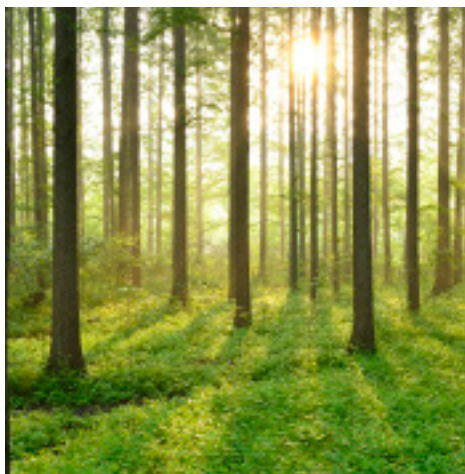


KONSEKVENSER AV CYKLISK DRIFT – SICC

RAPPORT 2015:192



Konsekvenser av cyklisk drift – SICC

JAN STORESUND, DANIEL MÅNGÅRD

ISBN 978-91-7673-192-5 | © 2015 ENERGIFORSK

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

Förord

Denna rapport är slutrapportering av projekt M 38064 Konsekvenser av cyklisk drift - Töjningsinducerad korrosionsprickning (Energimyndighetens projektnummer P 38064 som faller under teknikområde Material- och kemiteknik inom SEBRA, samverkansprogrammet för bränslebaserad el- och värmeproduktion.

Projektet har följts av en referensgrupp bestående av Rikard Norling (Swerea KIMAB), Conny Johansson (Stora Enso) och Juha Malinen (Amec Foster Wheeler).

SEBRA, samverkansprogrammet för bränslebaserad el- och värmeproduktion, är efterföljaren till Värmeforsks Basprogram och startade som ett samarbetsprogram mellan Värmeforsk och Energimyndigheten 2013. All forskningsverksamhet som bedrevs inom Värmeforsk ingår sedan den 1 januari 2015 i Energiforsk. Därför ges denna rapport ut som en Energiforskrapport.

Programmets övergripande mål är att bidra till långsiktig utveckling av effektiva miljövänliga energisystemlösningar. Syftet är att medverka till framtagning av flexibla bränslebaserade anläggningar som kan anpassas till framtida behov och krav. Programmet är indelat i fyra teknikområden: anläggnings- och förbränningsteknik, processtyrning, material- och kemiteknik samt systemteknik.

Stockholm december 2015

Helena Sellerholm
Områdesansvarig
Bränslebaserad el- och värmeproduktion, Energiforsk AB

Sammanfattning

Föreliggande projekt behandlar initiering och tillväxt av töjningsinducerad korrosionssprickning, SICC, hos vattenberörda komponenter i pannor. Tillväxt av SICC är kopplat till kallstarter av pannan och en ökad frekvens kallstarter skulle kunna medföra reducerad livslängd hos kritiska komponenter. Projektet är en fördjupning i och fortsatta studier av två tidigare Värmeforskprojekt på området [1] och [2]. I [2] studerades tillväxtlagar för SICC hos ångdomar vilket har följts upp med ett utökat underlag av analyserade fall från verkligheten. Antal driftcykler och tid för kallstart har beaktats i detalj. Dessutom har SICC i vägglådor inkluderats i studien. Initieringsmekanismerna för SICC har studerats genom litteraturen och jämförelser med metallografiska studier av komponenter som har varit i drift.

SICC förekommer frekvent även i panntuber där det finns spänningskoncentrationer och detta har analyserats. Framförallt har inverkan av komponentgeometrier och sprickstorlekar på spänningsintensiteten, K_1 , studerats eftersom K_1 , utöver antalet driftcykler, är styrande för spricktillväxten. Tre geometrier har studerats: tubböjar, anslutning mellan sidovägg och mellanvägg samt anslutning mellan vägg och golv. Följande slutsatser kan dras från resultaten:

- Observerad spricktillväxt hos analyserade komponenter, nio domar och en vägglåda, visar god överensstämmelse med en tillväxtlag för SICC framtagen genom experimentella data.
- Förståelsen för initieringsmekanismerna har ökat. Experimentella studier behövs för att kunna förutsäga sprickinitiering.
- Lösningar för K_1 har tagits fram för genomgående tubgenomföringar i ångdomar.
- Observerad spricktillväxt hos analyserad vägglåda ligger i linje med resultaten för domarna.
- Analys av tubböjar och inspända tuber visar att K_1 ökar signifikant med spricklängd/-djupfaktor. Ökningen kan beskrivas som logaritmisk. Både analyser och skadefall visar att denna faktor är hög (>20) hos samtliga tre undersökta tubgeometrier.
- Ovalitet och sprickdjup (1, 2 eller 3 mm) har en ökande inverkan på K_1 med större spricklängd/-djupfaktorer hos rörböjar.
- Tub med extra fena (vägg tub men infäst mellanvägg) och infästning av golv mot vägg ger liknande resultat som rörböjen. Inverkan av spricklängd/-djupfaktor och sprickdjup på K_1 är dock svagare.
- Skadefallsundersökningar visar att SICC ofta initieras från frätgropar. Hos inspända tuber bildas frätgropar längs spänningskoncentrationer. När de övergår i sprickbildning är sprickdjupet på en gång relativt stort medförande relativt höga spricktillväxthastigheter.
- Med hjälp av tubprov och skadetålighetsanalys kan det avgöras om en viss geometri av inspända tuber eller rörböjar är känsliga för SICC och baserat på framkomna projektresultat kan den återstående livslängden kan beräknas.

Executive summary

The present project deals with initiation and growth and strain induced corrosion cracking, SICC, in water exposed components in boilers. The initiation mechanisms for SICC have been studied by the literature and by metallographic studies of components that have been in operation. First, there is an incubation period which is dependent of which defect size that is required to initiate crack propagation. To initiate a crack the following criteria should be fulfilled:

- Stresses high enough to strain the magnetite, that protects from corrosion, to its fracture elongation, i.e. 0,1 % in tension and 0,2 % in compression. However, if the magnetite layer is broken from the beginning because of imperfect water chemistry lower stresses are needed.
- Enhanced level of free oxygen in the boiler water at cold starts of the boiler, 20-100 ppm can be sufficient.
- Strain rates that are slow enough, cold starts are typically within the critical interval,
- Temperatures above 100°C.

Growth of SICC is associated with cold starts of the boiler and an increased frequency of cold starts would involve reduces life times for critical components. Figure 1 shows the typical appearance of a metallographically prepared section of a SICC crack. The present project goes deeper and further in the studies of consequences of cyclic operation than two earlier Värmeforsk project on this subject, [1] and [2].

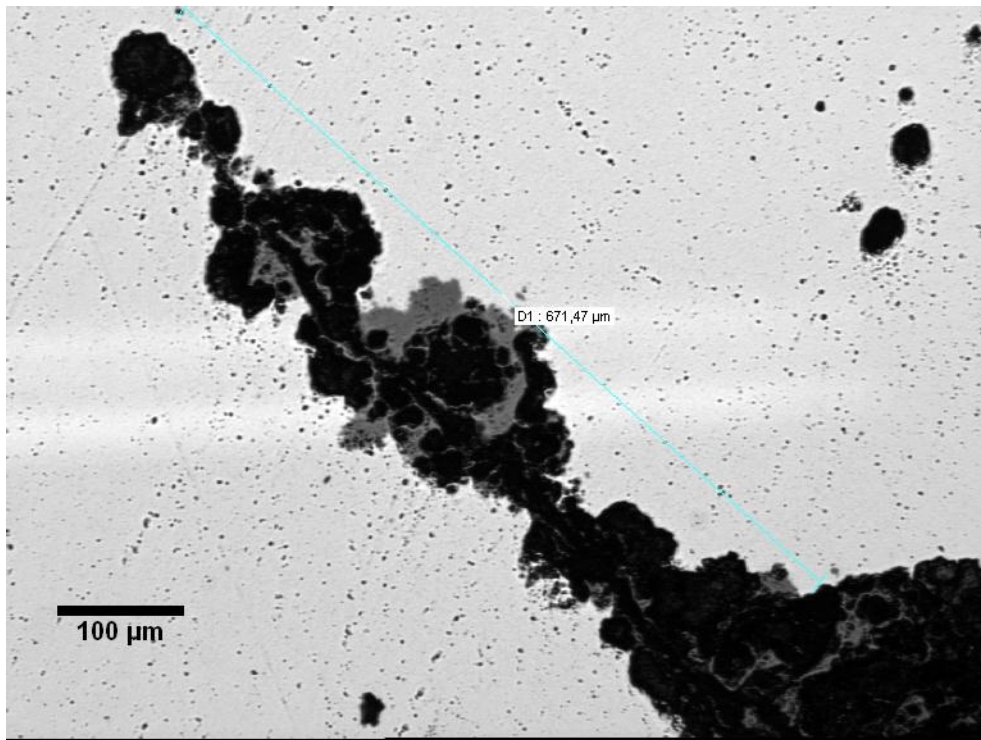


Figure 1. Characteristic SICC formed at the water side of a water wall tube.

SICC appear frequently in boiler tubes where stress concentrations are present and this has been analysed. The effect of component geometries and crack sizes on the stress intensity, K_I , has been studied because K_I , in addition to the number of cycles, controls the crack growth. Three geometries have been studied: tube bends, attachments between side wall and intermediate wall as well as attachment between wall and floor.

Steam and water drums

In [2] growth laws for SICC were studied on steam drums. This has been followed up with an increased number of collected cases of analyses that has been performed by Inspecta over the last five years. There are two types of tube connection geometries to the drum, through-going pipes and rolled in pipes, se Figure 2 a) and b) respectively.

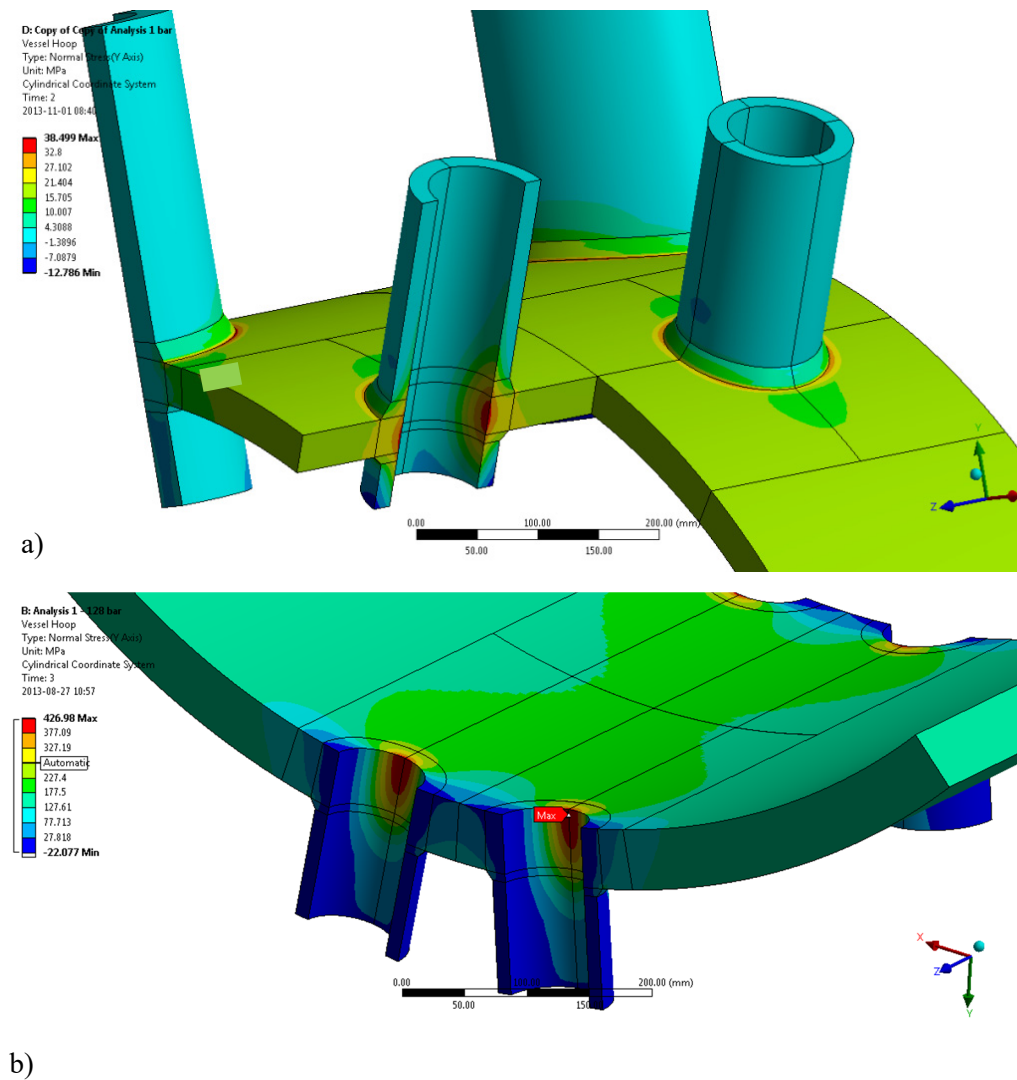


Figure 2. Examples of typical results of finite the finite element stress analyses of steam drums with a) tubes through the wall with a tight weld and b) rolled in tubes.

Stress intensity solutions for the rolled in type was evaluated in [2]. Solution for the through-going type was studied by inserting two crack sizes at the most critical position in one of the collected stress analyses, see Figure 2.

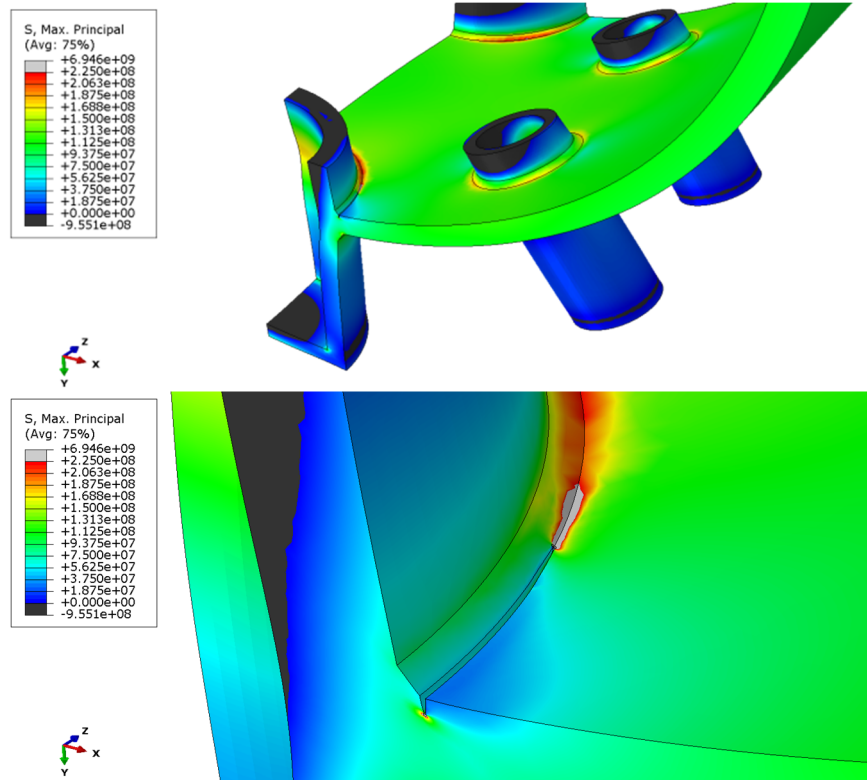


Figure 3. Model of a 5x100 mm axially initiated crack.

The stress concentrations are highest at the crack tips ahead and at the bottom of the crack. Along the crack, the stresses are relaxed as the crack propagates.

The resulting stress intensity factors, K_I , for the two sizes, 2x40 and 5x100 mm, are shown in table 1. Estimation of K_I for the other performed analyses with through-going pipes cases for the

Table 1. K_I solutions for axially initiated cracks

Crack size (depth x length, mm)	K_I (MPam ^{1/2})
2x40 mm	8,06
5x100 mm	9,85

The number of cycles and the time for a cold start has been regarded in detail. Fig 4 shows the stress intensity, K_I , versus crack growth per start cycle. K_I has been analysed for 9 drums. The growth data in the figure represent one series of measures at the analysed components where the total crack depth has been divided by the accumulated number of starts and one series that correspond to a growth law, eq. (1), which has been determined from laboratory experiments.

$$da/dt_{SICC} = 6 \times 10^{-9} (dK_I/dt)^{0.8} \quad (1)$$

, where da/dt_{SICC} is crack growth rate in mm/s and dK_1/dt describes the increase of K_1 with time where the units are $MPam^{1/2}$ and h.

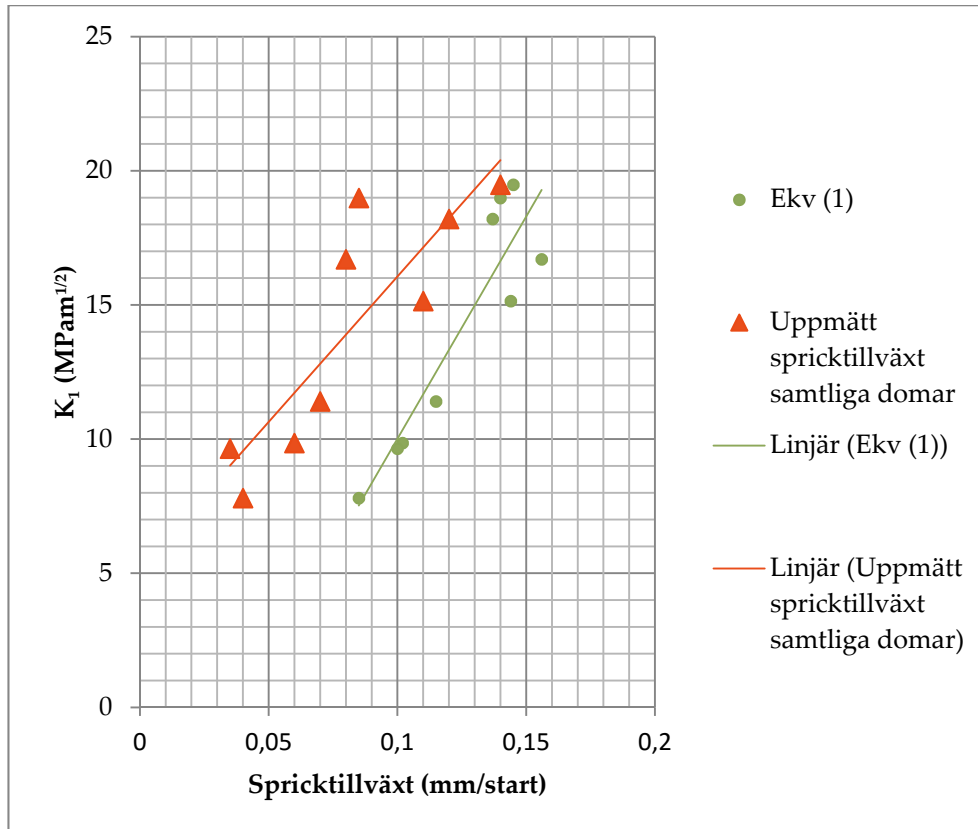


Figure 4. Crack propagation per start cycle as a function of the stress intensity, K_1 , at the crack initiation. Data from drums with SICC as well as the corresponding crack propagation by use of Eq. (1) are shown in the figure.

Water wall headers

In addition, water wall headers have been included in the study. There is one case of stress analysis and at the same time measured crack depths. Calculation of K_1 shows a result that is perfectly in line with the observations for drums.

Tube bends

A 90° tube bend with typical dimensions and service data was modelled with a crack inserted along the neutral axis, see Figure 5. The effect of ovality, crack length/depth ratio and crack depth was studied.

The results show that K_1 , which controls the amount of crack propagation for each cycle, has a logarithmic increase with increasing crack length/depth ratio. At small ratios the effect of ovality and crack size is small. At ratio 20 these effects are significant. Observed cracks in bends usually have at least ratio 20. K_1 for such cracks are in the same magnitude as for drums, shown in Figure 4 above.

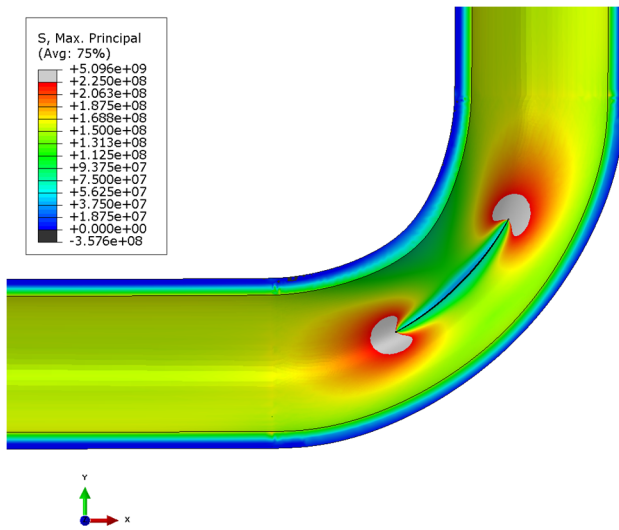


Figure 5. Model of a case of a tube bend with a crack along the neutral axis and resulting distribution of maximum principal stress during operation. In the lower picture the finite element mesh is removed for better appearance of the stress distribution at the crack.

Water side wall tube in connection with intermediate wall and floor

The T-connection between a side wall and an intermediate wall was modelled and a crack was inserted along the stress concentration that, according to the analysis, appears parallel, but with a displacement from, the intermediate wall fin to side wall tube weldment, se Figure 6. The dimensions and the service data are the same as for the bend.

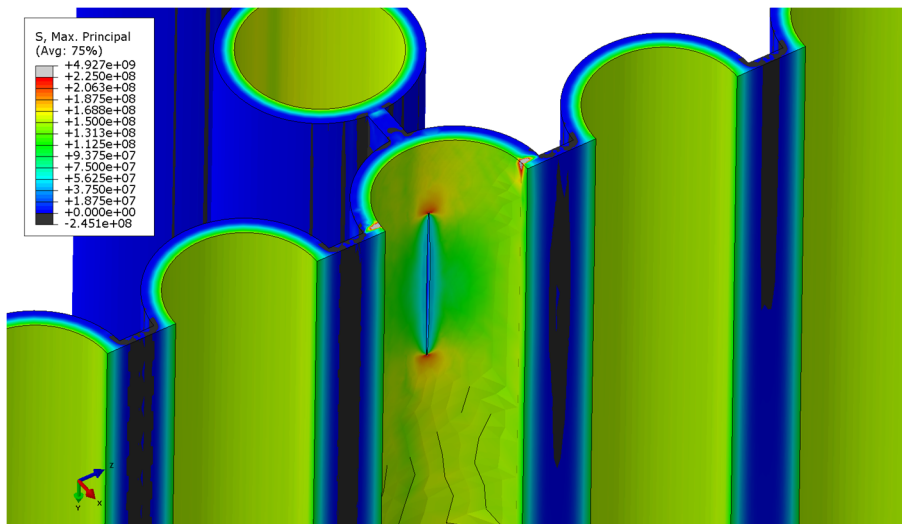


Figure 6 a) Model of an intermediate wall attached to a side wall, b) stress distribution including a crack at the attachment and c) a cross section in the middle of the crack.

The resulting K_I solutions and the influence of crack length/depth ratio and crack size are shown in Figure 7. The results resemble the ones for the tub bend above with 0 % ovality although K_I is somewhat lower at higher length/depth ratios in the

figure. The case of side wall floor connection gave quite similar results as the side wall/intermediate wall connection.

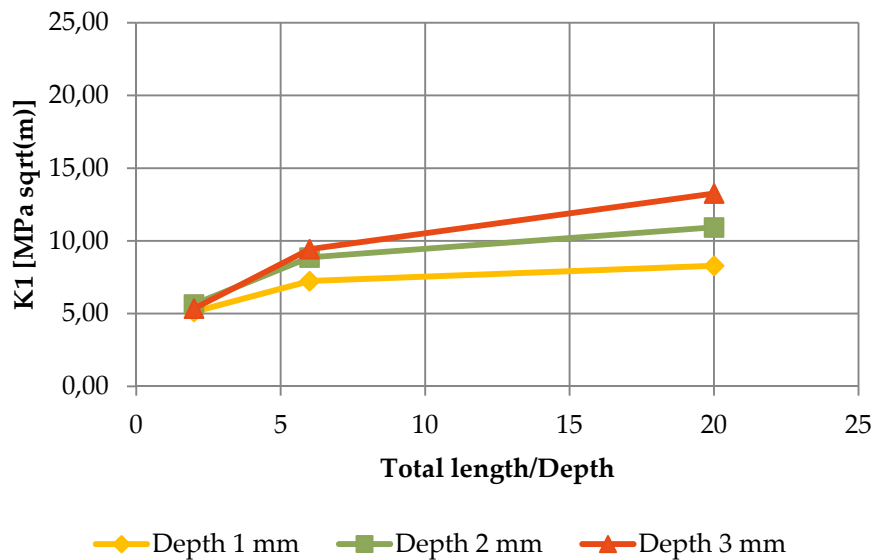


Figure 7. K_1 versus crack length/depth ratio for 1, 2 and 3 mm crack depths for a side wall and intermediate wall joint.

Metallographical investigations of tubes with SICC cracks show that the predominantly cracks appear at stress concentrations as predicted by the stress analyses. In many cases corrosion pitting appear at the same places. SICC is formed when the frequency of corrosion pits along fins are sufficiently high. At that stage the pits are quite deep and high and high length/depth ratios are formed quite instantly. Thus, K_1 also in these cases are at levels matches the drums in Figure 9.

The following conclusions can be drawn from the results:

- Observed crack growth in analysed components, nine drums and one header, show good correlation with a growth law for SICC determined by experimental laboratory data.
- The understanding for the initiation mechanisms has been improved. Experimental studies are needed to be able to predict SICC initiation.
- Solutions for K_1 has been calculated for trough going tubes in steam drum tube holes,
- Observed crack growth of the analyzed water wall header is in line with data for the drums.
- The analyses of tube bends and constrained tubes show that K_1 increases significantly with the crack length/ depth factor. The increase can be

described as logarithmic. Both analyses and cases show that this factor is high (>20) for all studied tube geometries.

- Ovality and crack depth (1, 2 or 3 mm) have an increased influence on K_I with larger crack length/ depth factors in tube bends.
- Tubes with an extra fin (water wall and intermediate wall attachment) as well as wall and floor attachment gives similar results to the tube bend. The influence of crack length/ depth factors on crack depth on K_I is weaker.
- Root cause investigations show that SICC often are initiated from corrosion pitting. Pits are formed at stress concentrations in constrained tubes. When they transform to cracks the crack depth is already relatively large involving relatively high crack growth rates.
- By use of tube samples and damage tolerance analyses it is possible to assess if a given geometry of constrained tubes or bends are sensitive to SICC. The remaining life time can be calculated on base of the present project results.

Innehåll

1	Inledning	14
1.1	Bakgrund	14
1.2	Beskrivning av forskningsområdet	14
1.3	Forskningsuppgiften och dess roll inom forskningsområdet	14
1.4	Mål och målgrupp	15
2	Litteraturstudie	16
2.1	Inkubationstid innan initiering av SICC	18
2.2	Initiering av SICC	18
2.3	Tillväxt av SICC	20
3	SICC hos ångdomar	22
3.1	Beräkning av K_1	24
3.2	Sammanställning av analyser av ång- och vattendomar	26
4	SICC hos vägglådor	33
5	SICC hos eldstadstuber	35
5.1	SICC hos rörböjar	36
5.1.1	Modellering och spänningsanalys av rörböjar	36
5.1.2	Skadefall med SICC i rörböjar	39
5.2	SICC hos tuber med en extra fena	40
5.2.1	Modellering och analys av tuber med extra fena	40
5.2.2	Skadefall av tuber med extra fena	42
5.3	SICC vid anslutning av golvpanel mot väggpanel av fenade tuber	45
5.3.1	Modellering och analys av golv- och vägganslutning	45
5.3.2	Skadefall av anslutningar mellan panelvägg och –golv	47
6	Resultatanalys och rekommendationer	50
6.1	Initiering av SICC	50
6.2	Tillväxt av SICC	51
6.2.1	Ång- och vattendomar samt vägglådor	51
6.2.2	Tuber	51
6.3	Bedömning av återstående livslängd	51
6.3.1	Ång- och vattendomar	51
6.3.2	Vägglådor	52
6.3.3	Tubböjar	53
6.3.4	Inspända tuber	53
6.4	Fortsatt forskning på området	53
7	Slutsatser	55
8	Referenser	57
9	Beteckningar	58

10	Bilaga 1 Lösningar av K_1 för olika geometrier, spricklängd/-djupförhållanden och sprickdjup.	59
10.1	Tubböj 90°, 63,3 x 6,3 mm, 112 bar, 320°C	59
10.2	Anslutning av mellanvägg mot sidoväggstub, 63,3 x 6,3 mm, 112 bar, 320°C	60
10.3	Anslutning av sidovägg med filler blocks mot golv, 63,3 x 6,3 mm, 112 bar, 320°C	60

1 Inledning

1.1 BAKGRUND

Under senare år har mer frekventa starter och stopp blivit aktuellt för allt fler kraftvärmepannor. Svängningar i elpris och utbyggnaden av vindkraft har medfört ett ökat behov av intermittert driftsätt. Det innebär risk för ökad frekvens av skador och att allvarliga haverier kan uppstå i komponenter som inte har haft skadeproblem tidigare.

En litteraturstudie rörande cyklisk drift hos kraftvärmeverk samt en sammanställning av skador och livslängdsanalyser som kan relateras detta har utförts i Värmeforsks regi [1, 2]. Det är logiskt att risken för olika former av utmattning kan öka med ökad frekvens av starter och stopp i en anläggning. Förutsättningar och utsatta komponenter samt metoder för livslängdsanalys beskrivs. Det har också framkommit att starter och stopp kan ha en direkt inverkan även på kryplivslängd och på töjningsinducerad korrosionssprickning.

I [2] redovisas utredningar av:

- De ingenjörsmässiga tillvägagångssätten för att dimensionera samt bedöma kondition och återstående livslängd för termisk utmattning och kryputmattning.
- Effekter av cyklisk drift på miljöinducerad sprickbildning samt hantering och förebyggande av skador
- Behovet av förebyggande underhållsinsatser för att fånga upp effekterna av cyklisk drift samt rekommendationer för var, när och hur det ska utföras.

Det finns guidelines och normer för analys av utmattning och krypning medan detta saknas för töjningsinducerade korrosionssprickning (SICC). SICC är frekvent förekommande och i [2] sammanställs analyser av SICC hos ång- och vattendomar för att studera initiering och tillväxt. Ett linjärt samband mellan spänningsintensiteten i sprickområdet och spricktillväxt per cykel visades. Överensstämmelsen var god i jämförelse med en experimentellt framtagen tillväxtlag [3] genom att det var samma lutning på kurvorna.

1.2 BESKRIVNING AV FORSKNINGSSOMRÅDET

Det finns äldre litteratur som beskriver SICC. I några artiklar från 1980-talet [4, 5] studeras initiering och tillväxt, utan att ge tillväxtlagar eller tillfredsställande förståelse för initieringsmekanismerna. I senare litteratur kan mekanismerna förklaras i mer detalj och simuleras experimentellt. I en artikel tas en empirisk tillväxtlag fram [3]. I föreliggande projekt uppdateras litteraturstudierna från [1] och [2] i syfte att kartlägga eventuell forskning under de senaste åren.

1.3 FORSKNINGSUPPGIFTEN OCH DESS ROLL INOM FORSKNINGSSOMRÅDET

En viktig del av underlaget för studier av SICC i projekt [2] var att sammanställa och komplettera spänningsanalyser av ångdomar och en ångackumulator. Det fanns analyser av sex ångdomar tillgängliga. Under senare år har sprickproblem med SICC ökat i ångdomar. Det har medfört att det finns ett flera nya analyser genomförda. Med det kompletterande underlaget blir det möjligt att ta fram en väsentligt bättre underbyggd tillväxtlag än tidigare. Det bidrar också till att studera initieringsfasen, vilket inte har gjorts tidigare.

Kompletteringen av spänningsanalyserna är att beräkna spänningsintensitetsfaktorer, K , i kritiska områden för respektive ångdom. Det är nödvändigt eftersom

geometrin vid genomföringar, som är de kritiska områdena i) varierar mellan olika domar och ii) inverkan på sprickutbredningen. Genom att räkna ut K kan ett samband med spricktillväxt-hastigheten tas fram för domar med olika geometrier. På senare år har även några vattenlådor analyserats med avseende på skadetålighet och det har även förekommit enstaka fall där SICC har upptäckts. Även detta underlag sammanställs och utvärderas enligt ovan i syfte att öka kunskapen om SICC i vattenlådor.

Följande moment genomförs specifikt i projektet:

Införskaffa detaljerad drifthistorik från de analyserade komponenterna:

- I det tidigare projektet, M08-825 baserades tillväxtlagen för SICC på antaganden om baslastdrift med 1 driftcykel per år samt en identisk ramp för start och stopp för samtliga fall. I det föreliggande projektet ska specifik information rörande antal kallstarter samt start/stoppförlopp tas fram för varje analyserad komponent.

Sammanställa skadeutredningar från SICC i tuber, lådor och domar:

- Ytterligare underlag är att sammanställa de skadeutredningar av SICC i lådor och domar som har gjorts under senare år (de som har utförts innan 2010 finns sammanställda i M08-825). Dessutom sammanställs samtliga SICC relaterade skadefall hos väggtober. SICC i väggtober har varit ett stadigt ökande problem under senare år och flera skadeutredningar har gjorts.

Modellera de tre vanligaste geometrierna där SICC bildas i tuber samt identifiera vilka laster de utsätts för:

- Vad gäller inspända väggtober, där SICC vanligen uppstår, finns ännu inga spänningsanalyser att tillgå. Genom att modellera av de tre vanligaste geometrierna med sprickproblem samt identifiera lasterna i panelväggarna och genomföra analyser blir det möjligt att studera hur initiering och tillväxt kan förutsägas. En betydande del av projektet ägnas åt detta moment. Eftersom det är mycket krävande och ofta omöjligt att identifiera sprickor som växer från insidan av tuber med oförstörande provning blir möjligheten att förutsäga ev. sprickbildning genom beräkningar värdefulla.

Sammanställa resultaten och ta fram lagar för initiering och tillväxt av SICC:

- Eventuella skillnader i hur ångdomar, vattenlådor och väggtober klagörs. Rekommendationer ges rörande lämpliga inspektionsintervall som följd av resultaten av en analys, inspektionsmetoder samt konstruktiv utformning för att minimera skadebildning med avseende på SICC.

1.4 MÅL OCH MÅLGRUPP

Projektets mål är att ta fram väsentligt förbättrade metoder för förebyggande underhåll och bedömningar av återstående livslängd av utsatta komponenter i anläggningar som utsätts för cyklisk drift.

Målgruppen är anläggningsägare med anläggningar där en mer frekvent cyklisk drift är eller kan bli aktuell, framför allt i form av ett ökat antal starter och stopp men även med tanke på mer frekventa lastväxlingar i drift.

2 Litteraturstudie

Miljöinducerad sprickbildning förknippas vanligen med spänningskorrosions-sprickning (SCC) och korrosionsutmattning (CF), där en kombination av korrosiv miljö och statisk respektive cyklisk spänning leder till sprickbildning. Hos ferritiska stål i vattenmiljö finns en ytterligare variant, töjningsinducerad korrosionssprickning (SICC). Töjningsinducerad korrosionssprickning heter strain induced corrosion cracking (SICC) på engelska och dehning induzierte korrosions-rissung (DRK) i tysk litteratur. Förkortningen SICC kommer fortsättningsvis att användas i föreliggande rapport. Det är troligen den vanligaste typen av miljö-inducerad sprickbildning på vattensidan av pannor och är en skademekanism som omnämns i litteraturen sedan 1960-talet [6]. På den tiden talades det om spännings-inducerad korrosionssprickning. På 1980-talet började övergick man till benämningen töjningsinducerad korrosionssprickning istället eftersom det är töjningar som leder till att magnetitskikt spricker och som utgör en förutsättning för att sprickor också ska bildas i stålet [5]. Magnetitens töjningsförmåga är starkt begränsad i jämförelse med stålet. Brottöjningen är endast ca 0,1 och 0,2 % i drag respektive kompression [7]. Det medför att magnetiten spricker om material-töjningen pga. termiska spänningar och/eller spänningar pga. inre övertryck blir tillräckligt höga. En annan förutsättning är att vattnet vid tillfället innehåller en viss halt syre så att det kan bildas ett litet korrosionsangrepp efter att magnetiteten har spruckit, i annat fall läker oxidskiktet ihop igen.

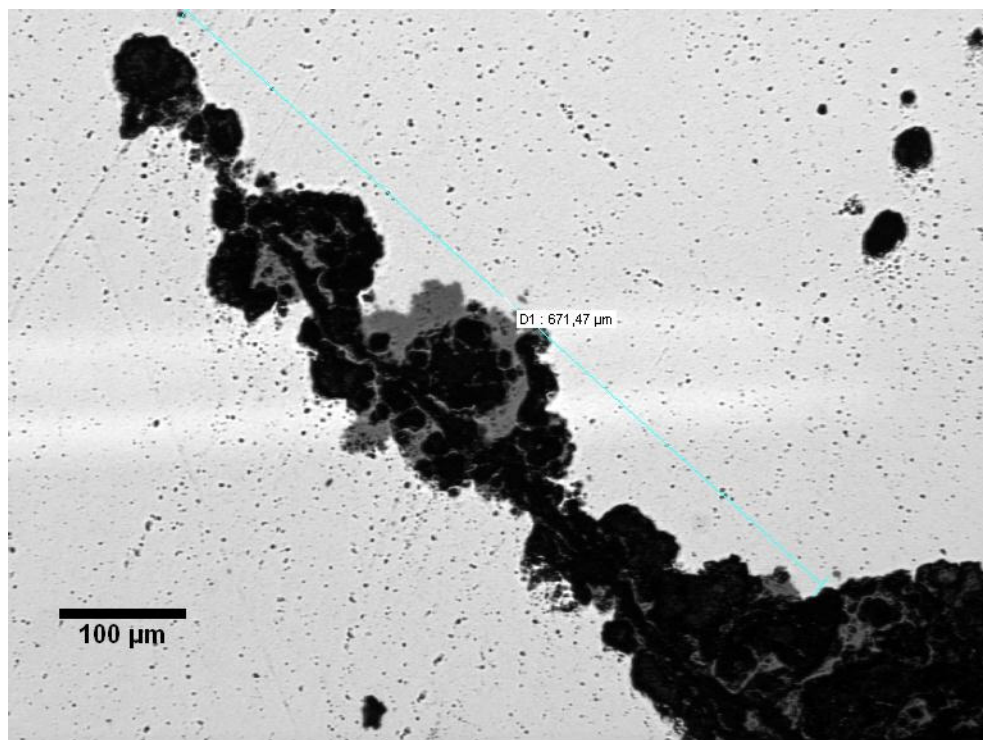
Hela pannkonstruktionen med kolstål i direktkontakt med vatten och ånga bygger på att det bildas ett magnetitskikt som skyddar mot korrosion. Magnetit som spricker utgör alltså i sig ingen fara eftersom det normalt bildas ny magnetit, sprickorna blir självläkande. Det är om syrehalten i vattnet tillfälligt är förhöjt i samband med att magnetiten spricker som det kan bli ett litet korrosionsangrepp i botten av sprickan där stålet är frilagt.

Vid starter och stopp kan det lokalt bli så höga spänningar att magnetiten spricker samtidigt som vattnet har förhöjd syrehalt, pga. att det kommer in luft i systemet när det inte finns tryck i pannan. I Värmeforskrappport 1025 och 1178 ([1] respektive [2]) beskrivs i detalj hur SICC bildas under sådana förutsättningar. I jämförelse med andra skademekanismer finns det dock inte särskilt mycket litteratur rörande SICC. Föreliggande litteraturstudie är en uppdatering av de tidigare och har genomförts och sammanställts i syfte att belysa om det finns forskning under senare tid som har ökat förståelsen för initiering och tillväxt av SICC.

En detalj som inte framgår från dessa är att magnetiten väsentligen spricker vid stopp av pannan. Det beror på att magnetiten först börjar bildas när pannan är uppe i fullt tryck och temperatur, dvs. har nått maximal töjning. Vid ett stopp komprimeras stålet och även magnetiten. Magnetiten kan då spricka i områden där spänningskoncentrationerna har varit så höga att kompressionen överstiger magnetitens kompressiva brottöjning. När trycket har sjunkit till noll är syrehalten förhöjd men temperaturen är så låg att nämnvärda korrosionsangrepp inte bildas i den spruckna magnetiten. Det är först vid påföljande start som detta börjar ske. Materialet töjs succesivt, vilket kan öppna upp magnetitsprickorna och temperaturen blir så hög att korrosionen blir aktiv. Under startförloppet sker alltså en spricktillväxt pga. växelverkan mellan korrosion och mekanisk spricköppning. Det har visats [3] att spricktillväxthastigheten är beroende av spänningsintensiteten vid

sprickan för aktuell komponentgeometri och på töjningshastighet. Långsamma startförlopp anses generellt vara skonsamt för pannan och inte minst för turbinen med avseende på termisk utmattning. Det ger dock också låga töjningshastigheter, vilket i sin tur medför förhöjda spricktillväxthastigheter för SICC.

I samband med att fullt drifttryck uppnås sjunker syrehalten i vattnet normalt till nivåer som inte medför fortsatt korrosion. Under drift sker ingen spricktillväxt. Vid nästa stopp spricker magnetiten igen i botten i den spricka som har bildats. Under stopperioden kan det korrodera i botten av sprickan så att den blir trubbigare utan egentlig tillväxt i djupled förrän nästa start. Figur 1 visar ett exempel på ett metallografiskt preparerat tvärsnitt av en typisk spricka som har bildats genom SICC. Man kan se hur sprickan omväxlande har vuxit och korroderat i sprickbotten för att bilda det karaktäristiska utseendet för SICC.



Figur 1. Karaktäristisk SICC, bildad på vattensidan av en vägg tub.

Figure 1. Characteristic SICC formed at the water side of a water wall tube.

Inte sällan kallas sprickmekanismen i fråga för korrosionsutmattning. Båda skademekanismerna är närbesläktade varianter av miljöinducerad sprickbildning. Skillnader i utseende, initiering och tillväxt gör dock att de inte bör förväxlas.

I [1], [2] beskrivs utförligt hur SICC bildas och tillväxer. Spänningsintensitet, töjningshastighet och temperatur är de faktorer som i huvudsak styr propageringsfasen. Däremot är initieringsfasen inte lika väl kartlagd och det kunde vid tiden för [1], [2] inte hittas några fastställda kriterier för initering av SICC. Temperatur, elektrokemisk korrosionspotential (ECP) och svavelhalt i miljön (SO_2) eller i stålet (MnS-inneslutningar) samt kolhalt i stålet är faktorer som har observerats kunna påverka initiering av SICC.

2.1 INKUBATIONSTID INNAN INITIERING AV SICC

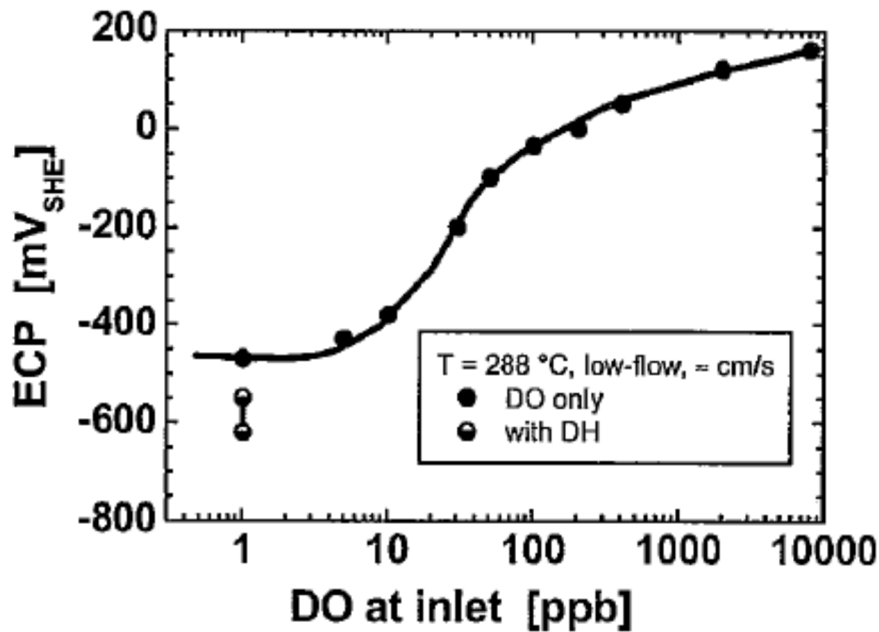
En intressant fråga är om det finns, och i så fall vad det är som påverkar, inkubationstider för SICC. Vid laboratorieexperiment finns ofta en initialdefekt eller så utförs ett SSR-test tills materialet börjar spricka. I [8] omtalas i kvalitativa termer att initieringsprocessen kan medföra långa inkubationsperioder. Relativt låga spänningscykler i samband med ett material utan ytdefekter, frätgropar och relativt låg svavelhalt skulle kunna medföra ett större antal starter och stopp innan en initieringspunkt har bildats som är tillräckligt stor för att spricktillväxt ska ske.

Man skulle kunna exemplifiera detta med en komponent med höga lokala spänningar i drift. Magnetitskiktet är inte i dragspänningstillstånd eftersom det bildas i drift men vid ett stopp kan det spricka i samband med att magnetiten komprimeras. Då trycket i panna är noll kommer det in luft i systemet, vattnet syresätts och en liten frätgrop kan bildas där magnetiten har spruckit. Vid påföljande pålastning utgör frätgropen en anvisning. Om den är tillräckligt djup, t.ex. som en effekt av upprepad cykling, kan pålastningen medföra att en liten spricka bildas. Kritisk storlek hos frätgropen beror då på lasten. Den kan vara så hög att en liten spricka uppstår redan efter de första cyklerna eller så låg att det inte hinner bildas sprickor under hela den tekniska livslängden. Tid och vattenkemi styr hur mycket frätgropen kan växa under ett stopp, vilket också påverkar inkubationstiden.

Hos pannor där vattenkemin och framförallt syrehalten i vattnet inte är fullt kontrollerad gäller sannolikt andra villkor. De korrosionsskyddande magnetitskikten kan under sådana omständigheter bli porösa, ha dålig vidhäftning och ha inslag av frätgropar samt att aktiv korrosion pågår, om än långsamt. Det innebär att magnetiten inte behöver spricka för att SICC ska initieras.

2.2 INITIERING AV SICC

Vid laboratorieförsök har man observerat att SICC initieras vid en kritisk ECP. Med högre ECP ökar benägenheten för SICC men benägenheten mätas vid höga ECPer. Figur 2 visar ECP som funktion av halten fritt syre i vattnet från försök i autoklav [3]. Den kritiska potentialen för sprickbildning, ECP_{crit} , har vid SSR (Slow Strain Rate) -provning observerats vara -200mV SHE . Vilket motsvarar ca 30 ppb syre. Då klorid och sulfathalten ökar i miljön sjunker ECP_{crit} till lägre värden [3].



Figur 2. ECP som funktion halt av fritt syre i vatten vid försök med autoklav [3].

Figure 2. ECP versus free oxygen content in water at trials in an autoclave [3].

Mikrostruktur

Stålets svavelinnehåll, dvs. innehållet av MnS-inneslutningar är den enda materialparametern som har inverkan på initieringsfasen [3]. Man har observerat att SICC vanligtvis initieras från frätgropar eller vid ytbrytande MnS-inneslutningar. Äldre stål kan ha rikligt med MnS-inneslutningar, vilket skulle medföra ett signifikant större antal kärnbildningspunkter jämfört med modernare stål. SICC har dock observerats även i stål med extremt låg svavelhalt (0,001 % S).

Anledningen till att SICC lättare kärnbildas vid en MnS inneslutning är att ytbrytande MnS löses upp om potentialen är tillräckligt hög i botten av den spruckna magnetiten. Därigenom bildas en liten anvisning som är tillräckligt stor för att spricktillväxt ska kunna ske vid efterkommande lastcykler.

Lastparametrar

Töjningshastigheten har stor inverkan på både initiering och tillväxt av SICC. Initiering sker vid töjningshastigheter i intervallet $10^{-7} - 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ kopplat till plastisk töjning över en given kritisk gräns. Studier vid lägre töjningshastigheter än 10^{-7} har inte hittats i litteraturen.

Villkor för initiering

Från laborieförsök har det kunnat fastslås att samtliga tre villkor nedan måste uppfyllas för att SICC ska kunna initieras:

- Korrosionspotentialen ska vara högre än den kritiska, $ECP > ECP_{crit} = -200 \text{ mV}_{SHE}$. Beroende på pannvattnets flödes hastighet och svavelhalten i materialet räcker det med 20 – 100 ppm löst syre DO i vattnet för att kritisk potential ska överskridas. Benägenheten för initiering av SICC ökar sedan med ökad syrehalt.

- Töjningshastigheten ska vara inom kritiskt intervall, dvs. lägre än 10^{-3} s^{-1} . SSR-provning har visat maximal känslighet i intervallet 10^{-5} - 10^{-7} s^{-1} [5]. I [9] menar man att det kritiska intervallet är $\approx 10^{-6}$ - 10^{-7} s^{-1} .
- Töjningar som medför att magnetiten spricker, $\epsilon_{\text{magnetit}} \geq \epsilon_{\text{magnetit crit}} = 0,1 \%$ och $0,2 \%$ för drag- respektive tryckspänning, makroskopiskt eller lokalt.
- Temperaturen ska vara över 100°C . Man har observerat maximal känslighet vid ca 240°C vid experiment [5]. Högre temperatur än 300°C har inte studerats. Ångdomar har i regel drifttemperaturer en bit över 300°C .

En översättning av villkoren ovan till verkliga driftförhållanden innebär följande:

- För anläggningar i drift medger en fullgod vattenbehandling med avseende på syrehalt värden på högst 10 ppm. Initiering av SICC är då begränsad till starter då syrehalten i regel är tillfälligt förhöjd. Det har i flera anläggningar, inte minst värmeverk, varit vanligt med en bristfällig avgasning och generellt förhöjda syrehalter. Det medför en förhöjd känslighet för SICC i och med att magnetitskiktet då bryts ned och frätgropar bildas.
- En upp- och nedledningstid av en panna på 4 och 16 timmar ger typiskt töjningshastigheter på 1×10^{-6} respektive $4 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ i områden med höga spänningskoncentrationer där spänningar nära sträckgränsen uppnås lokalt (t.ex. vid genomföringar i ångdomar). Det sammanfaller med de töjningshastigheter där initiering och tillväxt av SICC är som känsligast.
- Vid laboratorieförsök spricker magnetiten i och med att man drar i provstaven tillräckligt mycket (vid sådana försök är det vanligt att man först värmebehandlar provstavar så att ett magnetitskikt erhålls). I verkligheten bildas magnetiten vid drifttemperatur då lasten också är pålagd. Det är med andra ord inte dragspänningar i magnetiten på samma sätt som i provstavar under drift. I princip komprimeras magnetiten vid avlastning. Sprickor i magnetiten bör därav uppstå i samband med nedlastning.

2.3 TILLVÄXT AV SICC

I arbetet med [2] jämfördes tillväxt av SICC i ångdomar med en empirisk, experimentellt framtagen, tillväxtlag för SICC [3]. Enligt denna styrs tillväxten endast av spänningsintensitetens storlek samt med vilken hastighet belastningen sker, dvs. töjningshastigheten. För en given geometri styrs tillväxten av spänningsnivån där sprickan propagerar. Fördelen med att räkna ut och använda sig av spänningsintensiteten, K_1 , är att man då erhåller en geometrioberoende parameter för att beskriva spricktillväxten.

Temperaturen har också inverkan på tillväxthastigheten. Tillväxtlagen i [3] gäller i temperaturintervallet 250 – 288°C, dvs. där maximal spricktillväxthastighet har skett [6]. I den uppdaterade litteratur som har nu har studerats finns inga nya rön rörande tillväxt av SICC. Inverkan av MnS på initieringsfasen har kunnat påvisas, se ovan. Samma mekanism föreslås vara verksam också vid tillväxten [10] men experimentella studier pekar på att S-halten inte inverkar på tillväxten [8]. Sannolikt överskuggar lastnivå och töjningshastighet eventuell effekt av MnS. I fall av gamla stål med relativt höga halter S i kombination med relativt låga laster kan det dock inte uteslutas att upplösning av MnS ger ett bidrag till sprickpropageringen.

I [3] togs ingen hänsyn till att K_1 ökar med ökat sprickdjup. Det är ett rimligt antagande om sprickdjupet är litet i förhållande till komponentens vägg tjocklek, t.ex. ångdomar där redan relativt små sprickdjup ofta medför en oacceptabel skadetålighet. Vid beräkningar av tunnväggiga komponenter, t.ex. vägg tuber, medför redan små sprickdjup en väsentlig del av vägg tjockleken samtidigt som skadetåligheten kan vara relativt hög. Därför behöver man ta med i beräkningarna att K_1 ökar med ökat antal driftcykler, under villkor att en spricka har initieras och tillväxer. Studier av hur spricktillväxten påverkas av att K_1 hela tiden ökar kommer att beaktas i föreliggande projekt.

I pannor med bristande vattenkemi skulle spricktillväxthastigheten kunna påverkas genom att sprickkanter och sprickspetsar korroderar under drift och inte bara vid stillestånd under ett stopp. Inslaget av korrosion blir då relativt stort, särskilt i fall där relativt låga spänningar, innebärande relativt liten sprickpropagering per cykel, styr spricktillväxten.

3 SICC hos ångdomar

Den vanligaste typen av sprickbildning hos ångdomar uppträder vid genomföringar i under domens vattenlinje. Det tyder på att både vatten och hög spänningar spelar en avgörande roll för sprickbildningen och det är i regel SICC som är den rådande skademekanismen. De högsta spänningarna hos en dom med inre övertryck finns just vid genomföringarna. Sprickproblem vid genomföringar i ångdomar blev uppmärksammat i Sverige på 1980-talet. Omfattande sprickbildning observerades i flera ångdomar. De allra flesta av dessa var tillverkade av det höghållfasta stålet Fortiweld, vilket hade stor användning på 1960-talet. Materialet fick rykte om att vara sprickkänsligt och ett flertal domar byttes ut mot nya av annat material.

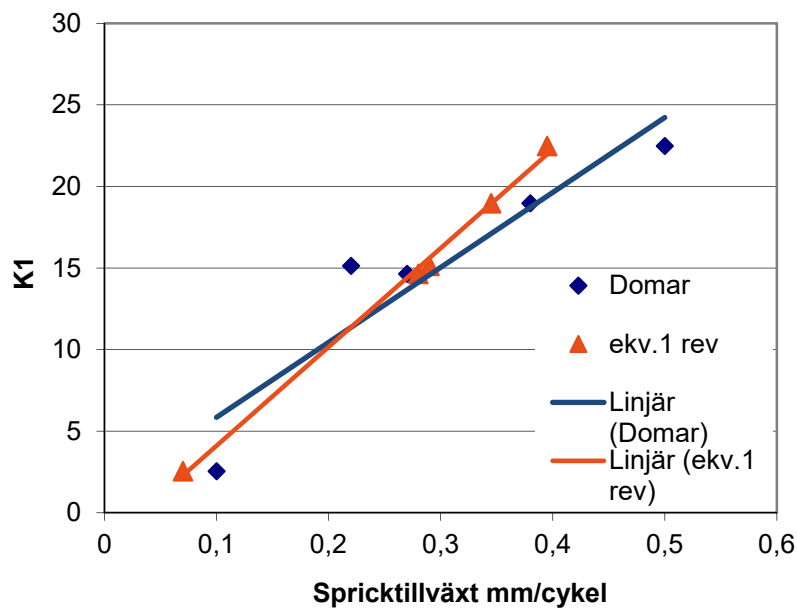
Under en period blev sprickproblemen sedan mer begränsade. Det var sprickproblem hos domar av Fortiweld som ännu inte var utbytta samt även hos sådana som var tillverkade av SS 2101 och SS 2103 vilka också var kända för att vara sprickkänsliga. In på 2000-talet började sprickproblemen i ångdomar bli allt vanligare. Flera olika material drabbades, företrädesvis var de höghållfasta. Ungefär samtidigt började man utföra skadetålighetsanalyser av ångdomar med sprickproblem med hjälp av finita element metoden. Det visade sig att många domar hade hög utnyttjandegrad av hållfastheten och att skadetåligheten var relativt begränsad: redan relativt små sprickdjup kunde vara oacceptabla. Spricktillväxthastigheten har dock i flera fall kunnat noteras var liten. Undersökningar pekade på att SICC var rådande skademekanism i nästa samtliga fall.

En litteraturstudie genomfördes i Värmeforsk regi rörande skadekonsekvenser av cyklisk drift av kraftvärmeverk [1]. Där fastslogs bland annat att tillväxt av SICC är beroende av frekvensen kallstarter. Vid cyklisk drift skulle alltså livslängden hos ång- och vattendomar kunna reduceras väsentligt. I Värmeforskprojekt M08-825 [2] fördjupades studierna av cyklisk drift. Bland annat genomfördes en studie av SICC i ångdomar. Där sammanställdes de analyser av ång- och vattendomar som hittills hade gjorts, bland annat för att studera spricktillväxt och om det går att finna en tillväxtlag för SICC. Man kunde då se att det fanns ett samband mellan spänningsintensiteten vid genomföringarna och spricktillväxthastigheten. En experimentell studie, den första (och hittills enda) i sitt slag, rörande tillväxtlag av SICC hade publicerats några år tidigare. En jämförelse mellan av de experimentella resultaten och resultaten för ångdomarna visade god överensstämmelse, se figur 2. Den tillväxtlag som beskriver de experimentella resultaten, se Ekv. (1) nedan, har därför haft användning för att uppskatta tillväxt av SICC hos domar.

$$da/dt_{SICC} = 6 \times 10^{-9} (dK_1/dt)^{0.8} \quad (1)$$

, där da/dt_{SICC} är spricktillväxthastighet i mm/s och dK_1/dt uttrycker hur snabbt K_1 ökar med tiden, enheterna för detta är $MPam^{1/2}$ och h. Underlag i form av analyser av domar har ökat under senare år. Till det här projektet har ytterligare 8 fall av domanalyser kunnat samlas in. Tillsammans med de tidigare blir det 14 analyser. Av dessa är 9 analyser av domar som har invaldade tuber. Det var endast sådana (5 stycken) som lösningar för K_1 kunde tas fram för i [2]. I föreliggande projekt är målet att ta fram lösningar för K_1 även för den andra typen av ångdomar där genomföringarna går igenom hela tuben och är tätsvetsade på in- och utsida. Det finns 4 analyserade fall med sådan geometri.

Eftersom spricktillväxten i huvudsak sker under en start kan Ekv (1) också uttrycka hur mycket en spricka växer per start: t_{SICC} blir då tiden från att tryck (och temperatur) stiger från noll till fullt drifttryck. K_1 vid fullt drifttryck delat med tiden för starten, dvs. samma tid som t_{SICC} , användes i [2] för att uttrycka dK_1/dt för en start. I högra ledet i ekv (1) ger kortare starttid mindre spricktillväxt per cykel. I vänstra ledet går spricktillväxten fortare ju kortare starttiden är. Sammantaget ger längre starttid något större spricktillväxt per cykel eftersom dK_1/dt är upphöjt till 0,8. Omberäkning av spricktillväxthastigheterna enligt ekv (1) visar att resultaten som presenterades i [2] inte är helt riktiga. I figur 3 ges de riktiga resultaten (ekv 1 rev), vilket gav bättre överensstämmelsen med observerade sprickdjup hos domar.



Figur 3. Spricktillväxt som funktion av K_1 hos domar och experimentellt [825]. Predikterad spricktillväxt enligt ekv. (1) har reviderats efter [825], vilket har gett bättre överensstämmelse med resultaten för ångdomarna.

Figure 3. Crack propagation as a function of K_1 in drums and experimentally in [825]. Predicted crack propagation according to eq. (1) has been revised after [825] which have resulted in better agreement with the results of drums.

I [2] utgjordes underlaget i huvudsak av sodapannor som hade få starter. En driftstart per år antogs. Tiden för en start sattes schablonmässigt till 8 timmar. I föreliggande projekt har antalet kallstarter och tid för varje start för respektive panna tagits med i beräkningarna. Data för de domar som ingår i föreliggande analys finns sammanställda i bilaga 1.

Ytterligare en förfining är att beakta att sprickintensiteten inte är maximal under hela startförloppet, vilket blir resultatet om $dK_1/dt = K_1$ vid driftspänning delat med starttid. Då startrampen upp till drifttryck kan antas vara linjär ger integration att K_1 under en startramp är lika med K_1 vid driftspänning delat med 2.

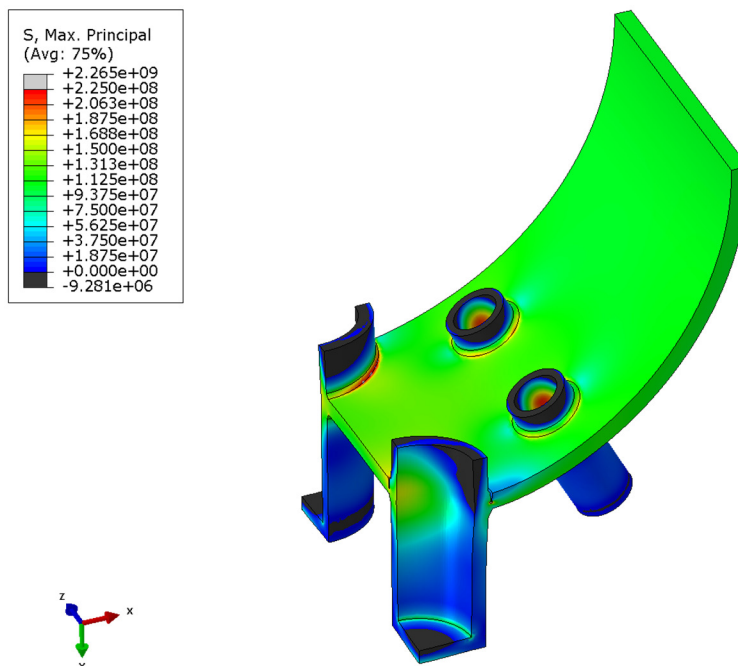
3.1 BERÄKNING AV K_1

Det är i området med den högsta spänningen som sprickor vanligtvis börjar bildas och det värde på K_1 som motsvarar den högsta spänningen vid genomföringen används i ekv. (1). Poängen med att ta fram en lösning för och räkna om spänning till K_1 är att olika geometrier direkt kan jämföras med varandra.

I [2] beräknades K_1 för domar med invalsade tuber samt för fallet med sprickor i manteln mellan tubhål. För dessa sprickgeometrier, axiella sprickor vid tubhål respektive mellan tubhål kan K_1 överslagsmässigt beräknas för ångdomarna med hjälp av tabellerade formler för axiell ytspricka i cylinder och beräkningsprogrammet ProSacc [11].

För domar med genomgående, tätsvetsade tuber måste det genomföras en FE - analys för att kunna ta fram lösningar för K_1 . Det finns nu sammanlagd fyra analyserade fall med domar som har genomgående tuber. Framtagning av K_1 värden för dem har gjorts genom att analysera ett av fallen i detalj. Eftersom K_1 är proportionell mot spänningen kan de värden som tas fram i det fallet räknas om till värden på K_1 även i övriga fall eftersom spänningarna har analyserats i samtliga fall. I [2] användes en standardlösning och det antogs att K_1 inte ändrade sig nämnvärt för små sprickdjup eftersom mantelplåten är relativt tjock. I det analyserade fallet har även K_1 för olika sprickdjup studerats.

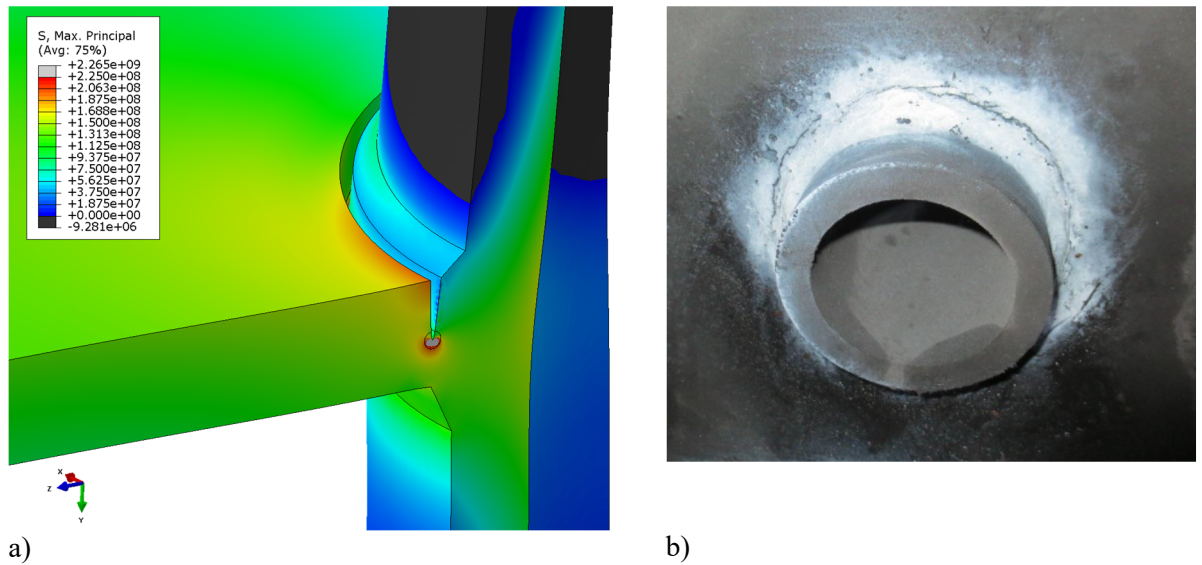
Figur 4 visar spänningsfördelningen på insidan av mantel och genomföringar hos det valda exemplet. Det är maximal huvudspänning som visas och i fältet i det övre vänstra hörnet syns vilka spänningar i Pa som motsvarar färgerna i figuren. Det inre övertrycket i domen är 60 bar vilket ger en nominell omkretsspänning på 110 MPa i manteln. Som framgår av figuren finns det spänningskoncentrationer vid genomföringarna.



Figur 4. Fördelning av maximala huvudspänningar i den studerade domen.

Figure 4. Distribution of the maximum principal stresses in the studied drum.

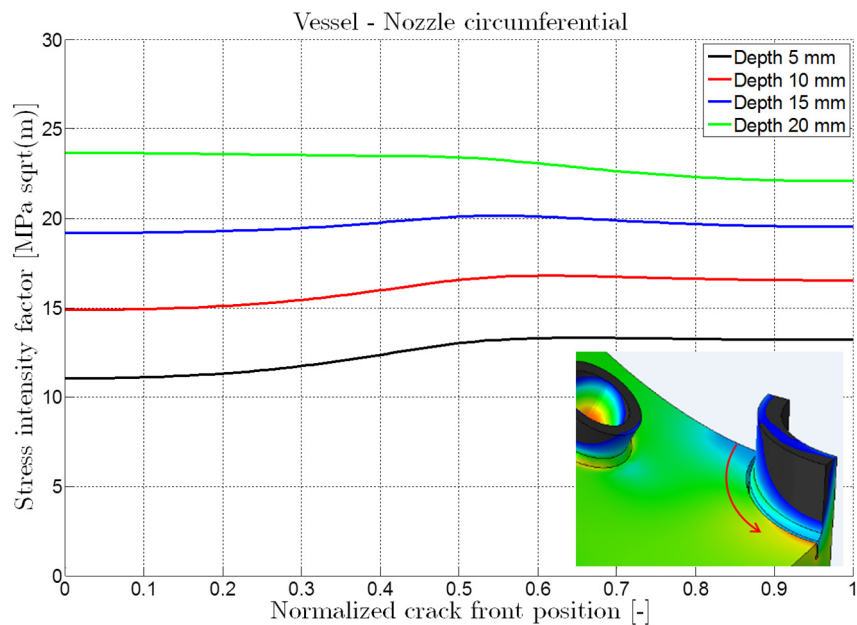
En spricka läggs in i modellen runt stutsen med de största spänningarna. Sprickans position är där de typiskt uppträder hos domar med genomgående stutsar, dvs. på mantelns insida alldeles intill svetsen, se figur 5.



Figur 5. Spricka i mantel intill svets mellan mantel och genomföring i a) modell och b) verklighet.

Figure 5 Crack in the shell close to the weld between shell and weld in a) the model and b) in reality.

Resultaten av analyserna ges i figur 6.



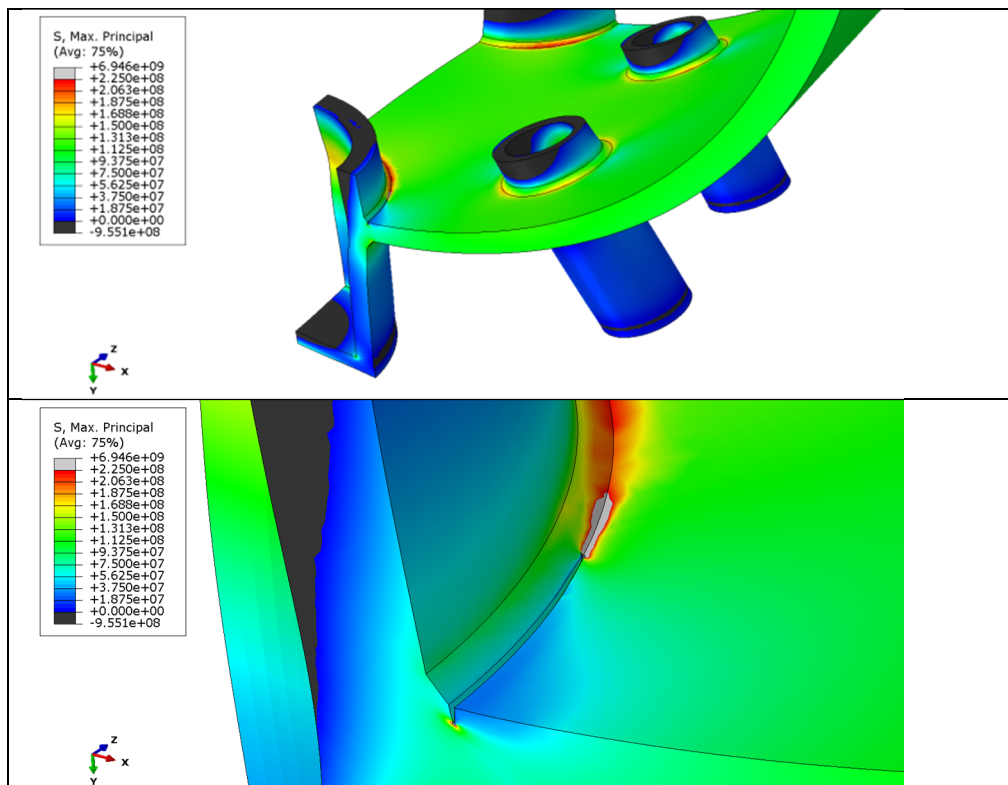
Figur 6. K_I för olika sprickdjup och vid sprickfrontens position runt stutsen.

Figure 6. K_I for different crack depths and the crack front position around the weld.

K_I varierar men inte mycket beroende sprickfrontens position. För sprickdjup 5-15 mm är K_I högst när sprickfronten är parallell med omkretsriktningen. Vid sprickdjupet 20 mm är den högst då sprickfronten är parallell med domens axiella

riktning. Vid sprickdjup över 5 mm sker en betydande ökning av K_I med ökat sprickdjup, vilket resulterar i en tilltagande spricktillväxthastighet vid cyklisk drift.

Innan sprickor har blivit runtgående initieras de i regel vid någon av de två positionerna där stutsens tangent är parallell med domens axiella riktning. Två mindre sprickor har modellerats, 2x40 och 5x100 mm. Figur 7 visar den större sprickan, översiktligt på den övre bilden och i detalj på den undre. Resultaterande värden för K_I ges i tabell 1.



Figur 7. Modell av en 5x100 mm axiellt initierad spricka.

Figure 7. Model of a 5x100 mm axially initiated crack.

Spänningskoncentrationerna är störst vid sprickspetsarna framför och i botten av sprickan. Längs sprickan blir spänningarna relaxerade allt eftersom sprickan växer.

Tabell 1. Lösningar för K_I av axiellt initierade sprickor

Table 1. K_I solutions for axially initiated cracks

Sprickstorlek (djup x längd mm)	K_I (MPam ^{1/2})
2x40 mm	8,06
5x100 mm	9,85

Maximum huvudspänning är 231 MPa utan spricka. Ett konservativt antagande är att räkna med K_I vid 5 mm sprickdjup, som är 9,85 MPam^{1/2}, även för sprickdjup som är mindre än 5 mm vid analys av spricktillväxthastigheter.

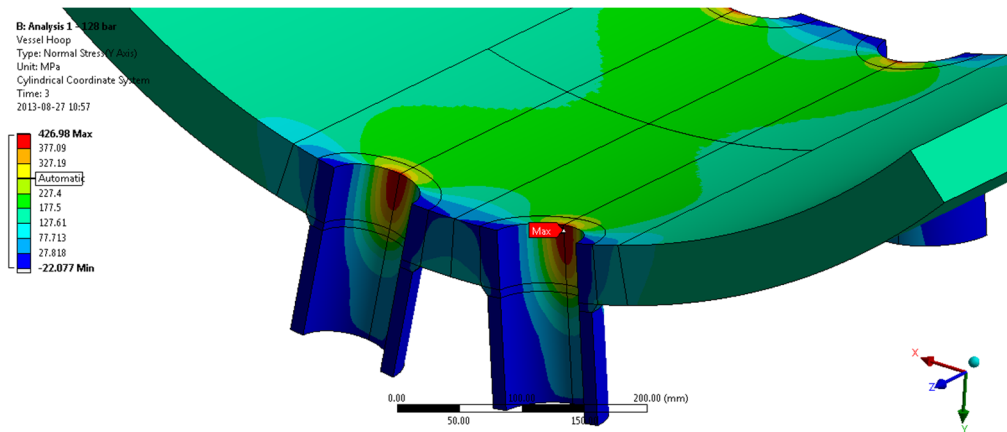
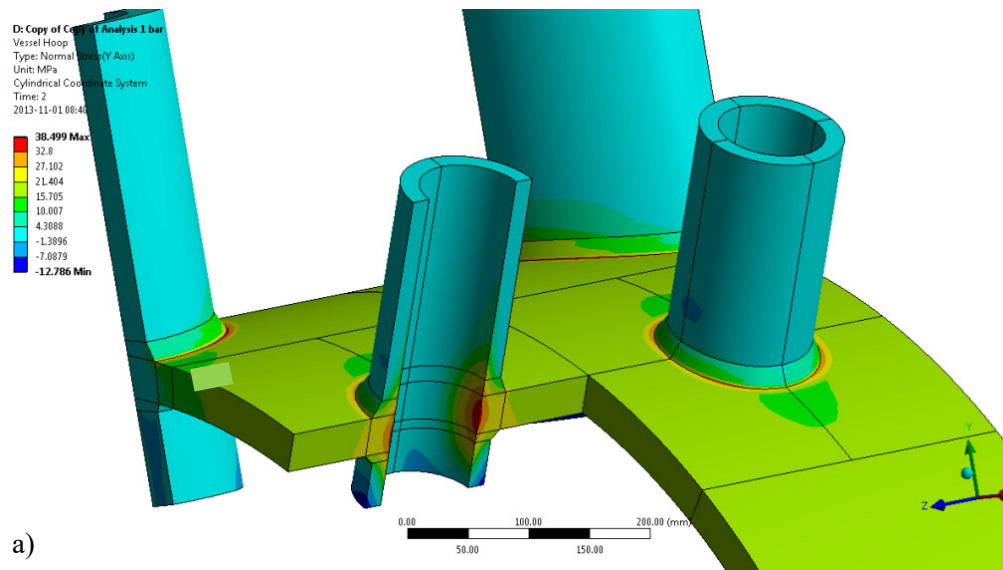
3.2 SAMMANSTÄLLNING AV ANALYSER AV ÅNG- OCH VATTENDOMAR

I [2] finns analyser från 6 domar sammanställda, 5 ångdomar och en vattendom. SICC fanns i 4 av dessa fall fanns vid invalsade genomföringar, i ett fall vid genomgående genomföring och i ett fall i manteln i vattendomens botten. Samtliga

fall hade sprickor. I föreliggande studie insamlades data från ytterligare 8 analyser, 5 med invalsade tuber och 3 med genomgående, som har utförts efter [2]. Figur 8 visar typiska resultat av spänningsanalyser av domar med genomgående respektive invalsade tuber. Spänningsförhöjningen runt om tuben på utsidan finns även på motsvarande sätt på insidan.

Uppgifter om genomsnittligt antal kallstarter per år, tid för att gå från noll till fullt driftryck samt uppmätt sprickdjup samlades in för respektive dom. Resultaten finns sammanställda i tabell 2. I tabellen presenteras även beräknade värden av K_1 , töjningshastighet och spricktillväxt per start av pannan. K_1 för domar med genomgående stutsar beräknades genom att proportionaliteten mellan max huvudspänning och K_1 är densamma som i det analyserade fallet i avsnitt 3.1. Hos flera av de senast analyserade domarna har det inte hittats några sprickor. Från tabellen framgår det att det i flera fall finns ångdomar där den maximala spänningsintensiteten är hög utan att det har bildats sprickor. Ekv (1) beskriver spricktillväxten men inte om sprickor kommer att initieras eller inte. Resultaten pekar alltså på att hög spännings-intensitet inte nödvändigtvis innebär att SICC bildas. Miljöbetingade kriterier måste uppfyllas för sprickinitiering. Kan man hålla tillräckligt låg syrehalt i vattnet då pannan startar initieras inte sprickor. Som framgår av litteraturstudien ovan motverkar också låga halter av sulfider och klorider i vattnet samt stålets renhet med avseende på MnS-inneslutningar sprickinitiering.

Töjningshastigheten under en start ligger i intervallet 1×10^{-8} - 5×10^{-7} . Enligt de experimentella studierna från litteraturstudien ligger det kritiska intervallet mellan 10^{-7} och 10^{-5} , lägre töjningshastigheter än 10^{-7} har dock inte studerats. I praktiken är det inte rimligt att starta en panna så snabbt att töjningshastigheten blir högre än 10^{-5} i syfte att försvåra bildning av SICC.



Figur 8. Exempel på typiskt resultat av spänningsanalys av ångdomar med a) genomgående tuber med tätsvets och b) invalsade tuber.

Figure 8. Examples of typical results of stress analyses of steam drums with a) tubes through the wall with a tight weld and b) rolled in tubes.

Tabell 2. Sammanställning av data för analyserade domar samt beräknade värden på K_I , töjningshastighet och spricktillväxthastighet (da/dt_{SICC}).Table 2. Compilation of data for analysed drums and calculated values of K_I , strain rate and crack propagation rate (da/dt_{SICC}).

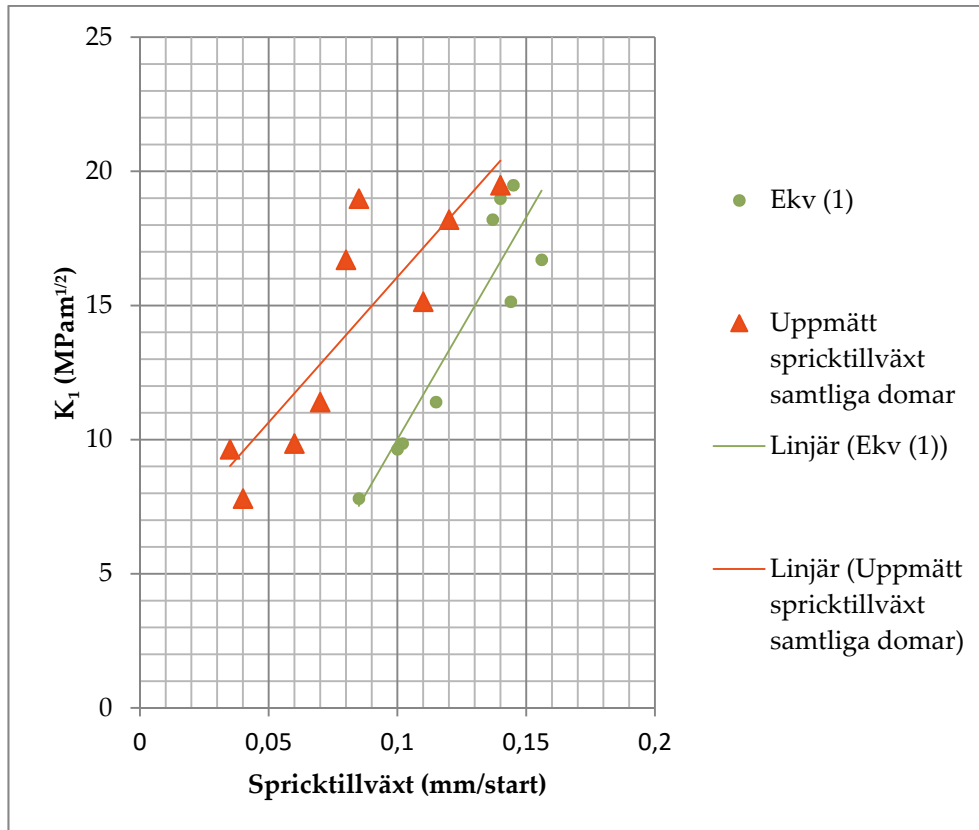
Typ av panna	Material	Drifttryck (bar)	Smax (MPa)	Geometri genomföring	Sprickdjup (mm)	Ångdomens ålder/drifttid med spricktillväxt (år)	Start/stopp frekvens (år^{-1})	Uppmätt spricktillväxthastighet (mm/cykel)	Start ramp (h)	K_I ($\text{MPam}^{-1/2}$)	Töjningshastighet (s^{-1})	$da/dt_{SICC} = 6 \times 10^{-9} * (dK_I/dt)^{0.8}$ (mm/cykel)
Vattendom/ Sodapanna	ATM 55	60	231	Genomgående	5	44	2	0,06	8	13,1	4,01e-8	0,13
Ångdom/ Kraftvärme	Duocol W30	110	377	Invalsad	0	31	15	0	4	20,7	1,45e-7	0,14
Ångdom/ Kraftvärme	ATM NiMoV	140	450	Invalsad	0	24	4	0	12-24	24,7	5,79e-8	0,27-0,30
Ångdom/ Kraftvärme	19Mn6	48	332	Invalsad	10	27	3	0,12	4	18,2	1,28e-7	0,17
Värme/ Ångdom	St 2101	16	355	Genomgående	0	43	3	0	1	20	5,06e-7	0,14
Ångdom/ Kraftvärme	ATM NiMoV	130	388	Invalsad	0	31	2	0	8	21,3	6,57e-8	0,16
Bark/ Ångdom	19Mn5	67	170	Genomgående/ Sprickor i mantel	3	39	2	0,04	8	7,8	4,33e-8	0,08
Ångdom/ Kraftvärme	ATM NiMoV	118	488	Invalsad	0	33	2	0	18	26,8	3,77e-8	0,31
Ångdom/ massabruk	SS 2101 /150	32	276	Invalsad	10	45	2	0,11	8	15,14	4,79e-8	0,14
Ångdom/ pappers- & massabruk	Fortiweld /100	67	267	Genomgående	6	43	2	0,07	8	15,1	4,63e-8	0,14
Vattendom/ pappers- & massabruk	Fortiweld /100	67	211	Sprickor i mantel	3,5	50	2	0,035	8	9,64	9,72e-9	0,10
Ångdom/kraft- värmeverk	CuNi52Mo /70	65	355	Invalsad	12,5	44	2	0,14	3	19,5	1,83e-7	0,15
Ångdom/kraft- värmeverk	Fortiweld /100	67	346	Invalsad	15	44	4	0,085	3	19,0	1,78e-7	0,14
Ångdom/kraft- värmeverk	Fortiweld /100	58	392	Genomgående	7	45	2	0,08	8	22,1	6,81e-8	0,20

Figur 9 visar observerad spricktillväxt i ångdomar med sprickor vid tubgenomföringar samt i mantel mellan genomföringar som funktion av maximal spänningsintensitet i området där sprickorna har bildats. En större spridning av resultaten jämfört med figur 3 kan ses. Det är inte helt oväntat med tanke på att fler resultat finns inlagda och att fler parametrar har beaktats vid utvärderingen: antal starter per år samt tid för en driftstart hos olika anläggningar. Ekv (1) ger en linje med liknande lutning som för det anpassade resultatet för ångdomarna. En konvergens mot högre värden på K_1 kan ses. Inom de i praktiken förekommande värdena på K_1 är Ekv (1) konservativ gentemot resultaten för domarna. Det är en fördel vid praktisk användning av resultaten. Jämför man med figur 3 kan man också se att den förfinade analysen ger mindre spricktillväxt per cykel för ett givet värde på K_1 . Den är mindre än hälften så stor. Det beror till stor del på att medelspänning under en startramp har beaktats vid föreliggande analys istället för max spänning under hela starten som i [2]. Lasten har antagits öka linjärt med tiden vid en start. Dessutom har antalet kallstarter för respektive ångdom sammanställts och tagits med i beräkningarna istället för att anta en start per år, vilket gjordes i [2].

Med ökat sprickdjup ökar K_1 och därmed även spricktillväxten per cykel. Eftersom ångdomar är tjockväggiga kan man räkna med att skillnaderna är små så länge som sprickorna inte har börjat växa sig djupa. Då sprickorna börjar bli djupare än 5 mm kan en betydande ökning av K_1 förväntas, se figur 6.

Livslängdsanalyser av ångdomar omfattar en skadetålighetsanalys där man beräknar hur djupa sprickor som är acceptabla i kritiska områden med avseende på kollaps av ångdomen. Det har visat sig att acceptabla såväl som kritiska sprickdjup kan vara små. (vid acceptabla och kritiska sprickdjup beaktas respektive beaktats inte adekvata säkerhetsfaktorer vid beräkningarna).

Det normala förfarandet är att observerade sprickor slipas bort. Med en uppdaterad analys som beaktar den godsförtunning som slipningen har åstadkommit erhålls nya värden på acceptabla (och kritiska) sprickdjup. Man kan säga att ångdomens livslängd är slut när bortslipning av sprickor medför att det inte längre finns några acceptabla sprickdjup.

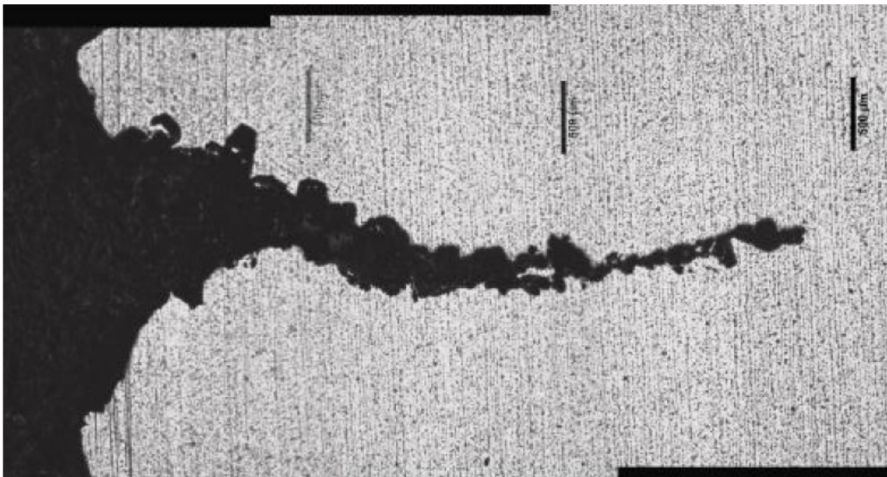


Figur 9. Spricktillväxt för en startcykel som funktion av spänningsintensiteten, K_I , vid sprickbildningen. Data från domar med SICC samt motsvarande spricktillväxt beräknat med hjälp av ekv. (1) visas i figuren.

Figure 9. Crack propagation per start cycle as a function of the stress intensity, K_I , at the crack initiation. Data from drums with SICC as well as the corresponding crack propagation by use of eq. (1) are shown in the figure.

4 SICC hos vägglådor

Vid undersökning och insamling av analyserade fall av SICC i vägglådor hittades ett analyserat fall där det också fanns sprickor. Upp till 6 mm djupa sprickor hittades vid tubgenomföringar i lådan, se figur 10.

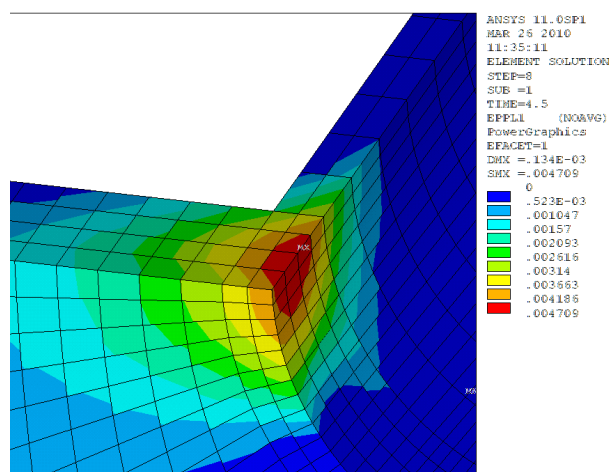


Figur 10. SICC vid genomföring av vägglåda vid pilarna (a). Ett metallografiskt preparerat snitt visar det karaktäristiska utseende för SICC med korrosion längs sprickkanterna (b).

Figure 10. SICC in a tube hole of a water wall header at the arrows in (a). A metallographically prepared section of the crack shows the characteristic appearance of SICC with corrosion attack at the crack edges (b).

Analysen visade att lådan hade en låg skadetålighet där det acceptabla och kritiska sprickdjupet var 0 respektive 4,2 mm vid drifttryck. Det beror på att lasterna på lådan under drift är nära plastisk kollaps. Den högsta spänningen i området var 182 MPa, vilket motsvarar ett värde på K_1 på 10,0. Pannan har tidvis körts intermittent och antalet starter kan uppskattas till ca 350 sedan driftstarten 1972 tills ånglådan byttes ut 2010. Det innebär en spricktillväxthastighet på 0,02 mm per driftcykel. Det ligger i linje med uppmätta data hos ångdomar, se figur 9.

Figur 11 visar fördelningen av maximal plastisk huvudtöjning vid drifttryck, som i det här fallet är 44 bar. Maximal plastisk huvudtöjning för drifttryck och förhöjt tryck ges i tabell 3. Redan vid ca 10 -15 % förhöjt tryck erhålls stora plastiska deformationer, genomplastisering och plastisk kollaps. Normalt används säkerhetsfaktorn 2 vid dimensionering med avseende på sträckgräns.



Figur 11 Fördelning av maximal plastisk huvudtöjning vid tubgenomföring till vägglåda vid drifttryck, 44 bar.

Figure 11 Distribution of maximum plastic principal strain at tube holes in a water wall box at service pressure, 44 bar.

Tabell 3. Maximal plastisk huvudtöjning hos vägglåda för olika drifttryck.

Table 3 Maximum plastic principal strain in a water wall box at different service pressures.

Tryck [bar]	Plastisk töjning [%]
44	0,47
49	26
52	74

Vid drifttryck uppnås, 44 bar, 0,47 % plastisk töjning. Höjs trycket 10 %, till 49 bar blir töjningen lokalt 26 %. Plastisk kollaps är nära förestående eftersom brottförlängningen normalt kan förväntas vara ungefär så stor och komponenten är dessutom genomplasticerad. Vid en liten ytterligare tryckökning, till 52 bar, har lådan definitivt kollapsat.

5 SICC hos eldstadstuber

Det har varit känt sedan länge att miljöinducerad sprickbildning kan uppstå från insidan av eldstadstuber. Det är vanligen fråga om korrosionsutmattning eller SICC. I litteraturen är det inte ovanligt att sprickor med ett typiskt utseende för SICC benämns korrosionsutmattning. Ångtuber är i regel förskonade från sådan sprickbildning då den miljö som medför sprickbildning utgörs av syrehaltigt vatten, på samma sätt som då SICC uppstår i ångdomar och vattenlådor.

I en eldstadstub är spänningarna relativt höga i pannor som har höga drifttryck och relativt låga hos pannor med lägre drifttryck. Det beror på att tubernas diameter och tjocklek inte kan anpassas i samma utsträckning som tryck (och temperatur) kan variera mellan olika typer av pannor. SICC förekommer dock även hos eldstadstuber som har relativt lågt drifttryck. Det beror på att SICC ofta förekommer vid konstruktionsutformningar där tuber har en förhöjd grad av inspänning medförande förhöjda spänningar vid termisk expansion. I de flesta pannor är eldstadstuberna tätsvetsade med fenor mellan tuberna. Det orsakar vanligtvis inte betydande inspänning. Ytterligare fastsvetsade komponenter eller detaljer på tuberna kan dock väsentligt motverka fri termisk expansion hos tuberna. Det medför att förhöjd inspänning och spänningskoncentrationer uppstår, eftersom den termiska expansionen inte kan förhindras. Exempel på konstruktionslösningar som kan medföra SICC är:

- Infästning av en mellanvägg till en sidovägg genom en extra fena svetsad mot väggstub, särskilt vid fenslut av extra fenor är känsliga för SICC.
- Plåtar, fästjärn, förstärkningar, m.m. svetsade mot tuber i eldstaden.
- Vägg svetsad mot botten, så kallade filler blocks svetsas in mellan de hål som bildas då sidoväggen läggs dikt mot botten, vilket ökar graden av inspändhet.
- Rörböjar som är ovala ger spänningskoncentrationer längs neutrallinjen som i sin tur kan medföra SICC.
- Genomföringar i panelväggar som är konstruerade med hjälp av avväxlingstuber medför SICC om avväxlingsstuben inte är tillräcklig godstjocklek.

En annan skillnad mellan tuber och tjockväggiga komponenter som domar och lådor är att den relativt tunna väggstjockleken gör att ett givet sprickdjup motsvarar en betydligt större del av godstjockleken. Spänningen och spänningsintensiteten, K_1 , vis sprickspetsen är därmed för ett givet sprickdjup större hos en tub än hos tjockväggigt gods.

Tre geometrier valdes för att studeras närmare. Urvalet gjordes från en sammanställning av skadefall med SICC som har undersökts metallografiskt av Inspecta Technology:

- Rörböj med olika grad av ovalitet.
- Anslutning av mellanvägg mot panelvägg.
- Anslutning av botten mot panelvägg med fillerblocks.

5.1 SICC HOS RÖRBÖJAR

SICC hos rörböjar finns rapporterat i litteraturen [6] och det finns skadefall undersökta av Inspecta, bland annat från böjar intill anslutningar mot vägglådor samt undanbockade tuber vid genomföringar för manluckor m.m. Rörböjar blir vanligen ovala pga. bockningen och ovalitet medför förhöjd spänning längs neutrallinjerna på insidan av böjen. Undanbockningar för genomföringar medför bockningar i två riktningar vilket ytterligare komplicerar spänningsbilden. Genom att analysera hur spänning och spänningsintensitet, K_1 , påverkas av grad av ovalitet och spricktillväxt hos en enkel böj är målet att öka förståelsen för bildningen av SICC.

5.1.1 Modellering och spänningsanalys av rörböjar

Figur 12 visar en modell av en rörböj med inlagd spricka längs neutrallinjen samt resulterande fördelning av maximum huvudspänning. Randvillkoren har varit att:

- Böjen kan expandera fritt.
- Vattensidig temperatur är 320°C.
- Det inre övertrycket är 112,9 bar (mättnadstryck vid 320°C).
- Dimensionerna är 63,3x 6,3 mm .
- Tuben finns i eldstaden och exponeras för rökgaser. Metalltemperaturen på utsidan är då typiskt 50°C högre än pannvattnet under drift.
- Bockningen har medfört viss mån av godsfortunning på ryggsidan och godsansamling på buksidan.

I figuren ses höga spänningskoncentrationer vid sprickspetsarna. En matris av olika sprickdjup och spricklängd i förhållande till sprickdjup analyserades för olika grad av ovalitet hos böjen: 0, 10 och 20 %. I figur 13 visas i diagram hur K_1 varierar med ökat spricklängd/-djupförhållande för 1, 2 och 3 mm sprickdjup och för de olika graderna av ovalisering. Resultaten redovisas i tabellform i bilaga 1.

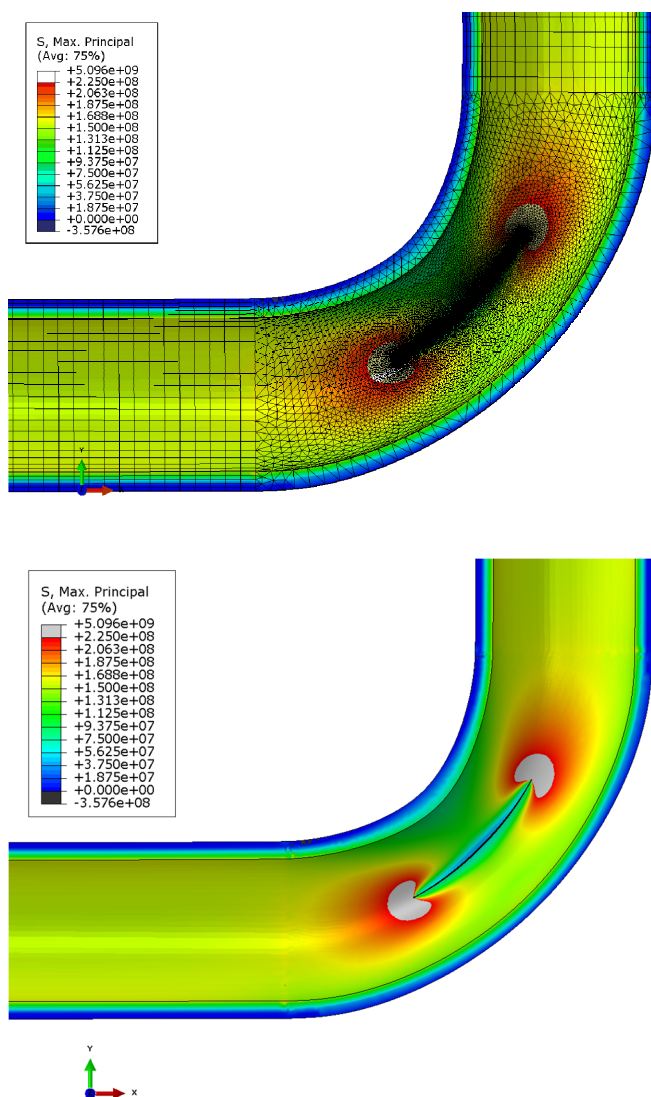
Resultaten visar följande:

- K_1 , och därmed även spricktillväxthastigheten, ökar då sprickans längd/djupförhållande ökar. Ökningstakten avtar med längd/djupförhållandet.
- Ökat sprickdjup medför högre K_1 . Skillnaderna är mycket små för spricklängder som är 2 gånger sprickdjupet för att blir allt större med högre värden på spricklängd/-djupförhållandet.
- Grad av ovalitet ger ökade värden på K_1 . Dess inverkan är relativt liten.

Bedömning av om en rörböj är känslig för SICC kan därmed inte säkert avgöras med mätning av ovalitet. Värdena på K_1 ligger i intervallet 5-20 MPa $m^{-1/2}$. Det motsvarar ca 0,02 – 0,15 mm spricktillväxt per cykel, enligt ekv. (1) i Figur 9. Ett stort längd/djupförhållande ger väsentligt större värden på K_1 , och därmed även väsentligt större spricktillväxthastigheter, än mindre värden. I jämförelse med ångdomar är beräknade värden på K_1 hos korta och djupa sprickor lägre än de lägsta värdena på K_1 hos domar, vilka representerar domar där sprickor har uppstått i manteln. Sprickor med stort längd/-djupförhållande och sprickdjup på ca halva

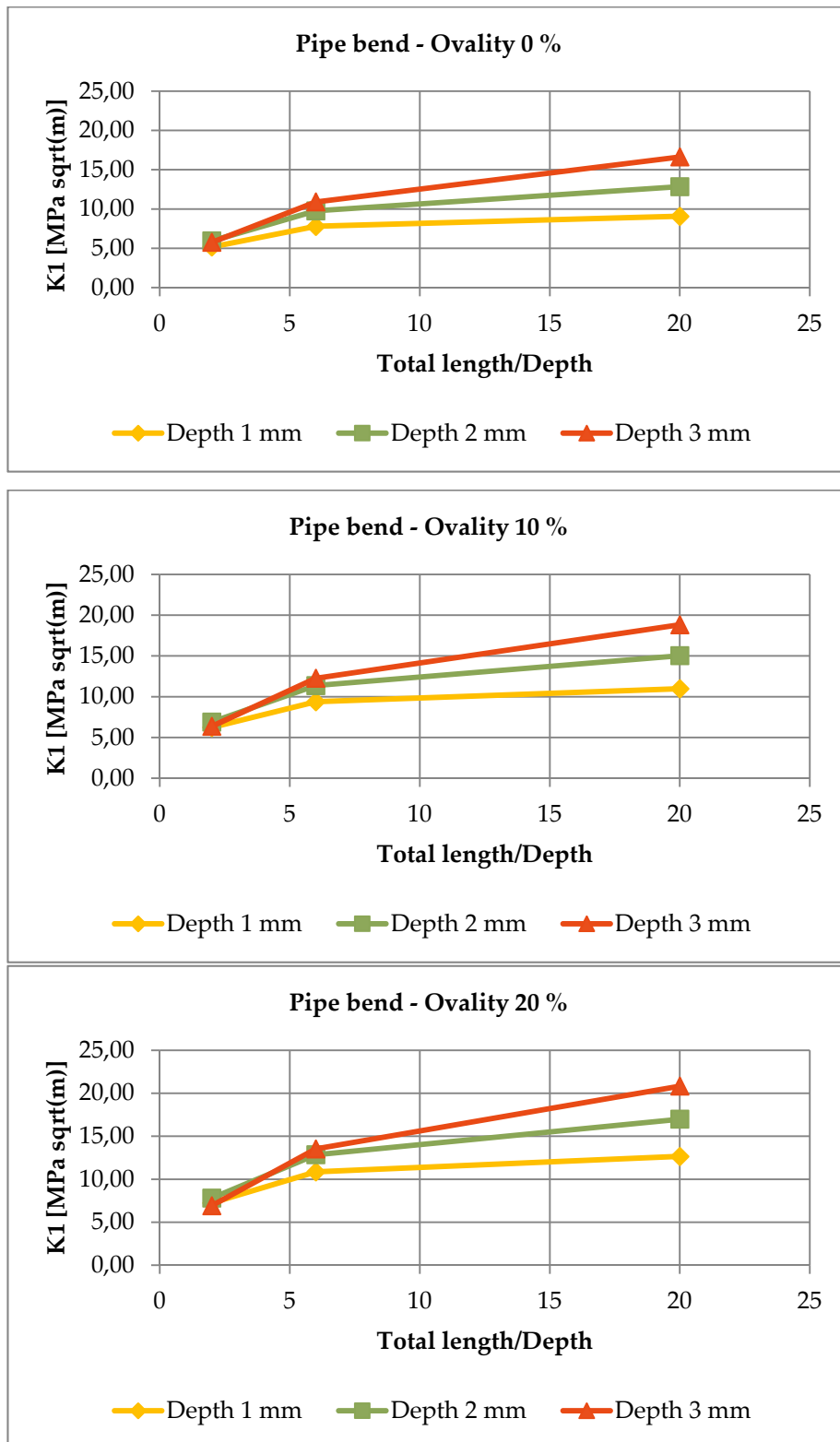
godstjockleken i en tub med stor ovalitet värden på K_1 som i paritet med de högsta beräknade värdena hos ångdomarnas genomföringar.

I det beräknade exemplet är det inre övertrycket 13 MPa. Med hjälp av ångpanneformeln blir ringspänningen 65 MPa. Framtagna värden på K_1 kan användas generellt genom att beräkna motsvarande ringspänning för aktuell böj och skala mot föreliggande fall. En rörböj blir alltid mer eller mindre oval vid bockningsprocessen. Det medför förhöjd spänning längs hela böjens neutralinje, även om den är större i mitten än mot ändarna [12]. Relativt stora längd/djup-faktorer att därför att förvänta, medförande relativ snabb spricktillväxt per driftcykel.



Figur 12. Modell av et fall av rörböj med spricka längs neutralinjen och resulterande fördelning av maximal huvudspänning under drift. I den undre bilden har meshindelningen i finita element modellen tagits bort för att spänningsfördelningen vid sprickan ska synas tydligare.

Figure 12. Model of a case of a tube bend with a crack along the neutral axis and resulting distribution of maximum principal stress during operation. In the lower picture the finite element mesh is removed for better appearance of the stress distribution at the crack.



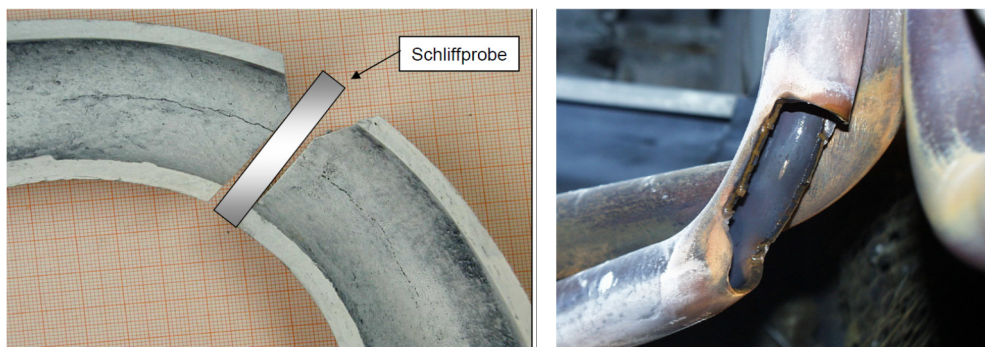
Figur 13. Spänningsintensitet, K_1 , som funktion av spricklängd/-djupförhållandet för olika sprickdjup och ovalitet hos tubböjar.

Figure 13. Stress intensity, K_1 , versus crack length/depth ratio for different crack depths and ovalities at tube bends.

5.1.2 Skadefall med SICC i rörböjar

I litteraturen beskrivs fall med sprickor längs neutrallinjen hos rörböjar. I figur 14 visas två fall där. I det ena syns sprickbildningen från insidan. Det är en lång spricka med ett längd-/djupförhållande som säkert är över 20, vilket skulle innebära relativt högt K_I och relativt stor spricktillväxt per driftcykel.

I det andra fallet visas vad konsekvensen kan bli för sprickbildning längs neutrallinjen. När sprickan på vardera sidan av böjen har blivit tillräckligt djup erhålls ett restbrott som gör att en stor del av böjen rämnar.



Figur 14. Exempel på sprickor och haverier orsakade av SICC längs neutrallinjen av rörböjar [6].

Figure 14. Examples of cracks and failures due to SICC along the neutral lines of tube bends [6].

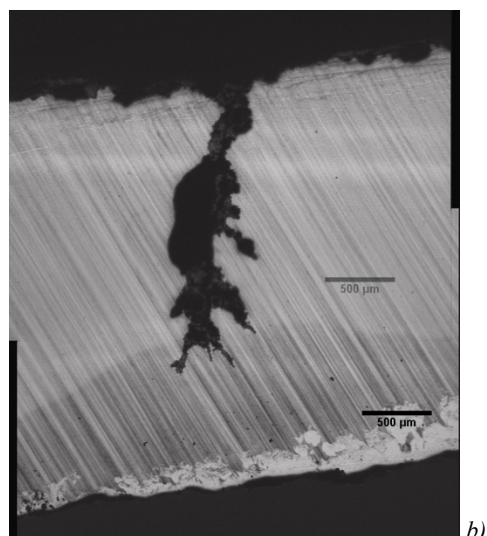
Det rapporteras även fall där sprickorna bildas längs ytter- och innerradien [4]. Böjspänningar på ytterradien respektive anvisningar pga. roffel på innerradien var bakomliggande orsaker till sprickornas placering i dessa fall.

Ytterligare varianter av SICC hos rörböjar har undersökts av Inspecta Technology och består av mer begränsade korrosionsangrepp i form av gropfrätning, se figur 15 som växer på djupet på ett spricklikt sätt. Figur 16 visar ett tvärsnitt där sprickbildning har initierats från frätgropar. Sprickbildningen observerades på mer spridda positioner i omkretsled och sprickorna var i regel täckta av tjocka oxider.

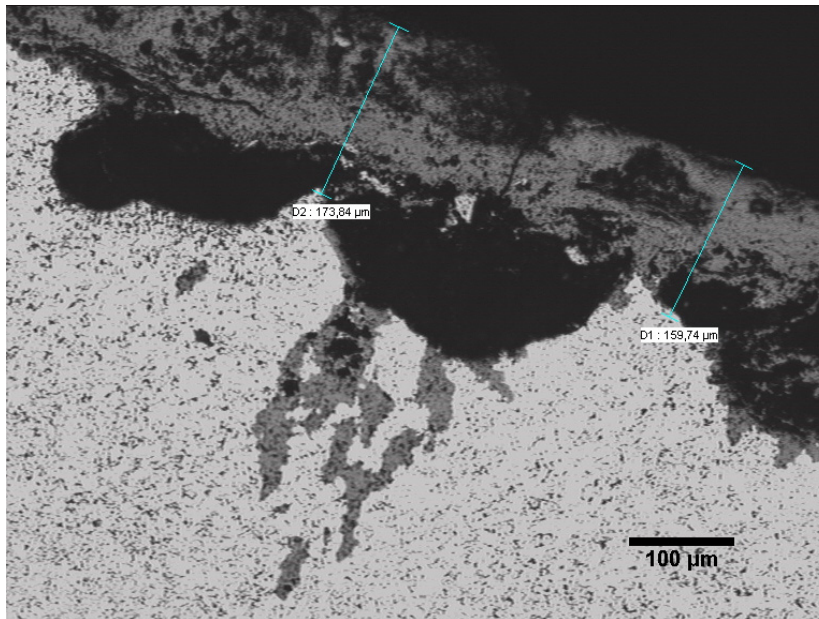


Figur 15. Lokala angrepp av frätgropar och SICC hos rörböj.

Figure 15. Local attack of pitting and SICC in a tube bend.



b)



Figur 16. Frätgropar under tjocka oxider. SICC har initierats i botten av den mittersta gropen.

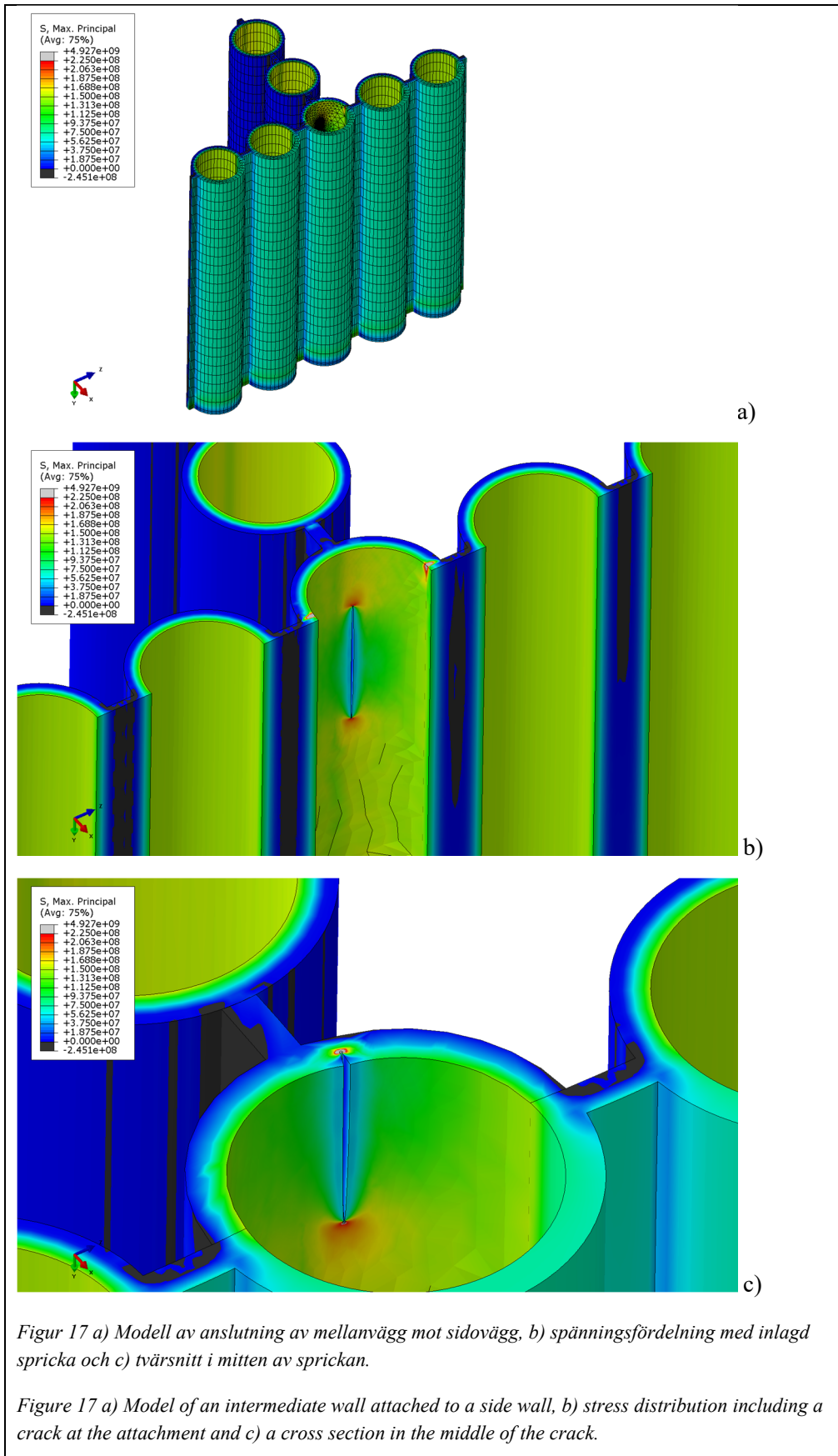
Figure 16. Pitting below thick oxides where SICC has been initiated in the bottom of the pit in the middle.

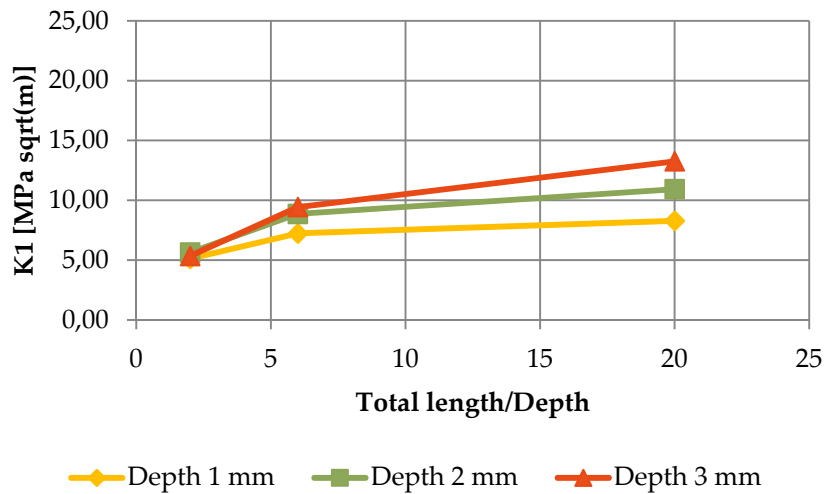
5.2 SICC HOS TUBER MED EN EXTRA FENA

5.2.1 Modellering och analys av tuber med extra fena

Med samma data och tubdimensioner som böjen ovan modellerades en sidovägg med en mellanvägg svetsad till en av sidoväggstuberna. Modellen ses i figur 17. En spricka som har lagts in på vattensidan intill sidoväggens fena som ansluter mot tuben på utsidan. Sprickan är placerad längs området med något förhöjd spänning intill fenan, vilket kan ses på den första mellanväggstuben i den mittersta bilden. Den understa bilden är snittad mitt i sprickan så att spännings-fördelningen i sprickans botten blir synlig. Precis som för sprickan i böjen blir det spännings-koncentrationer vid sprickspetsar och i sprickans botten.

Lösningar för spänningsintensiteten, K_1 , vid 1, 2 och 3 mm sprickdjup och spricklängd/-djupförhållandena 2, 6 och 20 har utvärderats. Resultaten visas i figur 18 och i tabellform i bilaga 1.





Figur 18. Spricklängd/-djupförhållande som funktion av K_1 för 1, 2 och 3 mm sprickdjup hos en sido- och mellanvägganslutning.

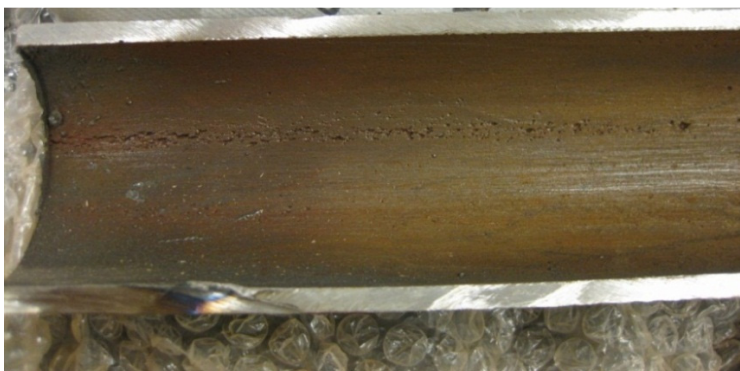
Figure 18. K_1 versus crack length/depth ratio for 1, 2 and 3 mm crack depths for a side wall and intermediate wall joint.

5.2.2 Skadefall av tuber med extra fena

Sprickbildning längs fenor

I undersökta fall av tuber med extra fenor är det vanligt förekommande att det först bildas frätgropar längs spänningsförhöjningen. Figur 19 visar exempel på ansamling av frätgropar under en fena. I den vänstra änden har frätgroparna övergått till sprickbildning. Den här typen av frätgropar bildas antagligen under liknande förutsättningar som SICC, dvs. de är beroende av att magnetiten spricker och att syrehalten är förhöjd främst under stopperioden.

Antalet frätgropar blir med tiden allt fler och övergår till ett alltmer spricklikt utseende. När så sker blir spricklängd/sprickdjupförhållandet relativt stort medförande höga värden på K_1 och därmed även relativt hög spricktillväxthastighet.



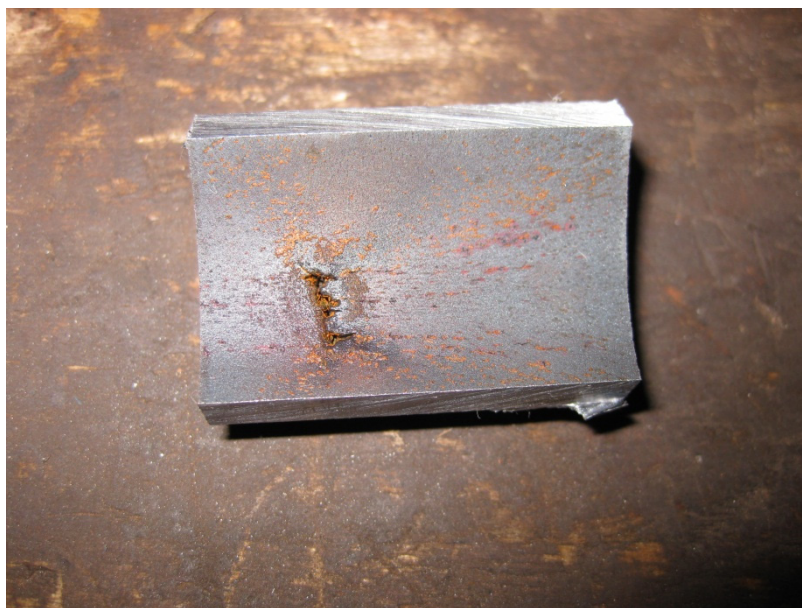
Figur 19. Ansamling av frätgropar under en fena som övergår till sprickor t.v.

Figure 19. Pitting below a tube fin that appear as cracks on the left hand side.

Sprickbildning vid fenslut

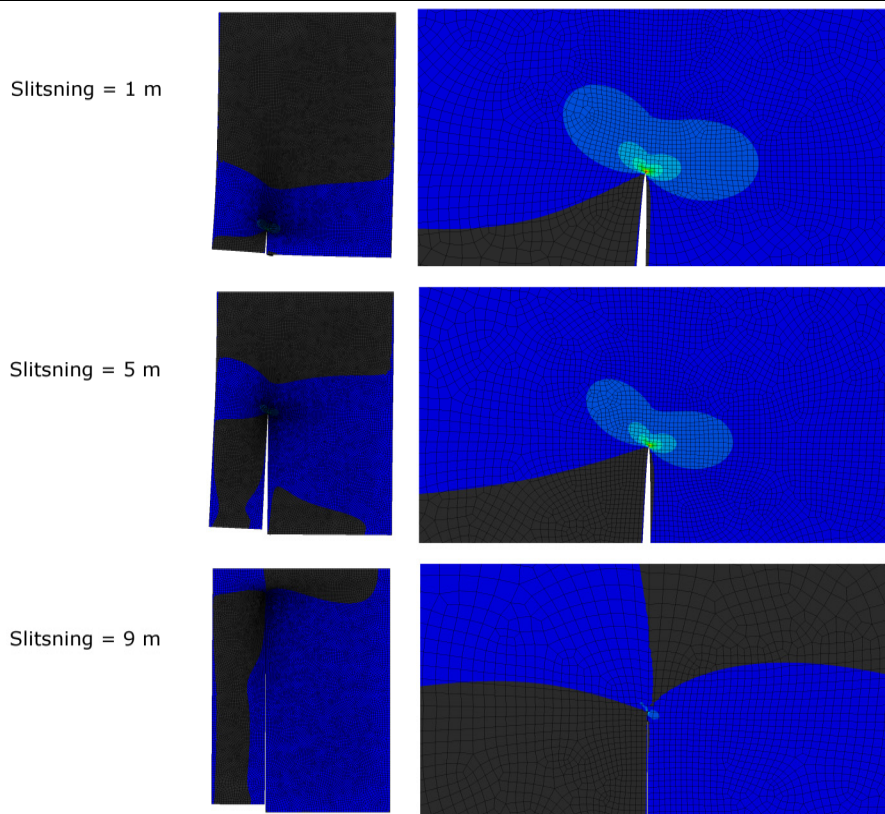
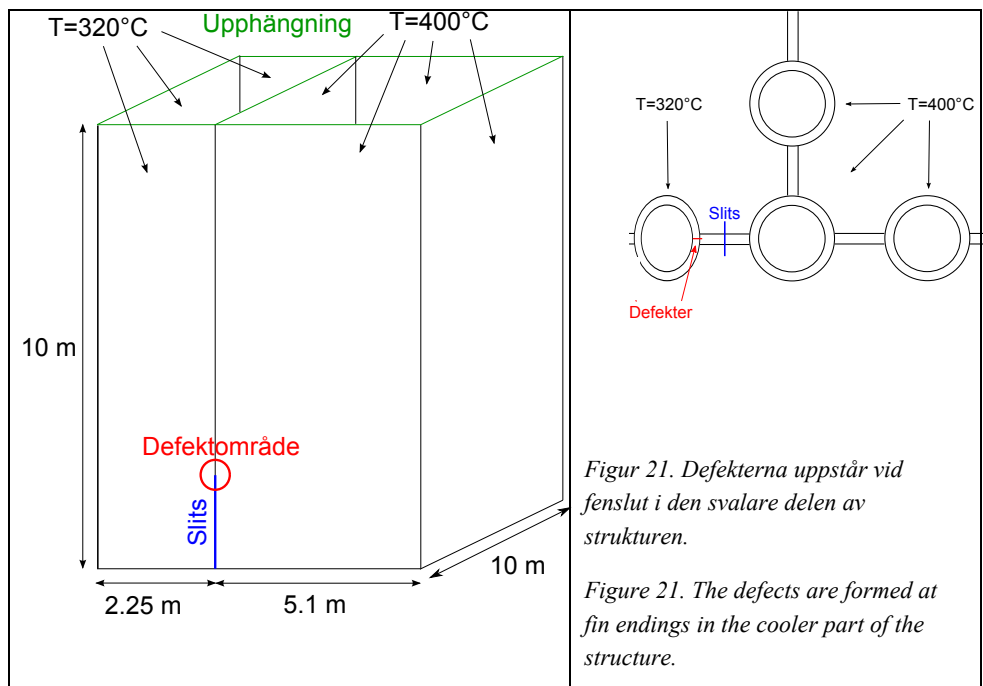
Det finns flera fall där tubläckor har uppstått vid fenslut. Det uppstår på tuber med en extra fena där den extra fenan slutar, t.ex. för att mellanväggen inte är lika hög som sidoväggen, se figur 20. Ganska grunda sprickor kan observeras längs tuben medan djupa sprickor finns vid fenslutet, vilket skulle betyda att spänningskoncentrationen vid fenslutet är högre än längs med den extra fenan. Eftersom randvillkoren vid fenslut är svåra att identifiera och dessutom är olika för olika konstruktioner har det inte varit möjligt att ta fram lösningar för spänningsintensiteten som kan ha praktisk användning.

En åtgärd som brukar tillämpas där det är möjligt är att slitsa fenan en bit och på så sätt minska spänningskoncentrationen i hopp om att sprickbildningen ska upphöra. Det är dock inte ovanligt att det ganska snabbt blir nya sprickor vid de nya fensluten. Genom en förenklad analys kan man visa hur mycket spänningen sjunker vid fenslutet ju mer man slitsar fenan. Ett exempel på ett sådant fall ges i figur 21 där två drag med olika rökgastemperatur ger olika metalltemperaturer på tubernas yta (mot eldstaden). Detta ger upphov till termiska spänningar som orsakar läckor vid fenslutet. Man har slitsat en bit i taget men nya läckor har efter en tid uppstått varje gång. Analysresultaten ges i figur 22 och visar att deformation och spänningsnivåer minskar med ökad längd på slitsningen. Spänningsnivån vid 5 m och 9 m slitsning är 90 % respektive 60 % av spänningsnivån vid 1 m slitsning. Slutsatsen är att lasten och den lokala böjningen blir lägre ju längre fenan slitsas. Utan en noggrannare analys går det dock inte exakt att avgöra hur lång slitsningen måste vara för att ytterligare defekter skall kunna undvikas. Man behövde i det här fallet slitsa ca 6 och 9 meter för att halvera respektive att i stort sett helt och hållet reducera spänningskoncentrationen. Vägghöjden i beräkningsmodellen var i detta fall 10 m, vilket indikerar att erhållen spänningssänkning relaterar till förhållandet mellan slitslängd och vägghöjd.



Figur 20. Sprickbildning på vattensidan av en väggstub i höjd med ett fenslut på utsidan.

Figure 20. Crack formation at a water wall tube at the opposite of a fin ending.



Figur 22. Slitsning med längderna 1 m, 5 m och 9 m i fena intill sidoväggstub som ansluter till mellanväggen. Spänningsstillståndet vid defektområdet i figur 21 återspeglas av färgerna i figuren. Med ökad längd på slitsningen minskar deformation och spänningsnivåer.

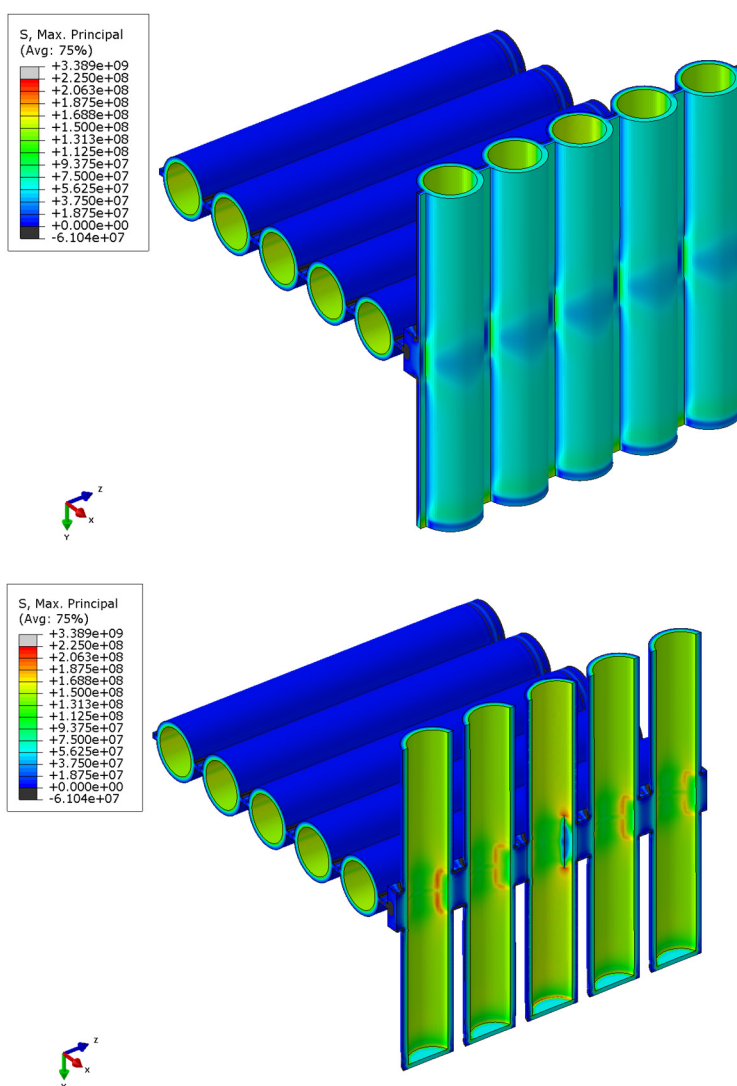
Figure 22. Slits with lengths 1 m, 5 m and 9 m in a fin next to a side wall tube attached to an intermediate wall. The stress state at the defect area in figure 21 colours reveal by the colors. Increased length of the slit involves decreased deformation and stress levels.

5.3 SICC VID ANSLUTNING AV GOLVPANEL MOT VÄGGPANEL AV FENADE TUBER

Vid anslutningar mellan vägg och golv svetsas vanligen så kallade filler-blocks in mellan hålrummen som blir då den kurviga profilen som väggen utgör ligger an mot golvet. Det innebär hög grad av styvhet och inspänning, vilket i flera fall har observerats leda till omfattande sprickbildning.

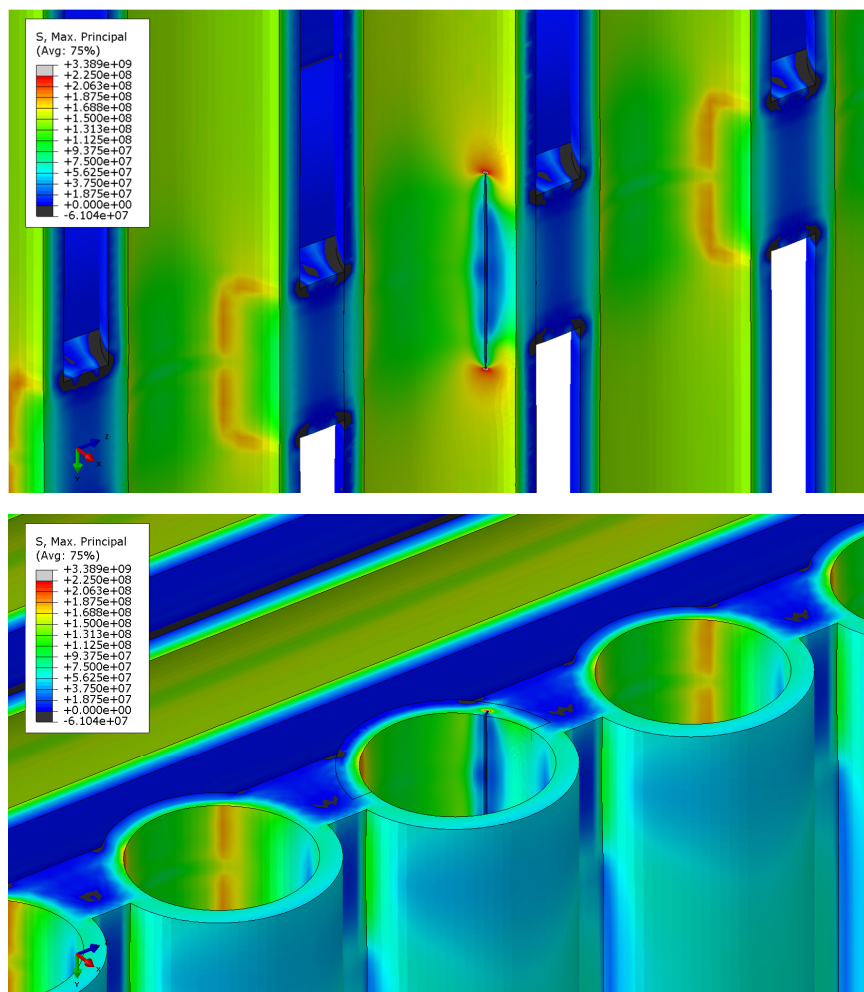
5.3.1 Modellering och analys av golv- och vägganslutning

En modell av vägg/golvanslutningen ses översiktligt i figur 23 där insidan av vägg tuberna har blottats i den nedre delen av figuren. Figur 24 visar områden med spännings-koncentrationer och en inlagd spricka i mer detalj.



Figur 23. Modell för vägg/golvanslutning och fördelning av max huvudspänning.

Figure 23. Model for wall/floor connection and distribution of max principal stress.

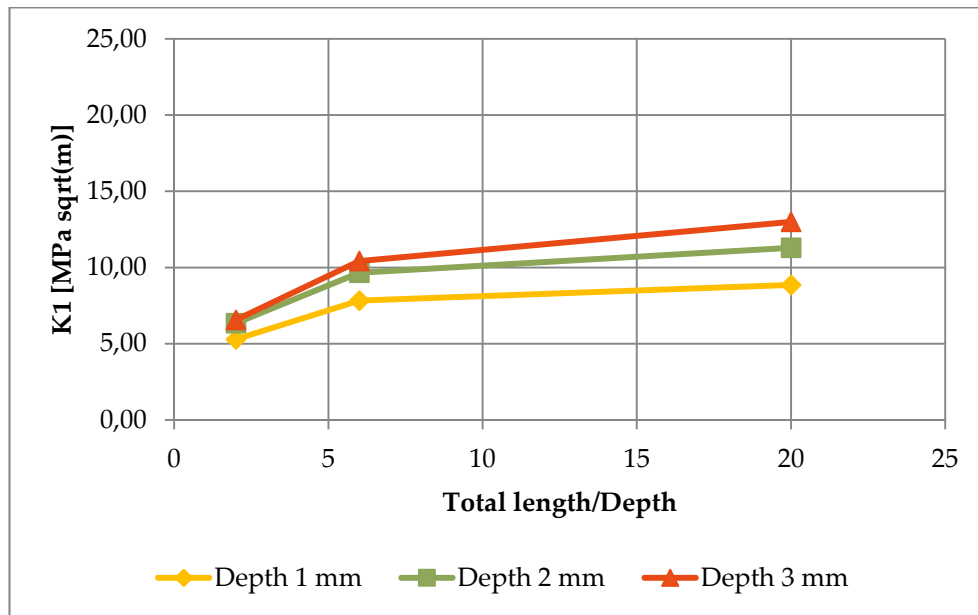


Figur 24. Spänningskoncentrationer i vägguber som effekt av infästningen av golvet. I tuben i mitten har en spricka lagts in i området med förhöjda spänningar.

Figure 24. Stress concentrations in water wall tubes as an effect of the attachment of the floor. A crack has been inserted in the area with stress enhancements in the tube in the middle.

Från figurerna kan man se förhöjda spänningar på insidan av vägguberna vars utbredning motsvarar yttre kanterna av de två filler-block som ansluter mot varje vägg tub. Det är naturligt att en töjningsinducerad korrosionsspricka (SICC) skulle propagera längs spänningskoncentrationens axiella del. I modellen har en spricka lagts in där. Det medför att spänningskoncentrationen omfördelas till sprickans fronter. I den nedre bilden i figur 24 kan det ses att det finns en spänningskoncentration även längs sprickans botten.

Analys och utvärdering av värden för K_1 har gjorts för 1, 2 och 3 mm djupa sprickor och spricklängd/-djupfaktorerna 2, 6 och 20. Resultaten ges i figur 25 och i tabellform i bilaga 1. Effekten av längd/djupfaktor på K_1 har stor likhet med fallen mellanvägg och rörböj. Inverkan av sprickdjup något större än fallet med mellanvägg men mindre jämfört med rörböjar, även då ovaliteten är 0. Spänningskoncentrationens längd är begränsad och avhängig fillerblockens höjd. Det medför en likadan begränsning av spricklängden. Det kan ändå bli relativt stora längd/djup faktorer eftersom fillerblock typiskt har en höjd på minst en tubdiameter. I det här fallet är filler blockens höjd och d_i 50 mm respektive 47,4 mm.

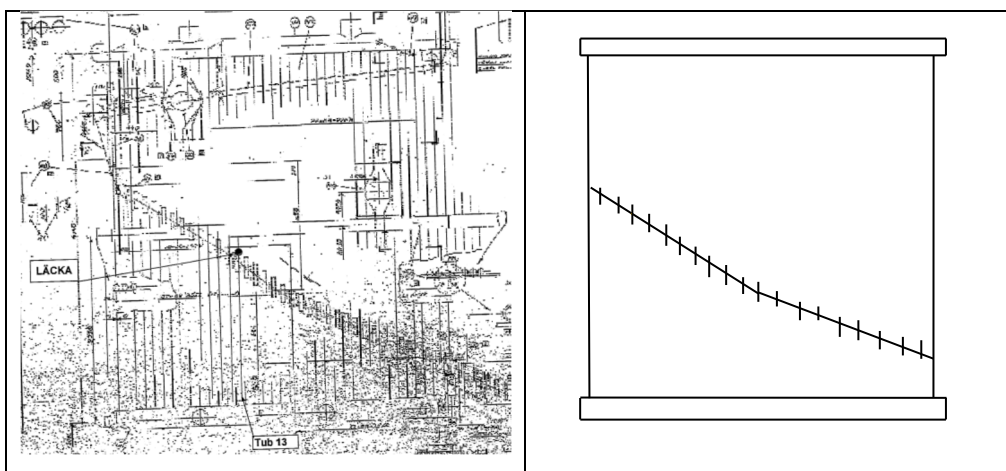


Figur 25. Spricklängd/-djupförhållande som funktion av K_I för 1, 2 och 3 mm sprickdjup hos anslutning mellan vägg och golv.

Figure 25 K_I versus crack length/depth ratio for 1, 2 and 3 mm crack depths for a wall and floor attachment.

5.3.2 Skadefall av anslutningar mellan panelvägg och -golv

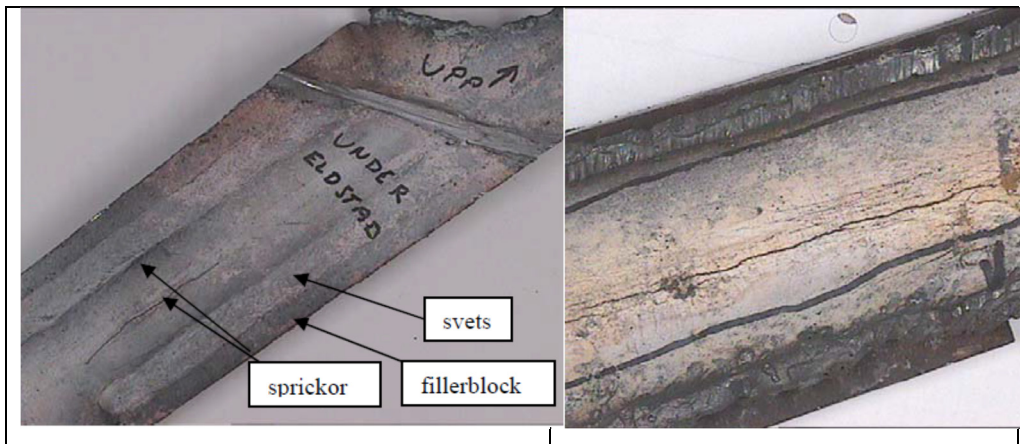
Två fall av läckor vid vägg-/golvanslutningar har undersökts. Det första fallet är ett slutande golv i en panna där det uppstod en läcka i en tub vid vägganslutningen, se figur 26. Till höger i figuren ses en schematisk bild av pannan med samlings- och fördelningslådor upp- respektive nedtill, linje som visar var det sluttande golvet ansluter mot sidovägg och filler blocks, som i verkligheten sitter tätare än i principskissen (mellan varje väggutub, vilka inte är utritade i skissen t.h.).



Figur 26. Position för läcka vid vägg-/golvanslutning. Schematisk bild av pannan med filler blocks inritade till höger.

Figure 26. The position for a leak found at a wall/floor attachment. A schematic picture of the boiler with filler blocks on the right hand side.

Figur 27 visar en del av tuben som skars ut från ut- och insidan. På utsidan finns det en spricka mitt på tuben i höjd med fillerblocket och en ytterligare längs svetsen mellan tub och fillerblock. Båda sprickorna är SICC och har startat från insidan. På insidan finns ett flertal sprickor. Sprickan längs svetsen motsvarar området med spänningskoncentration från spänningsanalysen ovan. Sprickorna mitt på tuben motsvaras inte av spänningskoncentrationer i modellen. Det kan förklaras av att fillerblocken har grövre dimensioner och tuben klenare jämfört med modellen, vilket ger en annan spänningsfördelning.

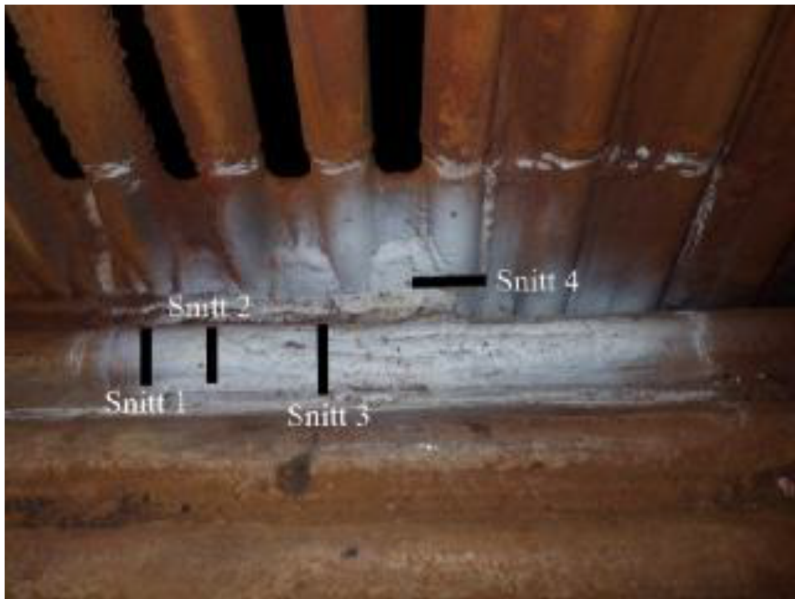


Figur 27. Utkapad tub med två genomgående sprickor på utsidan (t.v.) och flera sprickor på insidan (t.h).

Figure 27. Cut tube with two through going cracks at the outside (left) and numerous crack at the inside (right).

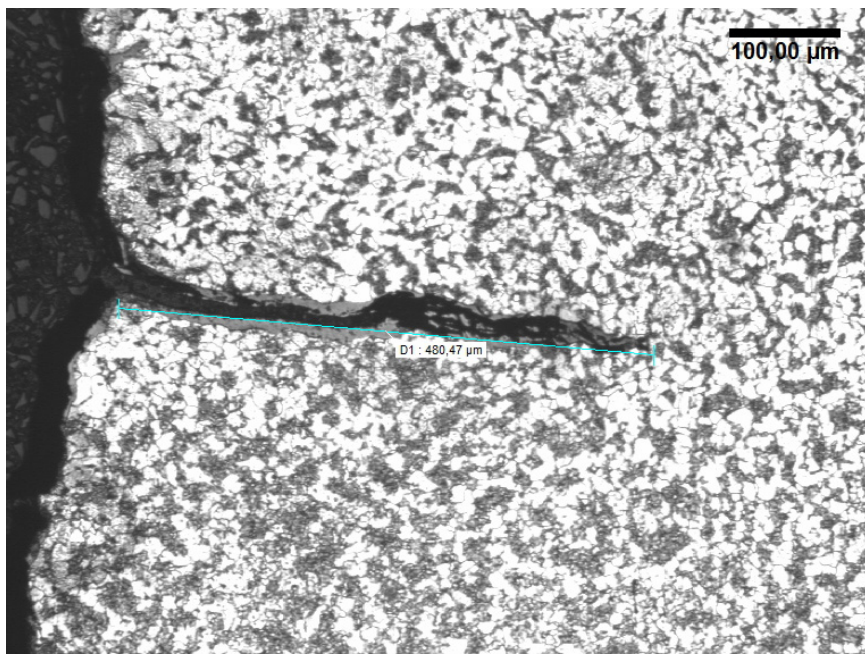
I det andra fallet har läckor återkommande uppstått vid hörn för bakvägg, golv för mellandrag och sidovägg. Figur 28 visar hörnet och hur det ser ut efter att området med sprickor har skurits ut. Som framgår av bilderna finns filler blocks svetsade mellan bakväggstuberna. Golvet är inte direkt fogat mot bakväggen ända ut mot sidoväggen. Man har satt en tätande plåt som viker av nedåt och sedan via ett veck går ut mot sidoväggen. Den är alltså utformad för att kunna ta upp termisk expansion i området. Detta har dock inte fungerat tillfredsställande eftersom upprepade läckor har uppstått. Flera svetsreparationer i området kan ses.

Vid snitt 4 i figuren finns insidiga axiella sprickor intill svetsen mot filler blocket. I det här fallet fanns dock inte några inslag av korrosion i sprickan. Det får därmed betecknas som en lågcykelutmattningsspricka, se figur 29. I den här pannan, som för övrigt är en genomströmningsspanna, har alltså inte förhöjda syrehalter upp till kritiska nivåer uppstått under start/stopp. Däremot har spänningarna varit tillräckligt höga för att orsaka lågcykelutmattning.



Figur 28. Sprickbildning vid hörnet bakvägg, golv för mellandrag och sidovägg. Snitt för metallografiska undersökningar är markerade.

Figure 28. Cracks formed at the corner of the back wall, the floor for intermediate draught and the side wall. Sections for metallographical investigations are marked.



Figur 29. Spricka i tub intill filler block där skademekanismen är lågcykelutmattnig.

Figure 29. Crack close to filler block where the damage mechanism is low cycle fatigue.

6 Resultatanalys och rekommendationer

6.1 INITIERING AV SICC

Föreliggande studier visar att spricktillväxten genom skademekanismen töjnings-inducerad korrosionssprickning, SICC, korrelerar med spänningsintensiteten, K_1 . Det har också framkommit att det i vissa fall inte har bildats SICC trots att K_1 är relativt hög i kritiska områden. I andra fall har SICC bildats trots relativt låga värden på K_1 . Brottmekanik bygger på att det finns en initieringspunkt för spricktillväxten, t.ex. en liten spricka eller en rad med frätgropar. K_1 hos sprickor från 1 mm upp till 5 mm djup har här antagits ha samma värde som vid 5 mm hos tjockväggiga komponenter. En mycket mindre initieringspunkt än 1 mm skulle ge lägre K_1 än vad analysen visar. Det förklarar varför komponenter med relativt höga K_1 vid 1-5 mm sprickdjup men med i princip obefintliga verkliga defekter inte spricker medan andra komponenter med lägre motsvarande K_1 spricker eftersom detta sker först när en rad med, säg, 3 mm djupa frätgropar har bildats.

Man kan alltså dra den slutsatsen att miljöfaktorerna för gropfrätning spelar en avgörande roll för om SICC ska bildas eller inte. I den litteratur som finns på området har man studerat inverkan av kemisk korrosionspotential, temperatur, töjningshastighet och svavelhalten (i realiteten mängden MnS) i materialet på benägenheten för att SICC ska bildas. Studierna pekar på att korrosionspotentialen, som i praktiken styrs av syrehalten i vattnet, är styrande. Temperatur och töjningshastighet har visats ligga i det kritiska området för samtliga analyserade fall. MnS-halten kan teoretiskt tillskrivas betydelse genom att kunna utgöra små initieringspunkter. Observationer av detta från komponenter i drift har inte kunnat hittas. Experimentella studier har dock visat stor inverkan av MnS på initiering av SICC i syrefritt vatten. I syresatt vatten bildas frätgropar som då överskuggar MnS som initieringspunkter [13]. Mängden MnS inverkar dock på initieringen av frätgropar [14].

Halter på 20-100 ppm löst syre i pannvattnet räcker beroende på flödeshastighet för att initiera SICC vid drifttemperatur [3]. Sannolikt har man på de anläggningar där SICC inte kan observeras, lyckats hålla syrehalten tillräckligt låg under en kallstart.

Långa axiella SICC som är kopplat till förhöjda spänningar pga. hårt inspända fenor ger upphov betydligt högre K_1 än korta sprickor med motsvarande djup. Observationer från undersökta tuber (figur 19) visar att även frätgropar bildas längs spänningskoncentrationen. Kunskapen om kopplingen mellan initiering frätgropar och spänningstillstånd i pannmiljö behöver ökas.

Rekommendationer:

- On-line mätning av syrehalten under kallstart [15] och även, om möjligt under våta stopperioder. Effekten av eventuella åtgärder kan då också följas upp.
- Fortsatta studier för att finna kopplingen mellan syrehalt vid kallstart, spänningsintensitet och initiering av SICC. Spännings- och skadetålighetsanalyser kopplat till experimentella försök skulle behövas eftersom det är svårt att studera initieringsprocesser i detalj hos verkliga komponenter.
- Studera inverkan av spänningstillstånd på initiering av gropfrätning.

I många fall där SICC har bildats trots att K_1 är relativt lågt är också det vattensidiga korrosionsskyddet generellt bristfälligt, dvs. det finns inte ett heltäckande magnetitskikt. Magnetiten behöver alltså inte spricka för att det ska uppstå korrosionsangrepp som med tiden övergår till sprickbildning genom SICC.

6.2 TILLVÄXT AV SICC

6.2.1 Ång- och vattendomar samt vägglådor

Ett betydligt större underlag, fler geometrier och mer detaljerade uppgifter rörande parametrar som tid för en kallstart och ackumulerat antal kallstarter jämfört med [2] visar med samma tydlighet som tidigare en fungerande tillväxtlag för spricktillväxt genom SICC hos komponenter i pannor. Vissa osäkerheter råder fortfarande i de data om har sammanställts, t.ex. ackumulerat antal kallstarter som i flera fall baseras på statistik från senare år medan bedömningar har gjorts för tidigare år eftersom data inte har varit tillgängligt. Den tillväxtlag som beskrivs i ekv. (1) är konservativ. Det betyder att den har användning för att beräkna återstående livslängd med avseende på SICC och inte minst för att kunna ge rekommendationer rörande antal kallstarter mellan kontroll av eventuell sprickbildning. De uppdaterade och kompletterande studierna ger ändå betydligt lägre tillväxthastigheter än [2], vilket i sin tur leder till realistiska rekommendationer för kontrollintervall.

6.2.2 Tuber

Vad gäller studier av geometrier som kan medföra sprickbildning hos panntuber är förhöjda värden av K_1 , och därmed snabbare spricktillväxt kopplade till relativt långa sprickor. Det är också vanligt förekommande. Föreliggande studie visar att skadetålighetsanalyser kombinerat med tubprov är kraftfulla verktyg för att bedöma tillväxt av SICC. Det är extra viktigt på grund av att:

- Sprickbildning från insidan av panntuber inte går att kontrollera med oförstörande provning med undantag av radiologisk provning (RT). Möjligheterna med RT är dock starkt begränsade eftersom man måste kunna komma åt med strålkälla från ett håll och att fånga upp dessa på film eller digital panel från det motsatta hållet.
- En långsträckt spricka medför sannolikt tubfläkning när brott sker. Om sprickan är placerad på den yttre halvan av tuben, dvs. mot pannhuset, medför en tubfläkning mycket allvarliga konsekvenser. Det har inträffat ett par sådana fall under senare år. Turligt nog inträffade i båda fallen inga personskador eftersom det inte fanns någon i pannhuset just när haveriet inträffade.

6.3 BEDÖMNING AV ÅTERSTÅENDE LIVSLÄNGD

6.3.1 Ång- och vattendomar

I syfte att kunna bedöma återstående livslängd hos ång- och vattendomar med avseende på SICC rekommenderas följande förfaringsätt:

- Studera halten fritt syre i vattnet i drift, vid stillestånd och inte minst vid starter. On-line mätning rekommenderas [15].

- Genomför en spännings- och skadetålighetsanalys av domen. Resultaten visar skadetålighet i form av acceptabla och kritiska sprickdjup. I många fall är det acceptabla sprickdjupet litet [2]. Då ställs extra höga krav på den oförstörande provningen (OFP).
- Genomför OFP vid kritiska positioner. De visas av spänningsanalysen. Skadetålighetsanalysen visar vilka detekteringsgränser som krävs för provningen. Eventuella beläggningar och korrosionsprodukter avlägsnas alltid genom lättare blästring eller borstning innan provningen. Det ökar detekterbarheten väsentligt.
- Om domen är skadefri och vattnets syrehalt hela tiden är låg (10 ppm under drift och 20 ppm under stillestånd och start) kan domen inte förväntas vara känslig för SICC.
- Sprickor som detekteras slipas vanligen bort. Sprickdjup bestäms därefter.
- Slipningen vid tubhål utförs runt hela tubhålet även om sprickor bara finns vid en begränsad del. Det innebär en gynnsammare spänningsfördelning med lägre max-spänningar.
- Uppdatera spännings- och skadetålighetsanalysen med den nya geometrin. Beräknas hur många driftcykler som enligt ekv. (1) för att det högsta acceptabla sprickdjupet ska uppnås.
- Fastställ ett lämpligt provningsintervall grundat på resultatet ovan.
- Bedöm hur djupt det är acceptabelt slipa och ungefärligt antal driftcykler fram till dess. Uppdatera livslängdsbedömningen efter varje provning.

6.3.2 Vägglådor

Vägglådor är inte lika lätta att inspektera som domar och det är heller inte möjligt att slipa bort eventuella sprickor som har bildats på insidan. Strategin blir därför enligt följande:

- Med videokopi genom inspektionsstuts kan större sprickor hittas. Eventuella korrosionsprodukter och avlagringar i botten av lådan spolats bort i möjligaste mån innan provningen.
- Med ultraljudprovning från utsidan kan insidiga sprickor vid tubhål detekteras och storleksbestämmas. Det är dock inte praktiskt genomförbart att kontrollera ett stort antal tubhål. Om åtkomligt kan indikationer från videokopin storleksbestämmas. Stickprov kan också göras.
- En spännings- och skadetålighetsanalys rekommenderas om sprickor hittas.
- Är det små sprickor och det acceptabla sprickdjupet är stort är det möjligt att beräkna livslängden enligt ekv. (1), upprätta ett kontrollprogram och tillåta fortsatt drift till oacceptabla sprickstorlekar uppnås. Detta kräver dock att sprickorna kan storleksbestämmas med acceptabel tillförlitlighet.
- Är det signifikanta sprickor rekommenderas i regel utbyte av lådan. Med skadetålighetsanalysen och ekv. (1) kan man bedöma om det är möjligt att använda lådan i drift fram till dess att en ny låda kan sättas in.

6.3.3 Tubböjar

För bedömning av livslängd av tubböjar med avseende på SICC rekommenderas följande strategi:

- Uttag av tubprov från aktuell typ av böj, t.ex. en böj mot vägglåda eller en böj vid en genomföring för manlucka. Metallografisk undersökning av provet visar om det finns sprickor, mikrosprickor eller frätgropar som skulle kunna utvecklas till sprickor.
- I fall av att mikrosprickor finns eller bedöms vara på väg att bildas genomförs en spännings- och skadetålighetsanalys i syfte att avgöra spricktillväxt per cykel (genom K_1 , Ekv. (1)) och antal cykler till att sprickdjupet inte längre är acceptabelt. Detta gäller särskilt pannor med relativt högt driftryck där man kan räkna med att utnyttjandegraden i tuben också är hög. I t.ex. värme pannor som i regel har en mycket låg utnyttjandegrad kan en enklare bedömning göras enligt följande:
 - i) skala ringspänning och K_1 med resultaten i avsnitt 5.1.1
 - ii) beräkna spricktillväxthastigheten med hjälp av de skalade resultaten och Ekv. (1)
 - iii) och beräkna antalet cykler tills det acceptabla sprickdjupet har uppnåtts, vilket (konservativt) kan antas vara halva godstjockleken.
- Finns sprickor som är djupa i förhållande till tubernas utnyttjandegrad rekommenderas utbyte.

6.3.4 Inspända tuber

I panna förekommer ofta inspända tuber som kan vara svåra att identifiera. Det är heller inte alltid det finns tillfredsställande ritningsunderlag. Det kan vara värt att gå igenom pannans olika delar från ritningar och genom inspektion för att identifiera så många positioner och geometrier som möjligt där det finns inspända tuber. Risken för sprickbildning får avgöras genom undersökning av tubprov, dvs. om det finns det gropfrätning som ser ut att kunna utvecklas till sprickor och/eller mikrosprickor. Prov i första hand från geometrier med ändpunkter, t.ex. där en extra fena slutar eller vid hörn. I övrigt rekommenderas ett likadant förfarande som i avsnitt 6.6.3.

6.4 FORTSATT FORSKNING PÅ OMRÅDET

Initieringsmekanismerna för SICC (såväl som för spänningskorrosionssprickning, SCC) är svårhanterliga och det finns idag inget säkert sätt att förutsäga om SICC kommer att initieras. Föreliggande projekt pekar på att innehållet av fritt syre under kallstart, utöver en spänningskoncentration som får magnetiten att spricka, har störst inverkan på initieringen av SICC. Halter på 20-100 ppm föreslås vara kritiska i litteraturen [4, 13]. Normala halter är 10-20 ppm. On-line mätning av syrehalten vid laboratorieförsök och under starter i ett antal olika anläggningar med och utan sprickproblem kombinerat med materialprov (tubprov) för metallografiska studier föreslås. Inverkan av spänning på bildningen av frätgropar vore också intressant att kvantifiera genom laboratorieexperiment.

Mer detaljerade analyser av spricktillväxt skulle vara värdefullt, där en kontinuerlig ökning av spänningsintensiteten allteftersom sprickan växer beaktas. Analyserna skulle kunna verifieras av spricktillväxt i tuber hos pannor i drift. Hos tuber där sprickor har hittats med digital röntgen skulle spricktillväxten fortsättningsvis kunna övervakas i drift under några år.

Hos genomföringar i tjockväggiga komponenter (ång- och vattendomar, vägglådor, ackumulatorer samt matarvattentankar) skulle det vara värdefullt att studera inverkan av dimensionerna hos stutsar, genomföringar och mantlar i mer detalj och ta fram ett uttryck för formfaktorn med godstjocklekar och diametrar som variabler.

7 Slutsatser

Föreliggande projekt behandlar initiering och tillväxt av töjningsinducerad korrosionssprickning, SICC, hos vattenberörda komponenter i pannor. Tillväxt av SICC är kopplat till kallstarter av pannan och en ökad frekvens kallstarter skulle kunna medföra reducerad livslängd hos kritiska komponenter. Projektet är en fördjupning i och fortsatta studier av två tidigare Värmeforskprojekt på området [1] och [2]. I [2] studerades tillväxtlagar för SICC hos ångdomar vilket har följts upp med ett utökat underlag av analyserade fall från verkligheten. Antal driftcykler och tid för kallstart har beaktats i detalj. Dessutom har SICC i vägglådor inkluderats i studien. Initieringsmekanismerna för SICC har studerats genom litteraturen och jämförelser med metallografiska studier av komponenter som har varit i drift.

SICC förekommer frekvent även i panntuber där det finns spänningskoncentrationer och detta har analyserats. Framförallt har inverkan av komponentgeometrier och sprickstorlekar på spänningsintensiteten, K_1 , studerats eftersom K_1 , utöver antalet driftcykler, är styrande för spricktillväxten. Tre geometrier har studerats: tubböjar, anslutning mellan sidovägg och mellanvägg samt anslutning mellan vägg och golv. Följande slutsatser kan dras från resultaten:

- Observerad spricktillväxt hos analyserade komponenter, nio domar och en vägglåda, visar god överensstämmelse med en tillväxtlag för SICC framtagen genom experimentella data. Observerade data är lagom konservativa i förhållande till tillväxtlagen vilket gör den fullt användbar för att prediktera spricktillväxt genom SICC.
- Förståelsen för initieringsmekanismerna har ökat. Experimentella studier behövs för att kunna förutsäga sprickinitiering.
- Lösningar för K_1 har tagits fram för genomgående tubgenomföringar i ångdomar.
- Observerad spricktillväxt hos analyserad vägglåda ligger i linje med resultaten för domarna.
- Analys av tubböjar och inspända tuber visar att K_1 ökar signifikant med spricklängd/-djupfaktor. Ökningen kan beskrivas som logaritmisk. Både analyser och skadefall visar att denna faktor är hög (>20) hos samtliga tre undersökta tubgeometrier.
- Ovalitet och sprickdjup (1, 2 eller 3 mm) har en ökande inverkan på K_1 med större spricklängd/-djupfaktorer hos rörböjar. Ökningen är liten mellan 0 % och 10 % ovalitet, vilket inom de allra flesta böjarna ligger. För sprickdjup är ökningen betydligt större mellan 1 och 2 mm än mellan 2 och 3 mm.
- Tub med extra fena (vägg tub men infäst mellanvägg) och infästning av golv mot vägg ger liknande resultat som rörböjen. Inverkan av spricklängd/-djupfaktor och sprickdjup på K_1 är dock svagare.
- Skadefallsundersökningar visar att SICC ofta initieras från frätgropar. Hos inspända tuber bildas frätgropar längs spänningskoncentrationer. När de övergår i sprickbildning är sprickdjupet på en gång relativt stort

medförande spricktillväxthastigheter i paritet med vad som kan predikteras hos ångdomar.

- Med hjälp av tubprov och skadetålighetsanalys kan det avgöras om en viss geometri av inspända tuber eller rörböjar är känsliga för SICC. Baserat på framkomna projektresultat kan den återstående livslängden då beräknas.

8 Referenser

- [1] J. Storesund; Cyklisk drift av kraftvärmeverk, Värmeforskrapport 1025, Stockholm, december 2007.
- [2] J. Storesund; Förebyggande underhåll och livslängds-bedömning med avseende på cyklisk drift, Värmeforskrapport 1178, Stockholm, mars 2011.
- [3] H. P. Seifert; S. Ritter; "Strain-induced corrosion cracking behaviour of low-alloy steels under boiling water reactor conditions", *Journal of Nuclear Materials* 378, 2008, pp. 312 – 326.
- [4] J. Hickeling and D. Blind; Strain induced corrosion cracking of low alloy steels in LWR systems – Case histories and identification of conditions leading to susceptibility, *Nuclear Engineering and Design* 91 (1986) 305-330.
- [5] E. Lenz and N. Wieling; Strain induced corrosion cracking of low alloy steel in LWR systems – Interpretation of susceptibility by means of a three dimensional (T, i, dissolved oxygen) diagram, *Engineering and Design* 91 (1986) 331-344.
- [6] G. Lüdenbach, H. H. Reichel, D Küster; Wiederkehrende Prüfkonzepte im Hinblick auf Schädigungen durch dehnungsinduzierte Risskorrosion (DRK), VGB Powertech, http://www.vgb.org/werksto_abor.html, 2009.
- [7] W. Huijbregts, R. Leferink; "Influence of steel composition on strain induced corrosion cracking and other types of corrosion", *Anti-Corrosion Methods and Materials* 53/1 (2006) pp. 3-11.
- [8] H. P. Seifert; S. Ritter; "Review and Assessment of SCC Experiments with RPV Steels in Oskarshamn 2 and 3 (ABB Report SBR 99-020). SKI report 2005.61, November 2005.
- [9] H. Diem, H. Gertkemper; Selektive Rohrleitungssanierung durch interdisziplinären Einsatz von Schadensanalyse, Finite Elemente Berechnung und Zerstörungsfreie Prüfung, *MPA Jahresbericht* 2002.
- [10] F. P. Ford; Stress corrosion of carbon and low alloy steels, Appendix B.8, NUREG/CR-6923 BNL -NUREG-77111-2006.
- [11] P. Dillström, M. Bergman, B. Brickstad, W. Zang, I. Sattari-Far, G. Sund, P. Andersson, L. Dahlberg, F. Nilsson; "A combined deterministic and probabilistic procedure for safety assessment of components with cracks - Handbook", SSM Report 2008:01, Swedish Radiation Safety Authority, SSM, 2008.
- [12] E. Holmberg; Analysmetoder för rörsystem LIU-IEI-TEK-A-08/00481-SE, Linköping november 2008.
- [13] H. P. Seifert; Literature survey on stress corrosion cracking of low alloy steels in high temperature water.
- [14] Zang, et.al.; Role of pits on corrosion fatigue of offshore structural steel, *Chin. J. Met. Sci. Technol.*, Vol. 8, 1992.
- [15] M. Hellman; Handbok i vattenkemi, utgåva 2015, Energiforsk projekt M12-217, för publicering.

9 Beteckningar

ECP	Elektrokemisk korrosionspotential
FEM	Finita elementmetoden
K_1	Spänningsintensitet i modus 1, där modus 1 betecknar spänningsriktningar som vill öppna upp en defekt, spricka eller anvisning
SCC	Spänningskorrosionssprickning (stress corrosion cracking)
SICC	Töjningsinducerad korrosionssprickning (strain induced corrosion cracking)
UT	Ultraljudprovning

10 Bilaga 1 Lösningar av K_1 för olika geometrier, spricklängd/-djupförhållanden och sprickdjup.

10.1 TUBBÖJ 90°, 63,3 X 6,3 MM, 112 BAR, 320°C

Ovalitet [%]	Sprickdjup [mm]	Spricklängd [mm]	Ratio [-]	K_1 [MPa sqrt(m)]
0	1	2	2	5,18
0	1	6	6	7,79
0	1	20	20	9,07
0	2	4	2	5,95
0	2	12	6	9,77
0	2	40	20	12,85
0	3	6	2	5,76
0	3	18	6	10,90
0	3	60	20	16,62
10	1	2	2	6,23
10	1	6	6	9,38
10	1	20	20	10,98
10	2	4	2	6,90
10	2	12	6	11,37
10	2	40	20	15,03
10	3	6	2	6,36
10	3	18	6	12,26
10	3	60	20	18,83
20	1	2	2	7,25
20	1	6	6	10,86
20	1	20	20	12,65
20	2	4	2	7,80
20	2	12	6	12,85
20	2	40	20	16,99
20	3	6	2	6,92
20	3	18	6	13,53
20	3	60	20	20,83

10.2 ANSLUTNING AV MELLANVÄGG MOT SIDOVÄGGSTUB, 63,3 X 6,3 MM, 112 BAR, 320°C

Sprickdjup [mm]	Spricklängd [mm]	Ratio [-]	K ₁ [MPa sqrt(m)]
1	2	2	5,12
1	6	6	7,23
1	20	20	8,28
2	4	2	5,64
2	12	6	8,86
2	40	20	10,93
3	6	2	5,35
3	18	6	9,43
3	60	20	13,26

10.3 ANSLUTNING AV SIDOVÄGG MED FILLER BLOCKS MOT GOLV , 63,3 X 6,3 MM, 112 BAR, 320°C

Sprickdjup [mm]	Spricklängd [mm]	Ratio [-]	K ₁ [MPa sqrt(m)]
1	2	2	5,29
1	6	6	7,83
1	20	20	8,86
2	4	2	6,35
2	12	6	9,66
2	40	20	11,29
3	6	2	6,56
3	18	6	10,42
3	60	20	12,99

KONSEKVENSER AV CYKLISK DRIFT – SICC

Under senare år har det blivit vanligare med mer frekventa starter och stopp för allt fler kraftvärmepannor. Detta beror på svängningar i elpris och utbyggnad av vindkraften vilket har medfört ett ökat behov av intermittent drift. Det innebär risk för en ökad frekvens av skador och att allvarliga haverier kan uppstå i komponenter som inte har haft problem med skador tidigare.

Det här är en fördjupade studie kring initiering och tillväxt av så kallad töjningsinducerad korrosionssprickning SICC, hos vattenberörda komponenter i pannor. Målet har varit att ta fram väsentligt förbättrade metoder för att förebygga underhåll och för att kunna bedöma den återstående livslängden för utsatta komponenter i anläggningar som utsätts för cyklisk drift.

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