

J. A. Veer

De transitie in scheurgroeiwijze bij vermoeiing
van aluminium 2024-T351 plaatmateriaal

Samenstelling: H.S. Blaauw

Begeleiding : ir. J. Zuidema

Verslag van een afstudeeronderzoek in het kader
van de opleiding tot metaalkundig ingenieur

Laboratorium voor Metaalkunde T.U. Delft

april 1987, Delft

Summary

It is well known that plate specimens of several metals and alloys, especially aluminium and aluminium alloys, show regions of fatigue crack fracture surface which are inclined at 45° to the plate surface. Frequently those regions are designated as "shear lips". A quantitative analysis is made of the factors which control the width of the shear lips which are found on fatigue crack surfaces of 2024-T351 aluminium alloy sheet material. Tests on 100 mm wide plates of this type alloy in air were performed for two plate thicknesses (6.0 mm and 10.3 mm) both under constant stress intensity and under constant stress amplitude cyclic loading. The results showed that if cracks were grown at constant ΔK the shear lips reached a steady-state width which depended only on ΔK_{err} . After the beginning of a test it takes some crack growth before an equilibrium state is reached. Both the steady state and non-steady state of shear lip development can accurately be described, by means of a proposed hypothesis which suggests a proportionality between the rate of shear lip development and the difference between the equilibrium shear lip width and the momentary shear lip width. The results obtained in the constant ΔK tests are used to explain quantitatively by the instrumentality of an incremental method the development of shear lips under constant stress amplitude cyclic loading. Also an attempt is made to correlate semi-quantitatively the measured decrease in crack growth rate with the shear lip width during shear lip development at constant ΔK loading.

Lijst van gebruikte symbolen

a	:	de scheurlengte ten opzichte van het centrum van de plaat
a_{comp}	:	de via potentiaalvalmeting verkregen aan de stuurcomputer aangeboden waarde van scheurlengte
a_{opt}	:	de optisch bepaalde waarde van scheurlengte
a_0	:	de startwaarde van de scheurlengte
c	:	de instelsnelheidsfactor
K	:	de spanningsintensiteitsfactor
ΔK	:	de grootte van de cyclische variatie van K
ΔK_{corr}	:	de voor scheursluiting met behulp van de Elberrelatie gecorrigeerde waarde van ΔK
N	:	het aantal vermoeiingswisselingen
P	:	de opgelegde kracht
Q	:	correctiefactor
R	:	de R-ratio $R = P_{min}/P_{max} = \sigma_{min}/\sigma_{max} = K_{min}/K_{max}$
σ	:	de nominale spanning
$\Delta \sigma$	:	de grootte van de cyclische variatie van σ
$\sigma_{0.2}$	:	de 0.2% rekgrens
t	:	de plaatdikte
t_s	:	de shear lip-breedte
t_{eq}	:	de evenwichtswaarde van de shear lip-breedte
t_0	:	de startwaarde van de shear lip-breedte
V_d	:	de potentiaal over de dummy
V_s	:	de potentiaal over de scheur
W	:	de breedte van de proefplaat
y	:	de afstand tussen de aansluitpunten ten behoeve van de potentiaalvalmeting
y_i	:	het verschil tussen de berekende waarde van t_s en de voor het i -de meetpunt gemeten waarde van $t_{s,i}$

subscripten

min	:	de minimale waarde van een interval
max	:	de maximale waarde van een interval
eq	:	een evenwichtstoestand

superscripten

v	:	in het vergrote beeld
-----	---	-----------------------

Inhoudsopgave

1.	Kader en redenen	3
2.	Theorie en literatuur	4
2.1.	Inleiding en beknopt literatuuroverzicht	4
2.1.1.	Het fenomeen van transitie in scheurgroeiwijze bij vermoeiing	4
2.1.2.	De transitie in scheurgroeiwijze besturende vermoeiingsbelastingparameters	5
2.1.3.	Mechanistische aspecten van de transitie in scheurgroeiwijze	6
2.1.4.	Het effect van de transitie in scheurgroeiwijze op de vermoeiingsscheurgroeisnelheid	7
2.2.	Definitie van grootheden	7
2.3.	Eigen hypothesen	9
2.3.1.	De shear lip-breedte ontwikkeling onder constante ΔK_{eff} vermoeiingsbelasting	9
2.3.2.	Het verloop in scheurgroeisnelheid tijdens de transitie in scheurgroeiwijze onder constante ΔK_{eff} vermoeiingsbelasting	10
3.	Meetmethodiek en proefomstandigheden	12
3.1.	Materiaalspecificatie en proefstukconfiguratie	12
3.2.	Prepareer-, inspan- en voorvermoeiprocedure	12
3.3.	Constante ΔK_{eff} vermoeiingstechniek	13
3.3.1.	Scheurlengtemeting via de potentiaalval-techniek	13
3.3.2.	Computersturing en data-opslag	15
3.3.3.	De mogelijke fout in een op te leggen ΔK_{eff} niveau	15
3.4.	Enige experimentele voorwaarden volgens de ASTM	16
3.5.	Het meten van de shear lip-breedte	17

4.	Resultaten en discussie	19
4.1.	Shear lip-ontwikkeling bij constante delta K_{err} vermoeiingsproeven	19
4.1.1.	Shear lip-ontwikkeling uitgaand van vermoeiings-scheuren in volledige tensile mode	19
4.1.2.	De invloed van K_{max} , A-ratio en plaatdikte op de shear lip-ontwikkeling	23
4.1.3.	Shear lip-ontwikkeling uitgaand van een vermoeiingsscheur in volledige shear mode	24
4.2.	Voorspellen van shear lip-ontwikkeling onder constante amplitude vermoeiingsbelasting	24
4.3.	Het verloop van de scheurgroeisnelheid tijdens shear lip-ontwikkeling onder constante delta K_{err} belasting	25
4.4.	Kanttekeningen bij het gebruik van K_I voor het beschrijven van de shear lip-ontwikkeling	27
4.5.	Breukvlakonderzoek op microschaal met S.E.M.	28
5.	Conclusies	30
6.	Aanbevelingen voor vervolgonderzoek	31
7.	Literatuurlijst	32

Tabellen

Figuren

1. Kader en redenen

Al geruime tijd wordt in de sectie T.M.C.-2 van het laboratorium voor Metaalkunde van de Technische Universiteit Delft onderzoek verricht naar het scheurgroei gedrag van aluminium 2024-T351 plaatmateriaal onder diverse vormen van vermoeiingsbelasting. Het voor dit verslag relevante onderzoeksgebied maakt daar deel van uit en is als volgt te omschrijven.

Het onderkennen van wetmatigheden in de transitie in scheurgroeiwijze, zoals die tot uitdrukking komt in de vorm van het breukoppervlak, en in het daardoor beïnvloede verloop van de scheurgroeisnelheid, zowel bij vermoeiing met constante amplitude als bij vermoeiing met een constante variatie in spanningsintensiteitsfactor, in lucht bij kamertemperatuur.

De essentie van dit verslag is gepubliceerd in twee artikelen door Zuidema en Blaauw [lit.1 en 2].

Het in de toekomst te bereiken doel is het bovenstaande onderzoek samen met nog te verrichten onderzoek naar effecten van het milieu op de transitie in scheurgroeiwijze en op het verloop van de scheurgroeisnelheid, en onderzoek naar random wisselende vermoeiingsbelastingen te combineren tot een bruikbaar model om vermoeiingsscheurgroeisnelheden te voorspellen, danwel achteraf aan de hand van het breukoppervlak uitspraken te kunnen doen over opgetreden vermoeiingsbelastingen.

2. Theorie en literatuur

2.1. Inleiding en beknopt literatuuroverzicht

In deze paragraaf zullen enige voor de transitie in scheurgroeiwijze specifieke begrippen geïntroduceerd worden, voorts zal beknopt een overzicht gegeven worden van beschikbare relevante literatuur. Een uitgebreidere behandeling van de literatuur is te vinden in een, aan dit onderzoek voorafgaand, verricht literatuuronderzoek [lit.27].

2.1.1. Het fenomeen van transitie in scheurgroeiwijze bij vermoeiing

De transitie in scheurgroeiwijze bij vermoeiing van metalen platen is een fenomeen, dat zich manifesteert als een geleidelijke groei danwel afname van regio's van het breukoppervlak, die een hoek maken van ongeveer 45° met het plaatoppervlak, de zogenaamde "shear lips", ten koste respectievelijk ten gunste van een breukoppervlak onder een hoek van 90° met het plaatoppervlak. Bij groei ontstaan shear lips aan het plaatoppervlak, bij afname verdwijnen de shear lips in de richting van het plaatoppervlak. De wijze van scheurgroei met het breukoppervlak onder een hoek van 90° met het plaatoppervlak wordt "tensile mode" genoemd, de wijze van scheurgroei met het breukoppervlak onder een hoek van ongeveer 45° met het plaatoppervlak "shear mode". In figuur 1 is schematisch een beeld gegeven van een mogelijk vermoeiingsbreukoppervlak van een met constante amplitude vermoeid C.C.T. proefstuk. Onderscheiden worden de aanvankelijke scheurgroei in tensile mode, de daaropvolgende transitie-regio en de uiteindelijke scheurgroei in shear mode. Verder onderscheid is te maken tussen "single" en "double" shear. In figuur 2 zijn dwarsdoorsneden gegeven van het breukoppervlak in de transitie-regio voor zowel shear lips in de single als de double shear configuratie, tevens is de shear lip-breedte, t_w , gedefinieerd.

In de literatuur wordt het optreden van shear lips bij vermoeiing van plaatvormige (vaak C.C.T.) proefstukken gemeld voor: zuiver aluminium [lit.3], Al 2024-T3 [lit.4,5,6,7 en 8], Al 2024-T351 [lit.9,10 en 26], Al 7075-T6 [lit.4,5,6,12 en 13], Al 7475-T731 [lit.14], Al 7079-T6 [lit.15], Al 2014-T6 [lit.16], Ti-15Mo [lit.17], Ti-6Al-4V en Ti-8Al-1Mo-1V [lit.18], austenitisch roestvast staal AISI 316 [lit.19] en ferritisch staal [lit.20, 21 en 22].

Vermoeiing van platen uit een metaal of legering met overwegend een hexagonaal dichtst gepakte structuur (h.c.p.) geeft steeds een shear lip-loos breukoppervlak. Voorbeelden hiervan zijn: enkele magnesiumlegeringen [lit.23], zuiver titanium en Ti-5Al [lit.17] en zuiver zink [lit.24]. Pook en Greenan [lit.23] en

Larson [lit.25] toonden via rontgendiffractie aan, dat bij platen uit h.c.p. metalen en uit legeringen met overwegend een h.c.p. structuur de (0001) vlakken bij voorkeur evenwijdig aan het plaatoppervlak liggen. Aangezien een h.c.p. eenheidscel geen glijsystemen bevat met een [0001] component als glijrichting is de stijfheid in dikterichting van de plaat aanzienlijk groter; dit wordt gezien als een belangrijke reden voor het ontbreken van shear lips.

Een verandering in het milieu waarin de vermoeiing plaatsvindt, heeft een significante invloed op de ontwikkeling van shear lips. Bij vermoeiing in zeewater en in 3.5% NaCl oplossingen met constante amplitude, blijkt, vergeleken met vermoeiing in lucht, dat de ontwikkeling van shear lips wordt verschoven naar hogere waarden van de variatie in spanningsintensiteitsfactor. Vermoeiing in vacuüm, met constante amplitude, verschuift de transitie in scheurgroeiwijze, vergeleken met vermoeiing in lucht, juist naar lagere waarden van de variatie in spanningsintensiteitsfactor. In alle milieu's is echter wel steeds sprake van een primaire scheurgroei in tensile mode gevolgd door een geleidelijke transitie in scheurgroeiwijze naar shear mode. De algemene tendens is, dat tensile mode scheurgroei wordt begunstigd door een aggressiever milieu. Dit is geconcludeerd uit onderzoek aan, Al 2024-T3 en Al 7075-T6 [lit.5,6,7 en 12], Al 2024-T351 [lit.26], Ti-6Al-4V en Ti-8Al-1Mo-1V [lit.18] en ferritisch staal [lit.20].

De invloed van de vermoeiingsfrequentie geeft een aan het milieu-effect analoog beeld, zij het van veel geringere grootte. Constante amplitude vermoeiingsproeven van Voglesang en Schijve [lit.6], aan Al 7075-T6 C.C.T. proefstukken in een 3.5.% NaCl oplossing, gaven voor drie vermoeiingsfrequenties 0.5 Hz, 5 Hz en 20 Hz als trend te zien, dat de spanningsintensiteitsfactor-variatie, waarbij net sprake is van scheurgroei in volledige shear mode, iets groter is naarmate de vermoeiingsfrequentie lager is. Het frequentie-effect duidt erop, dat indien het tijdinterval van belastingtoename groter wordt, zoals bij een lagere frequentie, het effect van een aggressief milieu een grotere rol gaat spelen.

2.1.2. De transitie in scheurgroeiwijze besturende vermoeiingsbelastingparameters

Op grond van constante delta K_{err} vermoeiingsproeven, met een frequentie van 10 Hz, in lucht bij kamertemperatuur, aan C.C.T. proefstukken uit Al 2024-T351 plaat van 6 mm dikte, concludeerden Edwards, de Jong en Zuidema [lit.9] (zie ook Edwards en Zuidema [lit.10]), dat er sprake is van een zich, bij scheurgroei, op een evenwichtswaarde instellende shear lip-breedte. Wanneer werd uitgegaan van een volledig tensile mode breukoppervlak, stelde zich voor iedere waarde van delta K_{err} na verloop van enige scheurgroei een unieke waarde van de shear lip-breedte in, die bij verdere scheurgroei constant bleef.

In figuur 3 is deze relatie uitgezet. Vanaf een waarde van ΔK_{err} van ongeveer 5.7 MPa $\sqrt{\text{m}}$ vormt zich een shear lip. In het traject van 5.7 MPa $\sqrt{\text{m}}$ tot en met 10 MPa $\sqrt{\text{m}}$ is er sprake van een redelijk lineair verband, dat numeriek is weergegeven in formule 1.

$$t_s = 0.7(\Delta K_{\text{err}} - 5.7) \quad (1)$$

waarin: t_s de zich na verloop van enige scheurgroei instellende evenwichts shear lip-breedte in [mm]

Voor waarden van ΔK_{err} groter dan 10 MPa $\sqrt{\text{m}}$ blijft de shear lip-breedte constant, dit omdat de reële waarde van t_s nooit groter kan worden dan de halve plaatbreedte.

Hiermee vergeleken gaven constante amplitude vermoeiingsproeven verricht aan C.C.T. proefstukken van hetzelfde metaal en met dezelfde geometrie, als functie van ΔK_{err} , een afwijking in de shear lip-ontwikkeling te zien. Edwards en Zuidema [lit.10] komen tot de conclusie, dat bij constante amplitude vermoeiingsproeven, naarmate de R-ratio kleiner is, de shear lip-breedte meer achter loopt op de bij de momentane waarde van ΔK_{err} behorende evenwichts-shear lip-breedte, zoals bepaald uit constante ΔK_{err} vermoeiingsproeven.

2.1.3. Mechanistische aspecten van de transitie in scheurgroeiwijze

Waarom shear lips ontstaan en groeien in de dikterichting van de plaat is nog steeds een niet bevredigend te beantwoorden vraag. Een simpele verklaring voor het ontstaan van shear lips is, dat het proces wordt geïnitieerd door de aan het plaatoppervlak aanwezige plane stress spanningstoestand. In figuur 4 wordt het begrip plane stress verduidelijkt; deze tweeassige spannings-toestand geeft een maximale afschuifspanning op vlakken parallel aan de richting van de σ_2 hoofdspanning, in een richting onder een hoek van 45° met zowel de σ_1 als σ_3 hoofdspanningen. Bovendien is er aan het plaatoppervlak geen beperking tegen afschuiving in een richting met een component in de richting loodrecht op het plaatoppervlak.

De groei van shear lips in de dikterichting van de plaat is met de begrippen plane stress en plane strain niet eenduidig te verklaren, omdat gaande in de dikterichting van de plaat, zelfs in het geval van een monotone belasting, analytisch niet is te berekenen waar de spanningstoestand overgaat van plane stress naar plane strain. Misschien is het in de toekomst mogelijk via uitgebreide eindige elementen berekeningen hier meer over te zeggen. Een groot probleem blijft echter dan nog de invloed van het milieu op de vorming van shear lips.

Schijve [lit.4] geeft aan de hand van de scheuropeningswijze als hypothese, dat de initiële shear lip zijn eigen groei in de dikterichting van de plaat zal opleggen, mits de drijvende

kracht groot genoeg is. Een externe mode I belasting geeft, aan de shear lip, een gecombineerde mode I en III scheuropening, wat mogelijk en de beperking in afschuiving in het vlak van de shear lip reduceert en de lokale spanningsverdeling modificeert. Een verduidelijking van het begrip scheuropeningswijze is gegeven in figuur 5.

2.1.4. Het effect van de transitie in scheurgroeiwijze op de vermoeiingsscheurgroeisnelheid

Het meest duidelijke en belangrijke effect van de scheurgroeiwijze is de lagere scheurgroeisnelheid in shear mode vergeleken met de scheurgroeisnelheid in tensile mode, voor dezelfde opgelegde delta K of delta K_{err} .

Een kwantitatieve bepaling van het verschil in scheurgroeisnelheid is verricht door Edwards, de Jong en Zuidema [lit.9] aan C.C.T. proefstukken uit 6 mm dik Al 2024-T351 plaat. Als voorbeeld zal een van de verrichte proeven besproken worden. In figuur 6 zijn de twee constante delta K_{err} vermoeiingsbelastingen A1 en B gegeven. Beide hebben een gelijk K_{min} -niveau, maar door een verschillend K_{max} -niveau verschillende waarden voor delta K_{err} en bijbehorende verschillende waarden voor de evenwichts-shear lip-breedte in overeenstemming met formule 1, A1: delta K_{err} = 4.9 MPa $\sqrt{m}$ met $t_{a,evenwicht}$ = 0 mm en B: delta K_{err} = 9.95 MPa $\sqrt{m}$ met $t_{a,evenwicht}$ = 3.0 mm.

Door na enige scheurgroei met delta K-belasting A1 over te gaan op delta K-belasting B, wordt de scheurgroeiwijze uit evenwicht gebracht. Het vergde ongeveer 9 mm scheurgroei voordat het breukvlak de bij delta K-belasting B behorende volledige shear mode bereikte. Op het moment van overgang van delta K-belasting A1 naar B is het breukvlak volledig in tensile mode, terwijl de evenwichtssituatie een breukvlak in volledige shear mode is. De scheurgroeisnelheid bleek op dat moment ongeveer twee keer zo groot te zijn als in de na 9 mm te bereiken evenwichtssituatie. Hieruit werd geconcludeerd, dat in Al 2024-T351 plaat, voor dezelfde waarde van delta K_{err} , de scheurgroeisnelheid een factor twee kleiner is in volledige shear mode dan in volledige tensile mode.

2.2. Definitie van grootheden

Alle eigen experimenten die in dit verslag beschreven worden zijn, gelijk aan bijna alle onderzoeken vermeld in de literatuur, voor zover relevant voor de transitie in scheurgroeiwijze, verricht aan C.C.T. proefstukken. De te definiëren grootheden K, delta K en delta K_{err} zijn dan ook gebaseerd op de geometrische configuratie van het C.C.T. proefstuk; eenassig op trek belast.

De definitie van de spanningsintensiteitsfactor voor een mode I scheuropening " K_I ", voor een plaat met eindige afmetingen is

gegeven in formule 2. Voor de geometrische correctiefactor $f(a/W)$ is een door Feddersen opgestelde benadering van een bijna exacte, maar zeer omvangrijke, numerieke oplossing van Isida gebruikt. Er bestaan nog meer benaderingen voor de geometrische correctiefactor, maar de Feddersen correctiefactor wordt in de literatuur verreweg het meest gebruikt [lit.28].

$$K_I = \sigma \sqrt{(\pi a)} f(a/W) \quad \text{met } f(a/W) = \sqrt{(\sec(\pi a/W))} \quad (2)$$

waarin: a de helft van de totale scheurlengte $2a$ in [m]
 W de plaatwijdte in [m]
 K_I de spanningsintensiteitsfactor voor een mode I scheuropening in [$\text{Pa}\sqrt{\text{m}}$]
 σ de nominale spanning in de plaat in [Pa] gedefinieerd als $\sigma = P/(Wt)$ waarin:
 P de aan het proefstuk opgelegde kracht in [N]
 t de plaatdikte in [m]

In het geval van een vermoeiingsbelasting kunnen de monotone σ en K vervangen worden door de respectievelijke variatieintervallen, formule 3.

$$\Delta K_I = (\Delta \sigma) \sqrt{(\pi a)} \sqrt{(\sec(\pi a/W))} \quad (3)$$

Als gevolg van scheursluiting wordt slechts een beperkt deel van het interval van de opgelegde variatie in spanningsintensiteitsfactor aan de scheurtip "gevoeld". Ofwel er is sprake van een effectieve ΔK , ΔK_{eff} , kleiner dan de opgelegde ΔK [lit.28].

Een correctie voor scheursluiting om tot het effectieve variatieinterval te komen is voor Al 2024-T3 C.C.T. proefstukken opgesteld door Elber [lit.29], formule 4. Deze relatie is volgens Edwards et al. [lit.9 en 10] ook te gebruiken voor Al 2024-T351 plaat.

$$(\Delta K_{\text{eff}})/(\Delta K) = U = 0.5 + 0.4R \quad (4)$$

waarin het geldigheidstraject van de spanningsratio $R = \sigma_{\min}/\sigma_{\max} = K_{\min}/K_{\max}$ gesteld is als:
 $-0.1 \leq R \leq 0.7$

Het variatie-interval ΔK_{eff} is via vergelijking 3 gerelateerd aan $\Delta \sigma_{\text{eff}} = \sigma_{\max} - \sigma_{\text{op}}$, waarin σ_{op} de spanning, die nodig is om de scheur aan de scheurtip net te openen. σ_{op} is volgens formule 4 steeds groter dan $\sigma_{\min}$ en wordt groter ten opzichte van $\sigma_{\min}$ naarmate de R -ratio een lagere waarde heeft.

Schijve [lit.30] heeft voor Al 2024-T3 C.C.T. proefstukken een gemodificeerde vergelijking opgesteld, formule 5.

$$(\Delta K_{err})/(\Delta K) = 0.55 + 0.33R + 0.12R^2 \quad (5)$$

met als geldigheidstraject: $-1 \leq R \leq 1$

In het traject $0 \leq R \leq 0.7$ komen vergelijking 4 en 5 redelijk met elkaar overeen.

In dit verslag zal met de relatie van Elber gewerkt worden, omdat deze in de literatuur vrij vaak geverifieerd is, o.a. door Ewalds et al. [lit.31]. Alleen indien uitdrukkelijk vermeldt, is ΔK_{err} niet met de Elber-relatie berekend.

De shear lip-breedte t_s is, zoals blijkt uit figuur 2, te definiëren als:

$$t_s = (t - t_t)/2 \quad (6)$$

waarin: t de plaatdikte

t_t de breedte van de tensile mode regio op het breukoppervlak

t_s de shear lip-breedte

De door Edwards et al. [lit.9 en 10] gerapporteerde, zich bij vermoeiing met constante ΔK_{err} instellende, evenwichts-shear lip-breedte wordt gesymboliseerd als " t_{eq} ".

2.3. Eigen hypothesen

2.3.1. De shear lip-breedte ontwikkeling onder constante ΔK_{err} vermoeiingsbelasting

Aan de hand van het werk van Edwards et al. [lit.9 en 10] is het duidelijk, dat ΔK_{err} een belangrijke parameter is om het gedrag van shear lips op vermoeiingsbreukoppervlakken te beschrijven. Bij constante ΔK_{err} vermoeiingsproeven is het mogelijk twee stadia van shear lip-ontwikkeling te onderscheiden, wanneer vermoeiingsscheurgroei start in tensile mode op een ΔK_{err} niveau, welke hoog genoeg is om aanleiding te geven tot scheurgroei in (gedeeltelijk) shear mode. Het eerste stadium is een "niet evenwichts"-situatie, waarin de shear lip-breedte toeneemt met de scheurgroei. Na verloop van een bepaalde hoeveelheid scheurgroei neemt de shear lip-breedte niet meer merkbaar toe, dan is het tweede stadium bereikt, een (semi) evenwichtstoestand; waarin de shear lip-breedte praktisch constant blijft bij verdere scheurgroei.

Een verklaring voor het gedrag van de shear lips, onder constante ΔK_{err} vermoeiingsbelasting, kan het volgende zijn. Elke waarde van ΔK_{err} is gekoppeld aan een unieke waarde van de evenwichts-shear lip-breedte. In het geval, dat dit

evenwicht zich nog niet heeft ingesteld, zal de shear lip-breedte zodanig veranderen, dat de evenwichtstoestand benaderd wordt. Het toenemen of afnemen van de shear lip-breedte tot de evenwichtswaarde, vergt een bepaalde hoeveelheid scheurgroei. Verondersteld wordt, dat de snelheid van verandering in de shear lip-breedte " dt_s/da " proportioneel is met het verschil tussen de momentane shear lip-breedte " t_s " en de breedte van de shear lip in evenwicht " $t_{s\infty}$ ". In formule 7 is deze proportionele relatie weergegeven.

$$dt_s/da = c(t_{s\infty} - t_s) \quad (7)$$

waarin: c de instelsnelheidsfactor in $[1/m]$

Integratie van formule 7 leidt tot:

$$t_s = t_{s\infty} - (t_{s\infty} - t_{s0}) \exp(-c(a - a_0)) \quad \Rightarrow t_s(a) = t_{s\infty} (1 - \exp[-c(a - a_0)]) \quad (8)$$

waarin: a_0 de startwaarde van de scheurlengte a
 t_{s0} de bij a_0 behorende startwaarde van t_s

2.3.2. Het verloop in scheurgroeisnelheid tijdens de transitie in scheurgroeiwijze onder constante delta K_{eff} vermoeiingsbelasting

In paragraaf 2.1.4. is beschreven, dat vermoeiingsscheurgroei in Al 2024-T351 C.C.T. proefstukken, bij een waarde van delta K_{eff} , ongeveer een factor twee groter is in volledige tensile mode dan in volledige shear mode. Gedurende de overgang van tensile mode naar shear mode zal de scheurgroeisnelheid geleidelijk afnemen. Nu wordt als hypothese gesteld, dat bij een constante delta K_{eff} vermoeiingsproef sprake is van een proportionaliteit tussen de verandering in scheurgroeisnelheid en de verandering in shear lip-breedte:

$$d(da/dN) = k dt_s \quad (9)$$

waarin: (da/dN) de scheurgroeisnelheid in $[m/cycle]$

k een constante (< 0)

Het verloop van de scheurgroeisnelheid gedurende de shear lip-breedte ontwikkeling, startend met $a = a_0$ en $t_{s0} = 0$, kan worden uitgedrukt als:

$$(da/dN) = (da/dN)_{tens} + \int_{a_0}^a d/da (da/dN) da \quad (10)$$

Hierin is $(da/dN)_{tens}$ de scheurgroeisnelheid bij het eerste begin van scheurgroei, wanneer het breukoppervlak nog volledig in tensile mode is, onder een constante ΔK_{eff} vermoeiingsbelasting.

Indien gesteld wordt, dat voor $t_0 = t_{0eq}$, de scheurgroeisnelheid (da/dN) een evenwichtswaarde aanneemt $(da/dN)_{eq}$, is k gedefinieerd als:

$$k = \{(da/dN)_{eq} - (da/dN)_{tens}\} / t_{0eq}$$

En indien t_0 bepaald wordt door formule 8, dan leidt substitutie van formules 9 en 8 in formule 10 na enige omwerking tot:

$$(da/dN) =$$

$$(da/dN)_{tens} + k \int_{a_0}^a (dt_0/da) da =$$

$$(da/dN)_{tens} + \{(da/dN)_{eq} - (da/dN)_{tens}\} \{1 - \exp(-c(a - a_0))\} \quad (11)$$

3. Meetmethodiek en proefomstandigheden

Om zo direkt mogelijk aan te sluiten bij het werk van Edwards, Zuidema et al. [lit.9,10 en 26], zijn alle uitgevoerde vermoeiings-experimenten verricht aan C.C.T. proefstukken gesneden uit Al 2024-T351 plaat. Voorts zijn om dezelfde reden alle vermoeiingsproeven uitgevoerd in laboratoriumlucht bij kamertemperatuur en is steeds vermoeid met een cyclische sinus-vormige belasting met een frequentie van 10 Hz.

3.1. Materiaalspecificatie en proefstukconfiguratie

Al 2024-T351 is een warmtebehandelbare, precipitatiehardende, hoge sterkte, aluminium kneedlegering met als hoofdlegeringsbestanddeel 3.8 tot 4.9 gewichtsprocent koper. De T3 code geeft aan, dat de legering een oplosgloeibehandeling heeft ondergaan, koud is gewalst en via natuurlijke veroudering een substantieel stabiele conditie verkrijgt. De Tx51 codering duidt op een strekbehandeling, 0.5% tot 3% plastische vervorming, om het door het koudwalsproces veroorzaakte inhomogene residuele spanningsprofiel te reduceren tot een homogene toestand. In tabel 1 zijn de chemische compositie en de mechanische eigenschappen gegeven van het gebruikte materiaal.

Uit een Al 2024-T351 plaat, toeleverancier c.q. fabrikant: Cegedur Pechiney, zijn de gebruikte C.C.T. proefstukken gesneden, zodanig dat de lengterichting van de proefstukken samenvalt met de walsrichting. Aldus staat de richting van scheurgroei loodrecht op de walsrichting, de zogenaamde L-T scheurgroei-orientatie. In figuur 7 zijn de dimensies van het C.C.T. proefstuk gegeven, alle afmetingen zijn zodanig, dat wordt voldaan aan de ASTM norm: E 647 - 83 [lit.32]. Om mogelijke plaatdikte-effecten te onderkennen zijn zowel platen met een dikte van 6.0 mm als 10.3 mm gebruikt. De breedte van de proefstukken is steeds 100 mm.

3.2. Prepareer-, inspan- en voorvermoeiprocedure

Alle vermoeiingsproeven zijn verricht aan C.C.T. proefstukken, welke aan beide uiteinden scharnierend, in het vlak van de plaat, in de vermoeiingsbank zijn gemonteerd, via twee aan de uiteinden van de plaat gemonteerde pen - gat verbindingen. Steeds is grote aandacht besteed aan het correct uitlijnen van het totale inspanstelsel, de pen - gat verbindingen zijn steeds gesmeerd, overeenkomstig de ASTM norm: E 647 - 83.

Om zo goed mogelijk het verloop van de scheurgroei optisch te kunnen volgen, is aan beide zijden van de C.C.T. proefstukken,

op de voor scheurgroei relevante plaatsen, langs fotografische weg een schaalverdeling in millimeters aangebracht. Alvorens de schaalverdeling op de proefstukken te fotograferen zijn deze gebieden subtiel geschuurd, gepolijst met 3 μm polijstpasta en zorgvuldig gereinigd. In de uiteindelijke meetopstelling is het mogelijk de plaats van de scheurtippen te bepalen, via twee aan weerszijden van de meetopstelling geplaatste microscopen, tot op een mogelijk foutengebied van ± 0.1 mm. Als waarde voor de optische scheurlengte wordt het gemiddelde genomen van de posities aan de plaatoppervlakken, in de breedte-richting van het proefstuk, van de vier scheurtippen.

Alle C.C.T. proefstukken zijn aan beide zijden van het centrale gat met een fijn juwelierszaagje tot 2.5 mm ingezaagd, om de scheurinitiatie te bespoedigen. Vervolgens is voorvermoeid met constante amplitude (ΔP constant) in bijna alle gevallen tot een scheurlengte groter dan 5.5 mm. Tijdens het voorvermoeien, op een frequentie van 20 Hz, is steeds er voor gezorgd, dat K_{eff} niet groter werd dan 4.9 MPa $\sqrt{\text{m}}$, opdat het breukvlak volledig in tensile mode zal blijven. De reden voor het voorvermoeien, voor de eigenlijke vermoeiingsproef, is het verkrijgen van een reproduceerbare uitgangssituatie, een scherpe rechte vermoeiingsscheur in tensile mode.

3.3. Constante ΔK_{eff} vermoeiingstechniek

Het opleggen van een constante ΔK_{eff} vermoeiingsbelasting, met een bepaalde constante R-ratio, aan een C.C.T. proefstuk, komt in feite neer op het opleggen van de, overeenkomstig formule 4, bijbehorende constante ΔK belasting. Om dit te bereiken is het nodig, bij toenemende scheurlengte, constante K_{max} - en K_{min} -niveau's te handhaven. Aan de hand van formule 2 is in te zien, dat een gecontroleerde verlaging van de uitwendig opgelegde krachtniveau's P_{max} en P_{min} , bij toenemende scheurlengte, constante K_{max} - en K_{min} -niveau's oplevert.

De bovenstaande regeling werd verkregen door gebruik te maken van een via een PDP 11 minicomputer gestuurde hydraulische, dynamisch 350 kN, MTS vermoeiingsbank en een continu aan de computer aangeboden scheurlengtemeting, volgens een gelijkstroom potentiaalval scheurlengtemeettechniek.

3.3.1. Scheurlengtemeting via de potentiaalval-techniek

Over het ingespannen proefstuk is via een gelijkstroombron een stroomsterkte van 12 A opgelegd. Buiten de aansluitingen voor de stroomtoevoer is het C.C.T. proefstuk ten opzichte van de vermoeiingsbank elektrisch geïsoleerd, zodat er geen stroomlek naar de vermoeiingsbank mogelijk is. Tevens voorkomt de isolatie vervuiling van de potentiaalvalmeting door eventuele elektrische

stoorsignalen van de vermoeiingsbank.

Om de potentiaalval over de totale scheur (2a) te meten, zijn op de hartlijn van het C.C.T. proefstuk symmetrisch ten opzichte van het centrale gat, op een onderlinge afstand $y = 20$ mm, twee kleine gaten geboord, zie figuur 7. In deze gaten werden twee bronzen pennetjes geslagen, waaraan de twee draden van een coaxkabel zijn gesoldeerd. Deze coaxkabel is aangesloten op een gelijkspanningsversterker met een stapsgewijs variabele versterkingsfactor, 50000 voor 6.0 mm dikke plaat en 100000 voor 10.3 mm dikke plaat. Het gebruik van een goed afgeschermd coaxkabel bleek noodzakelijk, gezien de grootte van de toegepaste signaalversterking.

Om temperatuureffecten op de potentiaalmeting over de scheur " V_s " te elimineren is gebruik gemaakt van een simultane potentiaalmeting van een scheurloze dummy " V_d ". Om dit te realiseren zijn op de hartlijn op een afstand van 50 mm en 70 mm van het centrale gat, op een onderlinge afstand $y = 20$ mm, weer twee kleine gaten geboord. Op dezelfde wijze als voor de meting van de potentiaal over de scheur zijn hieraan de twee draden van een tweede coaxkabel gemonteerd. Deze coaxkabel is op een tweede identieke gelijkspanningsversterker, met dezelfde versterkingsfactor, aangesloten.

Beide versterkers zijn, in volledig op de meetopstelling aangesloten toestand, voor aanvang van iedere vermoeiingsproef, terwijl de stroombron over het proefstuk was uitgeschakeld, genuld (afgeregeld op $V_s = 0$ en $V_d = 0$).

De waarden van V_s en V_d werden na versterking aangeboden aan twee aparte analoog - digitaal omzetters. Deze omzetters hebben een bereik van 0 tot 10 V. De ingestelde gelijkstroomsterkte door het proefstuk $I = 12$ A is samen met de respectievelijke versterkingsfactoren zodanig gekozen, dat de bij scheurgroei toenemende versterkte waarde van V_s zo groot mogelijk wordt, maar nooit groter dan 10 V. De waarde van de versterkte dummy-potentiaal V_d bleef tijdens het gehele scheurgroeiproces globaal constant op een waarde rond 1 V.

Na verwerking door de AD-omzetters wordt in het gebruikte computerprogramma (DKALU6) alleen nog gerekend met het quotient V_s/V_d . Het quotient V_s/V_d is volgens Johnson [lit.33], voor het gebruikte type C.C.T. proefstuk, voor iedere waarde gekoppeld aan een unieke waarde van de scheurlengte, zoals in formule 12 uitgedrukt als a/W .

$$(a/W) = 1/\pi \operatorname{atan}\left\{\frac{(2 + z^x + z^{-x})}{(2 + z + z^{-1})} - 1\right\} \quad (12)$$

met $z = \exp(\pi y/W)$

waarin: x de ratio V_s/V_d
 y de onderlinge afstand van de potentiaal meetpunten, zowel bij het centrale gat als bij de dummy geldt $y = 20$ mm, zie figuur 7

De relatie van Johnson bleek bij, in een eerder stadium verrichte proeven, niet geheel te voldoen. Voor de geconstateerde afwijking is door Edwards een correctie opgesteld, formule 13.

$$(a/W)_{corr} = Q \{ (a/W) + 0.0075 \sin \{ (\pi/0.445) (a/W) \} \} \quad (13)$$

waarin: (a/W) de scheurlengte volgens Johnson berekend met formule 12

Q een correctieconstante met de beginwaarde 1

In figuur 8 is het verloop van (a/W) als functie van het quotient V_s/V_d weergegeven voor $Q = 1$.

3.3.2. Computersturing en data-opslag

In het gebruikte computerprogramma wordt via formule 12 en 13, de actuele scheurlengte bepaald. Samen met de opgegeven waarden voor K_{max} en K_{min} berekent het programma met vergelijking 2, de bijbehorende waarden voor P_{max} en P_{min} . Via krachtmeting met een loadcel en AD-conversie, en via een DA-conversie voor sturing van de MTS vermoeiingsbank, verifieert de PDP 11 minicomputer de P_{max} en P_{min} niveau's, en legt aan het ingespannen proefstuk de berekende waarden van P_{max} en P_{min} op.

Indien tijdens een vermoeiingsproef de optische scheurlengte a_{opt} afwijkt van de via potentiaalval bepaalde scheurlengte a_{comp} , kan worden ingegrepen door aan de correctiefactor Q in formule 13, tijdens een korte onderbreking van het vermoeiingsproces, de waarde van het quotient a_{opt}/a_{comp} toe te kennen.

De computer heeft de beschikking over een 10 Mb "hard disk"-data opslag, waarop periodiek (na elke 300 wisselingen) de waarde van de scheurlengte a_{comp} en het aantal vermoeiingswisselingen N zijn opgeslagen. Op grond van deze data kon achteraf de scheurgroeisnelheid (da/dN) worden bepaald, zowel via de secant methode als via een incrementale polynoom methode overeenkomstig de ASTM norm E 647 - 83 [lit.32]. De stabiliteit van de voor de potentiaalvalmethode gebruikte versterkers was zodanig, dat in principe de scheurgroeisnelheid bepaald kon worden tot op ongeveer 10-4 $\mu\text{m}/\text{cycle}$ bij een vermoeiingsfrequentie van 10 Hz.

3.3.3. De mogelijke fout in een op te leggen delta K_{err} niveau

Het is nu van belang een kwantitatieve indruk te hebben van de mogelijke fout in de opgelegde K , delta K en delta K_{err} waarden. Indien tijdens een als constante delta K_{err} bedoelde vermoeiingsproef een afwijking tussen de a_{opt} en a_{comp} tot 0.3 mm dreigde op te lopen, werd via aanpassing van de correctiefactor Q in formule 13 het verschil, ten gunste van a_{opt} , tot nul gereduceerd. Het mogelijke foutengebied van a_{comp} ten opzichte van a_{opt} wordt hierdoor beperkt tot ± 0.3 mm. Omdat a_{opt} een mogelijke fout heeft van 0.1 mm, zoals gesteld in paragraaf 3.2., wordt het totale mogelijke foutengebied van een waarde van de scheurlengte ± 0.4 mm.

Door formule 2 voor K, formule 3 voor delta K en gecombineerd formules 3 en 4 voor delta K_{err} te differentieren naar de scheurlengte, wordt eenzelfde uitdrukking verkregen voor de fout in K, delta K en delta K_{err} , in de formule 14 gegeven als de relatieve fout, als functie van de mogelijke fout in a.

$$dK/K = d(\delta K)/(\delta K) = d(\delta K_{err})/(\delta K_{err}) = \left| \frac{1}{2} \left(\frac{da}{a} \right) \left\{ 1 + \left(\frac{na}{W} \right) \tan \left(\frac{na}{W} \right) \right\} \right| \quad (14)$$

In figuur 9 is het verloop van de relatieve fout in K, delta K en delta K_{err} uitgezet als functie van de scheurlengte, met als maximaal mogelijke fout in de scheurlengte: $da = 0.4$ mm. De relatieve fout wordt met name zeer groot in de buurt van de limietgevallen, $a \Rightarrow 0$ mm en $a \Rightarrow 50$ mm. Voor kleinere scheurlengten is met een bepaalde waarde van de absolute fout de relatieve fout natuurlijk groot. De sterke toename van de relatieve fout bij grotere scheurlengten ($a > 45$ mm), is te wijten aan de steil oplopende karakteristiek van de in formule 2 gegeven geometrische correctiefactor $f(a/W)$. De relatieve fout blijft echter in het voor de vermoeiingsproeven gebruikte scheurlengtegebied $5.5 \text{ mm} \leq a \leq 40 \text{ mm}$ steeds beneden de 3.5 procent, en is over het grootste gedeelte $11 \text{ mm} \leq a \leq 37 \text{ mm}$ kleiner dan 2 procent.

3.4. Enige experimentele voorwaarden volgens de ASTM

In paragraaf 3.1. is vermeld, dat de afmetingen van de gebruikte C.C.T. proefstukken voldoen aan de ASTM norm: E 647 - 83. Deze zelfde norm stelt ook eisen aan het verloop van de scheurgroei en de maximale grootte van de op te leggen belastingen, waaraan voldaan moet worden, voordat gesproken kan worden over een "geldige" vermoeiingsproef.

Voor belasting wordt als criterium gesteld, dat bij alle waarden van de opgelegde kracht "P" het proefstuk overheersend elastisch vervormd wordt. De reden voor deze eis is, dat de gebruikte spanningsintensiteitsfactor K, een grootheid afkomstig uit de lineair elastische breukmechanica-theorie, alleen geldig is in een zich elastisch gedragend materiaal, afgezien van een, in grootte, beperkte plastische zone aan de scheurtip. Volgens de ASTM wordt hieraan voldaan indien geldt:

$$\sigma_{0.2}/1.25 \geq P_{max}/\{(W - 2a)t\} \quad (15)$$

waarin: $\sigma_{0.2}$ de 0.2% rekgrens in [Pa]
 $(W-2a)$ het ongebroken ligament van het proefstuk

Tijdens alle verrichte vermoeiingsproeven, zowel met constante

amplitude als constante δK_{err} , werd continu voldaan aan dit criterium.

Als eis aan de symmetrie van de totale vermoeiingsscheur (2a) ten opzichte van het centrale gat wordt gesteld, dat de beide deel-vermoeiingsscheuren bij iedere waarde van het aantal wisselingen N niet meer verschillen dan $0.025W$ of $0.25t$, het kleinste criterium is hierbij van toepassing.

In feite beperkt iedere afwijking van de ideale symmetrie in scheurgroei de geldigheid van formules 2 en 3. Volledige symmetrie echter, binnen het mogelijke foutengebied van de optisch bepaalde scheurlengte (± 0.1 mm), is een toestand welke zelden langdurig in stand blijft of bereikt wordt, steeds zal een beperkte mate van asymmetrie geaccepteerd moeten worden.

Voor de 6 mm plaat is het diktecriterium van toepassing, beide scheuren mogen niet meer dan 1.5 mm in lengte van elkaar verschillen. Voor de 10.3 mm plaat is het wijdtecriterium van toepassing, beide scheuren mogen niet meer dan 2.5 mm in lengte van elkaar verschillen.

Indien tijdens de vermoeiingsproeven de asymmetrie de norm overschreed, is de proef gestopt en is slechts het voorafgaande gedeelte voor verdere uitwerking gebruikt. Vooral bij grotere scheurlengten $a > 35$ mm werd de asymmetrie soms te groot.

3.5. Het meten van de shear lip-breedte

Een in de literatuur [lit.4,5,6,7,9 en 10] veel genoemde techniek om de shear lip-breedte vast te leggen, is het loodrecht van "boven af" fotograferen van het gehele breukoppervlak, om na enige vergroting te proberen de shear lip-breedte te bepalen. De nauwkeurigheid van deze methode is niet overmatig groot, omdat het zeer moeilijk is om een goede "diepte werking" te verkrijgen. Een absolute fout tot 0.4 mm is in de meer ongunstige gevallen zeker mogelijk.

Voor het verwerken van de eigen experimenten is van een andere meettechniek gebruik gemaakt, om de shear lip-breedte te bepalen.

Hiertoe werd het gehele breukvlak van een helft van het C.C.T. proefstuk met een lintzaag, evenwijdig aan het breukvlak, van de rest van de C.C.T. plaat gescheiden. De het breukoppervlak bevattende strip werd door het centrale gat in twee helften gezaagd en de beide helften werden afzonderlijk, in de lengterichting, in een cilinder van kunststof ingebed. Het ingebedde preparaat werd vervolgens in een houder geplaatst en om bepaalde intervallen op een schuurschijf in de lengte-richting afgeslepen. Langs deze weg is het mogelijk om bij willekeurig te kiezen scheurlengten steeds twee dwarsdoorsneden van het breukoppervlak te verkrijgen (van de beide deel-scheuren).

Voorbeelden van mogelijke dwarsdoorsneden zijn gegeven in figuur 2. Het slijpen tot een bepaalde scheurlengte geschiedde met grof schuurpapier, waarna met fijner schuurpapier de ruwheid van het oppervlak van de dwarsdoorsnede zodanig werd verminderd,

dat een scherp beeld verkregen kon worden met een microscoop. Met de gebruikte microscoop was het mogelijk het beeld van de dwarsdoorsnede, vergroot met een factor 13.3 voor 6.0 mm dikke plaat en vergroot met een factor 7.7 voor 10.3 mm dikke plaat, op een schermplaat te projecteren en over te nemen op overtrek-papier. Het toepassen van grotere vergrotingsfactoren bleek niet zinvol, omdat de ruwheid van het breukoppervlak dan zo sterk wordt vergroot, dat een nauwkeuriger bepaling van de shear lip-breedte niet meer significant is. Aan de hand van een modificatie van de definitie gegeven in formule 6 werd de shear lip-breedte berekend, uit de op te meten breedte van de tensile mode regio.

$$t_s = t/2 (1 - t_{t^v}/t^v) \quad (16)$$

Omdat de breukoppervlakken een zekere mate van ruwheid vertonen is de bepaling van de tensile mode regio, in het vergrote beeld, " t_{t^v} " met een van de waarnemer afhankelijke, deels toevallige, deels systematische, spreiding in interpretatie behept. Voor 6.0 mm en 10.3 mm plaat zijn voor t_{t^v} , proefondervindelijk, door vergelijking van de meetresultaten van twee waarnemers, de mogelijke spreidingsgebieden in de interpretatie vastgesteld op respectievelijk ± 3 mm en ± 2 mm. De plaatdikte " t^v " kon in het vergrote beeld bepaald worden tot op ± 0.5 mm. De als constante toegepaste waarden van de plaatdikte " t " waren, als gevolg van lokale variatie in dikte, behept met een mogelijke fout van 0.1 mm. De doorwerking van de absolute fouten in t_{t^v} , t^v en t , in de absolute fout " dt_s " bij de berekening van t_s kan worden bepaald door partiële differentiatie van formule 16.

$$dt_s = |\partial t_s / \partial t| dt + |\partial t_s / \partial t^v| dt^v + |\partial t_s / \partial t_{t^v}| dt_{t^v} =$$

$$\frac{1}{2}(1 - t_{t^v}/t^v) dt + \frac{1}{2}t(t_{t^v}/t^{v2}) dt^v + \frac{1}{2}t(1/t^v) dt_{t^v} \quad (17)$$

De absolute fout dt_s is een functie van t_{t^v}/t^v en verloopt, voor $t = 6.0$ mm en $t^v = 80$ mm, voor $0 \leq t_{t^v}/t^v \leq 1$ over het interval: $0.16 \text{ mm} \geq dt_s \geq 0.13 \text{ mm}$. Voor $t = 10.3$ mm en $t^v = 80$ mm verloopt dt_s als functie van t_{t^v}/t^v , voor $0 \leq t_{t^v}/t^v \leq 1$ over het interval: $0.18 \text{ mm} \geq dt_s \geq 0.16 \text{ mm}$. Om aan de veilige kant te blijven wordt in het vervolg gesteld, dat de maximaal mogelijke absolute fout in een bepaalde waarde van de shear lip-breedte voor 6.0 mm plaat 0.16 mm en voor 10.3 mm plaat 0.18 mm bedraagt. Op de spreiding in de waarde van de shear lip-breedte, als gevolg van een mogelijk verschil in shear lip-ontwikkeling tussen de beide deel-scheuren, zal in hoofdstuk 4 worden teruggekomen.

De scheurlengte werd bepaald door de lengte van het, na afslijpen, resterende preparaat met een schuifmaat op te meten en deze waarde om te rekenen in de scheurlengte. Voor deze methode is de absolute meetfout in de scheurlengte 10 μm .

4. Resultaten en discussie

4.1. Shear lip-ontwikkeling bij constante delta K_{err} vermoeiingsproeven

4.1.1. Shear lip-ontwikkeling uitgaand van vermoeiingsscheuren in volledige tensile mode

Om een duidelijk beeld te krijgen van de shear lip-ontwikkeling onder constante delta K_{err} belasting zijn tweentwintig constante delta K_{err} proeven verricht, waarbij de waarden van delta K_{err} liggen in het interval:

$$6.06 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \leq \text{delta } K_{err} \leq 16.0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

Zeven constante delta K_{err} proeven zijn verricht op evenzoveel C.C.T. proefstukken uit 10.3 mm dikke plaat. Vijftien constante delta K_{err} proeven zijn verricht op een gelijk aantal C.C.T. proefstukken uit 6.0 mm dikke plaat. In tabel 2 wordt van deze proeven een overzicht gegeven van de vermoeiingsparameters: t , delta K , R , K_{max} , en delta K_{err} .

Alle vermoeiingsproeven zijn uitgegaan van een situatie waarin de scheur zich volledig in tensile mode bevond, $t_{\infty} = 0$. In de figuren 10 tot en met 18 zijn van een negental representatieve proeven de grafieken gegeven van het verloop van de shear lip-breedte uitgezet tegen de scheurlengte. Steeds zijn beide deelscheuren verwerkt via de in paragraaf 3.5. beschreven methode. De aldus verkregen meetpunten zijn in de figuren uitgezet met vierkantjes.

Om de shear lip-ontwikkeling kwantitatief te kunnen beschrijven is een computerprogramma geschreven op basis van de in paragraaf 2.3.1. als hypothese gegeven formule 8. Dit computerprogramma bepaalt de beste passing voor zowel de evenwichts-shear lip-breedte " t_{∞} " als de instelsnelheidsfactor " c ". Het algoritme varieert t_{∞} met stappen van 0.01 mm rond een opgegeven eerste schatting; voor iedere waarde van t_{∞} wordt c in stappen van 0.001 1/mm gevarieerd in het interval $0 < c < 1$. Voor een waarde van c (samen met de actuele t_{∞}) wordt met formule 8 de momentane shear lip-breedte " t_i " berekend voor elke waarde van de scheurlengte " a_i " behorend bij de meetpunten $\{a_i, t_{i1}\}$. De voor a_i berekende waarde van t_i wordt vergeleken met de meetwaarde t_{i1} , het verschil " y_i " wordt bepaald en gekwadrateerd. Dit gekwadrateerde verschil " y_i^2 " wordt voor alle meetpunten " i " bepaald en gesommeerd " Σy_i^2 ". Het variëren van c bij een waarde van t_{∞} wordt voortgezet totdat een minimale Σy_i^2 wordt gevonden, wat de beste passing voor c impliceert. Hierna wordt t_{∞} weer met een stap gevarieerd en wordt opnieuw de bijbehorende beste passing voor c bepaald. Langs deze weg wordt een lijst verkregen van waarden van t_{∞} met bijbehorende best passende c en dus minimale Σy_i^2 . Uit deze lijst wordt het bij de kleinste waarde van Σy_i^2 behorende paar van t_{∞} en c gekozen als de beste schattingen van t_{∞} en c .

De met ononderbroken lijnen getrokken curven in de figuren 10 tot en met 18 zijn de volgens het besproken programma beste passingen van formule 8 aan de meetpunten.

Tijdens de vermoeiingsproeven, met als uitzonderingen die proeven aan 6.0 mm dikke plaat waarbij $\Delta K_{eff} > 10 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, stelde zich na verloop van een bepaald traject scheurgroei een voor elk ΔK_{eff} niveau unieke waarde van de shear lip-breedte in, een evenwichtstoestand, die zich handhaafde bij verdere scheurgroei. Met het besproken computerprogramma zijn voor deze proeven de waarden van de evenwichts-shear lip-breedten en de waarden van instelsnelheidsfactoren c bepaald. In tabel 2 zijn voor alle proeven t_{eq} en c gegeven, met de bijbehorende Σy_i^2 en het aantal meetpunten waarover de berekening is verricht.

Een tweetal proeven aan 6.0 mm dikke plaat zijn verricht met een ΔK_{eff} niveau groter dan 10 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$, maar kleiner dan 11 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$. Bij deze proeven bereikte de shear lip-breedte de halve plaatdikte, een toestand waarin het breukoppervlak volledig in shear mode is. In de figuren 15 en 16 zijn deze twee voorbeelden gegeven. Omdat er vooralsnog geen fundamenteel bezwaar is tegen het aannemen van een virtuele shear lip-breedte, die groter is dan de halve plaatdikte, zijn in de passingsprocedure alle meetpunten met $t_e = t/2$ weggelaten.

Hierdoor is het mogelijk voor de resultaten van deze proeven formule 8 te hanteren, omdat de discontinuïteit in de helling bij $t_e = t/2$ nu ontbreekt. Voor $\Delta K_{eff} = 10.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ (figuur 15, proefcode: h22) en $\Delta K_{eff} = 10.8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ (figuur 16, proefcode: dsn7) bleek het aantal voor de passing significante meetpunten nog ruim voldoende, om op eenduidige wijze de buiten de meetpunten vallende en een de halve plaatdikte overschrijdende waarden van t_{eq} te bepalen. In de figuren 15 en 16 geven, voor $t_e > t/2$, de met ononderbroken lijn getrokken curven de geëxtrapoleerde ontwikkelingen van de virtuele shear lips aan, de resultaten van de passingen zijn gegeven in tabel 2.

In figuur 19 zijn alle via de passingsprocedure verkregen waarden van t_{eq} als functie van ΔK_{eff} uitgezet. De in deze figuur getrokken rechte lijn is verkregen met lineaire regressie volgens de kleinste kwadraten methode en is in numerieke vorm gegeven in formule 18.

$$t_{eq} = 0.67 \Delta K_{eff} - 3.72 \quad (18)$$

waarin: ΔK_{eff} in [$\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$]
 t_{eq} in [mm]

Met een mogelijke relatieve fout in ΔK_{eff} van ongeveer 2 procent (paragraaf 3.3.3.) en een absolute fout in de meting van t_e van 0.16 mm voor 6.0 mm plaat en 0.18 mm voor 10.3 mm plaat (paragraaf 3.5.) valt in figuur 19 de getrokken rechte nergens buiten de foutengebieden van de meetpunten. De door formule 18 gegeven relatie is dus significant.

Belangrijk is op te merken, dat de bepaalde rechte, formule 18, ruim binnen de foutengebieden van de door Edwards et al. [lit.9 en 10] bepaalde rechte, formule 1, valt. In paragraaf 3.5. is echter al opgemerkt, dat de waarden van t_s gebruikt voor het opstellen van formule 1, als gevolg van de toegepaste fotografische techniek ter bepaling van de shear lip-breedte, behept zijn met een mogelijke absolute fout van 0.4 mm. Deze fout is bijna een factor twee groter dan de mogelijke fout bij gebruik van de eigen meettechniek.

Op grond hiervan is de conclusie gerechtvaardigd, dat de relatie gegeven in formule 18 beter gefundeerd is dan de relatie gegeven in formule 1.

Een drietal vermoeiingsproeven aan 6.0 mm dikke plaat zijn verricht met een delta K_{eff} niveau groter dan 11 MPa√m, waarvan twee proeven met een delta K_{eff} niveau van 12.24 MPa√m en een proef met een delta K_{eff} niveau van 16.0 MPa√m. In figuur 17 is voor de laatste de grafiek gegeven van t_s versus a . De meetpunten liggen nu op een zo'n steile lijn, dat het passingsprogramma geen eenduidige schatting van t_{seq} kon geven. Hetzelfde geldt voor de twee proeven met delta K_{eff} = 12.24 MPa√m. Om toch de beste passingen van c te kunnen bepalen zijn met formule 18, via extrapolatie, de waarden van t_{seq} geschat. Voor deze waarden van t_{seq} zijn de beste bijbehorende passingen van c bepaald. In tabel 2 zijn voor deze drie proeven, gemerkt met een asterix (*), de verkregen waarden van t_{seq} , c en Σy_i^2 gegeven.

De instelsnelheidsfactoren c uit tabel 2, met uitzondering van de met een asterix gemerkte waarden, zijn voor een zevental mathematische functies gecorreleerd aan de breukmechanische parameters K_{max} , R , delta K en delta K_{eff} . De correlatie van c met delta K_{eff} bleek verreweg de beste, alhoewel veel slechter dan de correlatie van t_{seq} met delta K_{eff} . In formule 19 is de functie gegeven, die de c waarden het best correleert met delta K_{eff} .

$$c = 0.0167 \exp(22.1/\text{delta } K_{eff}) \quad (19)$$

waarin: delta K_{eff} in [MPa√m]
 c in [1/mm]

Met nadruk wordt erop gewezen, dat deze formule slechts een mogelijke numerieke beschrijving is van de resultaten, en niet is gebaseerd op welke hypothese of theorie dan ook.

In figuur 20 zijn de waarden van c uit tabel 2 uitgezet als functie van bijbehorende waarden van delta K_{eff} , de c waarden van proeven gemerkt met een asterix zijn weggelaten. De met ononderbroken lijn getrokken curve beschrijft het verloop van c als functie van delta K_{eff} volgens formule 19.

In paragraaf 3.5. is al de mogelijkheid genoemd, dat de shear lip-ontwikkeling van de beide deelscheuren niet synchroon verloopt. In de figuren 11, 12 en 13 (t_s versus a) is dit

duidelijk te zien; de ene deelscheur loopt in shear lip-ontwikkeling iets voor of achter op de andere deelscheur, waardoor een spreidingsband ontstaat in de presentatie van de meetpunten van de shear lip-ontwikkeling van de totale scheur. Een andere oorzaak voor de spreidingsband is natuurlijk de mogelijke meetfout in de bepaling van de shear lip-breedte. Om een indruk te krijgen van de invloed van de spreidingsband op de bepaling van de instelsnelheidsfactor c is een computerprogramma geschreven, waar een vaste waarde van t_{seq} , uit tabel 2, kan worden ingevoerd en vervolgens zowel voor de bovengrens als voor de ondergrens van de spreidingsband een waarde van c kan worden bepaald. Als criterium voor de bepaling van de boven- en ondergrens was gesteld, dat 95% van de meetpunten onder respectievelijk boven de, met de grenswaarden van c , getrokken curven vallen. In figuur 20 zijn voor alle meetpunten $\{\Delta K_{\text{err}}, c\}$ de berekende grenswaarden van c ingetekend. Niet zo zeer de absolute grootte van het verschil tussen de onder- en bovengrens bij een meetpunt $\{\Delta K_{\text{err}}, c\}$ is van belang, alswel de relatieve grootte van dit verschil ten opzichte van andere meetpunten. Op deze wijze is vergelijkenderwijs in te zien hoe "gevoelig" de bepaling van c is ten opzichte van de geconstateerde spreidingsbanden. Duidelijk is in te zien, dat met name de uitgezette punten $\{\Delta K_{\text{err}}, c\}$ met een lage waarde van ΔK_{err} , $6 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} < \Delta K_{\text{err}} < 8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, een relatief grote mogelijke variatie van de c waarden hebben, zoals is bepaald uit spreidingsbanden van de grafieken van t_{seq} versus a . De verklaring hiervoor is, dat bij lagere constante ΔK_{err} niveau's relatief kleine shear lips ontstaan, de mogelijke relatieve fout in de bepaling van de shear lip-breedte wordt hierdoor relatief groter. Tevens wordt t_{seq} al binnen een klein traject van scheurgroei bereikt, zodat vergeleken met proeven met een grotere waarde van ΔK_{err} slechts een gering aantal meetpunten $\{a, t_{\text{seq}}\}$ in het eigenlijke traject van de transitie in scheurgroeiwijze bepaald kunnen worden. Dit is daarom zo belangrijk voor de bepaling van de waarde van c , omdat juist het scheurgroei-traject waarin de transitie in scheurgroeiwijze plaatsvindt, bepalend is voor de waarde van de instelsnelheidsfactor c .

In figuur 18 is ter illustratie de grafiek gegeven van a versus t_{seq} voor die proef uit tabel 2 met de laagste waarde van t_{seq} en het kleinste traject van de transitie in scheurgroeiwijze. Voor grotere waarden van ΔK_{err} is de instelsnelheidsfactor c relatief eenduidiger te bepalen.

In figuur 21 is een tweede grafiek gegeven van c versus ΔK_{err} maar nu zijn ook de c waarden van de in tabel 2 met een asterix gemerkte vermoeiingsproeven ingetekend, de overeenkomst met de door formule 19 voorspelde waarden van c is redelijk goed.

4.1.2. De invloed van K_{max} , A-ratio en plaatdikte op de shear lip-ontwikkeling

Om te toetsen of t_{seq} en c onafhankelijk zijn van K_{max} en de A-ratio zijn, zoals te zien in tabel 2, een drietal proeven uitgevoerd met hetzelfde delta K_{err} niveau, 9.18 MPa√m, maar met verschillende waarden van K_{max} en de A-ratio. De gekozen K_{max} waarden met bijbehorende A-ratio's leverden respectievelijk de volgende waarden van t_{seq} en c op:

$K_{max} = 18.90$ MPa√m met $A = 0.10$: $t_{seq} = 2.42$ mm en $c = 0.164$ 1/mm

$K_{max} = 29.00$ MPa√m met $A = 0.56$: $t_{seq} = 2.40$ mm en $c = 0.198$ 1/mm

$K_{max} = 40.00$ MPa√m met $A = 0.71$: $t_{seq} = 2.42$ mm en $c = 0.189$ 1/mm

De waarden van t_{seq} komen zeer goed met elkaar overeen en aangezien de c waarden van deze drie proeven een mogelijke spreidingsmarge hebben van gemiddeld ± 0.025 1/mm is er geen reden onafhankelijkheid van de shear lip-ontwikkeling ten opzichte van K_{max} en de A-ratio te ontkennen.

Een tweede toetsing van deze onafhankelijkheid is verkregen, door voor dezelfde waarde van delta K_{err} , 5.0 MPa√m, vijf verschillende waarden van K_{max} en de bijbehorende A-ratio, op te leggen aan C.C.T. proefstukken uit 6.0 mm dikke plaat. Volgens formule 18 blijft bij een delta K_{err} belastingsniveau, $\Delta K_{err} < 5.6$ MPa√m, het gehele vermoeiingsbreukoppervlak volledig in tensile mode.

In tabel 3 zijn de vermoeiingsparameters gegeven.

Voor drie van de vijf A-ratio's wordt de bovengrens van het geldigheidsgebied, $0 \leq A \leq 0.7$, van de scheursluitingsformule van Elber, formule 4, overschreden. De scheursluitingsformule van Schijve, formule 5, heeft een geldigheidsgebied, die alle mogelijke A-ratio's bevat, daarom is in tabel 3 ook, voor alle vijf proeven, delta K_{err} volgens Schijve berekend. De met formule 5 berekende waarden van delta K_{err} varieerden tussen de 5.4 en 5.5 MPa√m, hierdoor is $(\Delta K_{err})_{schijve}$, voor de vijf verschillende A-ratio's, tot op 0.1 MPa√m, als constant te beschouwen.

Alle vijf vermoeiingsbelastingen werden over een scheurgroei-traject van tenminste 10 mm opgelegd, om mogelijke shear lip-vorming de kans te geven. Op geen van de vermoeiingsbreukoppervlakken was echter sprake van ook maar enige shear lip-ontwikkeling. Dit is een bevestiging van de genoemde onafhankelijkheid van de shear lip-ontwikkeling ten opzichte van K_{max} en A-ratio.

Het beproeven van zowel 6.0 mm als 10.3 mm plaat heeft geen aanwijzingen aan het licht gebracht voor het bestaan van een systematisch effect van de plaatdikte op de vorming van shear lips. Met name komt dit tot uitdrukking in de bepaalde waarden van de evenwichts-shear lip-breedte als functie van delta K_{err} , zowel de waarden verkregen bij 6.0 mm als 10.3 mm plaatdikte voldoen uitstekend aan formule 18. De waarde van de instelsnelheidsfactor als functie van delta K_{err} is voor zover overzien kan worden, aan de hand van figuur 20, niet systematisch anders voor 6.0 mm dan voor 10.3 mm plaatdikte.

4.1.3. Shear lip-ontwikkeling uitgaand van een vermoeiingsscheur in volledige shear mode

Tot dusver zijn alleen constante delta K_{eff} vermoeiingsproeven besproken waarbij de shear lip-breedte vanaf de start shear lip-breedte, $t_{ss} = 0$, toeneemt naar een bepaalde evenwichts-shear lip-breedte, $t_{ssq} \geq 0$. In principe zou formule 8 ook in staat moeten zijn een afname in shear lip-breedte te voorspellen, startend vanaf een start shear lip-breedte, $t_{ss} > 0$, naar een lager evenwichtsniveau, $t_{ssq} < t_{ss}$, behorend bij het opgelegde delta K_{eff} belastingsniveau. Om deze hypothese te toetsen is een vermoeiingsproef verricht, in twee stappen, met verschillende opeenvolgende constante delta K_{eff} niveau's. Om effecten als gevolg van "overloads" te voorkomen is voor beide niveau's dezelfde K_{max} (= 20.64 MPa√m) opgelegd. Het verloop van de shear lip-breedte bij de eerste stap met delta $K_{eff} = 10.2$ MPa√m is weergegeven in figuur 15. Vanaf een scheurlengte, $a = 30$ mm, waar al ruimschoots sprake is van scheurgroei in volledige shear mode, werd de tweede stap gestart met delta $K_{eff} = 7.0$ MPa√m. In figuur 22 zijn de meetpunten $\{\text{delta } K_{eff}, t_{ss}\}$ van de afnemende shear lip uitgezet, tevens is in deze figuur het met formule 8, voor $t_{ss} = 3.0$ mm en $a_{ss} = 30$ mm, berekende verloop van de shear lip-breedte gegeven. De voor deze berekening benodigde waarden van t_{ssq} en c zijn, voor delta $K_{eff} = 7.0$ MPa√m, berekend met respectievelijk de formules 18 en 19. De overeenkomst van de berekende kromme met de meetpunten is goed te noemen.

4.2. Voorspellen van shear lip-ontwikkeling onder constante amplitude vermoeiingsbelasting

In het geval van vermoeiingsproeven met een constant delta K_{eff} niveau blijkt de shear lip-ontwikkeling, startend op een niveau $t_{ss} = t_{ssq}$, redelijk goed beschreven te kunnen worden door formule 8.

$$t_{ss} = t_{ssq} - (t_{ssq} - t_{ss}) \exp(-c(a - a_{ss})) \quad (8)$$

Wanneer echter een constante spanningsamplitude, delta σ , wordt opgelegd, zal bij scheurgroei delta K_{eff} groter worden naarmate de scheur langer wordt. De waarden t_{ssq} en c zullen steeds veranderen als functie van delta K_{eff} . Bij iedere nieuwe waarde van delta K_{eff} , ofwel bij ieder increment van de scheurlengte, zullen echter ook de beginwaarden t_{ss} en a_{ss} steeds anders zijn. Om toch tot een kwantitatieve voorspelling te komen is gebruik gemaakt van formule 7, de oorspronkelijke gedifferentieerde versie van formule 8, in de numerieke incrementele methode vormgegeven in formule 20.

$$t_w(a + da) = t_w(a) + (dt_w/da)da \quad (20)$$

Voor ieder increment "da" wordt delta K_{err} berekend via formules 3 en 4, de bijbehorende waarden van $t_{w\infty}$ en c worden respectievelijk via formules 18 en 19 berekend, en vervolgens in formule 7 gesubstitueerd ter bepaling van (dt_w/da) , waarna met formule 20 ten slotte opbouw van de shear lip-breedte wordt berekend.

Verscheidene constante delta σ vermoeiingsproeven zijn uitgevoerd om de besproken numerieke voorspellingsmethode te verifiëren. Twee voorbeelden zijn gegeven in de figuren 23 en 24. Beide testen zijn uitgevoerd op 6.0 mm dikke plaat, met $\sigma_{max} = 120$ MPa en zijn uitgaand van een volledig tensile mode voorvermoeiingsscheur gestart vanaf $a = 10$ mm. Tijdens het voorvermoeien is ervoor zorg gedragen, dat delta K_{err} niet groter werd dan 4.9 MPa $\sqrt{m}$. Voor de test in figuur 23 is gebruik gemaakt van een R-ratio $R = 0.1$ en van $R = 0.4$ voor de test in figuur 24. In beide gevallen werd na enige scheurgroei een toestand van volledige shear mode bereikt. Voor de test in figuur 23 ($R = 0.1$) is sprake van volledige shear mode bij $a \approx 20$ mm, de waarde van delta K_{err} loopt hierbij op van 10.6 MPa $\sqrt{m}$ bij $a = 10$ mm tot 16.3 MPa $\sqrt{m}$ bij $a = 20$ mm. Voor de test in figuur 24 ($R = 0.4$) is sprake van volledige shear mode bij $a \approx 22$ mm, de waarde van delta K_{err} loopt hierbij op van 8.6 MPa $\sqrt{m}$ bij $a = 10$ mm tot 14.2 MPa $\sqrt{m}$ bij $a = 22$ mm. De waarden van de instelsnelheidsfactor c zijn in deze delta K_{err} trajecten nog redelijk eenduidig te bepalen met formule 19. De resultaten van de berekeningen met formule 20 zijn in de figuren 23 en 24 gegeven door de getrokken krommen en komen redelijk goed overeen met de meetpunten $\{a, t_w\}$.

Belangrijk is op te merken, dat bij constante delta σ vermoeiingsbelasting de shear lip-ontwikkeling continu achterloopt ten opzichte van de bij de momentane waarde van delta K_{err} behorende evenwichts-shear lip-breedte. Het achterlopen van de shear lip-breedte bij constante amplitude vermoeiingsproeven is de consequentie van de relatief lage waarden van de instelsnelheidsfactor ($c < 1$). Indien c een veel grote waarde zou hebben, in de limiet $c \Rightarrow \infty$, dan zou ook bij constante delta σ vermoeiingsproeven t_w steeds gelijk zijn aan $t_{w\infty}$.

4.3. Het verloop van de scheurgroeisnelheid tijdens shear lip-ontwikkeling onder constante delta K_{err} belasting

De in paragraaf 2.3.2. als hypothese geponeerde formule 11 blijkt in staat een grove benadering te geven van het actuele snelheidsverloop bij shear lip-ontwikkeling, maar is niet in staat het soort "onderkoeling" te beschrijven, zoals werd waargenomen in het verloop van de scheurgroeisnelheid. Hiermee wordt bedoeld op een proces, tijdens shear lip-ontwikkeling, van afname in grootte van de scheurgroeisnelheid, gevolgd door een

kleine toename in de scheurgroeisnelheid. Als voorbeeld is voor dat experiment, waarvan in figuur 16 de shear lip-ontwikkeling tegen de scheurlengte is uitgezet, in figuur 25 het verloop van de scheurgroeisnelheid uitgezet tegen de scheurlengte, zoals berekend met behulp van een zevenpunts incrementale polynoom methode. Het delta K_{eff} niveau bij deze proef bedroeg 10.8 MPa $\sqrt{m}$.

In figuur 25 zien we een scherpe afname in da/dN , totdat een scheurlengte van ongeveer 9 mm is bereikt. Hierna is de afname in scheurgroeisnelheid veel minder groot, gevolgd door een kleine toename, tot een scheurlengte van ongeveer 18 mm wordt bereikt. Uit de grafiek van a versus t , in figuur 16 wordt niet duidelijk wat ten grondslag ligt aan de verandering van de gradient van de scheurgroeisnelheid bij de scheurlengte van 9 mm. Het begin van een min of meer stationaire scheurgroeisnelheid bij $a \approx 18$ mm, echter, wordt bevestigd in figuur 16. Na een scheurlengte van 18 mm bereikt te hebben is de shear lip-breedte praktisch 3 mm. Dit betekent, dat de scheurgroei, in de 6.0 mm dikke plaat, volledig in shear mode is.

Een nadere bestudering van het breukoppervlak toonde aan, dat vanaf $a \approx 6$ mm tot $a \approx 9$ mm zich shear lips ontwikkelen vanaf het plaatoppervlak naar het midden van het proefstuk. De rechter deelscheur ontwikkelde een double shear configuratie, de linker deelscheur ontwikkelde een single shear configuratie, zoals te zien bij de witte pijlen op de foto in figuur 26. Vanaf $a \approx 9$ mm groeide vanaf het plaatoppervlak een kleine shear lip in de reeds bestaande shear lip, zoals te zien is links van de linker pijl en rechts van de rechter pijl in figuur 26. De oorspronkelijke en de "nieuwe" shear lips maken een hoek van ongeveer 90° met elkaar. Zoals vermeld werd dit fenomeen ontdekt op de breukoppervlakken van beide deelscheuren, dus zowel in de oorspronkelijke double als in de oorspronkelijke single shear configuratie.

Tevens is het opmerkenswaardig, dat vanaf $a \approx 6$ mm tot $a \approx 9$ mm de scheurgroei steeds meer de neiging heeft af te wijken van de centrale dwarslijn van het proefstuk. Deze afwijking was alleen duidelijk te zien aan het plaatoppervlak, in het gebied van de zich ontwikkelende shear lip. Vanaf $a \approx 9$ mm nam de afwijking plotseling af, doordat de scheurgroeirichting veranderde in een richting terug naar de centrale dwarslijn. Dit effect kan worden uitgelegd aan de hand van een toename in asymmetrie van de plastische zone in het geval van een zich ontwikkelende shear lip, zoals beschreven door Zuidema et al. [lit. 26]. Wanneer de afwijking van de centrale dwarslijn zo groot wordt, dat de scheur in het plastisch sterkst vervormde deel van zijn eigen plastische zone dreigt gaan te groeien, zal de scheur een richting opzoeken met een minder grote plastische vervorming. Een schematisch beeld van dit proces van beïnvloeding van de scheurgroeirichting door de vorming van asymmetrische plastische zones, is gegeven in figuur 27.

Dit effect speelt met name een belangrijke rol aan de beide oppervlakken van de plaat waar de plastische zones door de daar heersende plane stress spanningstoestand iets groter en ook sterker asymmetrisch zullen zijn, dan de kleinere "plane strain" plastische zone onder het oppervlak van de plaat.

Beide deelscheuren, zowel de deelscheur in de double als de

deelscheur in de single shear configuratie, gaven deze verandering in scheurgroeirichting aan het plaatoppervlak te zien. Het zal duidelijk zijn, dat de verandering in scheurgroeirichting alleen bereikt kan worden door een shear lip te ontwikkelen op een ander vlak, onder 45° met het plaatoppervlak en onder een hoek van 90° met de oorspronkelijke shear lip.

Als gevolg van twee mogelijke oorzaken neemt de scheurgroei-snelheid af in het traject van $a \approx 6$ mm tot $a \approx 9$ mm. De eerste is het ontstaan van een steeds grotere shear lip, waardoor het scheurfront dwars door de plaat steeds langer wordt en een grotere scheurgroeiweerstand wordt opgebouwd. De tweede oorzaak is, het afwijken van de scheurgroeirichting van de centrale dwarslijn, waardoor de hoekafhankelijke spanningsintensiteitsfactor "K" kleiner wordt en dus ook ΔK_{eff} afneemt.

In het traject van $a \approx 9$ tot $a \approx 18$ mm blijft de shear lip-breedte toenemen en wordt de lengte van het scheurfront dwars door de plaat steeds groter. Aangezien de scheur weer groeit in een richting terug naar de centrale dwarslijn, werkt het als tweede oorzaak genoemde proces nu juist scheurgroei versnellend. De spanningsintensiteitsfactor en ΔK_{eff} nemen immers weer toe. Het verloop van de scheurgroei-snelheid in dit traject, duidt erop, dat beide genoemde effecten elkaar praktisch opheffen, met nog slechts een kleine resterende snelheidsverandering als gevolg.

Andere vermoeiingsproeven vertoonden een, aan het besproken proefstuk, analoog gedrag.

Op dit moment wordt in de sectie T.M.C.-2 getracht het geconstateerde, gecombineerd met formule 11, op een meer kwantitatieve wijze te verklaren en te beschrijven, maar gezien de complexe aard van het probleem zal dit waarschijnlijk niet op korte termijn tot resultaat leiden.

4.4. Kanttekeningen bij het gebruik van K_I voor het beschrijven van shear lip-ontwikkeling

In dit verslag wordt bij het beschrijven van de shear lip-ontwikkeling steeds gebruik gemaakt van de voor mode I scheuropening gedefinieerde spanningsintensiteitsfactor K_I . In feite is het echter zo, dat tijdens shear lip-ontwikkeling weliswaar uitwendig aan het proefstuk een mode I belasting wordt opgelegd, maar aan het scheurfront aan de zich ontwikkelende shear lips sprake is van een gemengde mode I, II en III scheuropening, waarbij de verhouding van de aandelen van de drie modes steeds verandert.

De drie wijzen van scheuropening zijn in figuur 5 geschetst aan de hand van een tensile mode scheur.

Een fundamenteel meer correcte werkwijze dan het gebruik van K_I zou zijn, om na een vermoeiingsproef aan de hand van de topografie van het breukoppervlak bij "iedere" scheurlengte, langs het gehele scheurfront de mode I, II en III componenten

van de scheuropening te bepalen en samen met de uitwendig opgelegde krachten, een gecombineerde $K_{I,II,III}$ te berekenen. Het behoeft geen betoog, dat dit een extreem bewerkelijke en gecompliceerde werkwijze zou zijn.

Door nu gebruik te maken van een, shear lip onafhankelijke, $\Delta K_{I,III}$ (= ΔK_{III}) wordt een snelheidsverandering tijdens shear lip-ontwikkeling, bij een constante "uitwendige" ΔK_{III} belasting, niet in eerste instantie toegeschreven aan een verandering in $\Delta K_{I,II,III}$, maar aan een verandering van de breedte van de shear lip t_s . Deze procedure is dan wel door een vereenvoudigde beschrijving niet echt fundamenteel correct, maar is tenminste wel een werkbaar concept, dat toch redelijk is gefundeerd. Een manco is, dat de geconstateerde "onderkoeling" in scheurgroei-snelheid tijdens de transitie in scheurgroeiwijze met dit concept niet kwantitatief kan worden verklaard.

4.5. Breukvlakonderzoek op microschaal met S.E.M.

In de literatuur heerst grote onenigheid over het al dan niet gepaard gaan van vermoeiingsscheurgroei met het striatie-mechanisme, aan dat gedeelte van het scheurfront dat zich in shear mode bevindt. Wel is men het er over eens, dat bij eenzelfde scheurlengte, in het tussen de beide shear lips eventueel aanwezige tensile mode gebied wel striaties aanwezig zijn. Zowel Garret [lit.16] (Al 2014-T6 plaat) als Daiuto en Hillberry [lit.14] (Al 7475-T731 plaat) nemen aan op grond van hun via T.E.M. en S.E.M. verkregen waarnemingen, dat vermoeiingsscheurgroei zowel in tensile mode als in shear mode via het striatie-mechanisme plaatsvindt, in tegenstelling tot El Soudani en Pelloux [lit.13] (Al 7075-T6 plaat) en Hertzberg [lit.34]. Deze laatst genoemden stellen, dat scheurgroei in shear mode niet volgens het striatie-mechanisme plaatsvindt, dit omdat ze geen striaties waarnemen op dat deel van het breukvlak, dat zich in shear mode bevindt. Garret wijt dit aan subjectieve replicatechnieken en incorrecte interpretatie. Daiuto en Hillberry geven echter al een aanzet voor een mogelijke verklaring, door te vermelden, dat wanneer het breukvlak in shear mode is, het striatiepatroon ten opzichte van het striatiepatroon van een breukvlak in tensile mode sterk is vervaagt. De oorzaak hiervan kan zijn, dat daar waar het breukoppervlak in shear mode is, de breukoppervlakken als gevolg van een gemengde mode I, II en III scheuropening langs elkaar wrijven.

Eigen waarnemingen met S.E.M. gaven geen enkele striatie te zien op de shear lips. De foto's, figuren 28 en 29, zijn S.E.M. opnamen van een met goud opgedampt vermoeiingsbreukoppervlak. Het breukoppervlak is ontstaan tijdens een constante ΔK_{III} vermoeiingsproef, aan 6.0 mm dikke plaat, met $\Delta K_{III} = 10.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ en $K_{max} = 20.64 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. De beide opnamen zijn gemaakt bij dezelfde scheurlengte in het traject van de transitie in scheurgroeiwijze, waar nog sprake is van een tussen de

shear lips in liggend tensile mode gebied. De foto, figuur 28, toont het tensile mode deel van het breukvlak, in het midden van de foto is duidelijk een gebied met striaties te zien. Volgens het fractografie-handboek van de American Society for Metals [lit.35] is dit vermoeiingsbreukvlak te classificeren als een typische combinatie van "microvoid coalescence" en "fatigue striation formation".

De foto, figuur 29, toont het breukoppervlak van een van beide shear lips, van striaties is nu geen sprake. Wel zijn in het midden van de foto een typerend soort gefacetteerde afschuifvlakken aanwezig. Deze afschuifvlakken kunnen mogelijk daar zijn ontstaan, waar de beide breukvlakken over elkaar heen schuren, als gevolg van de gemengde mode I, II en III scheuropening.

Gesteld wordt, dat het niet aanwezig zijn van striaties op de shear lips geen bewijs is van het aldaar niet optreden van het striatie-scheurgroeimechanisme, gezien de mogelijkheid dat door wrijving een striatiepatroon volledig kan worden vervaagd.

5. Conclusies

- 1) De grootte van de evenwichts-shear lip-breedte bij een constante delta K vermoeiingsbelasting is alleen afhankelijk van delta K_{err} en is onafhankelijk van K_{max}, de R-ratio of de plaatdikte. Door formule 18 wordt de gevonden empirische relatie tussen t_{eq} en delta K_{err} numeriek weergegeven.

$$t_{eq} = 0.67 \text{ delta } K_{err} - 3.72 \quad [\text{mm}] \quad (18)$$

- 2) De snelheid van de shear lip-ontwikkeling bij een constante delta K vermoeiingsbelasting is, zowel bij toename als bij afname van de shear lip-breedte, te beschouwen als proportioneel met het verschil tussen t_{eq} en de momentane grootte van t_e. Dit leidt tot:

$$t_e = t_{eq} - (t_{eq} - t_e) \exp(-c(a - a_e)) \quad (8)$$

- 3) Voor grotere waarden van delta K_{err} wordt de evenwichts-shear lip-breedte virtueel groter dan de halve plaatdikte.
- 4) De instelsnelheidsfactor c is ook afhankelijk van delta K_{err} en kan worden benaderd door de gevonden empirische relatie weergegeven in formule 19.

$$c = 0.0167 \exp(22.1/\text{delta } K_{err}) \quad [1/\text{mm}] \quad (19)$$

- 5) De shear lip-ontwikkeling bij constante delta σ vermoeiingsbelasting kan worden voorspeld uit de resultaten van shear lip-ontwikkeling bij constante delta K_{err} vermoeiingsbelasting, door gebruik te maken van een incrementele methode:

$$t_e(a + da) = t_e(a) + (dt_e/da)da \quad (20)$$

- 6) Een eerste grove benadering van de verlaging in de scheurgroeisnelheid tijdens shear lip-ontwikkeling kan worden gegeven door formule 11.

$$(da/dN) =$$

$$\{(da/dN)_{eq} - (da/dN)_{tens}\} \{1 - \exp(-c(a - a_e))\} + (da/dN)_{tens} \quad (11)$$

- 7) Op de shear lips wordt geen striatiepatroon waargenomen, dit is echter geen bewijs voor het niet optreden van het striatie-scheurgroeimechanisme daar waar het scheurfront in shear mode is. Dit omdat de mogelijkheid bestaat, dat door een combinatie van mode I, II en III scheuropening de breukoppervlakken van de shear lips zodanig overelkaar schuren, dat primair aanwezige details aldaar geheel vervagen.

6. Aanbevelingen voor vervolgonderzoek

Puntsgewijs en beknopt zullen enkele suggesties geopperd worden voor mogelijk interessant vervolgonderzoek.

- Het bepalen van de shear lip-ontwikkeling en het bijbehorende verloop in de scheurgroeisnelheid in een scheurgroeirichting met een component in de walsrichting, om zo een indruk te krijgen van de invloed van de orientatie van de structuur.
- Het onderzoeken van de invloed van de voorvermoeiingsprocedure op de shear lip-ontwikkeling. Met name voor constante delta K vermoeiingsproeven met een zodanig lage waarde van delta K_{err} en K_{max} , dat mogelijk, gedurende het eerste op de voorvermoeiing volgende scheurgroeitraject, de shear lip-ontwikkeling wordt beïnvloed door de bij het K_{max} niveau van de voorvermoeiing behorende plastische zones.
- Onderzoek naar de invloed van het milieu en de vermoeiingsfrequentie op de shear lip-ontwikkeling en het bijbehorende verloop in de scheurgroeisnelheid bij constante delta K vermoeiingsproeven. Misschien is het mogelijk de shear lip-ontwikkeling onafhankelijk van milieu en vermoeiingsfrequentie te beschrijven als functie van de scheurgroei per tijdseenheid.

Dankbetuigingen

Hierbij wil ik graag alle leden en de diverse subsecties van de sectie T.M.C.-2 bedanken voor hun medewerking en kritiek; in het bijzonder Chris van Beekum voor het verrichten van het grootste gedeelte van het schijnbaar eindeloze prepareerwerk.

7. Literatuurlijst

- 1) J. Zuidema, H.S. Blaauw, The effect of shear lips on fatigue crack growth in Al-2024 sheet material, accepted for publication in: Proc. Fatigue '87; 3rd Int. Conf. on Fatigue and Fatigue Thresholds, Univ. of Virginia, (1987).
- 2) J. Zuidema, H.S. Blaauw, Slant fatigue crack growth in Al 2024 sheet material, accepted for publication in: Eng. Fract. Mechanics.
- 3) K.H. Schwalbe, Zeitschrift fur Metallkunde, Vol. 62, pp. 59 - 67, (1971).
- 4) J. Schijve, Eng. Fract. Mech., Vol. 14, pp. 789 - 800, (1981).
- 5) L.B. Vogelesang, Some factors influencing the transition from tensile to shear mode cyclic loading, Aerospace Dept., Report LA - 222, Delft University of Technology, (1976).
- 6) L.B. Vogelesang, J. Schijve, Fat. Eng. Mat. Struot., Vol. 3, pp. 85 - 98, (1980).
- 7) H.L. Ewalds, Eng. Fract. Mech., Vol. 13, pp. 1001 - 1007, (1980).
- 8) J. Schijve, Eng. Fract. Mech., Vol. 6, pp. 245 - 252, (1974).
- 9) R.A.H. Edwards, E.M. de Jong, J. Zuidema, Proc. Fatigue '84; 2nd Int. Conf. on Fatigue and Fatigue Thresholds (edited by C.J. Beevers), pp. 463 - 476, Univ. of Birmingham, (1984).
- 10) R.A.H. Edwards, J. Zuidema, Eng. Fract. Mech., Vol. 22, pp. 751 - 758, (1985).
- 11) C.M. Hudson, J.T. Scardina, Eng. Fract. Mech., Vol. 1, pp. 429 - 446, (1969).
- 12) W.E. Krupp, D.W. Hoepfner, E.K. Walker, Proc. Conf. on Corrosion Fatigue N.A.C.E. - 2, pp. 468 - 483, Univ. of Connecticut, (1972).
- 13) S.M. El-Soudani, R.M. Pelloux, Met. Trans., Vol. 4, pp. 519 - 531, (1973).
- 14) R.A. Daiuto, B.M. Hillberry, Effect of thickness on fatigue crack propagation in 7475-T731 aluminum alloy sheet, NASA contractor report, Purdue University, Indiana, (1984).
- 15) S.R. Swanson, F. Cicci, W. Hoppe, ASTM STP 415, pp. 312 - 362, Philadelphia, (1967).
- 16) G.G. Garret, Met. Trans., Vol. 10A, pp. 648 - 651, (1979).

- 17) N.E. Frost, K. Denton, Metallurgia (G.B.), Vol. 70, pp. 113 - 120, (1964).
- 18) E.K. Walker, S. Pendleberry, R. McElwee, ASTM STP 462, pp. 234 - 240, Philadelphia, (1970).
- 19) D.G. Rickerby, P. Fenici, Eng. Fract. Mech., Vol. 19, pp. 585 - 599, (1984).
- 20) S. Horibe, M. Nakamura, M. Sumita, Int. J. Fatigue, Vol. 7, pp. 224 - 227, (1985).
- 21) A.A. Anctil, E.B. Kula, ASTM STP 462, pp. 297 - 317, Philadelphia, (1970).
- 22) C.E. Richards, Acta Met., Vol. 19, pp. 583 - 596, (1971).
- 23) L.P. Pook, A.F. Greenan, Eng. Fract. Mech., Vol. 5, pp. 935 - 946, (1973).
- 24) N.E. Frost, J. Mech. Eng. Sci., Vol. 1, pp. 151 - 170, (1959).
- 25) F.R. Larson, Trans. ASM., Vol. 57, pp. 620 - 631, (1964).
- 26) J. Zuidema, P.J.M. Mense, R.A.H. Edwards, Eng. Fract. Mech., Vol. 26, pp. 349 - 356, (1987).
- 27) H.S. Blaauw, De transitie in scheurgroeiwijze bij vermoeiing, 4^e jaars literatuuronderzoek, Delft, (1986).
- 28) H.L. Ewalds, R.J.H. Wanhill, Fracture Mechanics, D.U.M., Delft, (1984).
- 29) W.Elber, ASTM STP 486, pp. 203 - 242, Philadelphia, (1971).
- 30) J. Schijve, Eng. Fract. Mech., Vol. 14, pp. 461 - 465, (1981).
- 31) H.L. Ewalds, F.C. van Doorn, W.G. Sloof, ASTM STP 801, pp. 115 - 134, Philadelphia, (1983).
- 32) 1985 Annual Book of ASTM Standards, Vol. 03.01, ASTM designation: E 647 - 83, pp. 739 - 759, (1985).
- 33) H.H. Johnson, Met. Research and Standards, pp. 442 - 445, (1965).
- 34) R.W. Hertzberg, ASTM STP 415, pp. 205, Philadelphia, (1967).
- 35) Metals Handbook, 8th edition, Fractography and atlas of fractographs, American Society for Metals, Vol. 9, pp. 64 - 78, (1974).

Tabel 1 - Materiaal: aluminium 2024-T351 plaat

Chemische compositie

Cu	4.40 wt%
Mg	1.36
Mn	0.67
Fe	0.26
Si	0.08
Zn	0.07
Cr	0.01

Mechanische eigenschappen
(in walsrichting)

$\sigma_{0.2}$	=	395 MPa
σ_{max}	=	500 MPa
ϵ_{max}	=	17 %
E	=	71875 MPa

Tabel 2 - Resultaten en vermoeiingsparameters van constante delta K_{eff} proeven uitgaande van een tensile mode vermoeiingsscheur

	code	t	delta K	R	K_{max}	delta K_{eff}	t_{seq}	c	Σy_i^2 10 ⁻² [mm ²]	n	
		[mm]	[MPa√m]		[MPa√m]	[MPa√m]	[mm]	[1/mm]			
X	hs10	10.3	9.43	0.64	26.00	7.12	1.01	0.263	8.2	31	
X	bea1	10.3	14.40	0.10	16.00	7.78	1.42	0.498	6.4	70	⊗
X	hs90	10.3	11.95	0.54	26.00	8.56	2.12	0.157	8.7	30	
[	bea2	10.3	18.00	0.10	20.00	9.72	2.78	0.184	42	70	
X	pm10	10.3	14.87	0.43	26.00	9.98	3.04	0.164	13	26	
X	pm20	10.3	18.58	0.29	26.00	11.41	3.78	0.098	95	29	
	soren	10.3	24.67	0.05	26.00	12.84	4.90	0.093	5.1	14	
X	dsn2	6.0	9.74	0.30	14.00	6.06	0.30	0.813	2.8	45	0
X	dsn1	6.0	12.00	0.10	13.30	6.47	0.55	0.511	8.8	74	0
X	dsn4	6.0	11.40	0.50	23.00	8.00	1.75	0.187	41	68	X
X	dsn5	6.0	15.00	0.10	16.70	8.11	1.83	0.202	53	83	
X	dsn9	6.0	17.00	0.10	18.90	9.18	2.42	0.164	33	50	
X	h12	6.0	12.65	0.56	29.00	9.18	2.40	0.198	10	36	
X	h7	6.0	11.73	0.71	40.00	9.18	2.42	0.189	16	40	
X	h6	6.0	12.41	0.65	35.00	9.41	2.60	0.169	9.7	47	
[	X dsn8	6.0	18.00	0.10	20.00	9.72	2.74	0.245	89	58	X
X	dsn6	6.0	16.00	0.30	23.00	9.95	2.96	0.137	57	65	
X	h22	6.0	19.64	0.05	20.64	10.20	3.04	0.156	32	52	
	dsn7	6.0	20.00	0.10	22.20	10.80	3.55	0.156	14	37	
	*dsn0	6.0	23.00	0.08	25.00	12.24	(4.5)	0.11	21	17	
	*h13	6.0	15.83	0.68	50.00	12.24	(4.5)	0.15	67	29	
	*h9	6.0	24.38	0.39	40.00	16.00	(7.0)	0.080	55	30	

voor de met een asterix (*) gemerkte proeven zijn met formule 18, via extrapolatie, de waarden van t_{seq} berekend, om toch een schatting van de instelsnelheidsfactoren c te kunnen maken.

Tabel 3 - Vijf constante delta K proeven met delta K_{err} = 5 MPa√m
6.0 mm plaatdikte

delta K [MPa√m]	R	K _{max} [MPa√m]	delta K _{err} (Elber) [MPa√m]	delta K _{err} (Schijsve) [MPa√m]
9.28	0.10	10.28	5.0	5.4
6.61	0.64	18.33	5.0	5.4
6.20	0.77	26.67	5.0	5.5
6.01	0.83	35.00	5.0	5.5
5.86	0.88	50.00	5.0	5.5

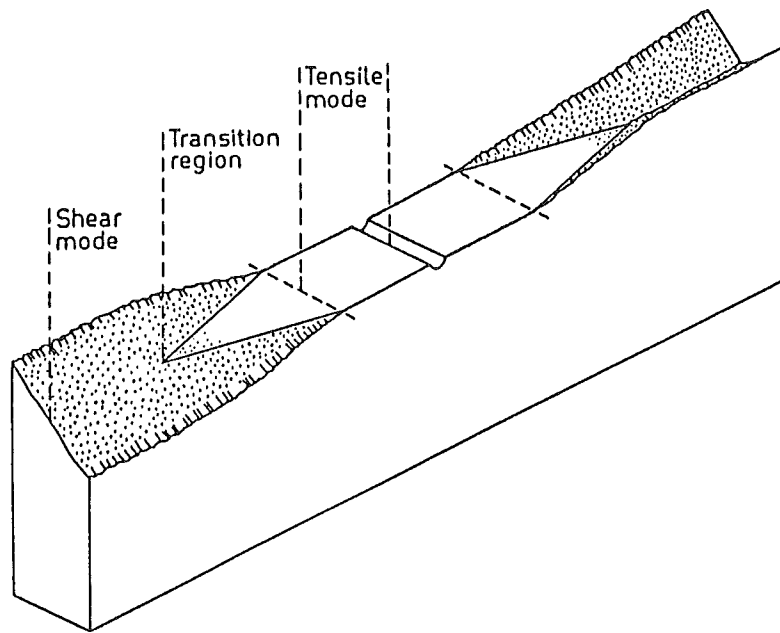


fig. 1 Ontwikkeling van shear lips bij een constante amplitude proef op een C.C.T. proefstuk.

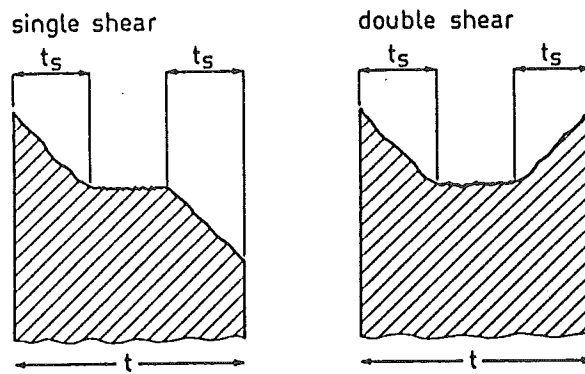


fig. 2 Dwarsdoorsneden van breukoppervlakken uit de regio van transitie in scheurgroeiwijze.

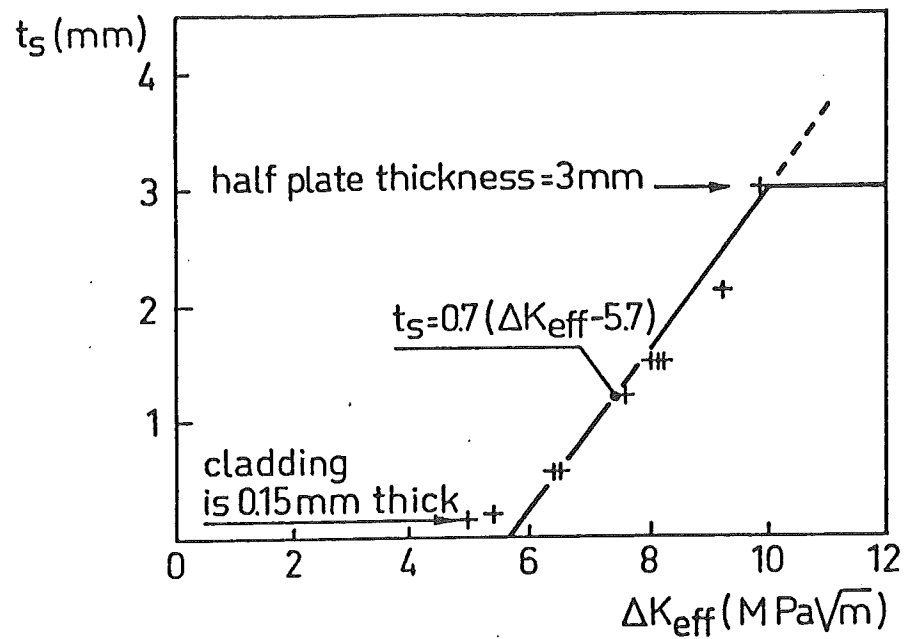


fig. 3 De relatie tussen evenwichts-shear lip-breedte en effectieve spanningsintensiteitsfactor, bepaald uit constante delta K proeven op 6 mm dikke plaat [lit.9 en 10].

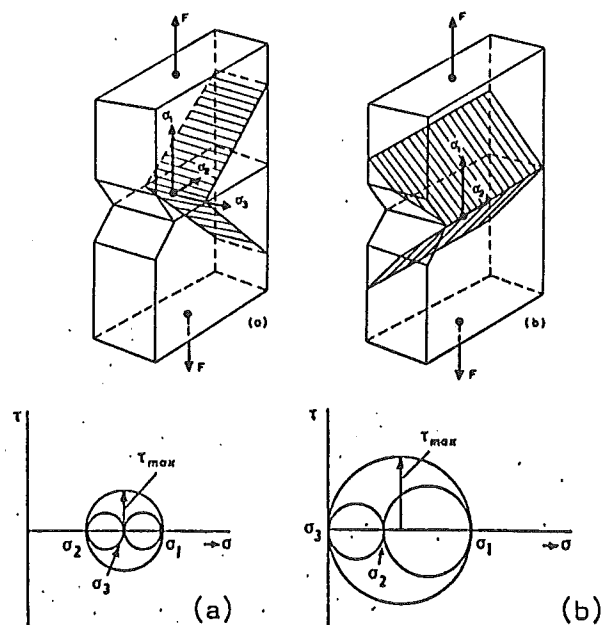


fig. 4 Vlakken waarop de maximale afschuifspanning heerst voor (a) plane strain en (b) plane stress condities.

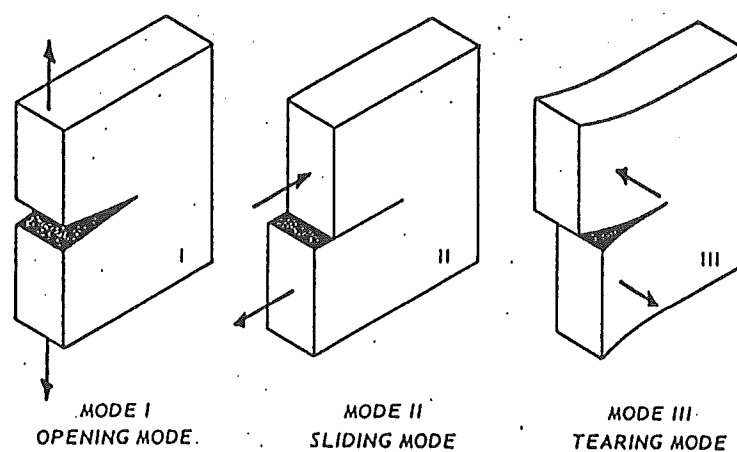


fig. 5 De drie modes van scheuropening.

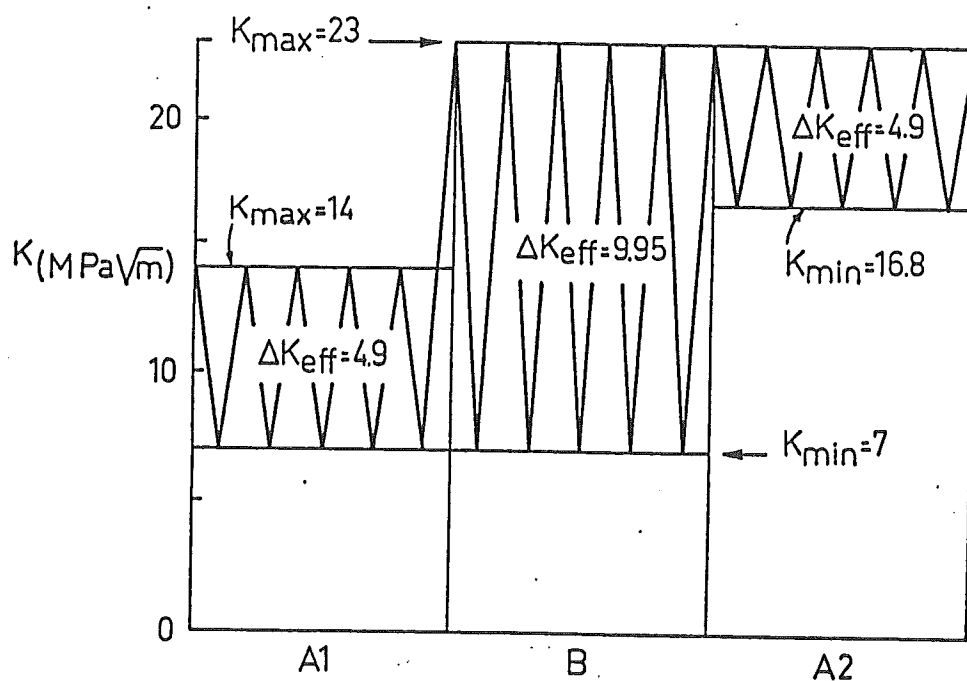


fig. 6 Spanningsintensiteitsintervallen gebruikt om het effect van de transitie in scheurgroeiwijze op de scheurgroei-snelheid bij constante delta K te bestuderen [lit.9].

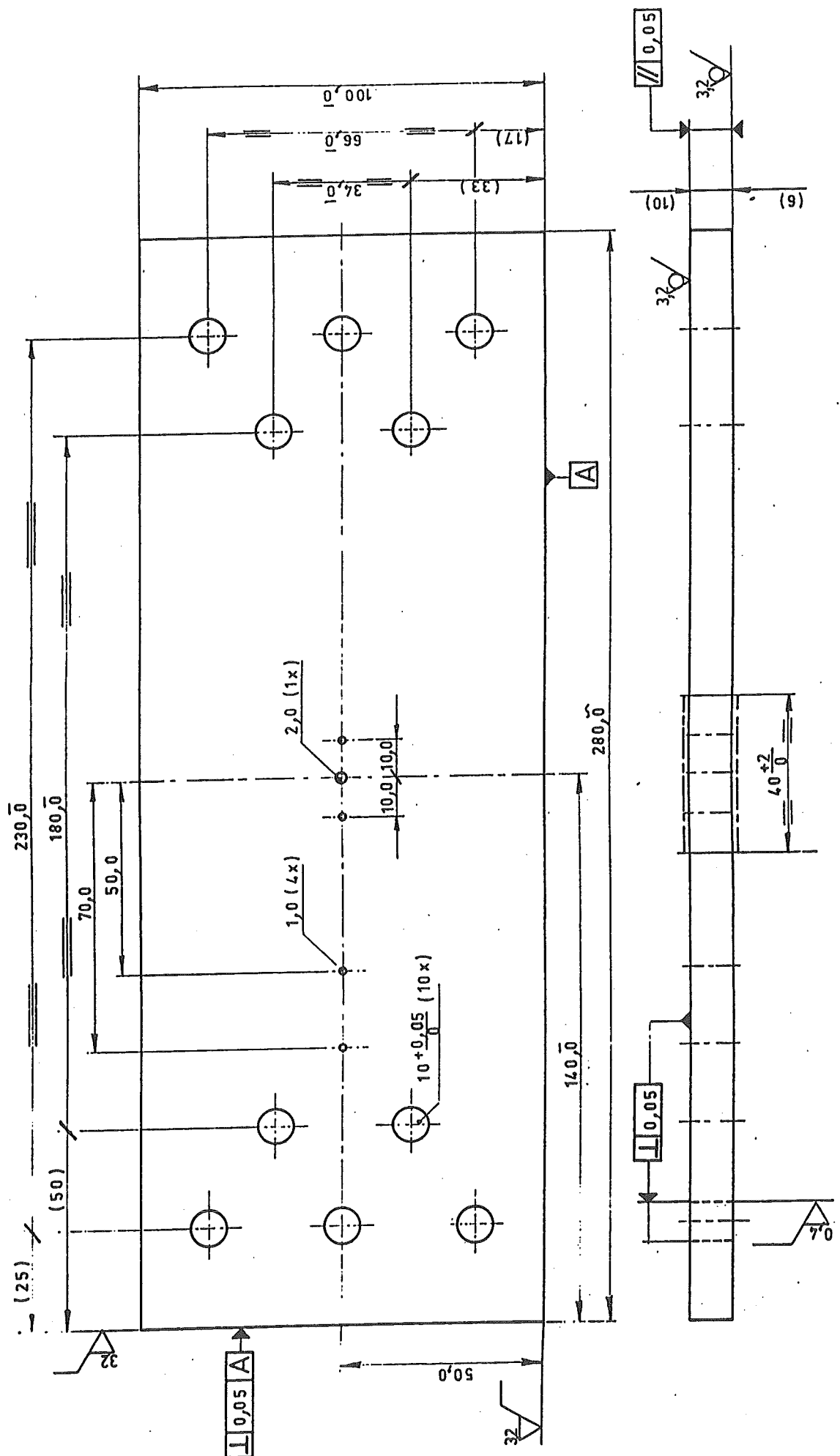


fig. 7 Dimensies van het gebruikte type C.C.T. proefstuk.

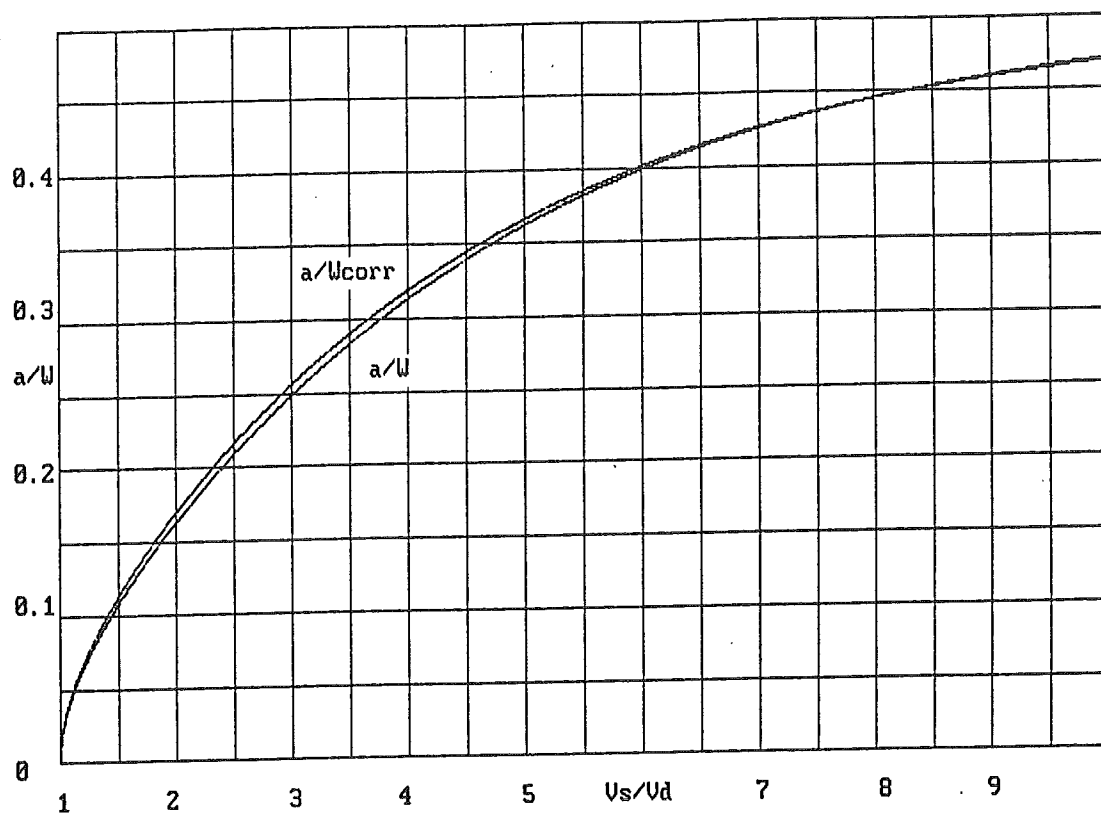


fig. 8 De scheurlengte volgens de potentiaalvalmethode.

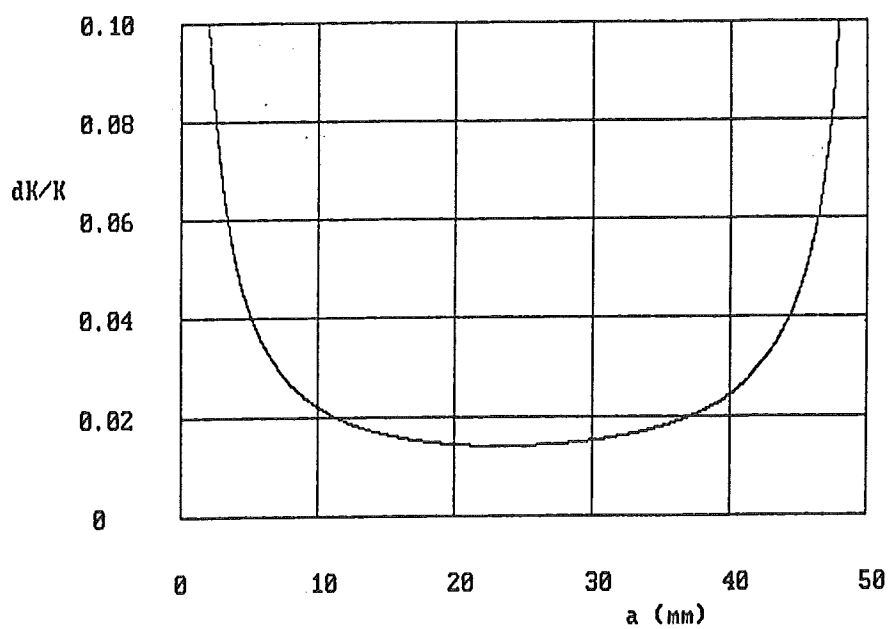


fig. 9 De mogelijke fout in K, delta K en delta K_{corr} als functie van de scheurlengte.

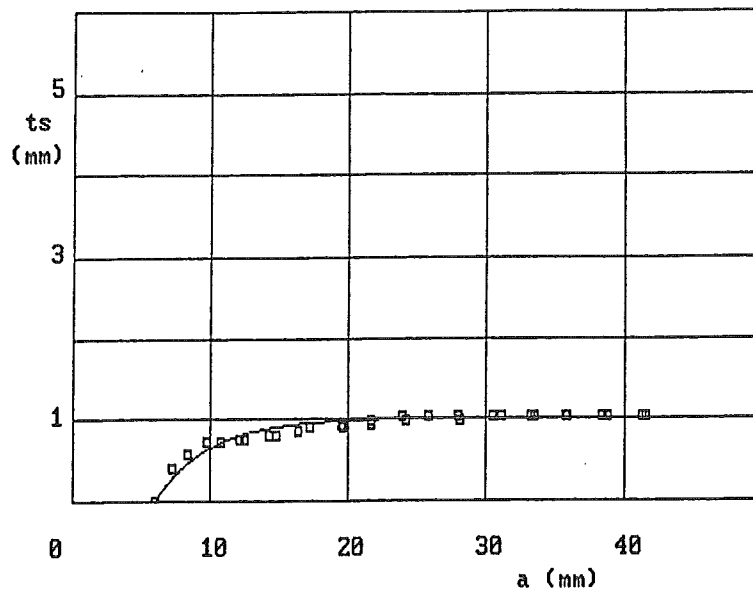


fig. 10 Passing aan de shear lip-breedte meetresultaten met $t_{\text{resq}} < t/2$, 6.0 mm plaat, proefcode: hs10, $\Delta K_{\text{err}} = 7.12 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

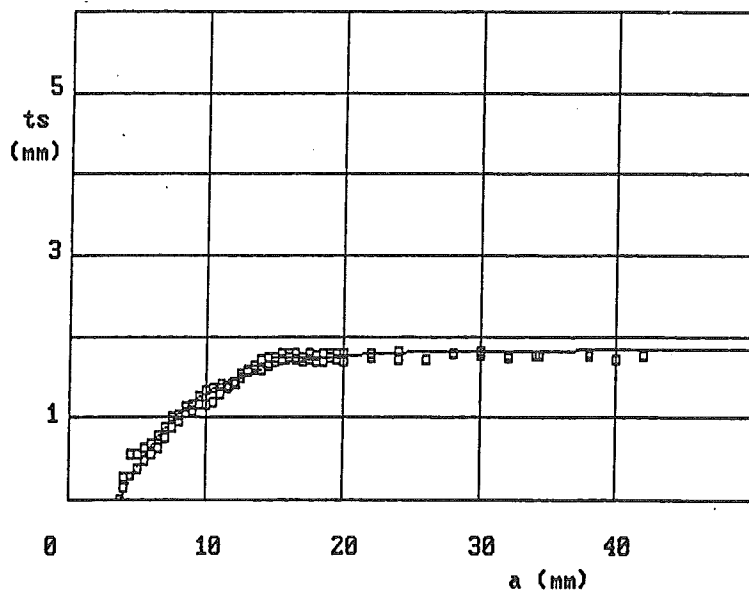


fig. 11 Passing aan de shear lip-breedte meetresultaten met $t_{\text{resq}} < t/2$, 6.0 mm plaat, proefcode: dsn5, $\Delta K_{\text{err}} = 8.11 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

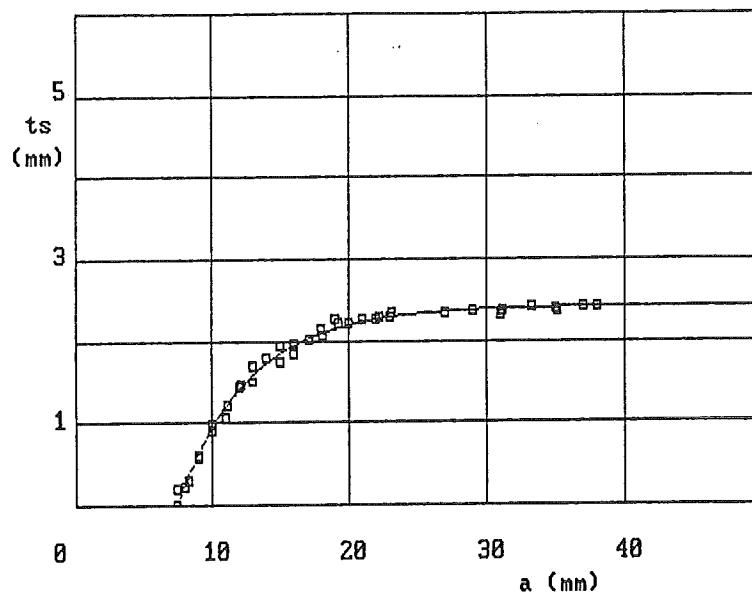


fig. 12 Passing aan de shear lip-breedte meetresultaten met $t_{\text{resq}} < t/2$, 6.0 mm plaat, proefcode: h7, $\Delta K_{\text{err}} = 9.18 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

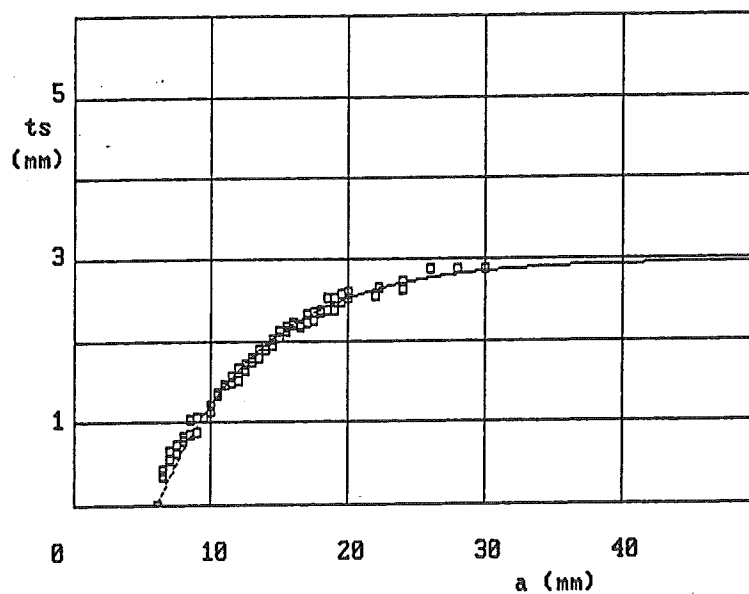


fig. 13 Passing aan de shear lip-breedte meetresultaten met $t_{\text{resq}} < t/2$, 6.0 mm plaat, proefcode: dsn6, $\Delta K_{\text{err}} = 9.95 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

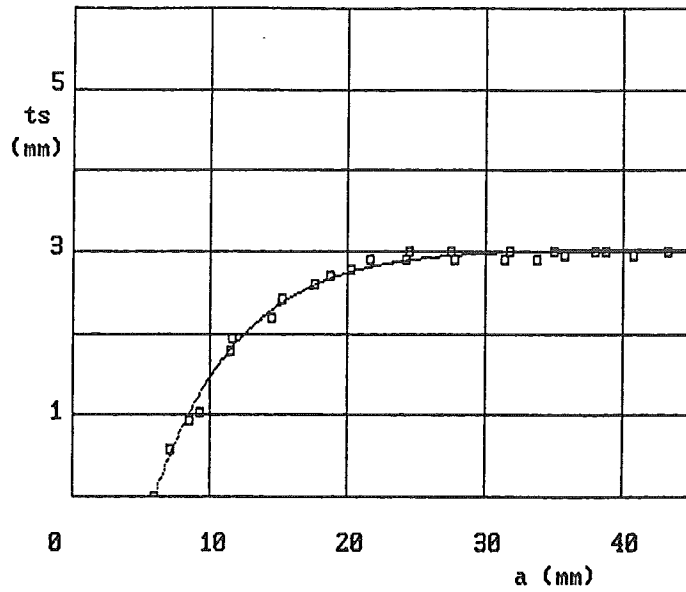


fig. 14 Passing aan de shear lip-breedte meetresultaten met $t_{\text{shear}} < t/2$, 10.3 mm plaat, proefcode: pm10, $\Delta K_{\text{err}} = 9.98 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

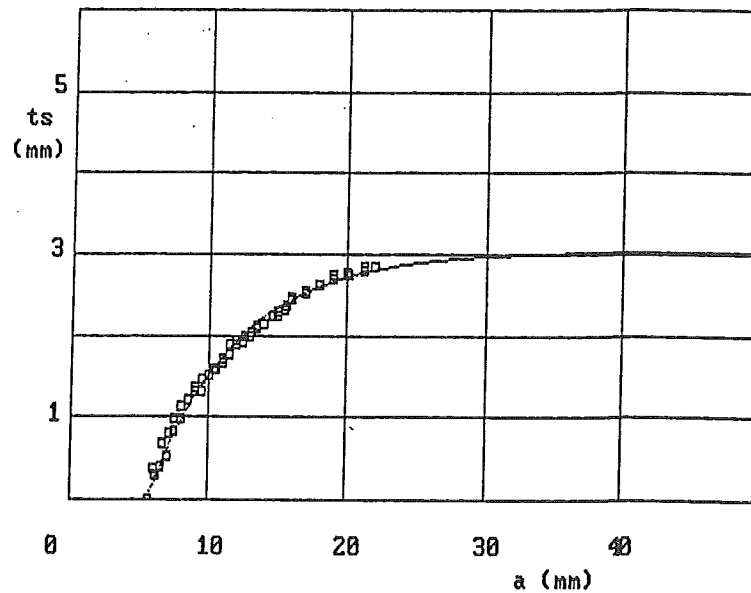


fig. 15 Passing aan de shear lip-breedte meetresultaten met $t_{\text{shear}} > t/2$, 6.0 mm plaat, proefcode: h22, $\Delta K_{\text{err}} = 10.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

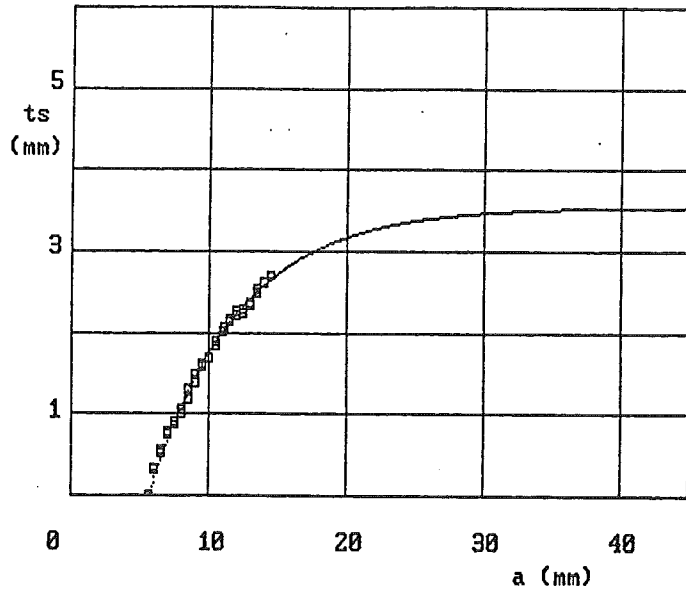


fig. 16 Passing aan de shear lip-breedte meetresultaten met $t_{\text{eq}} > t/2$, 6.0 mm plaat, proefcode: dsn7, $\Delta K_{\text{err}} = 10.8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

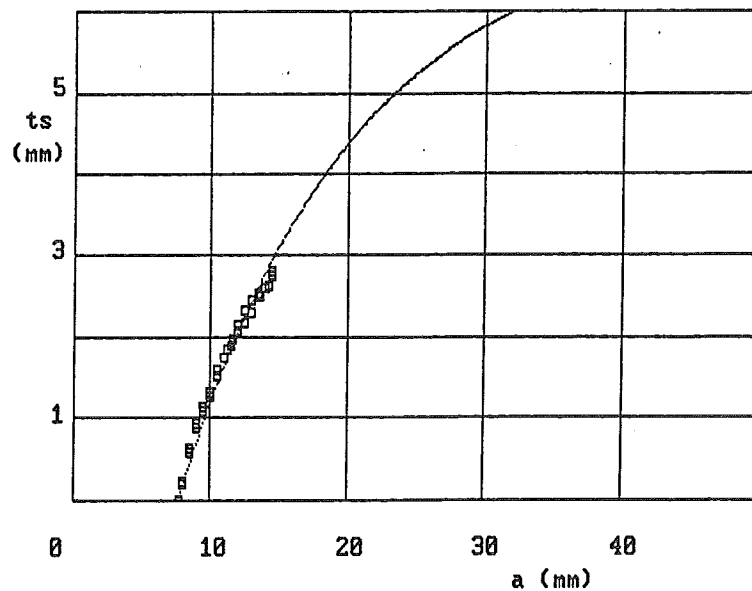


fig. 17 Passing aan de shear lip-breedte meetresultaten met $t_{\text{eq}} > t/2$, 6.0 mm plaat, proefcode: *h9, $\Delta K_{\text{err}} = 16.0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

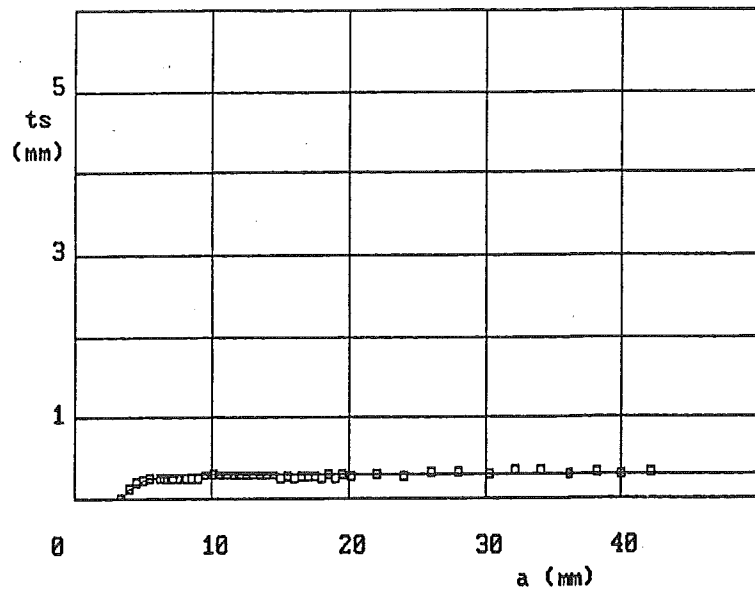


fig. 18 Passing aan de shear lip-breedte meetresultaten met $t_{seq} < t/2$, 6.0 mm plaat, proefcode: dsn2, $\Delta K_{eff} = 6.06 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

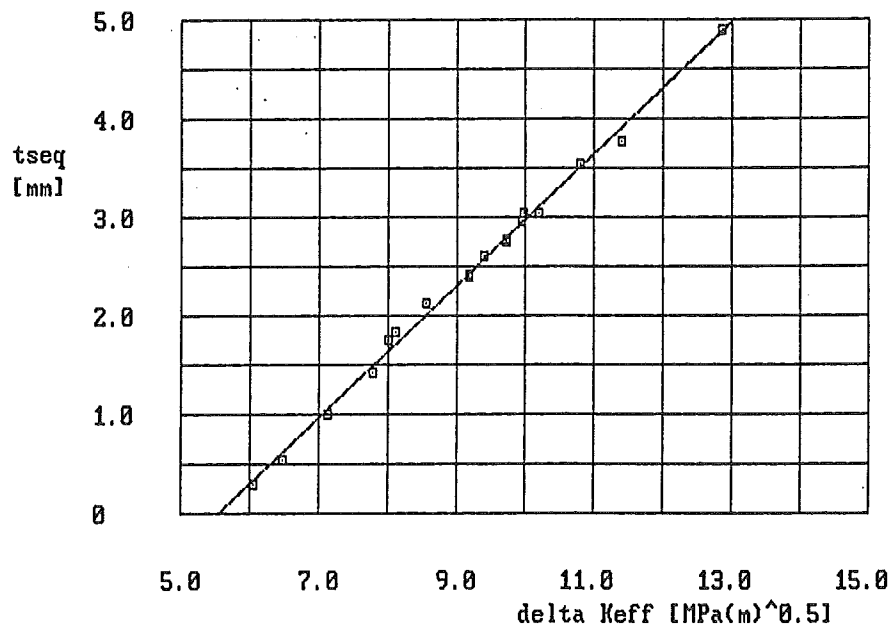


fig. 19 De relatie tussen de evenwichtswaarde van de shear lip-breedte en ΔK_{eff} , bepaald uit constante ΔK_{eff} vermoeiingsproeven op 6.0 mm en 10.3 mm dikke plaat.

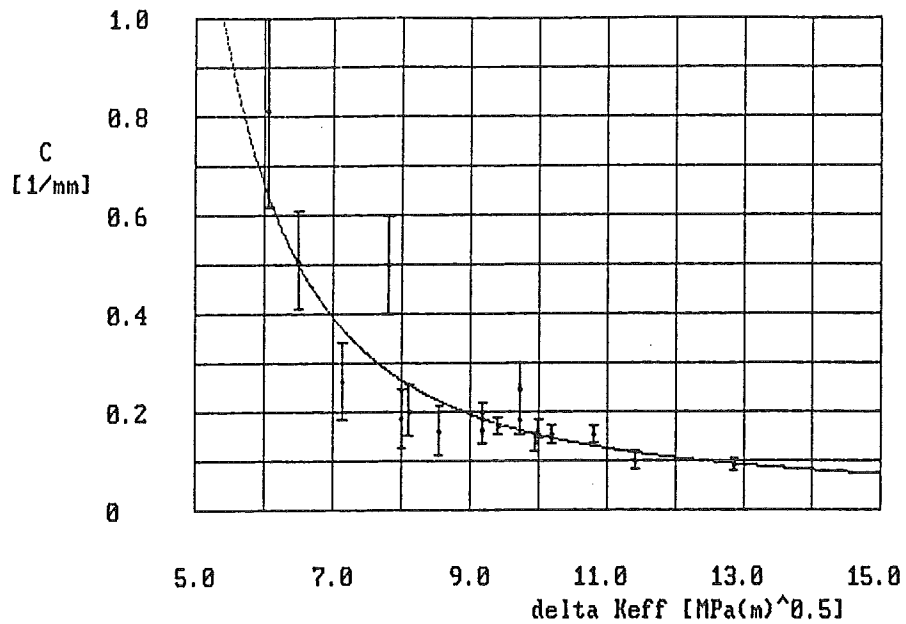


fig. 20 De instelsnelheidsfactor als functie van ΔK_{eff} , bepaald uit constante ΔK_{eff} vermoeiingsproeven op 6.0 mm en 10.3 mm dikke plaat, de foutenbanden geven de mogelijke grenswaarden aan als gevolg van de spreidingsbanden in de meetresultaten van a versus t_a .

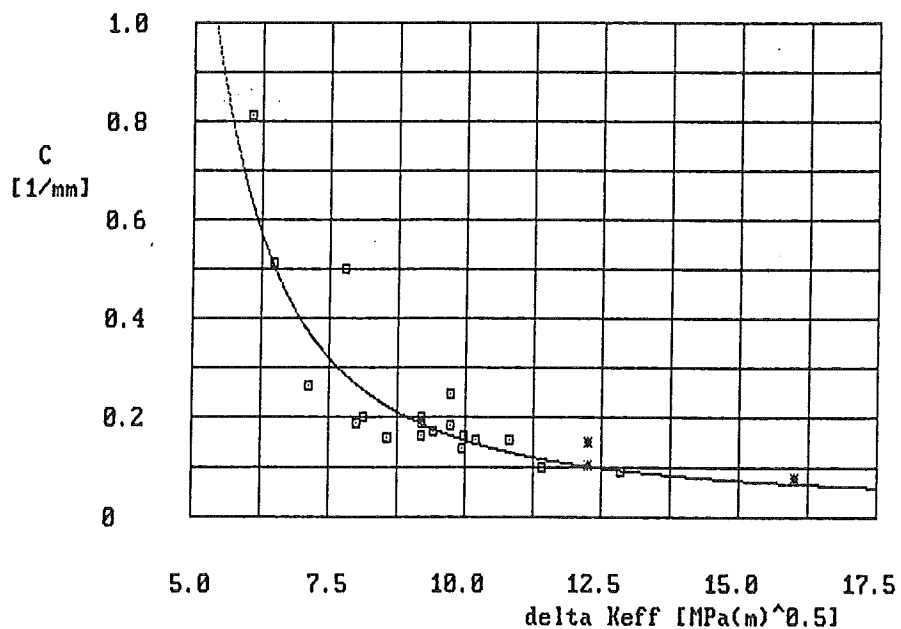


fig. 21 De instelsnelheidsfactor als functie van ΔK_{eff} , zelfde grafiek als in figuur 20, de met een asterisk gemerkte proeven zijn niet gebruikt om de ingetekende curve te fitten.

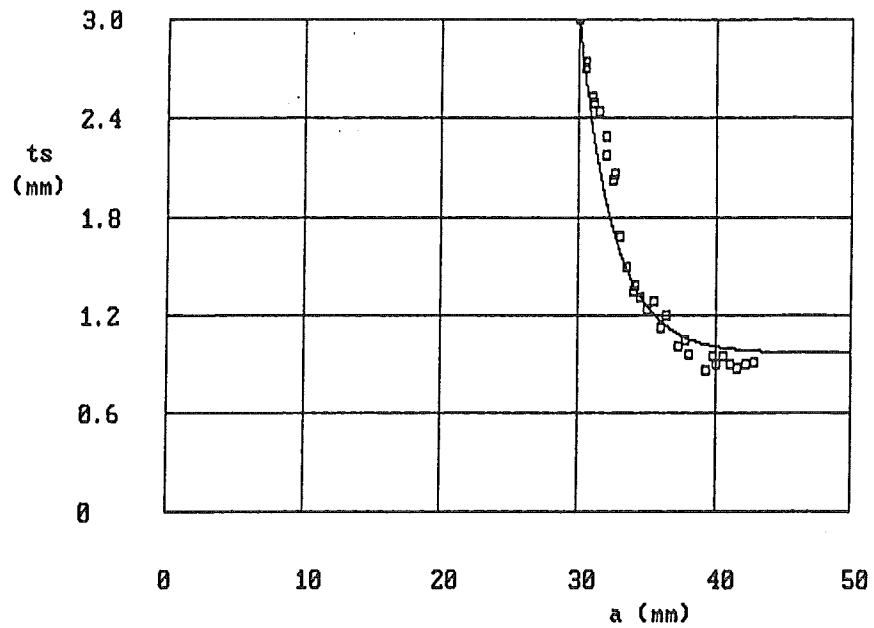


fig. 22 De afname van de shear lip-breedte als gevolg van een plotselinge verlaging in ΔK_{err} van $\Delta K_{err} = 10.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ tot $\Delta K_{err} = 7.0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, $a_s = 30.0 \text{ mm}$, $t_{ss} = 3.0 \text{ mm}$.

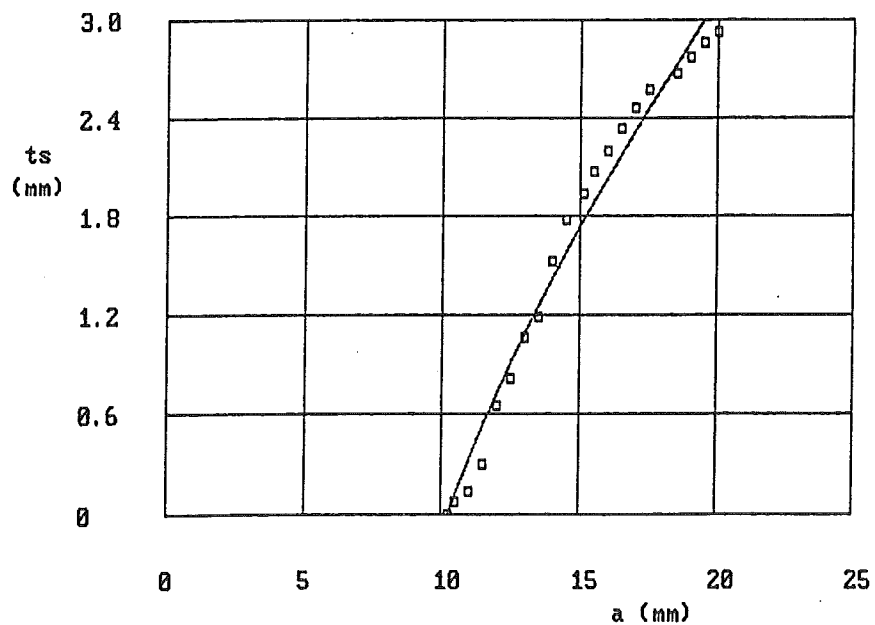


fig. 23 Shear lip-ontwikkeling tijdens een constante amplitude proef, 6.0 mm plaat, $\sigma_{max} = 120 \text{ MPa}$, $R = 0.1$, $a_s = 10.3 \text{ mm}$.

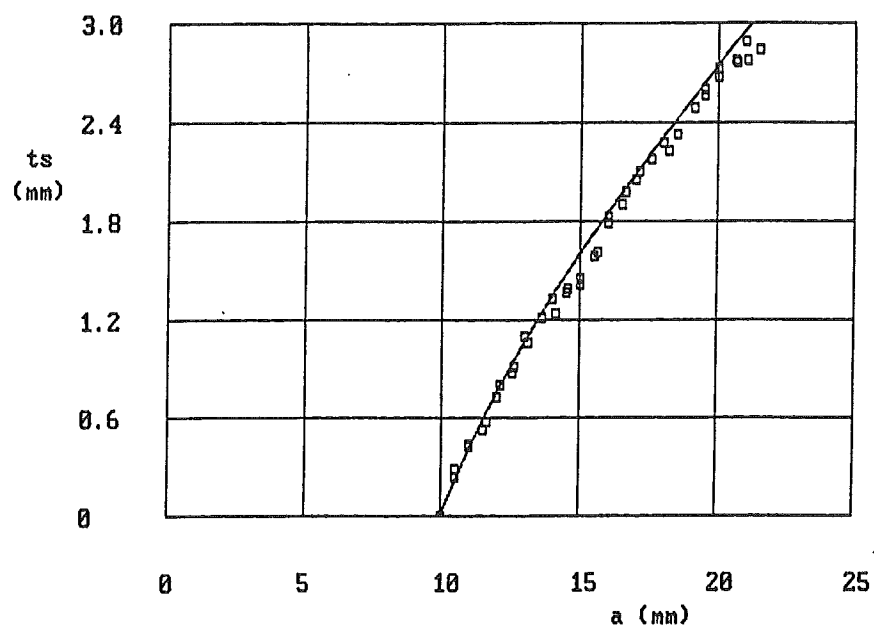


fig. 24 Shear lip-ontwikkeling tijdens een constante amplitude proef, 6.0 mm plaat, $\sigma_{max} = 120$ MPa, $R = 0.4$, $a_0 = 10.0$ mm.

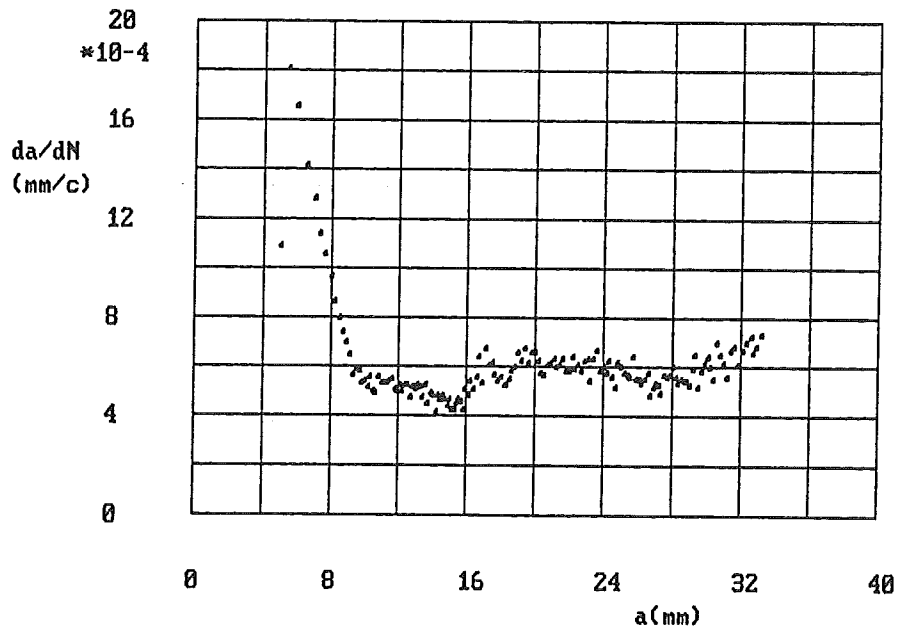


fig. 25 De scheurgroeisnelheid versus de scheurlengte, proefcode: dsn7, $\Delta K_{eff} = 10.8$ MPa $\sqrt{m}$.

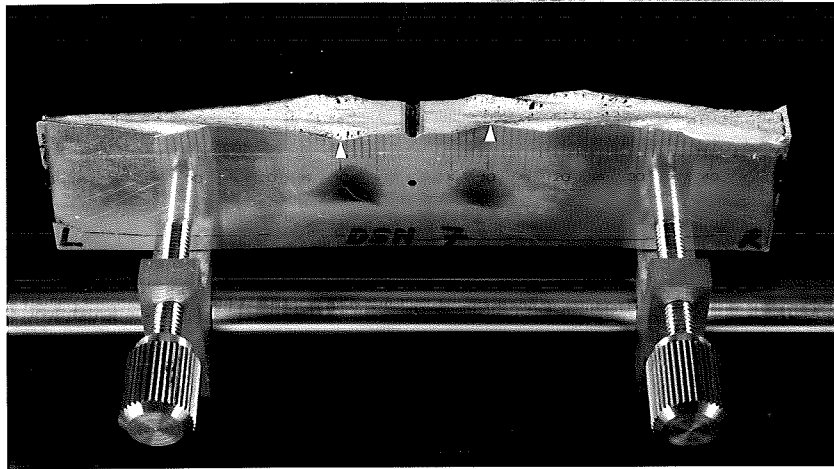


fig. 26 Foto van het breukvlak van proef dsn7 gekanteld over 45° in de kijkrichting, de pijltjes geven het begin aan van de ontwikkeling van secundaire shear lips.

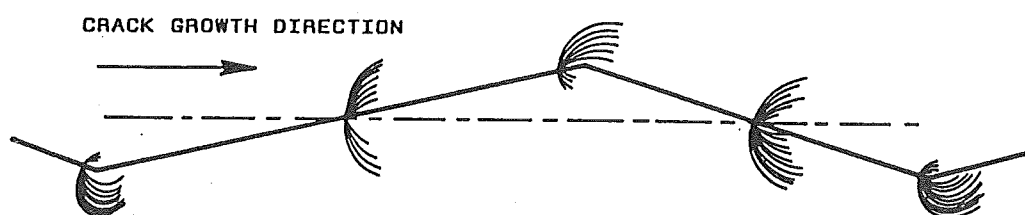


fig. 27 Een schematische schets van de verandering in scheurgroeirichting als gevolg van een toenemende asymmetrie in de plastische zones.



fig. 28 Een S.E.M. opname van het gedeelte van het breukvlak in tensile mode, in het midden van de plaat, tijdens shear lip-ontwikkeling. De pijl geeft de scheurgroeirichting aan. Vergrotingsfactor: 1000.

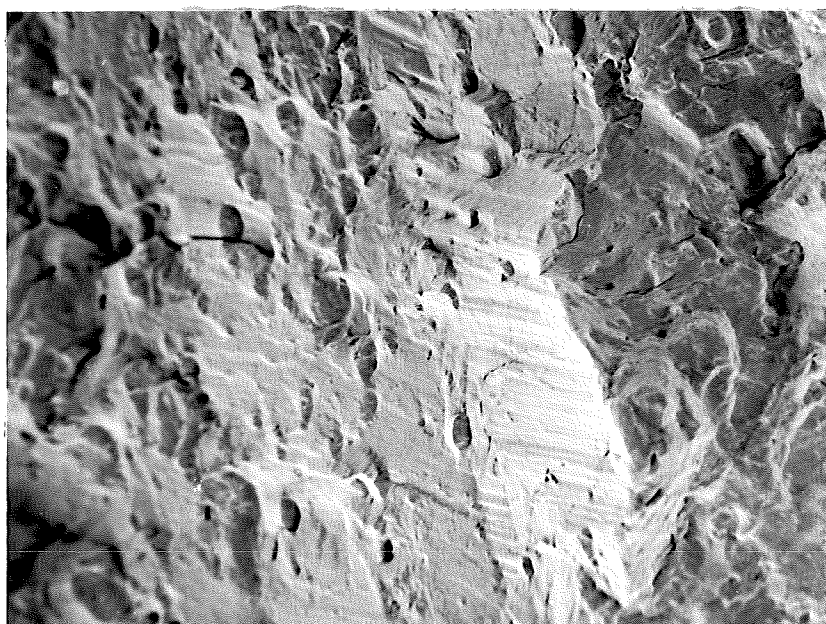


fig. 29 Een S.E.M. opname van het breukoppervlak op een van beide shear lips, zelfde scheurlengte als in figuur 28. De pijl geeft de scheurgroeirichting aan. Vergrotingsfactor: 300.

