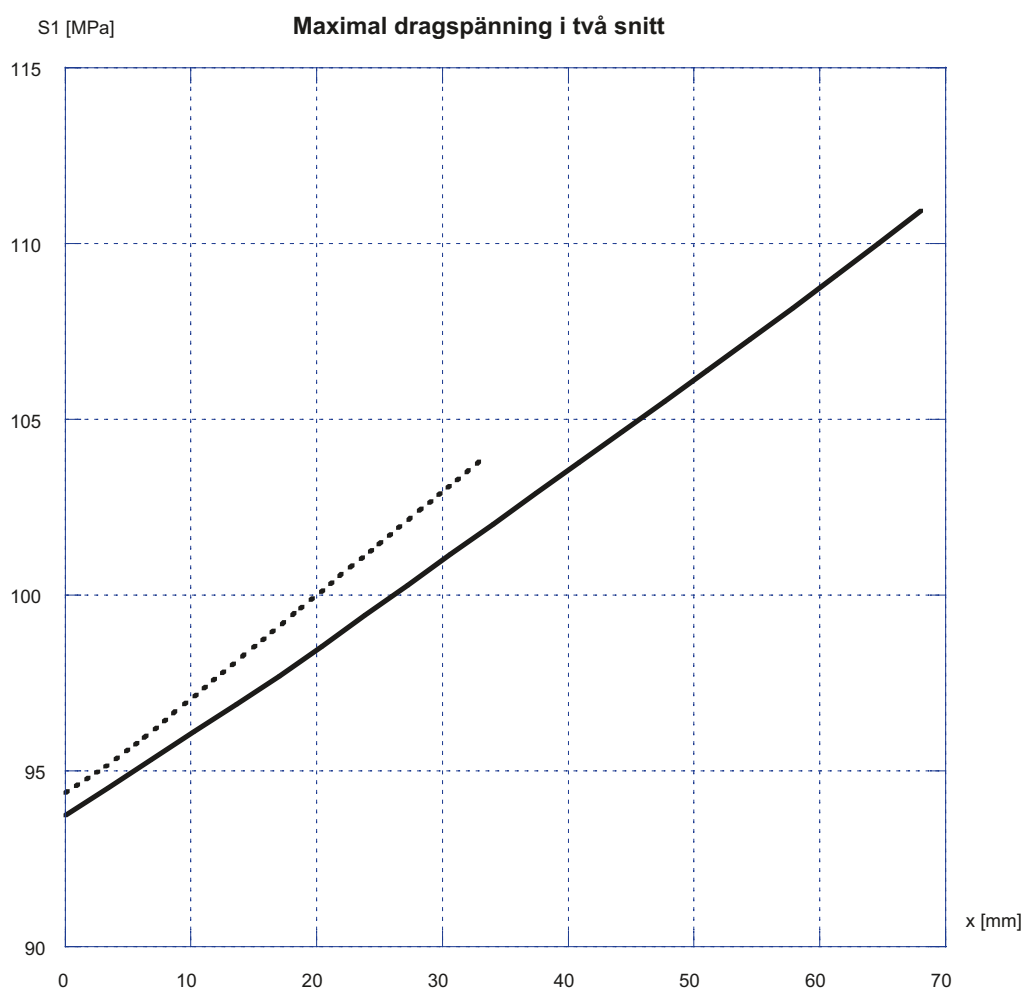


Figur J-15. Effektiv plastisk töjning för lastfallet där en glaciationslast på 70 MPa är adderad till lastfallet som ger en maximal böjspänning på 55 MPa.

J2.3 Resultat för lastfallet som ger en maximal böjspänning på 111,5 MPa

Sedan denna rapport först togs fram har en ny belastningsrapport publicerats /SKBdoc 1206894/. Här ingår nya förutsättningar för fall med ojämn svällning där det framgår att ett nytt värsta fall kan definieras som en kombination av ett bananformat hål och ett lokalt bergutfall av 3,75 % av tvärsnittsytan. Detta fall motsvarar en maximal böjspänning på 111,5 MPa. För att analysera detta fall används samma idealisering som för fallet med en böjspänning på 55 MPa, där man skalar upp spänningstillståndet så att man erhåller en maximal böjspänning på 111,5 MPa (detta fungerar eftersom spänningarna är lägre än sträckgränsen för insatsen).

Även för detta lastfall ska tillåtna defektstorlekar bestämmas (givet förekomsten av sprickliknande defekter). Dessa analyser kräver spänningsindata från det värst påkända området, dvs där man har högst dragspänningar (snittdefinition i figur J-8), vilket redovisas i figur J-16.



Figur J-16. Maximal huvudspänning [MPa] i två snitt (se figur J-8) från området med högst dragspänningar, för lastfallet som ger en maximal böjspänning på 111,5 MPa.

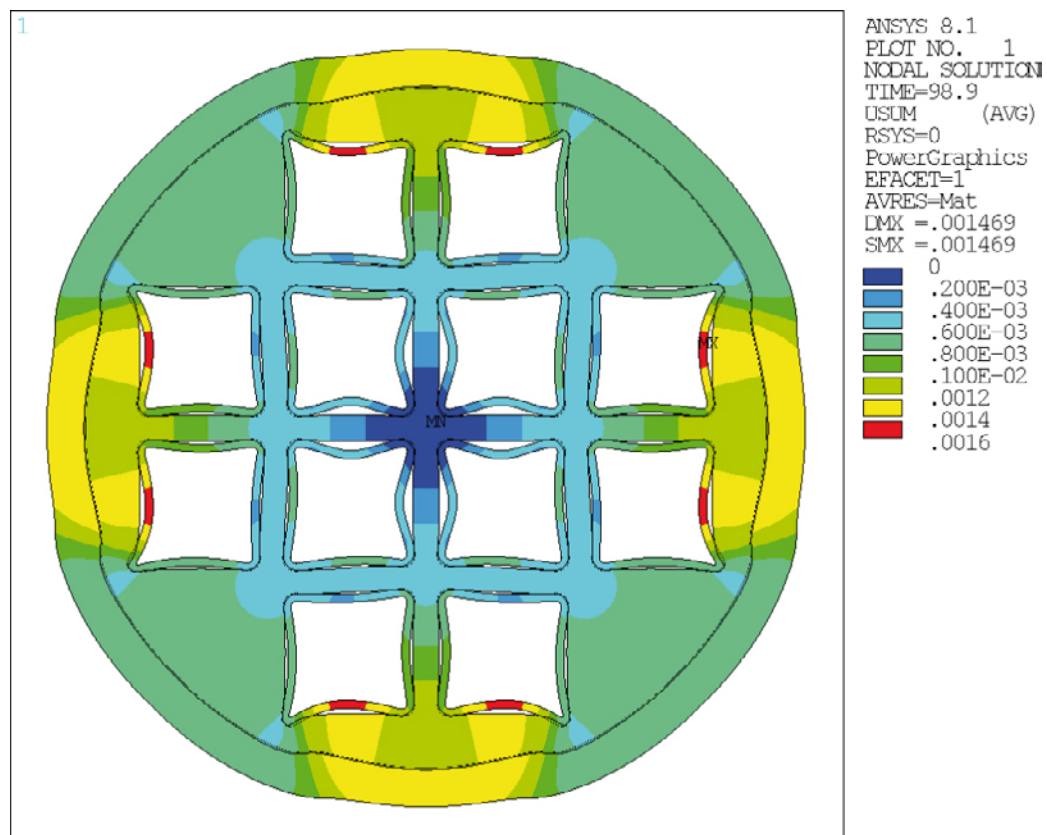
Resultat för kollapsanalyser

Kollapsanalyser, utgående från den metodik som beskrivs i ASME VIII division 2 artikel 4-136.5 Plastisk analys, har utförts med 2D FE-modeller för både BWR- och PWR-insatser. För nominell geometri presenteras resultat i detalj. För fall med håldefekter och stelkroppsförflyttning av kanalrören presenteras endast beräknat kollapstryck.

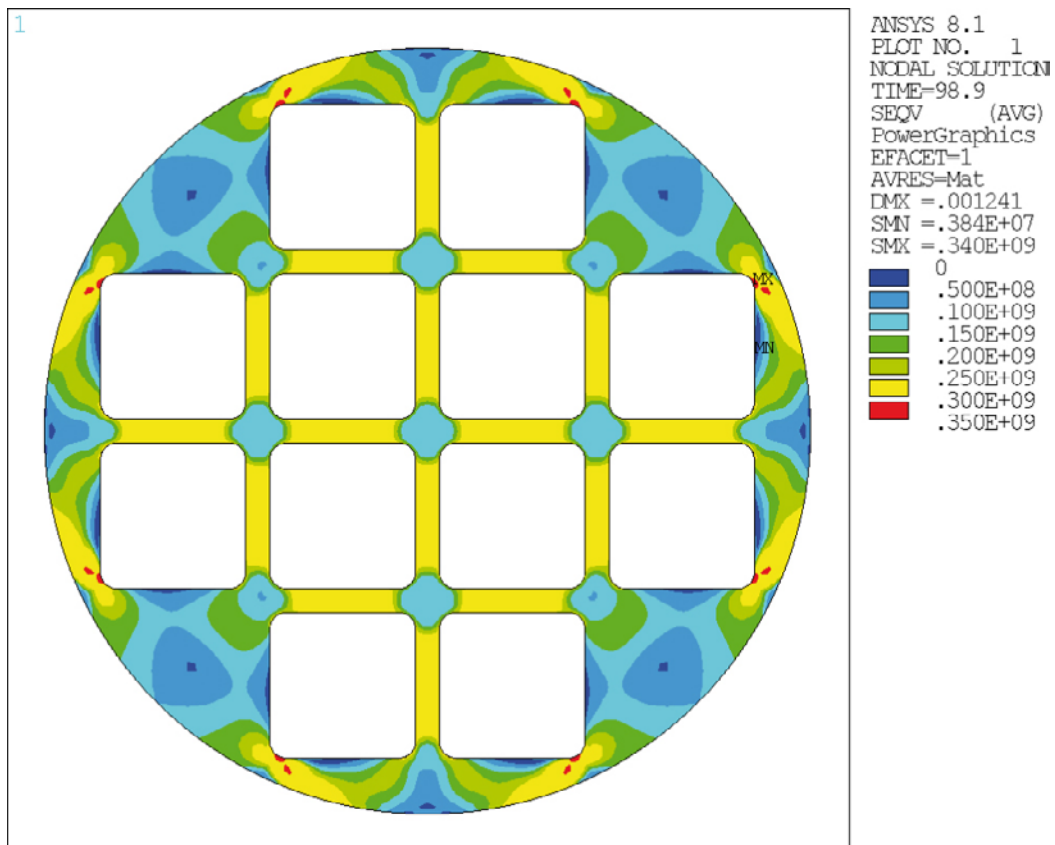
K1 Resultat för BWR-insatsen

Tabell K-1. Sammanställning av beräknade kollapstryck för BWR-insatsen.

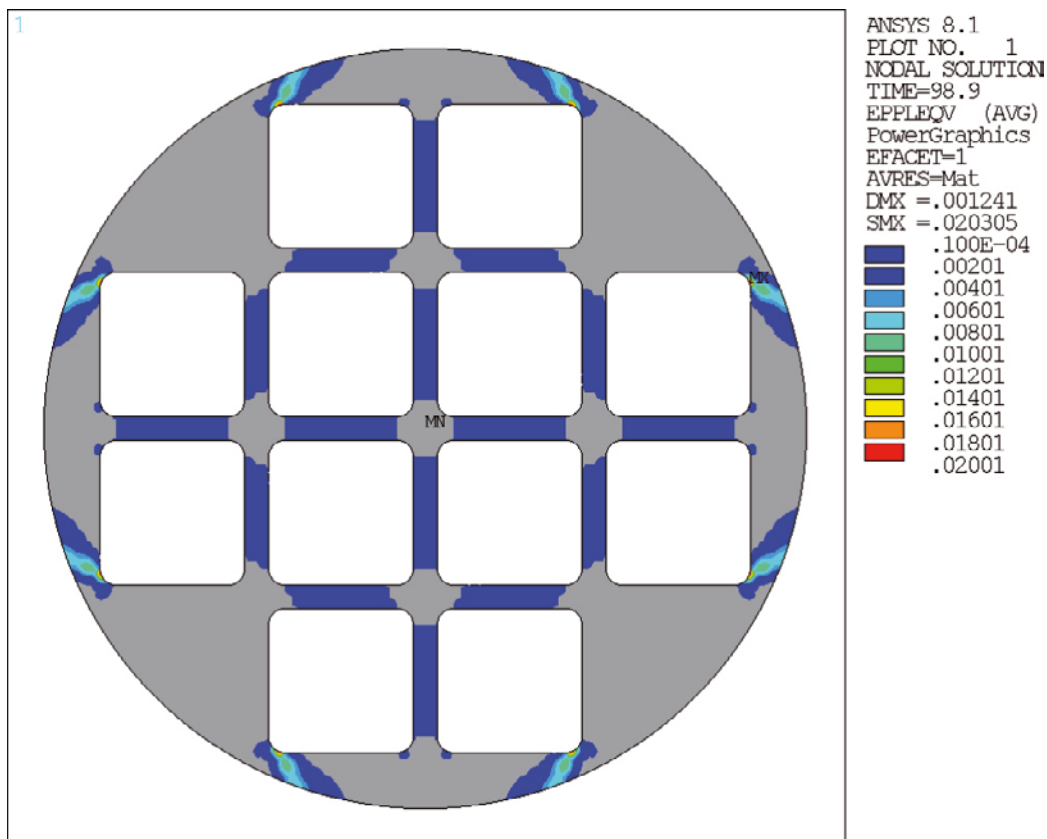
| Modell variant | Beräknat kollapstryck [MPa] |
|---|-----------------------------|
| Nominell geometri | 98,9 |
| Hål 01 (R = 25 mm) | 68,1 |
| Hål 02 (R = 10 mm) | 71,5 |
| Hål 03 (R = 10 mm) | 81,7 |
| Hål 04 (R = 10 mm) | 96,3 |
| Hål 05 (R = 30 mm) | 73,1 |
| Hål 06 (R = 10 mm) | 87,0 |
| Hål 07 (R = 30 mm) | 74,2 |
| Hål 8/9 (R = 50 mm) | 71,7 |
| Hål 10 (R = 30 mm) | 98,7 |
| Hål 11 (R = 10 mm) | 90,7 |
| Hål 12 (R = 20 mm) | 67,8 |
| $\Delta = 15$ mm (stelkroppsförflyttning av kanalrör) | 75,3 |



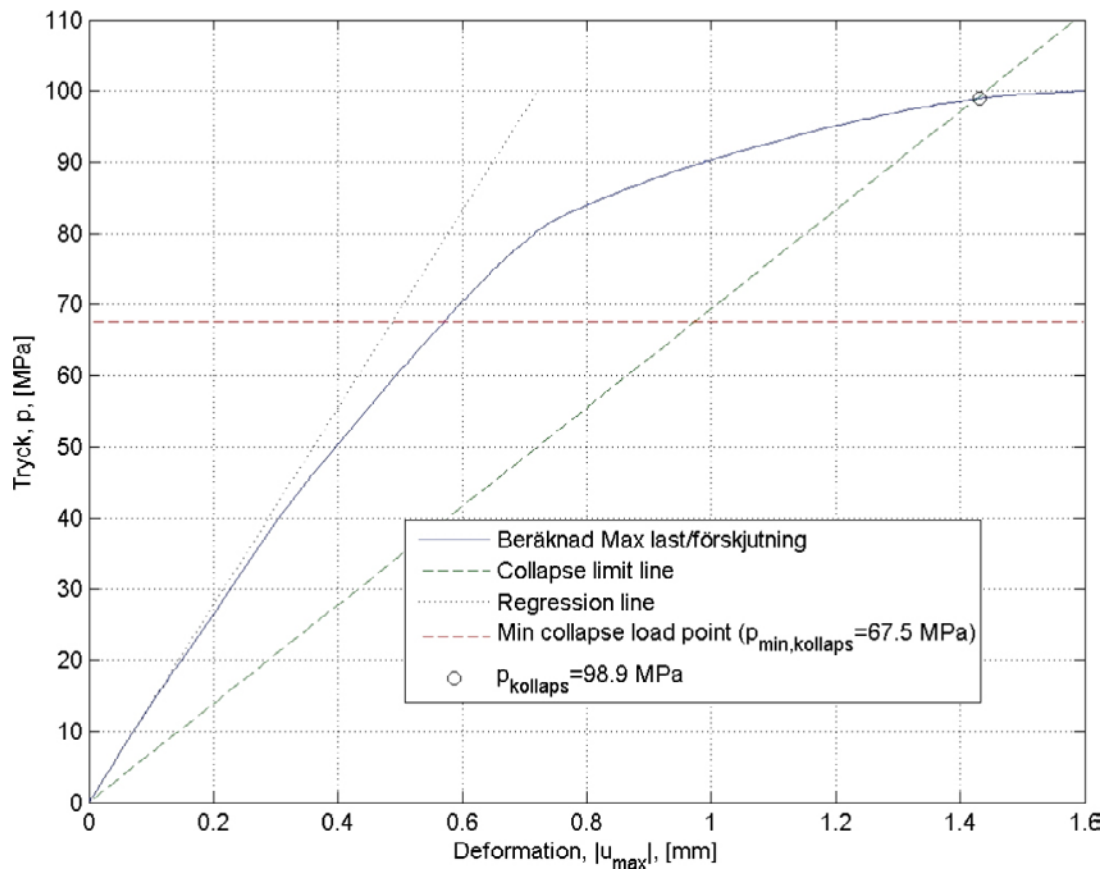
Figur K-1. Deformationsamplitud [m] för nominell geometri vid trycket $p = 98,9$ MPa (deformationen är förstörad 30 ggr).



Figur K-2. Effektivspänning (von Mises) [Pa] för nominell geometri vid trycket $p = 98,9$ MPa.



Figur K-3. Effektiv plastisk töjning (von Mises) [-] för nominell geometri vid trycket $p = 98,9$ MPa.

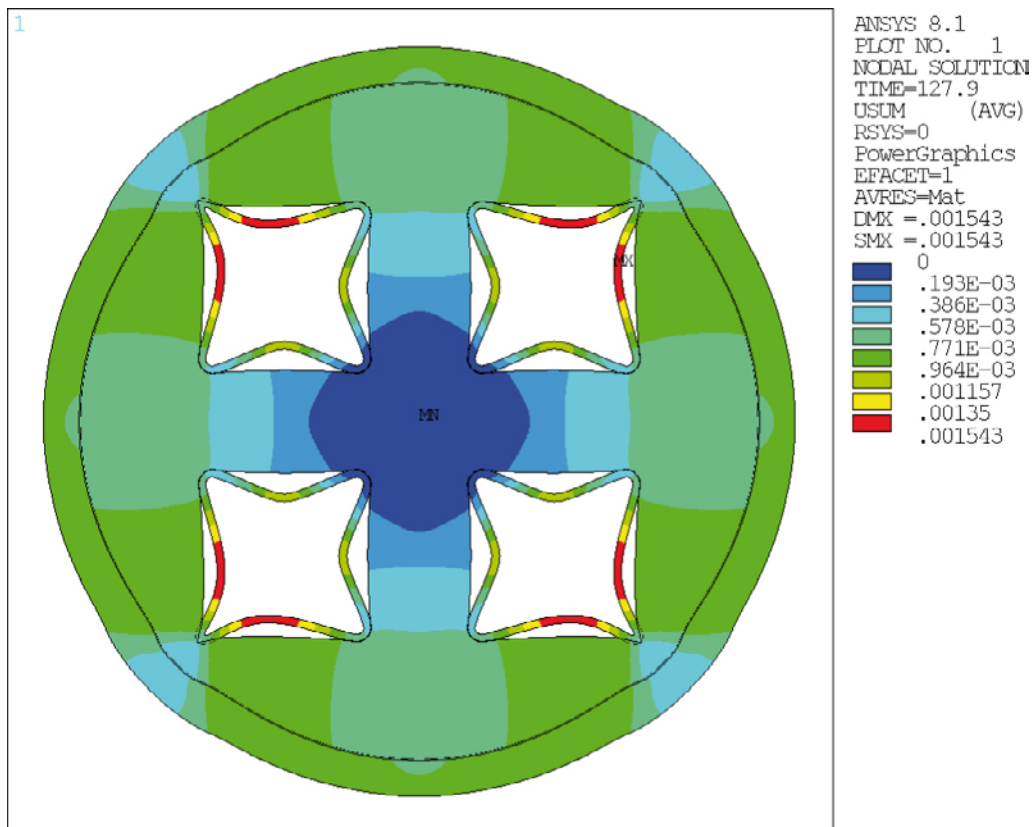


Figur K-4. Last-förskjutningskurva för nominell geometri för definition av kollapstryck (absolutbelopp av förskjutning).

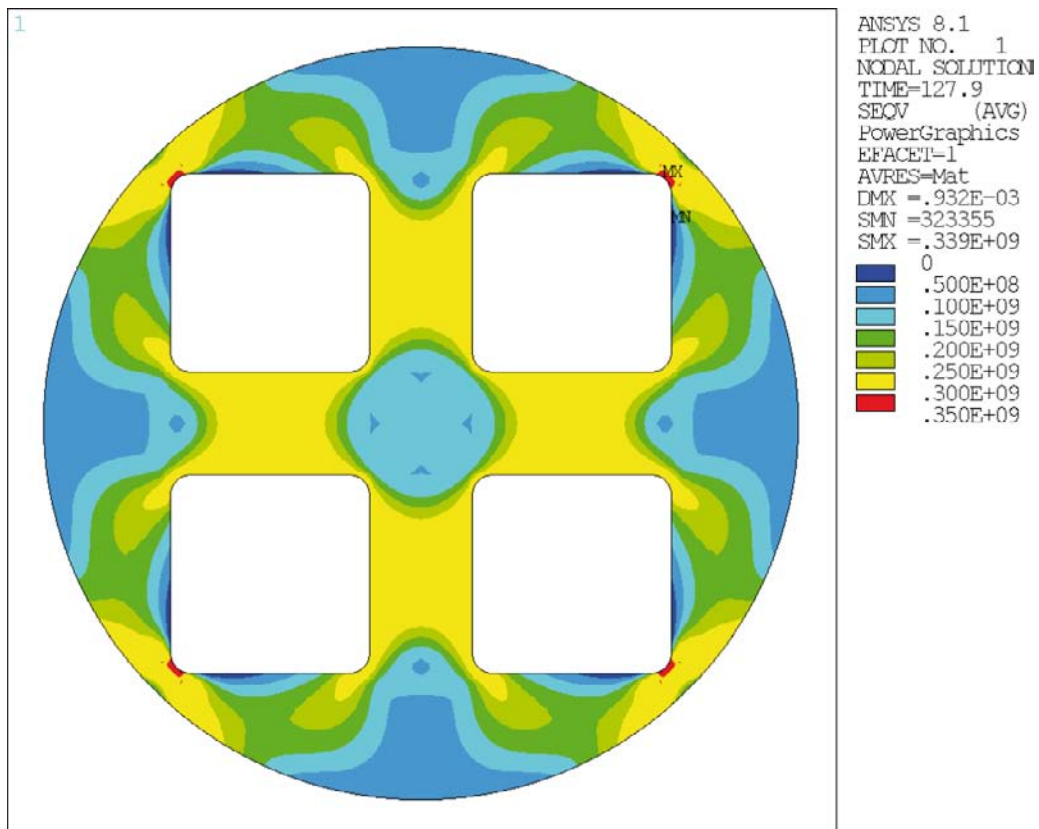
K2 Resultat för PWR-insatsen

Tabell K-2. Sammanställning av beräknade kollapstryck för PWR-insatsen.

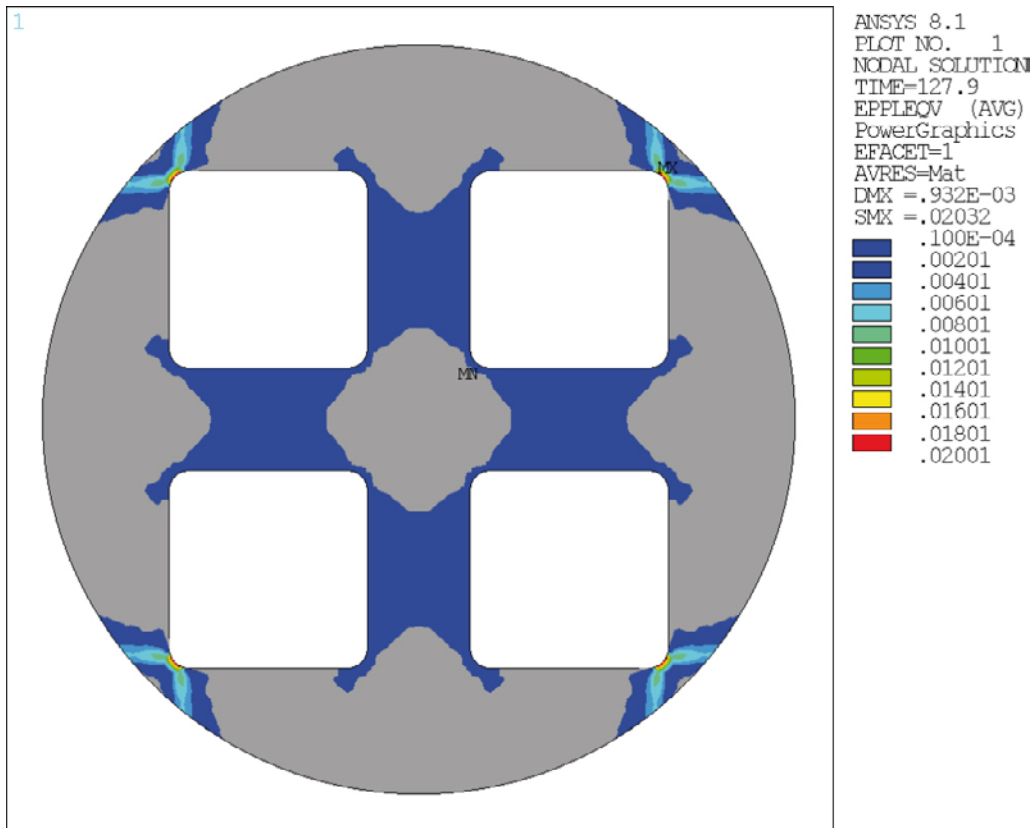
| Modell variant | Beräknat kollapstryck [MPa] |
|--------------------|-----------------------------|
| Nominell geometri | 127,9 |
| Hål 01 (R = 70 mm) | 85,3 |
| Hål 02 (R = 50 mm) | 71,5 |
| Hål 03 (R = 50 mm) | 78,1 |
| Hål 04 (R = 50 mm) | 108,2 |
| Hål 05 (R = 50 mm) | 94 |
| Hål 06 (R = 10 mm) | 102,5 |
| Hål 07 (R = 40 mm) | 71,3 |



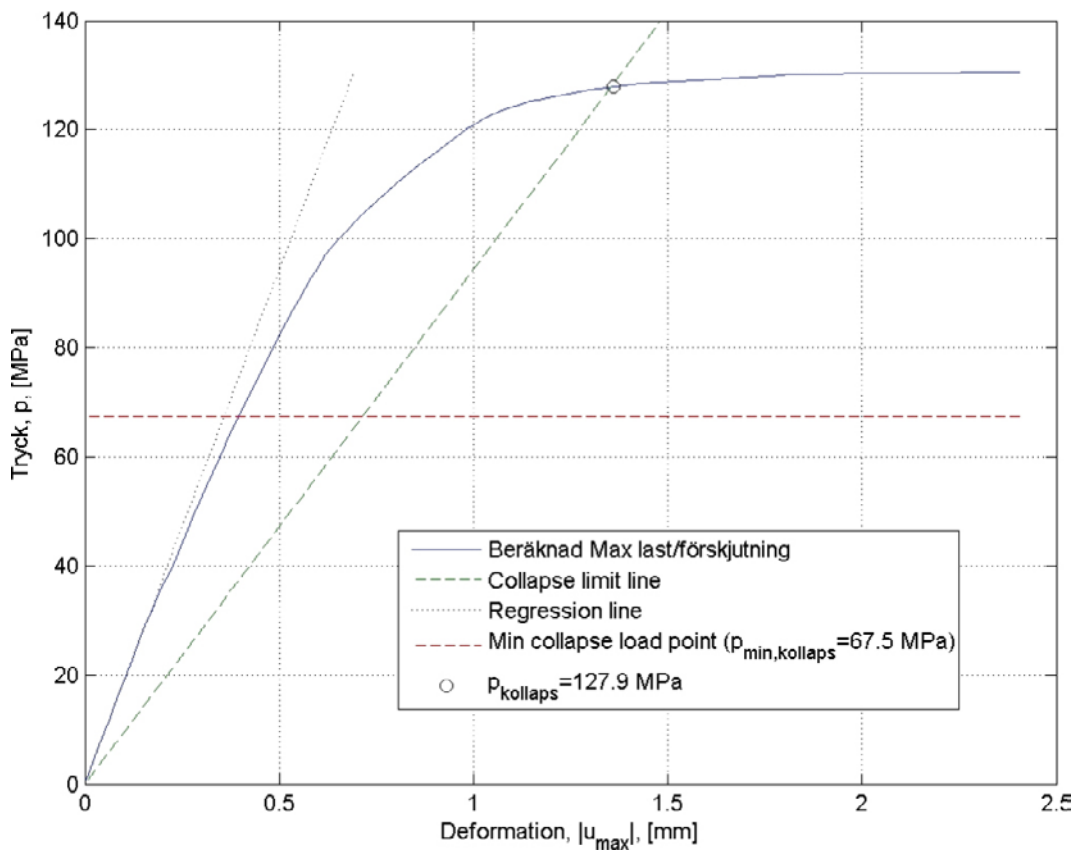
Figur K-5. Deformationsamplitud [m] för nominell geometri vid trycket $p = 127,9$ MPa (deformationen är förstorad 30 ggr).



Figur K-6. Effektivspänning (von Mises) [Pa] för nominell geometri vid trycket $p = 127,9$ MPa.



Figur K-7. Effektiv plastisk töjning (von Mises) [-] för nominell geometri vid trycket $p = 127,9$ MPa.

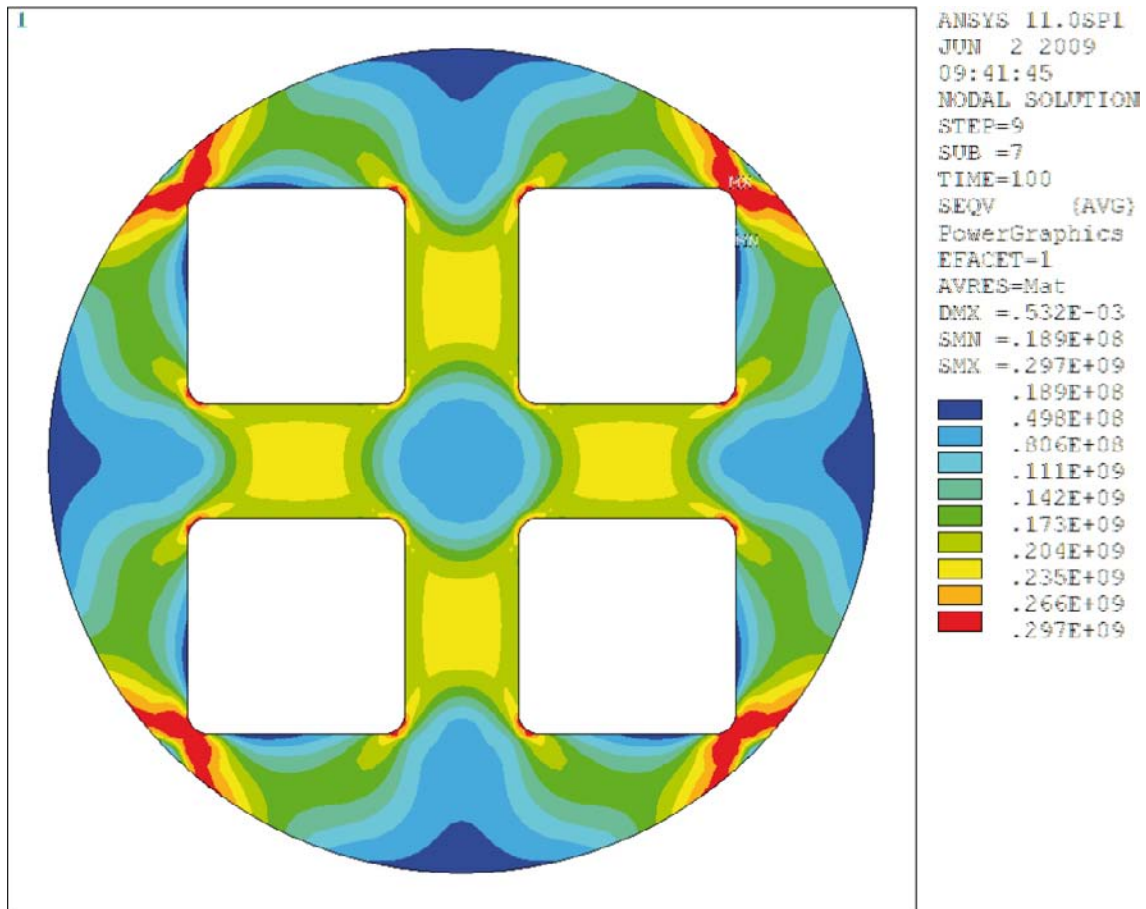


Figur K-8. Last-förskjutningskurva för nominell geometri för definition av kollapstryck (absolutbelopp av förskjutning).

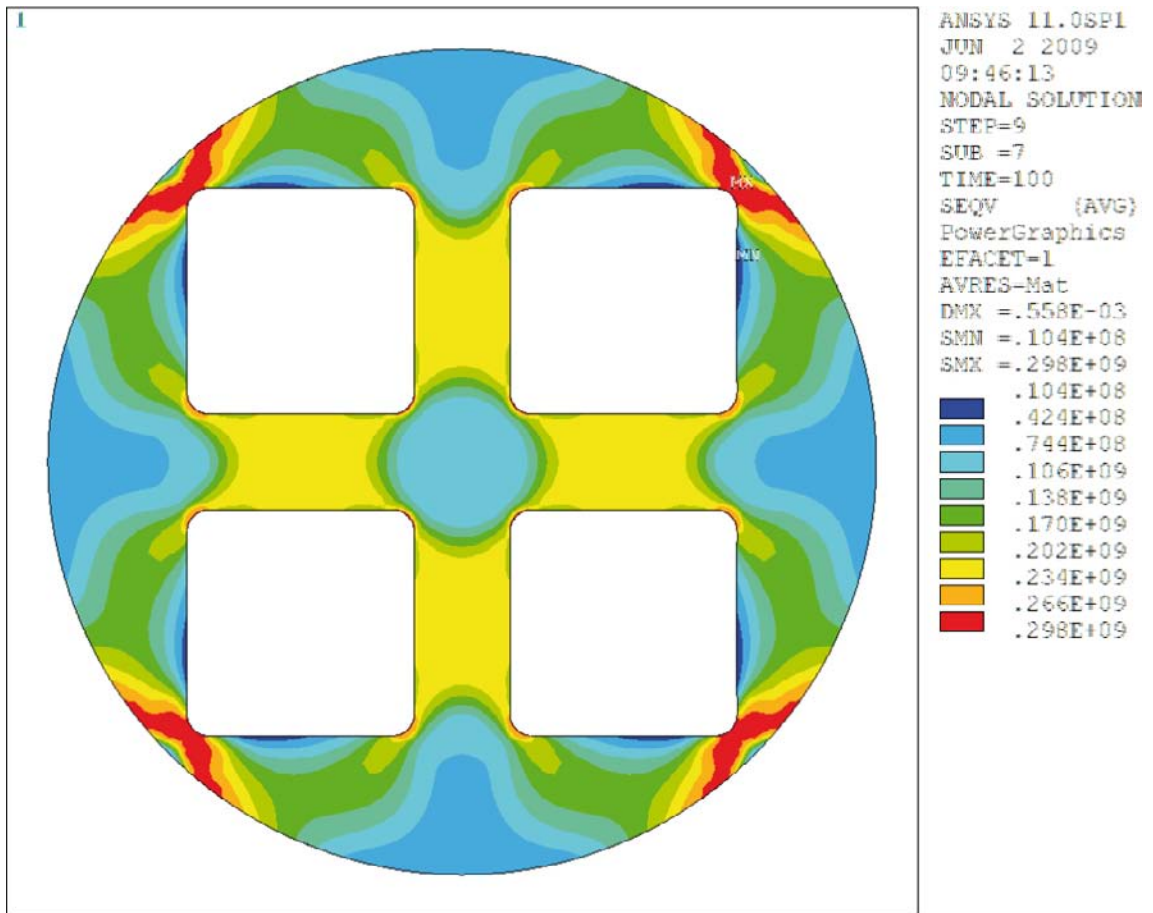
K2.1 Ny PWR-geometri

I avsnitt A2 redovisas en ny PWR-geometri som inte är den i rapporten analyserade geometrin. Det är inga stora skillnader mellan de två geometrierna (se figur A-4), men för att säkerställa att förändringen inte inverkar på resultaten i rapporten genomförs en kontroll som redovisas i detta avsnitt.

Inledande analyser visar att skillnader i resultaten upp till designtrycket 45 MPa är försumbara, vi väljer därför att presentera resultat vid det yttre trycket 100 MPa (se figur K-9–K-10). Även här är det mycket små skillnader, max. effektivspänning är 297 MPa (gamla geometrin) respektive 298 MPa (nya geometrin). Slutsatsen är att skillnaden är så liten att resultaten för den gamla PWR-geometrin är relevanta även för den nya PWR-geometrin.



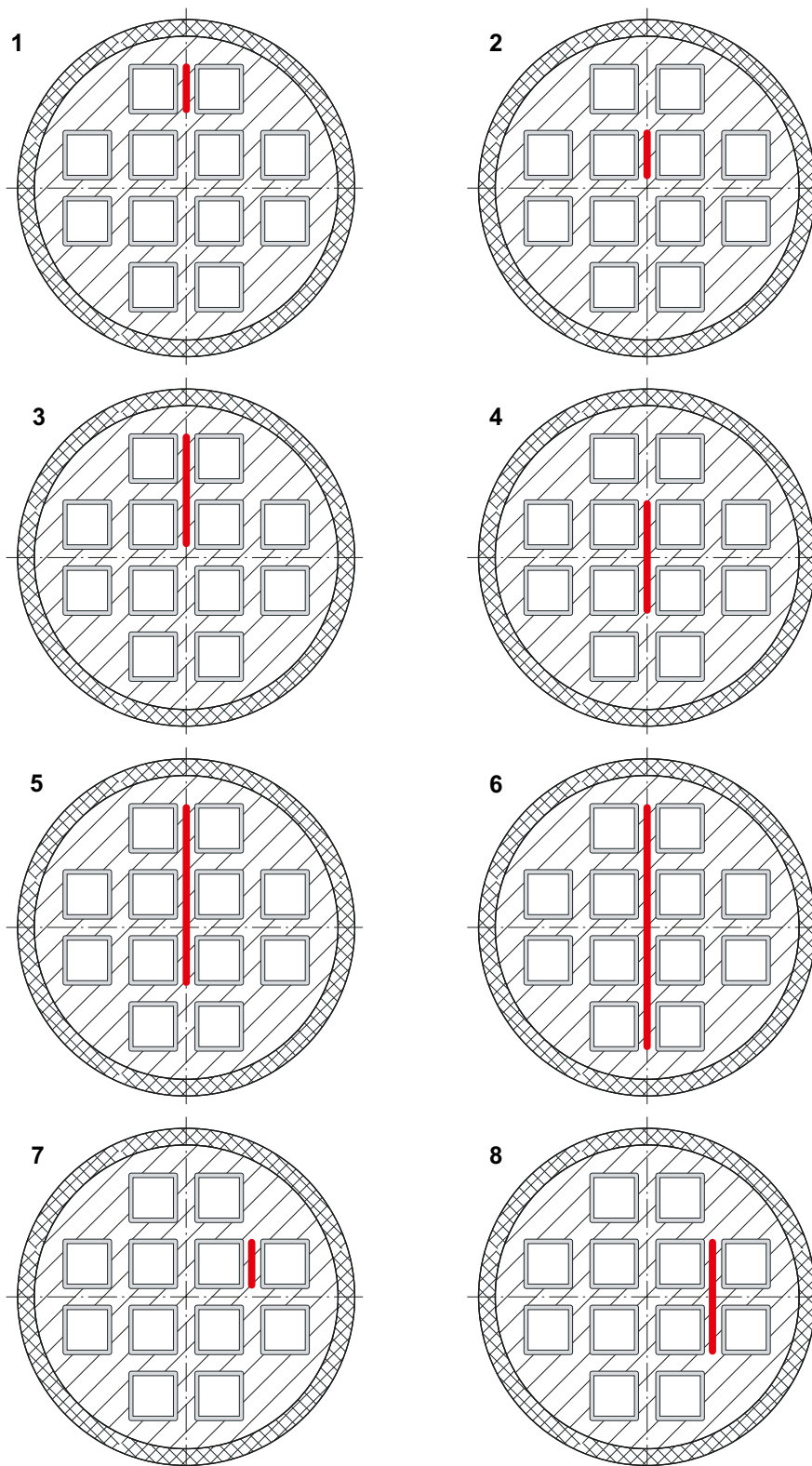
Figur K-9. Effektivspänning (von Mises) [Pa] för gamla geometrin vid trycket $p = 100$ MPa.



Figur K-10. Effektivspänning (von Mises) [Pa] för nya geometrin vid trycket $p = 100$ MPa.

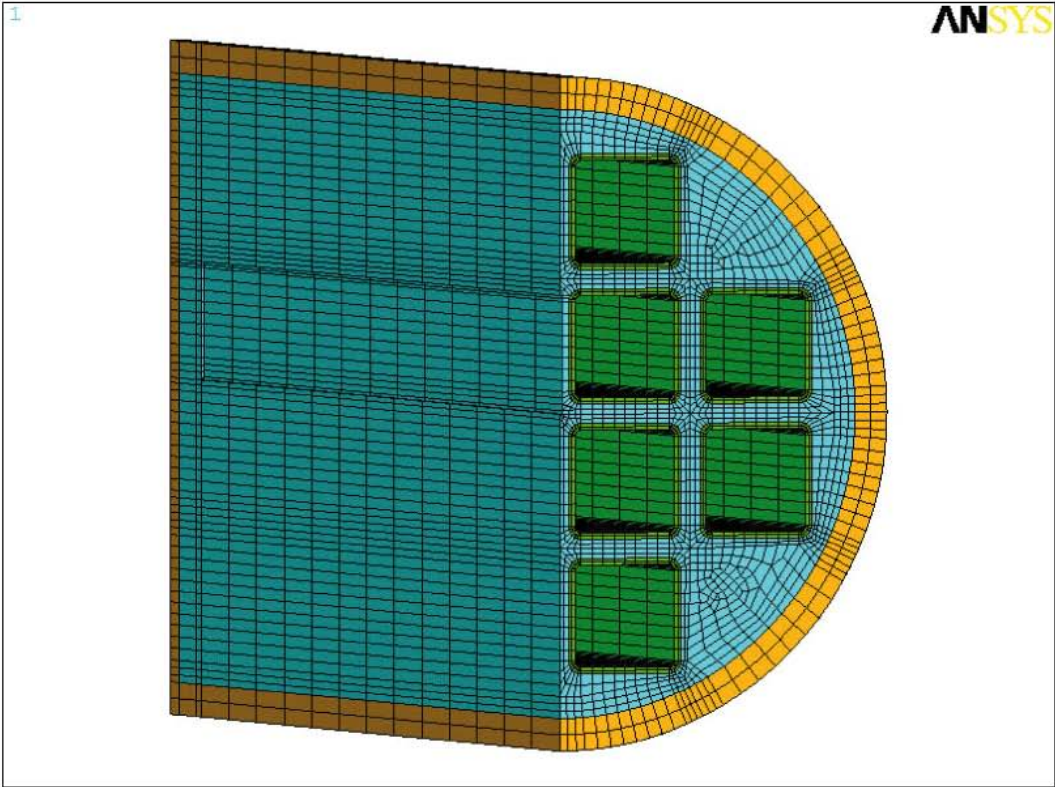
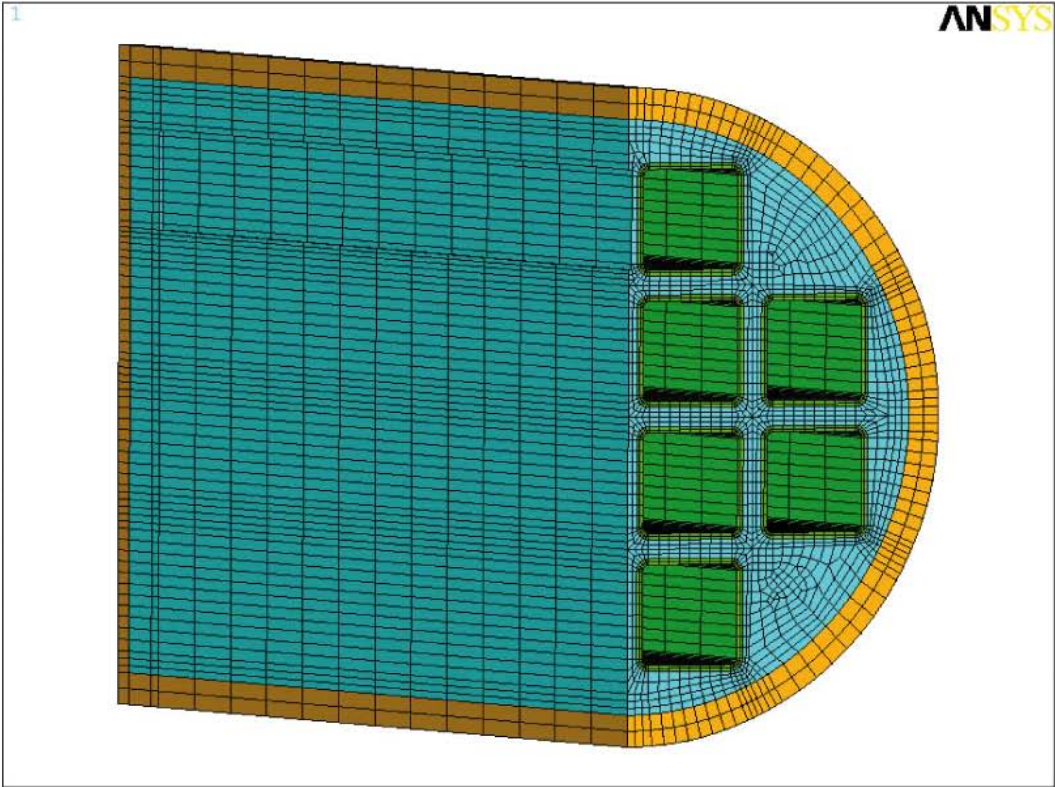
Resultat för analyser med slitsar mellan kanalrören (3D)

För att täcka in ej avsökta områden vid ultraljudsprovningen av insatserna, har ett antal fiktiva defekter analyserats. I denna appendix redovisas resultaten från analyserna av åtta fiktiva axiella slitsar i BWR-gjutgodsinsatsen (slitsarnas läge i kapselns tvärsnitt framgår av figur L-1).

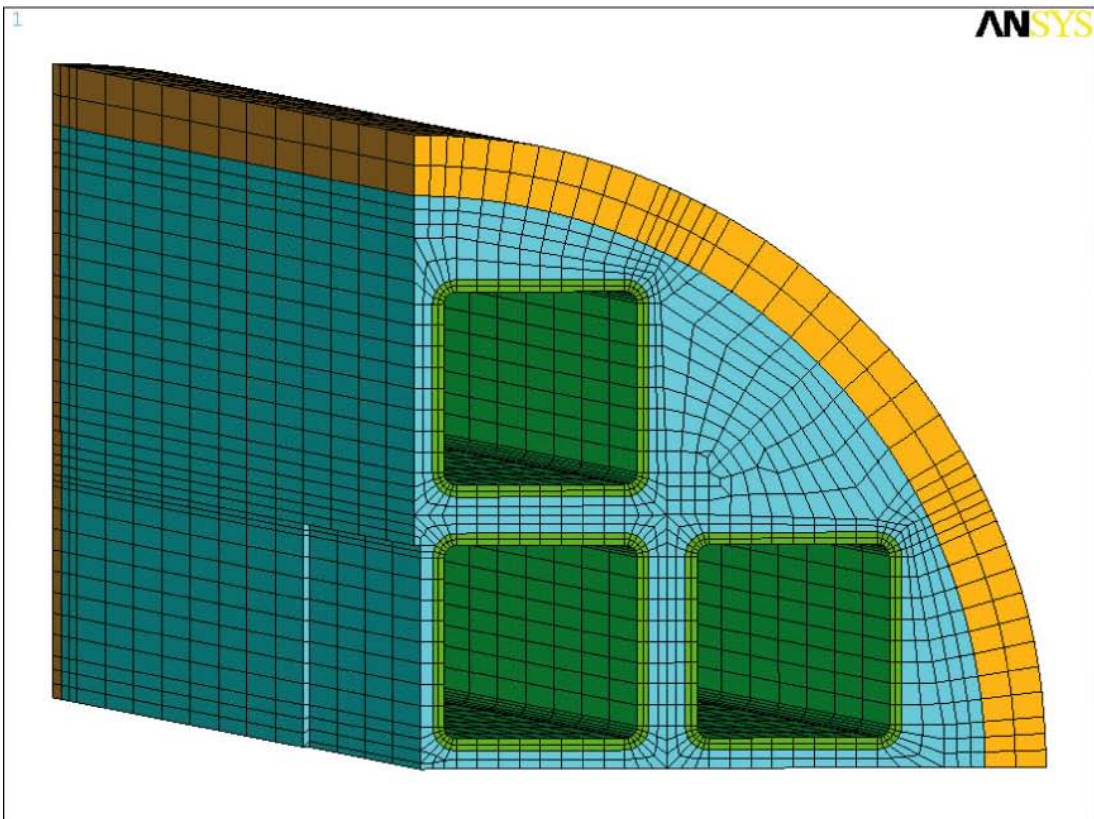
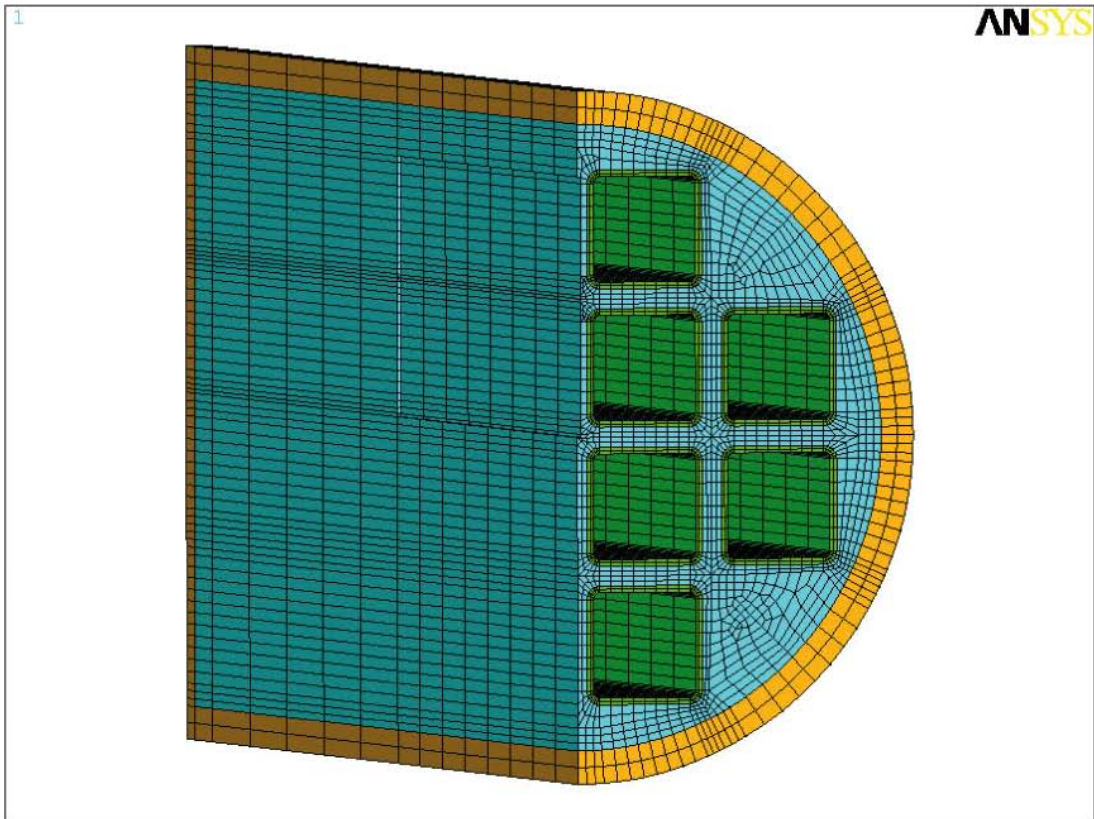


Figur L-1. Läge för de åtta analyserade fiktiva slitsarna.

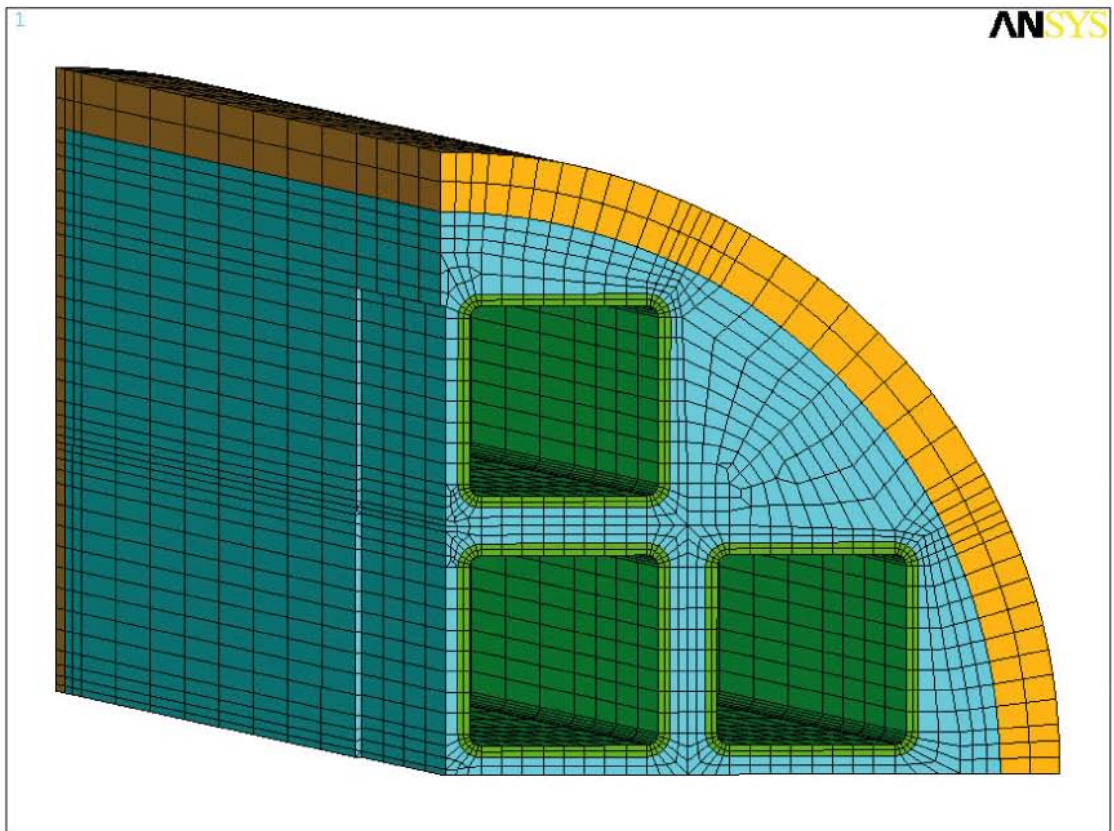
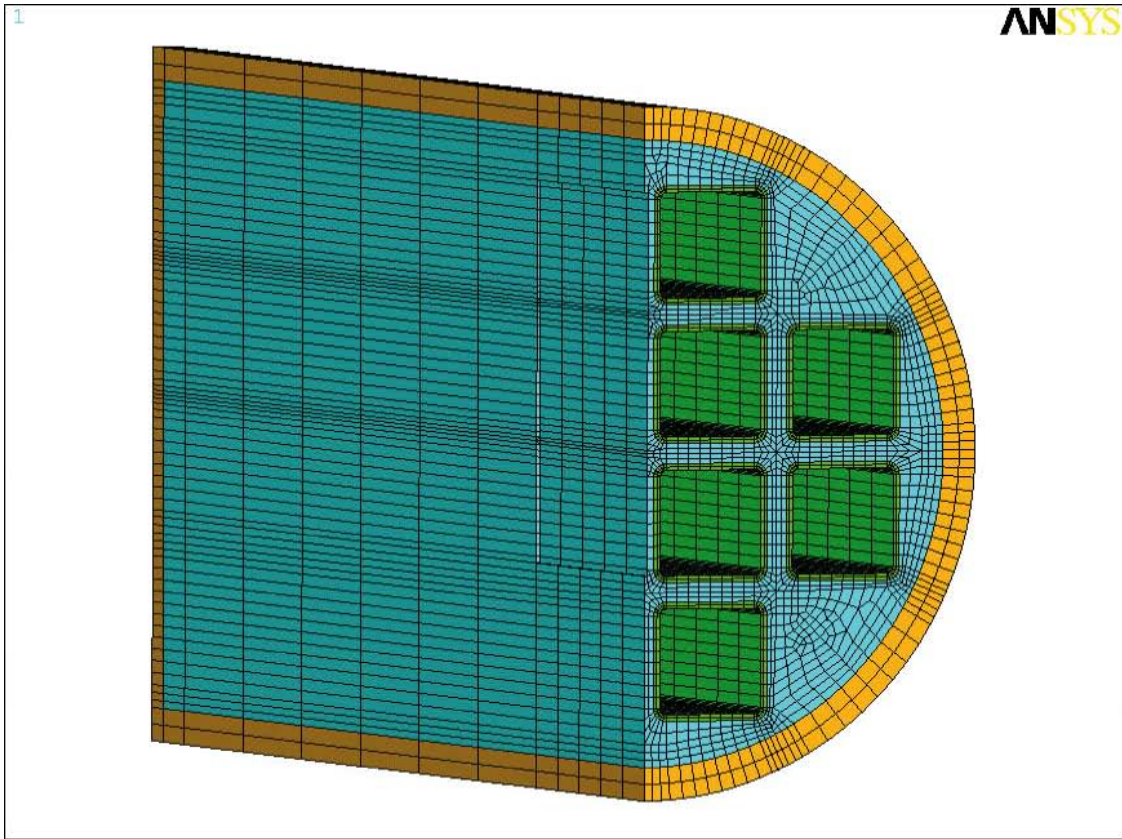
Vid analysen av de åtta slitsarna har hänsyn tagits till symmetri vid modelleringen. Figur L-2–L-5 visar de elementnät som använts vid analyserna.



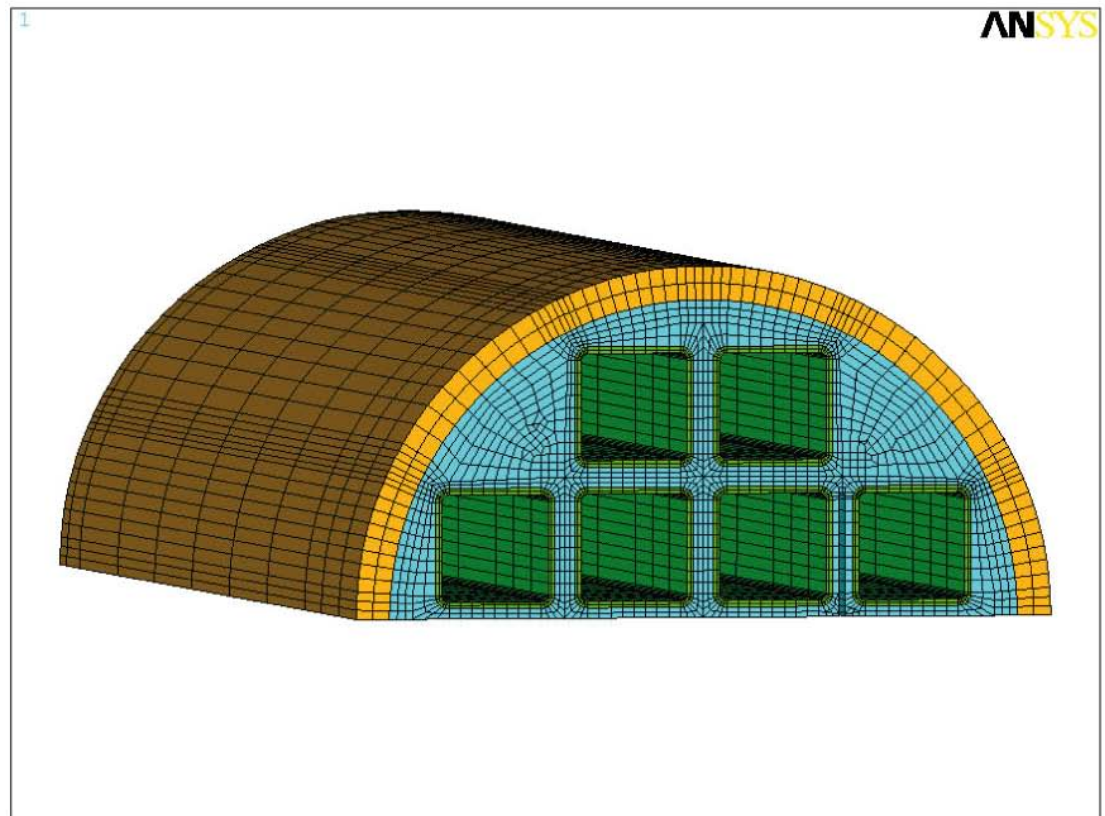
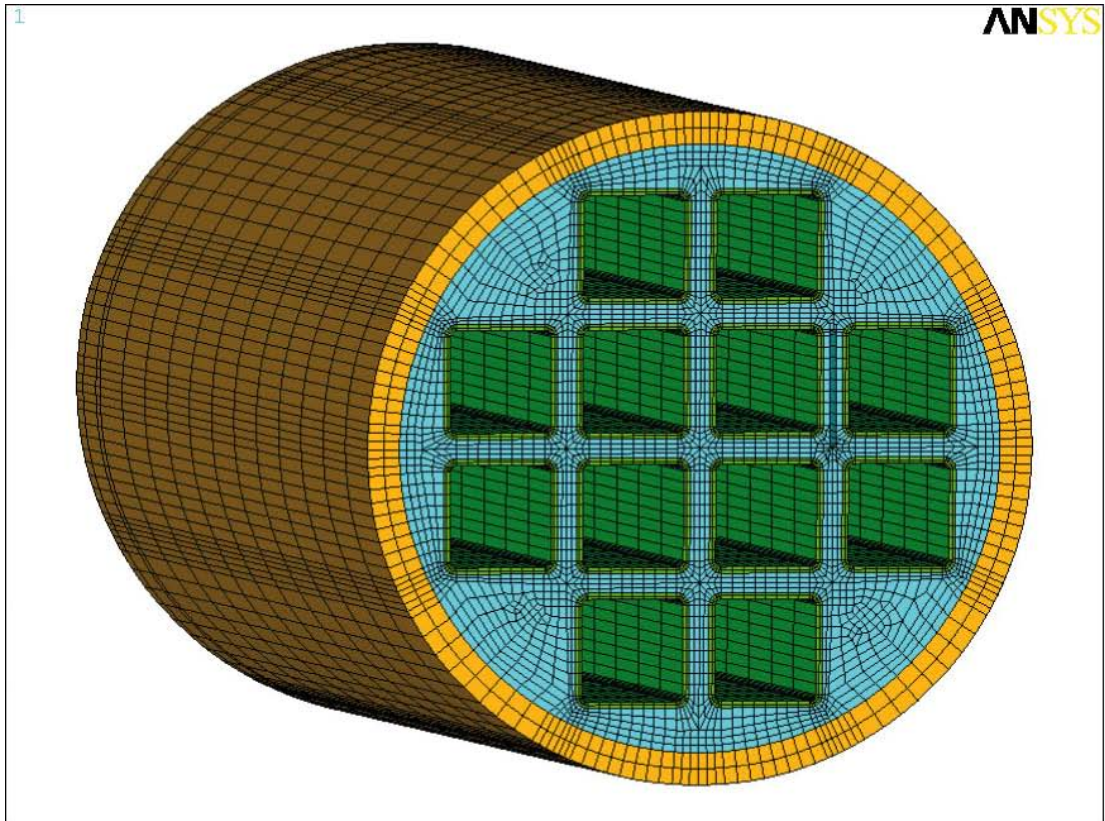
Figur L-2. Använt elementnät för analys av slits 1–2.



Figur L-3. Använt elementnät för analys av slits 3–4.



Figur L-4. Använt elementnät för analys av slits 5–6.



Figur L-5. Använt elementnät för analys av slits 7-8.

För de fiktiva slitsarna krävs det att man genomför fullständiga elastisk-plastiska FE-analyser (där slitsarna ingår i FE-modellerna) upp till belastningsnivåer som ligger långt över designlastfallet. För att ta fram acceptabla storlekar hos slitsarna används villkoret för plastisk kollaps enligt ASME VIII (se avsnitt 6.2).

Analyserna är genomförda för ett antal fall (med införda slitsar) där de axiella slitslängderna varierar enligt tabell L-1 (slitsarna är placerade mitt emellan anslutande kanlrör).

De beräknade kollapstrycken för samtliga kombinationer av slits nr/axiell slitslängd redovisas i tabell L-2.

Enligt avsnitt 6.2 är den minsta tillåtna beräknade kollapstryck 67,5 MPa. De framtagna acceptabla axiella slitslängderna (via linjär kurvanpassning) sammanfattas i tabell L-3. De fall där tabellen anger en acceptabel axiell slitslängd på 4 200 mm (dvs slits nummer 1, 2 och 7) motsvarar fall där insatsen kan ha en slits som är lika lång som kanlrören utan risk för kollaps.

Tabell L-1. Storleken på de analyserade slitsarna.

| Slits nr | Slitsbredd i tvärsnittet [mm] | Slitshöjd i tvärsnittet [mm] | Axiell slitslängd [mm] |
|----------|-------------------------------|------------------------------|------------------------|
| 1 | 10 | 160 | 4 200 |
| 2 | 10 | 185 | 4 200 |
| 3 | 10 | 395 | 1 200–2 100 |
| 4 | 10 | 370 | 1 200–1 600 |
| 5 | 10 | 580 | 1 000–1 200 |
| 6 | 10 | 790 | 400–1 000 |
| 7 | 10 | 185 | 1 600–4 200 |
| 8 | 10 | 370 | 600–1 400 |

Tabell L-2. Kollapstryck som funktion av antagen axiell slitslängd för de olika slitsarna.

| Slits nummer | Axiell slitslängd [mm] | Kollapstryck [MPa] |
|--------------|------------------------|--------------------|
| 1 | 4 200 | 91,18 |
| 2 | 4 200 | 90,52 |
| 3 | 1 200 | 78,78 |
| | 1 400 | 75,73 |
| | 1 800 | 70,77 |
| | 2 100 | 68,26 |
| 4 | 1 200 | 72,55 |
| | 1 400 | 69,56 |
| | 1 600 | 66,89 |
| 5 | 1 000 | 68,91 |
| | 1 100 | 66,51 |
| | 1 200 | 64,38 |
| 6 | 400 | 87,24 |
| | 800 | 72,11 |
| | 850 | 70,11 |
| | 1 000 | 65,22 |
| 7 | 1 600 | 86,20 |
| | 2 100 | 85,79 |
| | 2 600 | 85,72 |
| | 4 200 | 85,44 |
| 8 | 600 | 73,54 |
| | 700 | 68,43 |
| | 800 | 67,20 |
| | 1 400 | 54,15 |

Tabell L-3. Acceptabel axiell slitslängd (resultat för BWR-insatsen).

| Slits nummer | Acceptabel axiell slitslängd [mm] |
|--------------|--------------------------------------|
| 1 | 4 200 |
| 2 | 4 200 |
| 3 | 2 130 |
| 4 | 1 550 |
| 5 | 1 060 |
| 6 | 930 |
| 7 | 4 200 |
| 8 | 800 |

Resultat för analyser med allt material borta mellan kanalrören (3D)

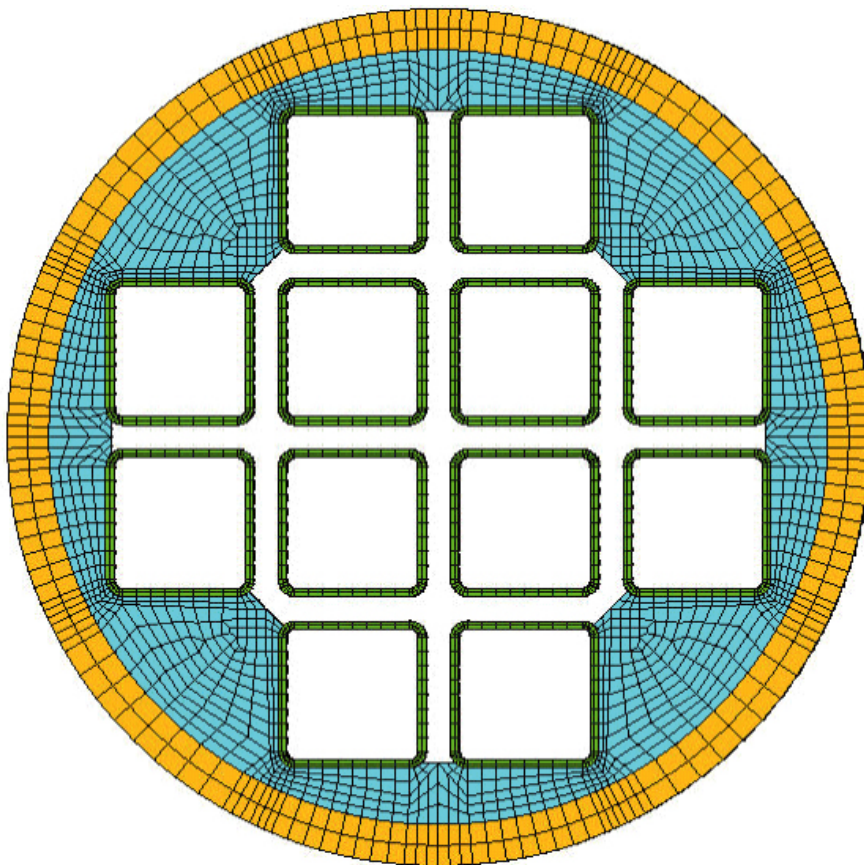
För att täcka in ej avsökta områden vid ultraljudsprovningen av insatserna, har ett antal fiktiva defekter analyserats. I denna appendix redovisas resultaten från analyserna av fallet då man tagit bort allt material mellan kanalrören (hur materialet är borttaget i ett tvärsnitt av kapseln framgår av figur M-1).

Vid analysen har hänsyn tagits till symmetri vid modelleringen. Figur M-2 visar ett typiskt elementnät som använts vid analysen.

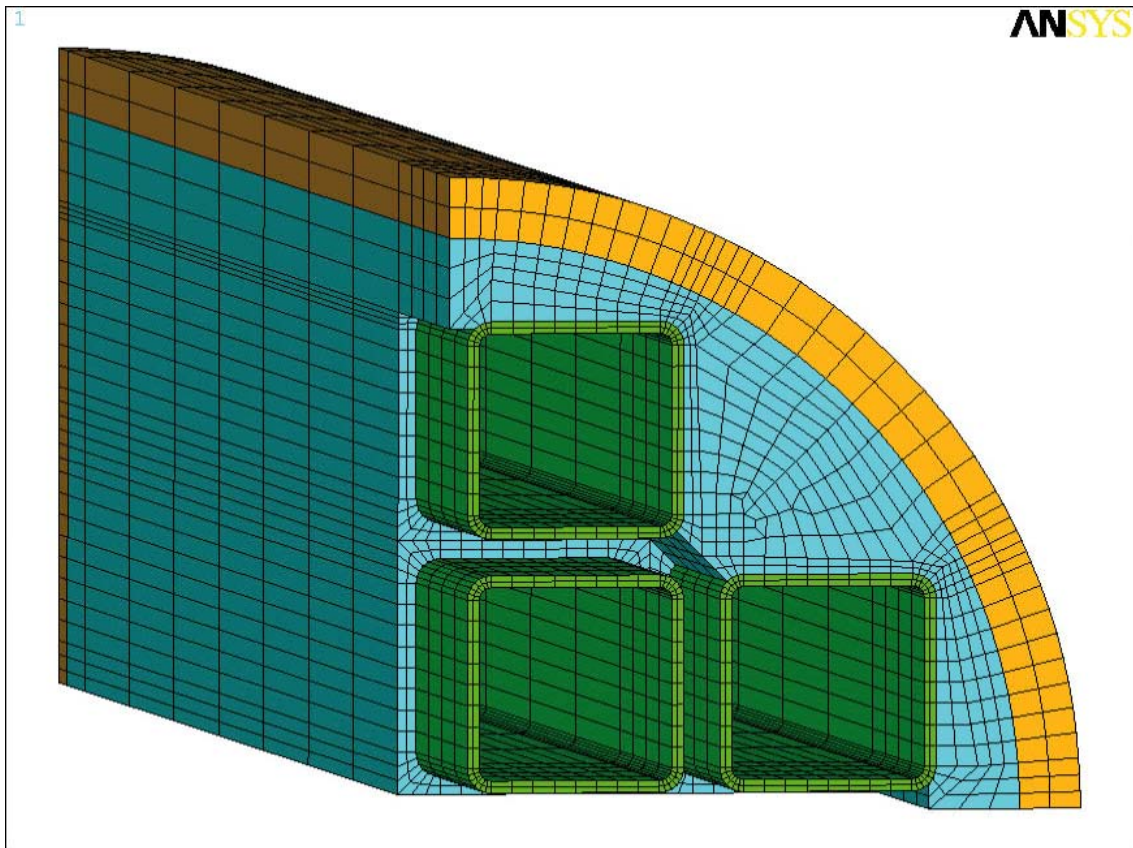
För detta fall krävs det att man genomför fullständiga elastisk-plastiska FE-analyser (där hänsyn tas till det borttagna materialet i FE-modellerna) upp till belastningsnivåer som ligger långt över designlastfallet. För att ta fram acceptabla storlekar hos det borttagna materialet används villkoret för plastisk kollaps enligt ASME VIII (se avsnitt 6.2).

Analyserna är genomförda för ett antal fall (med material borttaget) där axiella längderna varierar mellan 60 mm upp till 600 mm (kollapstrycket för slitslängder mellan 300 och 600 mm redovisas i tabell M-1).

Enligt avsnitt 6.2 är den minsta tillåtna beräknade kollapstryck 67,5 MPa. Den framtagna acceptabla axiella längden med borttaget material blir därmed 412 mm (linjär kurvanpassning av resultaten i tabell M-1).



Figur M-1. Borttaget material mellan kanalrören (FE-modell).



Figur M-2. Använt elementnät för analys av fallet då man tagit bort allt material mellan kanalrören.

Tabell M-1. Kollapstryck som funktion av antagen axiell slitslängd.

| Axiell slitslängd [mm] | Kollapstryck [MPa] |
|------------------------|--------------------|
| 300 | 76,17 |
| 400 | 67,68 |
| 600 | 54,06 |

Nya materialdata

Materialdata som använts vid analyserna i denna rapport erhöles från ett tidigare genomfört projekt som tog fram relevanta materialdata för insatsen /Dillström 2005/. Då användes följande värden: Brottseghet = $79,4 \text{ MPa } \sqrt{\text{m}}$ (experimentellt framtaget värde med ~90 % konfidens, gällande vid rumstemperatur), sträckgräns = 270 MPa och brottgräns = 478 MPa.

SKB har kontinuerligt utvecklat metoder för tillverkning av insatserna, detta medför att det finns tillgång till nyare materialdata än de som använts i denna rapport. Hur detta påverkar resultaten utvärderas nedan.

N1 Nya sträck- och brottgränsdata

JRC har tagit fram nya tryckprovdata /SKBdoc 1092033/. Man redovisar data för insatserna I53, I54, I55, I56, I57, I62. De data som finns att tillgå är sträckgräns i tryck samt en ”fiktiv” brottgräns i tryck (motsvarande 10 % töjning). I den gamla analysen hade man samma definition (brottgränsen motsvarade en sann töjning på 10 %). Sammanfattar man JRC’s nya tryckprovdata erhålls följande (obs true stress/strain, brottgräns vid ~10,5 % töjning):

- Sträckgräns i tryck = 279,2 MPa (medel), 2,4 MPa (sta.avvik.).
- Brottgräns i tryck = 497,4 MPa (medel), 3,9 MPa (sta.avvik.).

N2 Nya brottseghetsdata

KTH har tagit fram nya brottseghetsdata utgående från fem insatser (I53–I57) /SKBdoc 1203550/. Denna provning utfördes både vid rumstemperatur och vid 0 °C. Liksom vid tidigare genomförd provning så erhöles en stabil spricktillväxt för samtliga prov (vid bägge provtemperaturerna). Nedan redovisas brottseghetsdata motsvarande initiering av stabil tillväxt (K_{Ic}), detta för att vara konsekvent med tidigare genomförda analyser (trots att det är rimligt att tillgodogöra sig brottseghetsvärden inklusive ca 2 mm stabil tillväxt för denna typ av material /Brickstad 2009/). Jämförelsen görs för nya data vid 0 °C, dels för att dessa data är tillgängliga och dels för att det är relevant med hänsyn till designlastfallet med ett isostatiskt övertryck på 45 MPa. Sammanfattar man KTH’s data erhålls följande:

- Brottseghet = $79,7 \text{ MPa } \sqrt{\text{m}}$ (medel), $4,7 \text{ MPa } \sqrt{\text{m}}$ (sta.avvik.).
- Brottseghet = $78,0 \text{ MPa } \sqrt{\text{m}}$ (experimentellt framtaget värde med ~90 % konfidens, gällande vid 0 °C)

N3 Inverkan på resultaten som presenteras i denna rapport

Jämför man sträck- och brottgränsvärdena är det uppenbart att man erhållit förbättrade data som skulle ge större tillåtna håldefekter, ifall man gjorde om analyserna med dessa data. De resultat som redovisas i rapporten är alltså konservativa med hänsyn till använda sträck- och brottgränsvärden.

Jämför man brottseghetsvärdena så finner man att den brottseghet som ska användas i analyserna har minskat något. Vid skadetålighetsanalyserna har man utgått ifrån $K_{Ic} = 79,4 \text{ MPa } \sqrt{\text{m}}$ (gamla data vid rumstemperatur), numera erhålls $K_{Ic} = 78,0 \text{ MPa } \sqrt{\text{m}}$ (nya data vid 0 °C). Denna skillnad påverkar inte de resultat som presenteras i rapporten, exempelvis så redovisas ett minsta acceptabelt defektdjup på 24 mm (gällande för BWR-insatser mellan kanalrören). Analyseras detta område, med $K_{Ic} = 78,0 \text{ MPa } \sqrt{\text{m}}$, så erhålls samma resultat. De resultat som redovisas i rapporten är alltså relevanta med hänsyn till använt brottseghetsvärde.