

Forskning

Inflytande av sprickform vid spänningskorrosionsprovning

Lars Alverlind

Januari 2004

SKI perspektiv

Bakgrund och syfte

Interkristallin spänningskorrosion (IGSCC) har varit den i svenska kärnkrafts-anläggningar dominerande degraderingsmekanismen. Det har därför bedrivits en del forskningsarbete både i Sverige och i övriga världen för att bl.a. belysa de bakomliggande orsakerna samt bestämma de spricktillväxtlagar som skall gälla för olika material vid olika miljöer. I de flesta av dessa arbeten har man speciellt studerat hur olika parametrar påverkar spricktillväxthastigheter.

För att kunna fastställa tillförlitliga spricktillväxtlagar krävs data av tillräcklig hög kvalitet och i tillräcklig omfattning. SKI har varit ledande i arbete med att definiera begreppet datakvalité i detta sammanhang. Bland de problem som har uppmärksamats är exempelvis svårigheten att åstadkomma en s.k. rak sprickfront i provstavar tillverkade av svetsgods. Detta har medfört osäkerheter vid bestämning av den verkliga spricktillväxten och hur denna tillväxt skall mätas. Ett annat problem förknippat med ojämna sprickfronter är variationen i spänningsintensitetsfaktorn längs sprickfronten. En förutsättning för framtagning av ett tillförlitligt kriterium avseende tillåten ojämnhets i sprickfronten är att den ovannämnda variationen i spänningsintensitetsfaktorn är väl definierad.

Resultat

I det aktuella arbetet har man studerat hur uppkomsten av ojämna sprickfronter påverkar skattningen av de i den tillämpade tillväxtlagen ingående materialparametrarna C och n . Resultaten visar att denna ojämnhets inte påverkar skattningen av materialparametern n , medan skattningen av materialparametern C blir mycket känslig. Dessutom har man kunnat konstatera att skattningen av parametern C även påverkas av variationen i parametern n samt att det i denna studie redovisade resonemang gäller för hela spricktillväxtförloppet. Resultaten tyder således på att det ovannämnda fenomenet kan vara ett av skälen till den relativt stora spridningen i tillväxtdata.

Rapporten utgör ett bidrag till det pågående översyn av acceptanskriteria inom området spänningskorrosions spricktillväxthastighetsbedömningar. Resultaten av examensarbetet har väl uppfyllt SKI:s syfte med sitt stöd till författaren.

Projektinformation

Handledarna för examensarbetet har varit Jonas Faleskog, Institution för Hållfasthetslära, KTH, samt SKI:s handläggare Karen Gott.

SKI referens: 14.41-020710/02090

Forskning

Inflytande av sprickform vid spänningskorrosionsprovning

Lars Alverlind

KTH
Institutionen för hållfasthetslära
100 44 Stockholm

Januari 2004

Denna rapport har gjorts på uppdrag av Statens kärnkraftinspektion, SKI. Slutsatser och åsikter som framförs i rapporten är författarens/författarnas egna och behöver inte nödvändigtvis sammanfalla med SKI:s.

Abstract

During tests for estimation of material parameters in stress corrosion cracking, it is common that the growing crack obtain irregular shape. Pinning is an established name of one of the most common forms of irregular crack fronts but other types exists. Here three types of irregularities are identified and analyzed; pinning, nail shaped fronts and cracks propagated alongside the specimen boundaries.

It is well known that the surrounding chemistry is of uttermost importance for initiation and growth of stress corrosive cracking. Therefor a common test technique use a CT-specimen encapsulated in a chemical environment of relevance. The load on the specimen is adjusted to maintain a constant stress intensity factor, K_I . During these tests the load adjustment is based on crack depth measurements using the potential drop-technique, a method regarded to measure a geometric mean of the crack depth. Hence it is interesting to study how a technique described above, combined with irregular crack-fronts, affect the estimation of material parameters.

In this survey a model of a material test is created based on a simple model for the stress corrosion cracking. The irregular crack front is modelled using a parametric formula which enable the creation of cracks with a wide range of geometries. Finite element analysis of CT-specimens with these kind of crack fronts provide the raw-data for the study of the irregular fronts influence on the estimation of material parameters.

The results of the survey shows that the estimation of the material parameter n is not at all affected by irregular fronts. The estimation of the parameter C however, is clearly sensitive to the constitution of the crack-geometry.

The paper is written in Swedish.

Keywords

IGSCC, Stress Corrosion Cracking, Stress Intensity, Crack Propagation, Pinning,

Sammanfattning

Vid bestämning av materialparametrarna i den spänningskorrosiva tillväxtlagen är det vanligt att ojämnheter i sprickfronten uppkommer. Ojämnheterna yttrar sig som att delar av sprickfronten växer medan fronten i övrigt inte växer alls. Vanliga utseenden kan karaktäriseras som utpräglad tumnagelform, spricktillväxt längs provstavskanterna eller så kallad "pinning", dvs att enstaka fingrar växer ut från sprickfronten.

Det är välkänt att den kemiska omgivningen är av avgörande betydelse för såväl initiering som tillväxt av spänningskorrosionssprickning. En vanlig testmetod är därför att låta en CT-provstav, innesluten i en noggrant reglerad kemisk miljö, belastas för att hålla spänningsintensitetsfaktorn K_I konstant. Belastningen ljusteras under testet genom sprickdjupetsmätningar med den så kallade potential drop-metoden. En metod som anses ge ett geometriskt medelvärde på sprickdjupet. Intressant är därför att studera hur denna typ av testmetod inverkar på skattningen av materialparametrarna.

I denna studie skapas en testmodell som utgår från en enkel form av tillväxtlag. Under testet antas att kraftregleringen, i syfte att hålla K_I konstant, styrs av det med potential drop-metoden uppmätta sprickdjupet. Användandet av en parametriserad sprickfrontsfunktion gör det möjligt att skapa numeriska testserier för olika former av fronter genom finita element-analyser. Utifrån resultaten från dessa FE-analyser kan olika sprickformskaraktärers inverkan på materialparameterskattningen utredas.

Resultatet av analysen visar att skattningen av parametrarna n inte påverkas av sprickfrontens ojämnheter. Däremot är skattningen av parameteran C känslig för hur sprickfronten är beskaffad.

Innehållsförteckning

1. Inledning	5
1.1 Bakgrund	5
1.2 Problembeskrivning	5
1.3 Mål	5
2. Problemformulering	6
2.1 Teori och grundantaganden för normaltestet	6
2.2 Antaganden för normaltestet	6
2.3 Verkligt test med ojämn sprickfront	7
3. Modellering	9
3.1 Parameteriserad modell av ojämn spricktillväxt	9
3.2 Pinningkollaps	10
3.3 Alternativ metod för sprickdjupsindikering	10
4. Numerisk analys	11
4.1 Analysmetodik	12
4.2 Numerisk resultatbehandling	13
5. Resultat	13
5.1 Typfall 1	15
5.2 Typfall 2, varierande m	16
5.3 Typfall 3, varierande λ	17
5.4 Kantspricka	18
5.5 Komplians	18
6. Summering av resultaten	20
7. Diskussion	21
8. Referenser	22

1. Inledning

1.1 Bakgrund

Inom kärnkraftindustrin är olika typer av materialdegenerering vanligt förekommande. Exempel på sådana fenomen, orsakade av en kombination av mekaniska och kemiska effekter är allmän korrosion, spänningskorrosion, bestrålningsinducerad spänningskorrosion och erosionskorrosion.

Spänningskorrosion förekommer i två varianter, interkristallin och transgranulär spänningskorrosion, vanligtvis förkortade med IGSCC (Intergranular stress corrosion cracking) respektive TGSCC (Transgranular stress corrosion cracking). IGSCC är den i svenska kärnkraftsanläggningar vanligast förekommande degraderingsmekanismen. För denna typ av sprickning anses sulfater och klorider vara de mest aggressiva föroreningarna, sett ur såväl initierings- som tillväxtpunkt. Dessutom har försök påvisat en korrelation mellan spänningskorrosion och elektrokemisk potential (ECP). Tillskott av vätgas, så kallad vätekemi, reducerar ECP och minskar risken för spänningskorrosionssprickning under förutsättningarna att sulfat- och kloridhalterna är tillräckligt låga. Detta sker dock till priset av att risken för ökad erosionskorrosion eller ökande strålningfält i turbinanläggningen [1].

De stränga kemikrav som tillämpas vid de svenska anläggningarna anses ha reducerat förekomsten av denna typ av sprickning till en relativt begränsad nivå men fenomenet kan inte helt elimineras. För att uppskatta hur snabbt en uppkommen spricka växer tillämpas brottmekaniska tillväxtlagar. I dessa tillväxtlagar ingår materialparametrar vilka starkt beror av den kemiska miljön materialet omgärdas av. Materialparametrarna skattas genom tester i en miljö som så långt som möjligt efterlikar den verkliga arbetsmiljön för konstruktionsmaterialet [1].

1.2 Problembeskrivning

En vanlig metod vid bestämning av materialparametrar för spänningskorrosionssprickning är att låta en CT-provstav av materialet inneslutas i en önskvärd miljö. Under provtiden belastas provstaven med konstant last, alternativt varierar belastningen för att hålla spänningsintensitetsfaktorn, K_I , konstant. Vid provning med konstant K_I måste kraften justeras efter sprickdjupet, vilket mäts med den så kallade "potential drop"-metoden. Potential drop-metoden är en elektrisk mätmetod som mäter spänningsfallet över provstaven genom sprickplanet och anses ge ett geometriskt medelvärde av sprickdjupet. När testet är klart bryts provstaven upp och sprickan som genererats genom spänningskorrosion kan mätas upp [2].

Vid testerna är det vanligt att sprickfronten inte växer jämt över provstavens bredd utan att vissa delar växer snabbare än andra. Sett i sprickplanet kan det liknas vid att sprickfronten antar olika grader av vågighet. Ett karaktäristiskt fenomen är så kallad "pinning" vilket innebär att ett fåtal "fingrar" växer ut. Denna vågighet är inte önskvärd och leder till att testresultaten blir mycket svårutvärderade eller, i värsta fall, att de måste förkastas. Orsakerna till uppkomsten av de vågiga fronterna utreds inte i denna rapport men kan exempelvis bero på lokala materialinhomogeniteter som gör vissa områden av materialet mer eller mindre känsliga för den omgivande miljön. Däremot studeras vilka effekter sprickfrontens vågighet kan ge vid denna typ av tester för tillväxtparameterskattning.

1.3 Mål

Det är således intressant att studera effekterna av en analysmetodik som utgår ifrån att spricktillväxten sker med en rak sprickfront när fronten i själva verket ofta är ojämn. Målsättningen i detta arbete är i första hand att finna en modell som ger information om storleksordningen av det skattningsfel som uppkommer vid framtagning av materialparametrarna i den spänningskorrosiva spricktillväxtlagen.

2. Problemformulering

För att studera hur uppkomsten av vågiga sprickfronter påverkar skattningen av materialparametrarna skapas en modell av hur en sådan testmetod skulle kunna fungera. Modellen är en vidareutveckling av hur ett normalt test utförs.

2.1 Teori och grundantaganden för normaltestet

Den enklaste modellen för att beskriva spänningskorrosionsdriven utmattningsspricktillväxt ges av uttrycket

$$\frac{da}{dt} = C \left(\frac{K_I}{K_0} \right)^n \quad (1)$$

där C anger tillväxthastigheten för $K_I = K_0$. Materialparametrarna C och n beror av material och den miljö strukturen verkar i [4]. Under de aktuella förhållandena verkar framförallt miljön ha ett stort inflytande på C och n [1].

2.2 Antaganden för normaltestet

Ett normalt test utförs på CT-provstavar under konstant K_I -belastning, se Figur 1(a). Praktiskt utförs ett sådant test genom att lasten kontinuerligt ändras (sänks) i takt med att sprickan växer. Aktuell spricklängd uppdateras genom mätningar med potential drop-metoden. De samband som används för att kontinuerligt korrigera lasten är baserade på att initiell sprickfront är rak samt att sprickan under testet växer med bibehållen rak front, se Figur 1(a). Dessutom antas att K_I är konstant utmed sprickfronten, vilken ges av

$$K_I(t) = \frac{P(t)}{B\sqrt{W}} f^{2D}\left(\frac{a(t)}{W}\right). \quad (2)$$

Givet dessa förutsättningar, kan aktuell last beräknas som funktion av spricktillväxt under testet enligt

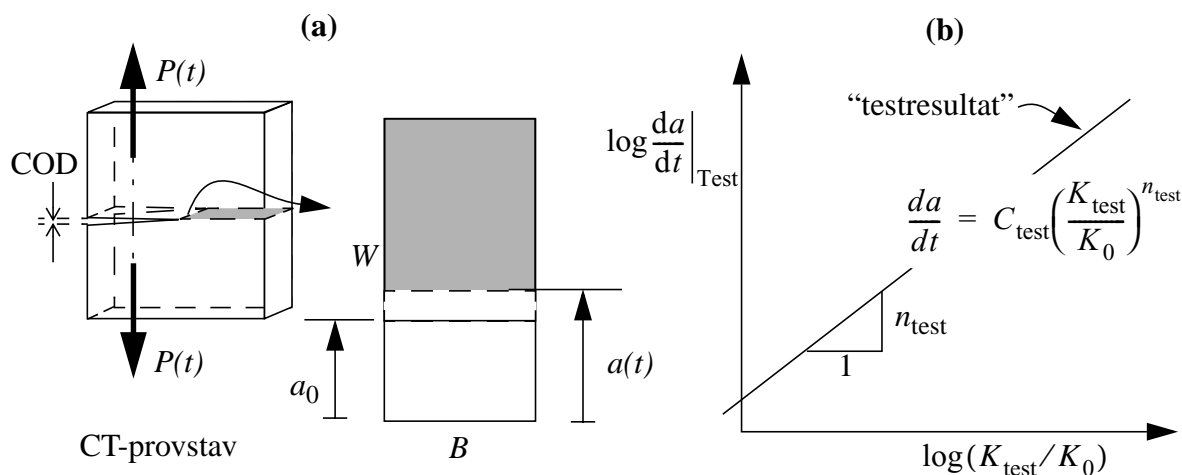
$$P(t) = \frac{B\sqrt{W}K_{\text{test}}}{f^{2D}\left(\frac{a(t)}{W}\right)}, \quad f^{2D}\left(\frac{a(t)}{W}\right) = \frac{2 + \frac{a(t)}{W}}{\left(1 - \frac{a(t)}{W}\right)^{3/2}} \left[\beta_0 + \sum_{i=1}^{i=M} \beta_i \left(\frac{a(t)}{W}\right)^i \right]. \quad (3)$$

Koefficienterna β_i presenteras i kapitel 5 nedan.

Efter avslutat test som pågått under tiden T uppmäts medelspricktillväxten $\overline{\Delta a}$. Spricktillväxthastigheten i medeltal fås som

$$\left. \frac{da}{dt} \right|_{\text{Test}} = \frac{\overline{\Delta a}}{T}. \quad (4)$$

För att bestämma materialparametrarna genomförs ett antal test för olika värden av K_{test} . Ett överskådligt sätt att presentera testresultaten är sedan att plotta dessa i diagrammet visat i Figur 1(b).



Figur 1.

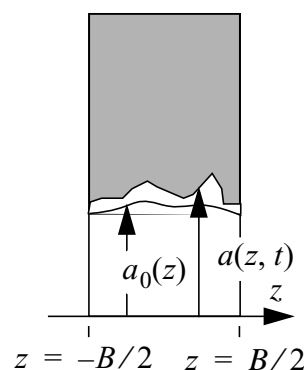
Materialparametrarna kan t.ex. bestämmas ur testresultaten m.h.a. linjär regressionsanalys, vilket ger skattningarna av C och n . Parameterskattningarna utifrån denna testmetod kallas här C_{test} och n_{test} .

2.3 Verkligt test med ojämn sprickfront

Tyvärr erhålls sällan initieellt raka sprickfronter från föruttmattningsproceduren och tillväxten är sällan lika stor genom provstavens tjocklek, vilket är illustrerat i Figur 2. Spänningsintensitetsfaktorn kommer att variera genom provstavens tjocklek samt med sprickans tillväxt enligt

$$K_I(z, t) = \frac{P(t)}{B\sqrt{W}} f^{3D}\left(\frac{a(z, t)}{W}\right). \quad (5)$$

Felet vid skattningen av materialparametrarna orsakade av en ojämn sprickfront kan uppskattas genom nedanstående modell. Modellen är baserad på följande tre antaganden.



Figur 2.

- (i) Spricktillväxt styrs av uttrycket

$$\frac{da}{dt} = C \left(\frac{K_I}{K_0} \right)^n, \quad (6)$$

där n och C är verkliga materialetparametrar.

- (ii) Sprickfronten ges av sambandet $a(z, t)$, d.v.s. spricktillväxten är förrutbestämd och ges av sambandet $\Delta a(z, t) = a(z, t) - a_0(z)$. Notera att $\Delta a(z, t)$ inte nödvändigtvis behöver vara den tillväxt som teoretiskt borde resultera av tillväxrtlagen given under (i), utan kan vara en följd av geometriska tvång.
- (iii) Kraften under spricktillväxten är styrd enligt

$$P(t) = \frac{B\sqrt{W}K_{\text{test}}}{f^{2D}\left(\frac{a_0 + \lambda\overline{\Delta a}(t)}{W}\right)}, \quad (7)$$

där $\overline{\Delta a}(t)$ anger det geometriska medelvärdet av spricktillväxten och λ är en parameter som är relaterad till den experimentella skattningen av spricktillväxten. Notera att för $\lambda = 1$ erhålls det geometriska medelvärdet. Realistiskt intervall är $0.5 \leq \lambda \leq 2$.

Spricktillväxt under testet fås genom insättning av (5) och (7) i tillväxtlagen (6) enligt

$$\frac{da}{dt} = CK_{\text{test}}^n \left(\frac{f^{3D}(a(z, t)/W)}{f^{2D}\left(\frac{a_0 + \lambda\overline{\Delta a}(t)}{W}\right)} \right)^n. \quad (8)$$

Medelvärdet av spricktillväxten över provstavens tjocklek blir

$$\frac{d\bar{a}}{dt} = CK_{\text{test}}^n \left(\frac{F^{3D}(a(t)/W)}{f^{2D}\left(\frac{a_0 + \lambda\overline{\Delta a}(t)}{W}\right)} \right)^n \quad (9)$$

där

$$\frac{d\bar{a}}{dt} = \frac{1}{B} \int_{-B/2}^{B/2} \frac{da}{dt} dz \quad \text{och} \quad F^{3D}(a(t)/W) = \left(\frac{1}{B} \int_{-B/2}^{B/2} (f^{3D}(a(z, t)/W))^n dz \right)^{\frac{1}{n}}. \quad (10)$$

Antag att testet pågår under tiden T . Medelvärdesbilda (9) över tidsintervallet $0 \leq t \leq T$, vilket ger

$$\frac{\overline{\Delta a}}{T} = C\phi_n K_{\text{test}}^n, \quad (11)$$

där

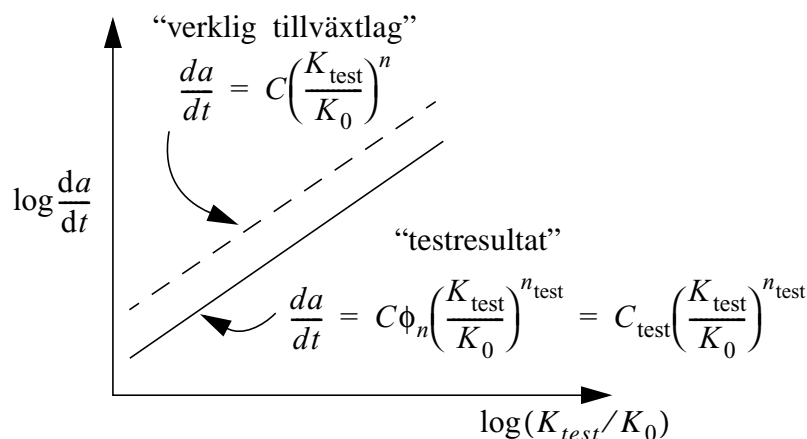
$$\frac{\overline{\Delta a}}{T} = \frac{1}{T} \int_0^T \frac{d\bar{a}}{dt} dt \quad \text{och} \quad \phi_n = \frac{1}{T} \int_0^T \left(\frac{F^{3D}(a(t)/W)}{f^{2D}\left(\frac{a_0 + \lambda\overline{\Delta a}(t)}{W}\right)} \right)^n dt. \quad (12)$$

Notera att vänsterledet i ekvation (11) motsvarar den i testet uppmätta spricktillväxthastigheten given i Ekv. (4). Alltså relationen mellan de ur testet skattade parametrarna, C_{test} och n_{test} , och de verkliga, d.v.s. C och n , fås genom identifikation mellan Ekv. (11) och resultatet av testet visat i Figur 1(b). Identifikation leder till följande samband

$$n_{\text{test}} = n, \quad (13)$$

$$C_{\text{test}} = C\phi_n \quad \Rightarrow \quad C = \frac{C_{\text{test}}}{\phi_n}. \quad (14)$$

Intressant är att notera från ekvation (13) att den ojämna sprickformen ej påverkar skattningen av exponenten n . Däremot skiljer sig C_{test} från det verkliga C beroende på värdet av ϕ_n . Nedan presenteras en parameteriserad modell av $a(z, t)$ och beräkningar av ϕ_n för ett antal intressanta fall. För fallet $\lambda = 1$ och låga värden på n är trenden att $\phi_n < 1$, d.v.s. C_{test} är alltså en underskattning av det verkliga C , vilket illustreras i Figur 3 nedan.



Figur 3.

3. Modellering

Uppbrutna provstavar efter avslutat test uppvisar stor variation i sprickfrontens utseende men några framträdande grupper kan inte identifieras.

Utöver den vanligt förekommande vågigheten finns de enstaka topparna, dvs att endast ett eller några fingrar har växt ut. Dessutom återfinns många fall av kantsprickor där sprickan huvudsakligen propagerat längs någon av, eller båda provstavens fria sidor. I denna studie har störst vikt lagts vid det beteende där delar sprickfronten växer ut till fingrar, så kallad "pinning".

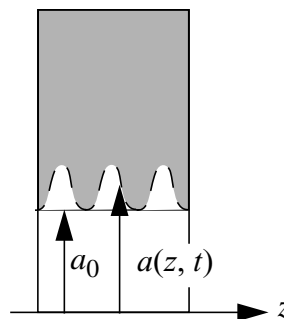
3.1 Parameteriserad modell av ojämn spricktillväxt

En parameteriserad modell av $a(z, t)$ enligt Figur 4 ger möjlighet till att efterlikna flera vanligt förekommande sprickfrontsformer.

Figur 4. Parameteriserad modell av spricktillväxt under ett test, där spricktillväxten varierar enligt

$$a(z, t) = a_0 + \Delta a(t) \left(1 + \cos\left(\frac{2m\pi z}{B}\right) \right), \quad (15)$$

där m anger antalet "sinusvågor" utmed fronten.



En intressant delresultat av ovanstående modell av det sk. "pinning"-fenomenet är att maximal spricktillväxt, med bibehållen pinning-form kan beräknas. En kort beskrivning följer nedan.

3.2 Pinningkollaps

Antag att maximal tillväxt till följd av spänningskorrosion ges av att $K_{I,\max} \leq K_{Ic}$. Antag vidare att testet utförs så att

$$K_I(t) = \frac{P(t)}{B\sqrt{W}} f^{2D}(a(t)) = K_{\text{test}} = \text{konstant} \quad (16)$$

Den parameteriserade modellen ger

$$K_I(z, \Delta a) = \frac{P(t)}{B\sqrt{W}} f^{3D}(a(z, t)) = K_{\text{test}} \frac{f^{3D}(a_0 + \Delta a h(z))}{f^{2D}(a_0 + \lambda \Delta a)} = K_{\text{test}} g(z, \Delta a) \quad (17)$$

där

$$h(z) = 1 + \cos\left(\frac{2n\pi z}{B}\right). \quad (18)$$

Maximera $g(z, \Delta a)$ med avseende på z och kalla maxvärdet $g(\Delta a)|_{\max}$. Maximalt Δa erhålls därefter ur sambandet $K_{\text{test}} g(\Delta a)|_{\max} = K_{Ic}$ som

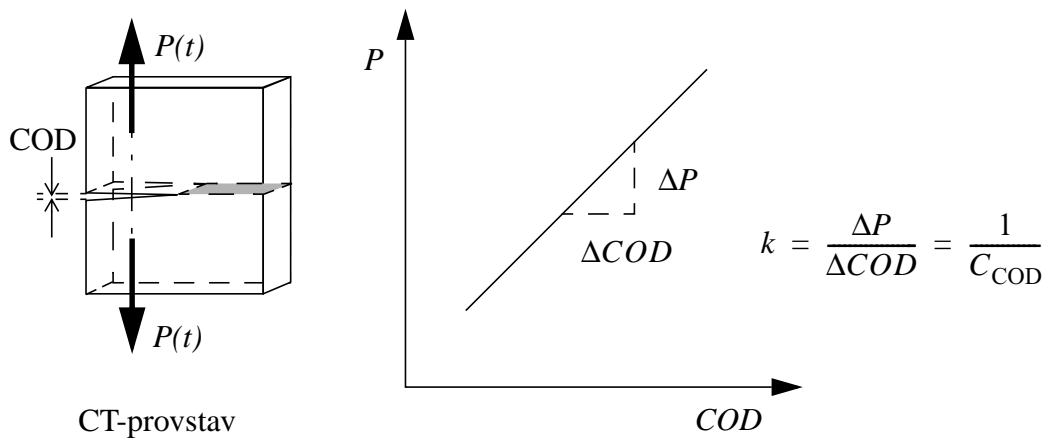
$$\Delta a|_{\max} = g^{-1}\left(\frac{K_{Ic}}{K_{\text{test}}}\right)\bigg|_{\max} \quad (19)$$

Här är $g^{-1}\left(\frac{K_{Ic}}{K_{\text{test}}}\right)\bigg|_{\max}$ inversfunktionen av $g(\Delta a)|_{\max}$.

3.3 Alternativ metod för sprickdjupsindikering

Potential drop-metoden är, som tidigare nämnts den gängse metoden för att mäta sprickdjupet vid spänningskorrosionstester. Compliansmetoden är en annan metod att mäta sprickdjup som anses vara mer exakt än potential drop-metoden [5] vilken är vanlig vid konventionell utmattningsprovning. Eftersom provstavens eftergivlighet ökar i takt med att sprickan växer sig djupare är det möjligt att utifrån mätningar av spricköppnandet beräkna hur djup sprickan är.

På en CT-provstav är det vanligt att mäta *COD* ("Crack Opening Displacement"), dvs hur spricköppningen ändras, se Figur 6, och sedan relatera denna till den pålagda kraften, P . Ett vanligt sätt att åskådliggöra förhållandet är att plotta kraften som funktion av *COD* enligt Figur 5.

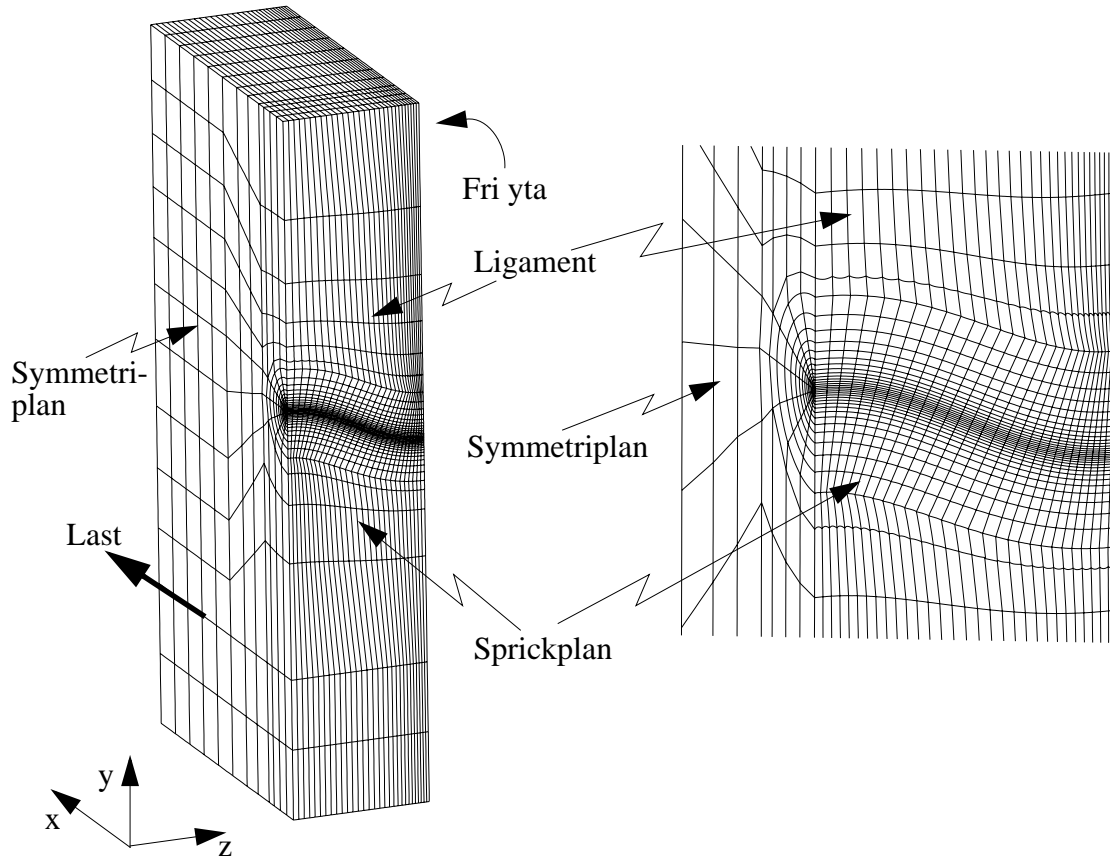


Figur 5.

Ur denna graf kan nu provstavens komplians, C_{COD} , bestämmas som inversen av lutningen, k , hos kurvan. För en CT-provstav beror kompliansen, förutom av B och W framförallt av sprickdjup a och elasticitetsmodulen E , med andra ord $C_{COD} = C_{COD}(a, E)$. Med kompliansen fastställd för en viss lastnivå är det sedan möjligt att “baklänges“ beräkna sprickdjupet i provstaven.

4. Numerisk analys

Genom att utnyttja symmetrivillkor är det möjligt att endast utföra finita element-analysen på en kvarts CT-provstav. För varje val av a_0 , m och Δa konstrueras, med programmet Mesh3D [3], en FE-modell av en CT-provstav för Abaqus 5.8. I första steget görs en tvådimensionell analys, därefter mappas en cylinder runt sprickan som är krök enligt variabeln m . När den vågiga cylindern är klar skapas den återstående CT-provstaven utifrån denna vilket kan ses i Figur 6. Genom användandet av den böjda cylindern skapas ett område kring sprickan med välformade element vilket är optimalt för en noggrann utvärdering av K_I .



Figur 6. FE-modell av en provstav med $m=1$.

Resultaten från FE-analysen innehåller normerade värden för spänningsintensitetsfaktorn K_I för varje nod samt det elementmedelvärdesbidade värdet, här kallat f^{3D} . Utöver detta beräknas även den normerade kompliansen för sprickformen.

4.1 Analyismetodik

I ekvation (14) framgår att det är ϕ_n som ger information om hur stort felet kan bli vid skattningen av C om sprickfronten avviker från den önskvärda raka formen. Utifrån FE-resultat beräknas ϕ_n enligt nedanstående typfall. Typfallen är framtagna för att illustrera de vanligast förekommande sprickfrontsutseendena och därmed ge information om hur ovissheten av form ska betraktas för att minska osäkerheten i testerna.

- (i) a_0 varieras
Här undersöks huruvida djupet av förutmattningssprickan påverkar skattningen. Det framkommer också om det är det absoluta djupet eller själva kurvformen som är viktigast att beakta.
- (ii) m varieras
 ϕ_n , och därigenom skattningen av C studeras för olika val av m i syfte att utvärdera om det finns något gemensamt drag för olika grad av vågighet.
- (iii) λ varieras
Parametern λ ändras för att undersöka inverkan av valet av mätmetod. Går det,

under testet, ljustera värdet av det uppmätta sprickdjupet för att eliminera inverkan av att sprickfrontsutseendet är okänt?

Förutom dessa tre typfall analyseras även kompliansen samt det särskilda fallet med “kantspricka”. Till följd av att symmetri utnyttjats i FE-modellen blir den modellerade kantsprickan också symmetrisk, det vill säga att spricktillväxt sker längs provstavens båda kanter.

Som referens beräknas även en serie sprickfronter med svag tumnagelform, d.v.s näst intill rak front. Syftet är att efterlikna det sprickfrontutseende som uppkommer vid konventionell utmattningsprovning.

Antag nu att en testserie kan utföras med ett antal olika värden på K_{test} så att serien blir en uppsättning fronter som beskrivs av funktionen (15). Antalet “sinusvågor” och testtiden T är alltså densamma för alla provstavsexemplar i serien. Antag vidare att spricktillväxten utfaller så att ökningen av K_{test} resulterar i en succesiv ökning av amplituden. På detta sätt skulle det vara möjligt att ta fram en uppsättning sprickfronter med ett amplitudspann motsvarande $0.000 \leq \Delta a/W \leq 0.060$ i steg om $\Delta a/W = 0.005$. Utifrån de värden på $f^{3D}(a(z, t)/W)$ som genereras av FE-analysen kan funktionen ϕ_n beräknas för en sådan testserie.

4.2 Numerisk resultatbehandling

Utdatafilen från FE-beräkningen i Abaqus innehåller diskreta värden för $f(a(z, t)/W)$ utmed sprickfronten. Värdena återges i två matriser; en med nodvärden samt en andra med elementmedelvärden. I analysen används den senare datamatrisen då medelvärdesbildningen i Abaqus anses vara mer än tillräckligt bra för ändamålet. Utöver dessa data finns även kompliansen för den aktuella CT-provstaven beräknad.

För en serie utförs den numeriska analysen enligt teorikapitlet ovan. För varje delsteg i serien bildas först $F^{3D}(a(t)/W)$ genom att integrera $f^{3D}(a(z, t)/W)$ över provstavsbredden. Därefter kan ϕ_n beräknas för något val av λ genom att medelvärdesbilda kvoten (12) över testtiden T . Materialparametern n ligger vanligtvis mellan 0.5 och 7 varför ϕ_n beräknas och plottas för intervallet $0 \leq n \leq 7$. Eftersom varje beräkning av ϕ_n innebär en division med värdet av $f^{2D}(a_0 + \lambda \overline{\Delta a})$ interpoleras ett fjärdegradspolynom enligt (3) fram ur FE-resultat från raka fronter. Detta är praktiskt då λ kan varieras mer fritt med denna metod.

5. Resultat

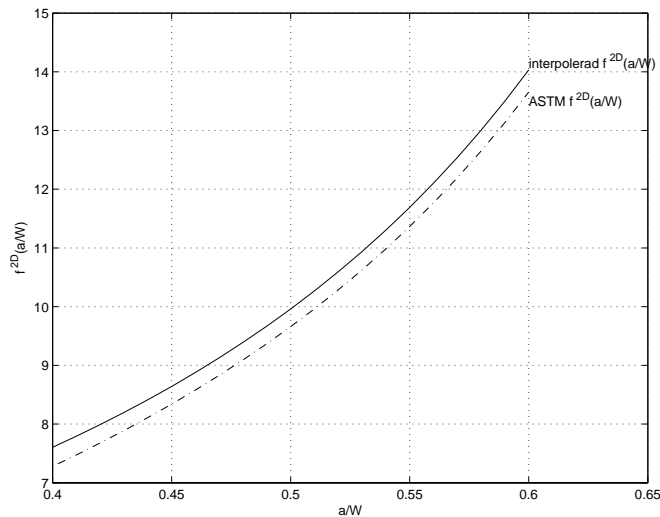
Resultaten från FE-beräkningarna efterbehandlas numeriskt och sammanställs i enlighet med typfallen. I diagrammen nedan visas den stegvis växande sprickfronten, de tillhörande värdena för $f^{3D}(a(z, t)/W)$ samt funktionen ϕ_n :s utseende för den aktuella sprickfrontsformen. För att underlätta utvärderingen är ambitionen att så långt som möjligt använda samma axelgradering. I vissa fall har detta inte varit möjligt då det bedömts att ett sådan åskådliggörande är alltför otydligt.

Interpolationen av ekvation (3) resulterar i β_i -värden enligt Tabell 1: Figur 7 visar en jämförelse mellan med den funktion som anges i ASTM:s standard [6] för en CT-provstav enligt (20), och den interpolerade funktionen. Skillnaden mellan ekvation (3) och (20) beror på hur kompliansen beräknats. För ekvation (3) har noggranna tredimensionella FE-analyser utförts.

Tabell 1:

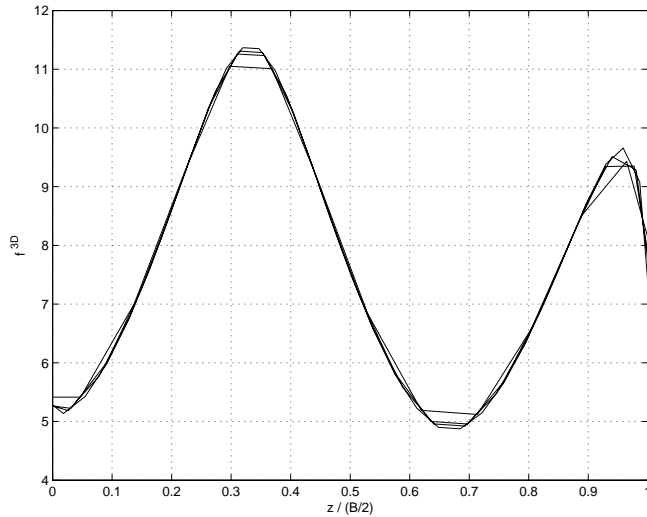
β_0	1,544
β_1	1,401
β_2	-7,275
β_3	10,145
β_4	-4,565

$$f_{ASTM}^{2D}\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{\left(2 + \frac{a}{W}\right)}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}} \left[0.886 + 4.64\left(\frac{a}{W}\right) - 13.32\left(\frac{a}{W}\right) + 14.72\left(\frac{a}{W}\right) - 5.6\left(\frac{a}{W}\right) \right] \quad (20)$$

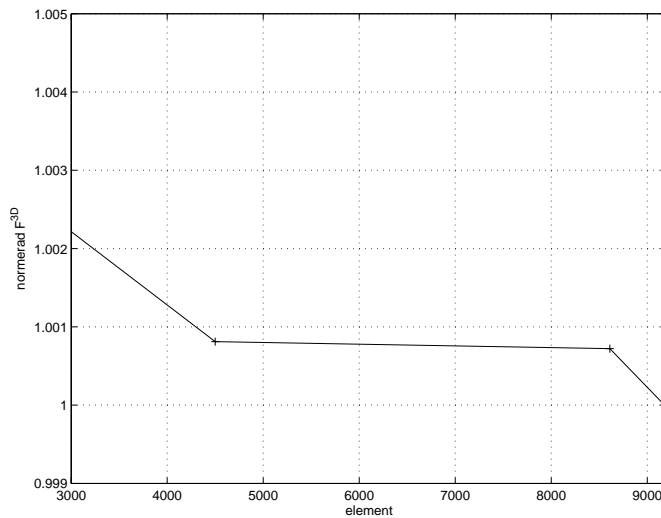


Figur 7. Interpolerad $f^{2D}(a/W)$ jämförd med ekvation 20.

En konvergensstudie i syfte att studera modellens tillförlitlighet utfördes genom FE-beräkningar på modeller med olika antal element. Här valdes att studera en geometri med $m = 3$, $a_0/W = 0.40$ och $\Delta a = 0.020$. I Figur 8 visas $f^{3D}(a(z)/W)$ för de olika diskretiseringsgraderna. Där framgår tydligt att ett ökat antal element i z -led ger ett bättre resultat för $f^{3D}(a(z)/W)$. Det största antalet element som ger de mest extrema värdena utmed sprickfronten, är den diskretiseringsnivå som så långt som möjligt använts i analysen. Figur 9 visar ett mot diskretiseringen normerat värde på F^{3D} (enligt ekvation (10) med $n=1$) som funktion av antalet noder. Här ses att redan ett förhållandevis grovt nät ger ett bra beräkningsresultat.



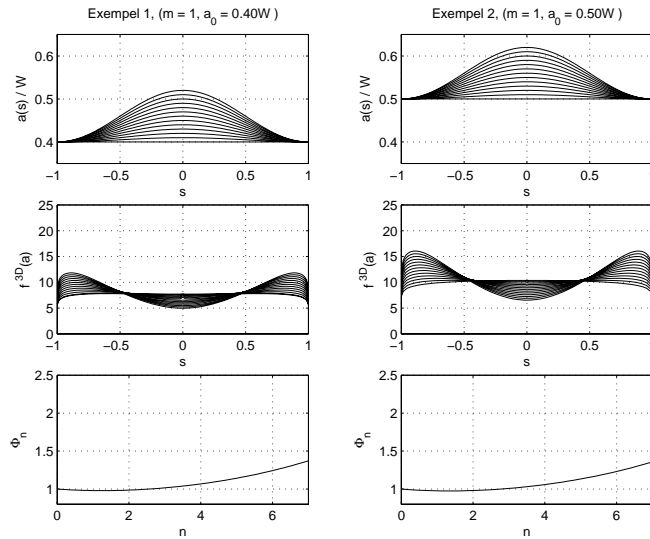
Figur 8. $f^{3D}(a(z)/W)$ för olika antal element i FE-analysen.



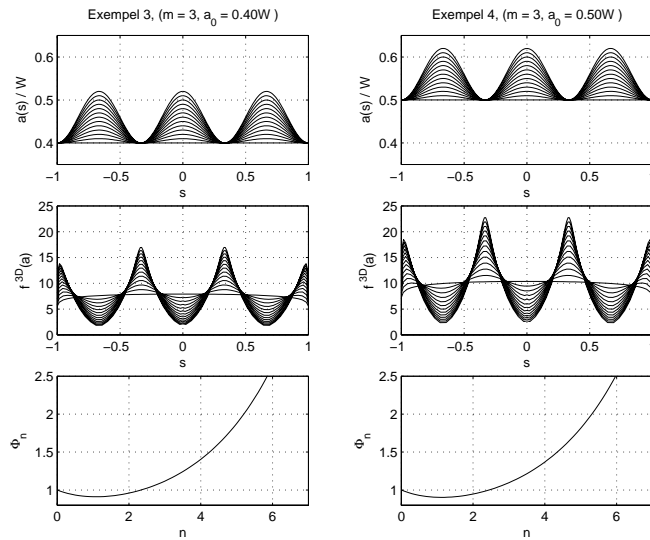
Figur 9. Normerad F^{3D} för ökande antal element.

5.1 Typfall 1

I typfall 1 studeras inverkan av det initiella sprickdjupet, a_0 , för två olika sprickformer. I Figur 10 visas i vänstra kolumnen resultaten associerade med ett initieellt sprickdjup av $a_0/W = 0.40$, och i den högra $a_0/W = 0.50$, för en tummnagelformad sprickfront där $m = 1$. Figur 11 återger motsvarande resultat för $m=3$. Den andra raden i figurerna visar hur f^{3D} varierar utmed den vågiga sprickfronten. Enligt tidigare motsvarar varje sprickdjupsnivå, med tillhörande f^{3D} -värden, ett provstasexemplar men här återges de i sammansatt form vilket kan ges av en successiv tillväxt. På den tredje raden framgår hur funktionen ϕ_n påverkas av n och λ , här återges dock endast funktionen för $\lambda = 1$.



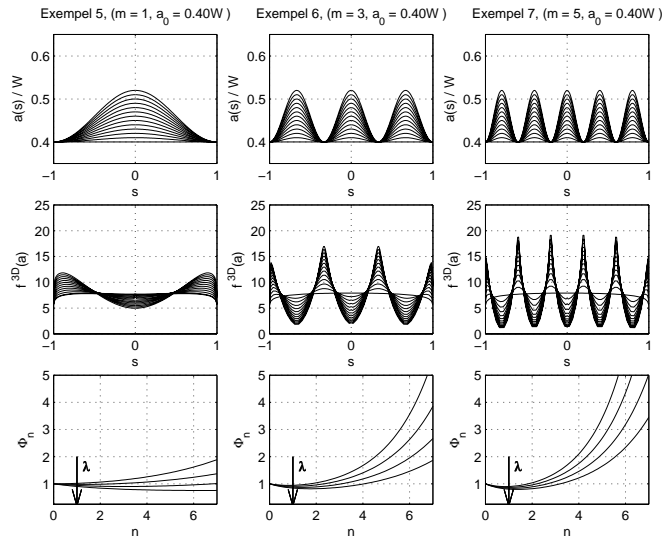
Figur 10. Sprickfront, f^{3D} och ϕ_n för $m = 1$ och varierande a_0 .



Figur 11. Sprickfront, f^{3D} och ϕ_n för $m = 3$ och varierande a_0 .

5.2 Typfall 2, varierande m

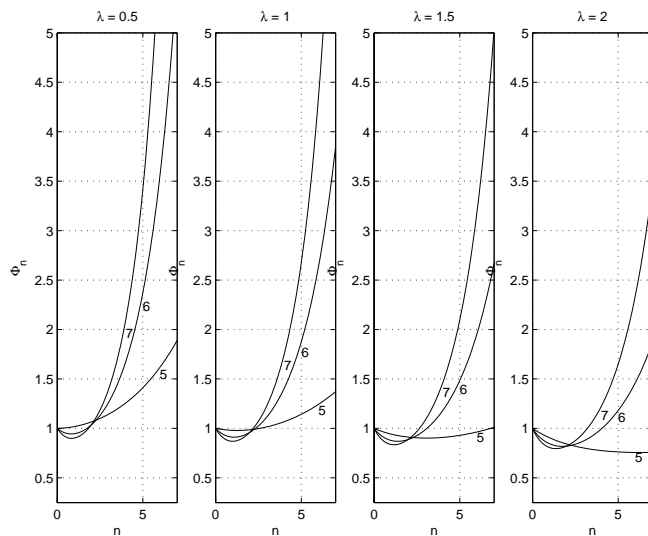
Figur 12 visar på liknande sätt som ovan diagram över FE-resultaten. Här är m varierat medan det initiella sprickdjupet hållits konstant, där $a_0/W = 0.40$. Den första kolumnen återger resultaten för $m=1$, andra kolumnen för $m=3$ och tredje $m=5$. I denna figur är funktionen ϕ_n ritad för fyra värden på λ , $0.5 \leq \lambda \leq 2$, något som vidareutvecklas under nästa avsnitt.



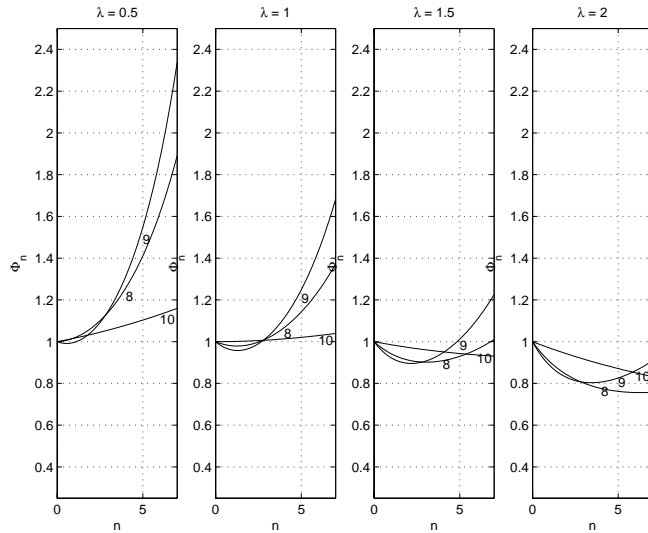
Figur 12. Sprickfront, f^{3D} och ϕ_n för varierande m .

5.3 Typfall 3, varierande lambda

Figurerna 13 och 14 visar samma resultat som visas på sista raden i figurerna 12 respektive 15. I de två kommande figurerna visas i samma graf ϕ_n för olika sprickfrontsformer med samma λ -värde. Detta för att tydliggöra formens inverkan på parameterskattningen.



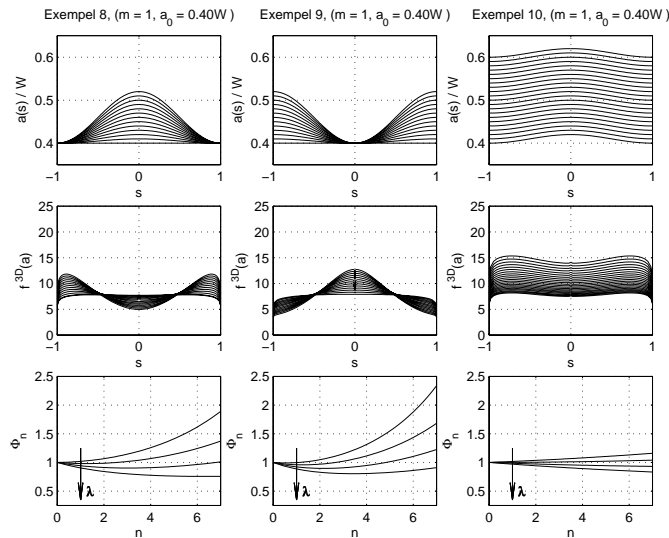
Figur 13. ϕ_n för $a_0 = 0.40W$, $m = 1, 2$ och 3 uppdelad på olika λ



Figur 14. ϕ_n för $a_0 = 0.40W$, $m = 1$ (1), kantspricka (2) och liten konstant amplitud (3); jämför Figur 15.

5.4 Kantspricka

I Figur 15, sett kolumnvis från vänster, redovisas resultaten från en spricktillväxt med tunnagelform ($m=1$) följt av spricktillväxt längs provstavens kanter och längst till höger en spricktillväxt där sprickformsfunktionen har konstant amplitud. Den sista kan liknas vid den form sprickfronten ofta antar vid konventionell utmattningsprovning.



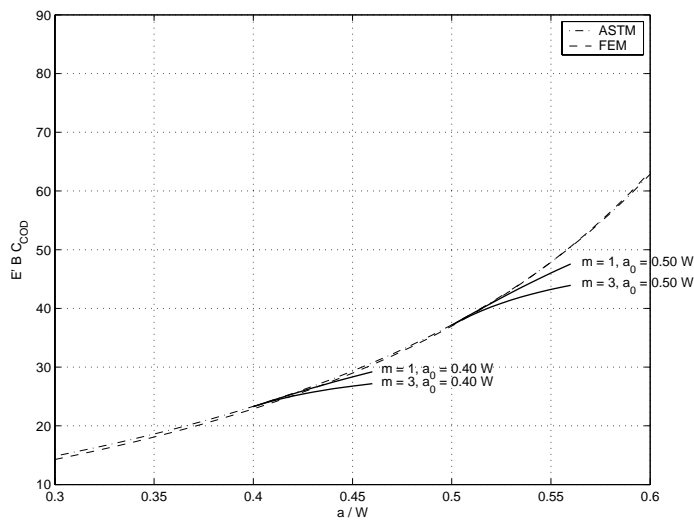
Figur 15. Sprickfront, f^{3D} och ϕ_n för $a_0 = 0.40W$ med $m = 1$, kantspricka och front med konstant amplitud.

5.5 Komplians

I figurerna 16, 17 och 18 visas kompliansen för några av spricktillväxterna ovan. I graferna motsvarar den streck-prickade linjen uttrycket i ASTM:s standard [7] för en CT-provstav enligt (21). Den långa streckade linjen är FE-resultatet för en rak sprickfront. Linjerna som böjer av nedåt är resultaten från FE-analyser av vågiga sprickfronter. Om $E' = E$, dvs att plant spänningstillstånd antas gälla, erhålls den bästa överensstämmelsen mellan ASTM-

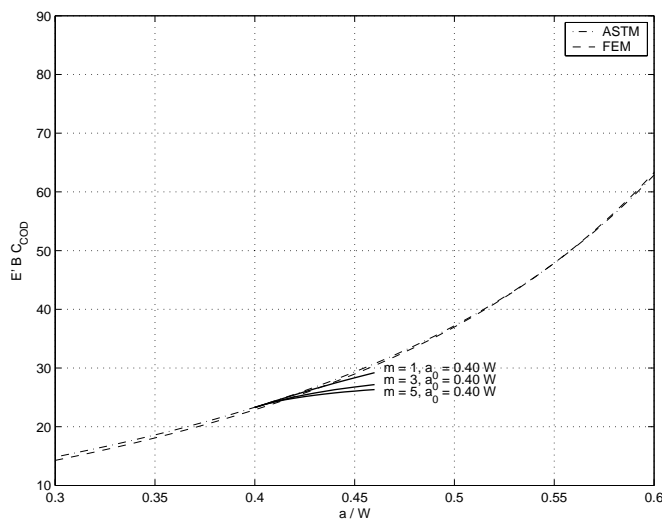
uttrycket och den beräknade kompliansen enligt figurerna nedan. Lagg märke till att skalan inte är lika i alla figurer, detta i syfte att tydliggöra det intressanta intervallet.

$$C_{\text{COD}} = \frac{1}{E'B} \left(\frac{W+a}{W-a} \right)^2 \left[2.1630 + 12.219 \left(\frac{a}{W} \right) - 20.065 \left(\frac{a}{W} \right)^2 - 0.9925 \left(\frac{a}{W} \right)^3 + 20.609 \left(\frac{a}{W} \right)^4 - 9.9314 \left(\frac{a}{W} \right)^5 \right] \quad (21)$$



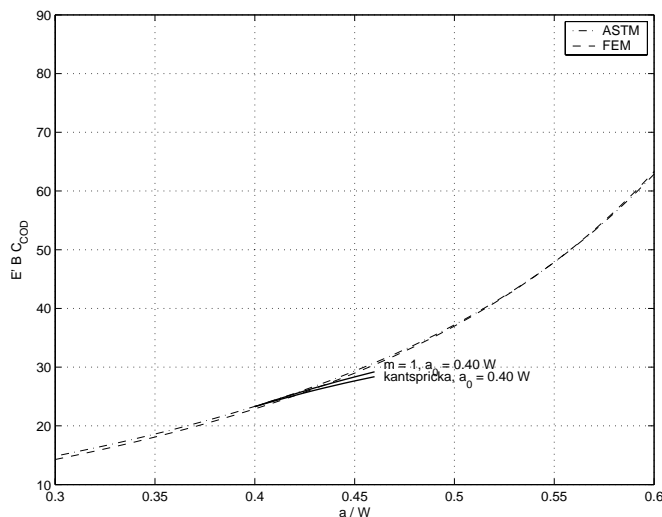
Figur 16. Komplians för $m = 1$ & 3 med olika initieellt sprickdjup.

De fyra avböjande linjerna i Figur 16 härrör från den spricktillväxt som visades i figurerna 10 och 11 i avsnittet Typfall 1. Det framgår tydligt att redan låga värden på amplituden i sprickformsfunktionen ger avvikelser från den raka fronten. Ett fenomen som tilltar med ökande initieellt sprickdjup och m .



Figur 17. Komplians för olika m med samma initieella sprickdjup.

Figur 17 återger kompliansen för de spricktillväxter som analyserades under Typfall 2. Det är här ännu tydligare att ett större antal fingrar (ökat m) markant sänker kompliansen hos provstyvet.



Figur 18. Jämförelse av kompliansen för kantspricka och sprickfront med $m = 1$.

Även spricktillväxt längs provstavs-kanten, redovisad i Figur 18, ger upphov till en lägre komplians än den tumnagelformade sprickfronten.

6. Summering av resultaten

Typfall 1, a_0 varieras

Ur plottarna av funktionen ϕ_n för olika val av a_0 är det uppenbart att det initiella sprickdjupet inte är av avgörande betydelse för parameterskattningen. Redan vid denna betraktelse är det tydligt att det är antalet vågtoppar som främst påverkar skattningen av C .

Typfall 2, m varieras

Antalet vågor, eller fingrar, är av mycket stor betydelse för skattningen av C . ϕ_n :s beteende för olika m är inte konsekvent vilket kan förklara varför verkliga parameterskattningar blir osäkra. Värdet på den skattade parametern n är också av stor betydelse då låga n kan ge ett $\phi_n < 1$ vilket innebär en underskattning av C , medan högre värden på n kan medföra att $\phi_n \gg 1$.

Typfall 3, λ varieras

Parameterskattningen är beroende av λ , d.v.s av metoden för att mäta sprickdjupet. Två huvudspår kan skönjas för ϕ_n ; kantsprickan beter sig på liknande sätt som sprickfronten med $m = 1$ och sprickfronter med $m > 1$ beter sig på likartat sätt. Ovissheten om sprickfrontens utseende kan dock aldrig utjämnas genom att exempelvis mäta toppvärdet av sprickdjupet. Visst blir skillnaden i ϕ_n för olika m mindre om $\lambda = 2$ men den är fortfarande tillräckligt stor för att skapa svårigheter vid utvärdering.

Kantspricka

ϕ_n för kantsprickan har ett beteende som väl liknar utseendet vid en tumnagelformad sprickfront, det vill säga med $m=1$. Särskilt för $n < 4$.

Kompliansen

Kompliansen för sprickfronter med utpräglad pinning avviker tydligt från både ASTM:s uttryck och den som beräknats för en rak front. Generellt gäller dock att en sprickdjupsmätning med kompliansmetoden skulle underskatta sprickdjupet.

7. Diskussion

Den här redovisade modellen för att studera konsekvenserna av ojämna sprickfronter under parameterskattningstester har med gott resultat påvisat svårigheterna i tillförlitliga skattningar. Sammanfattningsvis kan det konstateras att uppkomsten av pinning inte inverkar på skattningen av materialparameterna n i den enkla form av spänningskorrosiv tillväxtlag som antagits i denna studie. Däremot är skattningen av parametern C mycket känslig för sådana fenomen. Dessutom påverkas skattningen av C i hög grad av n ; höga värden på n ger ökad osäkerhet. Uppkomsten av pinning, här modellerad som förändringar i antalet vågtoppar, påverkar dramatiskt skattningen och det finns därför anledning att anta att detta fenomen är orsak till den stora spridning som praktiska parameterframtagningar uppvisar.

Experimentella resultat indikerar vanligtvis att tillväxten sker i två faser. I inledningsskedet av tillväxten är denna starkt beroende av K_I och parametern n antar här förhållandevis höga värden, $n > 0$. Den andra fasen uppvisar vanligen en tillväxthastighet närmast oberoende av K_I . Följaktligen närmar sig parametern n 0 under denna fas, dvs $n \rightarrow 0$. Det resonemang som redovisats i denna studie är således applicerbart på hela spricktillväxtförloppet.

8. Referenser

- [1] Karen Gott, *Miljödegradering och skadeutveckling*, SKI Rapport 94:26, Statens kärnkraftinspektion, Stockholm, 1994.
- [2] Lars G. Ljungberg, *Stress Corrosion Cracking of Alloys 600 and 182 in BWRs*, ABB Atom, Västerås, 1994.
- [3] Jonas Faleskog, *Mesh3D*, Hållfasthetslära, KTH, Stockholm, 2002.
- [4] Grahardus H Koch, *Stress-Corrosion Cracking and Hydrogene Embrittlement*, *ASM Handbook Vol. 19 1^{rst} edition*, 1996.
- [5] Fred Nilsson, *Fracture Mechanics - From Theory to Applications*, Hållfasthetslära, KTH, 2001.
- [6] ASTM E 399, *Test method for plane-strain fracture toughness of metallic materials*, *Annual Book of ASTM Standards*, Vol 03.01, American Society for Testing and Materials, West Conshohoken, Pa, 1998.
- [7] ASTM E 1737, *Standard test-method for J-integral characterization of fracture toughness*, *Annual Book of ASTM Standards*, Vol 03.01, American Society for Testing and Materials, West Conshohoken, Pa, 1998.
- [8] Lars G. Ljungberg, *Stress Corrosion Cracking of Alloys 600 and 182 in BWRs*, ABB Atom, Appendix B, 1994.
- [9] B. E. Wilde, *Stress-Corrosion Cracking*, *ASM Handbook Vol. 11 6th edition*, 1998.
- [10] Karen Gott, SKI PM 00:03, 2000.