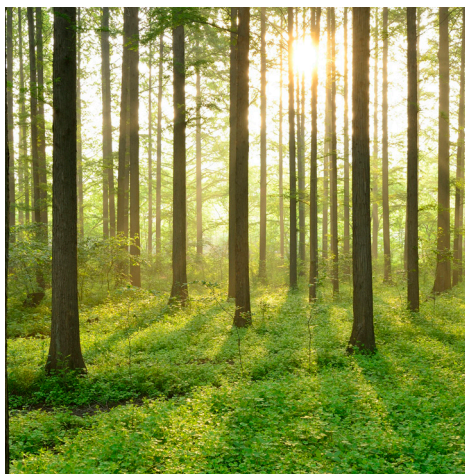


# REAKTORINNESLUTNINGARS MEKANISKA LÅNGTIDSBETEENDE

RAPPORT 2019:632



BETONGTEKNIK  
KÄRNKRAFT

BETONGTEKNISKT PROGRAM  
KÄRNKRAFT





# Reaktorinneslutningars mekaniska långtidsbeteende

Vercors Fas II

MAGNUS ÅHS  
RICHARD MALM  
CHRISTIAN BERNSTONE  
MATTIAS KÖNÖNEN

ISBN 978-91-7673-632-6 | © Energiforsk december 2019

Energiforsk AB | Telefon: 08-677 25 30 | E-post: kontakt@energiforsk.se | www.energiforsk.se



## Förord

**Beräkningar är en viktig del i arbetet med att analysera olika scenarier som skulle kunna uppstå i en reaktorinneslutning. Det finns ett stort behov av att få en bättre förståelse för beräkningsverktygs styrkor och svagheter, för att kunna göra en bedömning av hur nära verkligheten man kan komma med hjälp av modeller och beräkningar.**

I Vercors deltar olika internationella forskargrupper, och utifrån beräkningar utförda efter samma förutsättningar jämförs de resultat man får fram med olika verktyg. Vidare så har en skalenlig modell av en inneslutning byggts upp, vilket ger en unik möjlighet att också verifiera beräkningarna mot fysiska tester i modellen. Genom de försök som görs inom Vercors kan man också verifiera materialmodeller och grundantaganden om materialens beteenden.

Detta projekt har utförts av de seniora forskarna Magnus Åhs vid LTH, Richard Malm vid KTH samt Christian Bernstone och Mattias Könönen, båda verksamma vid Vattenfall.

Projektet ingår i Energiforsk Betongtekniskt program kärnkraft, som driver forskning kring betongkonstruktioner inom kärnkraftverk. Det övergripande målet med det betongtekniska programmet är att säkerställa avsedd livslängd och hög tillgänglighet för svenska kärnkraftverk med bibehållen säkerhet och för att kunna driva en effektiv förvaltning. Intressenterna bakom Betongtekniskt program kärnkraft är Vattenfall, Uniper, Fortum, Teollisuuden Voima Oy (TVO) i Finland, Skellefteå Kraft, Karlstads Energi samt Strålsäkerhetsmyndigheten (SSM).

Här redovisas resultat och slutsatser från ett projekt inom ett forskningsprogram som drivs av Energiforsk. Det är rapportförfattaren/-författarna som ansvarar för innehållet.

## Sammanfattning

**Vercors är ett internationellt benchmarkprojekt för kärnkraftsindustrin som startade ungefär fem år sedan av Electricité de France, EDF. Projektet Vercors huvudsyfte är att studera en reaktorinneslutnings mekaniska beteende över tid men också utvärdera läckage vid trycktester som utförs. En dubbelväggig reaktorinneslutning har byggts i skala 1:3 och den utgör benchmarkens mätobjekt. Reaktorinneslutningen utsätts för upprepade trycktester och rörelserna mäts upp med ingjutna sensorer.**

Det här projektets syfte är att definiera en numerisk modell som beskriver den mekaniska responsen under lång tid. Den matematiska modell som tillämpats finns tillgänglig för både konstruktörer och forskare. Flera olika parametrar som ger upphov till deformationer är inkluderade i den multifysikaliska matematiska modellen, såsom temperaturförändringar, fuktförändringar, spännkablar och krypning enligt Eurokod 2. Det mekaniska beteendet har antagits vara linjärelastiskt.

Tre olika fallstudier har inkluderats i projektet. Krypning och krypning i ung betong hos en cylinder; långtidsdeformationer i reaktorinneslutningen samt läckage genom reaktorinneslutningen. Dessutom har resultatet från de övriga benchmarkdeltagarna sammanfattats i ett separat kapitel.

Den här undersökningen visar att långtidsdeformationerna som har utvärderats enligt Eurokod 2 är en underskattning jämfört med de uppmätta. Denna underskattning gäller för samtliga undersökta konstruktionsdelar så som cylindervägg, sockel och kupol och grundkonstruktionen. Modellen ger bäst resultat för de mätpunkter som ligger i cylinderväggen och simuleringarna ger rimliga resultat.

Läckagemodellen som presenteras i den här rapporten är väldigt enkel men ger trots det en god överensstämmelse med mätningarna i ett globalt perspektiv. Den tar hänsyn till att luftens densitet varierar med trycket och att betongens permeabilitet ökar när den torkar ut.

Den praktiska nyttan med att kunna modellera och beskriva långtidsdeformationer är stor för kärnkraftsindustrin men också för kraftindustrin i stort. Den praktiska nyttan att kunna göra motsvarande för krympning och krypning i ung betong är stor vid nyproduktion av stora massiva konstruktioner.

## Summary

**Vercors is an international benchmark project for the nuclear industry that started about five years ago by Electricité de France, EDF. The main purpose of Vercors is to study the mechanical response of a nuclear reactor containment during a long time. Another important purpose is to study the leakage during performed pressurization tests. A double walled reactor containment has been built in 1:3 scale and this containment is equipped with a lot of sensors that measure strains in different parts of the structure.**

The purpose of this project is to define a numerical model that describes the mechanical response during a long time period. The mathematical model that is applied is available to both designers and researchers. Many parameters that give rise to deformations are included in the multiphysical model such as, changes in temperature and moisture, pre-stressed tendons and creep according to Eurocode 2. The mechanical behavior has been assumed to be linearly elastic.

Three different cases have been analysed in this project. Creep and shrinkage in young concrete, long term deformations in a reactor containment and leakage through the inner wall of the containment. In addition, the results from the other participants of the benchmark have been summarised in a separate chapter.

This investigation shows that the long term deformations that have been predicted by using Eurocode 2 underestimates the long term deformations. This underestimation is shown in all evaluated points of the structure, such as the cylindrical wall, the gusset, dome and base slab. The model gives the best results in the cylindrical wall and the simulation agrees reasonably well with the measurements.

The leakage model that is presented in this report is simple but it agrees well with the results from the measurements in a global perspective. It takes into account that the air density is dependent on the pressure and that the permeability of concrete increase as drying occurs.

The practical benefit of being able to model long term deformations is great to the nuclear industry in particular and to the power industry in general. The practical benefit of being able to model shrinkage and creep in young concrete is great when designing and constructing new large structures.

# Innehåll

<b>1</b>	<b>Inledning</b>	<b>8</b>
1.1	Benchmarkprojektet Vercors	8
1.2	Syfte och mål	11
1.3	Projektgrupp	12
1.4	Omfattning och avgränsningar	12
<b>2</b>	<b>Fallstudier</b>	<b>15</b>
2.1	Krypning och krympning i ung cementpasta och betong	15
2.2	Långtidsdeformationer i reaktorinneslutning	16
2.3	Läckage genom reaktorinneslutningen	19
<b>3</b>	<b>Material och materialegenskaper</b>	<b>20</b>
3.1	Betongens hydratation	20
3.2	Betongrecept	23
3.3	Betongens hållfasthetsutveckling	23
3.4	Material spännkablar	24
3.5	Spännkablarnas förspänning	24
<b>4</b>	<b>Betongens mekaniska beteende/respons</b>	<b>27</b>
4.1	Betongens elastiska deformation	27
4.2	Betongens termiska deformation	27
4.3	Betongens krympning	27
4.4	Betongens krypning	28
4.5	Betongens totala deformation	28
<b>5</b>	<b>Värmeledningsmodell</b>	<b>29</b>
<b>6</b>	<b>Fukttransportmodell</b>	<b>30</b>
<b>7</b>	<b>Läckagemodell</b>	<b>31</b>
<b>8</b>	<b>Beräkningsverktyg</b>	<b>34</b>
<b>9</b>	<b>Krypning och krympning av ung betong</b>	<b>35</b>
9.1	Geometri	35
9.2	Solidmodell och elementindelning	35
9.3	Randvillkor	36
9.4	Resultat	36
<b>10</b>	<b>Långtidsdeformationer i reaktorinneslutning</b>	<b>40</b>
10.1	Geometri	40
10.1.1	Solidmodell och elementindelning	47
10.2	Randvillkor	51
10.2.1	Lufttemperatur	51
10.2.2	Luftfuktighet	52
10.2.3	Mekaniska randvillkor	53
10.2.4	Trycktest	54



10.3	Resultat	56
10.3.1	Uttorkning/fukttillstånd	56
10.3.2	Spänningar	58
10.3.3	Töjningar	63
10.3.4	Spännkraft i spännkablar	77
10.4	Deformation av cylinderväggen vid trycktest	78
10.4.1	Beräkning av radiella deformationer	79
10.4.2	Beräkning av vertikal deformation	80
10.5	Total töjning	82
<b>11</b>	<b>Läckage genom reaktorinneslutningen</b>	<b>84</b>
11.1	Mätning av läckage	84
11.2	Beräkning av läckage	84
<b>12</b>	<b>Resultat från övriga deltagare i Vercors 2018</b>	<b>88</b>
12.1	Tema 1: Krympning och Krypning	89
12.2	Tema 2: Respons under trycktester	93
12.2.1	Långtidstöjningar	96
12.2.2	Respons vid trycktester	99
12.3	Tema 3: Läckage	105
<b>13</b>	<b>Slutsatser och diskussion</b>	<b>108</b>
<b>14</b>	<b>Framtida forskning</b>	<b>110</b>
<b>15</b>	<b>Referenser</b>	<b>111</b>

# 1 Inledning

## 1.1 BENCHMARKPROJEKTET VERCORS

Vercors är ett internationellt benchmarkprojekt för kärnkraftsindustrin som startade ungefär fem år sedan av Electricité de France, EDF. Projektets huvudsyfte är att studera en reaktorinneslutnings mekaniska beteende över tid men också utvärdera läckage vid trycktester som utförs. Dessutom är ett syfte att samla experimentella mätdata som är nödvändiga för att kunna utveckla och validera numeriska modeller.

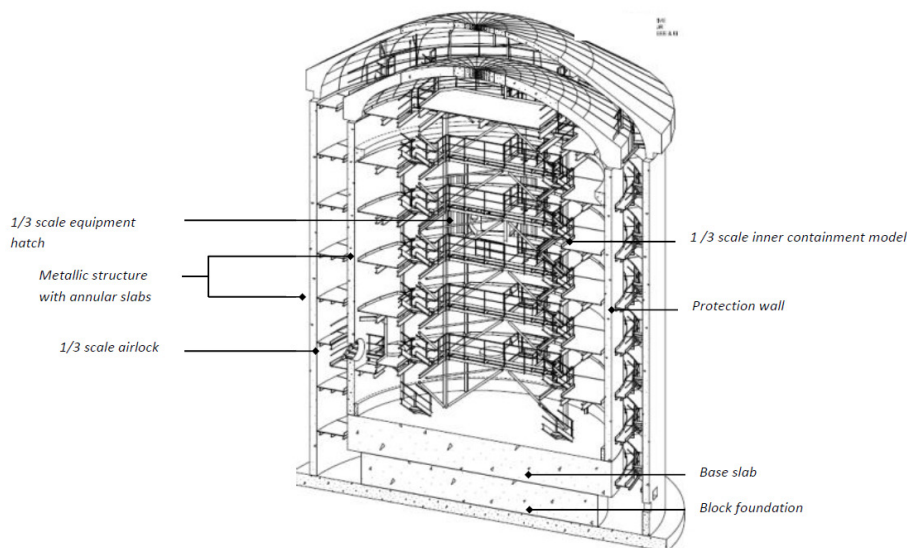
Benchmarkprojektets grund utgörs av en reaktorinneslutning, i skalan 1:3, som byggdes under perioden maj 2014 till augusti 2015 nära Fontainebleau utanför Paris, på en forskningsanläggning hos EDF, se Figur 1-1.



Figur 1-1 Reaktorinneslutningen med dess sidobyggnad (till höger)

Reaktorinneslutningens geometri motsvarar en så kallad P4-reaktor (1300 MWe).

P4-reaktorn består av en dubbelväggig inneslutning utan tätplåt, se Figur 1-2.



**Figur 1-2** Reaktorinneslutningen i genomsnitt där både den yttre och den inre väggen, benämnd Protection wall, är avbildade.

Just det faktum att den här sortens reaktordesign saknar tätplåt innebär att tätheten hos reaktorn till betydande grad beror på att betongens egenskaper förändras med tiden.

Skalan 1:3 valdes för att accelerera betongens uttorkning. Betongens uttorkning har betydelse för både krympningen och krypningen, som antas vara de viktigaste fenomenen som påverkar läckagets utveckling med tiden. Eftersom tjockleken på betongkonstruktionen bara är 1/3-del av en verklig reaktorinneslutning så antas att 1 år för den här reaktorinneslutningen motsvarar 9 år för en fullstor inneslutning. Det betyder att den förväntade livslängden för en fullstor reaktorinneslutning (60 år) uppnås efter ungefär 7 år med den här tidsskalan. En verklig reaktorinneslutning trycktestas vart 10:e år och det innebär att den skalenliga modellen testades med ett ungefärligt tidsintervall av ungefär 1 år och 1 månad.

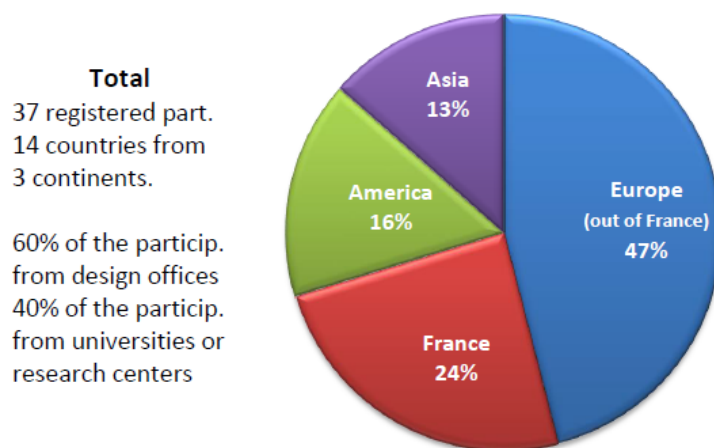
Reaktorinneslutningen är utrustad med ett stort antal mätpunkter som bland annat registrerar deformationer i form av töjningar över tid. Även andra data så som temperatur och fuktighet i klimatet mäts regelbundet. Till detta kan nämnas att all information om materialegenskaper för betong, spännkablar, uppspänningsordning och ritningar också finns tillgängliga för deltagarna i benchmarken.

Till den verkliga skalmodellen hör en "digital tvilling" som beskriver geometri samt spännarmeringskablar läge i ett digitalt format vilken är tillgänglig för deltagarna i benchmarken. Begreppet "digital tvilling" används ofta i BIM-sammanhang vilket är ett verktyg för att underlätta produktionen av och kanske också användningen av en byggnad. Men den här digitala tvillingen är tänkt att innehålla även annan information utöver digitala ritningar och geometrier, så som

mätdata från produktionsstart till det att reaktorinneslutningens konstruktion tas ur drift och/eller rivs.

En benchmark, Vercors 2015, är redan genomförd och den syftade till att förutsäga/prediktera det mekaniska beteendet under produktionsskedet. Dessutom var ett syfte att förutsäga läckaget under ett trycktest innan simulering av driftklimat startat. Lunds tekniska högskola, tillsammans med Vattenfall och KTH, deltog i Vercors 2015 med finansiering från Energiforsk [1]. Den andra benchmarken, Vercors 2018, den som avhandlas i denna rapport, syftar till att undersöka det krypmekaniska beteendet hos ung betong, Tema 1, under bruksskedet med regelbundet förekommande trycktester, Tema 2, samt att bedöma läckaget, Tema 3. En tredje och sista benchmark är tänkt att efterlikna ett svårt haveri där reaktorinneslutningen kommer att belastas till brott.

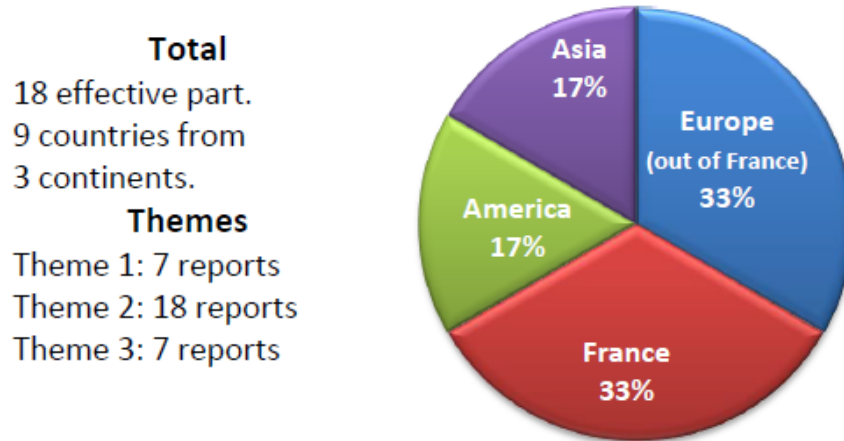
De internationella deltagare, 37 st, som registrerat sig på den här benchmarken fördelade sig enligt Figur 1-3.



Figur 1-3 Internationella deltagare som registrerade sig på benchmarken fördelade på kontinent

Av alla deltagare som registrerat sig var 71% från Europa, 16% från Amerika och 13% från Asien. Deltagarna bestod av 60% konsulter/konstruktörsföretag och 40% universitet och forskningscentrum.

De internationella deltagarna, 18 st, som fullföljde benchmarken fördelade sig enligt Figur 1-4.



Figur 1-4 Deltagare som fullföljde benchmarken fördelade på kontinent

Andelen av internationella deltagarna som fullföljde benchmarken kom från Europa, 66%, Amerika (USA, Kanada), 17%, och Asien, 17 %. Av dessa deltagare lämnade 7 st in bidrag till Tema 1, 18 st till Tema 2 och 7 st till Tema 3.

Resultatet från övriga deltagare presenteras översiktligt i den här rapporten i kapitel 12.

## 1.2 SYFTE OCH MÅL

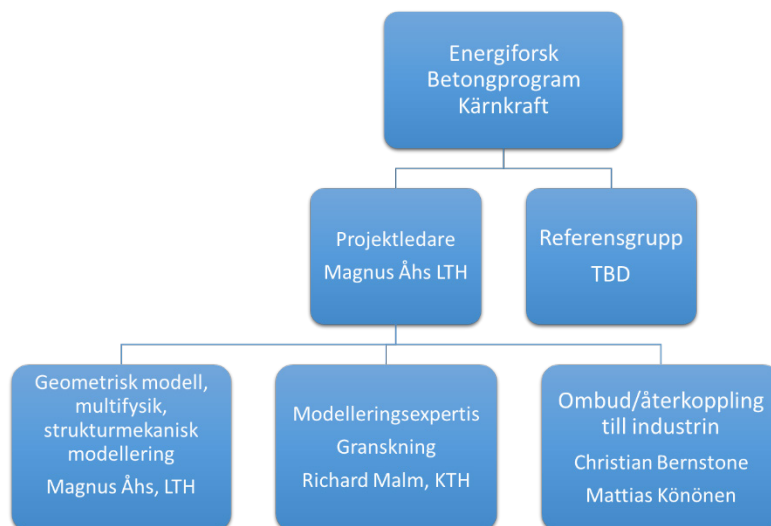
Projektets syfte är att förstärka den tillgängliga kompetensbasen för att reducera osäkerheter kopplade till modellerings- och beräkningsmetodik. Därigenom ges förutsättningar för en bredare användning av metoderna än vad som förekommer idag.

Målet med det här projektet är att utnyttja det unika tillfälle som EDFs benchmarkövning erbjuder och öka kunskapen och kompetensen i Sverige om beräkningsmetoders förmåga att förutsäga responsen från en konstruktion som påverkas av en yttre last. Detta bidrar till ökad kärnteknisk säkerhet.

Målet kopplar till det övergripande målet för Energiforsks Betongtekniska program för Kärnkraft (programperiod 2016-2018), avseende att säkerställa avsedd livslängd och hög tillgänglighet med bibehållen säkerhet för kärnkraftverk i Sverige och Finland.

### 1.3 PROJEKTGRUPP

I det här projektet har arbetet organiserats enligt Figur 1-5. Arbetet har bedrivits likartat som i den förra benchmarken, med den skillnaden att LTH denna gång är projektledare (förra projektet leddes av Vattenfall).



Figur 1-5 Projektorganisation

Projektledare för uppdraget har varit Magnus Åhs, tekn. dr. vid avdelning Byggnadsmaterial, Lunds tekniska högskola, (LTH).

Magnus Åhs, har också ansvarat för den geometriska modellen, den multifysiska modelleringen samt den strukturmekaniska delen.

Richard Malm, tekn. dr. vid avdelningen för Betongbyggnad vid Kungliga tekniska högskolan, KTH, har haft huvudansvaret för granskning av modelleringsarbetet.

Medverkande från Vattenfall AB har varit tekn. dr. Christian Bernstone och civ. ing. Mattias Könönen.

Under projektet har också ett utbyte av erfarenheter och information från det här projektet delats med civ. ing. Kim Calonijs, VTT, som också deltog i EDFs benchmark Vercors 2018.

### 1.4 OMFATTNING OCH AVGRÄNSNINGAR

Arbetsgruppens deltagande i Vercors 2018 har begränsats på följande sätt.

Den stora arbetsinsatsen har lagts på att definiera en matematisk modell för den globala mekaniska responsen för en reaktorinneslutning som utsätts för upprepade trycktester. Ett antal beräkningar har utförts och resultatet från dessa har jämförts mot mätresultat från EDF. Den delen av projektet benämns "Tema 2". Flera olika parametrar som ger upphov till deformationer är inkluderade i den matematiska modellen, såsom temperaturförändringar, fuktförändringar, spännkablar och

krypning enligt Eurokod 2 [2]. Det mekaniska beteendet har antagits vara linjärelastiskt.

De matematiska modeller som tillämpats finns tillgängliga för både konstruktörer och forskare. Krypmodellen i Eurokod 2 är lättillgänglig och relativt enkel att använda och används vanligtvis av konstruktörer. Det är skälen till att den modellen har använts i det här projektet. Beräkningar har utförts från tiden för färdigställandet till det femte genomförda trycktestet vilket ägde rum ungefär 960 dagar efter att uppspanning av spännkablarna var genomförd.

Reaktorinneslutningens betongkonstruktion definierades om från originalet som erhöles från EDF, och innebar en ökad detaljrikedom jämfört med föregående projekt [1]. Modellgeometrin från EDF innehöll felaktigheter och extra stömlinjer som inte behövdes, dessa städades bort från FE-modellen. Den något förenklade geometrin för betongkonstruktionen som användes i det här projektet definierades som axialsymmetrisk, vilket innebar att de två strävpelarna som finns på den verkliga skalmodellen exkluderades.

Reaktorinneslutningen har slakarmering som ligger relativt nära ytskiktet för att bland annat motverka sprickor som kan uppstå på grund av att betongen torkar ut och krymper. Slakarmeringen har liten inverkan på styvheten hos och påkänningarna i reaktorinneslutningen så länge som betongen är osprucken. Detta är en förutsättning i dessa analyser då en linjärelastisk materialmodell för betongen har tillämpats. Slakarmeringen i reaktorinneslutningen inkluderas därmed inte i den mekaniska modellen. Påkänningarna i armeringsstänger i en osprucken betongkonstruktion är väldigt låga, typiskt < 30 MPa, detta eftersom töjningen i betong och armering är identiska. Vid tidpunkten då betong spricker så bär armeringen spänningar som kan definieras enligt ekv (1)

$$\sigma_s = f_{ct} \frac{E_s}{E_c} \quad (1)$$

där  $\sigma_s$ , är aktuell spänning i armeringen då sprickinitiering uppstår [Pa],  $f_{ct}$ , är betongens draghållfasthet [Pa],  $E_s$ , är armeringens elasticitetsmodul [Pa] och  $E_c$ , är betongens elasticitetsmodul [Pa].

Spännkablarnas geometriska utformning enligt EDF har använts för de vertikala spännkablarna samt för spännkablarna i kupolen. De horisontella spännkablarna har anpassats till den axialsymmetriska 3D-geometrin. Detta innebär att de horisontella kablarna därför inte förankras i strävpelare, som var fallet i den ursprungliga utformningen. Detta bedöms inte ha någon större inverkan på reaktorinneslutningens globala beteende men innebär att lokala effekter i närheten av strävpelarnas placering inte går att bedöma.

Spännkablarna har antagits ha full vidhäftning till betongen i reaktorinneslutningen. Samtliga spännkablar är cementinjekterade utom två vertikala spännkablar som används för att mäta kvarvarande spännkraft.

Det mekaniska randvillkoret för reaktorinneslutningen är förenklat. En fast inspänning har antagits mellan undergrunden och bottenplattan, fundamentet som vilar mot undergrunden. Det finns två motiv till denna förenkling. Det starkaste



motivet är att inverkan av randvillkoret bedöms vara liten i de utvärderade mätpunkterna sett ur ett globalt perspektiv. Ett annat motiv är att det inte fanns uppgifter från EDF om vad undergrunden bestod av.

En mindre insats syftar till att definiera en matematisk modell för den mekaniska responsen hos betongcylindrar de första 180 dyggen efter gjutning som belastas av en axiell last dag 90. Den delen av projektet benämns "Tema1". Kunskap inom detta område kan tillämpas vid nybyggnation av stora betongkonstruktioner.

I Tema 1 fanns flera delar, bland annat kryp för cementpastacylindrar i väldigt tidigt skede, under 1 dygn, motsvarande publikation [3]. Den delen av Tema 1 har arbetsgruppen inte arbetat med. Det avgörande skälet att avstå från krypmodellering av ung cementpasta är att nyttan för industrin är starkt begränsad.

Utvärderingen av läckaget genom reaktorinneslutningens betongkonstruktion bygger på antagandet att konstruktionen är osprucken, det vill säga att allt läckage sker genom den solida betongen. Den delen av projektet benämns "Tema 3". Den här utvärderingen har lagts till projektet och ligger utöver beställd arbetsinsats. Utvärderingen lades till projektet för att det finns ett intresse för läckage även för reaktorinneslutningar som har tätplåt.



## 2 Fallstudier

Benchmarken Vercors 2018, har förutom det övergripande syftet varit uppdelat i tre mindre delar. Den första fallstudien, Tema 1, behandlade krypmodellering för cementpasta och betongcylindrar i laboratoriemiljö. Den andra, Tema 2, behandlade det mekaniska beteendet av reaktorinneslutningen under upprepade trycktester och den tredje fallstudien, Tema 3, behandlade läckage från reaktorinneslutningen under pågående trycktest.

### 2.1 KRYPNING OCH KRYMPNING I UNG CEMENTPASTA OCH BETONG

Tema 1 var tillägnat att förutsäga krypning och krympning i cementpasta och betong. Avsikten med temat var att analysera fenomenet på olika detaljeringsnivå, mikroskala (partikelskala) eller makroskala (homogeniseringsteknik) i olika klimat.

Första delen av Tema 1 bestod av att utforma en modell och med den beräkna axiella deformationer med avseende på krypning för en cylinder av cementpasta redan efter 1 dygns härdning. Den här delen av benchmarken hänvisade till en forskningsartikel publicerad i ämnet [3]. Den praktiska nyttan med den här övningen ansågs vara ringa för kärnkraftsindustrin och därför inkluderades den inte i projektet.

Den andra delen av Tema 1 var att formulera beräkningsmodell för att beräkna krypning och krympning i betong de första 180 dyggen efter gjutning. Den praktiska nyttan med att kunna modellera krympning och krypning i ung betong är stor för kärnkraftsindustrin men också för kraftindustrin i stort vid nyproduktion av stora massiva konstruktioner. Dimensioneringsnormer så som t.ex. Eurokod är utvecklat för konventionella typer av byggnader och anläggningar, som har avsevärt mycket mindre tvärsnittstjocklekar. Vid grövre konstruktioner, vilket tillämpas inom kärntekniska anläggningar, blir inverkan av effekter så som hydratationvärme, ojämn krympning, uttorkningskrypning, mer uttalade. För dessa typer av konstruktioner som dessutom ofta kan vara i kontakt med vatten eller stålinklädna så sker uttorkningen mycket långsamt. Det är därför viktigt att kunna kalibrera och validera beräkningsmetoder kopplade till dessa typer av konstruktion så att de kan tillämpas vid verkliga konstruktioner.

En multifysikalisk modell tillämpades för att beskriva krypning och krympning för ung betong. Uppgifterna var att beräkna grundkrypning vid 20 °C, krypning under samtidig uttorkning vid 30, 50 och 70 % RF uttorkningsklimat.

Försöket genomfördes på betongcylindrar (1 m långa med 0,16 m diameter) som tillverkades och härdades med förhindrad uttorkning under de första 90 dyggen.

Därefter belastades de med en yttre mekanisk last (241 kN) under samtidig exponering enligt ett förutbestämt klimat och de axiella deformationerna mättes på 500 mm sträcka på mitten av cylindern, se Figur 2-1.



Figur 2-1 Försöksuppställning för bestämning av axiella deformationer på betongcylinder.

## 2.2 LÅNGTIDSDEFORMATIONER I REAKTORINNESLUTNING

Tema 2 behandlade det mekaniska beteendet för den inre betongkonstruktionen av den uppförda, benämnd "protection wall" i Figur 1-2, reaktorinneslutningen över tid och vid upprepade trycktester. Benchmarken efterfrågade förutsägelser av töjningar, spänningar och sprickutveckling för hela reaktorinneslutningen under de olika trycktesten. De fem olika trycktesten benämns Pré-Op, VC1, som båda utfördes innan luften inuti reaktorn värmdes upp för att motsvara förhållanden då reaktorn är i drift, vilket efterföljdes av VD1, VD1 bis och VD2.

Reaktorinneslutningen hade 40 töjningssensorer ingjutna inuti betongkonstruktionen vars mätresultat loggades under försöksperioden. Dessa var placerade i grundkonstruktionen, sockeln, cylinderväggen, kupolen och i området kring utrustningsluckan (equipment hatch). Töjningssensorerna och loggningssystemet var i drift under en lång period innan första trycktestet utfördes.

Som begynnelsevillkor nollställdes töjningarna cirka 2 dygn innan det första trycktestet, Pré-Op, skulle äga rum. Detta gjorde det möjligt att jämföra beräkningsresultat och mätresultat och innebar att gjutning och uppspänningssekvensen av spännkablar i inneslutningen ej behövde beaktas i simuleringarna.

Deltagarna skulle redovisa många olika parametrar för benchmarken genom att fylla i ett formulär. Finita elementmodellens uppbyggnad skulle beskrivas genom att redovisa elementindelningen i form av totala antalet element och sedan redovisa antalet 3D-element, skalelement, balk- och stångelement och så vidare. Vidare skulle diskretiseringsordningen av elementen redovisas, vilken typ av programmeringskod som använts och beräkningstiden, antalet processorer och beräkningstiden och tidssteg redovisas.

Deltagarna skulle dessutom redovisa om och hur slakarmering inkluderats i modellen, om spännkablar inkluderats och i så fall hur och hur kopplingen mellan båda dessa och betongkonstruktionen modellerats.

Dessutom skulle deltagarna ange vilka materialegenskaper för betongen som använts för beräkningarna, om det var data som EDF tillhandahållit eller egna antaganden. Detta kunde specificeras ytterligare genom att visa om materialegenskaper varierats per gjutetapp eller om samma data använts för hela betongkonstruktionen. Till detta efterfrågades deltagarna om vilken typ av fysikaliska fenomen som inkluderats i den mekaniska beräkningsmodellen, så som självuttorkning, uttorkningskrympning, grundkrypning, uttorkningskrypning, luftpermeabilitet och vattenpermeabilitet.

Ytterligare parametrar som skulle redovisas var till exempel vilken elasticitetsmodul som använts för slakarmeringen. Därtill efterfrågades vilka data som inkluderats rörande modelleringen av spännkablar så som elasticitetsmodul, friktionskoefficient och relaxation.

Till detta skulle också deltagaren redovisa vilka randvillkor som använts för beräkningen, men bara rörande vilken temperatur som använts. Det fanns också en möjlighet att ange vilka andra randvillkor som använts vid beräkningen.

Beräkningsresultatet i form av töjningar och spänningar skulle också redovisas i ett formulär. I Figur 2-2 visas en del av det här projektets beräkningsresultat (grönt fält) som deltagarna ombads redovisa.

CONCRETE STRAINS						long term strains in $\mu\text{m/m}$		
It is asked to predict the differed strains of the concrete from a reference date to the 'VD2' pressure test.						reference date for strains	start of VD1 pressure test	start of VD2 pressure test
It is asked to give the strains of the concrete during 'VD1 bis' test and during 'VD2' test.						02-nov-15 12:05	14-mar-17 06:35	02-apr-18 07:00
Zone	Strain gauge	Radius (m)	Height (m)	Angle (gr)	Direction			
Raft	C1 CENTRE_95_R	0	-1,73	95,0	Radial	0	-60	-7
	C1 CENTRE_195_R			195,0	Radial	0	-67	-7
	E1 CENTRE_95_R	0	-1,15	95,0	Radial	0	-67	-8
	E1 CENTRE_195_R			195,0	Radial	0	-88	-8
Gusset	F1IV	7,24	-0,88	172,0	Vertical	0	not available	-95
	F1IT				Tangential	0	-73	-26
	F2EV	7,58	-0,90	172,3	Vertical	0	-181	-55
	F2ET				Tangential	0	-119	-20
	G1IV	7,40	-0,25	172,2	Vertical	0	-344	-223
	G1IT				Tangential	0	-117	-56
	G2EV	7,61	-0,25	172,3	Vertical	0	-206	-55
	G2ET				Tangential	0	-114	-58
Cylindrical part (mid-height)	P1EV	7,65	8,01	389,3	Vertical	0	-304	-91
	P1ET				Tangential	0	-360	-270
	P2IV	7,31	8,01	387,8	Vertical	0	-334	-91
	P2IT				Tangential	0	-348	-286
	H1EV	7,58	8,43	172,0	Vertical	0	-266	-92
	H1ET				Tangential	0	-323	-272
	H2IV	7,42	8,43	172,0	Vertical	0	-326	-92
	H2IT				Tangential	0	not available	-272
	H5EV	7,65	8,00	369,0	Vertical	0	-303	-92
	H5ET				Tangential	0	-344	-269
	H6IV	7,40	7,99	367,7	Vertical	0	-320	-90
	H6IT				Tangential	0	-356	-281

Figur 2-2 Redovisningsblankett för beräkningsresultat av långtidstöjningar vid olika mätpunkter.

De resultaten som visas i Figur 2-2 är inte de slutgiltiga resultaten från projektet utan var bara preliminära. De resultat som redovisas i avsnitt 10.3 är de slutgiltiga och är redovisade som töjningens utveckling med tiden.

I det gröna fältet skulle deltagarna redovisa den beräknade töjningen i specificerad riktning i respektive mätpunkt vid starten av trycktest VD2. Till detta skulle deltagarna också redovisa skillnaden i töjning mellan 0 bar och 4,2 bars tryck vid trycktest benämnt VD1 bis och VD2, se grönt fält i Figur 2-3.

CONCRETE STRAINS						strains during pressure test between 0 bar and 4,2 bar rel.				
It is asked to predict the differed strains of the concrete from a reference										
Zone	Strain gauge	Radius (m)	Height (m)	Angle (gr)	Direction	Pre-op	VC1	VD1	VD1 bis	VD2
Raft	C1 CENTRE 95_R	0	-1,73	95,0	Radial	not available	-6	-7	-3	-4
	C1 CENTRE 195_R			195,0	Radial	not available	-4	-5	-3	-4
	E1 CENTRE 95_R	0	-1,15	95,0	Radial	-14	-14	-15	-3	-4
	E1 CENTRE 195_R			195,0	Radial	-12	-13	-11	-3	-4
Gusset	F1IV	7,24	-0,88	172,0	Vertical	not available	not available	not available	-196	-210
	F1IT				Tangential	-2	-1	-3	-13	-13
	F2EV	7,58	-0,90	172,3	Vertical	0	1	0	-196	-67
	F2ET				Tangential	-2	-2	1	-12	-13
	G1IV	7,40	-0,25	172,2	Vertical	142	139	139	65	67
	G1IT				Tangential	18	17	10	-12	-21
	G2EV	7,61	-0,25	172,3	Vertical	-5	0	0	-626	80
	G2ET				Tangential	19	18	16	78	-77
Cylindrical part (mid-height)	P1EV	7,65	8,01	389,3	Vertical	70	71	73	-211	-227
	P1ET				Tangential	216	216	216	581	615
	P2IV	7,31	8,01	387,8	Vertical	86	94	88	213	227
	P2IT				Tangential	230	231	234	589	656
	H1EV	7,58	8,43	172,0	Vertical	61	65	60	213	229
	H1ET				Tangential	217	219	220	589	622
	H2IV	7,42	8,43	172,0	Vertical	85	90	86	211	226
	H2IT				Tangential	not available	not available	not available	581	615
	H5EV	7,65	8,00	369,0	Vertical	63	65	64	211	226
	H5ET				Tangential	202	201	201	581	615
	H6IV	7,40	7,99	367,7	Vertical	not available	98	96	211	226
	H6IT				Tangential	not available	236	239	611	644

Figur 2-3 Del av redovisningsblankett för beräkningsresultat av skillnaden i töjning mellan 0 och 4,2 bars övertryck, vid olika mätpunkter och trycktest.

Också de resultat som visas i Figur 2-3 är projektets preliminära resultat. De resultat som redovisas i avsnitt 10.3 är de slutgiltiga.

## 2.3 LÄCKAGE GENOM REAKTORINNESLUTNINGEN

Tema 3 behandlade läckage genom reaktorinneslutningen under två trycktest, VD1 och VD1 bis, utförda med en veckas mellanrum. Deltagarna skulle redovisa det globala läckaget, det lokala läckaget uppdelat på kupolen, sockeln, cylindrisk del samt utrustningsluckan för de två trycktesten. För detta tema fanns inga andra krav på redovisning. Resultaten från det här projektets beräkningar av läckaget redovisas i kapitel 11.

## 3 Material och materialegenskaper

### 3.1 BETONGENS HYDRATATION

Betong består i huvudsak av cement, vatten, ballast (sten och grus) och tillsatsmedel. När betongen precis har blandats är den en trögflytande massa och formbar men bara inom ett fåtal timmar hårdnar den och blir svårare att bearbeta, eftersom den hydratiserar/härdar. Betongen blir hård på grund av att cementet reagerar med blandningsvattnet. Reaktionsprodukterna mellan cement och vatten bildar ett mycket finporöst material som har en betydande hållfasthet som binder samman ballastkornen. Reaktionen är exoterm vilket innebär att energi frigörs och temperaturen stiger. Redan efter ett dygn är betong hård och hållfastheten betydande.

Viktförhållandet mellan cement och vatten benämns vattencementtalet,  $vct$ , och definieras i Ekv (2)

$$vct = \frac{W_0}{C} \quad (2)$$

där  $W_0$ , är mängden vatten i  $\text{kg/m}^3$  och  $C$ , är mängden cement i  $\text{kg/m}^3$ .

Vct har stor betydelse för många olika materialegenskaper men har också betydelse för reaktionshastigheten i det unga skedet. De materialegenskaper där vct påverkar i hög grad är bland annat

- hållfasthet (högt vct ger en låg hållfasthet),
- elasticitetsmodul (lågt vct ger en hög elasticitetsmodul) och
- fukttransportförmåga (lågt vct ger en låg fukttransportförmåga).

I det här tidiga skedet utvecklas betongens materialegenskaper mycket. Andelen av det reagerade cementet, hydratationsgraden, betecknas med  $\alpha$  och anger hur mycket av cementet som har reagerat med vattnet, se Ekv (3),

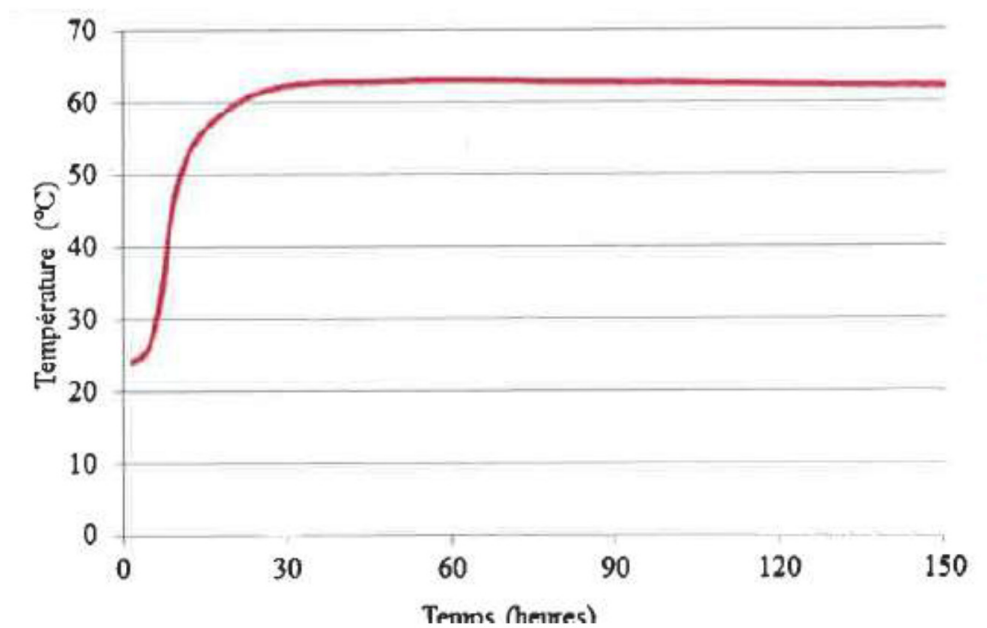
$$\alpha = \frac{C_n}{C} \quad (3)$$

där  $C_n$  är mängden reagerat cement i  $\text{kg}$  och  $C$ , är totala mängden cement.

Den matematiska framställningen, som används i det här projektet, utvecklades av Byfors [4] och beskriver hydratationen av betong med tiden,  $\alpha(t)$ , se Ekv. (4)

$$\alpha(t) = e^{A \log \left( \frac{t}{3600} \right)^B} \quad (4)$$

där  $A$  och  $B$  är kurvpasningsparametrar, i detta projekt användes  $A=-7$  och  $B=-2,7$ , men andra värden förekommer. Dessa parametrar bestämdes genom att använda temperaturutvecklingskurvan från den aktuella betongen uppmätta under adiabatiska förhållanden som erhöles från EDF, se Figur 3-1, tillsammans med uppgiften om den maximala värmavgivningen under hydratationen 376 kJ/kg.



Figur 3-1 Temperaturutveckling med tiden vid en adiabatisk provuppställning.

Hydratation i ett tidigt skede är framställd genom att anpassa en modell av Norling Mjörnell [5]. Den matematiska framställningen av betongens hydratationshastighet  $\frac{\partial\alpha(t)}{\partial t}$  visas i Ekv. (5)

$$\frac{\partial\alpha(t)}{\partial t} = \beta_{WC}\beta_T\beta_\phi \left( \frac{\partial\alpha(t_e)}{\partial t} \right)_{ref} \quad (5)$$

där  $\beta_{WC}$ ,  $\beta_T$ ,  $\beta_\phi$ , är parametrar som är beroende av vct, temperaturen och relativa fuktigheten, RF, och  $\left( \frac{\partial\alpha(t_e)}{\partial t} \right)_{ref}$  är hydratationshastigheten i ett referensklimat av 20 °C i ett mättat fuktillstånd.

Uttrycket som används för att beskriva vcts inverkan på hydratationshastigheten visas i Ekv. (6)

$$\beta_{WC} = \left( \frac{\alpha_{max} - \alpha}{\alpha_{max}} \right)^{A_{betaWC}} \quad (6)$$

där  $\alpha_{max}$ , kan variera men i den här benchmarken antas värdet 0,98, och motsvarar den maximalt möjliga hydratationsgraden vid aktuellt vct, 0.62 [6].  $A_{betaWC}$ , är 1,9, som är en parameter som används för att kurvpassa den aktuella

hydratationsutvecklingen till en hydrationsutveckling för en betong med en referens-vct. Den här ekvationen beskriver att mängden oreagerat cement minskar med tiden.

Hydratationshastigheten är också beroende av temperaturen som många andra kemiska reaktioner. Den här framställningen beskriver temperaturberoendet med Arrheniusekvationen för termisk aktivering och visas i Ekv. (7)

$$\beta_T = e^{\left(\frac{1}{T_{ref}} - \frac{1}{T}\right)\theta} \quad (7)$$

där  $T_{ref}$  är referenstemperaturen, i det här fallet 293,15 [K] (dvs. 20 [°C]),  $T$  är den aktuella temperaturen [K], och  $\theta$  är aktiverings energins temperaturberoende. Det temperaturberoendet beskrivs med Ekv. (8)

$$\theta = \theta_{ref} \left( \frac{30}{T + 10 - 273,15} \right)^{\kappa_3} \quad (8)$$

där  $\theta_{ref}$  och  $\kappa_3$ , är empiriska konstanter utvärderade från experiment. I det här projektet utvärderades  $\theta_{ref}$  till 4700 och  $\kappa_3$  till 0,54.

Till sist är  $\beta_\varphi$ , en parameter som beskriver hydratationshastighetens beroende av aktuellt fuktillstånd. Parametern,  $\beta_\varphi$ , bestäms av aktuell andel vätskefyllda kapillärporer, då det främst är i det kapillära porsystemet som den kemiska reaktionen mellan cementkorn och vatten äger rum. Kapillärporvolymen  $P_{cap_p}$  beskrivs enligt (betonghandboken) med Ekv. (9)

$$P_{cap_p} = \frac{\frac{w_0}{c} - 0,39 \cdot \alpha(t)}{0,32 + \frac{w_0}{c}} \quad (9)$$

där  $\frac{w_0}{c}$ , är vct i [kg/kg] och  $\alpha(t)$  är hydratationsgraden vid tidpunkten  $t$ . Parametern  $\beta_\varphi$  beskrivs sedan genom Ekv. (10)

$$\beta_\varphi = \frac{\frac{w_e(\varphi)}{c} - P_{cap_p} \cdot \alpha(t)}{\frac{w_0}{c} - .19\alpha(t) - P_{cap_p} \cdot \alpha(t)} \quad (10)$$

där,  $W_e(\varphi)$ , är fukthalten vid aktuell relativ fuktighet.



### 3.2 BETONGRECEPT

Receptet till den betongen som används i Vercors har erhållits av EDF och blandningsreceptet visas i Tabell 3-1.

Tabell 3-1 Betongrecept med materialbenämning och blandningsmängd för 1 m<sup>3</sup> betong

Materialbenämning	Tillverkare/leverantör	Mängd [kg/m <sup>3</sup> ]
Cement CEM I 52.5 N CE CP2 NF	Gaurain	320
Sand 0/4 rec	GSM LGP1	830
Aggregate 4/11 R	GSM LGP1	445
Aggregate 8/16	Balloy	550
Admixture'	Sikament Techno 80	2,6
Added water	-	195,5
Total water	-	197,6

Tabellen visar att viktförhållandet mellan vatten och cement är 196,7 [kg/m<sup>3</sup>]/ 320 [kg/m<sup>3</sup>] vilket innebär att vct för den använda betongen är 0,62. Data från detta recept har använts som utgångspunkt i simuleringen.

### 3.3 BETONGENS HÅLLFASTHETSUTVECKLING

Hållfasthetsutvecklingen för betongen är ringa under den tidsperiod som studeras. För fallstudien med ung cementpasta och betong sker belastningen efter 90 dygns förseglad härdning i 20 °C. Detta innebär att en stor del av hållfasthetstillväxten redan har ägt rum och fortsatt tillväxt är ringa. För fallstudien med reaktorinneslutningen överstiger betongens mognadsålder 1 år vilket också innebär att hållfasthetsutvecklingen har avklingat. Därför har hållfasthetsutvecklingen inte inkluderats i någon av de tillämpade modellerna. Betongens tryckhållfasthet har antagits vara konstant och motsvarar det uppmätta medelvärdet för betongen som använts i benchmarken, 50,8 MPa. Medelvärdet för draghållfastheten för betongen i benchmarken var 4,5 MPa.

Elasticitetsmodulens utveckling med tiden sker något snabbare än hållfasthetsutvecklingen [7] och därför har också den parametern antagits vara konstant och har satts till 33,8 GPa vilket motsvarar det uppmätta medelvärdet för betongen som använts i benchmarken.

### 3.4 MATERIAL SPÄNNKABLAR

Materialegenskaperna för spännkablarna som använts i reaktorinneslutningen redovisas i Tabell 3-2.

Tabell 3-2 Materialdata för spännkablarna

Prestressing system	
System C (4C15) (Freysinet) ETA-06/0226	
Bonded prestressing (except 4 vertical tendons and 2 horizontal tendons)	
Pull-In at wedge blocking	8 mm
Strands	
Strand section (T15)	139 mm <sup>2</sup>
Tensile strength	1860 MPa
Yield strength	1620 MPa
Relaxation losses	$\rho_{1000} = 2.5 \%$
Tendons	
Tendon	4T15
Tendon maximal prestressing stress (at anchor, before wedge blocking)	1488 MPa
Tendon Young modulus	190000 MPa
Friction	
Vertical tendons	
	Friction coefficient $f = 0.16$
	Wobble effect coefficient $\phi = k.f = 0.0008$
Horizontal tendons	
	Friction coefficient $f = 0.17$
	Wobble effect coefficient $\phi = k.f = 0.0015$
Gammas tendons	
	(Vertical part) Friction coefficient $f = 0.16$
	(Vertical part) Wobble effect coefficient $\phi = k.f = 0.0008$
	(Dome part) Friction coefficient $f = 0.16$
	(Dome part) Wobble effect coefficient $\phi = k.f = 0.0015$
Dome tendons	
	Friction coefficient $f = 0.16$
	Wobble effect coefficient $\phi = k.f = 0.0015$

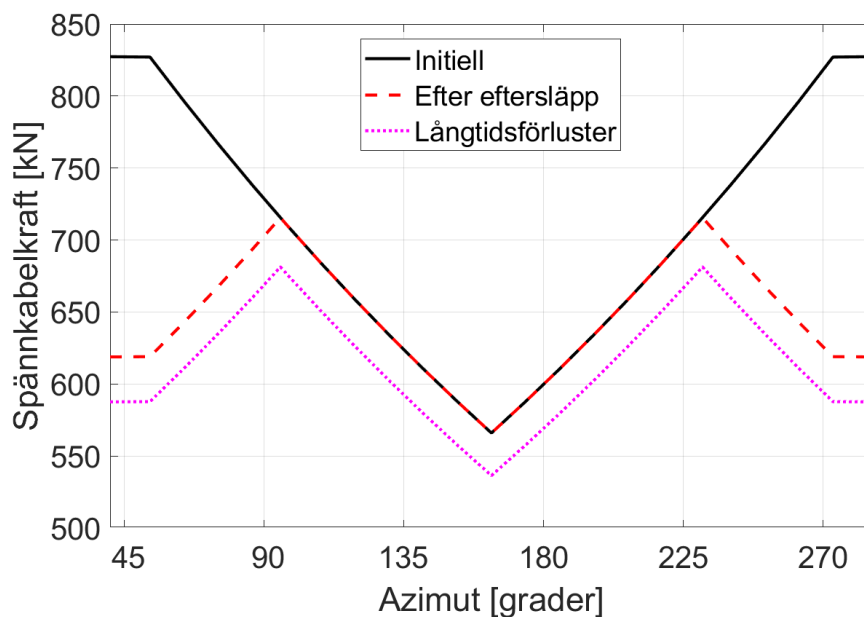
### 3.5 SPÄNNKABLARNAS FÖRSPÄNNING

Spännkablarna (cementinjekterade) spänns upp enligt en noga beskriven ordning och är fullt uppspända cirka 77 dygn innan första trycktestet. Tiden från uppspänningen av första spännkabeln till sista är ungefär 3 månader. I modellen för det här projektet har uppspänningstiden för samtliga kablar förenklats så att samtliga kablar spänns upp simultant under 4 timmars tid, cirka 77 dygn innan första trycktestet äger rum.

På grund av att spännkablarna är orienterade i olika riktning och spänner över olika delar av reaktorinneslutningen blir den resulterande spänningen olika i olika kablar. Spänningen i kablarna reduceras på grund av bland annat friktion och vobblingseffekt, men också av förluster orsakade av relaxation och att betongen kryper och krymper. Friktionen har en mindre påverkan på raka spännkablar. Teoretiskt Enligt EC2, har en vinkeländring på en spännkabel ingen inverkan på vobblingseffekten. Det innebär att den resulterande spänningen blir högre för de raka vertikala kablarna jämfört med de kablar som spänns över kupolen och ner i cylinderväggen (så kallade gammakablar). Både friktion och vobblingseffekten har större påverkan på de horisontella kablarna vilket innebär att spänningen blir lägre i dessa.

Som tidigare påpekats så är mätningarna nolljusterade precis innan första trycktestet. Detta innebär att exakt respons under uppspänningsförfarandet inte är relevant att beakta i en simulering. Eftersom reaktorinneslutningen förutsätts vara linjärelastisk (uppsprickning pga uppspanning är inte tillåtet) så kan superpositionsprincipen tillämpas. Detta innebär att slutresultatet bli det samma oavsett om spännkablarna spänns upp enligt föreskriven sekvens eller om de spänns upp simultant. Den teknik som tillämpas för beaktande av spännkablarna har tillämpats i ett flertal andra projekt med goda resultat [8, 9].

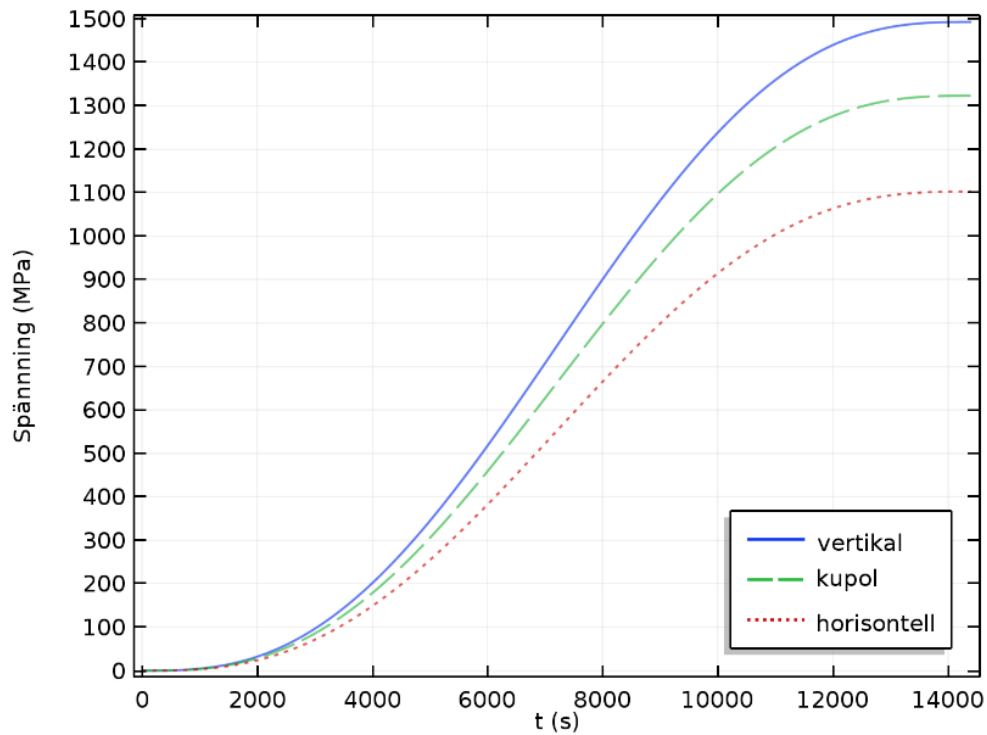
Spänningen i spännkablarna har beräknats enligt en matematisk framställning som beaktar spännkraftsfördelningen längs med spännkablarna och som tar hänsyn till friktionsförluster, eftersläpp (8 mm), krypning, relaxation (2,5%) samt krympning. Spännkraften i horisontella spännkablarna sjunker markant utmed avståndet från ett aktivt spännkraftsankare, men eftersom spännkablarnas placering är omlott så motverkas detta och därmed fås en relativt konstant spännkraft i cylinderväggen, se Eriksson m.fl. [8]. I Figur 3-2 visas hur den beräknade spännkraften och hur den förväntas variera i en horisontell spännkabel som spänns runt i cylinderväggen.



Figur 3-2 Spännkabelkrafter visade efter olika förluster

Spännkablarnas placeras med överlapp vilket resulterar i en jämnare spännkraftsfördelning i väggen. Därmed, kan man istället förutsätta konstant spänning som motsvarar spännkraftens medelvärde i spännkablarna utan att förlora noggrannhet i en global modell om påkänningarna förväntas vara så pass låga att inte spännkablarna förväntas nå flytspänning (d.v.s. brottgränstillstånd) [9]. Vid brottsimuleringar kan det dock vara viktigt att beakta verklig spänningsfördelning i spännkablarna (och glidning) om det verkliga brottförloppet ska fångas. Detta är dock inte fallet för denna etapp av Vercors projektet.

I denna beräkningsmodell har därför spännkraften förutsatts vara konstant längsmed samtliga spännkablar, med en kraft av 650 kN. Uppspänningen i kablarna har modellerats genom att gradvis öka spänningen från helt ospänd till fullt uppspänd, se Figur 3-3.



Figur 3-3 Spännkablarans uppspänning med tiden.

I Figur 3-3, visas förspänningens storlek för de olika orienterade spännkablar i MPa med tiden i sekunder (14400 sekunder motsvarar 4 timmar). Förspänningen i de vertikala spännkablar uppgår till cirka 1500 MPa, (motsvarar 834 kN) i kupolkablarna 1350 MPa (motsvarar 750 kN) och 1100 MPa (motsvarar 611 kN) i de horisontella kablarna.

## 4 Betongens mekaniska beteende/respons

I nedanstående avsnitt redovisas den matematiska modellen som har tillämpats i det här projektet.

### 4.1 BETONGENS ELASTISKA DEFORMATION

Den elastiska deformationen,  $\varepsilon_{el}$ , motsvaras av skillnaden mellan den totala töjningen,  $\varepsilon_{tot}$ , och de inelastiska töjningarna,  $\varepsilon_{inel}$ , och beskrivs med Hookes lag enligt Ekv. (11)

$$\varepsilon_{el} = \varepsilon_{tot} - \varepsilon_{inel} = \frac{\sigma}{E} \quad (11)$$

där  $\sigma$ , motsvarar spänningen och  $E$ , elasticitetsmodulen som antogs vara konstant 33,8 [GPa]. De inelastiska töjningarna beror på temperaturändringar, uttorkningskrympning och krypning i betong.

### 4.2 BETONGENS TERMISKA DEFORMATION

Den temperaturbetingade deformationen,  $\varepsilon_{th}$ , beskrivs med, Ekv. (12)

$$\varepsilon_{th} = \alpha \cdot (T - T_{ref}) \quad (12)$$

där  $\alpha$ , är den termiska längdutvidgningskoefficienten för betong, här används  $1,1 \cdot 10^{-5}$  [1/K],  $T$  är den aktuella temperaturen [K] och  $T_{ref}$  är referenstemperaturen 293,15 [K] (dvs. 20 [°C]).

### 4.3 BETONGENS KRYMPNING

Det finns många olika modeller för att beskriva krympning men i den här framställningen beskrivs krympningen som proportionell mot uttorkningen uttryckt i fukthalt, enligt Ekv. (13)

$$\varepsilon_{sh}(t) = \frac{W_i - W(t)}{W_i - W_\infty} \cdot \varepsilon_{sh,\infty} \quad (13)$$

där  $\varepsilon_{sh}(t)$ , är krympningen vid tiden  $t$ ,  $W_i$ , är fukthalten vid 98 % RF,  $W(t)$  är fukthalten vid tidpunkten  $t$ ,  $W_\infty$  är fukthalten när den är i jämvikt med omgivande klimat, och  $\varepsilon_{sh,\infty}$  är slutkrympningen vid rådande klimat och är antagen till 0,05% [6].

#### 4.4 BETONGENS KRYPNING

Krypningen hos betongen definierades genom att använda framställningen i Eurokod 2. I den modellen beskrivs krypningen med en krypkoefficient,  $\varphi_c(t, t_0)$ , och beräknas enligt Ekv. (14)

$$\varphi_c(t, t_0) = \varphi_0 \cdot \beta_c(t, t_0) \quad (14)$$

där  $\varphi_0$  är det nominella kryptalet och  $\beta_c(t, t_0)$  är en koefficient som beskriver krypningen utveckling med tiden efter pålastning. För en fullständig beskrivning av krypningen hänvisas till Eurokod 2 [2].

Kryptöjningen,  $\varepsilon_{cr}$ , inkluderas genom att använda Ekv. (15)

$$\varepsilon_{cr} = \varphi_c(t, t_0) \cdot \frac{\sigma}{E} \quad (15)$$

där  $\sigma$ , är spänningstillståndet i betongen och  $E$  är elasticitetsmodulen.

#### 4.5 BETONGENS TOTALA DEFORMATION

Den totala deformationen,  $\varepsilon_{tot}$ , beskrivs med Ekv. (16)

$$\varepsilon_{tot} = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{th} + \varepsilon_{sh} + \varepsilon_{cr} \quad (16)$$

och är summan av den elastiska deformationen,  $\varepsilon_{el}$ , den termiska deformationen,  $\varepsilon_{th}$ , krympningen,  $\varepsilon_{sh}$ , och krypningen,  $\varepsilon_{cr}$ .

## 5 Värmeledningsmodell

Värmeöverföringen i den unga betongen beskrivs med värmeledningsekvationen Ekv. (17)

$$\rho \cdot c_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla(k\nabla T) + Q \quad (17)$$

där  $\rho$  är densiteten 2350 [kg/m<sup>3</sup>],  $c_p$  specifika värmekapaciteten 880 [J/(kgK)],  $T$  temperaturen i [K] och  $k$  värmekonduktiviteten 1,8 [W/(mK)].

Energien som frigörs vid cementreaktionen  $Q$ , inkluderas som en funktion av hydrationshastigheten, se Ekv. (18)

$$Q = \frac{d\alpha(t)}{dt} \cdot q_u \cdot C \quad (18)$$

där  $q_u$  är den maximala värmemängden som kan frigöras av hydratationen och  $C$  är cementmängden i betongblandningen, 320 [kg/m<sup>3</sup>]. Cementet som användes i den här benchmarken var CEM I 52,5 N CE CP2 NF Gaurain, vars maximala värmeavgivning är 376 [kJ/kg] och detta användes i beräkningarna i Tema 1. I Tema 2 och Tema 3 antogs hydratationen ha avstannat och därför försummas värmen på grund av fortsatt hydratation.

## 6 Fukttransportmodell

Det är möjligt att beskriva fukttransport på flera olika sätt genom att använda olika transportpotentialer, till exempel ånghalt i luft, partiellt ångtryck, relativ fuktighet, vattenmättnadsgrad eller kapillärt undertryck. I det här projektet har relativ fuktighet använts som fukttransportpotential för fukttransportmodellen. Samma modell användes också i det tidigare projektet Vercors 2015 [1]. Framställningen utvecklades ursprungligen i ett projekt som ingick i Nugenia-Accept projektet [10]. Fukttransportmodellen har tidigare verifierats kvalitativt mot mätningar som genomfördes på material från Ringhals 4 [11]. Fuktflödet,  $J$ , definieras med relativ fuktighet som transportpotential, Ekv. (19).

$$J = -\delta_\varphi \frac{\partial \varphi}{\partial x} \quad (19)$$

där  $\varphi$  [-], är relativa fuktigheten, RF, i porerna i materialet och  $\delta_\varphi$  [ $\text{m}^2\text{kg}/(\text{sm}^3)$ ] är fukttransportkoefficienten med relativ fuktighet som transportpotential.

Relativa fuktigheten anger förhållandet mellan aktuell ånghalt,  $v_{akt}$ , och mättnadsånghalten,  $v_s$ , för luft vid aktuell temperatur, se Ekv. (20).

$$\varphi = \frac{v_{akt}}{v_s} \quad (20)$$

Fukttransporten i den föreslagna modellen [12], baseras på massbalanskvationen, Fick's andra lag, Ekv. (21)

$$\frac{\partial W_e}{\partial t} = \frac{\partial W_e}{\partial \varphi} \frac{\partial \varphi}{\partial t} = \nabla(\delta_\varphi \nabla \varphi) + Q_2 \quad (21)$$

där  $\frac{\partial W_e}{\partial \varphi}$  är fuktkapaciteten utvärderad från jämviktsfuktkurvan,  $\delta_\varphi$  är fukttransportkoefficienten med relativ fuktighet som transportpotential,  $\varphi$  är relativ fuktighet, och  $Q_2$  är betongens självuttorkning. Självuttorkningen är en följd av att cementreaktionen binder in vatten kemiskt i materialstrukturen när porstrukturen utvecklas. Självuttorkningen utvärderades genom att använda Ekv. (22)

$$Q_2 = \frac{\partial \alpha(t)}{\partial t} \cdot C \cdot 0.25 \quad (22)$$

där  $\frac{\partial \alpha(t)}{\partial t}$  är hydrationshastigheten,  $C$ , är cementinnehållet [ $\text{kg}/\text{m}^3$ ] i betongblandningen och 0.25, är en parameter som motsvarar en antagen maximalt möjlig andel kemiskt bundet vatten [6].



## 7 Läckagemodell

Betong är ett poröst material som trots sin hårda kompakta yta inte är helt tät. Om det uppstår en tryckskillnad över en betongkonstruktion uppstår därför ett flöde genom den, med andra ord ett läckage. En rapport som behandlar gasinträning i betong publicerades för cirka 10 år sedan [13]. Rapporten visar att lufttrycket utanför en betongyta kommer att påverka trycket i betongens porsystem. Detta följer av att betongen inte är helt tät. En tryckökning kommer således att fortplanta sig in i betongen vilket innebär att totaltrycket sänks trots att det inte finns några uppenbara läckagepunkter, så som till exempel en liten spricka i en inneslutning.

Materialparametern permeabilitet, anger betongens förmåga att släppa igenom vätska eller gas. En hög permeabilitet innebär att materialet släpper igenom en större mängd gas/vätska vid en given tryckskillnad än ett material med en låg permeabilitet. Om betongkonstruktionen också har sprickor så påverkar dessa läckaget. I synnerhet påverkas läckaget av genomgående sprickor. I det här projektet har beräkningen av läckaget utförts som om reaktorinneslutningen varit osprucken.

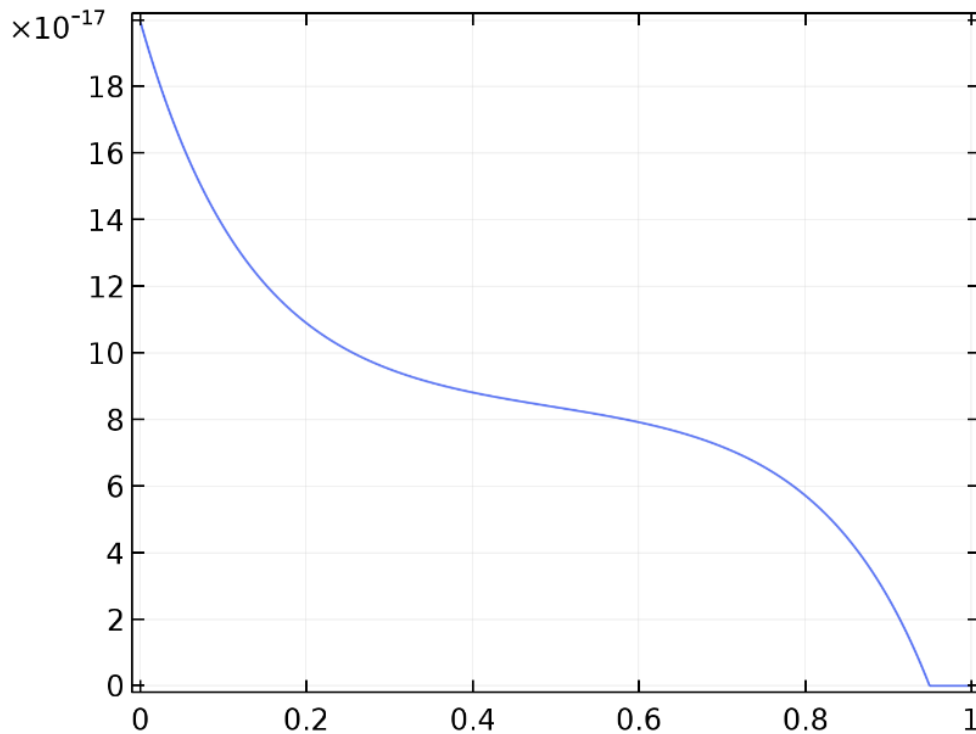
Om det porösa materialet är homogent och utan sprickor sker luftläckaget genom det öppna porsystemet, men om porsystemet är delvis fyllt med vatten så minskar gasläckaget betydligt. Betong torkar långsamt och en stor del av porsystemet är fyllt med vatten under överskådlig tid vilket påverkar permeabiliteten. När gaspermeabiliteten bestäms torkas materialet ofta i 105 °C så att det mesta av vattnet är borta [14, 15].

I den här framställningen har permeabilitetskoefficienten antagits gälla vid ett torrt tillstånd och antagits minska i proportion till ökande fukthalt. På så sätt har permeabiliteten angetts som en funktion av aktuell fukthalt. Gaspermeabiliteten,  $\kappa$ , har antagits bero på fukthalten enligt Ekv. (23)

$$\kappa = \kappa_{ref} \left( 1 - \frac{W_e(RF_{akt})}{W_e(.95)} \right) \quad (23)$$

där  $\kappa_{ref}$ , är referenspermeabiliteten som är utprovad för ett helt uttorkat prov [m<sup>2</sup>],  $W_e(RF_{akt})$  [kg/m<sup>3</sup>], är den aktuella fukthalten, och  $W_e(.95)$ , är fukthalten [kg/m<sup>3</sup>] när gaspermeabiliteten antas vara 0. Den största delen av porsystemet är då vattenfyllt, vilket antas förhindra gastransport helt.

I Figur 7-1 visas ett diagram för hur permeabiliteten för den aktuella betongen antas variera med relativa fuktigheten [-].



Figur 7-1 Antagen gaspermeabilitet [m<sup>2</sup>] som funktion av relativ fuktighet [-].

Antagandet om att gaspermeabiliteten i betong påverkas av relativa fuktigheten stöds av rapporten "Gasinträngning i reaktorinne-slutningar av betong" [13]. Där visades att gaspermeabiliteten i betong sjunker med en ökande fuktighet.

En viktig skillnad mellan gas, i det här fallet luft, och vätska är att gasen är komprimerbar vilket innebär att densiteten ökar med ökande tryck. Vid tryck nära atmosfärstryck är densiteten för luft 1,2 kg/m<sup>3</sup>, och densitetsförändringen är av storleksordningen 10 gram vid väderförändringar motsvarande "lågtryck" respektive "högtryck". Vid 4,2 atmosfärers övertryck är densiteten för luft cirka 6 kg/m<sup>3</sup> vilket inte är försumbart.

Densiteten för luft,  $\rho_{luft}$ , beräknades enligt Ekv. (24)

$$\rho_{luft} = \frac{p \cdot M_{luft}}{R \cdot T_{luft}} \quad (24)$$

där  $p$ , motsvarar rådande lufttryck (absoluta lufttrycket i [Pa]),  $M_{luft}$ , motsvarar molvikten för luft 0,028954 [kg/m<sup>3</sup>],  $R$ , motsvarar allmänna gaskonstanten, 8,314 [J/(K mol)] och  $T_{luft}$ , motsvarar lufttemperaturen [K].

Luftdensiteten,  $\rho_{luft}$ , påverkas också av aktuell temperatur och relativ fuktighet så att densiteten sjunker med en ökande temperatur och en ökande fuktighet.

Densitetsförändringar med temperaturen är av storleksordningen  $0,200 \text{ kg/m}^3$  i intervallet  $-20 \text{ }^\circ\text{C}$  till  $+40 \text{ }^\circ\text{C}$  och densiteten sjunker med en ökande fuktighet, av storleksordningen  $0,01 \text{ kg/m}^3$  mellan 0 och 100 % RF.

Densitetsförändringen som beror av luftfuktigheten har försumrats. Läckaget eller luftflödet genom konstruktionen påverkas också av luftens löslighet i vatten. Lösligheten av luft i vatten ökar med stigande lufttrycket. Denna påverkan har också försumrats i den här framställningen.

## 8 Beräkningsverktyg

Programvaran/beräkningsverktyget COMSOL Multiphysics (version 5.3a) har använts för samtliga FE-modeller [16]. Programvaran kan användas för att utföra multifysikaliska beräkningar där kopplingar mellan olika fysikaliska fenomen är möjliga. Ett exempel på en koppling mellan fysikaliska fenomen är att värmeöverföringen i ett material påverkas av hur fuktigt ett material är, så att ju fuktigare det är desto större blir värmeledningsförmågan. Likaså kan fukttransportförmågan i ett material påverkas av temperaturen i materialet vilket också kan tas i beaktande. Detta kan göras genom att beskriva fukttransportförmågan som en funktion av temperaturen.

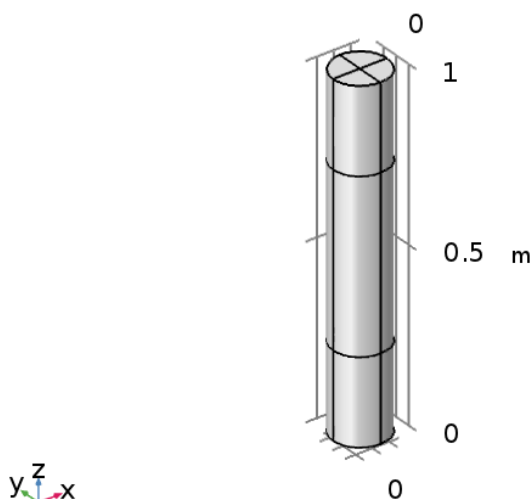
Det finns ett antal andra beräkningsverktyg tillgängliga på marknaden som kan utföra motsvarande beräkningar, både sådana som är licensfria och sådana som kräver licens. I det här projektet användes COMSOL för att dra nytta av den kunskap som föregående projekt genererade. Dessutom innebar det en möjlighet att vidareutveckla den modell som användes i det föregående projektet [1].

## 9 Krypning och krympning av ung betong

I det här temat inkluderas betongens hydrataation (härdningsprocess) och materialegenskaperna förändras med härdningstiden. Dessutom inkluderas också den värme som utvecklas och den uttorkning som äger rum då betongen härdar. Den modell som utvecklades i Vercors fas 1 [1], används i sin helhet även i detta projekt.

### 9.1 GEOMETRI

De oarmerade betongcylindrarna som EDF har använt för krypförsöken har radien 0,08 m och längden 1 m. Dessa cylindrar har vi i detta arbete representerat med en tredimensionell modell med samma dimensioner, se Figur 9-1.

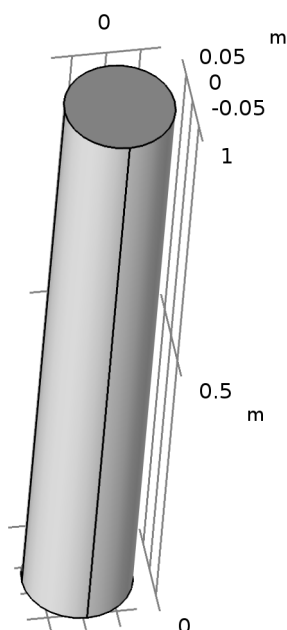


Figur 9-1 Geometrisk modell av betongcylinder,  $R=0,08$  m  $L=1,0$  m.

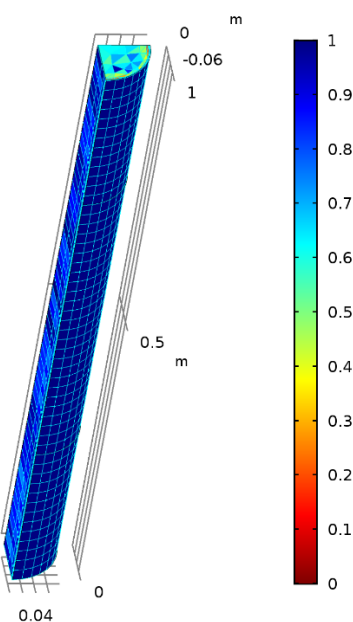
Geometrin är enkel och innehåller inte några håltagningar eller ojämnheter i förhållande till sin storlek vilket är gynnsamt ur flera perspektiv. Det innebär att geometrin är symmetrisk i längdriktningen vilket kan utnyttjas för att reducera beräkningstiden. Det innebär att den matematiska modellen för att beskriva fysikaliska fenomen kan göras relativt komplex utan att påverka beräkningstiden alltför mycket.

### 9.2 SOLIDMODELL OCH ELEMENTINDELNING

Betongcylindrarna modellerades i tre dimensioner, 3D, som en solid med en höjd av 1 m höjd och 0,08 m i radie, se Figur 9-2. Betongcylindrarna var oarmerade. En fjärdedel av denna solid elementindelades eftersom cylindern är helt rotationssymmetrisk, se Figur 9-3. Det är möjligt att utnyttja flera symmetrivillkor, till exempel halvera betongcylindern på längden, men det ansågs inte nödvändigt.



Figur 9-2 Solidmodell av en betongcylinder.



Figur 9-3 Elementindelning av en fjärdedel av en betongcylinder samt elementskevheter.

Elementindelningen för cylindrarna utfördes genom att elementindelningen definierades för cylinderns ändyta med triangulära element, med linjär formfunktion, och sedan svepa dem längs längden på cylindern. Därmed blir 3D-elementen då stående prismor.

Solidmodellen användes för att simultant beräkna temperatur, fuktighet, hydratationsgrad och mognadstid för olika randvillkor. Resultatet användes sedan för den strukturmekaniska delen av beräkningen av betongcylindern.

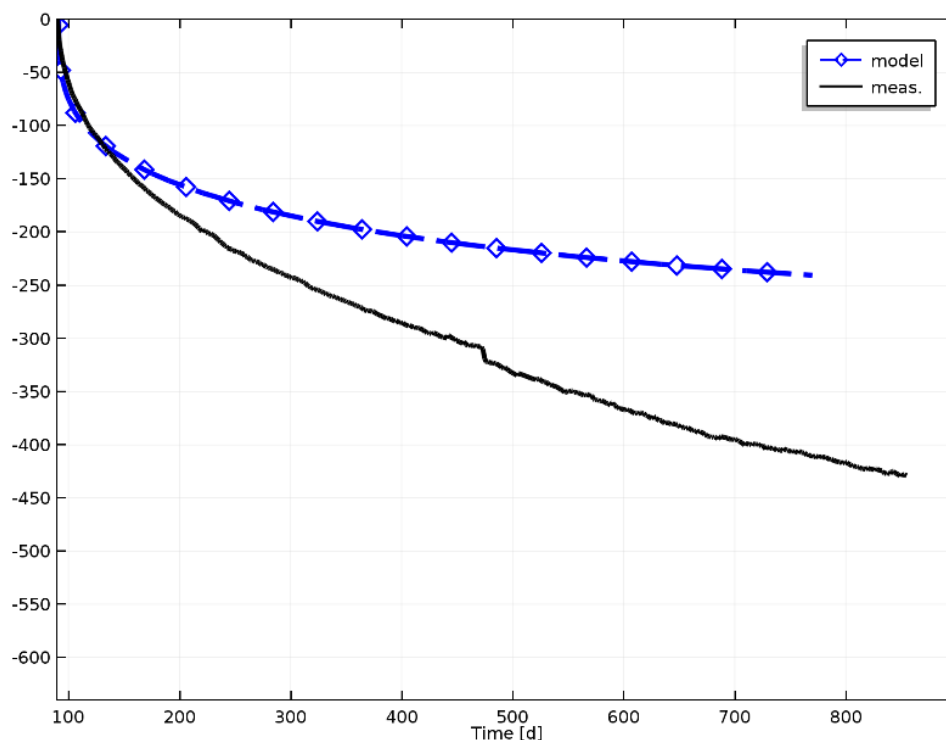
### 9.3 RANDVILLKOR

Temperaturen i laboratoriet var konstant 20 °C under hela försöksperioden. Luftfuktigheten i laboratoriet var 50 % RF vilket också bibehölls under hela försöksperioden.

### 9.4 RESULTAT

De beräknade och de uppmätta axiella deformationerna för betongcylindrarna från dygn 91 och framåt redovisas i  $\mu\text{m}/\text{m}$ , se Figur 9-4 till och med Figur 9-6.

I Figur 9-4 visas resultat från mätningen (heldragen svart linje) av den totala axiella deformationen samt beräkningsresultatet (streckad blå linje).

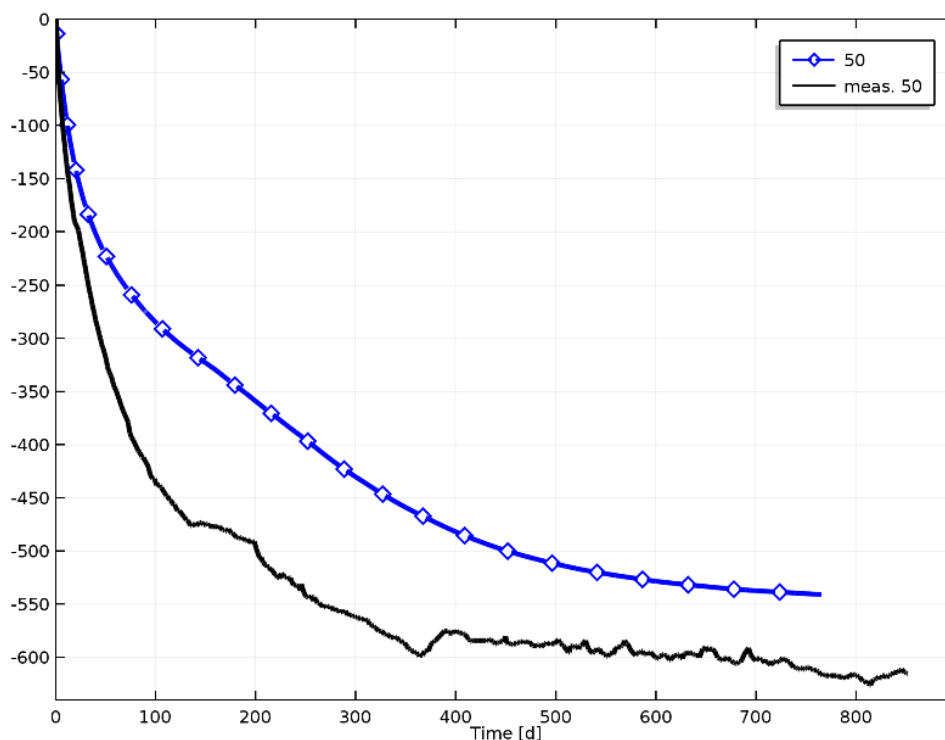


Figur 9-4 Grundkrypning samt autogen krympning för betongcylinder uppmätta och beräknade axiella töjningar ( $\mu\text{m/m}$ )

Den använda modellen underskattar den uppmätta totala axiella deformationen på lång sikt. I ett tidigt skede, de 10 första dyggen, ger beräkningsmodellen en större total deformation än vad som har mätts upp. Men på längre sikt blir den beräknade total deformationen lägre än mätresultatet. Detta tyder på att den tillämpade beräkningsmodellen underskattar grundkrypningen.

Grundkrypningen beror på deformationer som orsakas av last utan uttorkning. Men även självuttorkningen ger upphov till deformationer, den så kallade autogena krympningen. Självuttorkningen sker då vatten binds in i materialstrukturen. Vattnets volym är mindre när det är bundet till strukturen jämfört med när det är fritt vatten. Därför krymper betong när den härdar, även om materialet är helt förseglat. Det kan vara så att modellen för hydratationsutvecklingen är något för snabb vilket kan vara en orsak till den snabba ökningen av de totala deformationerna i det tidiga skedet.

De uppmätta (heldragen svart linje) samt beräknade axiella deformationerna (streckad blå linje) från uttorkningsförsöken redovisas från dag 0 och framåt i Figur 9-5.

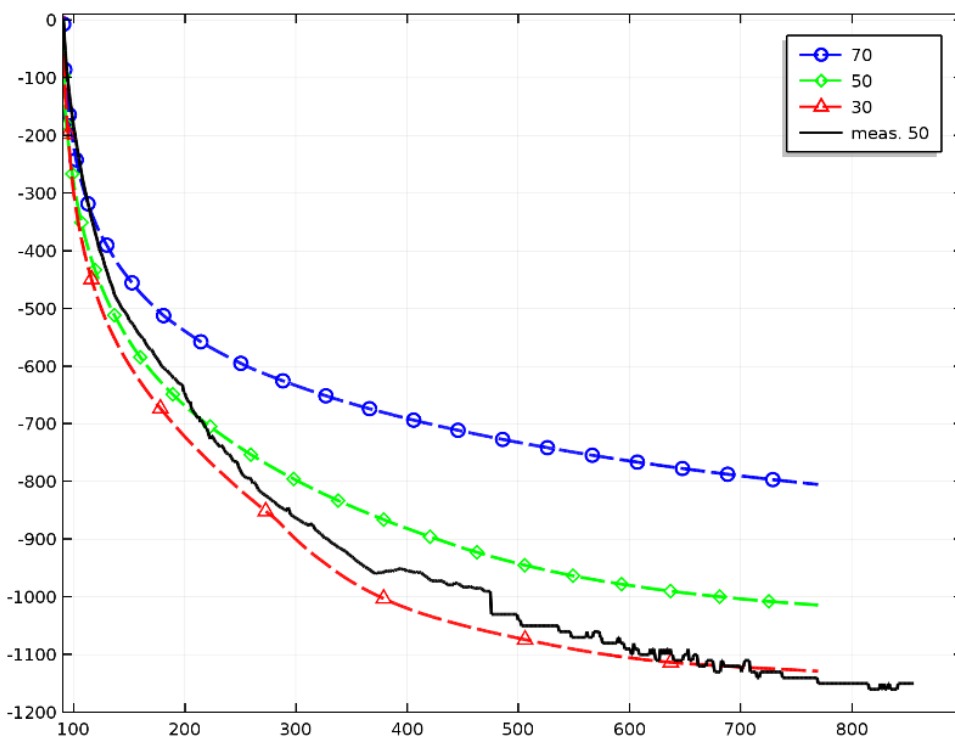


Figur 9-5 Total deformation för betongcylinder uppmätt och beräknad axiell töjning vid 50 % RF.

Den uppmätta axiella deformationen under de första 150 dyggen är betydligt högre än den beräknade. Att beräkningsmodellen ger ett lägre resultat kan bero på att cylindern i verkligheten torkar snabbare än beräknat. Att betongen torkar snabbare inledningsvis kan bero på att fukttransportkoefficienten i den unga betongen har underskattats. Resultatet blir i så fall att fukttinnehållet sjunker snabbare vilket i sin tur leder till en snabbare krympning. En annan möjlig förklaring är att elasticitetsmodulen har antagits vara konstant vilket överskattar elasticitetsmodulen i det tidiga skedet. Krympningen blir då lägre i ett tidigt skede. Först efter 400 dygn sker krympningen med liknande storleksordning. Till detta ska tilläggas att modellerna för krympning och krympning är generella och därmed är noggrannheten i dessa ganska dåliga. Detta medför att det inte är en signifikant skillnad mellan mätdata och beräkningar.



Den totala beräknade totala deformationen vid en axiell belastning motsvarande 12 MPa under samtidig uttorkning, d.v.s inklusive krympning, i tre olika klimat (30, 50 samt 70 % RF) samt den uppmätta krympningen vid ett klimat (50 % RF) visas i Figur 9-6.



Figur 9-6 Totala deformationer vid tre olika uttorkningsklimat, 70 % RF (blå streckad ring), 50 % RF (grön streckad diamant) samt 30 % RF (röd streckad triangel) samt uppmätt (svart heldragen) uttorkningskryp för 50 % RF.

Mätresultatet (svart heldragen linje) visar att krympningen är långsammare än beräkningsresultatet (grön streckad linje, diamanter) under de första 100 dygna. Därefter sker den uppmätta krympningen snabbare än den beräknade krympningen. Under de första 100 dygna är påverkan av uttorkning stor vilket innebär att krympningen påverkar totaldeformationen mycket därefter minskar gradvis krympningen och påverkan av krympningen ökar.

Beräkningen ger en betydligt jämnare krympning utan de fluktuationer som visas i mätningen, se Figur 9-6. Fluktuationerna beror sannolikt både på temperatur- och fuktighetsvariationer i laboratoriet och i modellen har både temperaturen och fuktigheten antagits vara helt konstant.

Beräkningen visar tydligt att krympningen ökar med en torrare miljö och att den minskar vid en fuktigare miljö, detta har dock inte kunnat jämföras mot verkliga mätningar i detta fall eftersom mätningar endast genomfördes vid RF 50 %. Att krympningen ökar på grund av uttorkningen är dock ett välkänt fenomen och benämns som Pickett effekten.

## 10 Långtidsdeformationer i reaktorinneslutning

I det här temat antas att materialegenskaperna är oförändrade med tiden eftersom betongen kan betraktas som välhärdad för den aktuella perioden.

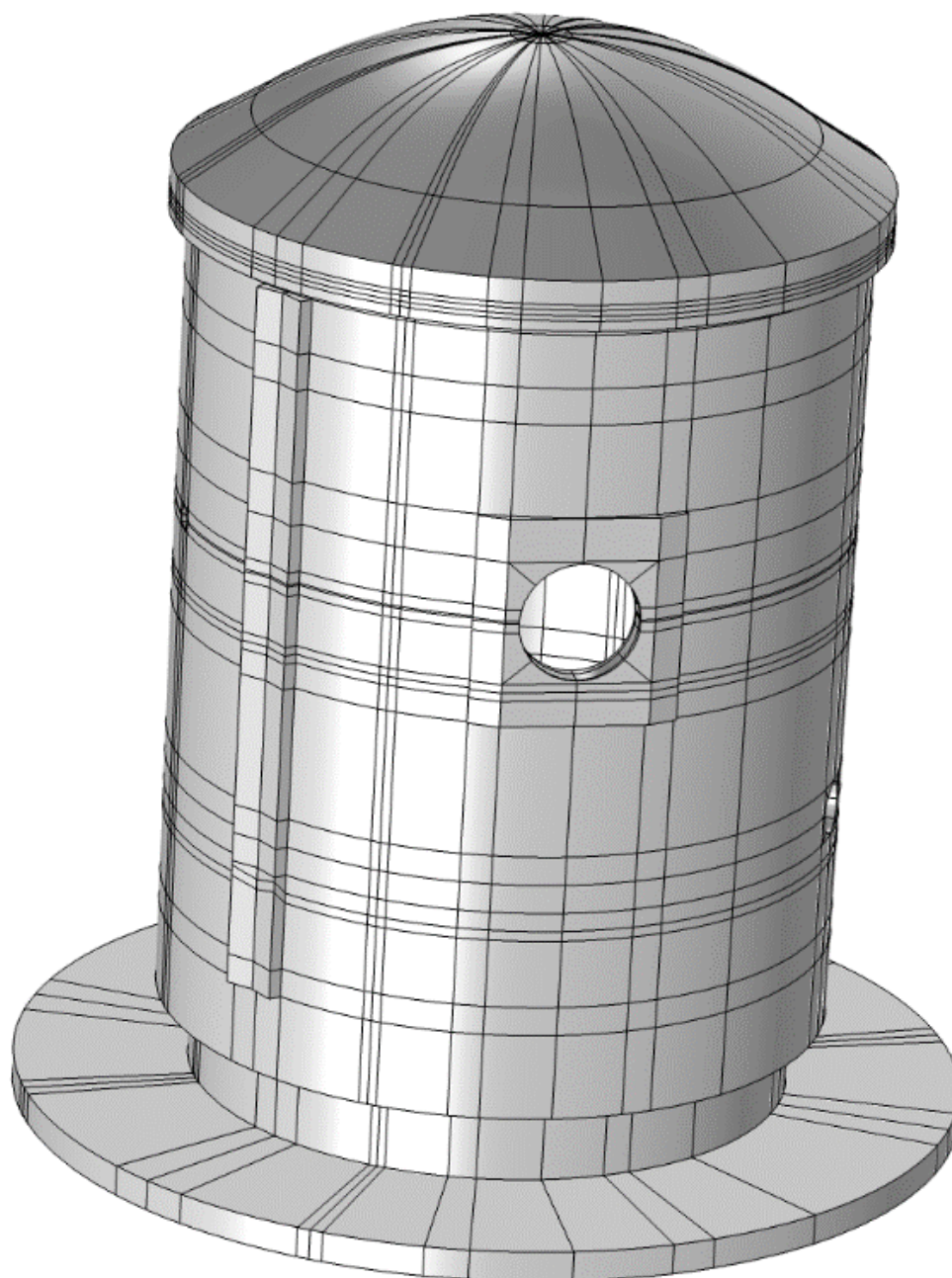
Värmeutvecklingen och självtorkningen på grund av den återstående härdningen är försumbar och påverkar inte temperatur och fuktillståndet i betongkonstruktionen.

### 10.1 GEOMETRI

EDF har tillhandahållit en tredimensionell, 3D, geometri av reaktorinneslutningen digitalt, (Autocad, format IGES), för samtliga deltagare i projektet. Geometrin innefattar den inre betongkonstruktionen inklusive håltagningar och större genomföringar. Dessutom finns filer för spännkablar läge i konstruktionen. Den yttre konstruktionen av betong inkluderades inte.

I det här projektet har ett antal olika geometriska modeller, i både 2D och 3D, genererats utifrån den erhållna 3D-geometrin. Dessa modeller har använts för att representera den verkliga konstruktionens utformning. Olika geometrier har använts för att undersöka olika parametrars utveckling med tiden, så som temperaturfördelning och uttorkning. Genom att utnyttja den axialsymmetriska geometrin kan beräkningstiden minskas.

Den geometri av reaktorinneslutningen som representerade betongkonstruktionen och tillhandahölls av EDF digitalt bestod av över 2000 mindre delar. Denna innehöll samtliga delar av reaktorinneslutningen, inklusive genomföringar och en större lucka och strävpelare för förankring av de horisontella spännkablar, se Figur 10-1.

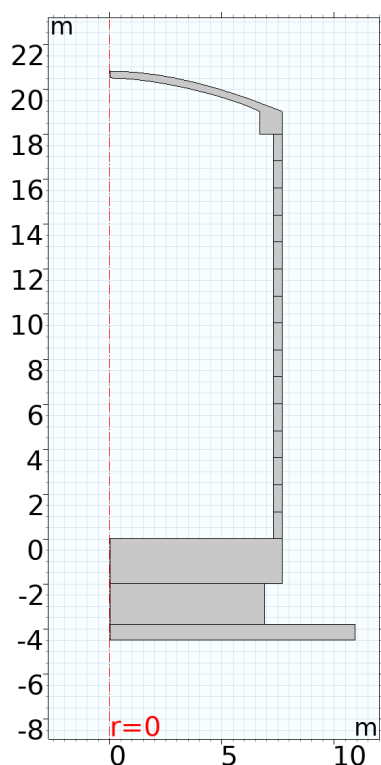


**Figur 10-1 Geometri tillhandahållen av EDF där stor lucka ses på övre halvan av cylinderväggen och en stråvpelare syns till vänster i bild.**

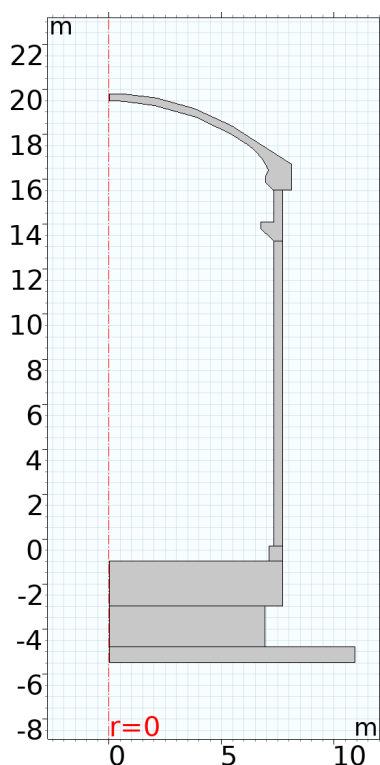
Tidigt i projekt Vercors fas 1, beslutades att överge den tillhandahållna geometrin eftersom den var mycket svår att hantera. Den innehöll också en del fel som var svåra att rätta till. Istället togs ett beslut om att ersätta den med en förenklad axialsymmetrisk geometri utan luckor och genomföringar.

Den använda geometrin bestod av knappt tjugo delar, där grunden delades in i tre cylindrar/skivor, cylinderväggen i tretton delar samt kupolen, se Figur 10-2. Detta innebar en stor förenkling vid definiering av olika parametrar så som randvillkor, initialtillstånd och så vidare.

I det här projektet har en omarbetning av den 2D-axialsymmetriska geometrin gjorts i syfte att förbättra representationen, se Figur 10-3. Geometrin genererades från ett tvärsnitt av den tillhandahållna 3D-geometrin.



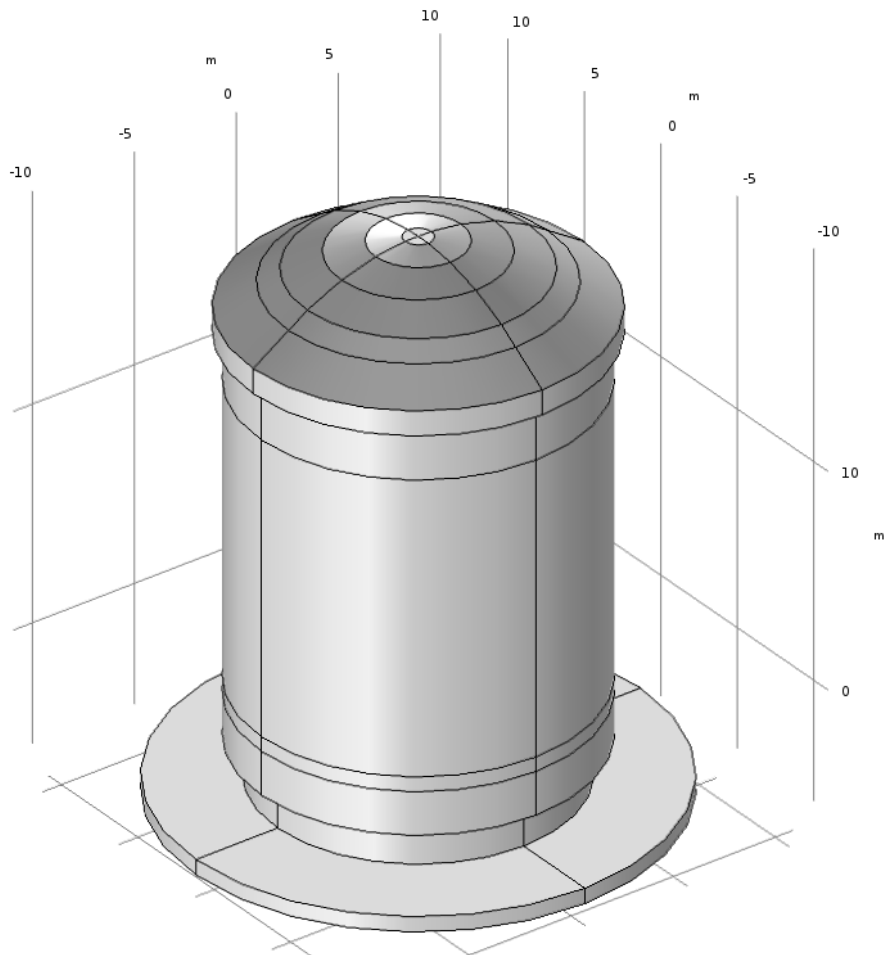
Figur 10-2 2D geometri Vercors fas 1 2015.



Figur 10-3 2D geometri Vercors fas 2 2018.

Geometrin har reducerats till sju delar, tre skivor för fundamentet, en förtjockning av cylinderväggens sockel, cylinderväggen utan genomföringar, en konsol nedanför cylinderväggens krön samt kupolen. Detta innebär att kupolens radie har minskats och att både övergången mellan fundament och cylinderväggens sockel och krönet på cylinderväggen stämmer bättre överens med den ursprungliga digitala 3D-geometrin. Dessutom stämmer den nya geometriens läge i höjdlängd med verkligheten.

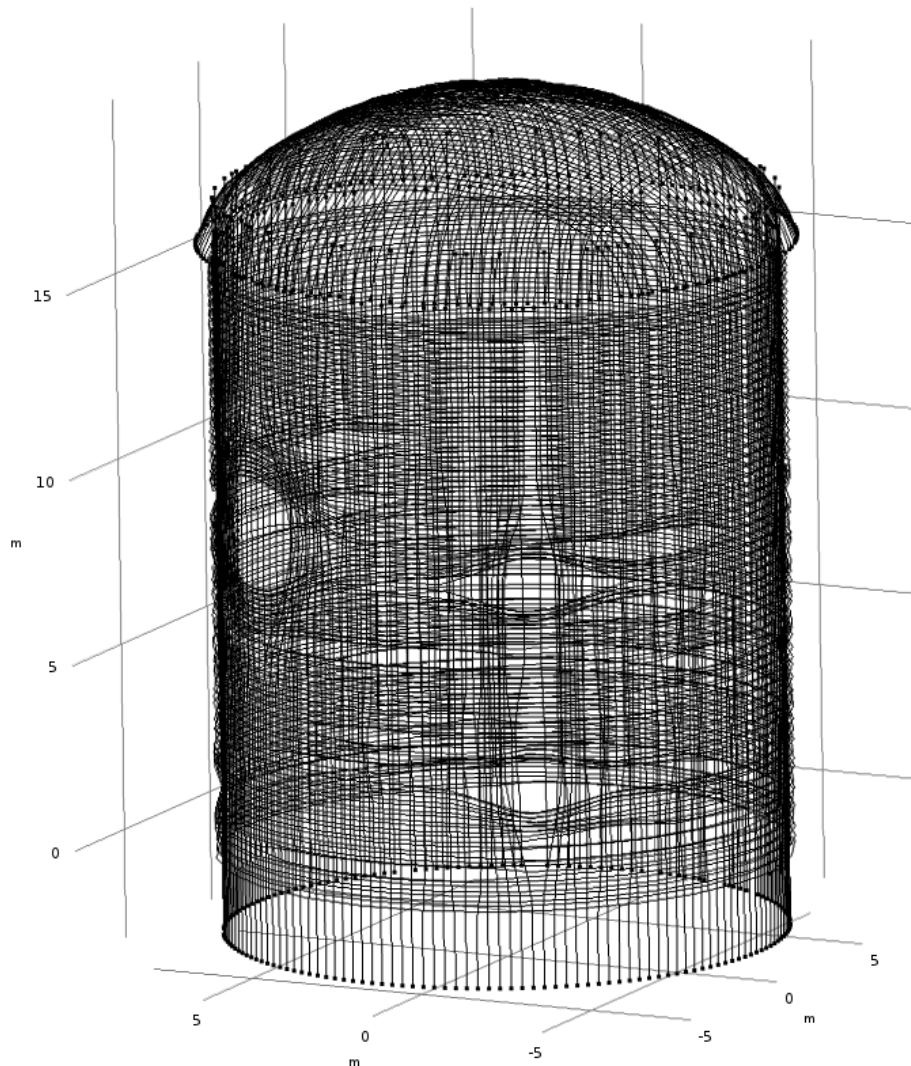
Vidare saknar 3D-geometrin de hål och genomföringar som finns i verkligheten samt de två strävpelare som utgör förankring för horisontella spännkablar, se Figur 10-4.



Figur 10-4 Axialsymmetrisk tredimensionell geometri av reaktorinneslutningen.

Förenklingarna påverkar styvheten för betongkonstruktionen till viss del och speciellt lokalt i nära anslutning till strävpelare respektive hål. I ett globalt perspektiv är dock påverkan på styvheten liten.

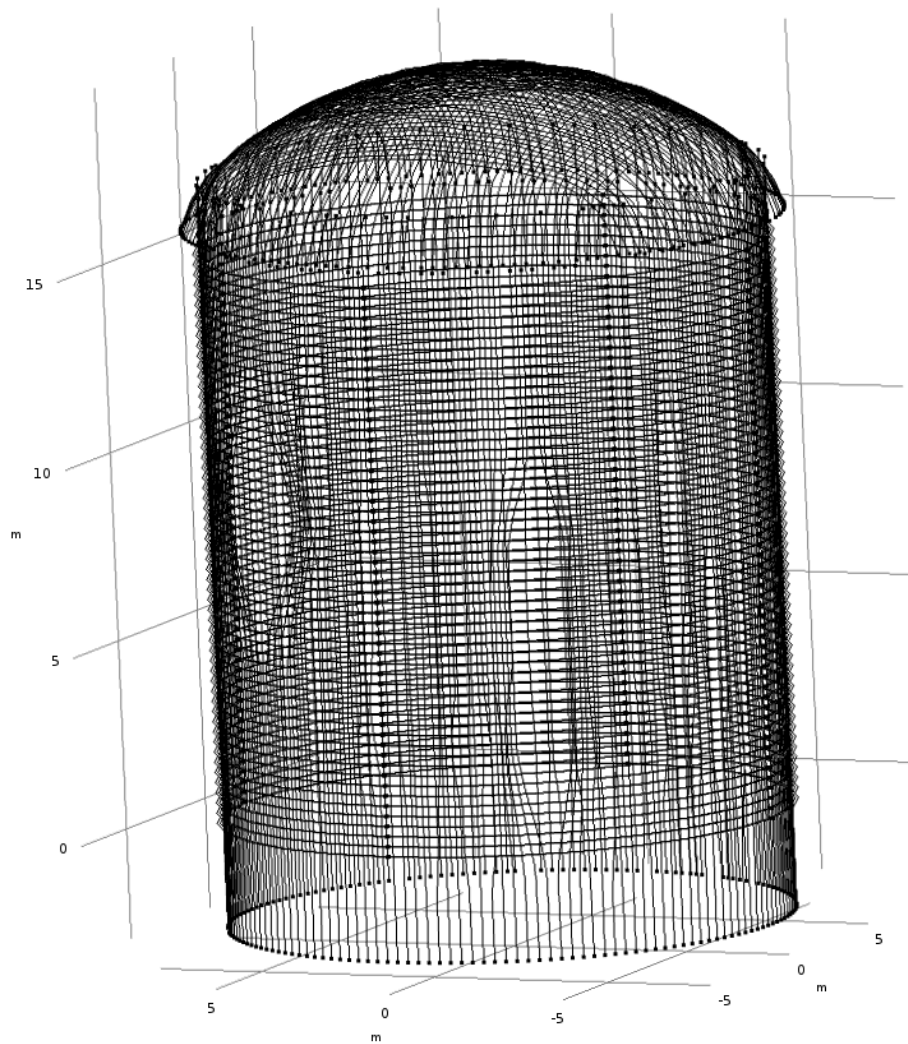
Geometrin för spännkablarna som tillhandahölls av EDF, var komplett och kunde implementeras med mindre justeringar, se Figur 10-5.



**Figur 10-5** Den geometriska avbildningen av samtliga spännkablarna för reaktorinneslutningen. Notera förtätningen av spännkablarna vid sidan av öppningar och genomföringar.

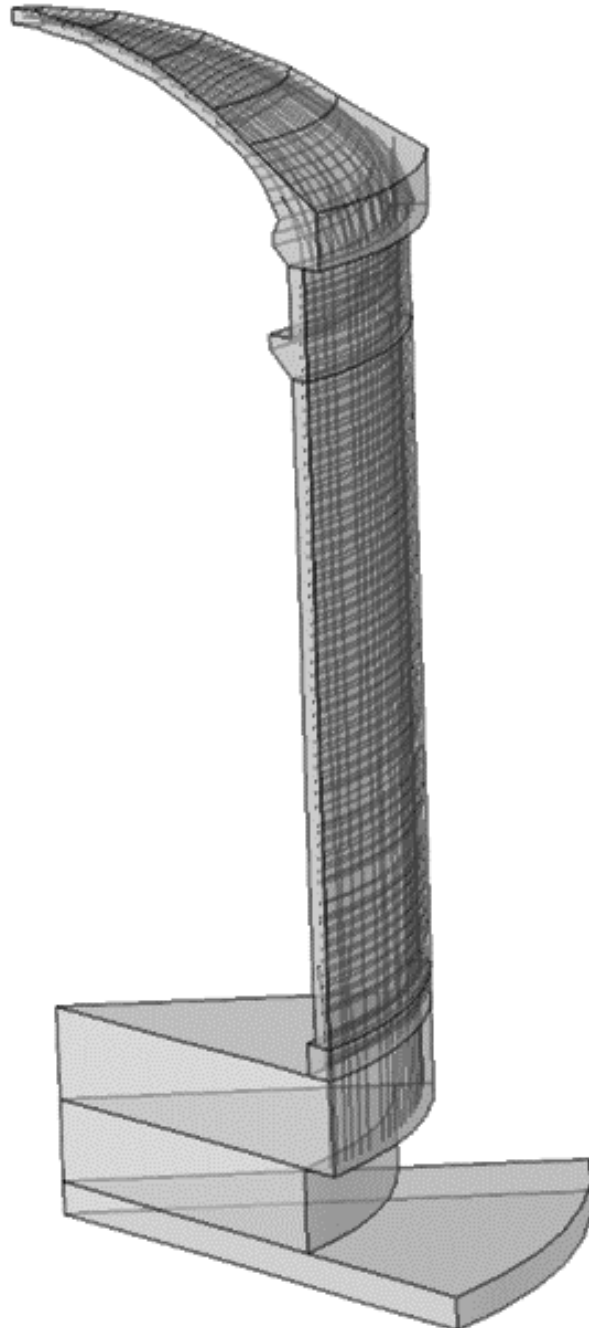
De horisontella spännkablarna sträcker sig mellan två strävpelare på cylinderväggen där de förankras. Således spänner de horisontella spännkablarna över halva cylindern. Eftersom strävpelarna togs bort i och med förenklingen av geometrin så innebär det att den del som befann sig i betongen nu befann sig utanför den axialsymmetriska soliden som representerar betongen. Därför arrangerades de horisontella spännkablarna om så att de befann sig inuti soliden, se Figur 10-6.





**Figur 10-6** Den förenklade konfigurationen av de horisontella spännkablarna för reaktorinneslutningen. Notera att de vertikala spännkablarna fortfarande är i den ursprungliga konfigurationen.

Ur den förenklade geometrin genererades en  $45^\circ$  sektor av cylindern vilken användes för att begränsa elementnätet och därmed antalet frihetsgrader i beräkningen, se Figur 10-7.

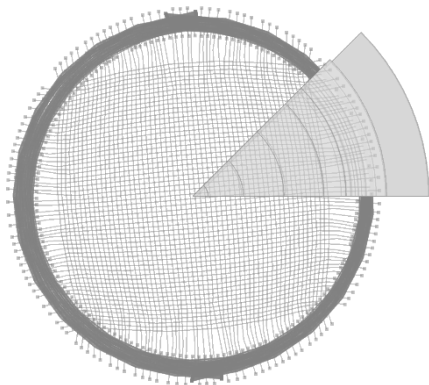


**Figur 10-7** Sektor av reaktor arrangerad så att spännkablar fördelas symmetriskt över geometrin.

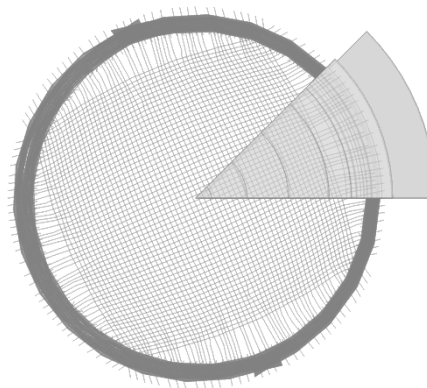
Att klippa ut sektor från en reaktorinneslutning kan innebära att spännkablar i kupolen hamnar osymmetriskt, vilket i sin tur kan innebära att belastningen på konstruktionen också blir osymmetrisk. En osymmetrisk belastning ger upphov till osymmetriska deformationer vilket bör undvikas.



I Figur 10-8 visas exempel på hur kupolens spännkablarna blir osymmetriskt fördelade i motsats till exemplet i Figur 10-9, där spännkablarna blir mer symmetriskt fördelade. Den använda sektorn, är placerad mitt emellan två strävpelare och har inga hål eller genomföringar vilket innebär att de vertikala och horisontella spännkablarna är jämnt fördelade.



Figur 10-8 Osymmetriskt avdelad sektor av en reaktor, med avseende på kupolens spännkablarna.



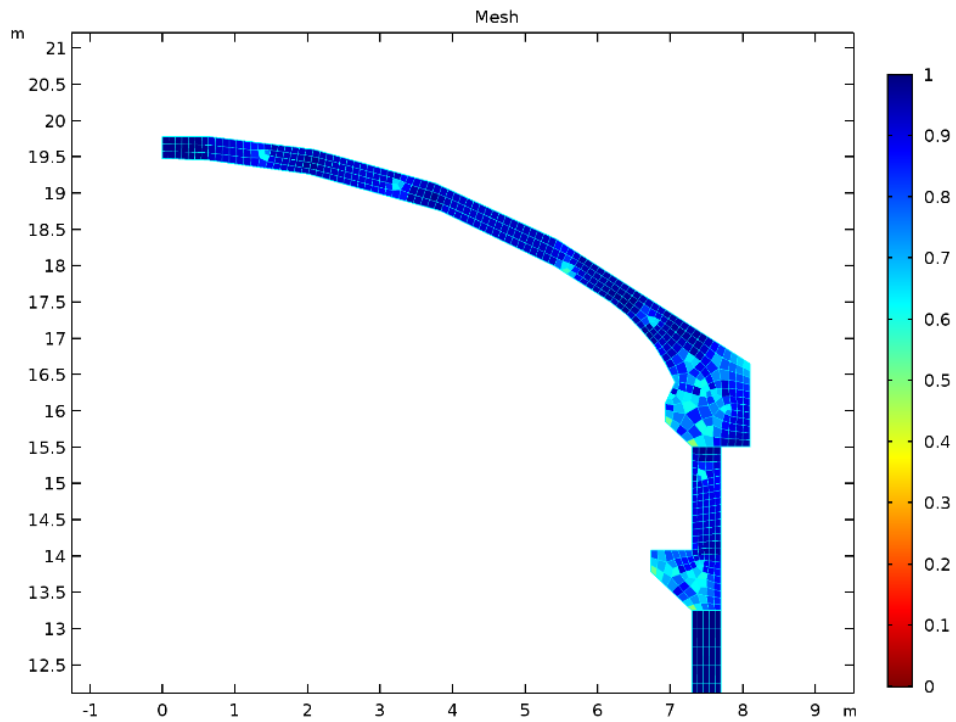
Figur 10-9 Symmetriskt avdelad sektor av en reaktor, med avseende på kupolens spännkablarna.

### 10.1.1 Solidmodell och elementindelning

Flera olika elementindelningar användes för reaktorinneslutningens olika modeller. Genom att anpassa elementindelningen till de fysikaliska fenomenen ökar möjligheten att undvika konvergensproblem.

Temperatur-, uttorknings-, och läckageberäkningen utfördes med en 2D-axialsymmetrisk modell, där tvärsnittet hämtades från 3D geometrin. Under den undersökta tidsperioden sker i princip inte någon förändring av materialegenskaper med tiden då betongen är mer än 1 år gammal. Därför exkluderades både hydratations- och mognadsgradutveckling från beräkningen.

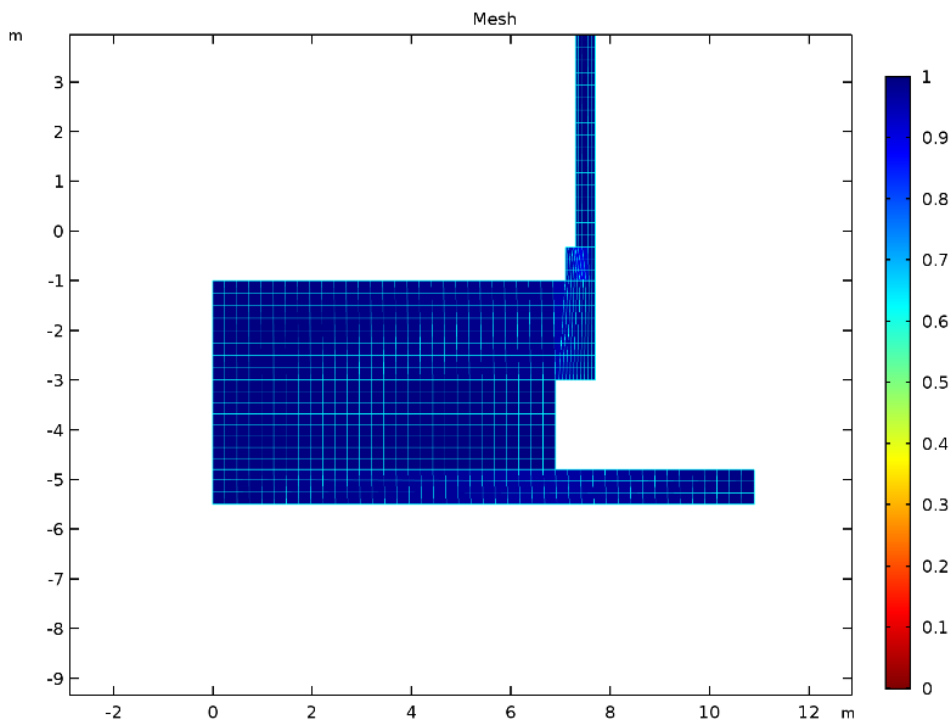
I den 2D-axialsymmetriska soliden användes oregelbundna fyrnodiga element, med max 0,1 m sida, för kupolen och översta delen av cylinderväggen, se Figur 10-10.



Figur 10-10 Illustration av elementindelning av kupolen och översta delen av cylinderväggen samt skevhet.

Figur 10-10 illustrerar elementnätet och skevheten för varje element presenteras i en färgskala där röd färg (0) innebär stor skevhet och blå färg (1) en låg skevhet. Målet är att eftersträva en låg skevhet eftersom detta leder till mer tillförlitliga resultat. Den lägsta skevheten var cirka 0.6 för vissa enskilda element.

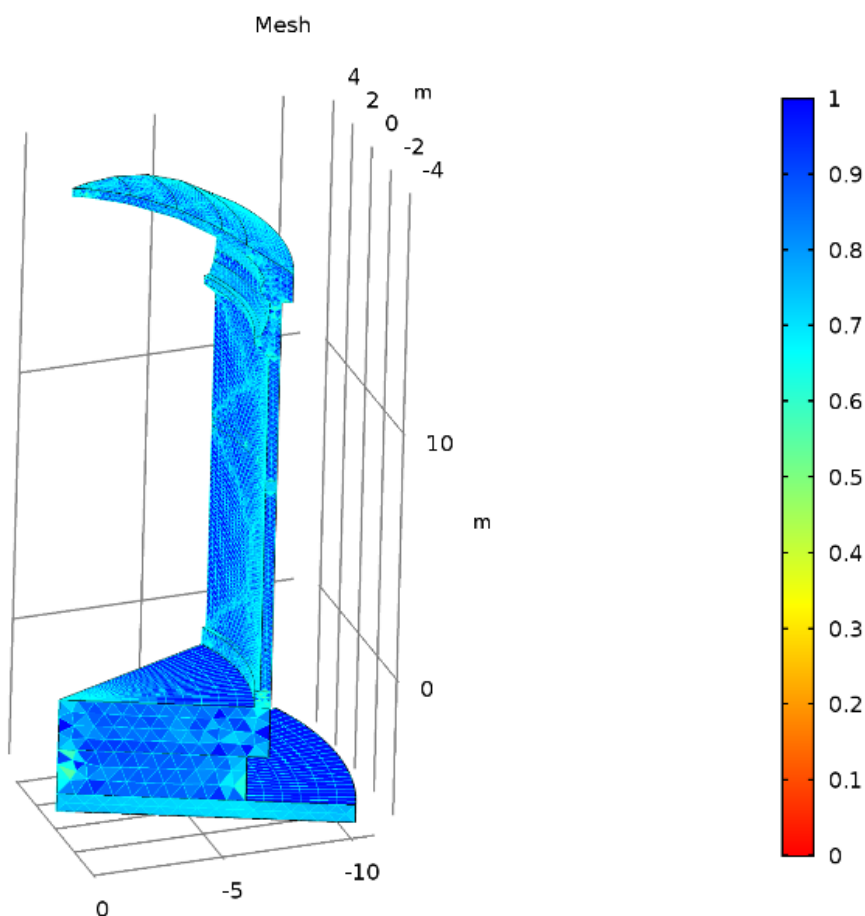
Nedre delen av reaktorinneslutningen elementindelades också med regelbundna fyrnodiga element med cirka 0,2 m sida, se Figur 10-11.



Figur 10-11 Illustration av elementindelning av fundamentet och cylinderväggen samt skevhet.

Även i Figur 10-11 presenteras kvalitetsmättet skevhet med samma färgskala som i Figur 10-10. Det totala antalet element, med linjär formfunktion, var 1 532 st för den axialsymmetriska modellen. För temperatur och uttorkningsberäkningen krävdes totalt 8 100 frihetsgrader.

De två olika soliderna som användes för 3D-beräkningarna elementindelades med tetraedrar, med linjär formfunktion. Den reducerade geometrin, 45° sektorn, delades in i cirka 13 000 element se Figur 10-12.

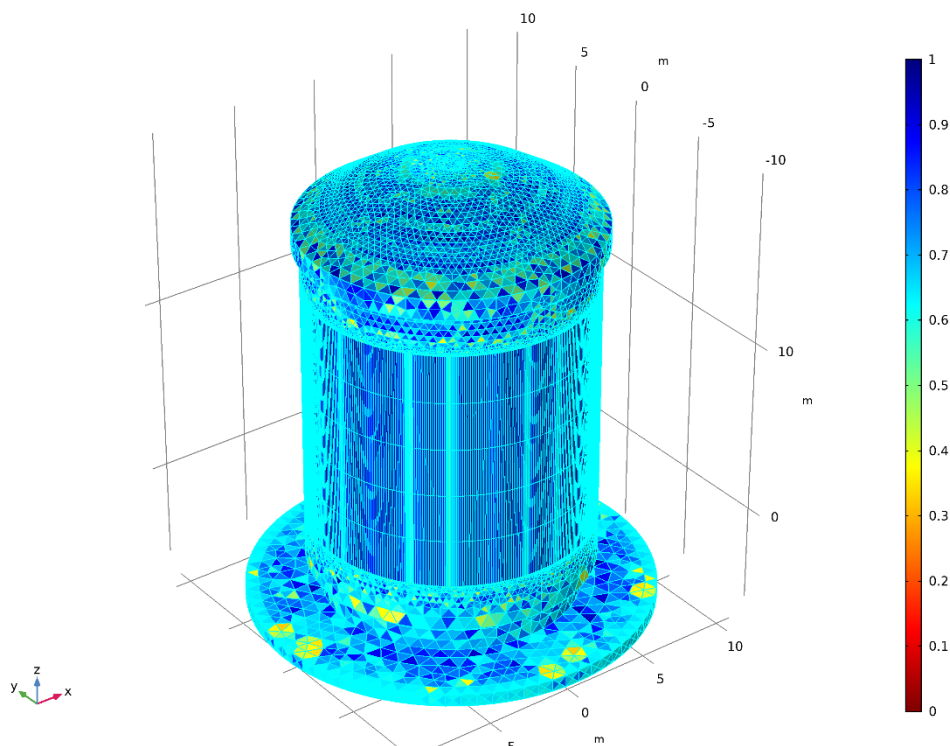


Figur 10-12 Elementindelning för del av reaktorinneslutning samt skevhet.

Figur 10-12 visar också skevheten för varje element, där 1 innebär en liten skevhet och 0 innebär en stor skevhet. Även i den här modellen var den lägsta skevheten cirka 0.6.

Beräkningen av temperaturfördelningen och fuktfördelningen för den reducerade geometrin innebar cirka 64 000 frihetsgrader och tog cirka 52 minuter respektive cirka 53 minuter. Den solidmekaniska beräkningsdelen resulterade i 278 000 frihetsgrader och det tog cirka 1 timme att genomföra den. Till beräkningarna användes en dator med två Intel® Xeon E5-1650 v4 3.60 GHz processorer med 6 kärnor vardera och totalt 32 Gb RAM.

Soliden som representerade den kompletta reaktorinneslutningen delades in i cirka 151 000 tetraedrar och 12 100 hexaedrar (cylinderväggen). Elementstorleken på en sida begränsades till maximalt 0,9 m och skevheten för elementen visas i skalan som ses till höger i Figur 10-13.



Figur 10-13 Illustration av elementindelning av reaktorinneslutning samt skevhet.

Färgskalan i Figur 10-13 representerar skevheten i varje solidelement där 1 innebär liten skevhet och 0 innebär stor skevhet.

Beräkningen av temperaturfördelningen och fuktfördelningen för kompletta reaktorinneslutningen resulterade i cirka 48 000 frihetsgrader och tog cirka 4 minuter respektive cirka 40 minuter. Den solidmekaniska beräkningsdelen resulterade i 2.5 miljoner frihetsgrader och det tog cirka 12 timmar att genomföra den. Till beräkningarna användes en dator med två Intel® Xeon E5 2643 3.30 GHz processorer med 4 kärnor vardera med totalt 32 Gb RAM.

## 10.2 RANDVILLKOR

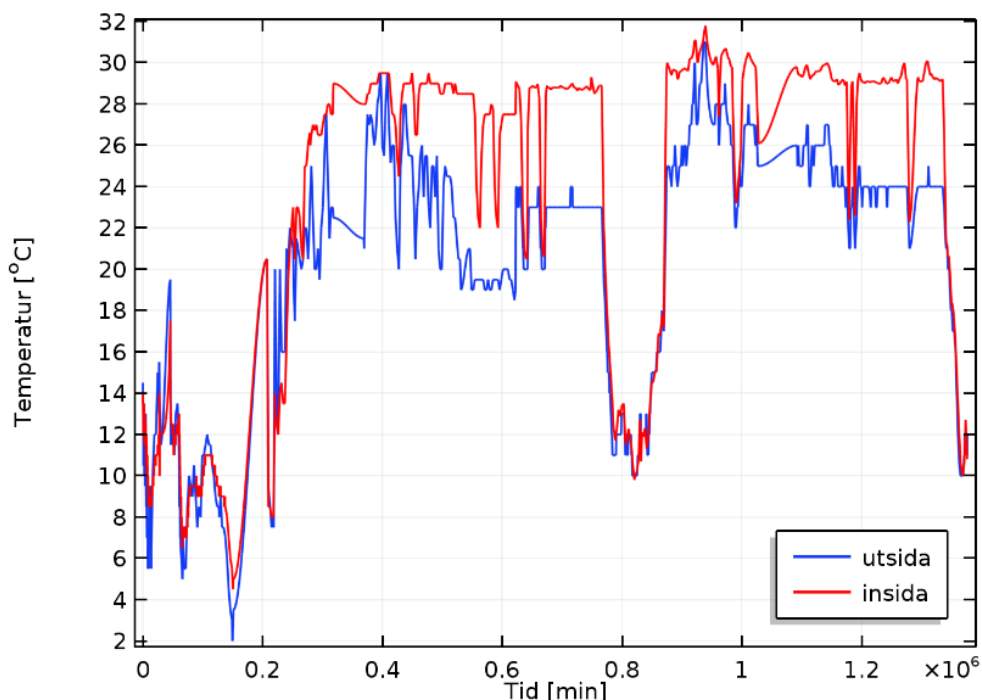
Randvillkoren för reaktorinneslutningen bestäms av de yttre faktorer som påverkar denna. Inneslutningen befinner sig innanför ett yttre betongskal och är därmed inte direkt påverkad av rådande väder. De mekaniska randvillkoren för reaktorinneslutningen har modellerats utan kännedom om undergrundens beskaffenhet eller om grundläggningstekniken.

### 10.2.1 Lufttemperatur

Temperaturen innanför det yttre skalet är styrd (kontrollerad). Värme tillförs under långa perioder men det förekommer även kortare perioder utan uppvärmning. Inledningsvis saknades tillgång till data på aktuell temperatur för

den analyserade tidsperioden och därför användes 20 °C konstant temperatur som randvillkor på både in- och utsidan av reaktorinneslutningen.

EDF tillhandahöll senare uppmätta data av in- och utvändig temperatur, se Figur 10-14, och relativ fuktighet, se Figur 10-15. Temperatur och relativ fuktighet registrerades var 5:e minut av flera sensorer än de som redovisas här.



Figur 10-14 Temperatur på insidan samt utsidan av reaktorinneslutningen.

I början av tidsperioden var utrymmet innanför det yttre skalet uppvärmt. Därefter värmdes utrymmet innanför det yttre skalet och temperaturen hölls vid ungefär 22 till 24 °C under stor del av tiden. Inuti reaktorinneslutningen var temperaturen cirka 28 till 30 °C. Vid två tillfällen i samband med trycktest stängdes uppvärmningen av vilket innebar att temperaturen gick ner till cirka 12 °C. Temperaturdata var tillgängliga för tidsperioden 2014-07-24 – 2018-03-30, i Figur 10-14 redovisas endast perioden från 2015-08-16 och framåt.

Randvillkoret definierades som ett konvektivt värme flöde,  $q_T$ , enligt Ekv. (25)

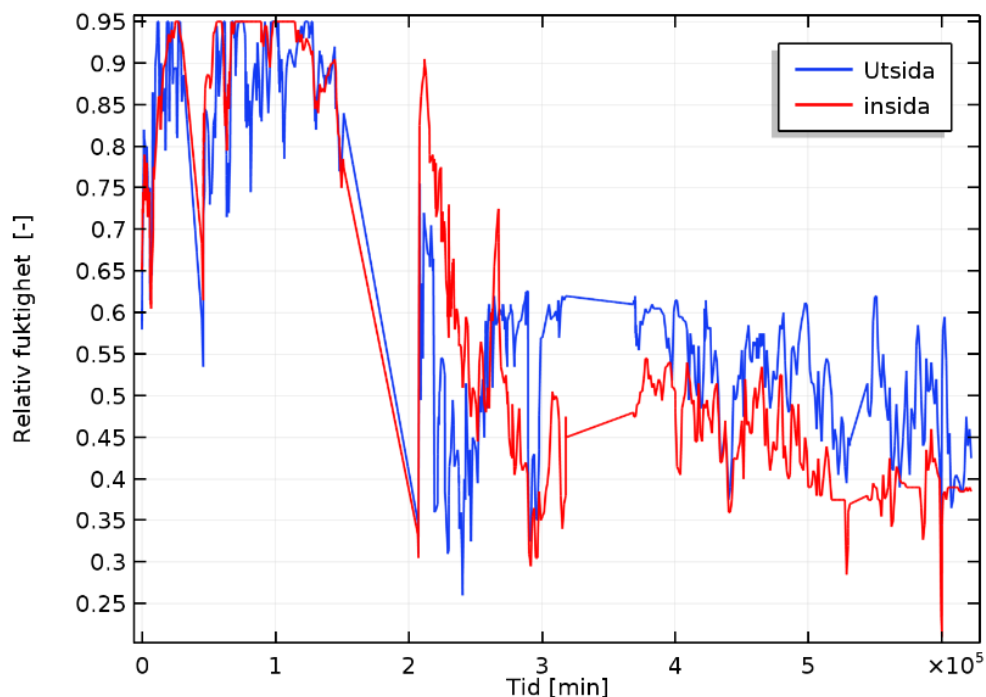
$$q_T = h_T \cdot (T_{ext} - T) \quad (25)$$

där  $h_T$ , är en övergångskoefficient 20 W/m<sup>2</sup>K,  $T_{ext}$ , är temperaturen utanför betongen och  $T$ , är yttemperaturen på betongen.

### 10.2.2 Luftfuktighet

Inledningsvis saknades mätdata för luftfuktigheten därför antogs att luftfuktigheten var konstant 50 % RF under hela tidsperioden på både in- och utsidan

av reaktorinneslutningen. En beräkning utfördes med dessa antagna data. EDF tillhandahöll sedan resultat från mätningar av relativ fuktighet och därefter användes dessa, se Figur 10-15.



Figur 10-15 Relativ fuktighet på insidan samt utsidan av reaktorinneslutningen uttryckt som decimaltal, 0.65 motsvarar 65 % RF.

Luftfuktigheten var hög till en början, cirka 90 % RF, i medel för att sedan sjunka till cirka 55 % RF. Data saknas för två tidsperioder, skälet till detta är okänt. Data för relativ fuktighet var tillgänglig för tidperioden mellan 2015-10-09 och 2016-12-14. Efter 2016-12-14 användes 43 % RF konstant på utsidan och 37 % RF på insidan som randvillkor då data saknades, dessa motsvarar sista noterade RF för mätperioden. Notera också att loggen har modifierats så att randvillkoret inte överstiger 95 % RF. Flera mätningar visade över 100 % RF vilket inte är rimligt.

Randvillkoret för fukttransporten genom ytan på reaktorinneslutningen definierades analogt med randvillkoret för temperatur som ett konvektivt fuktflöde med ett övergångsmotstånd, enligt Ekv. (26)

$$q_{RF} = h_{RF} \cdot (RF_{ext} - RF) \quad (26)$$

där  $h_{RF}$  är en övergångskoefficient,  $RF_{ext}$  är relativa fuktigheten utanför betongytan och  $RF$  är relativa fuktigheten på betongytan.

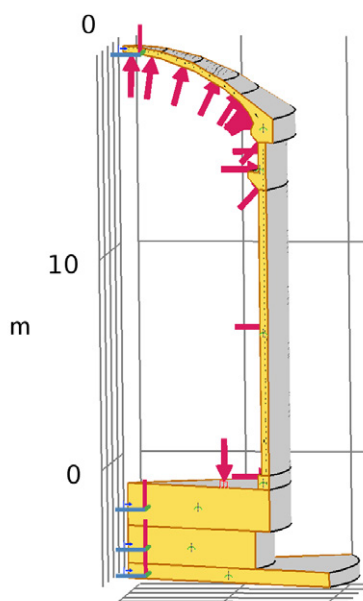
### 10.2.3 Mekaniska randvillkor

Det mekaniska randvillkoret gentemot marken och undergrunden har inte så stor inverkan på den globala responsen från trycktesterna. Ett skäl till detta är att

mätpunkterna som ska beräknas inte befinner sig nära grundkonstruktionen. Syftet med simuleringen är heller inte att analysera till exempel tvångskrafter eller kantresning av grundplatta.

Randvillkoren för de två olika geometrierna måste definieras på lite olika sätt. Randvillkoret för 45° sektorn av reaktorinneslutningen måste ta hänsyn till inverkan av den uteslutna delen av geometrin som inte finns med i beräkningen.

Grundplattan på 45° geometrin definierades som fixerad. För de vertikala ytorna, se orange fält i Figur 10-16, som begränsar 45° geometriens utbredning ansattes ett symmetrivillkor. Vidare förhindrades rörelse i planet parallellt med bottenplattans utbredning genom att fixera z-axeln i x- och y-led.



Figur 10-16 De orangefärgade ytorna visar var symmetrivillkor ansattes för 45-gradersgeometrin

De röda kraftiga pilarna i Figur 10-16 visar vilka ytor som belastades av det utbredda trycket under trycktestet.

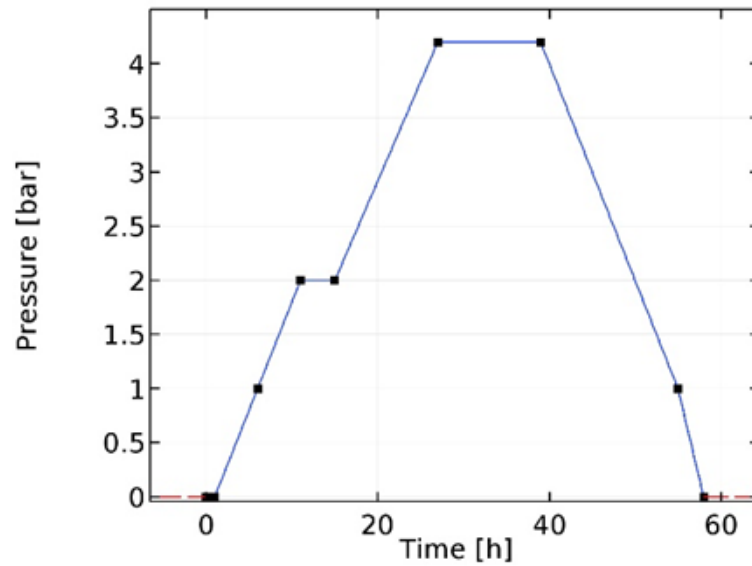
Grundplattan på den kompletta geometrin antogs vara fast inspänd mot mark, genom att samtliga frihetsgrader låstes för förskjutningar.

#### 10.2.4 Trycktest

Reaktorinneslutningen utsattes för fem trycktester vilket innebär att konstruktionen återkommande deformeras. Dessa trycktester genomförs med start dag 79, 161, 575, 582 samt 952. Trycktesterna har inte genomförts helt enligt de förutsättningar som angetts initialt men de är utförda med start enligt tidplan.

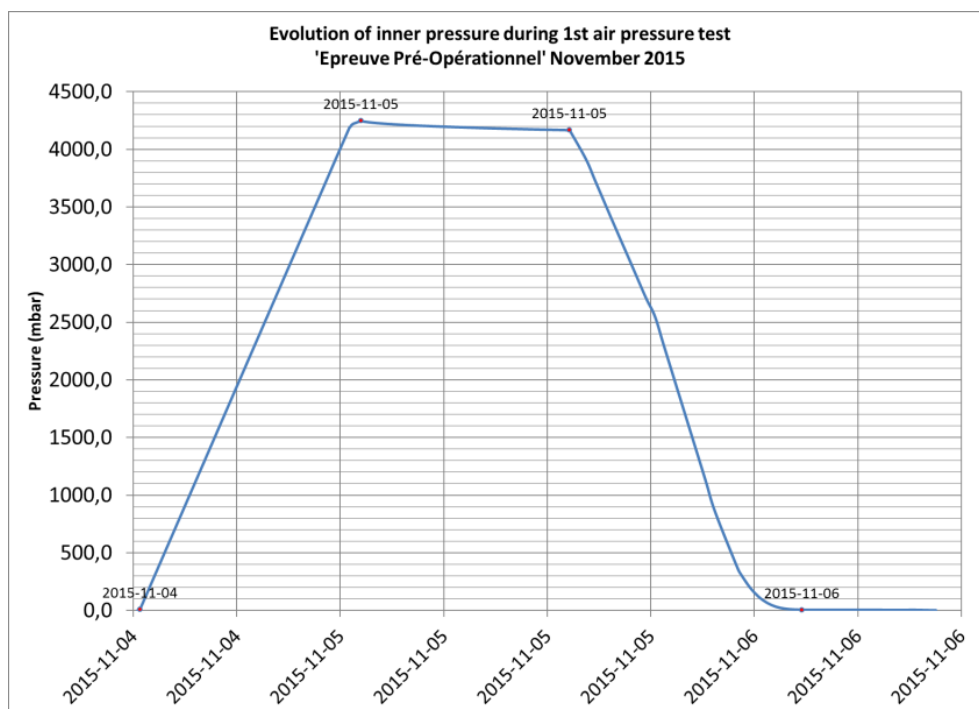


I Figur 10-17, visas hur lufttrycket under trycktestet var tänkt att variera med tiden enligt plan.



Figur 10-17 Övertryckets storlek relativt atmosfärstrycket som belastar insidan av reaktorn under ett trycktest.

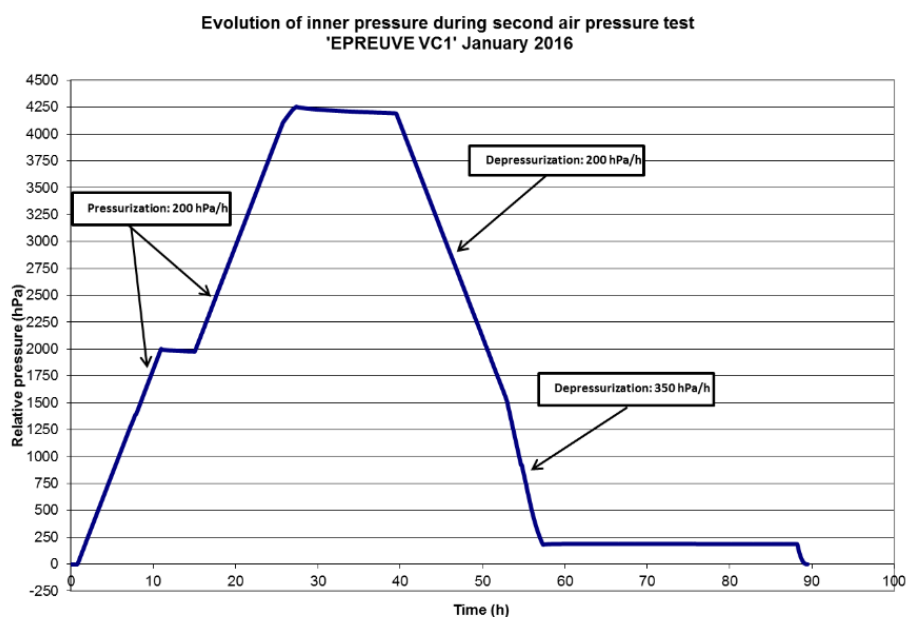
EDF redovisade resultat från mätningar av trycket för trycktest Pre-Op vilket visas i Figur 10-18.



Figur 10-18 Lufttrycket för trycktest Pre-Op som funktion av tiden

Luftrycket stiger kontinuerligt från början och upp 4,2 bars övertryck utan att det finns någon tydlig plattå vid 2 bars tryck vilket innebär en avvikelse från det tänkta trycktestet. Däremot ser det ut som om trycksänkingshastigheten efter 4,2 bars-plattån förändras enligt det tänkta förloppet. Den totala tiden för trycktest Pre-Op är endast cirka 36 timmar vilket inte stämmer överens med förutsättningarna, där den totala tiden för trycktestet var cirka 56 timmar.

EDF redovisade även resultat från mätningar av trycktest VC1 vilket visas i Figur 10-19.



Figur 10-19 Luftrycket för trycktest VC1 som funktion av tiden

I mätningarna syns tydligt att trycket stiger upp till en första plattå vid 2 bar och en andra plattå vid 4,2 bar, sedan sänks trycket med två olika hastigheter ner till cirka 0,25 bar. Trycket 0,25 bar hålls sedan konstant under 30 timmar. Även det här trycktestet är en avvikelse gentemot förutsättningarna, men skillnaden är inte så stor. Trycktestet ligger rätt i tid och tiden för trycktestet är cirka 56 timmar.

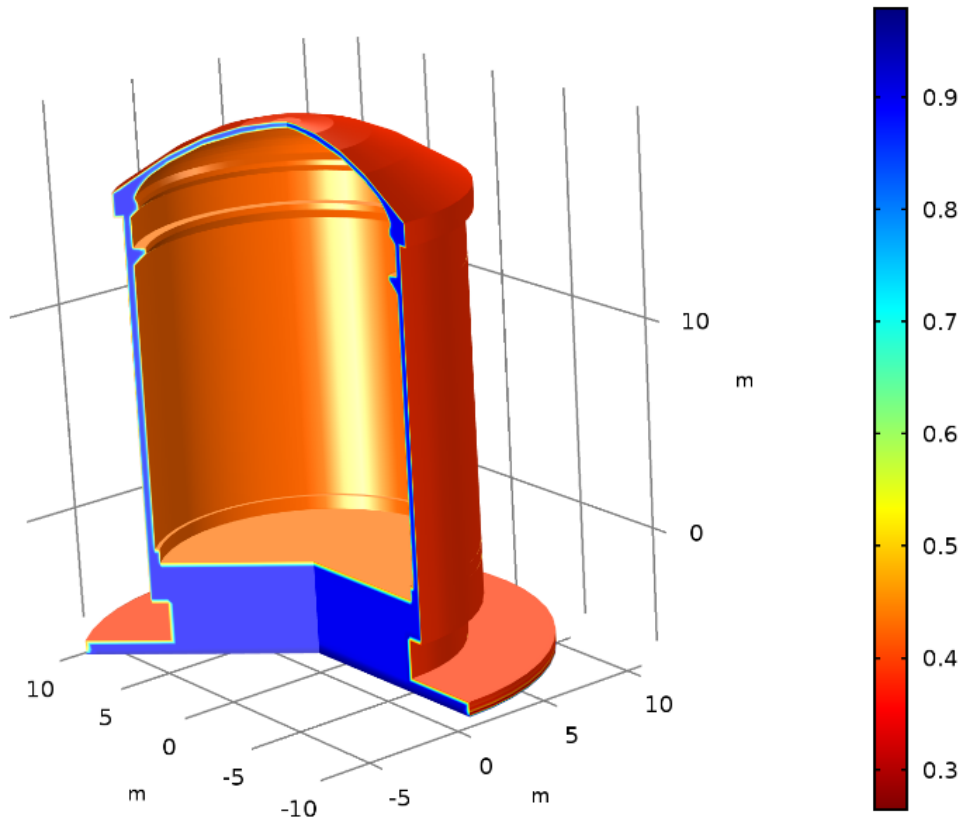
### 10.3 RESULTAT

I det här avsnittet redovisas resultaten från de utförda beräkningarna samt resultat från direkta mätningar utförda av EDF.

#### 10.3.1 Uttorkning/fukttillstånd

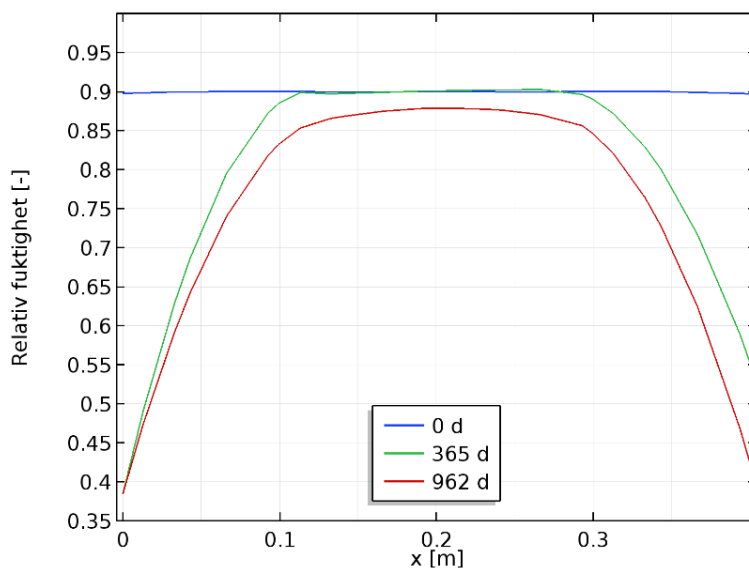
Relativa fuktigheten i hela reaktorinneslutningen antogs ha torkat ner till 90 % RF fram till beräkningsstart och det fukttillståndet ansattes som initialvillkor för beräkningen. Därefter torkade reaktorinneslutningen i det klimat som angavs från EDF. Beräkningen genomfördes med en 2D-axialsymmetrisk geometri vilket

reducerar beräkningstiden betydligt. Figur 10-20 visar relativa fuktigheten i reaktorinneslutningen efter 962 dygns uttorkning.



Figur 10-20 Beräknad relativ fuktighet i reaktorinneslutningen efter 962 dygn.

Figur 10-21 visar relativa fuktigheten i cylinderväggen vid beräkningsstart (0 dygn), efter 1 år och efter 2,6 år (962 dygn) för 45° sektorn.



Figur 10-21 Beräknad relativ fuktighet i cylinderväggen vid beräkningsstart 0 dygn (blå heldragen linje), efter 365 dygn (grön heldragen linje) och efter 962 dygn (röd heldragen linje) för 45° sektorn.

Resultatet från beräkningen visar att relativa fuktigheten i den centrala delen av cylinderväggen är cirka 88 % RF efter 962 dygn. Det är i princip de yttersta 5 cm betong på vardera sidan som har torkat.

Det innebär att krympningen i de mittersta 30 cm av cylinderväggen är väldigt liten därför försumrades den i den strukturmekaniska beräkningen i den globala geometrin. Ett annat skäl är att elementindelningen i den strukturmekaniska beräkningen måste vara finare eller lika fin som för uttorkningsberäkningen för att kunna ta hänsyn till den torrare ytan. Relativa fuktigheten i tvärsnittet antogs vara oförändrad under beräkningstiden i den globala geometrin.

För 45° sektorn användes en något finare elementindelning vilket innebar att uttorkningen och krympningen inkluderades i den beräkningen.

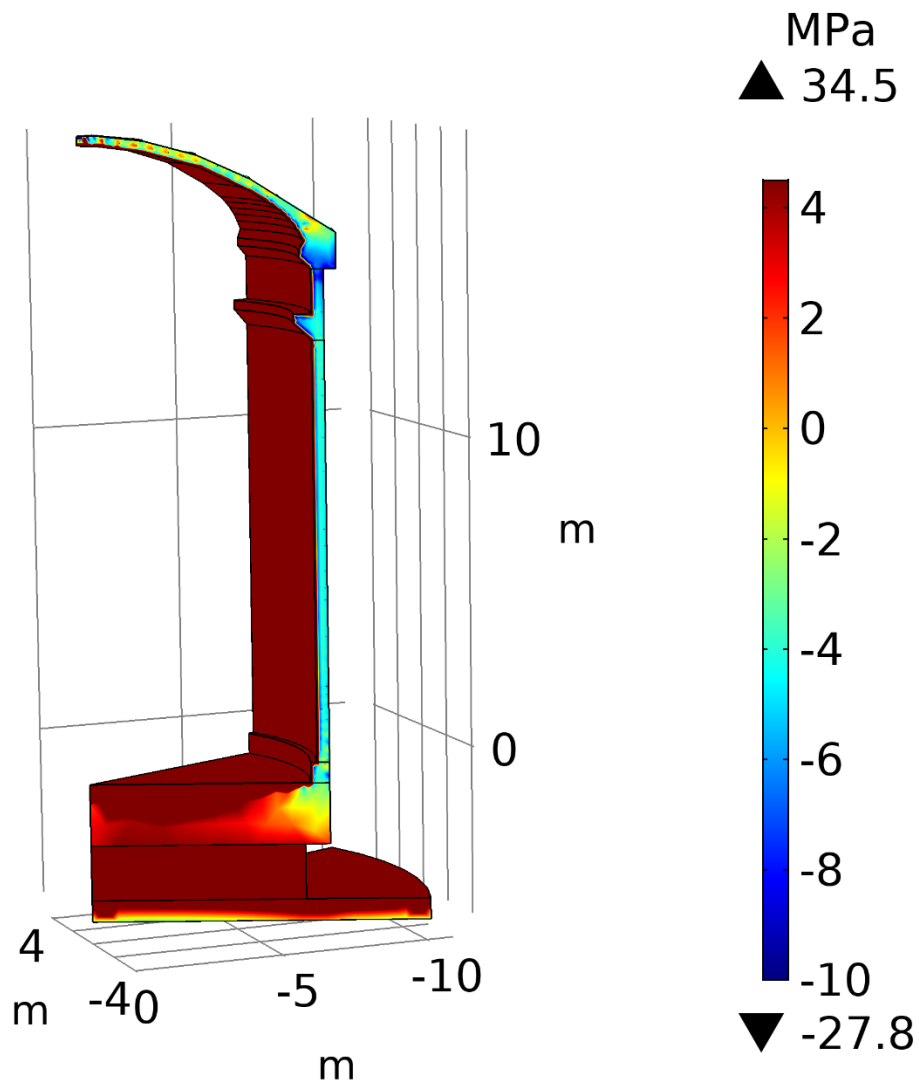
### 10.3.2 Spänningar

Spänningarna i reaktorinneslutningen förändras med tiden på grund av att betongen kryper och krymper när den torkar. Därtill påverkas spänningarna av förluster i spännkrafter i spännkablarna.

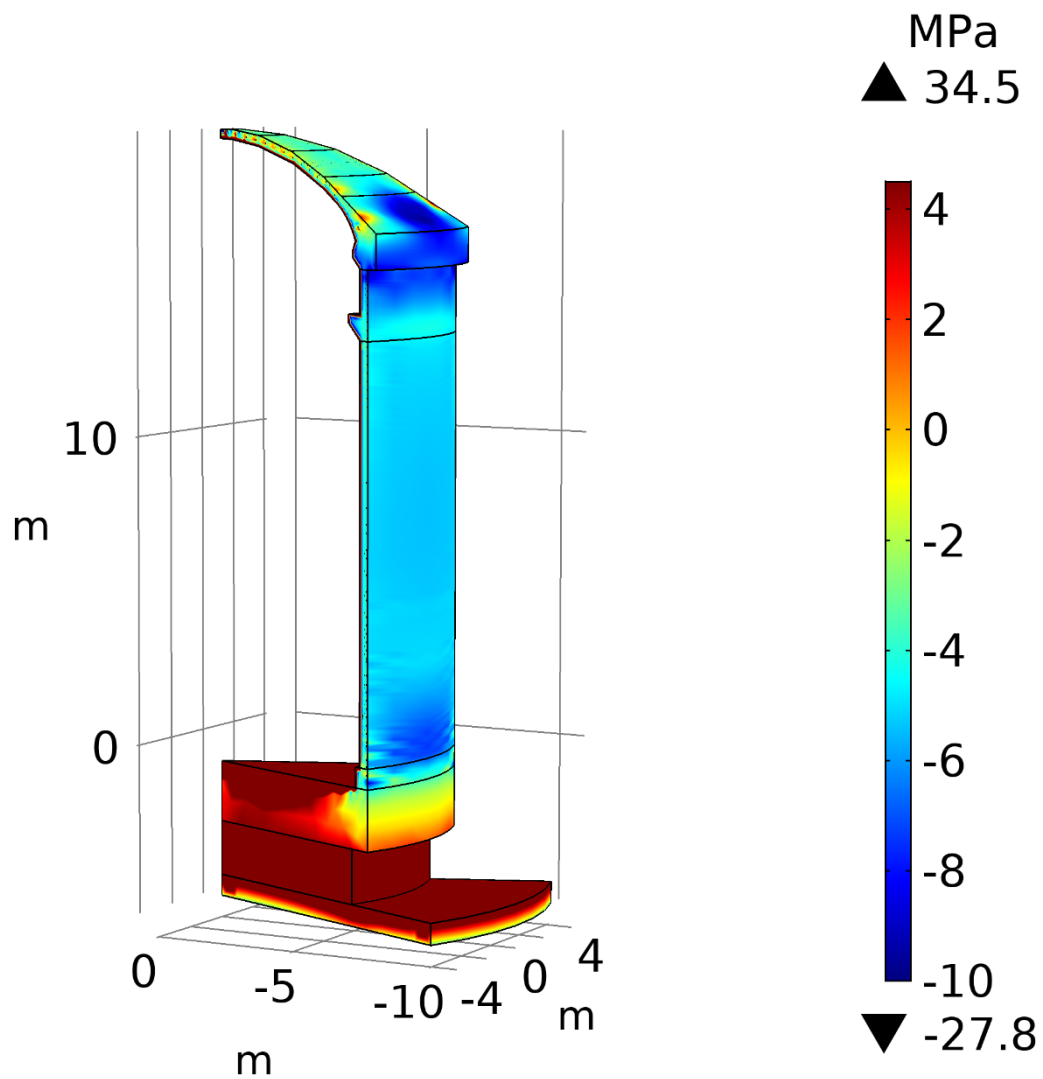
Spänningarna redovisas i tangentiell för två trycktester, det första som inträffar efter cirka 79 dygn och det sista som inträffar 952 dygn efter beräkningsstart. Reaktorinneslutningen visas från två olika perspektiv så att de tangentiella spänningarna på in- och utsidan av reaktorinneslutningen åskådliggörs, se Figur 10-22 till Figur 10-25. Färgskalan är anpassad så att spänningar över +4.5 MPa (maximal draghållfasthet för aktuell betong) motsvarar röd och blå motsvarar tryckspänningar lägre än -10 MPa. De områden som är röda är således utsatta för dragspänningar som är större än draghållfastheten vilket innebär risk för sprickor.

I Figur 10-22 och Figur 10-23 ses tydligt att redan vid tidpunkten för första trycktestet är dragspänningarna i den tangentiella riktningen är större än draghållfastheten i ytskiktet på insidan av reaktorinneslutningen. Detta beror på

att relativa fuktigheten är låg på insidan och att betongen torkar ut och krymper mer på ytan än längre in i betongen. Utsidan har en högre relativ fuktighet och därför torkar inte betongen så mycket på utsidan vilket innebär att den heller inte krymper så mycket som insidan. I det här skedet är det tryckspänningar i betongen på utsidan av reaktorinneslutningen. Betongen i övrigt är utsatt för tryckpåkänning på grund av spännkablarna.

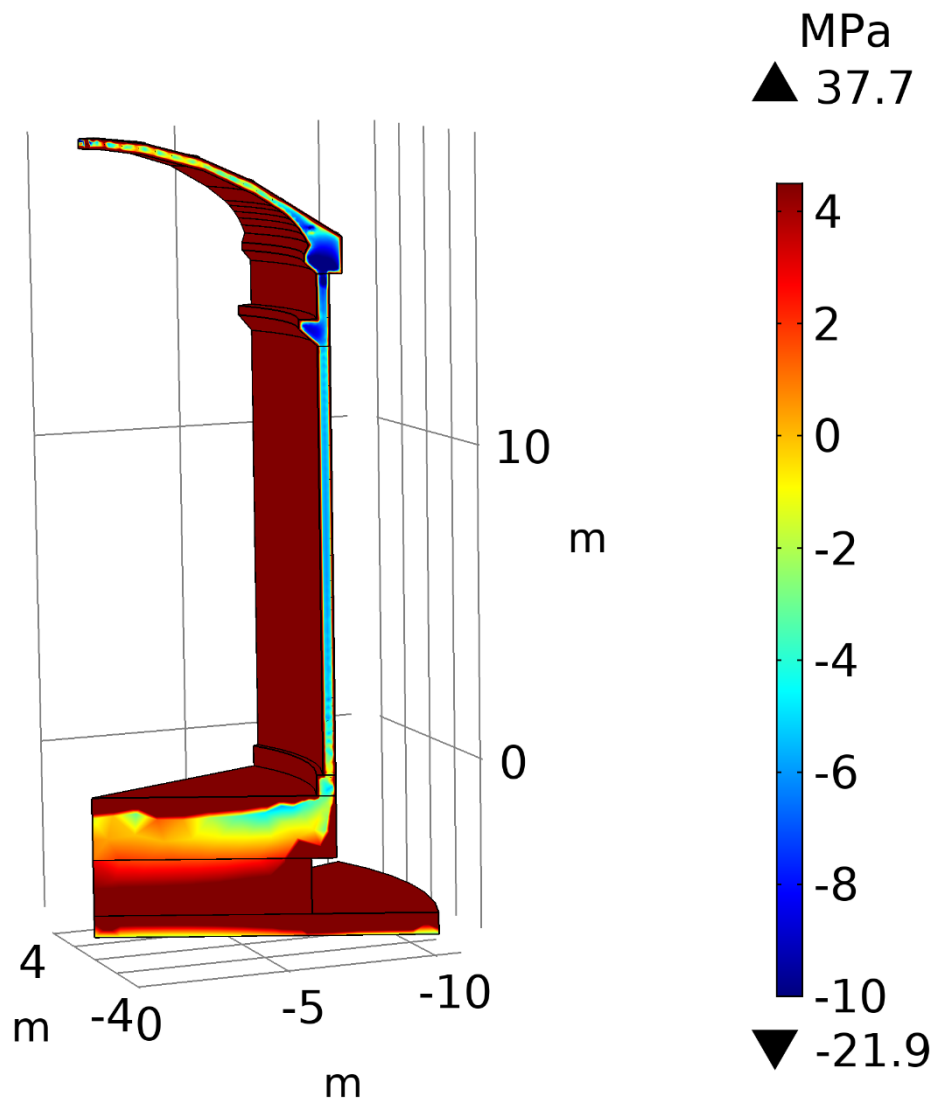


Figur 10-22 Tangentiella spänningar i reaktorinneslutningen vid det första trycktestet sett från insidan.

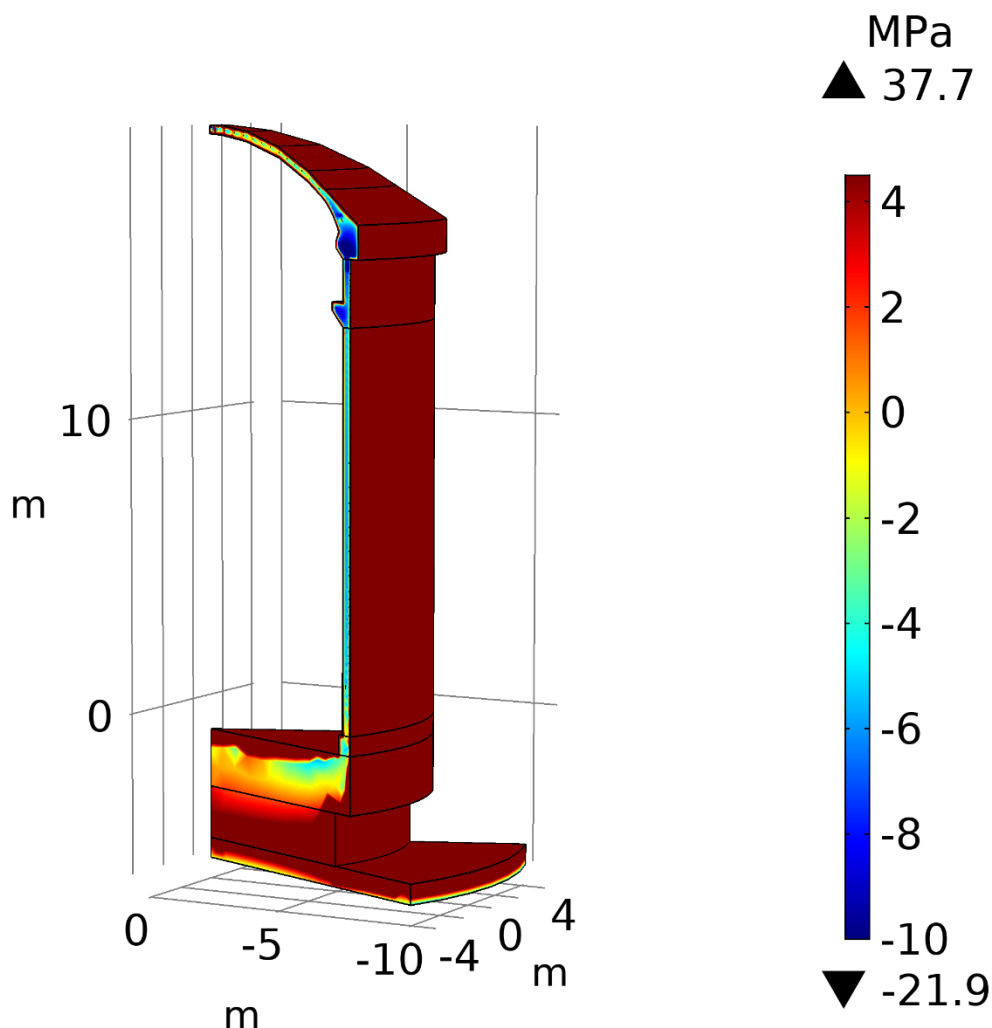


Figur 10-23 Tangentiella spänningar i reaktorinneslutningen vid det första trycktestet sett från utsidan.

De tangentiella spänningarna vid det sista trycktestet redovisas i Figur 10-24 och Figur 10-25.



Figur 10-24 Tangentiella spänningar i reaktorinneslutningen vid det första trycktestet sett från insidan.



Figur 10-25 Tangentiella spänningar i reaktorinneslutningen vid det sista trycktestet sett från utsidan.

I Figur 10-24 och Figur 10-25 visas tangentiella spänningarna i betongen för det sista trycktestet. Uttorkningen har därmed fortskridit under en längre tid vilket innebär att krympningen sker längre in i betongen. Detta innebär i sin tur att dragspänningarna överskrider draghållfastheten längre in i betongen. Spänningarna på utsidan av reaktorinneslutningen överskrider också draghållfastheten vid det sista trycktestet i den här benchmarken. Betongen i väggen i övrigt är utsatt för tryckpåkning på grund av spännkablar.

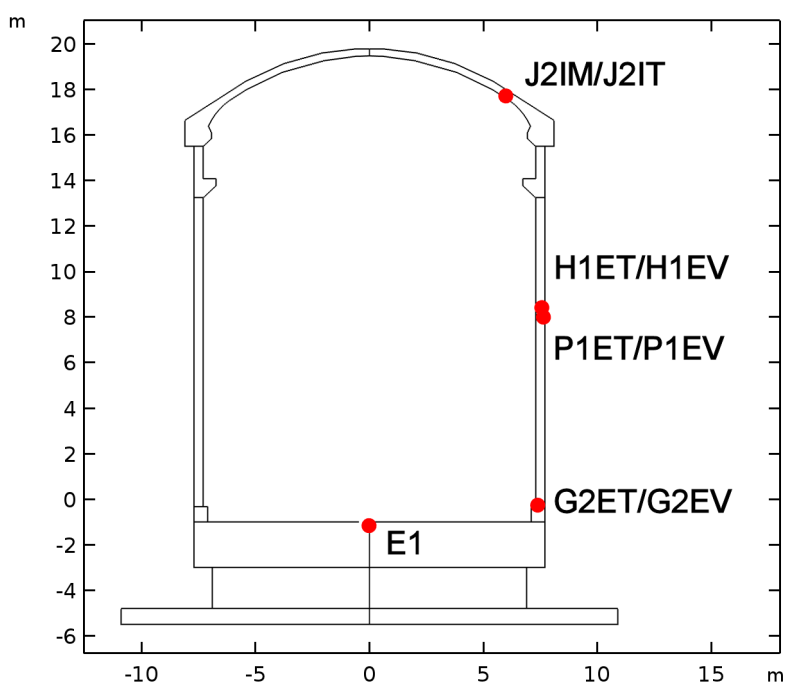
Resultatet visar att det är stor risk för sprickor i ytskiktet på betongen på både in och utsida då dragspänningarna överskrider draghållfastheten. Men det är inte stor risk att de är genomgående eftersom de centralare delarna av betongen är belastade med tryckspänningar. Det framgår från figurerna att de inducerade dragspänningarna är väldigt ytliga och beror främst gradienten i relativ fuktighet, se Figur 10-21. Där framgår att relativ fuktighet går från ca 40 % till 70 % på en sträcka av ca 5 cm. Denna skarpa gradient uppkommer normalt vid fuktfördelningar i grövre konstruktioner, [8]. Den blir något överdriven till följd att



den relativa fuktigheten definieras som föreskrivna nodvärden (dirchlet villkor), men liknande beteende, om än med något högre relativ fuktighet vid ytan, skulle även erhållits om övergångsmotstånd hade definieras istället. Den sprickbildning som kan förväntas av denna fuktgradient är väldigt ytlig och skulle endast leda till ytkrackelering. Denna ytkrackelering förväntas inte ha någon större inverkan på inneslutningens globala beteende.

### 10.3.3 Töjningar

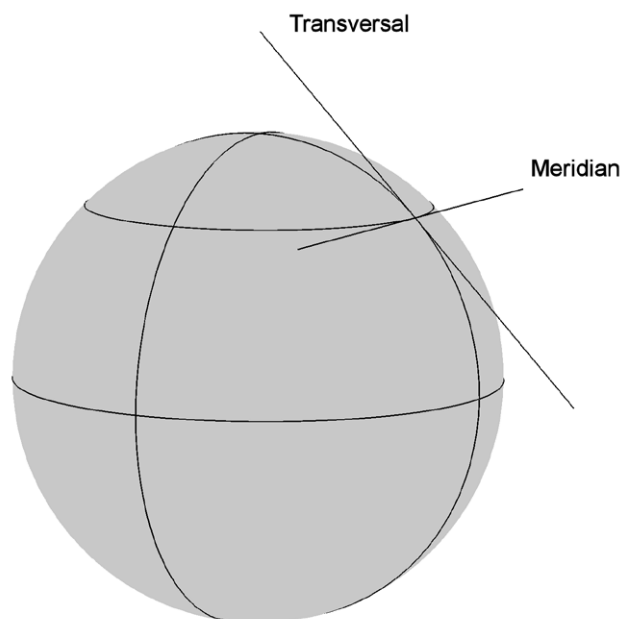
Långtidsdeformationernas utveckling med tiden i reaktorinneslutningen redovisas i det här avsnittet för ett antal mätpunkter. Både de deformationer som mätts samt de som beräknats redovisas i samma diagram. Där inget annat anges redovisas resultatet från beräkningar utförda med den reducerade geometrin, 45° sektorn, se Figur 10-7. De beräknade töjningarna för punkterna är valda utifrån var de är placerade i reaktorinneslutningen. De representerar punkter i grundkonstruktionen, E1, sockeln längst ner på cylinderväggen (G2ET/G2EV), cylinderväggen (P1ET/P1EV och H1ET/H1EV) samt kupolen (J2IM/J2IT), se Figur 10-26.



Figur 10-26 De utvärderade mätpunkternas position (röd punkt) i reaktorinneslutningen

Dessa olika punkter representerar delar av konstruktionen som befinner sig nära och längre ifrån den strukturellt styva delen av reaktorinneslutningen (bottenplattan). De representerar också i viss mån punkter med olika tjocklek vilket påverkar fuktförhållandena i mätpunkten.

I varje mätpunkt finns två sensorer som mäter töjning i två olika riktningar, vertikalt (V) samt tangentiellt (T). I mätpunkten i kupolen mäts töjningen i transversal- och meridianriktningen, se Figur 10-27.

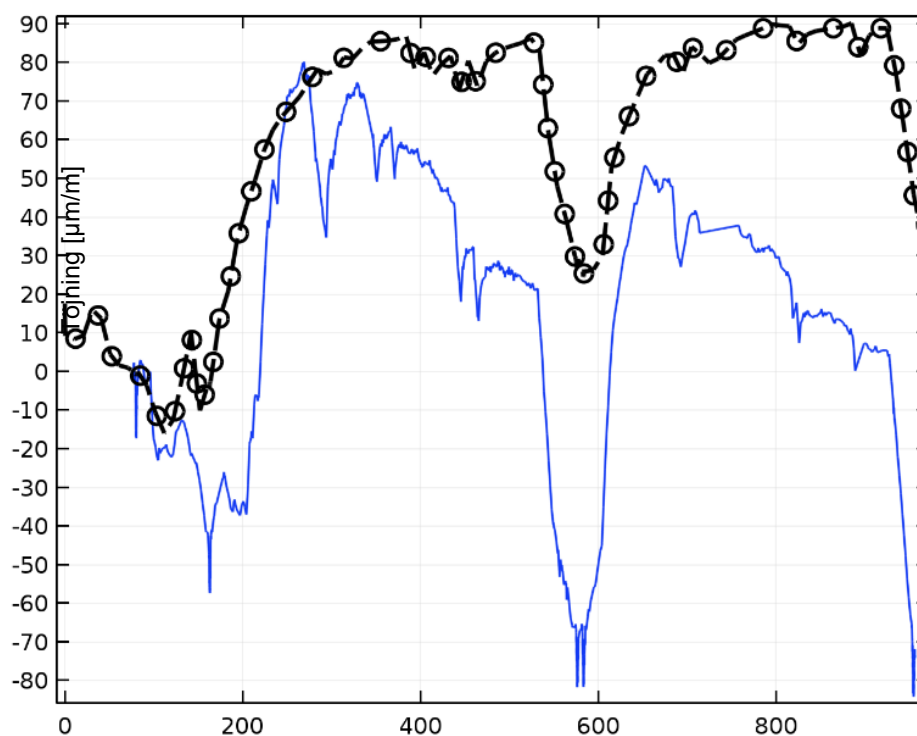


Figur 10-27 Transversal- och meridianriktning i en sfär, vilket kupolen på reaktorinneslutningen kan liknas vid.

De uppmätta töjningarna redovisas med en tunn heldragen linje (blå) och de beräknade töjningarna redovisas med en tjockare streckad linje markerad med cirklar.

Y-axeln visar töjningarna i  $\mu\text{m}/\text{m}$  och x-axeln visar tiden i dygn från beräkningsstart. Vid dygn 77,5 nollställs töjningarna. Första trycktestet startar 79 dygn efter beräkningsstart.

I Figur 10-28, visas den beräknade samt uppmätta radiella töjningen för punkt E1 som är placerad i centrum av grundplattan på höjden -1,15 m samt radien 0 m. Beräkningen för den här punkten är utförd med den globala geometrin.



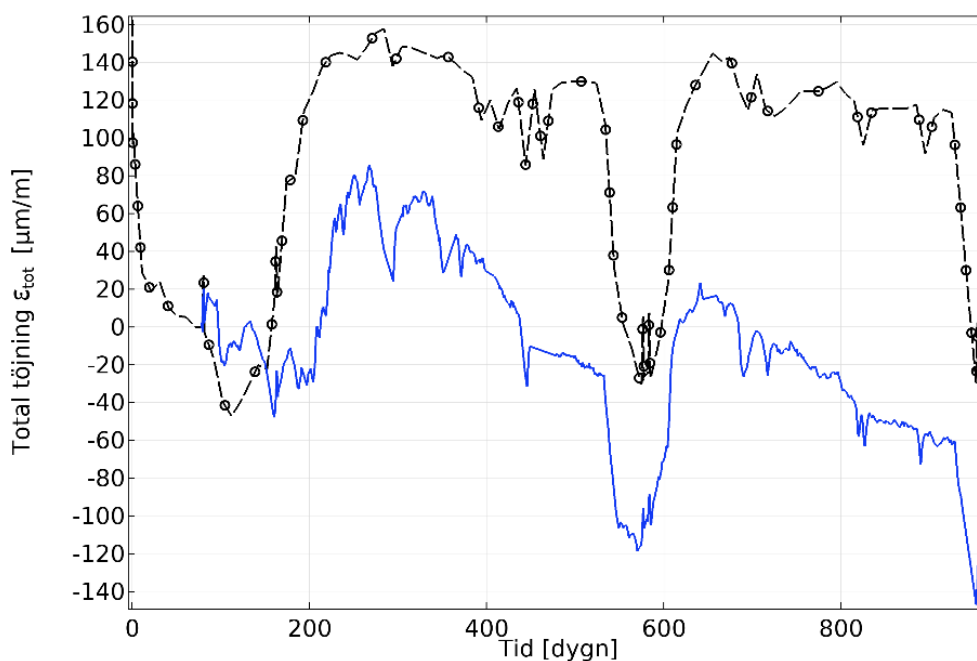
Figur 10-28 Beräknad och uppmätt radiell töjning i punkt (E1) i centrum av grundplattan (Z=-1,15 m, R=0 m).

Den beräknade och mätta radiella töjningen har liknande utveckling med tiden. Dock visar mätningarna att töjningarna ökar mer med tiden, se perioden mellan 250 och 550 dygn, jämfört med beräkningen. En viss antydning till att de beräknade töjningarna ökar med tiden kan ses mellan 350 och 450 dygn.

Den plötsliga förändringen vid 200 dygn sammanfaller med att temperaturen ökar, likaså sker en plötslig förändring vid 450 dygn och 620 dygn vilket också sammanfaller med stora temperaturförändringar. Den uppmätta töjningen är cirka 90  $\mu\text{m}/\text{m}$  vid ett temperaturfall på 20 °C medan den beräknade töjningen är cirka 60  $\mu\text{m}/\text{m}$ . Det kan bero på att längdutvidgningskoefficienten för betongen i reaktorinneslutningen är större än vad som antagits i beräkningsmodellen.

Den här punkten sitter 0,15 m in i en mycket grov konstruktion vilket innebär att temperaturen i punkten påverkas en del av temperaturförändringar på ytan. Fukttillståndet i den här punkten påverkas mindre av fukttillståndet på ytan på grund av att fukttransportkoefficienten är låg. Både temperaturen och fukttillståndet påverkar krypningen hos betongkonstruktionen.

I Figur 10-29, visas den beräknade samt uppmätta tangentiella töjningen för en punkt som finns vid sockeln (G2ET) på höjden -0,25 m samt radien 7,61 m.



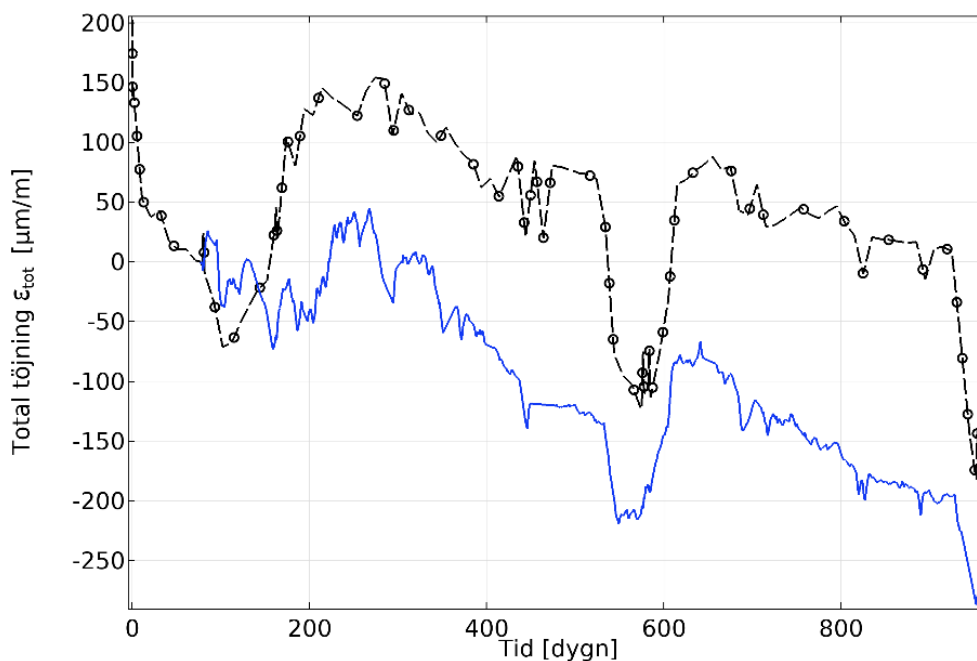
Figur 10-29 Beräknad och uppmätt tangentiell töjning i en punkt (G2ET) vid sockeln (Z=-0,25 m, R=7,61 m).

Den stora förändringen av den beräknade tangentiella töjningen som sker i början av tidsperioden beror på att spännkablarna spänns upp. Den uppmätta responsen på uppspänningen av spännkablarna är inte inkluderad i diagrammet.

Storleksordningen på den beräknade tangentiella töjningens utveckling med tiden är snarlik den uppmätta. I tidsperioden mellan 200 dygn och 550 dygn ger beräkningen en mindre tidsberoende töjning vilket tyder på att krypmodellen är en underskattning av det uppmätta beteendet. För perioden mellan 620 dygn och 950 dygn ses samma tendens.

De plötsliga förändringarna som sker vid dygn 200, 550, 620 och 950 sammanfaller med snabba temperaturförändringar jämför Figur 10-14. Även mindre variationer i temperatur påverkar töjningen vilket syns i figuren som små kortvariga förändringar av storleken på töjningen.

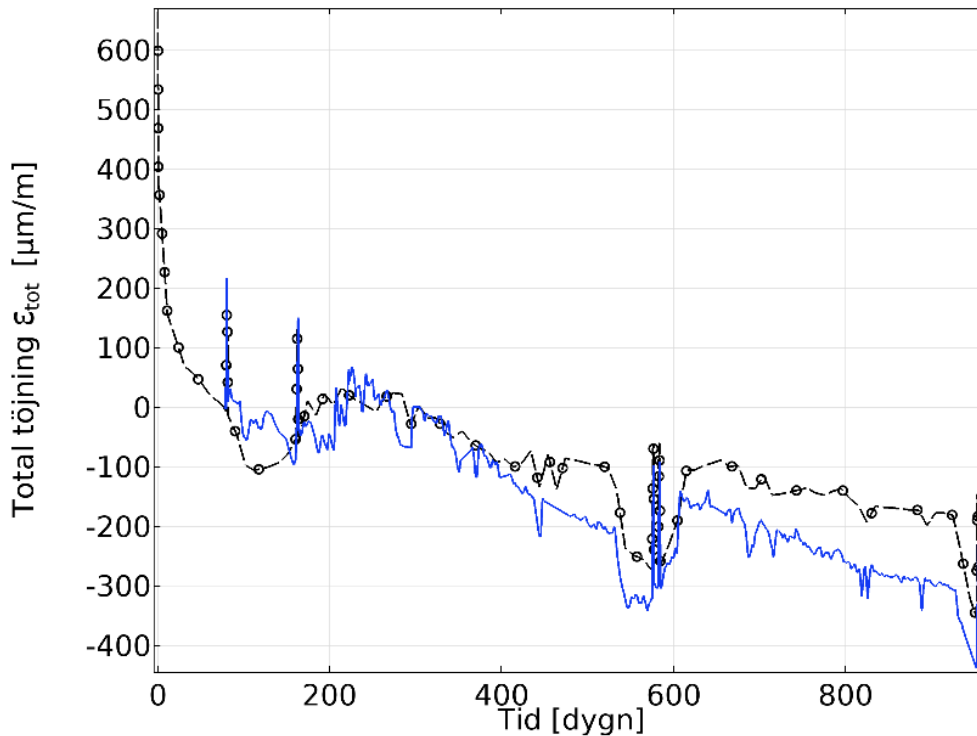
Den vertikala töjningens utveckling med tiden för mätpunkten vid sockeln G2EV visas i Figur 10-30.



Figur 10-30 Beräknad och uppmätt vertikal töjning i punkt G2EV vid sockeln (Z=-0,25 m, R=7,61 m).

De första dagarna fram till första trycktestet är den beräknade vertikala töjningen cirka 200  $\mu\text{m/m}$ , vilket beror på att spännkablarna spänns upp. Sedan minskar töjningen fram till dag 200 och detta beror på att temperaturen stiger i konstruktionen. Den beräknade vertikala töjningen i sockeln ökar sedan långsamt med tiden, vilket motsvarar den tidsberoende deformationen, materialet kryper. Vid tiden mellan 550 och 610 dygn sänks temperaturen för att sedan återigen höjas vilket avspeglas i den totala töjningen. Den uppmätta töjningen för samma punkt ökar också med tiden men storleken på krypningen är något större än den beräknade. Detta antyder att beräkningar utförda enligt Eurokod 2 underskattar den verkliga krypningen i konstruktionen, referens vilket ligger i linje med tidigare resultat [17].

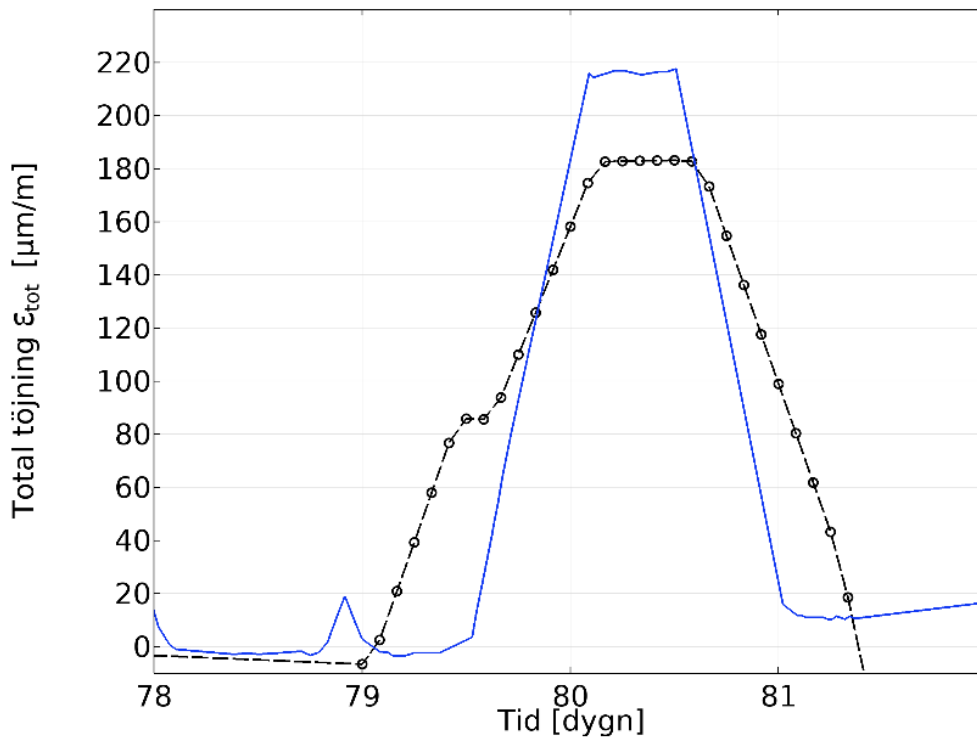
Den tangentiella töjningens utveckling med tiden i en punkt på cylinderväggen (H1ET) redovisas i Figur 10-31.



Figur 10-31 Beräknad och uppmätt tangentiell töjning i punkt H1ET på cirka halva höjden av cylinderväggen (Z=8,43 m, R=7,58 m).

I början sker en stor tangentiell töjning, cirka 650  $\mu\text{m}/\text{m}$ , när spännkablarna spänns. Beräkningsresultatet visar att den tangentiella töjningen ökar gradvis med tiden vilket stämmer överens med den uppmätta töjningen, dock verkar den beräknade tidsberoende töjningen underskatta den uppmätta, jämför tiden mellan dygn 200 och 550, se Figur 10-31. Den plötsliga ökningen av töjningen som sker vid ungefär 550 dygn stämmer väl överens med den uppmätta som också ökar vid samma tillfälle och av motsvarande storleksordning. Som redan nämnts är detta en följd av att temperaturen plötsligt förändras vid den tidpunkten.

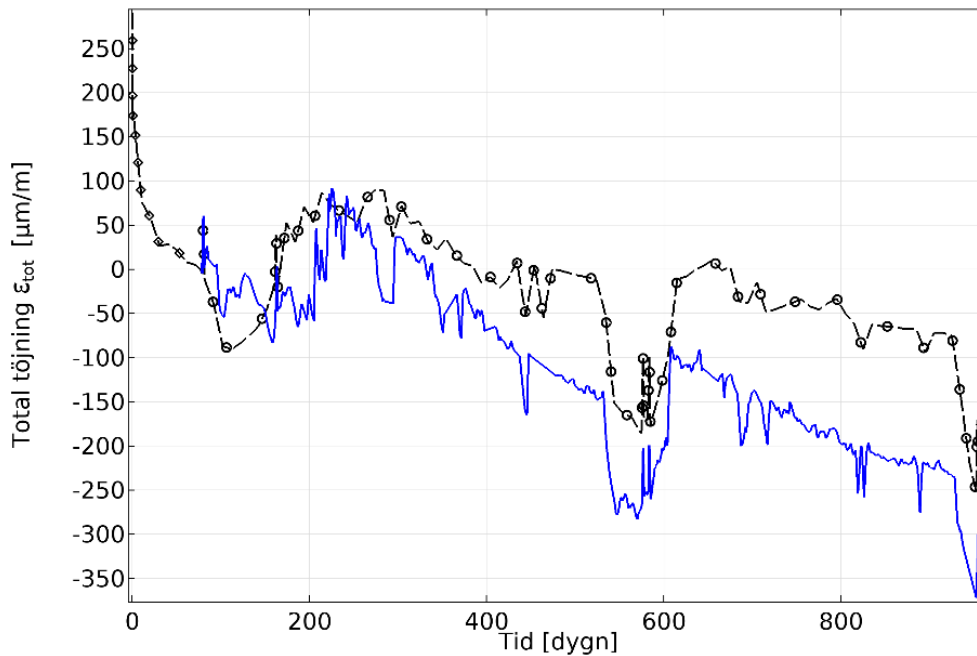
I Figur 10-32 visas de tangentiella töjningarna för punkt (H1ET), under en kort tidsperiod, när det första trycktestet äger rum.



Figur 10-32 Beräknad och uppmätt tangentiell töjning vid första trycktestet i punkt H1ET på cirka halva höjden av cylinderväggen (Z=8,43 m, R=7,58 m).

Den beräknade tangentiella töjningen är cirka 20 % lägre än den uppmätta. Plattån som syns i diagrammet vid 79,5 dygn beror på att det simulerade trycktestet följer det planerade trycktestet. Den uppmätta töjningen tyder även i det här fallet på att det inte finns någon plattå med konstant 2 bars övertryck under tryckstegringsfasen, utan trycket ökar med konstant hastighet. Den uppmätta töjningen tyder också på att tiden för trycktestet är kortare än den i förväg planerade, vilket bekräftades av mätningen av trycket under trycktestet som redan nämnts, se Figur 10-18.

Den vertikala beräknade och uppmätta töjningen i mätpunkt H1EV visas i Figur 10-33.

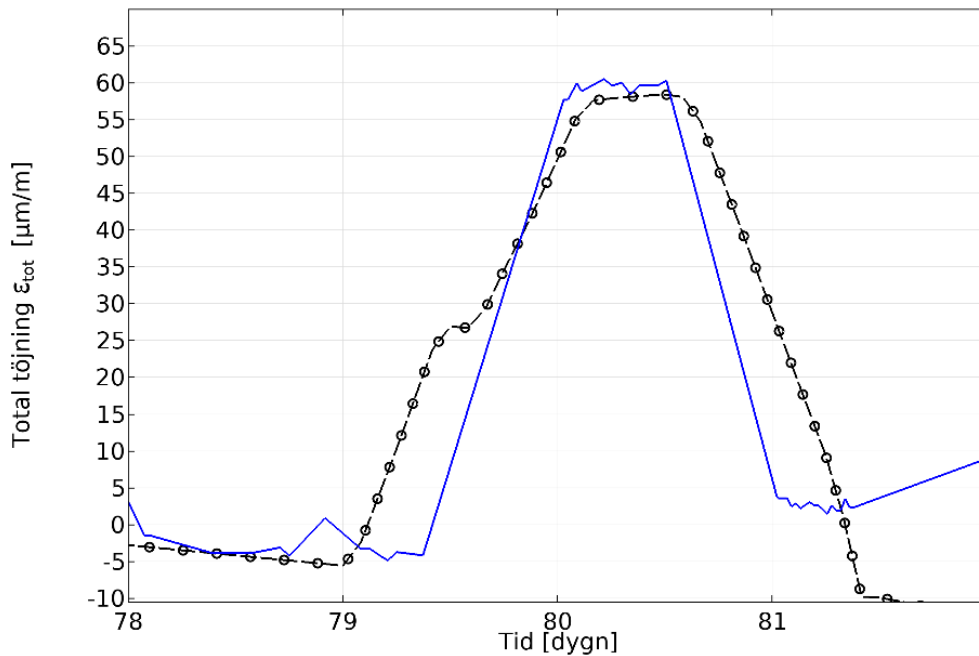


Figur 10-33 Beräknad och uppmätt vertikal töjning i punkt H1EV på cirka halva höjden av cylinderväggen (Z=8,43 m, R=7,58 m).

Beräkningen visar att den vertikala töjningen tidigt efter uppspanningen av spännkablar är ungefär 250  $\mu\text{m/m}$ . Efter det sker en successiv ökning av töjningen med tiden vilket är en effekt av den tillämpade krypmodellen. Den uppmätta töjningen visar att krypningen i materialet är större och sker snabbare än vad beräkningen förutsäger. Efter cirka 520 dygn sker en markant ökning av töjningen för att sedan minska vid cirka 600 dygn. Den förändringen beror av att temperaturen sänks betydligt vid 520 dygn för att sedan höjas efter cirka 600 dygn.



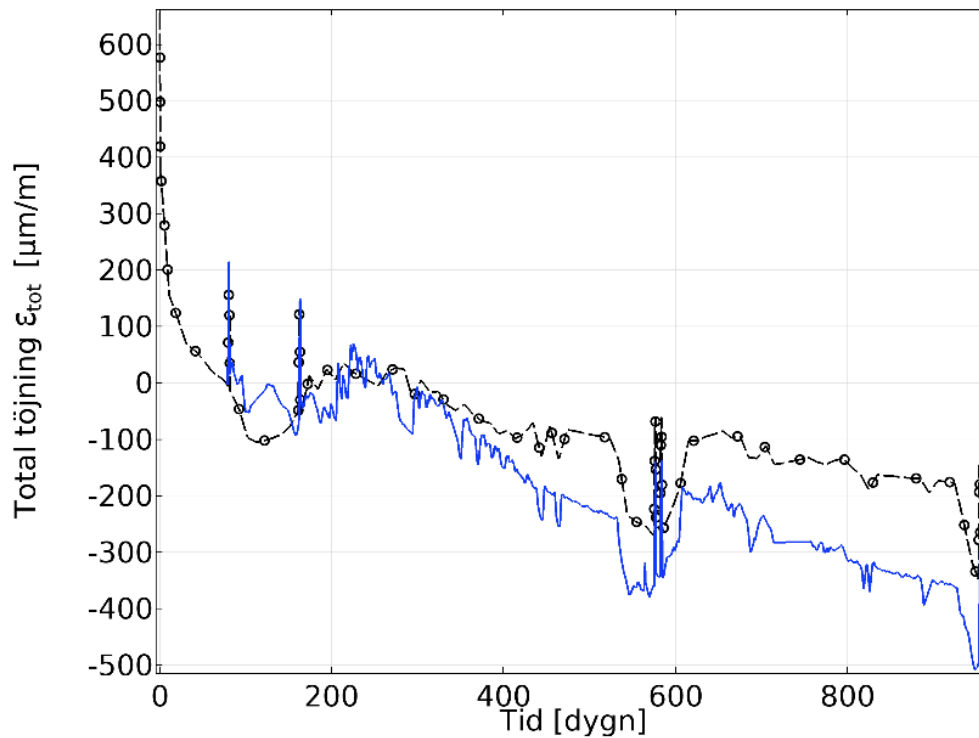
Figur 10-34 visar den vertikala töjningen från punkt H1EV under första trycktestet, Pre-Op.



Figur 10-34 Beräknad och uppmätt vertikal töjning vid första trycktestet, Pre-Op, i punkt H1EV på cirka halva höjden av cylinderväggen (Z=8,43 m, R=7,58 m).

I den här mätpunkten är den uppmätta vertikala töjningen i princip lika stor som den beräknade. Vidare antyder också resultatet från den uppmätta vertikala töjningen att trycktestets längd är kortare än vad som har simulerats.

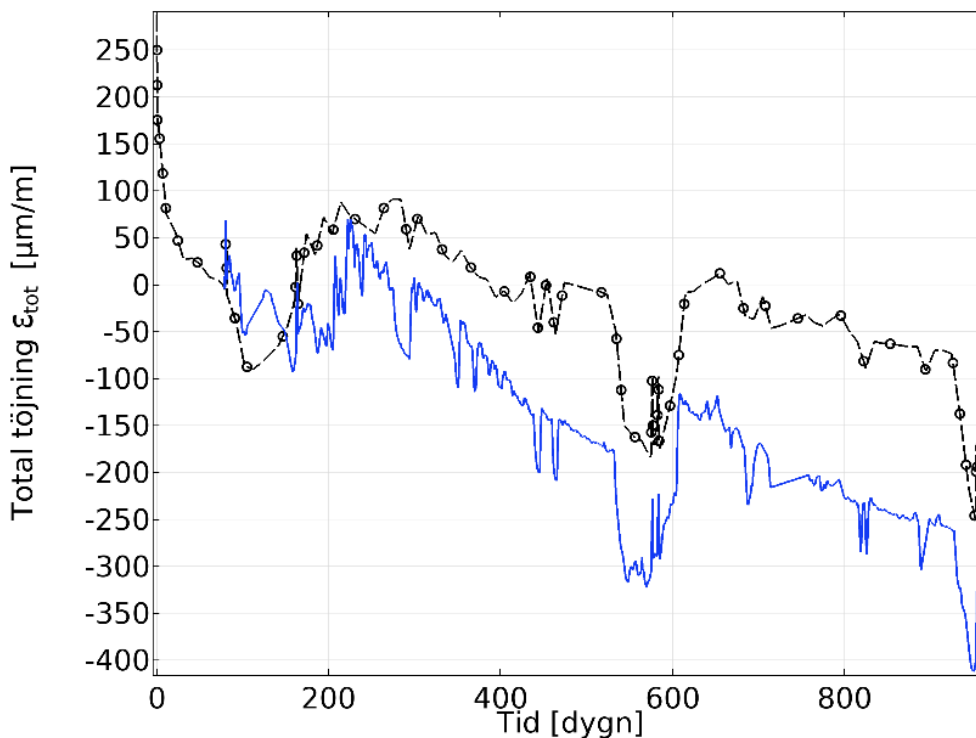
I Figur 10-35 visas den uppmätta och tangentiella töjningen för punkt P1ET som ligger i nära anslutning till den andra punkten på cylinderväggen (H1ET).



Figur 10-35 Beräknad och uppmätt tangentiell töjning i punkt P1ET på cirka halva höjden av cylinderväggen (Z=8,01 m, R=7,65 m).

Resultatet från beräkningen respektive mätningen i punkten P1ET är snarlikt resultatet från mätpunkt H1ET och endast mindre skillnader kan urskiljas, jämför Figur 10-31.

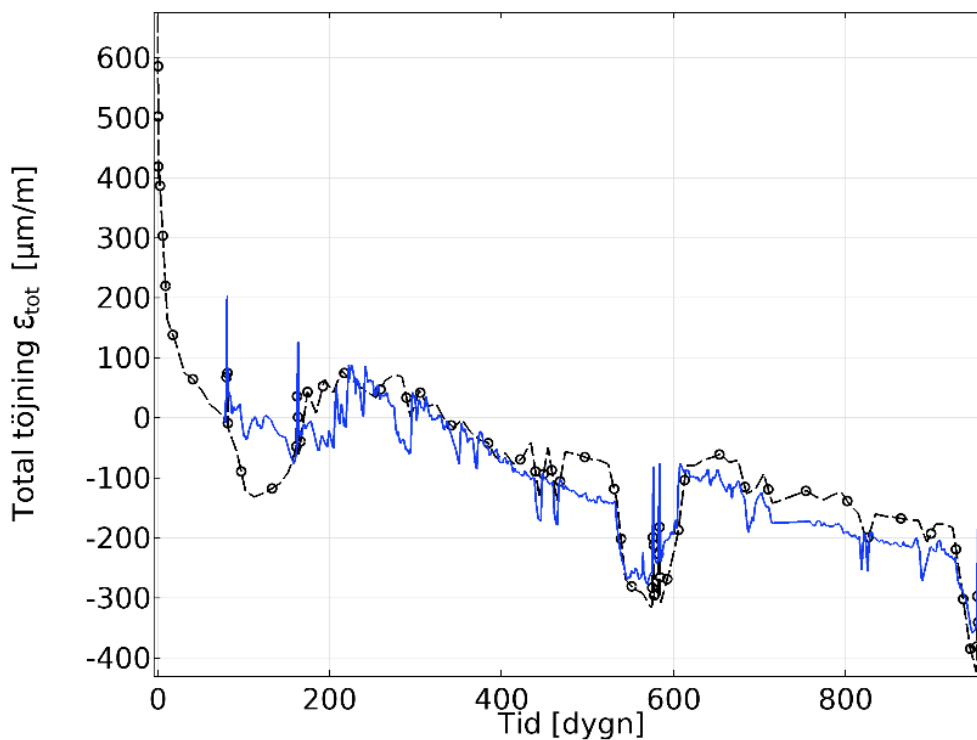
Figur 10-36 visar den vertikala uppmätta och beräknade töjningen för punkt P1EV.



Figur 10-36 Beräknad och uppmätt vertikal töjning i punkt P1EV på cirka halva höjden av cylinderväggen (Z=8,01 m, R=7,65 m).

Resultatet från beräkningen visar att modellen underskattar kryphastigheten vilket syns vid en jämförelse mellan den uppmätta töjningen och den beräknade i tidsintervallet 200 - 550 dygn och också i tidsintervallet 600 - 950 dygn. Den uppmätta töjningen har större och mindre kortvariga förändringar vid olika tidpunkter, se exempelvis dygn 440 respektive dygn 460 samt vid dygn 550. Dalarna kan också ses i den beräknade töjningen. Dessa toppar kan härledas till snabba förändringar i omgivande temperatur, se Figur 10-14.

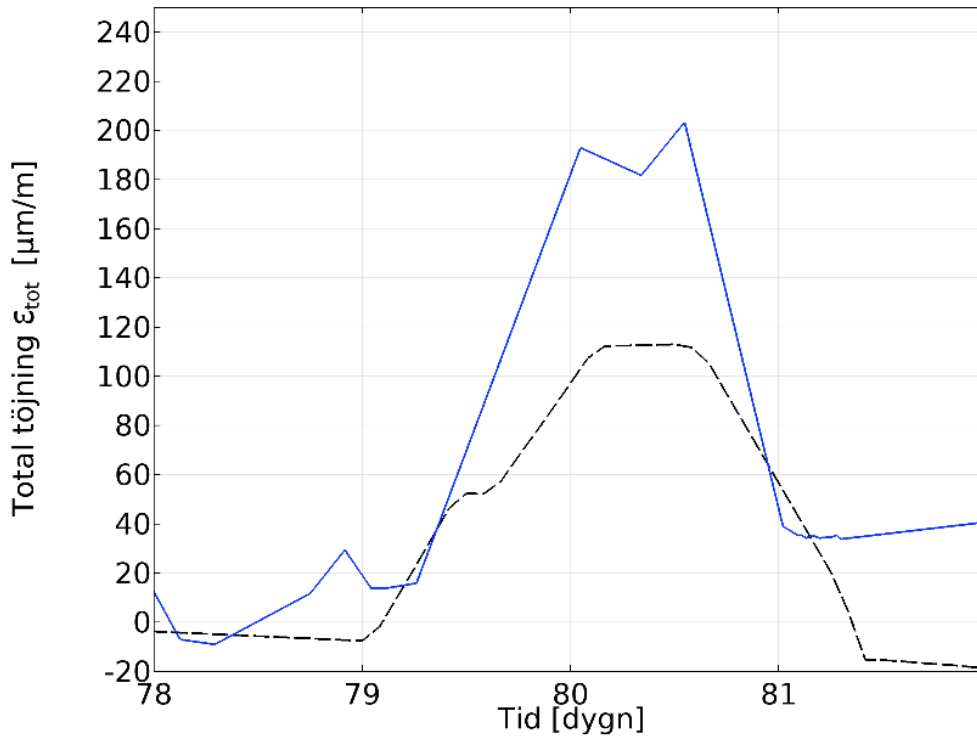
I Figur 10-37 redovisas töjningen i meridianens riktning, kupolens plan, för punkt J2IM som är placerad i kupolen på reaktorinneslutningen.



Figur 10-37 Beräknad och uppmätt i meridianens riktning i punkt J2IM i kupolen (Z=17,73 m, R=6,0 m).

Den beräknade töjningen ökar med tiden även i punkten i kupolen, men ökningen är mindre än den uppmätta, se tidsperioden mellan dygn 200 och 550. Den beräknade töjningen följer den uppmätta i stort och stämmer något bättre överens med mätningen än vad beräkningarna och mätningar gör för punkter i cylinderväggarna.

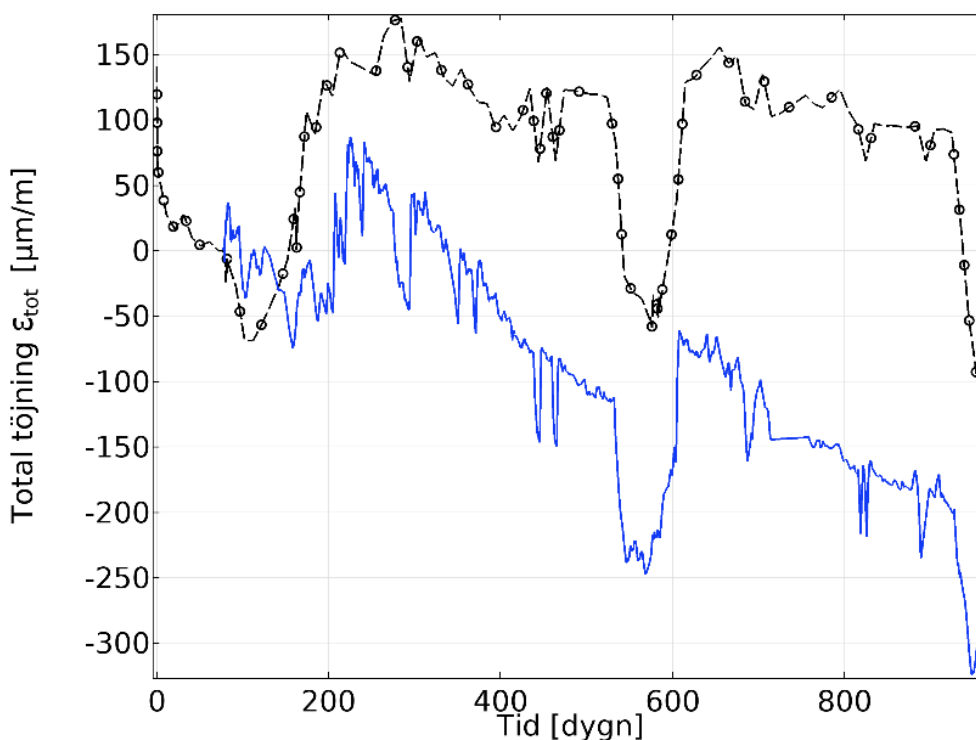
Den beräknade töjningen vid det första trycktestet är 55 % av den en uppmätta se detalj Figur 10-38.



Figur 10-38 Beräknad och uppmätt töjning i meridianens riktning vid första trycktestet, Pre-Op, i punkt J21M i kupolen (Z=17,73 m, R=6,0 m).

Skillnaden mellan mätresultatet och beräkningen är relativt stor, men det är svårt att finna orsaken till den.

Den beräknade och uppmätta töjningen transversellt meridianens riktning, dvs orienterad i kupolens plan men vinkelrätt gentemot meridianen, visas i Figur 10-39.



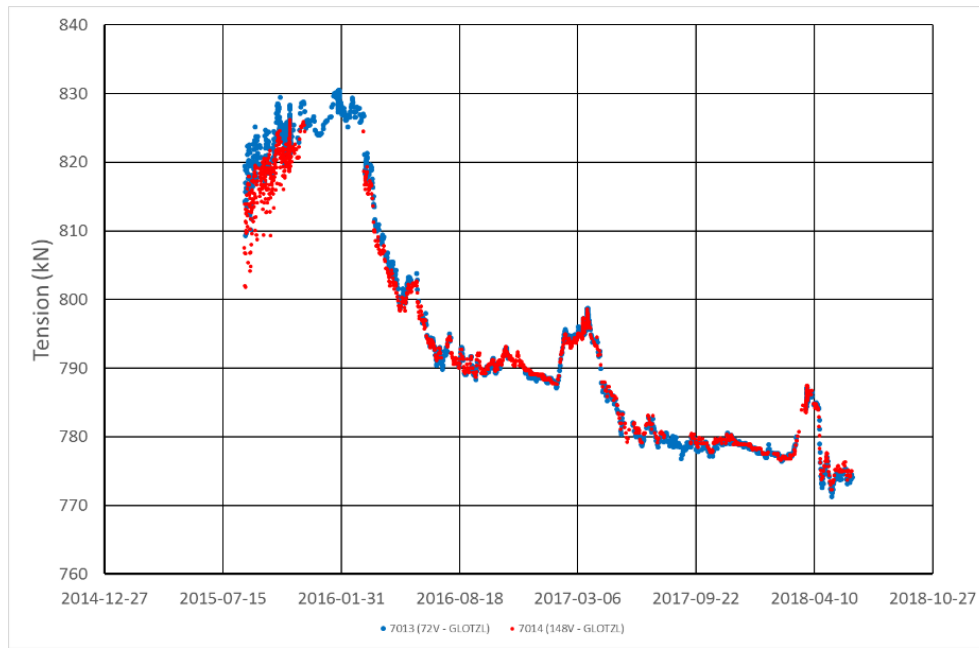
Figur 10-39 Beräknad och uppmätt transversellt meridianens riktning i punkt J2IT i kupolen (Z=17,73 m, R=6,0 m).

Även i det här fallet är det tydligt att den tidsberoende delen av töjningen underskattas i beräkningen. Den uppmätta töjningen förändras betydligt fortare än den beräknade se tidsperioden mellan 200 och 550 dygn. Vid dygn 200, 550, 620 och 950 sker stora förändringar i töjningen vilka alla kan förklaras med att temperaturen förändras snabbt.

Den uppmätta töjningen i den här riktningen visar inget tydligt utslag på när trycktesten genomförs. Detta följer inte någon av de andra mätpunkternas mönster. Det kan tyda på att givaren inte fungerar som den ska, att det är något fel på den.

### 10.3.4 Spännkraft i spännkablar

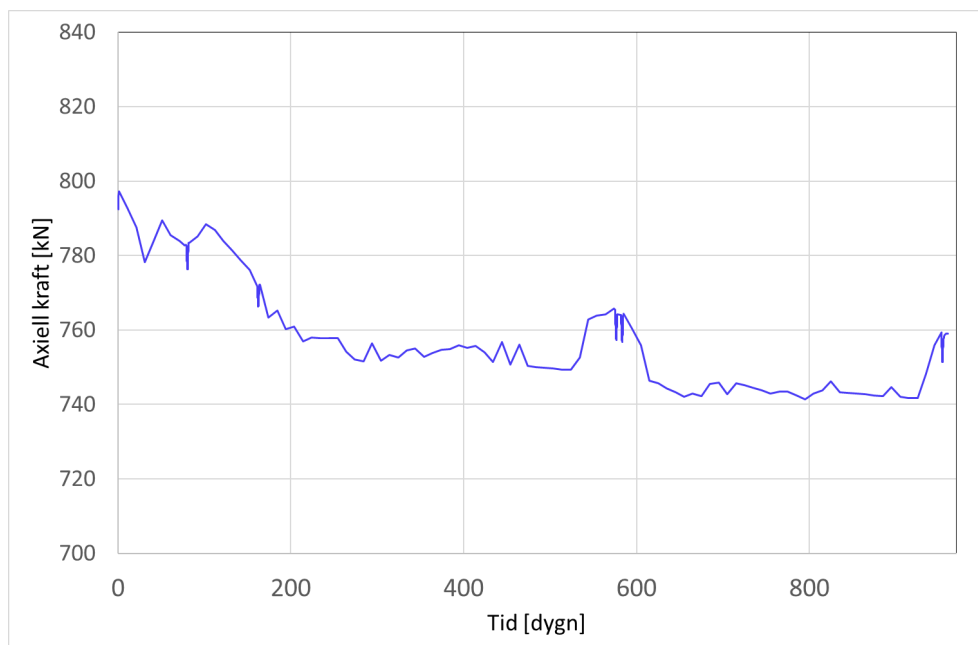
Mätningar av spännkraften för två av de vertikala spännkablarna redovisades av EDF se Figur 10-40.



Figur 10-40 Registrerade spännkrafter i två av de vertikala spännkablarna.

Spännkraften stiger från cirka 810 kN upp till cirka 830 kN för att med tiden sjunka ner till cirka 775 kN. De två topparna i spännkraft som ses i diagrammet är sannolikt orsakade av temperaturökningen som skett i inneslutningen vid dessa tidpunkter, mars 2017 samt april 2018.

I beräkningsmodellen definieras en spänning i spännkablarna, denna spänning ger som resultat en kraft (kN) som redovisas i Figur 10-41.



Figur 10-41 Den axiella kraften i en vertikal spännkabel som den utvecklas med tiden.

Figur 10-41, visar hur spännkraften i en vertikal spännkabel minskar med tiden. Att kraften minskar är en följd av att betongen krymper på grund av uttorkning och kryper. Relaxation i spännkablarna bidrar också till att spännkraften minskar. Den resulterande kraften är från början cirka 795 kN för att i slutet av beräkningsperioden avta till cirka 740 kN.

#### 10.4 DEFORMATION AV CYLINDERVÄGGEN VID TRYCKTEST

Cylinderväggens deformationer i mm, vertikalt och radiellt, mättes vid trycktestet med hjälp av en pendel som hängde längs sidan på reaktorinneslutningen. Mätningar av de radiella deformationerna utfördes på tre olika höjder, 4, 9 och 14 m och resultatet visas i Tabell 10-1.

Tabell 10-1 Diametervariation vid 4,2 bars övertryck (resultat från pendelmätningar)

Level [m]	Diameter variation [mm]	
	Test 1	Test 2
4	3,3	3,3
9	3,0	3,1
14	1,0	1,1



Resultatet från mätningarna av deformationer i vertikal riktning redovisas i Tabell 10-2, vilka har mätts upp på nivån 14.53 m.

**Tabell 10-2 Vertikal deformation vid 4,2 bars övertryck (resultat från mätningar med invar-trådar)**

Vertikal deformation [mm]	
Test 1	Test 2
1,45	1,50

Mätningar av deformationer/förskjutningar hos hela reaktorinneslutningen ger ytterligare en möjlighet att kontrollera rimligheten av beräkningsresultatet vid sidan av mätningar av töjningarna. Speciellt ger det en möjlighet att kontrollera rimligheten i responsen från konstruktionen vid kortvariga belastningar. I följande avsnitt redovisas beräkningsresultat från den utvecklade FEM-modellen som har använts samt resultat från handberäkningar.

#### 10.4.1 Beräkning av radiella deformationer

Deformationerna för cylinderväggen på reaktorinneslutningen som sker på grund av ett trycktest har beräknats både med den tillämpade finita element modellen och med en handberäkning. Resultatet från handberäkningen ger ofta goda resultat som stämmer väl överens med utförda mätningar [18].

Den radiella deformationen,  $\delta_{radie}$ , för ett rör med en tunn vägg kan beräknas enligt Ekv. (27)

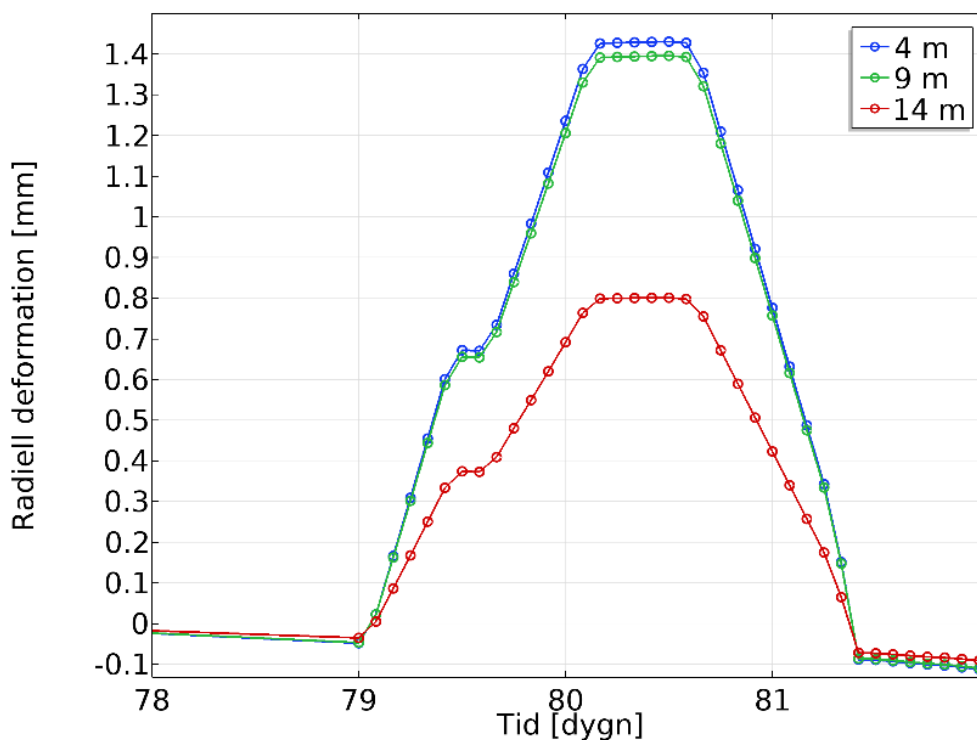
$$\delta_{radie} = \frac{p \cdot r^2}{b \cdot E_{ekv}} \quad (27)$$

Där  $p$ , motsvarar trycket [Pa],  $r$ , motsvarar radien på röret [m],  $b$ , motsvarar väggjockleken [m] samt  $E_{ekv}$ , motsvarar elasticitetsmodulen för den spännarmerade betongen inklusive spännkablabarnas bidrag till elasticitetsmodulen. Bidraget från spännkablabarna har här antagits öka elasticitetsmodulen på konstruktionsbetongen med cirka 10% [8]. Elasticitetsmodulen uppgår till 33,8 GPa och med spännkablabarnas bidrag blir den då 37,2 GPa.

$$\delta_{radie} = \frac{4,2 \cdot 10^5 \cdot 7.65^2}{0,4 \cdot 37,2 \cdot 10^9} = 1,65 \text{ mm}$$

Beräkningen ger att den radiella deformationen är 1,65 mm vilket ger en förändring av diametern med 3,3 mm. Detta värde stämmer bra överens med de uppmätta deformationerna vid nivån 4 och 9 m, men stämmer sämre överens med 14 m nivån. Vid 14 m finns en förtjockning av cylinderväggen, en konsol, som påverkar styvheten hos konstruktionen. Närheten till kupolen påverkar också sannolikt den radiella deformationen på nivån 14 m. Den uppmätta radiella deformationen vid 14 m borde därmed vara lägre än den beräknade, ty i beräkningen förutsätts en konstant väggjocklek.

I Figur 10-42 visas den beräknade radiella deformationen [mm] på nivåerna 4, 9, respektive 14 m.



Figur 10-42 Radiell deformation för cylindervägg vid höjden 4, 9 och 14 m.

Den tillämpade modellen ger som resultat att radien ändras med cirka 1,45 mm vid 4 m höjd, 1,4 mm vid 9 m höjd samt 0,8 mm vid 14 m höjd. Detta värde måste multipliceras med två för att erhålla variationen i diameter, d.v.s. cirka 2,9 mm respektive 1,6 mm.

Resultaten från den tillämpade modellen som använts i FEM-modellen motsvarar ungefär resultaten från handberäkningen; 2,9 mm jämfört med 3,3 mm. Vidare stämmer resultaten från FEM-modellen väl med resultatet från mätningen.

#### 10.4.2 Beräkning av vertikal deformation

Den vertikala deformationen,  $\Delta L$ , för ett slutet rör med en tunn vägg kan beräknas enligt Ekv. (28)

$$\Delta L = \frac{p \cdot r \cdot L}{2 \cdot b \cdot E_{ekv}} \quad (28)$$

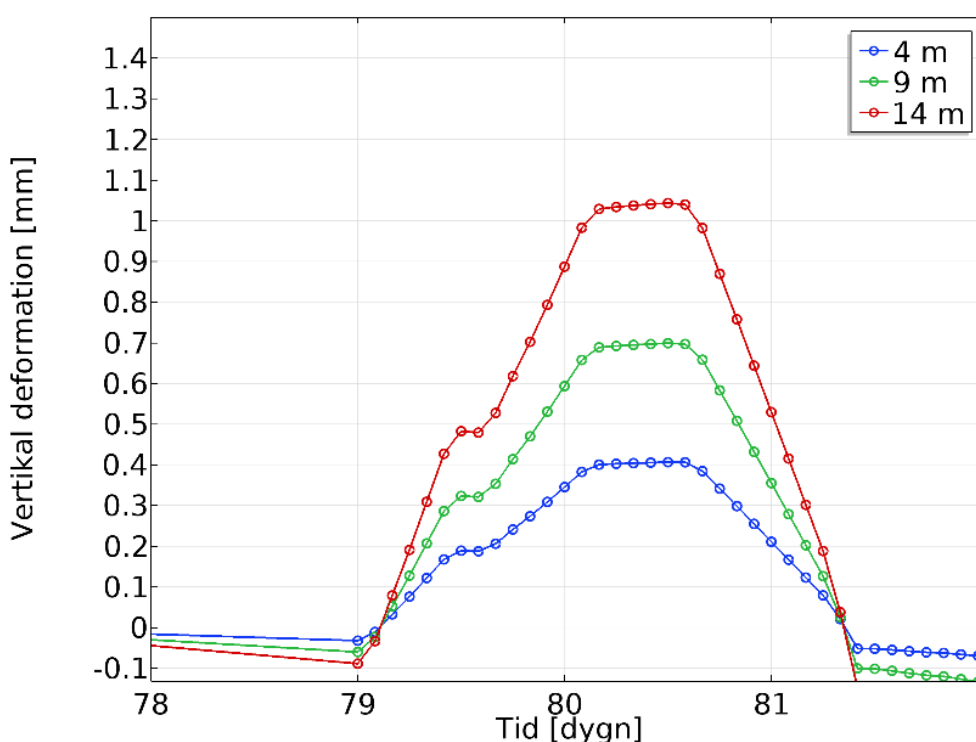
där  $p$ , motsvarar trycket [Pa],  $r$ , motsvarar radien på röret [m],  $L$ , motsvarar längden på röret [m],  $b$ , motsvarar väggjockleken [m] och  $E_{ekv}$ , motsvarar elasticitetsmodulen för den spännarmerade betongen inklusive spännkablarbidrag till elasticitetsmodulen.

En beräkning av den vertikala deformationen utförs genom att använda de data som gäller enligt nedan stående uttryck.

$$\Delta L = \frac{4,2 \cdot 10^5 \cdot 7,65 \cdot 14,53}{2 \cdot 0,4 \cdot 37,2 \cdot 10^9} = 1,56 \text{ mm}$$

Den totala vertikala deformationen blir 1,56 mm om Ekv. (28) används om röret antas vara 14,53 m långt. Längden antas vara samma som höjden där den vertikala deformationen är uppmätt.

Resultatet av beräkningen av den vertikala deformationen [mm] för reaktorinneslutningen på höjderna 4, 9 och 14 m visas i Figur 10-43.



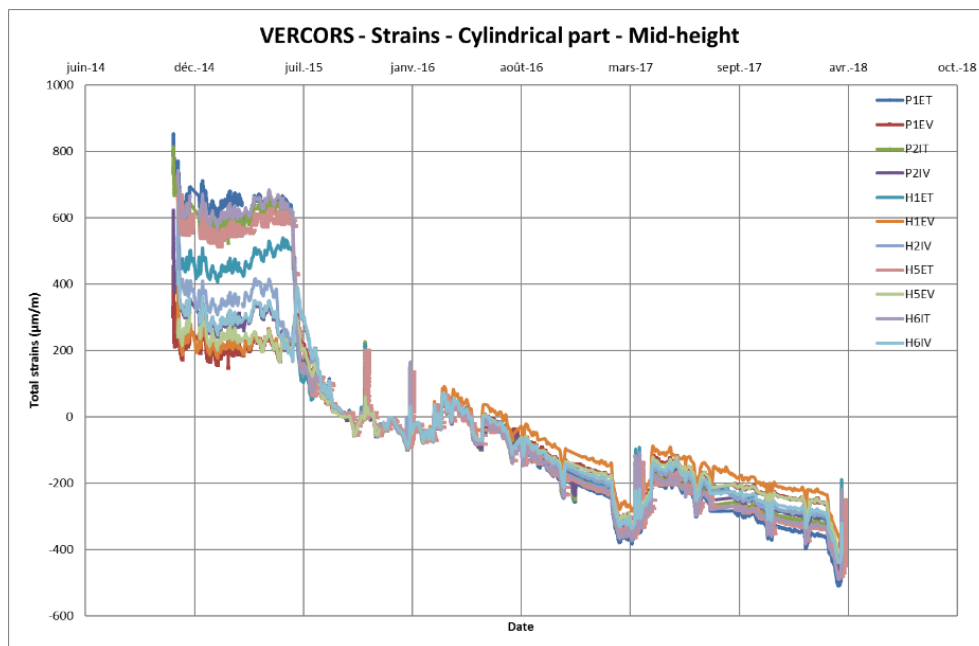
Figur 10-43 Vertikal deformation för cylindervägg vid höjden 4, 9 och 14 m.

Den vertikala deformationen ökar med höjden, vilket är rimligt. Den ökar också med trycket vilket också är rimligt. På 4 m höjd blir den vertikala deformationen 0,4 mm, vid 9 m höjd 0,7 mm och vid 14 m höjd 1,05 mm.

Den uppmätta vertikala deformationen var 1,45 mm respektive 1,50 mm på höjden 14,53 m. De uppmätta vertikala deformationerna är väldigt nära resultatet från handberäkningen. Den vertikala deformationen beräknad med FEM-modellen visar ett resultat som är cirka 1,05mm vilket är ungefär 70 % av den uppmätta vertikala deformationen.

## 10.5 TOTAL TÖJNING

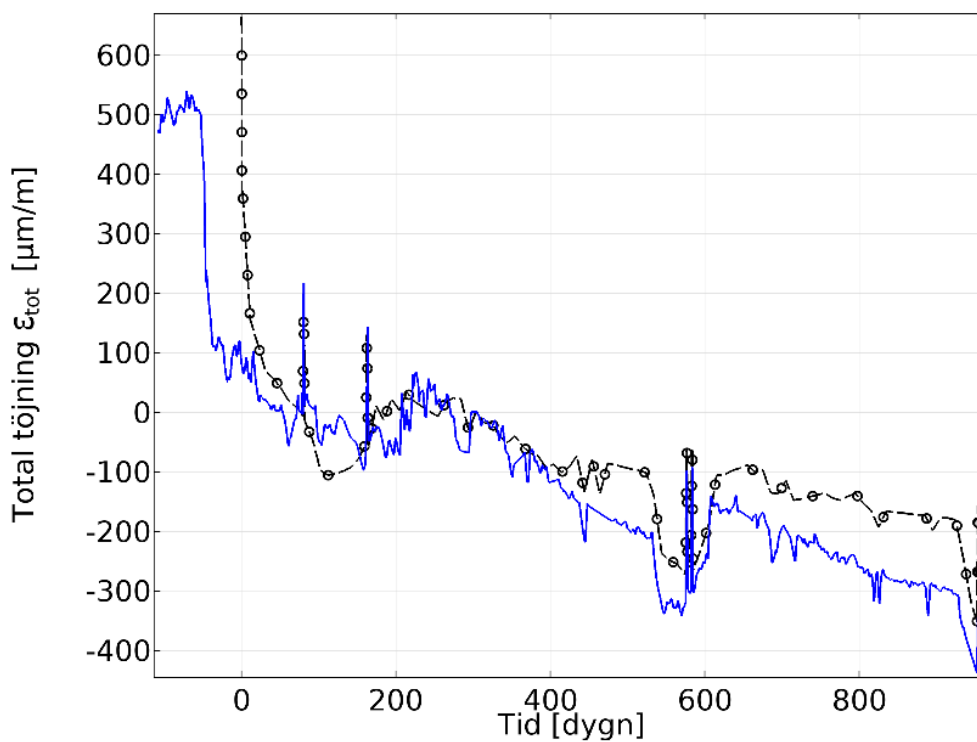
Den totala töjningen från tiden före uppspänning av spännkablar som sker ungefär i oktober 2014 till och med mars 2018 för samtliga mätpunkter som sitter på cylinderväggen visas i Figur 10-44.



Figur 10-44 Töjning för samtliga mätsensorer på cylinderväggen.

I Figur 10-44 visas också mätresultat från de punkter som inte har beräknats i den här rapporten. Figuren är intressant för att den visar en sammanställning för cylinderväggens respons på uppspänningen av spännkablar och hur stor den responsen är för de olika mätpunkterna.

Resultatet från beräkningen med den reducerade geometrin för punkt H1ET och den uppmätta töjningen inklusive tiden före uppspanning, visas i Figur 10-45.



Figur 10-45 Tangentiell töjning H1ET inklusive tiden före uppspanning beräknad med den reducerade geometrin.

Mätvärdena (blå heldragen linje) från uppspanningen till punkten innan första trycktestet (77,5 dygn) visar att töjningen är cirka 500  $\mu\text{m}/\text{m}$  och beräkningen (streckad linje, markör ring) visar att töjningen är cirka 650  $\mu\text{m}/\text{m}$ . Det innebär att den totala töjningen i beräkningen är cirka 30 % större än den uppmätta.

## 11 Läckage genom reaktorinneslutningen

Läckaget som förekommer genom den inre betongkonstruktionen har en avgörande betydelse för livslängden för den undersökta typen av reaktorinneslutning. När läckaget når eller överskrider ett visst gränsvärde så måste reaktorn stängas ner. I det här kapitlet redovisas en kort beskrivning av hur läckaget har mätts samt resultatet från beräkningen med den tillämpade läckagemodellen. Den tillämpade modellen utgår ifrån antagandet att betongkonstruktionen är osprucken. Detta antagande styrks till viss del av resultatet från beräkningen av spänningsförhållandena i reaktorinneslutningen, se avsnitt 10.3.2, som visar att merparten av reaktorinneslutningen är tryckt.

### 11.1 MÄTNING AV LÄCKAGE

Reaktorinneslutningen utsätts för upprepade trycktest genom att öka lufttrycket till 5.2 atmosfärer under en tidscykel som visats tidigare. Läckaget utvärderas både kvalitativt och kvantitativt.

Den kvalitativa utvärderingen sker genom att spruta på en såpvattenlösning på ytan under pågående trycktest. Genom detta förfarande är det möjligt att se om sprickor på ytan släpper igenom luft under trycktestet. Vid läckage bildas såpbubblor vilket är en tydlig indikation på läckage.

Den kvantitativa utvärderingen skedde genom att anbringa en mindre plathuv över observerade sprickor och mäta luftflödet med en luftflödessensor. Det totala flödet beräknades genom att summera de olika mätningarna genomförda med den mindre plathuven och redovisas i Tabell 11-1.

Tabell 11-1 Resultat från de utförda läckagemätningarna (redovisade av EDF).

Trycktest	Ungefärlig tid [s]	Läckage [Nm <sup>3</sup> /h]
Pré-Op	$0,8 \cdot 10^7$	7,7
VC1	$1,5 \cdot 10^7$	9,5
VD1	$5,0 \cdot 10^7$	29,6
VD1bis	$5,1 \cdot 10^7$	31,3

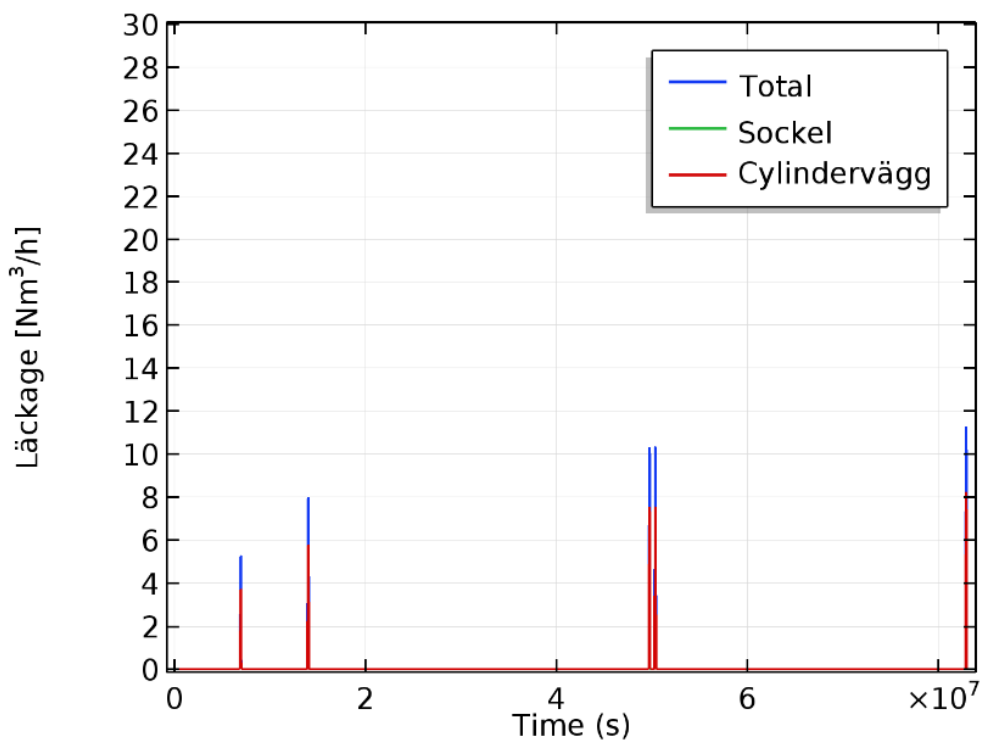
Läckaget är angivet i enheten normalkubikmeter per timme vilket innebär att läckagevolymen motsvarar den volym som luften har vid normalt lufttryck 1 atmosfär vid temperaturen 20 °C.

Förekomsten av sprickor kan antas påverka tryckfördelningen i den homogena betongen. Därmed kan flödet genom den homogena betongen påverkas. Detta har inte tagits i beaktande i det här projektet.

### 11.2 BERÄKNING AV LÄCKAGE

Läckaget genom reaktorinneslutningens ospruckna betongskal har beräknats för hela omslutningen för den visade 2D geometrin. I benchmarken var läckaget sedan uppdelat på respektive konstruktionsdel. Här redovisas det beräknade totala

läckaget, läckaget genom sockeln och genom cylinderväggen, se Figur 11-1 (konstant luftdensitet oberoende av tryck och temperatur) och Figur 11-3 (luftdensitet beroende av tryck och temperatur).



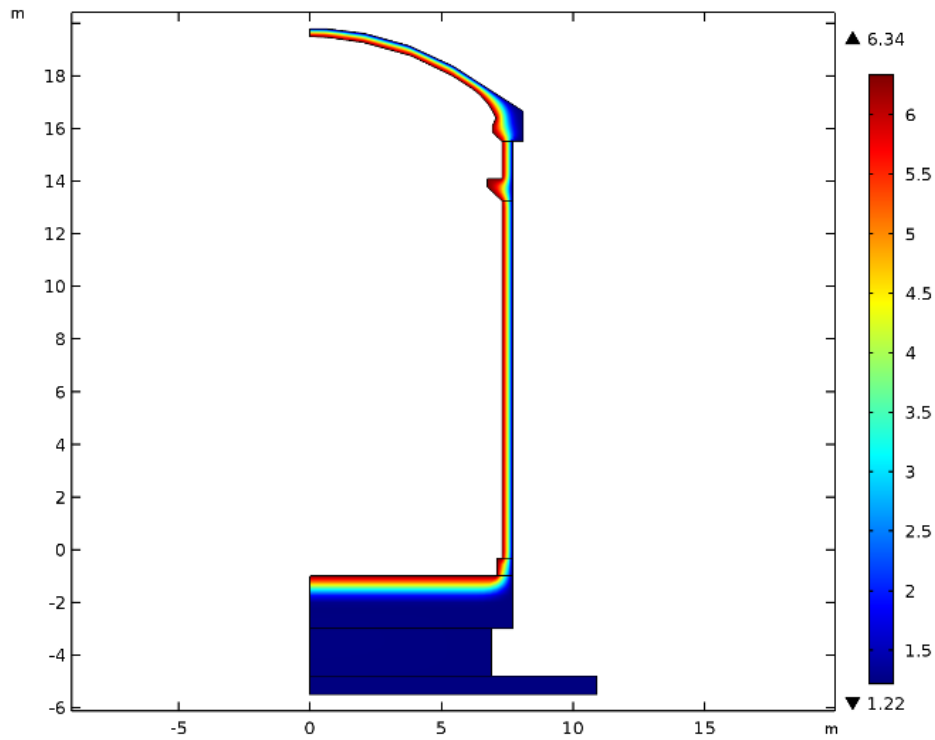
Figur 11-1 Utveckling av läckage med tiden när densiteten antas vara oberoende av tryck och temperatur.

I Figur 11-1 visas att läckaget vid de upprepade trycktesten ökar med tiden, från cirka 5,5 Nm<sup>3</sup>/h (normalkubikmeter per timme) vid första trycktestet till cirka 11 Nm<sup>3</sup>/h vid sista trycktestet.

Ökningen av läckaget med tiden är ett resultat av att betongen i reaktorinneslutning torkar under tiden. Uttorkningen innebär att en viss del av vattnet i porsystemet försvinner vilket betyder att fukttinnehållet minskar. Detta innebär att permeabiliteten ökar.

Vad som bör observeras är att luftdensiteten är beroende av trycket vilket sannolikt påverkar läckaget genom reaktorinneslutningen. Därför utfördes också en beräkning av läckaget där luftdensiteten varierar med lufttrycket.

Luftdensiteten i reaktorinneslutningen vid ett trycktest visas i Figur 11-2.

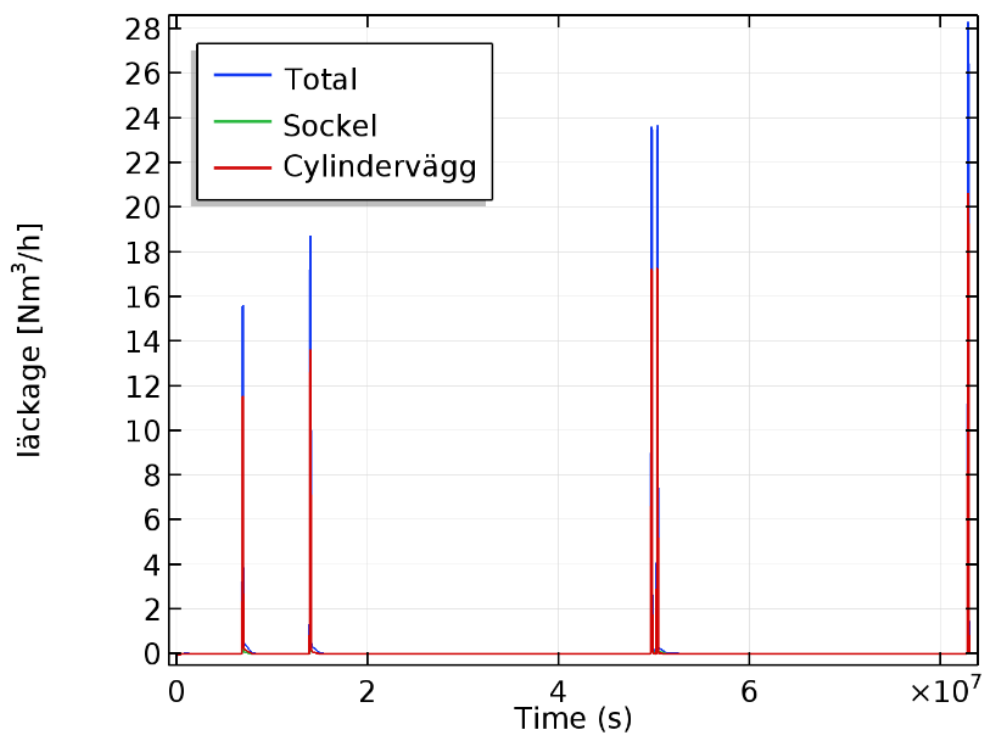


Figur 11-2 Luftdensitet i betongkonstruktionen vid maximalt övertryck under ett trycktest.

När övertrycket är 420 kPa är luftdensiteten cirka 6,3 kg/m<sup>3</sup> på insidan av reaktorinneslutningen och sjunker till cirka 1,2 kg/m<sup>3</sup> på utsidan.



Storleken på läckaget genom reaktorinneslutningen om hänsyn tas till att luftdensiteten varierar med lufttrycket och temperaturen visas i Figur 11-3.



Figur 11-3 Utveckling av läckage med tiden när luftens densitetsförändring med tryck och temperatur tas i beaktande.

Läckaget vid de upprepade trycktesterna ökar till cirka 15,5 Nm<sup>3</sup>/h (normalkubikmeter per timme) vid första trycktestet till cirka 28 Nm<sup>3</sup>/h vid sista trycktestet när luften densitetsökning tas i beaktande. Läckaget genom reaktorinneslutningen blir därmed cirka 3 gånger större om densitetsökningen tas i beaktande.

Resultatet från den tillämpade läckagemodellen överskattar läckaget i ett tidigt skede, det beräknade flödet är cirka 15,5 Nm<sup>3</sup>/h jämfört med det uppmätta 7,7 Nm<sup>3</sup>/h. I trycktest VD1 och VD1bis underskattas läckaget och blir med modellen cirka 23,7 respektive 23,8 Nm<sup>3</sup>/h jämfört med det uppmätta 29,6 respektive 31,3 Nm<sup>3</sup>/h.

## 12 Resultat från övriga deltagare i Vercors 2018

I detta kapitel sammanfattas de resultat som presenterats av övriga deltagare som deltog i workshopen från Vercors-projektet 2018. I detta kapitel presenteras dels resultat för följande teman;

- Tema 1 - krypmekaniska beteendet i ung betong
- Tema 2 – bedöma respons hos inneslutning vid regelbundna trycktester
- Tema 3 – bedöma läckage vid trycktester

Det tredje temat ingick inte inom ramen för detta Energiforskningsprojekt. Trots detta har analyser av läckaget genomförts inom detta projekt (se Kapitel 11) och därav presenteras kortfattat en diskussion av resultaten från övriga deltagare även för detta tema.

Resultatet från VeRCoRs workshopen finns presenterade i två rapporter, som utgör underlag för föreliggande kapitel

- Corbin M. (2018) International Benchmark VeRCoRs 2018 – Overview, synthesis and lessons learnt.[19]
- International Benchmark VeRCoRs 2018 – Benchmark workshop Modeling the behavior of the VerCoRs mock-up – Program & Abstracts.[20]

Som tidigare presenterats i Kapitel 1.1, så var det totalt 18 stycken grupper som skickade in resultat till workshopen. Detta fördelade sig enligt följande mellan de olika teman, se Tabell 12-1, Tabell 12-2 samt Tabell 12-3. Flertalet av deltagarna deltog i mer än ett tema och dessutom hade flera deltagit i tidigare workshops inom Vercors. Som det framgår av tabellerna var det flest deltagare som deltog i Tema 2. Innehållet i Tema 2 är mer snarlikt tidigare workshops (Vercors, eller andra försök så som SANDIAs delskalaförsök) och något som de flesta rimligtvis har tidigare erfarenheter från.

Tabell 12-1 Deltagare Tema 1.

Projektledare		Företag/Organisation	Land
Kim	Keun Kyeong	Korea Nuclear & Hydro Power Central Research Institute	Sydkorea
Kim	Calonius	VTT Technical Research Centre of Finland Ltd	Finland
Jean-Michel	Torrenti	IFSTTAR / Univ. Paris-Est	Frankrike
Magnus	Ahs	Lund Univ. / KTH Royal Inst. of Tech. / Vattenfall	Sverige
Mehdi	Asali	OXAND France	Frankrike
Joshua	Hogancamp	Sandia National Laboratories / U.S.Nuclear Regul. Com.	USA
Thibault	Thénint	SIXENCE Necs	Frankrike

Tabell 12-2 Deltagare i Tema 2.

Projektledare		Företag/Organisation	Land
Jan	Stepan	UVJ Rez, a.s. div. Energoprojekt Praha	Tjeckien
Sofia	Aparisio	ITEFI (CSIC) Madrid	Spanien
Sandrine	Kervorkian	IRSN	Frankrike
Penti	Varpasuo	Fortum Power & Heat Ltd / PVA Eng. Services	Finland
Mehdi	Asali	OXAND France	Frankrike
Magnus	Ahs	Lund Univ. / KTH Royal Inst. of Tech. / Vattenfall	Sverige
David	Bouhjiti	Chair Pereniti 3SR Grenoble/EDF	Frankrike
Kim	Calonius	VTT Technical Research Centre of Finland Ltd	Finland
Alex	Barbat	CIMNE / Technical Univ. of Catalonia, Barcelona	Spanien
Xu	Huang	University of Toronto	Kanada
Mahsa	Mozayan	INGEROP / Mines Paris-Tech	Frankrike
Rong	Pan	Nuclear & Radiation Safety Centre, Ministry of Env. Protect.	Kina
Kim	Keun Kyeong	Korea Nuclear & Hydro Power Central Research Institute	Sydkorea
Joshua	Hogancamp	Sandia National Laboratories / U.S.Nuclear Regul. Com.	USA
Jean-Michel	Torrenti	IFSTAR / University Paris-Est	Frankrike
Jiang-Ying	Wu	South China University of Technology, Guangzhou	Kina
Homayoun	Abrishami	Candu Energy Inc.	Kanada
Thibault	Thénint	SIXENCE NeCS	Frankrike

Tabell 12-3 Deltagare i Tema 3.

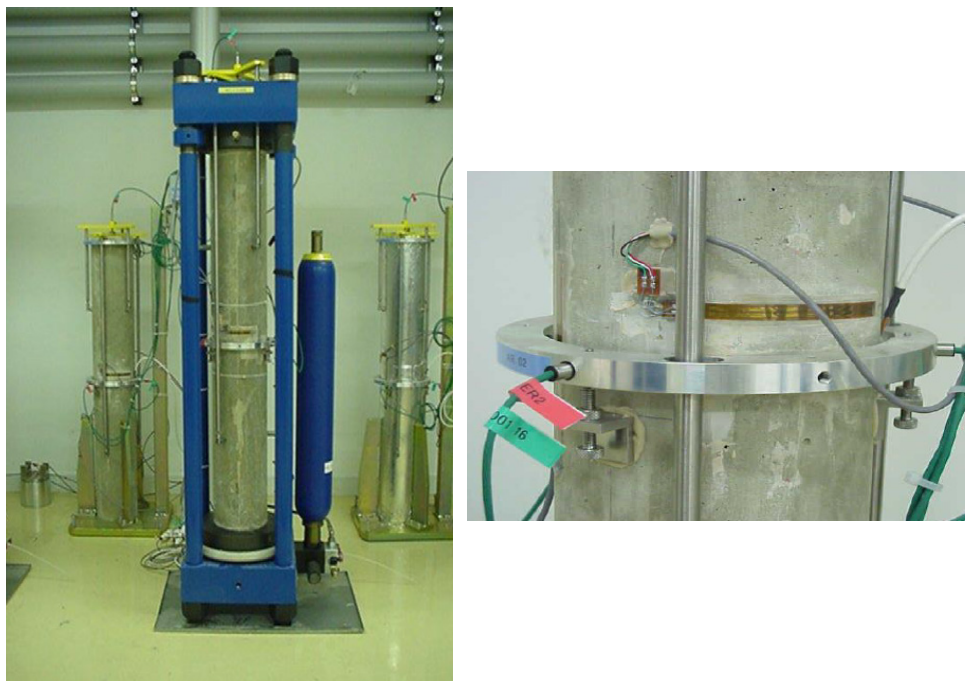
Projektledare		Företag/Organisation	Land
Mehdi	Asali	OXAND France	Frankrike
Kim	Keun Kyeong	Korea Nuclear & Hydro Power Central Research Institute	Sydkorea
David	Bouhjiti	Chair Pereniti 3SR Grenoble / EDF	Frankrike
Kim	Calonius	VTT Technical Research Centre of Finland Ltd	Finland
Thibault	Thénint	SIXENCE NeCS	Frankrike
Mahsa	Mozayan	INGEROP / Mines Paris-Tech	Frankrike
Xu	Huang	University of Toronto	Kanada

### 12.1 TEMA 1: KRYMPNING OCH KRYPNING

I Tema 1, fanns flera olika uppgifter som kunde analyseras så som krypbeteende hos cementpasta, krympning och krypning hos ung betong samt krypning vid cyklisk belastning. I första delen avseende cementpastan var det endast en grupp som bidrog med resultat och i den sista fallet med cyklisk belastning så var det ingen av deltagarna som bidrog med lösning. Därför fokuserar denna sammanställning på den del av temat där samtliga sju deltagare bidrog med lösningar. Syftet med detta var att analysera töjningar i ett betongprov utsatt för mekanisk belastning och uttorkning. Deltagarna var ombudade att bistå med

lösningar för dels ett fall utan uttorkning (endast grundkrypning samt autogen krympning) samt för tre fall med varierande grad av uttorkning. I uppgifterna ingick därmed att dels beskriva härdningsförloppet och hållfasthetstillväxten hos betong, grundkrypning orsakat av mekanisk last, uttorkningskrypning samt uttorkningskrypning för de första 90 dyggen efter gjutning.

I Figur 12-1 visas ett foto på mätuppställningen för kryptesterna. Geometri och materialegenskaper redovisades tidigare i Kapitel 9 respektive Kapitel 3.



Figur 12-1 Foto på försöksuppställning av proverna för krymp- och kryptester.

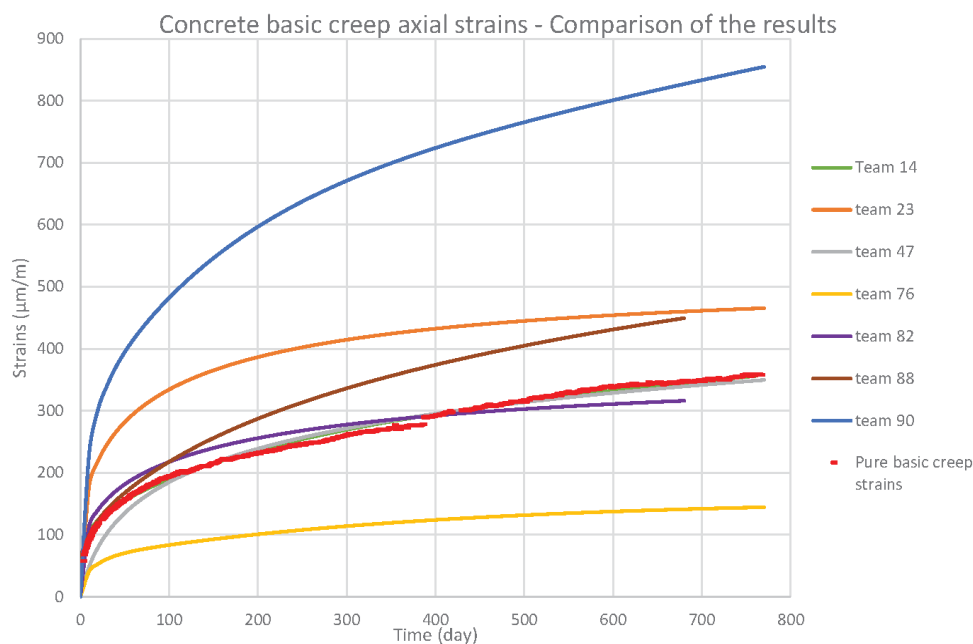
I Tabell 12-4 sammanställs de metoder som tillämpades för att beakta krypning och krympning i Tema 1. Som det framgår av tabellen så tillämpades metoder med olika nivå av komplexitet för att beakta särskilt krypningen. I de enklare metoderna så antogs krypning (och krympning) i enlighet med dimensioneringsnormer, i detta fall Eurokoder, se bidrag nr; 47, 82 och 23. Nästa grupp baseras på tillämpning av visko-elastiska materialmodeller för att beskriva krypning, se bidrag; 88, 90, 76 och 14.

Från tabellen framgår även att kommersiella programvaror som Abaqus och Comsol har använts av de flesta deltagarna och två deltagare använt EDFs Free-ware programvara Code\_Aster och en deltagare har använt en analytisk beräkningsmodell. Det framgår dock inte exakt hur dessa analytiska beräkningar har genomförts i rapporterna [19] och [20] men verkar vara baserade på modellerna för prediktion av krypning och krympning enligt Model Code 2010 [21].

Tabell 12-4 Sammanställning av metoder att beakta krypning och krympning.

Grupp	Program	Materialmodeller	Kommentar
88	Code_Aster	Basic creep : Burger model (Code_Aster)– Drying : based on Granger model	No dependence of material parameters with hydration degree;
47	Analytical model	4 strain components (autogenous shrinkage, drying shrinkage, basic creep, drying creep). Modelling based on Eurocode 2 relations	
82	Comsol	Creep is modelled as a contribution to the strain by using the Eurocode SS-EN 1992-1-1:2005	
90	Abaqus	Viscoelastic Prony series model (Abaqus) fitted to the average of the experimental data sets.	Poisson's ratio is assumed constant
76	Abaqus	Viscoelastic Prony series model (Abaqus) fitted to the average of the experimental data sets.	
23	Abaqus	Creep is modelled as a contribution to the strain by using the Eurocode CEN-EN 1992-1-1	Drying creep calculated as a difference of creep and drying shrinkage
14	Code_Aster	Basic creep : Burger model (Code_Aster) modified by Hilaire	tension-compression dissymmetry, biaxial effects not identifiable with EDF data sets given.

I Figur 12-2 presenteras en jämförelse av deltagarnas prediktion för grundkrypning jämfört mot experimentellt resultat. Som det framgår från figuren så finns en relativt stor spridning mellan deltagarna där särskilt två bidrag sticker ut signifikant, nr 90 får kryptöjningarna som är mer än dubbelt så stora som uppmätta töjningarna och nr 76 underskattar kryptöjningarna med en faktor två. Båda dessa modeller baseras dock på samma programvara och samma lösningsmetodik där visko-elastiska egenskaper definierats i finita elementprogrammet. Detta innebär därmed att detta inte beror på felaktigheter i programvara eller i materialmodeller. Den mest sannolika förklaringen till denna spridning är därmed felaktiga antaganden eller handhavandefel från deltagarna vid härledning av Prony Serier för att beskriva krypförloppet. Bland övriga bidrag så fås relativt samstämmiga resultat där särskilt bidrag 14, 47 och 82 har väldigt bra överensstämmelse. Både resultatet från bidrag 23 och 90 överskattar särskilt den momentana kryptöjningen direkt efter applicering av lasten, där beteendet ser ut att vara linjärt till en töjning som motsvarar ca 200 mikrostrain.



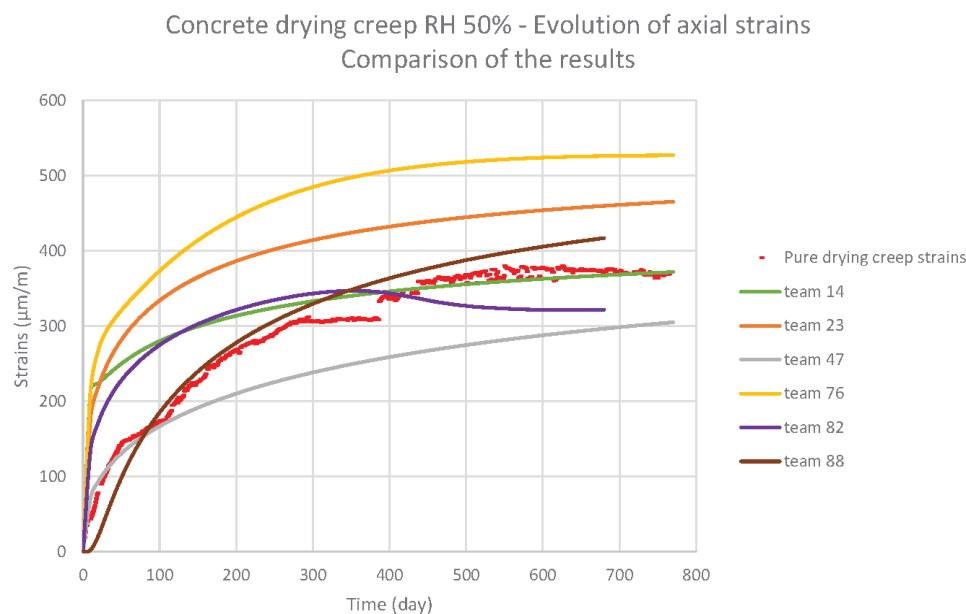
Figur 12-2 Prediktion av grundkrypning jämfört mot uppmätt resultat, från [19].

Som nästa steg i Tema 1, skulle deltagarna prediktera töjningsutvecklingen för olika fall där provkroppen även utsätts för uttorkning. I detta fall skulle prediktioner på total töjning från krympning och krypning genomföras för tre olika fall med omgivande relativ fuktighet, 30 %, 50 % samt 70 %. För dessa fall fanns endast experimentella resultat för fallet med 50 % relativ fuktighet.

I Figur 12-3 presenteras predikterade totala töjningar för fallet med 50 % relativ fuktighet. Resultatet visar att det är mindre spridning i töjningen efter 90 dygn från de olika deltagarna jämfört med det tidigare fallet då endast grundkrypningen predikterades.

Som det framgår från figuren så överskattar alla utom två bidrag (47 och 88) den initiala töjningen. Den tidiga töjningen beror till stor del på uttorkningen, och därmed den autogena krympningen. Detta beror dels att det bidrag som hade störst avvikelse i prediktion av grundkrypningen, bidrag 90, ej skickade in lösning till detta fall. Dessutom så fås bättre överensstämmelse för t.ex. bidrag 76 som kraftigt underskattade grundkrypningen.

Bidrag 82 visar på en märklig tendens där töjningen sjunker efter att ett maximalt värde uppnåtts efter ca 350 dygn. Detta berodde på att information om omgivande fuktighet var otydlig. Tidigt i projektet ansattes ett randvillkor där fuktigheten varierade med tiden men detta korrigerades sedan. De resultat som visas i kapitel 9 har beräknats med ett konstant randvillkor.

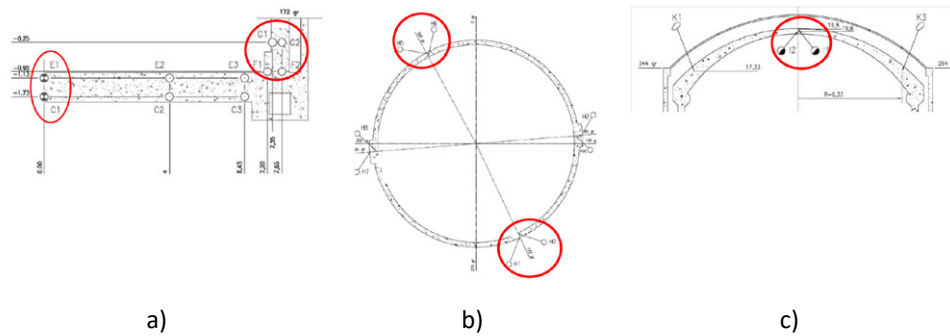


Figur 12-3 Prediktion av total töjning från krympning och krypning vid relativ fuktighet på 50 %, från [19].

Sammanfattningsvis visar resultaten att det inte finns någon korrelation mellan enklare modeller eller mer avancerade modeller för att beskriva krypning i detta fall. Resultaten visar faktiskt att bidraget baserat på den enklaste, analytiska, metoden är den som ger bäst överensstämmelse i båda fallen. Detta visar på att även enkla modeller kan räcka väldigt långt för att ge tillförlitliga resultat om de tillämpas av erfarna användare. Det bör dock påpekas att det inte framgår om, eller hur, eventuell kalibrering har kunnat genomföras. I den tidigare etappen av VeRCoRs, se [1], var det tydligt att i de fall då prediktionerna genomfördes utan att ha tillgång till mätresultaten på förhand resulterade i avsevärt mycket större spridning i resultat och generellt sämre överensstämmelse.

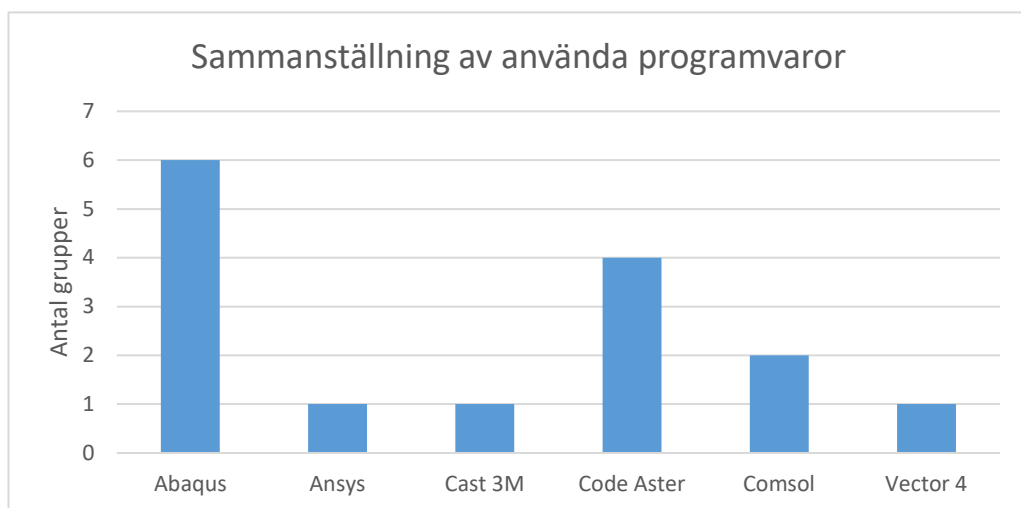
## 12.2 TEMA 2: RESPONS UNDER TRYCKTESTER

Syftet med Tema 2 var att simulera förändringen i töjning i 40 olika punkter i reaktorinneslutningen under ca 4 år där inneslutningen utsätts för återkommande trycktester. Resultatet skulle nollställas precis innan tidpunkten före det första trycktestet för att ta bort eventuella felkällor från deltagarnas prediktioner av töjningsförloppet under härdning och uppspanning av spännkablar. Placeringen av de olika punkterna som skulle redovisas illustreras i Figur 12-4. Vid dessa olika punkter fanns ingjutna töjningsgivare placerade i inneslutningen.



Figur 12-4 Illustration av punkter där beräknade töjningar jämförs mot uppmätta värden, a) bottenplatta och övergång till cylindervägg, b) cylinderväggarna, c) i kupolen.

I Tabell 12-5 presenteras en sammanställning av de olika deltagarnas analysförutsättningar och modeller. Precis som Tema 1 så tillämpades kommersiella FE programvaror (Abaqus, Comsol, Ansys och Vector), open source FE programvaror (Code Aster, Cast 3M och Plastic Crack Dynamics) och dessutom en analytisk beräkningsmodell. Fördelningen mellan programvarorna var enligt Figur 12-5.



Figur 12-5 Användande av FE programvaror i Tema 2.

Observera att de nummer som respektive grupp har tilldelats är samma som för Tema 1.



Tabell 12-5 Sammanställning av deltagare i Tema 2 och 3, från [20].

Team	Code	Mesh				Rebars & Tendons		Models			Remarks
		3D	Shell	other	Total	Reb	Ten.	TH model	M model	Crack estimation	
80			59 015	123 134 Linear Elem + 143 Spring	182 292	No	1D Elem	No thermic calculation performed		Cracking pattern not predicted	
88	Code_Aster 12.4 + dev interne	40 656		27 428 Linear Elem + 7 300 Grid	81 126	GRILLE_MEM BRANE Elem	1D BARRE Elem	Using coarse Mesh	Damage concrete + cracks prediction	Opening cracks	
49	Code_Aster 10.6 + extra numerical developments	171 071	38 388	43 855 Linear Elem	253 314	considered using EC2 formulations	Linear elastic model	multi-physic resolution algorithm		macro-cracks spacing and the number of the macro-cracks was determined by the formulation suggested by Eurocode 2	gas leakage classified into different part
47	Analytical model						Prestress applied in one day	Evolution of delayed strains performed with next European code (EC2)			
82	COMSOL Multiphysics 5.3a	4 664		6 288 Linear Elem	10 592	No	Truss Elem	Not detailed		Cracking pattern not predicted	Calculated 1/8 portion of the structure
50	Code_Aster V14 + MFront	8 736	27 652	29 165 Linear Elem	65 553	Linear Elem	Linear Elem	Strain-based damage model (mumazars damage model criterion + Fichant softening law + local damage formulation) - Hillerborg energy-based regularization for mesh-independency - strain-based crack opening post-processing		the cracking patterns identification is based on a stochastic approach	Modelling of the gusset behavior at early age / Calculated on a slice of the gusset
90	ABAQUS 6.14	292 866	35 172	44 466 Linear Elem	372 504	Surface Elem	2-noded bar elements	No thermic calculation performed		Cracking pattern not predicted	
74	VecTor4 v4.10		256	17 Linear Elem	273	smear reinforced layers within shell element	smear reinforced layers within shell element	No thermic calculation performed		predicted only near element boundaries	Calculated on a 2D model
84	Plastic Crack Dynamics v16	199 600			199 600	Modification of Young Modulus	Serial-parallel rule of mixtures	No thermic calculation performed	scalar damage model / post-tensioned concrete is modelled as a composite material / stress relaxation is simulated with a viscoelastic model called Generalized Maxwell	Computation of a damage variable that quantifies the damaged volumetric percentage / crack displacement is computed inside the FE code at each integration point	
24	ABAQUS R2017x	51 460		15 791 Linear Elem	67 251	No	FE mesh provided by EDF		Viscoelastic law used for concrete and tendons	Cracking pattern not predicted	
86	COMSOL 5.3a	20 334	8 250	1 371 Linear Elem + 60 Vertices Elem + 4 584 mesh vertices	29 955	No	No	Multiphysics model		Cracking pattern not predicted	Calculated on the gusset
56	ANSYS 17	196 512		21 928 LINK Elem	218 440	Grid Elem	1D Elem	No thermic calculation performed		Cracking pattern not predicted	

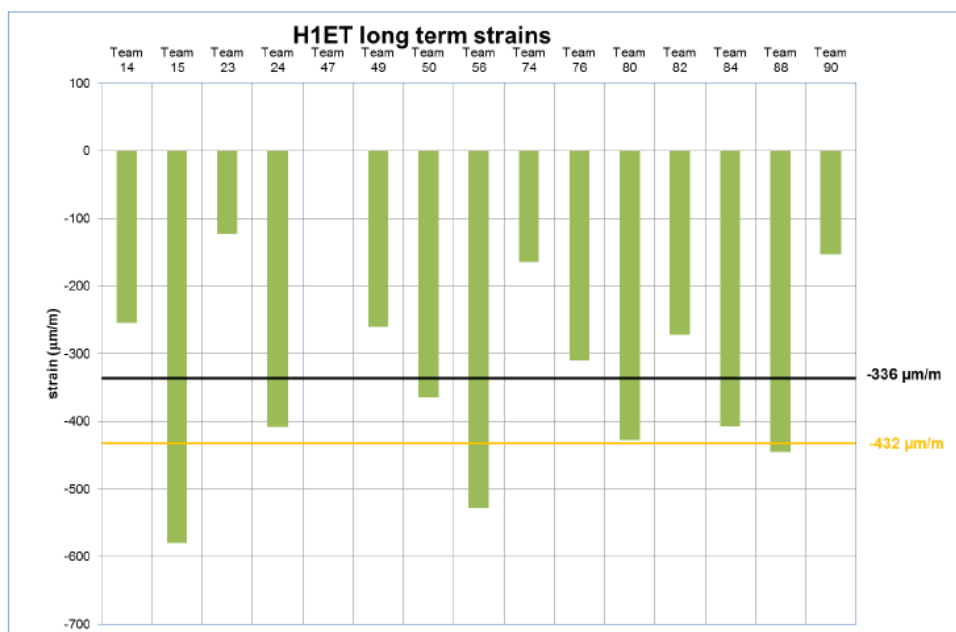
Team	Code	Mesh				Rebars & Tendons		Models			Remarks
		3D	Shell	other	Total	Reb	Ten.	TH model	M model	Crack estimation	
92	ABAQUS 6.14	120 463		54 463 Linear Elem + 154 31 6 Membrane Elem	329 142	The rebar layer with the element type of M3D3/4 is used for the rebars	The element type of T3D2 is used for the tendons	No thermic calculation performed	CDP Model	damage factor of the cdp in ABAQUS is used to track the crack	
76	ABAQUS Smulia 6.14	40 656		5 239 Linear Elem	45 895	Increasing the Concrete Strength by calculating the rebar ratio in each main concrete section.	Truss Elem	Humidity + Temperature +tensioning sequece simplified		Damage Plasticity Model + experiment equation to determine the cracking pattern	reduced integration technique selected
15	ABAQUS 6.13	199 810	61 591	36 530 Linear Elem + 16 MASS	298 834	3D Elem	3D Elem	No thermic calculation performed	the whole model is divided into 10 layers with different material behavior	Cracking pattern not predicted	
23	ABAQUS 6.14-1		189 092	271 75 8 Linear Elem + 217 75 8 Connec tor Elem	624 903	Grid Elem	1D Elem	No thermic calculation performed	Explicit dynamic analysis	Only the results during the overpressure are considered / Only through-wall cracks are considered	
14	Code_Aster 12.3 + MFront	30 384		116 87 7 Linear Elem	147 261	No	1D Elem	classical thermics and hydrics computations	Tendons prestressing losses + creep + Mazars damage model	Cracks are obtained by post-treating the mechanical state	air leakage flow computed with extra cracks from visual inspection
66	Cast3M 2015	158 238	2 444	572 15 1 Linear Elem	732 833	1D Elem	1D Elem	No thermic calculation performed	Not detailed	Calculation of the depth of the cracks	

Remark: Information in this table results are those provided by benchmark participants. Gaps or errors may result from a misinterpretation of this information.

Resultat för samtliga observationspunkter finns presenterade i rapporten [20]. I föreliggande rapport presenteras endast ett urval av resultaten.

### 12.2.1 Långtidstöjningar

I Figur 12-6 redovisas beräknad långtidstöjning i tangentiell riktning i cylinderväggen från samtliga deltagare som stapeldiagram. Medelvärde utav alla deltagares resultat illustreras som en svart linje. Uppmätt töjning illustreras som en gul linje.



Figur 12-6 Tangentiella töjningar i cylinderväggen

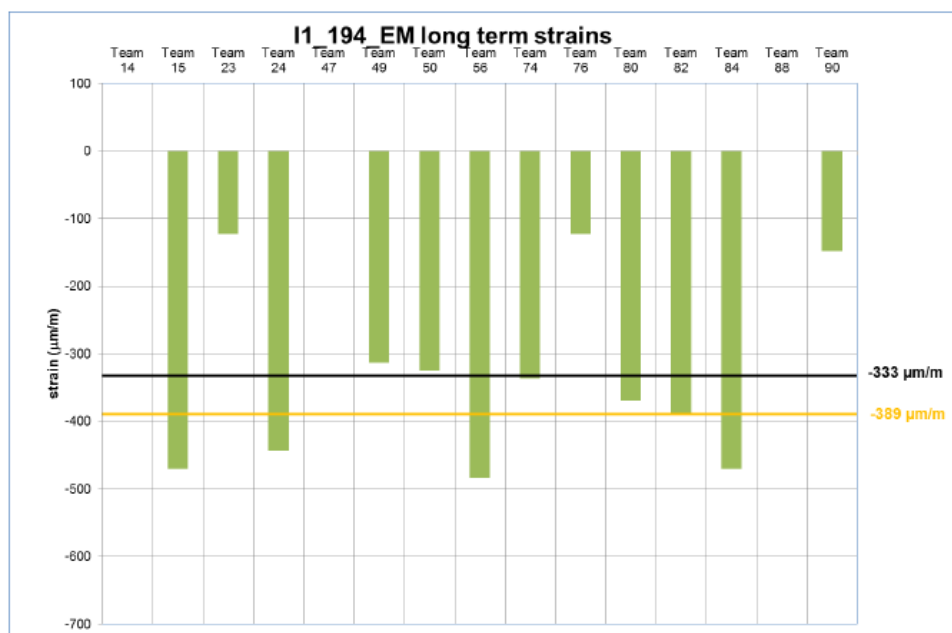
De flesta av deltagarna (utom bidrag 74, 80 och 84) erhöll högre beräknade vertikala töjningar på innsida vägg jämfört mot utsida vägg vid övergången mellan bottenplatta och cylindervägg. Detta stämmer överens med observationerna från mätningarna. I tangentiell riktning får i princip samtliga grupper snarlika töjningar på in och utsidan av väggen vid botten, övre delen samt i mitten vid övergången mellan cylindervägg och bottenplatta. Detta är att förvänta vid tunnväggiga cylindrar. Mätningarna överensstämmer med denna iakttagelse förutom vid snittet strax ovanför bottenplattan dvs där cylinderväggen är som tjockast. Resultaten visar även att störst spridning i resultat fås mellan deltagarna i detta snitt medan högre upp i cylinderväggen så fås mer snarlika resultat. Detta är troligtvis ett resultat av att lokala effekter från randvillkoren på bottenplattan avtar högre upp.

I cylinderväggen på halva höjden av inneslutningen så förväntas resultatet att vara mer snarlika eftersom denna del har låg inverkan från randvillkor och kan generellt bestämmas väl med enkla handberäkningsmetoder för en tunnväggig cylinder. I tangentiell riktning får deltagarna snarlika resultat på in- och utsidan av cylinderväggen vilket stämmer väl överens med antagandet om tunnväggiga cylindertvårsnitt och genomförda mätningarna. Även i vertikal riktning fick deltagarna snarlika töjningar på in- och utsidan i enlighet med mätningarna. Dessutom fick även samtliga deltagare att vertikala töjningen varierade mellan två punkter på olika elevation vilket tydligt indikerar böjning som även kunde observeras vid mätningarna. En sammanfattning av utvärderingen av deltagarnas resultat vid cylinderväggen presenteras i Tabell 12-6.

Tabell 12-6 Sammanställning av prediktioner i cylinderväggen.

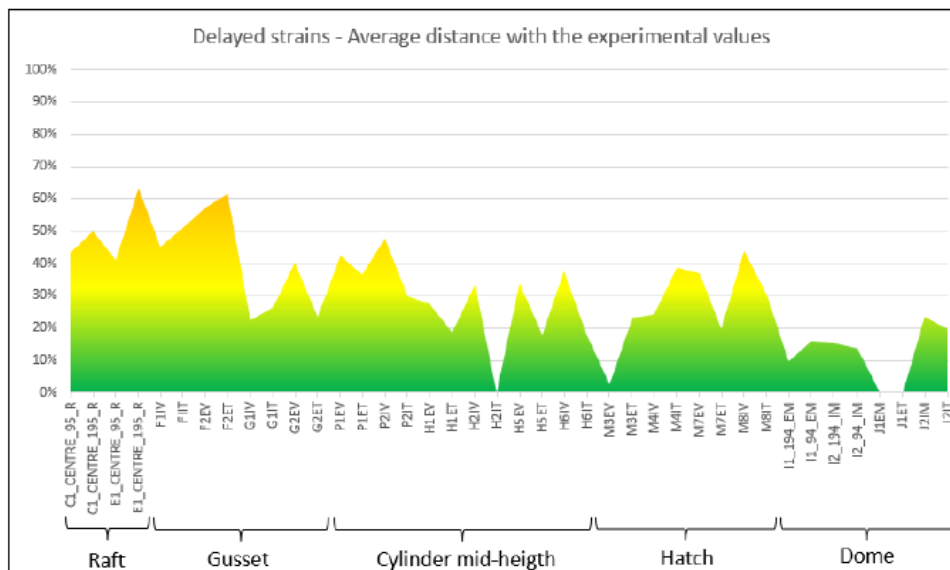
Appreciation of the quality of predictions	Teams
Good predictions in both direction and on numerous sensors	24, 47, 84 and 88
Good predictions in only one direction or only in some sensors	15, 50, 56 and 80
Predictions distant from experimental values in both direction in almost all sensors	14, 49, 76 and 82
Predictions very distant from experimental in all sensors and very much below average values	23, 74 and 90

Resultatet för långtidstöjningar i toppen av kupolen redovisas i Figur 12-7. Generellt erhöles god överensstämmelse mellan uppmätta resultat och beräknade töjningar. Bidragen 23, 74 och 90 stack ut i detta fall och gav signifikant lägre än övriga grupper.



Figur 12-7 Långtidstöjningar i toppen av kupolen på dess utsida.

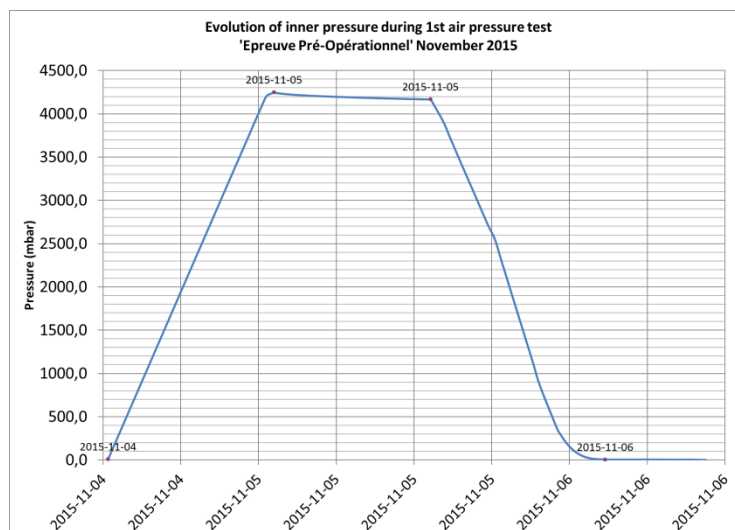
För att sammanfatta avvikelserna mellan beräknade och uppmätta värden avseende långtidstöjningar har resultatet för samtliga observationspunkter sammanställts i Figur 12-8. Från denna figur framgår det tydligt att störst avvikelse fås närmast bottenplattan (längst till vänster i grafen) och bäst överensstämmelse fås i kupolen. Ett annat område som får högre avvikelse är i närheten av genomföringen vid slussen. I genomsnitt är avvikelsen mellan beräkning och uppmätt värde ca 30 %. Detta värde kan tyckas vara relativt högt men det är viktigt att påpeka att de uppmätta töjningarna även inkluderar effekter från variation i temperatur, vilket nödvändigtvis ej beaktats av samtliga deltagare.



Figur 12-8 Sammanställning av avvikelser mellan beräknat och uppmätt resultat.

## 12.2.2 Respons vid trycktester

I Vercorsförsöket genomfördes fem stycken trycktester där det inre trycket i reaktorinneslutningen ökades upp till 4.2 bar (420 kPa) i övertryck. Innan trycktestet stängdes uppvärmningen av för att det mer skulle efterlikna verkliga förhållanden då trycktester genomförs som en del i revisionsarbetet som pågår medan reaktorn är avstängd. Ett exempel på tryckförlopp vid det inledande trycktestet, Pre-Op, illustreras i Figur 12-9.



Figur 12-9 Lufttrycket för trycktest Pre-Op som funktion av tiden

Vid ett ökat inre tryck i så kommer reaktorinneslutningen att expandera så att inneslutningens radie ökar. Det går med enkla metoder att uppskatta hur denna

deformation sker med hjälp av en analys av en tunnväggig cylinder som utsätts för inre tryck. Dessa typer av beräkningar ger normalt representativa värden för inneslutningsväggen särskilt i närheten av cylinderväggens mitt, se avsnitt 10.4.1. Enligt denna förenklade beräkning så kan radielldeformation uppskattas till 1,65 mm vilket motsvarar en tangentiell töjning på 216  $\mu\text{m}/\text{m}$  (beräknad som ökning i omkrets pga trycktest i förhållande till ursprunglig omkrets). Denna förenklade uppskattning i töjning stämmer väldigt väl överens med de uppmätta töjningarna som redovisas t.ex. för cylinderväggens insida se Figur 12-10 respektive utsida Figur 12-11. Dock räcker dessa typer av enklare beräkningar inte till för att få mer detaljerad information kring hur deformationen varierar i höjdnivå utmed reaktorinneslutningen i närheten till kupolen och bottenplattan eller i anslutning till genomföringar.

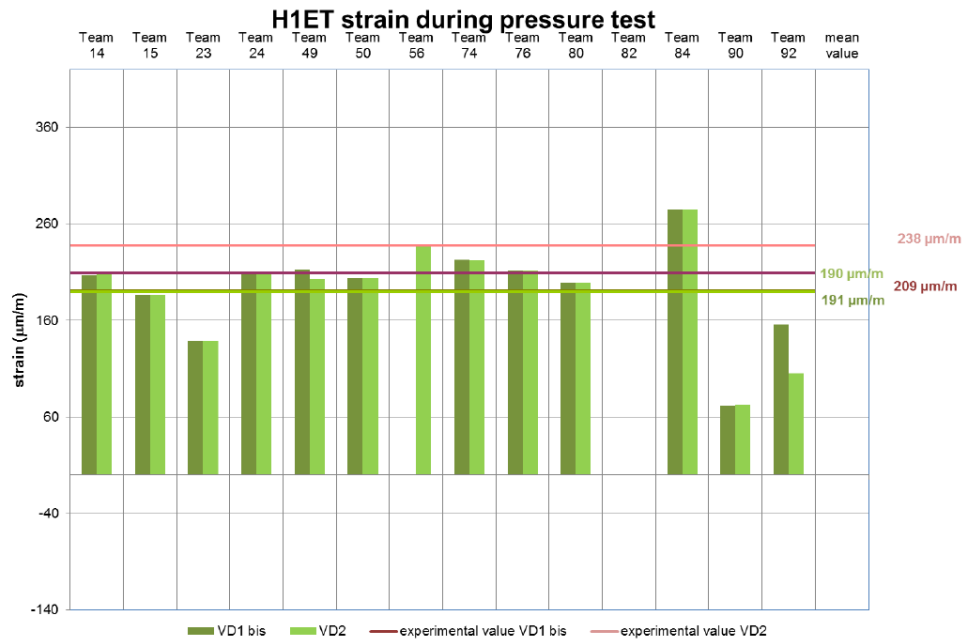
Vid utvärderingen av töjningar i cylinderväggen så stämmer deltagarnas resultat väl överens med uppmätt data, se t.ex. horisontell töjning i cylinderväggen i Figur 12-10 (utsida) respektive Figur 12-11 (insida). Töjningarna på utsidan och insidan av cylinderväggen är ungefär av samma storleksordning vilket är att förvänta vid tunnväggiga cirkulära tvärsnitt. I figureerna visas deltagarnas resultat som staplar för de två trycktesterna VD1bis och VD2. Dessutom visas medelvärden från samtliga deltagare som gröna linjer för dessa två trycktester och de experimentellt uppmätta som röd respektive rosa linjer. Spridningen mellan deltagarna är från ca 70  $\mu\text{m}/\text{m}$  270  $\mu\text{m}/\text{m}$  där medelvärdet motsvarar ca 190  $\mu\text{m}/\text{m}$ . Detta är i närheten av uppmätta töjningen som varierar mellan 209  $\mu\text{m}/\text{mm}$  och 238  $\mu\text{m}/\text{mm}$  för insidan (se Figur 12-10) och mellan 209  $\mu\text{m}/\text{mm}$  och 232  $\mu\text{m}/\text{mm}$  för utsidan. Deltagarnas beräkningar motsvarar därmed ett genomsnittligt fel på mellan ca 10 och 20 % för de två trycktesterna.

Mellan dessa två trycktester så hade ca 1 år fortskridit<sup>1</sup> och med tanke på långtidseffekter och den resulterande förlusten i spännkraft så förväntas reaktorinneslutningens totala styvhet att sjunka och därmed förväntas större deformationer ju senare dessa trycktest genomförs. Detta framgår tydligt från mätningarna där trycktestet vid VD1bis visar en töjning på 209  $\mu\text{m}/\text{mm}$  och efterföljande trycktest visar på en töjning av 238  $\mu\text{m}/\text{mm}$  enligt i Figur 12-10, vilket motsvarar en töjningsökning på ca 14 %. Några av deltagarnas modeller visar också liknande tendenser, även om det är en marginell skillnad för team 49 och 74 och en ännu större effekt för team 92. Modellerna bör fånga detta förlopp om de har genomfört analyserna i sekvens så att både långtidseffekter och trycktester är kombinerade i en analys, eller att styvheten vid aktuell tidpunkt för de olika trycktesten överförs från långtidsmodellen till en mekanisk modell som endast beaktar responsen under trycktestet.

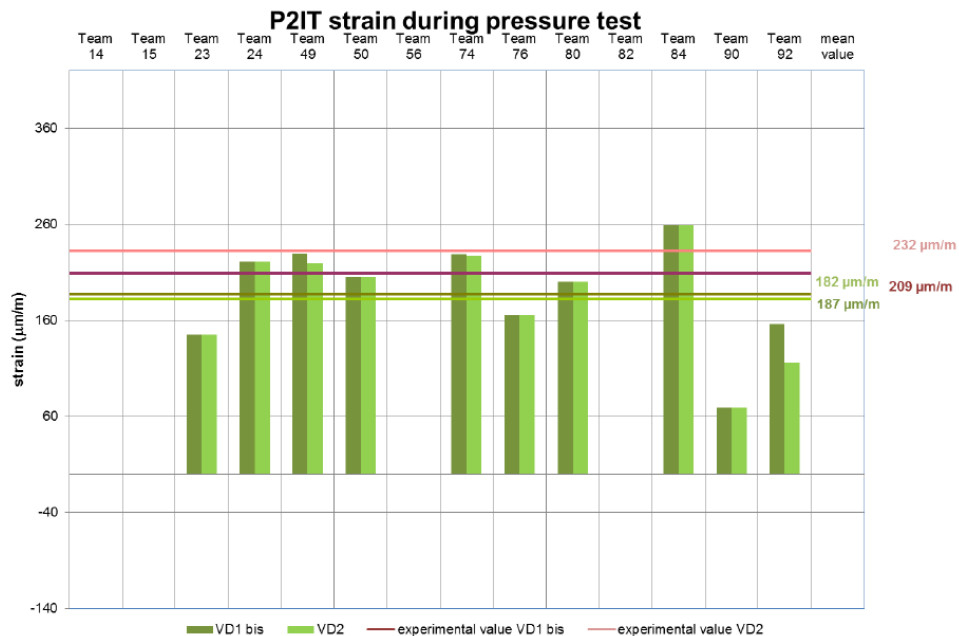
Om simuleringarna för långtidseffekter och trycktester genomförs som två separata analyser utan denna envägs-koppling så förväntas samtliga trycktester ge upphov till samma deformation/töjning förutsatt att analyserna genomförs med identiskt tryckförlopp. Som det framgår från resultatet i Figur 12-10 så ger de flesta av deltagarna (nr 15, 23, 24, 50, 76, 80, 84) identiska resultat för de två olika trycktesterna. Detta betyder som sagt att i deras analyser har inte långtidseffekter från krypning och relaxation haft någon inverkan på reaktorinneslutningens

<sup>1</sup> VD1bis testades vid 582 dygn och VD2 testades vid 952 dygn

styvhet mellan dessa två trycktester. Två av deltagarna ger även att deformationen var något större vid det första av dessa trycktest (VD1bis) än det senare VD2. Detta betyder att styvheten hos inneslutningen har ökat med tiden mellan tidpunkterna för dessa trycktester.



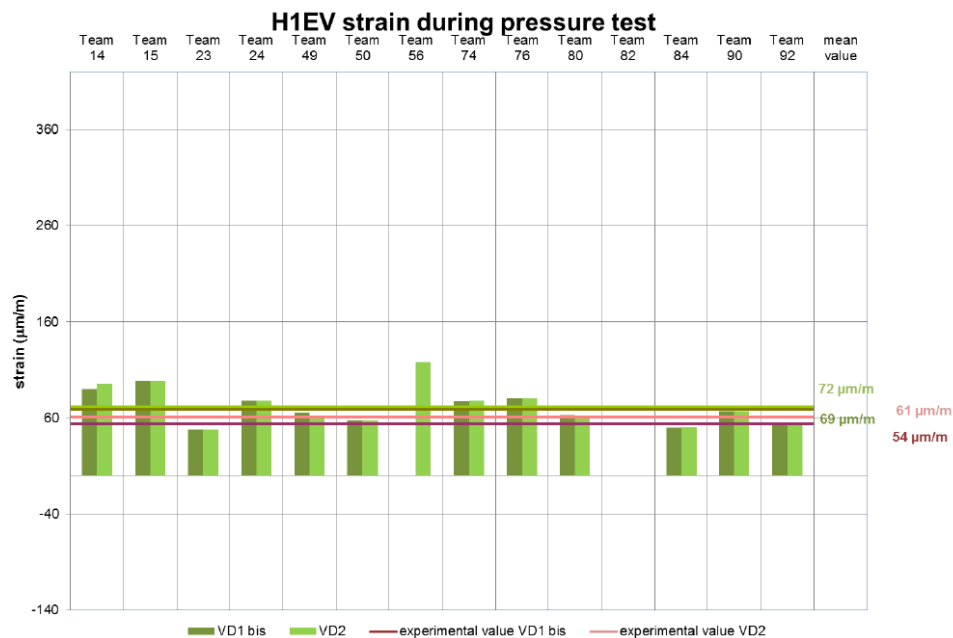
Figur 12-10 Exempel på tangentiell (horisontell) töjning på utsidan av reaktorinneslutningens cylindervägg.



Figur 12-11 Exempel på tangentiell (horisontell) töjning på insidan av reaktorinneslutningens cylindervägg.

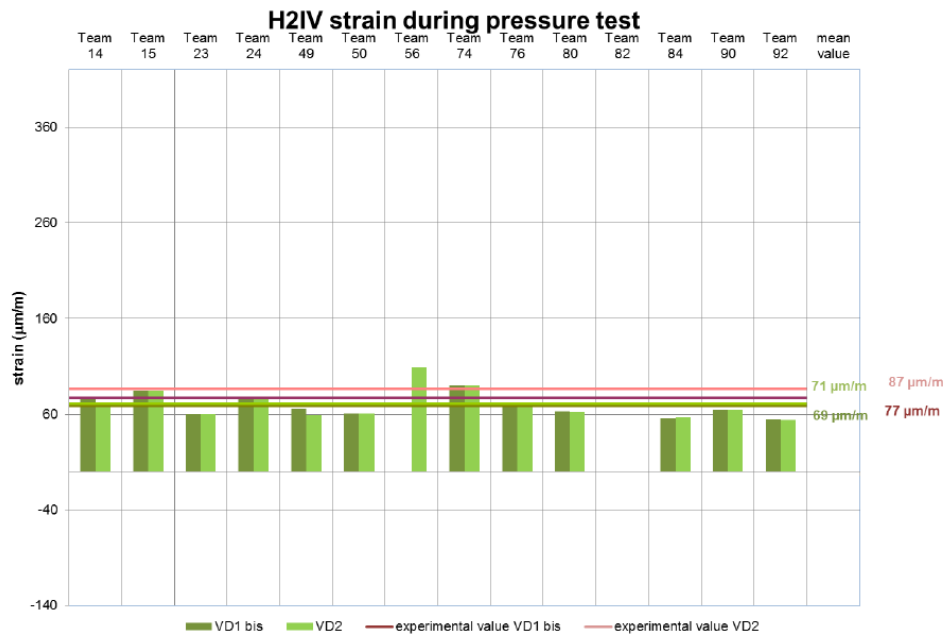
I Figur 12-12 illustreras den beräknade vertikala töjningen i cylinderväggen från deltagarna och jämfört med mätningen vid de två trycktesten VD1bis och VD2. Den vertikala töjningen kan också uppskattas genom att anta ett slutet, tunnväggigt tvärsnitt enligt kapitel 10.4.2. Enligt den enkla beräkningen i kapitel 10.4.2 kan den vertikala töjningen under ett trycktest uppskattas till ca 108  $\mu\text{m}/\text{m}$  (vertikal förskjutning 1.56 mm fördelat på höjden 14.53 m). Denna enkla beräkning av vertikal töjning ger åtminstone en indikation på förväntad storlek av vertikal töjning, men som det framgår vid jämförelse mot mätningarna så varierar felet mellan ca 20 % och 50 %. Deltagarnas beräkningar visar generellt på mindre spridning än detta där deltagarnas prediktioner i varierar mellan ca 60  $\mu\text{m}/\text{m}$  och 120  $\mu\text{m}/\text{m}$ . Deras genomsnittliga prediktioner är på ca 72  $\mu\text{m}/\text{m}$  för VD1bis och 69  $\mu\text{m}/\text{m}$  för VD2. Detta kan jämföras mot mätningarna som visar på 61  $\mu\text{m}/\text{m}$  (VD1bis) och 54  $\mu\text{m}/\text{m}$  (VD2) enligt Figur 12-12 för utsidan av inneslutningen samt 84  $\mu\text{m}/\text{m}$  (VD1bis) och 77  $\mu\text{m}/\text{m}$  (VD2) och för insidan, se Figur 12-13.

Det är rimligt att högre vertikala töjningar uppstår på utsidan eftersom inneslutningen deformeras mer i radiell riktning närmare mitten än närmare kupolen samt bottenplattan. Detta innebär att inneslutningen utsätts för en böj deformation som ger upphov till vertikala dragtöjningar på utsidan och vertikala trycktöjningar på insidan. Dessa tillskottstöjningar från böj deformationen motverkar de axiala vertikala töjningarna från längdförändringen av inneslutningen som uppstår på grund av trycket på kupolen på väggens insida men adderar till de vertikala töjningarna på väggens utsida.



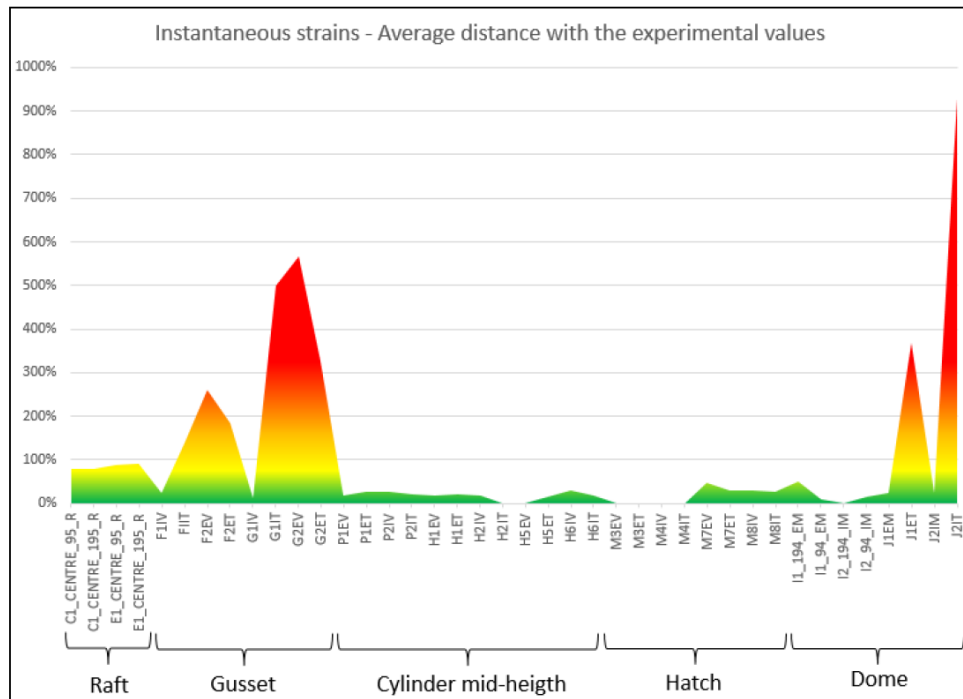
Figur 12-12 Exempel på vertikal töjning på utsidan av reaktorinneslutningens cylindervägg.





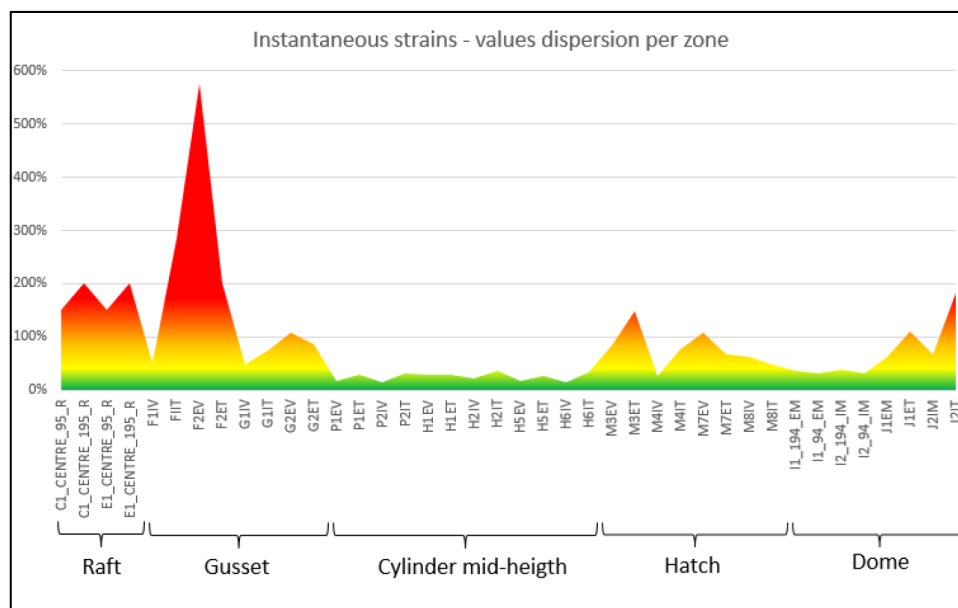
Figur 12-13 Exempel på vertikal töjning på insidan av reaktorinneslutningens cylindervägg

I figuren ovan har endast resultat visats för de relativt enkla delarna av tvärsnitten, dvs för en ostörd sträcka på cylinderväggen på dess halva höjd. Deltagarna skulle även lämna in prediktioner på töjningen i delar av reaktorinneslutningen direkt i anslutning till genomföringar och vid övergången mellan cylindervägg och bottenplatta samt vid kupolen. I samtliga av dessa fall erhöles större spridning i resultat mellan deltagarna och jämfört mot mätningarna. Särskilt i fallet där deltagarna skulle bestämma deformationer i anslutning till genomföringen och i kupolen erhöles som störst spridning mellan deltagarnas prediktioner och mätdata, se Figur 12-14. Spridningen i resultat från trycktestet är dessutom signifikant mycket högre än motsvarande spridning mellan deltagarna vid motsvarande jämförelse för effekten av långtidseffekter. Som det framgår från Figur 12-14 så får deltagarna ett fel på ca 900 % för en punkt i benämnd som J2IT som motsvarar insidan på kupolen i tangentiell riktning. Vid jämförelse av deltagarnas resultat så sprider dessa mellan ca  $-130 \mu\text{m/m}$  och  $260 \mu\text{m/m}$  (medel ca  $60 \mu\text{m/m}$ ) jämfört mot uppmätta töjningen på  $-7$  och  $-8 \mu\text{m/m}$ . Anledningen till att så stor skillnad fås mellan deltagarna och mätningarna i denna punkt och i några punkter vid *Gusset* som motsvarar sockeln som utgör övergången mellan cylinderväggen och bottenplattan beror till stor del på att förändringen i töjning vid trycktestet från mätningen är relativt nära noll. Som det framgick från resultatet för givare J2IT så predikterade även deltagarna en positiv töjning medan mätningarna visade på en negativ töjning. Detta är dock inte beaktat i denna sammanställning.



Figur 12-14 Sammanställning av spridning mellan deltagarnas genomsnittliga prediktion och mätdata för de olika punkterna i reaktorinneslutningen.

Spridning mellan deltagarnas resultat finns sammanställd i Figur 12-15. Som det framgår från figuren så fick deltagarna störst spridning i resultat vid *Gusset*, dvs sockeln som utgör övergången mellan cylinderväggen och bottenplattan och vid *Raft* dvs själva bottenplattan.

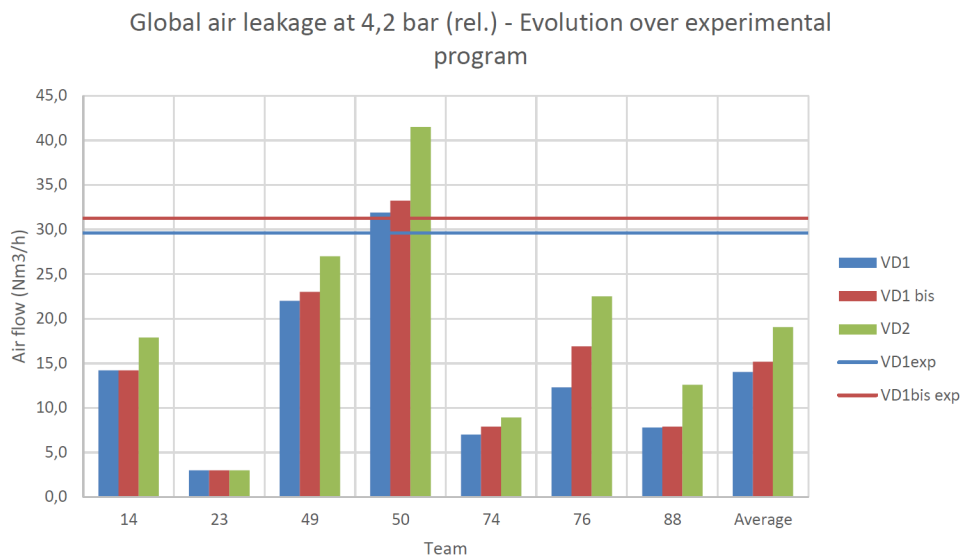


Figur 12-15 Sammanställning av spridning mellan deltagarnas prediktioner för de olika punkterna i reaktorinneslutningen.

### 12.3 TEMA 3: LÄCKAGE

Bestämning av läckage från reaktorinneslutningen vid trycktester ingick redan i föregående fas av Vercors projektet. I föregående fas erhöles en väldigt stor spridning mellan deltagarna gällandes prediktion av totalt läckage vid ett trycktest. I föregående fasen av projektet spred deltagarnas resultat med en faktor 200 men har inför denna fas förbättrats avsevärt. Den totala spridningen i resultat i denna fas mellan deltagarna motsvarar en faktor 14. Att prediktera läckaget är väldigt svårt och eventuell sprickbildning kan få stora effekter på läckaget. Läckaget ökar markant även vid små sprickbredder och brukar ofta beskrivas som att det är i proportion till sprickbredden i kubik [22], dvs om en sprickbredd fördubblas så ökar läckaget genom denna med en faktor 8.

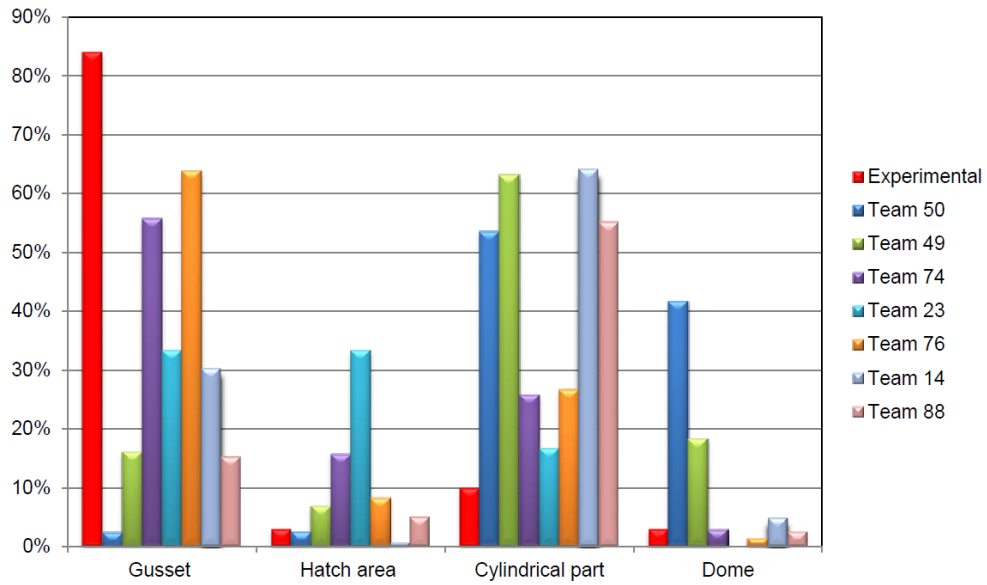
Från Vercors så redovisas både det totala läckaget, men dessutom så presenteras även uppmätt och beräknat läckage för olika delar i konstruktionen. I Figur 12-16 redovisas det totala trycket för samtliga deltagare som deltog i detta tema. I figuren redovisas beräknat läckage för de olika trycktesterna från VD1 till VD1bis och VD2. Som det framgår från resultatet så får de flesta deltagarna ett ökat läckage för de senare trycktesterna. Samtliga av deltagarna beaktade uppsprickning på något sätt och det är sprickbildningen som är den primära orsaken till att läckaget ökar med tiden. Deltagare nr 23 beaktar endast inverkan från sprickbildning i läckageberäkningen ifall genomgående sprickor uppstår och i dessa beräkningar fick nr 23 inga genomgående sprickor. Detta betyder att resultatet blir identiskt för samtliga trycktester. I figuren visas även uppmätt totalt läckage för trycktesten VD1 och VD1bis. Från denna sammanställning framgår det att deltagare nr 50 får mycket god överensstämmelse av totalt läckage jämfört mot experimentet. Samtliga övriga deltagare underskattar läckaget.



Figur 12-16 Prediktion av totalt läckage under de olika trycktesterna.

Som förtydligande redovisas även hur stor andel av läckaget som respektive deltagare uppnår för respektive konstruktionsdel i förhållande till sitt totala läckage i Figur 12-17. Denna figur motsvarar förhållanden vid trycktestet VD1 men är ungefär detsamma för även efterföljande trycktester. I denna figur framgår att nästan 85 % av det totala läckaget skedde genom sockeln (*gusset*) vid övergången mellan cylinderväggen och bottenplattan enligt experimentet. Som det framgår från resultatet så får de flesta deltagarna störst del av läckaget genom cylinderväggen. Detta var även resultatet från beräkningarna som presenterades i Kapitel 11. Det är endast två av deltagarna som visar på störst läckage genom sockeln, nr 74 och 76. Dessa två bidrag visar på snarlika relativa fördelningar av läckaget genom de olika konstruktionsdelarna som observerades i försöket. Det är dock viktigt att påpeka att deras totala beräknade läckage är betydligt lägre än det totala läckaget som uppmättes. Deras totala läckage var 7,9 Nm<sup>3</sup>/h (deltagare 74) respektive 16,9 Nm<sup>3</sup>/h (deltagare 76) att jämföra med 31,3 Nm<sup>3</sup>/h enligt försöket vid trycktestet VD1bis.

### Air leakage repartition in VD1



Figur 12-17 Fördelning av läckage i olika konstruktionsdelar.

## 13 Slutsatser och diskussion

Huvudfokus i det här projektet har varit att utvärdera hur väl de modeller som är tillgängliga för konsulter och konstruktörer beskriver långtidsdeformationer i en reaktorinneslutning. Långtidsdeformationerna som beror på krypning utvärderades som tillskottstörningar baserat på ett kryptal, enligt Eurokod 2. Utvärderingen visar att långtidsdeformationerna som har utvärderats enligt Eurokod 2, där kryptalet bland annat beror på omgivningens relativa fuktighet, underskattar de uppmätta. Denna underskattning gäller för samtliga undersökta konstruktionsdelar så som cylindervägg, sockel och kupol och grundkonstruktionen. Dock skiljer sig storleken på underskattningen mellan de olika konstruktionsdelarna en aning.

Hur väl de använda modellerna beskriver de olika fenomenen och hur väl de fungerar när de kopplas till varandra är inte möjligt att utvärdera på detaljnivå, med data från detta projekt. Skälet är att data för en viss storhet ofta mäts var och en för sig, till exempel temperatur, utan att samtidigt mäta fuktigheten. Rörelser mäts också utan att samtidigt mäta fuktigheten. Dessa data mäts dessutom ofta endast i ett fåtal punkter. Även i Vercors projektet har mätningar skett i ett fåtal punkter och inte någonstans har fuktigheten inuti betongen mätts. Därför finns det inte någon möjlighet att kontrollera om den beräknade fuktigheten stämmer med den verkliga.

Geometrin reducerades till att omfatta endast en mindre del, en 45 graders cirkelsektor, av den totala geometrin för att minska beräkningstiden. Det innebär att vissa randeffekter uppstår i beräkningarna som inte har sin motsvarighet i den verkliga konstruktionen. Genom att välja analyspunkter som ligger långt ifrån ränderna på geometrin minskar påverkan av att reducera geometrin. Därför kan det globala beteendet fångas med rimlig noggrannhet.

De olika modellerna som har tillämpats i det här projektet har tidigare utvecklats i olika svenska forskningsprojekt. Dessa modeller beskriver de olika fysikaliska fenomenen olika bra. Men sammantaget visar resultatet från det här projektet att de svenska modellerna står sig bra i konkurrens med internationell forskning.

Värmeledningsmodellen och deformationer orsakade av temperaturväxlingar, expansion och kontraktion, ger en mekanisk respons som överensstämmer väl med uppmätta deformationer. Speciellt när trycktester genomförs så tas reaktorn ur drift vilket återspeglas i att temperaturen sjunker. Dessa temperatursänkningar innebär att materialet kontraherar och detta fångar den använda modellen väl speciellt vid ostörda tvärsnitt. Dessa modeller har sedan kopplats till varandra så att till exempel uttorkningen beror av temperaturen.

De förenklingar som gjorts har en liten inverkan på resultatet, det visar många av de redovisade töjningsdiagrammen. Störst skillnad mellan beräknade och uppmätta töjningar återfinns i områden där det finns förändringar i tvärsnittsgeometrin till exempel vid anslutning cylindervägg, sockel och grundkonstruktion.

Den presenterade modellen för läckage tar hänsyn till att luftdensiteten ökar vid ett ökat tryck. Detta påverkar flödesberäkningarna i hög utsträckning. När densitetsökningen på grund avtryckökningen inkluderas i modellen så ger det ett cirka tre gånger högre läckage än om luftdensiteten antas vara konstant oberoende av trycket. Beräkningen av läckaget har genomförts med antagandet att tvärsnittet är osprucket. När sprickor uppstår så kommer läckaget lokalt sett att öka, men det påverkar också läckaget genom den solida betongen. Det krävs en mycket större insats för att göra detaljerade beräkningar på detta och det rymdes inte inom ramen för detta projekt. I ett globalt perspektiv verkar läckagemodellen ge ett ungefärligt mått på läckaget trots dess enkla formulering. Läckagemodellen fångar också upp att läckaget ökar med tiden. Det beror på att den tar hänsyn till att betongen torkar ut. När betongen torkar ut ökar permeabiliteten på grund av att större del av porsystemet blir luftfyllt. I svenska anläggningar kan detta påverka tätplåten, eftersom ett luftläckage kan ske även genom osprucken betong. Detta kan innebära att luft pumpas från inneslutningsutrymmet fram till tätplåten. Modellen för läckage i den här rapporten påminner mycket om den som redovisades i rapporten "Gasinträngning i reaktorinneslutningar av betong". Det innebär att båda metoderna sannolikt fångar samma fenomen, att trycket i betongens porsystem gradvis ökar genom att ett mindre luftflöde uppstår i betongen.

Det genomförda projektet har till viss del försvårats av hanteringen av information från Benchmark kommitteen. Det begränsade informationsflödet har försvårat utvärderingen av resultatet.

Den praktiska nyttan med att kunna modellera och beskriva åldring är stor för kärnkraftsindustrin men också för kraftindustrin i stort. Den praktiska nyttan att kunna göra motsvarande för krympning och krypning i ung betong är stor vid nyproduktion av stora massiva konstruktioner. Dimensioneringsnormer så som t.ex. Eurokod är utvecklade för konventionella typer av byggnader och anläggningar, som har avsevärt mycket mindre tvärsnittsjocklekar. Vid grövre konstruktioner, vilket tillämpas inom kärntekniska anläggningar, blir inverkan av effekter så som hydratationvärme, ojämn krympning, uttorkningskrypning, mer uttalade. För dessa typer av konstruktioner som dessutom ofta kan vara i kontakt med vatten eller stålklädda så sker uttorkningen mycket långsamt. Det är därför viktigt att kunna kalibrera och validera beräkningsmetoder som beaktar fukt, temperatur och mekanisk för dessa typer av konstruktion så att de kan tillämpas vid verkliga konstruktioner. Med förfinade verktyg så ökar möjligheten att göra förbättrade tillståndskontroller av befintliga anläggningar, vilket särskilt blir viktigt då kravet på konstruktioners livslängd ökas.

## 14 Framtida forskning

Det här projektet har visat att de modeller som används går att tillämpa på komplicerade geometrier och ger resultat med rimlig noggrannhet. Det vore dock mycket intressant att studera detta vidare för att analysera hur inverkan av andra modeller för krympning och krypning, särskilt t.ex. Model B4 vilken utvecklats av Wendner, Hubler och Bažant [23]. Detta i syfte för att analysera eventuella fördelar och nackdelar med att använda en mer avancerad, men generellt ansedd som mer tillförlitlig modell.

Alla beräkningar har genomförts med antagande om att betongen i den efterspända reaktorinneslutningen är elastisk. Detta innebär att materialet aldrig spricker oavsett om dragspänningarna överskrider draghållfastheten. I ett framtida projekt vore det värdefullt att ta hänsyn till att betongen får sprickor om dragspänningarna blir för stora. Ett annat område som är särskilt intressant för fortsatt forskning är analys av spännkablarnas beteenden vid ett brottförlopp. I detta fall handlar det om cementinjekterade kablar och det är av intresse att analysera hur lokala brottförlopp i dessa kablar utvecklas. Beteendet vid cementinjekterade vid ett brottförlopp kommer att skilja sig från icke-injekterade kablar vid vilka kraften fördelas ut över en längre sträcka.

Projektet Vercors kommer att fortsätta år 2020 med en ny benchmark. I den benchmarken kommer att ingå att den uppförda reaktorinneslutningen belastas till brott. Exakt vad benchmarken kommer att behandla för område är inte känt i dagsläget. Men deltagandet ger med stor sannolikhet möjlighet att kontrollera beräkningsmodeller mot uppmätta resultat och en fortsatt utvärdering av långtidsdeformationer.

Den presenterade läckagemodellen är väldigt enkel att tillämpa men inkluderar inte sprickor och dess påverkan på läckaget. Det vore värdefullt att utveckla en modell som även tar hänsyn till sprickor, särskilt med hänsyn till att uppkomsten av sprickor har signifikant inverkan på läckaget.



## 15 Referenser

1. Bernstone, C., et al., *Verifiering av struktur- och fuktmekaniska beräkningsverktyg*, in *Betongteknik kärnkraft*. 2017.
2. Eurocode 2: *Design of concrete structures Part 1-1: General rules for Buildings*, in *EN 1992-1-1 Appendix B*. 2004, European committee for standardization: Brussels. p. 225.
3. Ifan-ul-Hassan, M., et al., *Elastic and creep properties of young cement paste, as determined from hourly repeated minute-long quasi-static tests*. *Cement and Concrete Research*, 2016. **82**: p. 36-49.
4. Byfors, J., *Plain concrete at early ages*. 1980, KTH, Royal Institute of Technology: Stockholm, Sweden.
5. Norling Mjörnell, K., *Moisture Conditions in High Performance Concrete. Mathematical Modelling and Measurements*. 1997, Institutionen för byggnadsmaterial, Chalmers tekniska högskola.
6. Alexandersson, J., et al., *Betonghandbok: Material, utgåva 2*. 1994: Svensk byggtjänst.
7. Shen, D., et al., *Relationship between tensile Young's modulus and strength of fly ash high strength concrete at early age*. *Construction and Building Materials*, 2016. **123**: p. 317-326.
8. Eriksson, D., R. Malm, and H. Hansson, *Nugenia Acceppt - Analysis of stress concentrations and crack risk*. 2015, KTH Royal Institute of Technology.
9. Hassanzadeh, M., R. Malm, and M. Åhs, *Reaktorinneslutningars respons vid höga inre tryck och reducerad förspänning*. 2018. p. 63.
10. Åhs, M. and S. Poyet, *The prediction of moisture and temperature distribution in a concrete reactor containment*. 2015, Lund university. p. 72.
11. Oxfall, M., P. Johansson, and M. Hassanzadeh, *Moisture Profiles in Concrete Walls of a Nuclear Reactor Containment after 30 Years of Operation*, in *XXII Nordic Concrete Research Symposium, 2014-08-13*. 2014, Norsk Betongforening.
12. Åhs, M., et al., *A model to predict moisture conditions in concrete reactor containments*, in *Fontevraud 8, Contribution of materials investigations and operating experience to LWRs' safety, performance and reliability*. 2014: Avignon, France.
13. Fredlund, P. and L.O. Nilsson, *Gasinträngning i reaktorinneslutningar av betong - mätningar och modellering*. 2009.
14. Zhang, J., et al., *Effect of pore structures on gas permeability and chloride diffusivity of concrete*. *Construction and Building Materials*, 2018. **163**: p. 402-413.
15. Hamami, A.A., P. Turcry, and A. Ait-Mokhtar, *Influence of mix proportions on microstructure and gas permeability of cement pastes and mortars*. *Cement and Concrete Research*, 2012. **42**(2): p. 490-498.
16. *Introduction to COMSOL Multiphysics 5.4*. 2018, COMSOL AB: Stockholm, Sweden.
17. Lundqvist, P., *Assessment of Long-Term Losses in Prestressed Concrete Structures - Application for Nuclear Reactor Containments*, in *Division of Structural Engineering*. 2012, Faculty of engineering, Lund University: Lund.
18. Agency, N.E., *International Standard Problem No. 48 - Containment capacity. Synthesis Report*. 2005, Nuclear Energy Agency.
19. Corbin, M., *International Benchmark VeRCoRs 2018 - Overview, synthesis and lessons learnt*. 2018.
20. *International Benchmark VeRCoRs 2018 - Benchmark workshop Modeling the behaviour of the VeRCoRs mock-up- Program & Abstracts*. 2018.
21. *fib Model Code for Concrete Structures 2010*. 2010: CEB fib.
22. Malm, R., *Low-pH concrete plug for sealing the KBS-3V deposition tunnels*. 2012: Sweden. p. 143.

23. TC-242-MDC, R.T.C., *RILEM draft recommendation: TC-242-MDC multi-decade creep and shrinkage of concrete: material model and structural analysis\**. *Materials and Structures*, 2015. **48**(4): p. 753-770.



# REAKTORINNESLUTNINGARS MEKANISKA LÅNGTIDSBETEENDE

Huvudsyftet har här varit att studera en reaktorinneslutnings mekaniska beteende över tid och att utvärdera läckage vid trycktester som har utförs.

Rapporten redovisar resultatet av en benchmark, Vercors, som Electricité de France har organiserat. En matematisk modell som beskriver den mekaniska responsen hos en betongkonstruktion under lång tid och en läckagemodell som beskriver luftläckaget vid ett trycktest har tagits fram. Modellen finns tillgänglig för både konstruktörer och forskare. Flera olika parametrar som ger upphov till deformationer är inkluderade i modellen, såsom temperaturförändringar, fuktförändringar, spännkablar och krypning enligt Eurokod 2.

Den här undersökningen visar att långtidsdeformationer som utvärderas enligt Eurokod 2 är en underskattning jämfört med de uppmätta. Denna underskattning gäller för samtliga undersökta konstruktionsdelar så som cylindervägg, sockel och kupol och grundkonstruktionen. Modellen ger bäst resultat för de mätpunkter som ligger i cylinderväggen och simuleringarna ger rimliga resultat.

Läckagemodellen som presenteras i den här rapporten är enkel men ger trots det en god överensstämmelse med mätningar. Den tar hänsyn till att luftens densitet varierar med trycket och att betongens permeabilitet ökar när den torkar ut.

## Ett nytt steg i energiforskningen

Energiforsk är en forsknings- och kunskapsorganisation som samlar stora delar av svensk forskning och utveckling om energi. Målet är att öka effektivitet och nyttiggörande av resultat inför framtida utmaningar inom energiområdet. Vi verkar inom ett antal forskningsområden, och tar fram kunskap om resurseffektiv energi i ett helhetsperspektiv – från källan, via omvandling och överföring till användning av energin. [www.energiforsk.se](http://www.energiforsk.se)