



TECHNISCHE HOGESCHOOL DELFT

VLIEGTUIGBOUWKUNDE

Memorandum M-236

**TOEPASSINGEN VAN DE BREUKMECHANICA
BIJ HET SPANNINGSKORROSIE ONDERZOEK**

door

ir. H.F. de Jong

DELFT - NEDERLAND.

mei 1975

TECHNISCHE HOGESCHOOL DELFT
VLIEGTUIGBOUWKUNDE

Memorandum M-236

Toepassingen van de breukmechanika bij het spannings-
korrosie onderzoek

door

Ir. H.F. de Jong

Delft - Nederland
mei 1975

TECHNISCHE HOGESCHOOL DELFT
VLIEGTUIGBOUWKUNDE
VAKGROEP B2
VORMGEVING, FABRIKAGE EN
MATERIALEN

5131

Toepassingen van de breukmechanica bij het spannings-
korrosie onderzoek.

door

Ir. H.F. de Jong

(Lezing gehouden voor de Werkgroep Spanningskorrosie)

Samenvatting:

In dit memorandum worden in het kort enkele begrippen uit de breukmechanica en de toepassingen hiervan bij het spanningskorrosie onderzoek behandeld.

Aangegeven wordt hoe door middel van een kompliantie meting een K_I -calibratie kan worden uitgevoerd.

Voor enkele bij het spanningskorrosie onderzoek veel toegepaste proefstaafkonfiguraties worden de K_I -calibraties gegeven.

Tot slot worden de mogelijkheden en beperkingen van het spanningskorrosie onderzoek met behulp van voorgescheurde proefstaven besproken.

<u>INHOUD:</u>	<u>PAG.</u>
Notaties	4
1. Inleiding	6
2. Grondbeginselen van de breukmechanica	6
2.1. Energie beschouwingen bij scheuruitbreiding	6
2.2. Het spanningsveld rond een scheurtip in een belaste plaat	8
2.3. Relatie tussen G en K_I	11
3. De K_I -kalibratie	11
3.1. K_I -kalibratie d.m.v. een kompliantie meting	12
3.2. Bepaling van de kompliantie	13
4. K_I -kalibraties voor enkele veel toegepaste proefstaaf configuraties	14
4.1. Typen voorgescheurde proefstaven	14
4.2. Proefstaven met toenemende K_I	14
4.3. Proefstaven met afnemende K_I	16
4.4. Proefstaven met konstante K_I	17
5. Toepassingen van voorgescheurde proefstaven bij het spanningskorrosie onderzoek	18
5.1. Voor- en nadelen van voorgescheurde proefstaven	18
6. Doel van het spanningskorrosie onderzoek m.b.v. voorgescheurde proefstaven	19
6.1. Bepaling van de $K_{I_{sc}}$ -waarde	19
6.2. Factoren die de $K_{I_{sc}}$ -waarde kunnen beïnvloeden	21
6.3. Bepaling van de scheurgroeisnelheid da/dt	21
6.4. De kritische spanningsintensiteitsfactor bij spanningskorrosie $K_{I\delta}$	22
7. Het meten van de scheurlengte	23

<u>INHOUD:</u>	<u>PAG.</u>
8. Afmetingen van de proefstaven	24
8.1. Dikte van de proefstaven	24
8.2. Toepassen van zijgroeven	25
9. Literatuur	26
10. Figuren	29
 <u>BIJLAGEN:</u>	
I : Spanningen en verplaatsingen rond de tip van een scherpe scheur	I-1 (pag.36)
II : Het verband tussen de energy release rate G en de spannings- intensiteitsfaktor K_I	II-1 (pag.38)
III: Afleiding van het verband tussen de energy release rate G en de kompliantie λ	III-1 (pag.41)

NOTATIES

B	dikte
C	konstante, geometrie faktor
D	diameter
E	elasticiteits modulus
F	arbeid verricht door uitwendige belasting
G	energy release rate
G_{Ic}	kritische energy release rate
G^*	glijdingsmodulus
H	hoogte
K	spanningsintensiteitsfaktor
K_{Ic}	kritische spanningsintensiteitsfaktor voor mode I
$K_{I\delta}$	kritische spanningsintensiteitsfaktor voor mode I bij spanningskorrosie
K_{Isc}	spanningsintensiteitsfaktor voor mode I waarbij geen scheurgroei door spanningskorrosie optreedt
M	moment
P	uitwendige belasting
R	weerstand tegen scheuruitbreiding (crack growth resistance)
S	afstand tussen de buitenste oplegpunten bij drie- en vierpuntsbuiging
U	elastische energie
W	energie nodig voor scheuruitbreiding
a	scheurlengte
d	diameter
e	excentriciteit
m	veerstijfheid
s	afstand tussen de binnenste oplegpunten bij vierpuntsbuiging
t	tijd
v	verplaatsing, scheuropening
γ	oppervlakte energie
λ	kompliantie
σ	trek- of drukspanning
τ	schuifspanning
ν	konstante van POISSON

x }
y } Cartesiaanse coördinaten
z }
r }
e } poolcoördinaten

INDICES

I }
II } behorend bij resp. mode I, mode II en mode III
III }

c kritisch
f failure
i initieel
n nominaal
scc stress corrosion cracking (spanningskorrosie)
t totaal
ys yield strength

1. INLEIDING

Hoewel de breukmechanika in eerste instantie is ontwikkeld om het verschijnsel van de instabiele scheurgroei te kunnen verklaren, maakt de onderzoeker van het verschijnsel spanningskorrosie in toenemende mate een dankbaar gebruik van de mogelijkheden die de breukmechanika ook op dit gebied geeft.

Enige kennis van de breukmechanika theorie is hierbij onontbeerlijk om de mogelijkheden, maar ook de beperkingen van de toepassing van de breukmechanika bij het spanningskorrosie onderzoek te leren kennen.

In dit memorandum wordt daarom eerst een (beperkte) inleiding in de breukmechanika theorie gegeven, waarbij alleen die begrippen ter sprake komen die bij het spanningskorrosie onderzoek van belang kunnen zijn. Voor zover noodzakelijk worden in de bijlagen de afleidingen van de gebruikte formules gegeven.

In het tweede deel worden de mogelijkheden en beperkingen van de verschillende proefstaaftypen voor het spanningskorrosie onderzoek besproken, waarbij in het bijzonder aandacht wordt gegeven aan de relatie tussen de keuze van een bepaald proefstaaftype en het doel van het uit te voeren onderzoek.

2. GRONDBEGINSELEN VAN DE BREUKMECHANIKA

Het verschijnsel van scheuruitbreiding in een belast materiaal kan op twee manieren worden benaderd:

- a: door het beschouwen van het energie evenwicht in een belast materiaal waarin zich een scheur bevindt.
- b: door het beschouwen van het spanningsveld rond een scheurtip in een belast materiaal.

Beide methoden zullen in het kort worden besproken, waarna zal worden aangetoond dat zij tot gelijke resultaten leiden.

2.1. ENERGIEBESCHOUWINGEN BIJ SCHEURUITBREIDING

Het energie-balans principe voor zich uitbreidende scheuren is rond 1920 opgesteld door GRIFFITH (lit. 1).

Hij maakte daarbij gebruik van de door INGLIS (lit. 2) opgestelde oplossing

voor de spanningen in een oneindig grote plaat waarin zich een centrale scheur met een lengte $2a$ bevindt. De plaat wordt belast met een spanning σ en daarna in zijn uiteinden vastgeklemd (fixed grips). Volgens het principe van GRIFFITH vindt scheuruitbreiding plaats als de hierbij vrijkomende elastische energie voldoende is om te voorzien in de benodigde oppervlakte energie van de door de scheuruitbreiding nieuw gevormde breukvlakken.

In formule:
$$\frac{dU}{da} = - \frac{dW}{da} \quad (1)$$

waarin: U = de elastische energie

W = benodigde energie voor scheuruitbreiding.

Hierbij is verondersteld dat er geen arbeid door de uitwendige krachten wordt verricht. Dit is het geval wanneer de plaat na het belasten aan de uiteinden star wordt ingeklemd (fixed grips).

Voor de verandering van de elastische energie per eenheid van dikte geldt:

$$\frac{dU}{da} = - \frac{2\pi\sigma^2 a}{E} \quad (2)$$

Voor de energie nodig voor scheuruitbreiding nam GRIFFITH de oppervlakte energie. Voor een scheur met lengte $2a$ geldt:

$$W = 4 \gamma a \quad (3a) \quad \text{en} \quad \frac{dW}{da} = 4 \gamma \quad (3b)$$

waarin: γ = oppervlakte energie per eenheid van dikte.

Substitutie van (2) en (3b) in (1) geeft de oorspronkelijke formule van GRIFFITH:

$$\sigma = \sqrt{\frac{2\gamma E}{\pi a}} \quad (4)$$

Uit deze formule volgt dat er voor elke initiële scheurlengte a een spanning σ is, waarboven de scheur zich zal uitbreiden. Deze spanning wordt σ_c genoemd.

Omgekeerd geldt uiteraard dat er bij elke spanning σ een kritische scheurlengte a_c is te bepalen waarvoor hetzelfde geldt.

$\frac{dU}{da}$ in (1) wordt gewoonlijk vervangen door G , de "energy release rate". De energie nodig voor scheuruitbreiding $\frac{dW}{da}$ wordt gewoonlijk vervangen door R , de "crack growth resistance".

In deze beschouwing is uitgegaan van een star ingeklemde plaat, waarbij de energie nodig voor scheuruitbreiding wordt geleverd door de in de plaat opgeslagen elastische energie. Aangetoond kan worden dat ook in het geval dat er wel arbeid door de uitwendige belasting wordt verricht, evenveel energie beschikbaar komt voor scheuruitbreiding (zie hiervoor bijlage III).

GRIFFITH ging er vanuit dat R onafhankelijk is van a . Dan volgt uit (1) dat G een bepaalde kritische waarde moet bereiken voor scheuruitbreiding kan plaatsvinden: G_c . Deze waarde moet minstens gelijk zijn aan R .

De formule van GRIFFITH (4) uitgedrukt in G wordt nu:

$$G_c = \frac{\pi \sigma_c^2 a}{E} \quad (5)$$

GRIFFITH heeft zijn energiebalans principe opgesteld voor een ideaal elastisch-bros materiaal, zoals bijvoorbeeld glas. Toepassing van zijn principe op metalen leidde tot onrealistisch kleine scheurlengten bij waargenomen bezwijkspanningen σ_c .

IRWIN (lit. 3) en OROWAN (lit. 4) gaven in de vijftiger jaren een uitbreiding aan de theorie van GRIFFITH om deze ook voor metalen toepasbaar te maken. OROWAN verving de oppervlakte energie γ door wat hij noemde de "effectieve oppervlakte energie". Deze effectieve oppervlakte energie bestaat hoofdzakelijk uit de energie die nodig is voor plastische vervorming van het materiaal bij scheuruitbreiding en kan 10^4 tot 10^6 maal groter zijn dan de oppervlakte energie.

IRWIN stelde eveneens dat bij breuk bij de scheurtip relatief veel energie nodig is voor plastische vervorming. Hij toonde ook aan dat de energie beschouwing van GRIFFITH equivalent was aan de inmiddels ontwikkelde beschouwingen over het spanningsveld rond de scheurtip (lit. 5).

2.2. HET SPANNINGSVELD ROND EEN SCHEURTIP IN EEN BELASTE PLAAT

De meest directe benadering voor de bepaling van het spannings- en verplaatsingsveld bij een scheurtip in een belaste plaat, is die van IRWIN (lit. 6), gebaseerd op de methode van WESTERGAARD (lit. 7).

Een willekeurige belasting kan worden opgesplitst in drie basisgevallen (modi), die elk geassocieerd kunnen worden met een lokale verplaatsing van de scheuroppervlakken (figuur 1).

Superpositie van deze drie modi is voldoende om het algemene driedimensionale geval te beschrijven. Van deze drie modi zal alleen mode I, de opening mode, verder worden behandeld. Deze is in de techniek verreweg de meest belangrijke.

Voor een oneindig grote plaat die een centrale scheur met lengte $2a$ bevat en belast wordt door een trekspanning σ (figuur 2a) kunnen de spanningen en verplaatsingen worden berekend.

Voor een element in de omgeving van de scheurtip kunnen expliciete functies voor de spanningscomponenten worden afgeleid. Deze bezitten een asymptotische geldigheid ($r \ll a$).

Voor het geval van mode I geldt voor de spanningen:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] \\ \sigma_y &= \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] \\ \tau_{xy} &= \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \\ \sigma_z &= 0 \text{ (plane stress); } \sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \text{ (plane strain)} \\ \tau_{xz} &= \tau_{yz} = 0 \end{aligned} \right\} \quad (6a)$$

Voor de verplaatsingen geldt voor plane strain:

$$\left. \begin{aligned} u &= \frac{\sigma}{G^*} \sqrt{\frac{ar}{2}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - 2\nu + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right] \\ v &= \frac{\sigma}{G^*} \sqrt{\frac{ar}{2}} \sin \frac{\theta}{2} \left[2 - 2\nu - \cos^2 \frac{\theta}{2} \right] \\ w &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (6b)$$

en voor plane stress:

$$\begin{aligned}
 u &= \frac{\sigma}{G^*} \sqrt{\frac{ar}{2}} \cos \frac{\theta}{2} \left[\frac{1-\nu}{1+\nu} + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right] \\
 v &= \frac{\sigma}{G^*} \sqrt{\frac{ar}{2}} \sin \frac{\theta}{2} \left[\frac{2}{1+\nu} - \cos^2 \frac{\theta}{2} \right] \\
 w &= \frac{\nu}{E} (\sigma_x + \sigma_y)
 \end{aligned}
 \tag{6b}$$

u, v en w zijn de verplaatsingen in respectievelijk x, y en z-richting. G^* is de glijdingsmodulus.

De vergelijkingen (6a) en (6b) zijn asymptotische oplossingen voor r nadert tot 0, hetgeen betekent dat de vergelijkingen alleen goede benaderingen zijn voor r-waarden die klein zijn vergeleken met de andere afmetingen, zoals de scheurlengte a. Termen van hogere orde dan $r^{-\frac{1}{2}}$ zijn verwaarloosd.

In bijlage I zijn de spanningen en verplaatsingen voor alle drie modi gegeven.

De algemene vorm van de vergelijkingen (6a) luidt:

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta)
 \tag{7}$$

waarin:
$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a}
 \tag{8}$$

K wordt de spanningsintensiteitsfactor genoemd (stress intensity factor). De index I geeft aan dat hij behoort bij mode I. Uit vergelijking (7) volgt dat de factor K het gehele spanningsveld bij de scheurtip beschrijft.

De factor K is geen spanning, zoals ook uit de dimensie ($\text{kgf/mm}^{3/2}$) blijkt, maar maakt het mogelijk spanningsvelden met elkaar te vergelijken.

Scheurgroei treedt op wanneer de spanningen (en rekken) bij de scheurtip een kritieke waarde bereiken. De K-factor waarbij dit gebeurt wordt de kritieke spanningsintensiteitsfactor K_{Ic} genoemd.

Hiervoor geldt:

$$K_{Ic} = \sigma_c \sqrt{\pi a}
 \tag{9}$$

Formule (8) geldt voor het geval van de oneindige plaat. Voor een proefstuk met eindige afmetingen geldt:

$$K_I = C \cdot \sigma \sqrt{\pi a} \quad (10)$$

waarin C een dimensieloze geometriefactor is die afhankelijk is van de proefstaaf afmetingen.

De vergelijkingen (6) gelden voor het elastische geval. In werkelijkheid zal bij de scheurtip plastische vervorming optreden. Aangetoond kan worden dat ook bij beperkte plastische vervorming het spanningsveld kan worden beschreven door de spanningsintensiteitsfactor (lit. 8 en 9).

2.3. RELATIE TUSSEN C EN K_I

In de inleiding tot dit hoofdstuk is reeds gesteld dat zowel de energiebeschouwing van GRIFFITH e.a. als de beschouwing van het spannings- en verplaatsingsveld rond de scheurtip, tot gelijke resultaten leiden.

Tussen de energy release rate G en de spanningsintensiteitsfactor K_I kan het volgende verband worden afgeleid:

Voor plane stress:

$$G_I = \frac{K_I^2}{E} \quad (10a)$$

Voor plane strain:

$$G_I = (1-\nu^2) \frac{K_I^2}{E} \quad (10b)$$

In de bijlage II is de afleiding van deze relatie gegeven. Ook uit vergelijking van de formule (5) en (8) blijkt deze relatie.

3. DE K_I -KALIBRATIE

Het bepalen van de spanningsintensiteitsfactor K_I als functie van de scheurlengte a en de aangelegde spanning σ voor een bepaalde proefstukvorm wordt de K_I -kalibratie genoemd.

Een K_I -kalibratie voor een bepaalde proefstukvorm kan zowel theoretisch als experimenteel worden uitgevoerd:

a: theoretische K_I -kalibratie

Bij de theoretische bepaling van de K_I -kalibratie kan men voor eenvoudige gevallen gebruik maken van een analytische oplossing. Meer gekompliceerde

gevallen kunnen worden opgelost door gebruik te maken van numerieke oplossingsmethoden of door het toepassen van de eindige elementen methode.

b: experimentele K_I -kalibratie

Bij experimentele K_I -kalibraties wordt gebruik gemaakt van de relatie tussen K_I en een meetbare grootte, zoals rek, verplaatsing of kompliantie. De kompliantie meting is veruit de meest toegepaste methode. Deze methode zal daarom nader worden besproken.

3.1. K_I -KALIBRATIE D.M.V. EEN KOMPLIANTIE METING

De kompliantie van een proefstuk is de reciproke waarde van de veerstijfheid m van dat proefstuk. De energy release rate G kan worden afgeleid als functie van de kompliantie:

$$G = \frac{P^2}{2B} \frac{\delta\lambda}{\delta a} \quad (11)$$

waarin: P = uitwendige belasting

B = dikte van het proefstuk

λ = kompliantie

a = scheurlengte

(De afleiding van (11) is gegeven in bijlage III).

Met de reeds genoemde relatie tussen G en K_I (zie vergelijkingen 10a en 10b) wordt de uitdrukking van K_I als functie van de kompliantie:

$$K_I^2 = \frac{P^2 E}{2B} \frac{\delta\lambda}{\delta a} \quad (\text{plane stress}) \quad (12a)$$

$$K_I^2 = \left(\frac{1}{1-\nu^2}\right) \frac{P^2 E}{2B} \frac{\delta\lambda}{\delta a} \quad (\text{plane strain}) \quad (12b)$$

Het bepalen van G en K_I voor een bepaalde proefstukvorm is nu terug gebracht tot het bepalen van de kompliantie van dat proefstuk.

3.2. BEPALING VAN DE KOMPLIANTIE

De kompliantie kan zowel theoretisch als experimenteel worden bepaald. Voor een volgens mode I belast proefstuk geldt voor de kompliantie:

$$\lambda = \frac{v}{P} \quad (13)$$

waarin: v = relatieve verplaatsing van de aangrijpingspunten van de belasting.
 P = belasting

Experimenteel wordt de kompliantie bepaald door de scheuropening v van het proefstuk bij een bepaalde belasting P te meten bij een aantal verschillende scheurlengten (figuur 3a).

Uit deze metingen kan eenvoudig de kompliantie ($\lambda = v/P$) worden bepaald als functie van de scheurlengte (figuur 3b). Meestal wordt de grafiek uit figuur 3b dimensieloos gemaakt door de kompliantie te vermenigvuldigen met de elasticiteitsmodulus E en de proefstaafdikte B , terwijl de scheurlengte a wordt gedeeld door een dominante proefstaaf afmeting, de lengte W of de hoogte H (figuur 3c).

De uitdrukking voor de kompliantie als functie van de scheurlengte kan worden beschreven door een polynoom door de meetpunten van figuur 3c:

$$\frac{E \cdot B \cdot v}{P} = C_1 + C_2 (a/H) + C_3 (a/H)^2 + C_4 (a/H)^3 + \dots \quad (14)$$

De vergelijking van K_I als functie van de kompliantie wordt verkregen door (14) te differentiëren naar a en de afgeleide te substitueren in (12a) of (12b).

De nauwkeurigheid van de aldus verkregen K_I -kalibratie is sterk afhankelijk van de nauwkeurigheid waarmee de scheuropening v kan worden gemeten. De nauwkeurigheid kan worden vergroot door in aanmerking te nemen dat K_I onafhankelijk van de elasticiteitsmodulus van het materiaal is. Voor een bepaalde proefstaaf configuratie waarvoor een K_I -kalibratie moet worden uitgevoerd kan men nu een materiaal nemen met een lage elasticiteitsmodulus. Hierdoor zal de scheuropening per eenheid van belasting groter zijn dan bij een materiaal met hoge elasticiteitsmodulus, waardoor de meetnauwkeurigheid groter kan zijn.

4. K_I -KALIBRATIES VAN ENKELE VEEL TOEGEPASTE PROEFSTAAF-KONFIGURATIES

Voor een groot aantal proefstaaf configuraties is een K_I -kalibratie bekend. Voor een aantal proefstaaf typen die bij het spanningskorrosie onderzoek veel worden toegepast, worden in dit hoofdstuk de kalibraties gegeven. Voor hierin niet behandelde configuraties wordt verwezen naar lit. 10, waarin ruim 400 K_I -kalibraties en andere gegevens over proefstaven zijn opgenomen.

4.1. TYPEN VOORGESCHEURDE PROEFSTAVEN

De proefstaven kunnen met betrekking tot de relatie tussen de spanningsintensiteitsfaktor K_I en de scheurlengte a worden onderverdeeld in drie groepen:

- a: proefstaven waarbij K_I toeneemt bij toenemende scheurlengte.
- b: proefstaven waarbij K_I afneemt bij toenemende scheurlengte.
- c: proefstaven waarbij K_I konstant blijft bij toenemende scheurlengte.

Tot welke groep een bepaald proefstaaf type behoort is in het algemeen afhankelijk van de manier waarop het wordt belast. Proefstaven die door een konstante belasting P worden belast behoren in het algemeen tot groep a, terwijl proefstaven waaraan een bepaalde, konstante vervorming wordt gegeven in het algemeen tot groep b behoren. Eenzelfde type proefstaaf kan dus, afhankelijk van de belastingsmethode, behoren tot meerdere groepen.

4.2. PROEFSTAVEN MET TOENEMENDE K_I

a: COMPACT-TENSION-SPECIMEN

De CTS-proefstaaf wordt veel toegepast voor de bepaling van de K_{Ic} -waarde. Door de relatief kleine afmetingen wordt een optimaal gebruik gemaakt van het beschikbare materiaal (figuur 4).

De karakteristieke afmetingen in de kalibratie zijn de lengte W en de (halve) hoogte H . Dit betekent dat er bij elke waarde van H/W een K_I -kalibratie als functie van a/W behoort. Een ander bezwaar van dit type proefstaaf is dat bij grotere scheurlengten K_I zeer sterk toeneemt bij toenemende scheurlengte, waardoor een kleine meetfout in de scheurlengte een grote afwijking in de berekende K_I -waarde betekent.

De K_I -kalibratie van het door de ASTM gestandaardiseerde proefstuk ($H/W = 0.6$) luidt:

$$\frac{K_I \cdot B.W.}{P\sqrt{a}} = 29.6 - 185.5 (a/W) + 655.7 (a/W)^2 - 1017.0 (a/W)^3 + 638.9 (a/W)^4 \quad (15a)$$

Voor (H/W) = 0.5 luidt de kalibratie:

$$\frac{K_I \cdot B.W.}{P\sqrt{a}} = 39.7 - 294.2 (a/W) + 1118.0 (a/W)^2 - 1842.0 (a/W)^3 + 1159.0 (a/W)^4 \quad (15b)$$

Deze kalibraties zijn geldig voor $0.25 < a/W < 0.65$

De nauwkeurigheid is 0.5%.

b: DRIEPUNTS BUIGBALK

Bij het toepassen van een driepunts buigbalk (figuur 5) moet worden gezorgd voor een goede positionering van de aangrijpingspunten van de belasting ten opzichte van de scheur. In verband met de invloed van wrijving ter plaatse van de aangrijpingspunten is het wenselijk de verhouding S/W niet kleiner dan 4 te maken. Veel toegepaste waarden zijn $S/W = 4$ en $S/W = 8$.

K_I -kalibraties voor resp. $S/W = 4$ en $S/W = 8$ zijn:

$$S/W=4 : \frac{K_I \cdot B.W^2}{6M\sqrt{a}} = 1.93 - 3.07 (a/W) + 14.53 (a/W)^2 - 25.11 (a/W)^3 + 25.80 (a/W)^4 \quad (16a)$$

$$S/W=8 : \frac{K_I \cdot B.W^2}{6M\sqrt{a}} = 1.96 - 2.75 (a/W) + 13.66 (a/W)^2 - 23.98 (a/W)^3 + 25.22 (a/W)^4 \quad (16b)$$

Deze kalibraties zijn geldig voor $a/W < 0.7$

c: VIERPUNTS BUIGBALK

Bij de vierpunts buigbalk is het moment tussen de binnenste opleggingen konstant. De plaats van de scheur ten opzichte van de aangrijpingspunten van de belasting is dan ook iets minder kritisch dan bij de driepunts buigbalk.

K_I -kalibraties voor deze proefstaafvorm worden meestal afgeleid door zuivere buiging te veronderstellen.

De meest gebruikte kalibratie luidt:

$$\frac{K_I \cdot B \cdot W^2}{6M\sqrt{a}} = 1.99 - 2.47 (a/W) + 12.97 (a/W)^2 - 23.17 (a/W)^3 + 24.8 (a/W)^4 \quad (17)$$

Deze kalibratie geldt voor $s \geq 2W$ en $S \geq 4W$, waarbij s de afstand is tussen de binnenste oplegpunten en S de afstand tussen de buitenste oplegpunten.

d: RONDE PROEFSTAAF

Dit type proefstaaf wordt veel toegepast voor het onderzoeken van de spanningskorrosie gevoeligheid van stafmateriaal (figuur 6).

De meest gebruikte kalibratie is:

$$\frac{K_I \cdot D^{3/2}}{P} = 1.72 \frac{D}{d} - 1.27 \quad (18)$$

4.3. PROEFSTAVEN MET AFNEEMENDE K_I

a: DOUBLE CANTILEVER BEAM

De DCB-proefstaaf (ook wel bekend als de proefstaaf van PIPER) is veruit de meest toegepaste proefstaaf uit de groep proefstaven waarbij K_I afneemt met toenemende scheurlengte (figuur 7). Dit type proefstaaf wordt in het algemeen belast door één of twee bouten aan te draaien tot de gewenste scheuropening v is bereikt.

De DCB-proefstaaf behoort tot de zg. $(W - a)$ indifferente proefstaven. Dit betekent dat de afmeting W in de K_I -kalibratie niet voorkomt. Gebleken is dat een proefstaaf $(W - a)$ indifferent is als geldt:

$$W/H \geq a/H + 2 \quad (\text{lit. 11}) \quad (19)$$

Enkele K_I -kalibraties zijn:

$$\frac{K_I \sqrt{H}}{E \cdot v} = \left[\frac{3.46 + 2.38 H/a}{7.97 (a/H)^2 + 16.48 (a/H) + 11.32} \right] \quad (20)$$

en

$$\frac{K_I \sqrt{H}}{E \cdot v} = \frac{\left[3 (a/H)^2 + 3.6 (a/H) + 2.08 \right]^{1/2}}{4 \left[(a/H + 0.6)^3 + a/H \right]} \quad (21)$$

Deze twee kalibraties geven vrijwel identieke resultaten.

Voor scheurlengten tot ca. $a/H = 2.5$ neemt K_I zeer sterk af bij toenemende scheurlengte, waardoor in dit gebied een kleine meetfout in a een grote fout in de berekende K_I -waarde veroorzaakt.

De DCB-proefstaaf wordt ook wel toegepast met een konstante belasting in plaats van een konstante scheuropening. K_I neemt dan uiteraard toe met toenemende scheurlengte a .

Door in (20) en (21) te substitueren:

$$v = \frac{P}{E \cdot B} \left[7.97(a/H)^3 + 16.48(a/H)^2 + 11.32(a/H) \right] \quad (22)$$

wordt de K_I -kalibratie voor konstante belasting verkregen.

4.4. PROEFSTAVEN MET KONSTANTE K_I

a: TAPERED DOUBLE CANTILEVER BEAM

Bij dit type proefstaaf (ook wel het MOSTOVOY-proefstuk genoemd) blijft K_I over een vrij groot gebied van a/W konstant bij toenemende scheurlengte. In figuur 8 is de karakteristieke vorm van dit proefstaaf-type gegeven. De K_I -kalibratie is afhankelijk van de tapsheid H_p/e .

In lit. 12 is voor een groot aantal waarden van H_p/e , W/e en W/H_p de waarde van $K \cdot B \cdot W^{1/2}/P$ als functie van a/W gegeven voor $(W - a)$ -dominante proefstaven.

Een voorbeeld voor een veel toegepaste proefstukvorm ($H_p/e = 0.4$; $W/e = 5$ en $W/H_p = 12.5$) is:

a/W	K.B.W ^{1/2} /P
0.2	14.0
0.3	14.2
0.4	14.2
0.5	14.4
0.6	16.3
0.7	22.6

5. TOEPASSINGEN VAN VOORGESCHEURDE PROEFSTAVEN BIJ HET SPANNINGSKORROSIE ONDERZOEK

Proefstaven waarvoor met behulp van de breukmechanica een K_I -kalibratie kan worden opgesteld, worden sinds ongeveer 1960 in toenemende mate gebruikt bij het spanningskorrosie onderzoek. Aanleiding hiervoor is het toenemende gebruik van nieuwe, hoogwaardige staal-, aluminium- en titaniumlegeringen. Deze nieuwe materialen hebben echter veelal een hogere kerfgevoeligheid dan de konventionele constructiematerialen. Ook is de gevoeligheid voor spanningskorrosie vaak groter. Bij deze kerfgevoelige materialen heeft het ontstaan van een scheur door b.v. vermoeiing of spanningskorrosie vaak het plotseling bezwijken van de constructie tot gevolg zodra een kritische scheurlengte is bereikt. Dit in tegenstelling tot de meer duktiele materialen, waar een eventuele scheur tijdens periodieke inspecties kan worden ontdekt, of, in het geval van drukvaten e.d., zijn aanwezigheid kenbaar maakt door het lekken van het vat.

5.1. VOOR- EN NADELEN VAN VOORGESCHEURDE PROEFSTAVEN

Het ligt voor de hand om een vergelijking te maken tussen het spanningskorrosie onderzoek volgens de konventionele methode, dus met de zg. gladde proefstaven ('smooth specimens'), en dat met proefstaven waarvoor met behulp van de breukmechanica een K_I -kalibratie kan worden opgesteld.

- Bij gladde proefstaven moet eerst een defekt, bv. een korrosieput, worden gevormd voor de spanningskorrosiescheur kan ontstaan. Bij voorgescheurde proefstaven is dat defekt reeds aanwezig, waardoor de initiatie periode minder afhankelijk is van toevallige omstandigheden. Dit betekent dat de levensduur van voorgescheurde proefstaven in het algemeen minder spreiding vertoont dan die van gladde proefstaven. Dit betekent overigens niet dat bij de voor-

gescheurde proefstaven geen initiatie periode is, alleen dat deze een ander karakter heeft dan bij gladde proefstaven (lit. 13).

- Een nadeel van voorgescheurde proefstaven kan soms zijn dat bij duktiele materialen de dikte van de proefstaaf groot moet zijn om nog te kunnen voldoen aan de eis van geringe plastische vervorming bij de scheurtip, die bij de afleiding van de gebruikte formules is gesteld (zie ook punt 8.1).
- Sommige materialen zijn in een bepaalde omgeving niet gevoelig voor spanningskorrosie indien gladde proefstaven worden toegepast, terwijl ze in dezelfde omgeving wel gevoelig zijn indien wordt uitgegaan van voorgescheurde proefstaven.
- Het meest belangrijke voordeel van het gebruik van voorgescheurde proefstaven is dat de resultaten kunnen worden gegeven als functie van de spanningsintensiteitsfaktor K_I , waardoor de resultaten van alle typen proefstaven en verschillende configuraties direct met elkaar vergeleken kunnen worden.

6. DOEL VAN HET SPANNINGSKORROSIE ONDERZOEK MET BEHULP VAN VOORGESCHEURDE PROEFSTAVEN

Het doel van het spanningskorrosie onderzoek met behulp van voorgescheurde proefstaven is in het algemeen:

a: het bepalen van de K_{Isc} -waarde, dat wil zeggen de waarde van K_I waarbij geen scheurgroei door spanningskorrosie meer optreedt.

b: het bepalen van de scheurgroeisnelheid da/dt als functie van K_I .

Uiteraard kan ook de invloed van de diverse milieu- en materiaalvariabelen, zoals pH, temperatuur, korrosieve medium, warmtebehandeling e.d., op de K_{Isc} -waarde en/of de scheurgroeisnelheid da/dt het voornaamste doel van het onderzoek zijn.

6.1. BEPALING VAN DE K_{Isc} -WAARDE

De methode waarmee K_{Isc} bepaald kan worden hangt af van het type proefstaaf.

a: proefstaven waarbij K_I toeneemt met toenemende scheurlengte

De gebruikelijke methode om met dit type proefstaaf de K_{Isc} -waarde te bepalen is de volgende: een aantal proefstaven wordt belast tot een bepaalde, voor

elke proefstaaf verschillende, waarde van K_I . Deze beginwaarde wordt meestal aangegeven als K_{Ii} . Uiteraard zal K_{Ii} lager moeten zijn dan de K_{Ic} -waarde van het te onderzoeken materiaal. De tijd tot breuk (t_f) van elke proefstaaf wordt uitgezet tegen K_{Ii} (figuur 9). Op deze manier kan een minimum K_{Ii} -waarde worden bepaald, beneden welke geen spanningskorrosie meer optreedt: de K_{Isc} -waarde.

Deze methode heeft als nadeel dat de initiatieperiode in de levensduur wordt meegenomen. Bovendien vereist deze methode een vrij groot aantal proefstaven om K_{Isc} redelijk nauwkeurig te kunnen bepalen. Het aantal proefstaven kan worden beperkt door een verstandige keuze van de K_{Ii} -waarden. In figuur 10 is voor dit type proefstaaf een gerationaliseerde methode gegeven om met een minimum aantal proefstaven, en met een vooraf bepaalde nauwkeurigheid, de K_{Isc} -waarde te bepalen (lit. 14).

Het grote bezwaar van deze methode is dat de proeven niet tegelijkertijd kunnen worden uitgevoerd, omdat de belasting van de proefstaaf wordt bepaald door het resultaat van de voorafgaande proef. Vooral bij legeringen met een lage scheurgroeisnelheid gaat de tijdsfactor een belangrijke rol spelen.

Een methode die slechts één proefstaaf vergt is de volgende: een proefstaaf wordt belast tot een K_{Ii} -waarde beneden de verwachte K_{Isc} -waarde. Na een bepaalde tijd wordt de proefstaaf onderzocht op scheuren. Is er geen scheurgroei opgetreden dan wordt de proefstaaf belast tot een iets hogere K_{Ii} -waarde. Deze procedure wordt herhaald tot scheurgroei wordt waargenomen. De K_{Isc} -waarde voor dit materiaal ligt dan tussen deze waarde van K_{Ii} en die van de voorafgaande proef waarbij nog geen scheurgroei werd waargenomen.

b: proefstaven waarbij K_I afneemt met toenemende scheurlengte

Bij het toepassen van dit type proefstaaf kan in principe worden volstaan met slechts één proefstaaf. Deze proefstaaf wordt belast tot een vrij hoge K_{Ii} -waarde. Naarmate de spanningskorrosiescheur groeit neemt de K_I -waarde af. De waarde waarbij geen meetbare scheurgroei meer optreedt is de gezochte K_{Isc} -waarde.

c: proefstaven waarbij K_I konstant blijft bij toenemende scheurlengte

Dit type proefstaaf wordt weinig toegepast voor het bepalen van de K_{Isc} -waarde. Dit type proefstaaf heeft dezelfde nadelen als de proefstaven waarbij

K_I toeneemt met toenemende scheurlengte, terwijl de vervaardiging van deze proefstaven meer gekompliceerd en dus duurder is.

6.2. FAKTOREN DIE DE K_{Isc} -WAARDE KUNNEN BEINVLOEDEN

K_{Isc} is gedefinieerd als die waarde van K_I waarbij geen meetbare scheurgroei optreedt, of de scheurgroei snelheid gelijk aan nul is geworden. Bij de, voor sommige materialen zeer lage scheurgroei snelheden bij K_I -waarden in de buurt van de K_{Isc} -waarde, kan het zeer lang duren voordat met enige zekerheid kan worden gezegd dat er geen waarneembare scheurgroei is. In de praktijk komt het er in feite op neer dat de proef wordt beëindigd indien na een bepaalde tijd geen significante scheurgroei is opgetreden. Deze tijdsduur is echter arbitrair. In de literatuur worden "cut-off" tijden genoemd van 10 tot 1000 en meer uren. Het zal duidelijk zijn dat de " K_{Isc} -waarde" gevonden bij een "cut-off" tijd van 10 uren sterk kan afwijken van de waarde gevonden bij een proefduur van enkele duizenden uren. Om verwarring te vermijden zou het aanbeveling kunnen verdienen een "praktische K_{Isc} -waarde" te definiëren, bv. de waarde van K_I waarbij de scheurgroei snelheid een bepaalde waarde, bv. 10^{-9} of 10^{-10} m/sec, heeft (lit. 15).

Bij lage scheurgroei snelheden is het mogelijk dat de tip van de scheur door korrosie wordt afgerond. Hierdoor wordt de spanningstoestand (en dus de K_I -waarde) in het gebied rond de scheurtip beïnvloedt, hetgeen uiteraard invloed heeft op de gevonden K_{Isc} -waarde. Hierbij kan het van belang zijn of de K_{Isc} -waarde van boven wordt benaderd (type proefstaaf waarbij K_I afneemt met toenemende scheurlengte) of dat deze van beneden wordt benaderd (type proefstaaf waarbij K_I toeneemt met toenemende scheurlengte).

6.3. BEPALING VAN DE SCHEURGROEISNELHEID da/dt

Voor het bepalen van de scheurgroei snelheid da/dt als functie van de spanningsintensiteitsfaktor K_I kunnen alle drie groepen proefstaven worden toegepast. Bij de proefstaven waarbij K_I toe- of afneemt met toenemende scheurlengte kan in principe worden volstaan met slechts één proefstaaf. Uit de gemeten scheurlengte kan met behulp van de K_I -kalibratie de korresponderende K_I -waarde worden bepaald. De helling van de scheurlengte versus tijd grafiek

geeft voor iedere scheurlengte de scheurgroei snelheid. De resultaten worden gewoonlijk uitgezet als de logaritme van de scheurgroei snelheid ($\log da/dt$) tegen de spanningsintensiteitsfaktor K_I .

Bij het type proefstaven waarbij K_I konstant blijft met toenemende scheurlengte geeft elke proefstaaf slechts één punt van de $K_I - da/dt$ grafiek. Het grote voordeel van het toepassen van dit type proefstaaf is de veel grotere nauwkeurigheid waarmee da/dt kan worden gemeten.

In het algemeen kunnen in het verloop van da/dt (of $\log da/dt$) als functie van K_I drie stadia worden waargenomen (figuur 11):

- I : bij lage spanningsniveaus neemt de scheurgroei-snelheid sterk toe met toenemende K_I -waarde.
- II : bij middelmatige spanningsniveaus is de scheurgroei-snelheid vrijwel onafhankelijk van de K_I -waarde.
- III : bij hoge spanningsniveaus, bij K_I -waarden in de buurt van de K_{Ic} -waarde, is de scheurgroei-snelheid weer sterk afhankelijk van de K_I -waarde.

De scheurgroeisnelheid in gebied II wordt meestal de plateau-snelheid genoemd.

6.4. DE KRITISCHE SPANNINGSINTENSITEITSFAKTOR BIJ SPANNINGSKORROSIIE $K_{I\delta}$

Bij een spanningskorrosieproef met een proefstaaf van een type waarbij K_I toeneemt met de scheurlengte zal, indien scheurgroei optreedt, bij het einde van de proef op een gegeven moment een snelle mechanische breuk van de proefstaaf optreden. De dan bereikte kritische K_I -waarde wordt gewoonlijk $K_{I\delta}$ genoemd (zie ook figuur 9). $K_{I\delta}$ kan worden beschouwd als een benadering van de K_{Ic} -waarde. Er kan echter een verschil zijn tussen de K_{Ic} - en de $K_{I\delta}$ -waarde van een bepaald materiaal, bijvoorbeeld door afronding van de scheur-tip door korrosie. Het verdient dan ook aanbeveling de benaming $K_{I\delta}$ te blijven gebruiken voor de kritische spanningsintensiteitsfaktor bij spanningskorrosie.

7. HET METEN VAN DE SCHEURENLENGTE

Zowel bij het bepalen van de K_{Isc} -waarde als bij het bepalen van de scheurgroeisnelheid da/dt is het noodzakelijk op ieder gewenst moment de scheurlengte te weten. Voor de scheurlengtemeting kan men gebruik maken van verschillende methoden, waarvan enkele in het kort zullen worden behandeld:

a: Visuele waarneming

Deze methode heeft als bezwaar dat alleen de scheurlengte aan de zijanten van het proefstuk kan worden waargenomen. Vaak is het scheurfront echter meer of minder gebogen. Bovendien is de proefstaaf vaak bedekt met een laag korrosieproducten, waardoor de scheur moeilijk is te zien.

b: Metten van de scheuropening

Bij deze methode wordt gebruik gemaakt van de relatie tussen de belasting, scheurlengte en scheuropening zoals die is gegeven door de K_I -kalibratie. Bij een gebogen scheurfront kan hiermee de effectieve K_I -waarde worden bepaald. Deze methode kan niet worden toegepast bij proefstaven met konstante scheuropening. Bij dit type proefstaven is het echter mogelijk door het meten van de verandering van de relatieve hoekverdraaiing van de beide proefstaafhelften informatie over de scheurlengte te verkrijgen (lit. 16).

c: Potentiaalmeting

Hierbij wordt gebruik gemaakt van het feit dat de toenemende scheurlengte in de proefstaaf een vergroting van de elektrische weerstand tot gevolg heeft. Door een elektrische stroom door de proefstaaf te sturen kan de potentiaalverandering tussen twee vaste punten worden gemeten. Deze methode vereist uiteraard een kalibratie van de potentiaalverandering als functie van de scheurlengte. Bij een gebogen scheurfront wordt de gemiddelde scheurlengte gemeten.

d: Ultrasoon onderzoek

Bij gebruik van deze methode kan niet alleen de scheurlengte worden gemeten, maar ook, bij gebruik van een voldoende kleine taster, informatie over het scheurfront worden verkregen. In het algemeen zal de proefstaaf voor de

meting uit het korrosieve medium moeten worden genomen, waardoor het korrosieproces mogelijk kan worden beïnvloed.

e: Wervelstroomtaster

Met een wervelstroomtaster kan alleen de scheurlengte langs de zijvlakken van het proefstuk worden gemeten. Het aanwezig zijn van zijgroeven kan het toepassen van deze methode onmogelijk maken. Ook bij deze methode zal het proefstuk uit het korrosieve medium moeten worden genomen.

8. AFMETINGEN VAN DE PROEFSTAVEN

8.1. DIKTE VAN DE PROEFSTAVEN

De dikte van de proefstaven moet voldoende groot zijn om bij benadering een vlakvervormingstoestand te realiseren, waarvan is uitgegaan bij de afleiding van de formules. Bij het bepalen van de K_{Ic} -waarde van een materiaal moet de dikte van de proefstaven voldoen aan de eis:

$$B \geq 2,5 \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (23)$$

In het algemeen kan worden gesteld dat voor proefstaven waarbij K_I toeneemt met toenemende scheurlengte tot mechanische breuk optreedt ($K_{I\delta}$) de dikte van de proefstaaf moet voldoen aan (23).

Bij proefstaven waarbij K_I afneemt met toenemende scheurlengte zou de dikte moeten voldoen aan de eis:

$$B \geq 2,5 \left(\frac{K_{Ii}}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (24)$$

In analogie met de K_{Ic} -bepaling zou men kunnen stellen dat voor een geldige K_{Isc} -bepaling de dikte van de proefstaaf in ieder geval moet voldoen aan de eis:

$$B \geq 2,5 \left(\frac{K_{Isc}}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (25)$$

8.2. TOEPASSEN VAN ZIJGROEVEN

Het voornaamste doel van het toepassen van zijgroeven is het in de gewenste richting laten lopen van de spanningskorrosiescheur. Bij materialen met een uitgesproken voorkeursrichting zijn zijgroeven meestal niet nodig. Bij materialen waarbij de gevoeligheid voor spanningskorrosie in de drie materiaalrichtingen onderling geen grote verschillen vertoont, kunnen zijgroeven het afbuigen van de spanningskorrosiescheur tegen gaan. In de meeste gevallen worden half-cirkelvormige of V-vormige zijgroeven toegepast. In verband met het zichtbaar blijven van de scheur verdienen de half-cirkelvormige zijgroeven de voorkeur. De diepte van de zijgroeven kan per groef tot ca. 25% van de proefstaafdikte zijn. In de meeste gevallen blijft de diepte van de zijgroeven beperkt tot ca. 5 à 10% van de proefstaafdikte. Uiteraard moet de K_I -kalibratie bij het toepassen van zijgroeven hiervoor worden gecorrigeerd.

Zijgroeven kunnen ook worden toegepast om het vormen van afschuiflippen tegen te gaan en het scheurfront recht te houden. De scheurlengte kan hierdoor nauwkeuriger worden gemeten. De diepte van de zijgroeven kan voor dit doel kleiner zijn dan in het hiervoor besproken geval. Meestal worden zijgroeven van 5% van de proefstaafdikte toegepast (lit. 12).

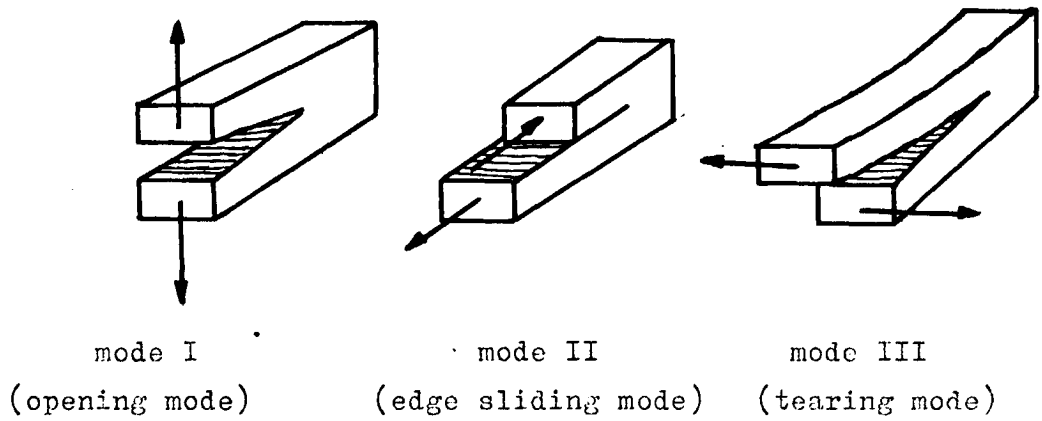
9. LITERATUUR

1. GRIFFITH, A.A. : The phenomena of rupture and flow in solids.
Phil. Trans. Roy. Soc. of London,
Series A, 221 (1920) pp. 163 - 167.
2. INGLIS, C.E. : Stresses in a plate due to the presence of
cracks and sharp corners.
Trans. Inst. Naval Architects 55, (1913)
pp. 219 - 241.
3. IRWIN, G.R. : Fracture dynamics, Fracturing of Metals,
pp. 147 - 166, ASM 1948
4. OROWAN, E. : Energy criteria of fracture.
Welding Journal, 34 (1955) pp. 1575 - 1605.
5. ELST, H.C. van : Scheuruitbreidingsgevoeligheid van staal-
typen met hoge rekgrens.
De Ingenieur, 37 W, (1970), pp. 131 - 141.
6. IRWIN, G.R. : Analysis of stresses and strains near the
end of a crack traversing a plate.
Trans. Am. Soc. Mech. Engrs.
Journal of Applied Mechanics (1957).
7. WESTERGAARD, H.M. : Bearing pressures and cracks
Trans. Am. Soc. Mech. Engrs.
Journal of Applied Mechanics (1939)
8. BROEK, D. : Elementary Engineering Fracture Mechanics.
Noordhoff Int. Publ. (1974)
9. : Fracture Toughness Testing and its
Applications. ASTM STP - 381 (1965).

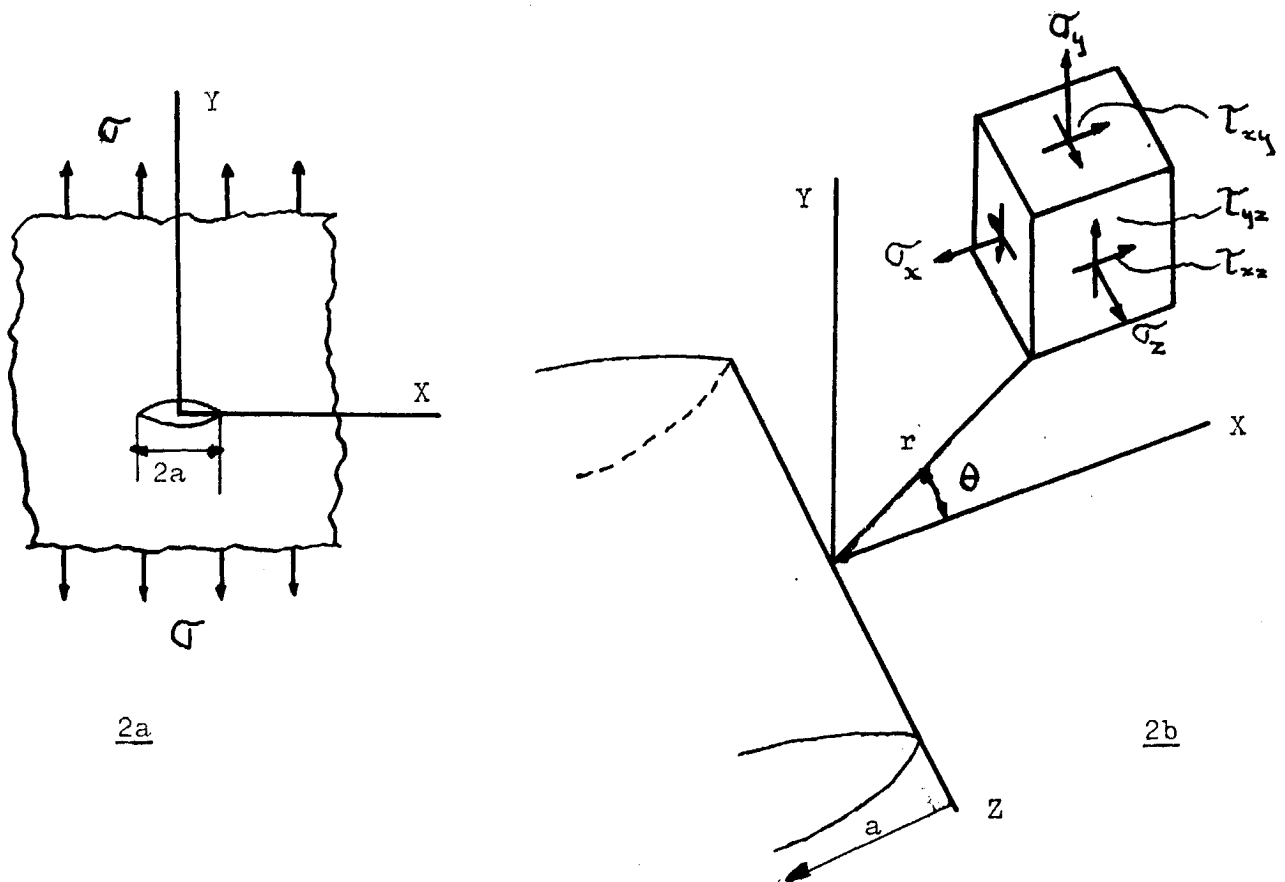
10. TADA, H., PARIS, P.,
IRWIN, G. : The Stress Analysis of Cracks Handbook.
Del Research Corp. (1973).
11. SRAWLEY, J.E.,
GROSS, B. : Stress Intensity Factors for Crack-line
Loaded Edge-Crack Specimens.
Mat. Res. and Stand. Vol. 7, No. 4, April 1967.
12. SMITH, H.R.,
PIPER, D.E. : Stress-Corrosion Testing with Pre-cracked
Specimens.
Boeing Report D6-24872, June 1970.
13. PARKINS, R.N. : Stress Corrosion Test Methods-Physical
Aspects.
Uit: The Theory of Stress Corrosion Cracking
in Alloys, edited by J.C. SCULLY, pp. 449 -
468, NATO Science Committee Brussel 1971.
14. PRIEST, A.H.,
Mc. INTYRE, P. : Current Progress in the Collaborative
Testing Programme of the BISRA Stress
Corrosion Cracking (Fracture Mechanics)
Working Group.
BISRA Open Report, Sept. 1971.
15. SPEIDEL, M.O. : Current Understanding of Stress Corrosion
Crack Growth in Aluminium Alloys.
Uit: The Theory of Stress Corrosion Cracking
in Alloys, edited by J.C. SCULLY, pp. 289 -
344, NATO Science Committee, Brussel 1971.
16. LEEUWEN, H.P. van : ----- (Mondelinge informatie)
17. BROWN, W.F.,
SRAWLEY, J.E. : Plane Strain Fracture Toughness Testing of
High Strength Metallic Materials.
ASTM STP - 410 (1966).

18. BROWN, B.F.

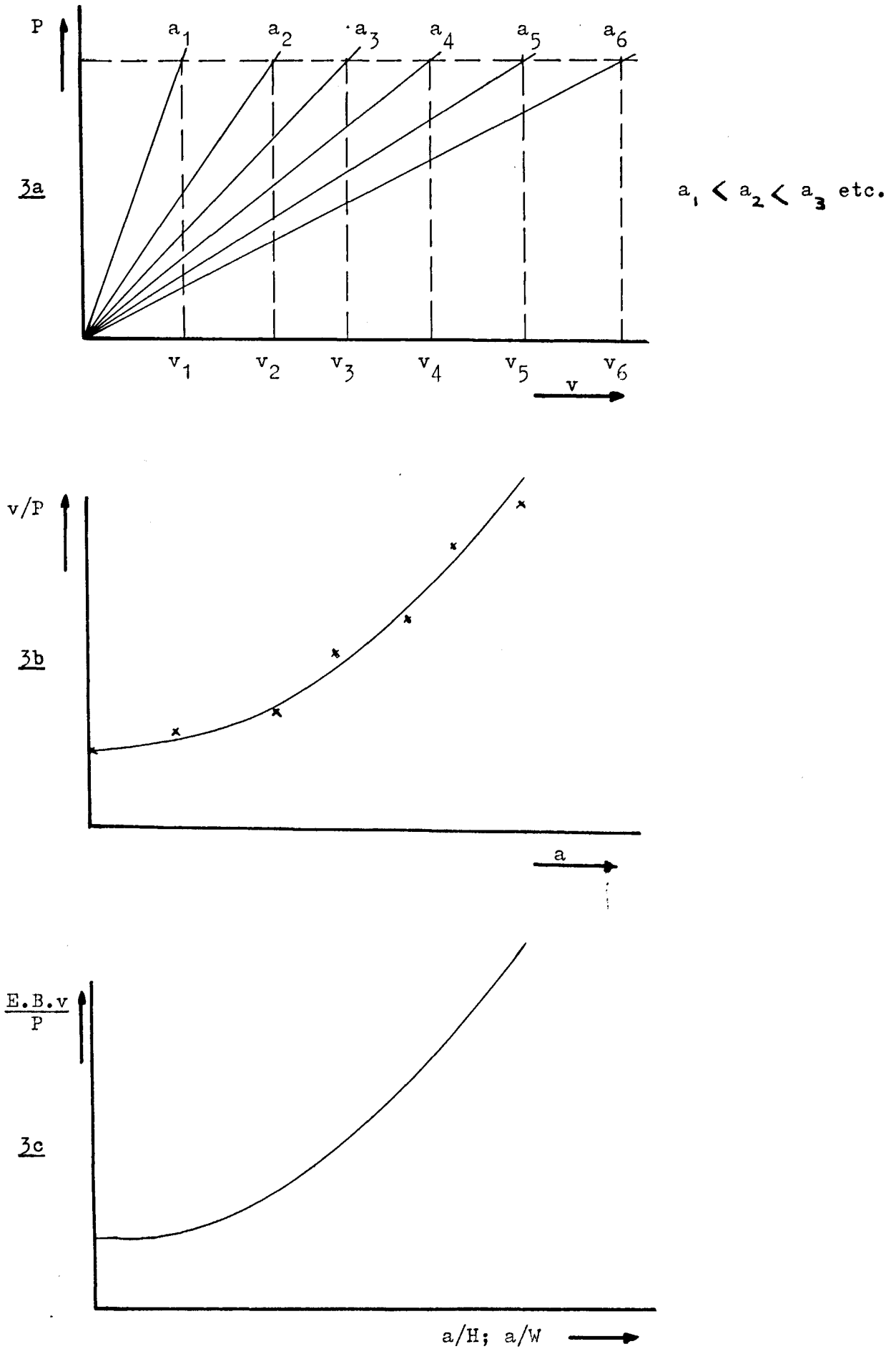
: The Application of Fracture Mechanics to
Stress Corrosion Cracking.
Metallurgical Reviews 129.



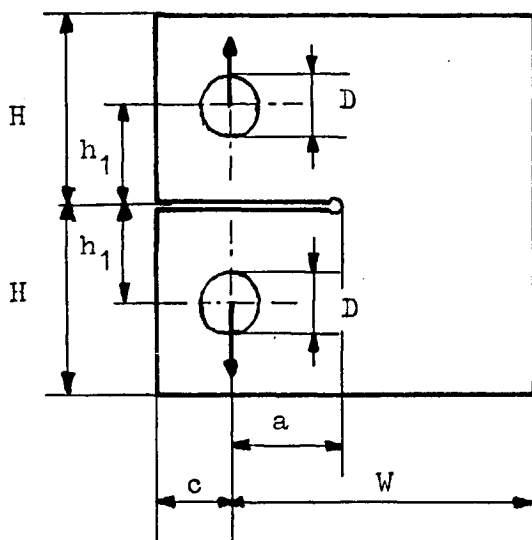
Figuur 1 : De drie modi bij scheuren.



Figuur 2 : Koördinaten en spanningen voor element $dx dy dz$ in oneindig grote gescheurde plaat.



Figuur 3 : Bepaling van de kompliantie als functie van de scheurlengte.



Standaard ASTM CTS:

$$H = 0.6 W$$

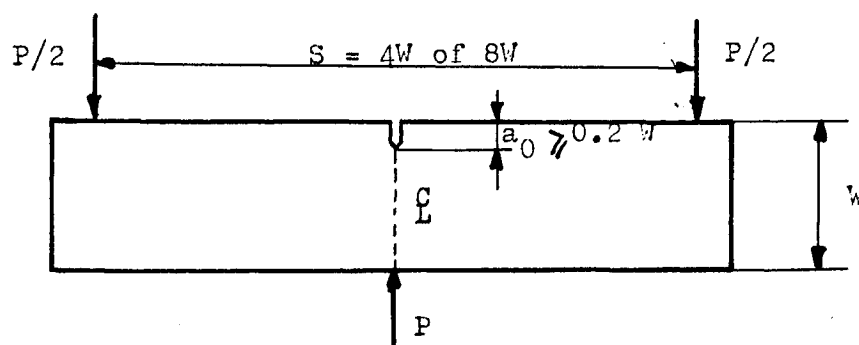
$$h_1 = 0.275 W$$

$$D = 0.25 W$$

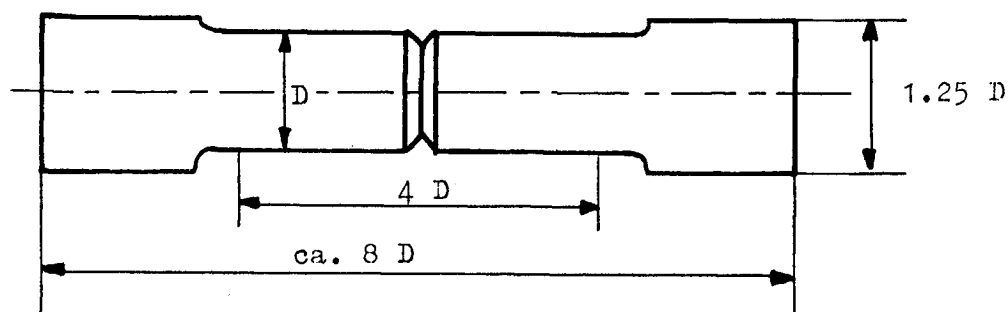
$$c = 0.25 W$$

$$\text{dikte } B = 0.5 W$$

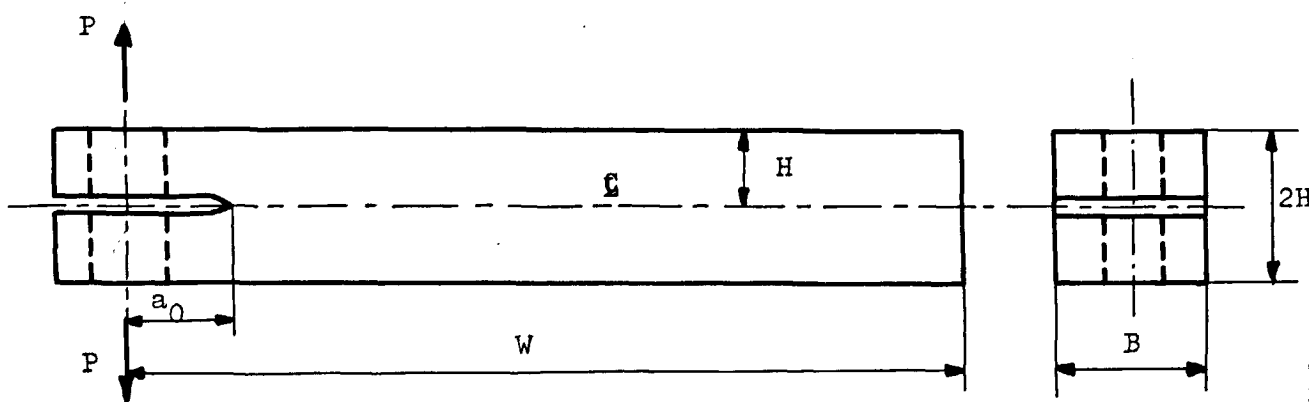
Figuur 4 : Het Compact Tension Specimen.



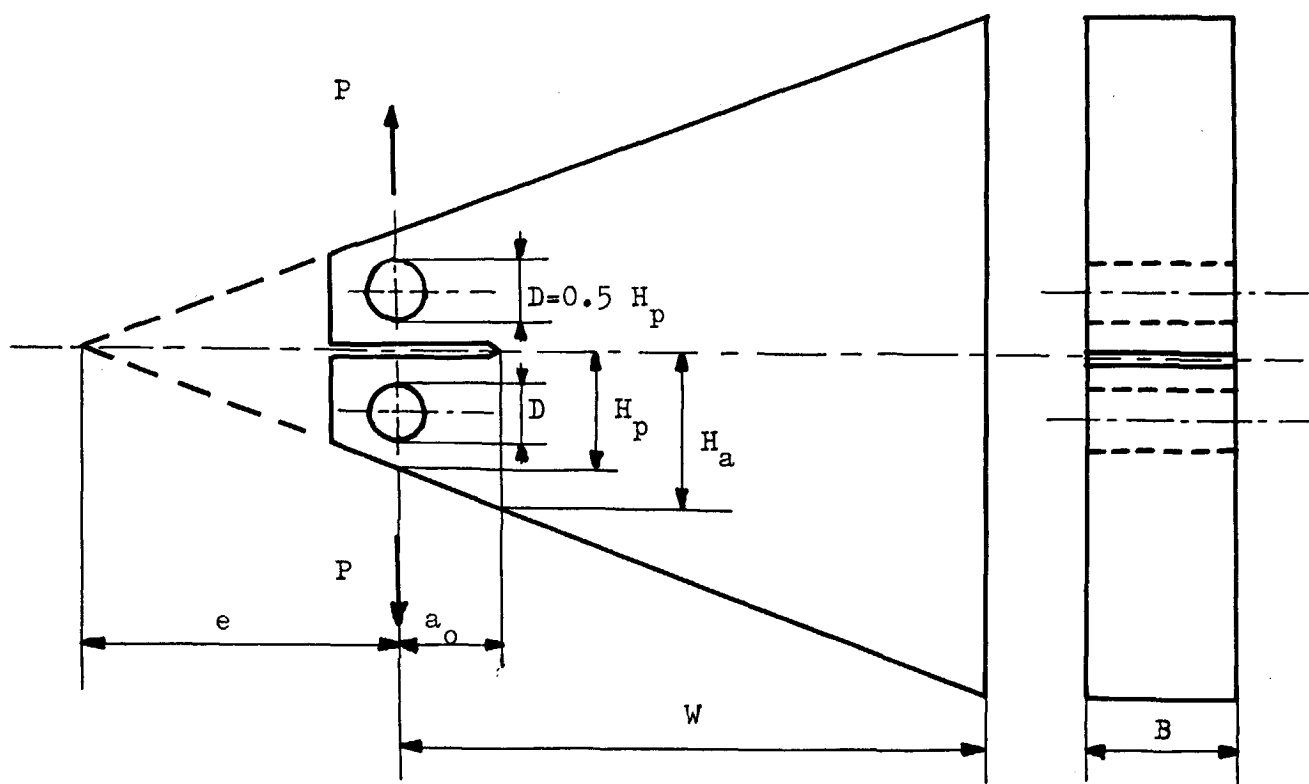
Figuur 5 : De driepuntsbuigstaaf.



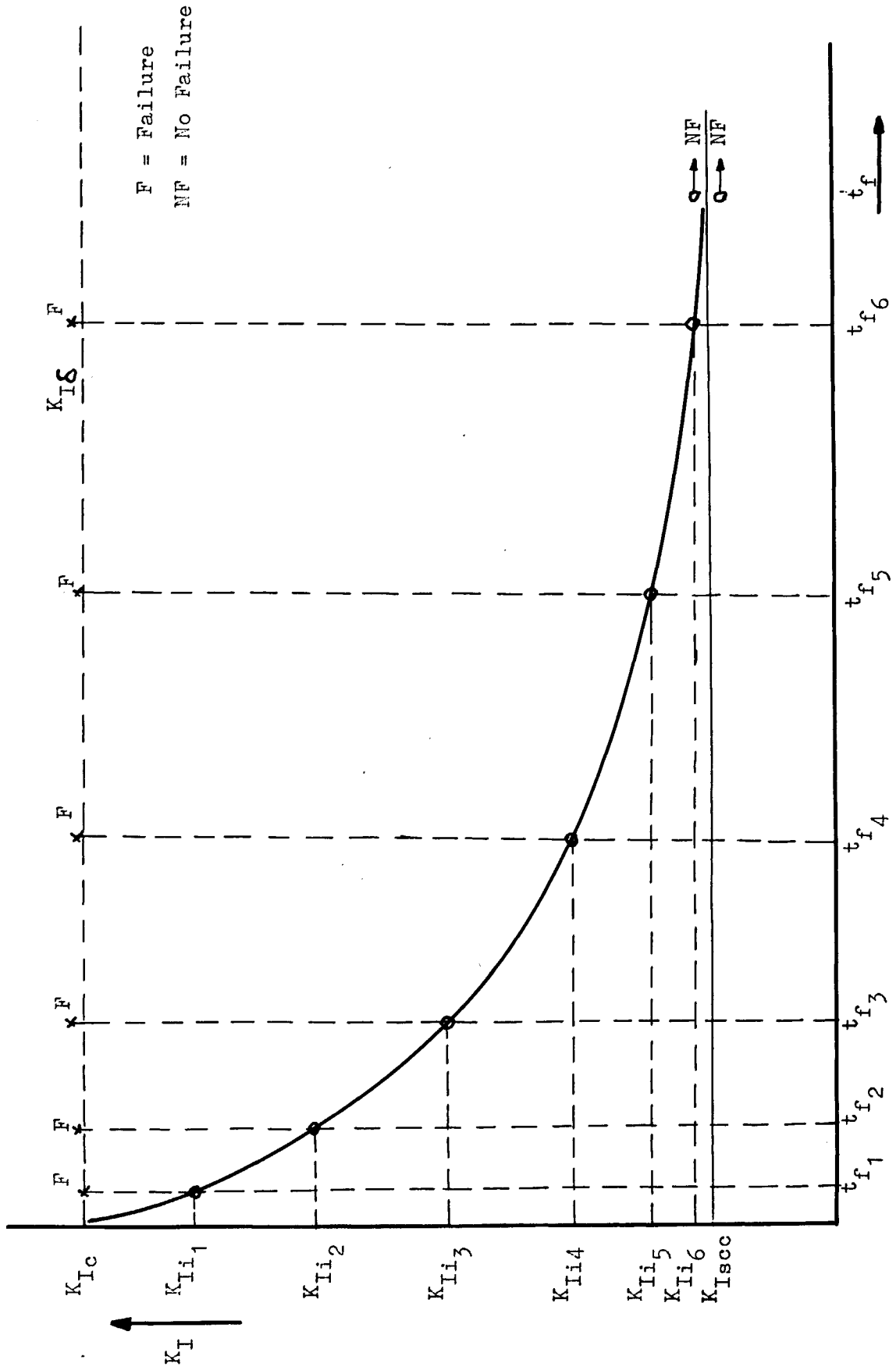
Figuur 6 : De ronde proefstaaf.



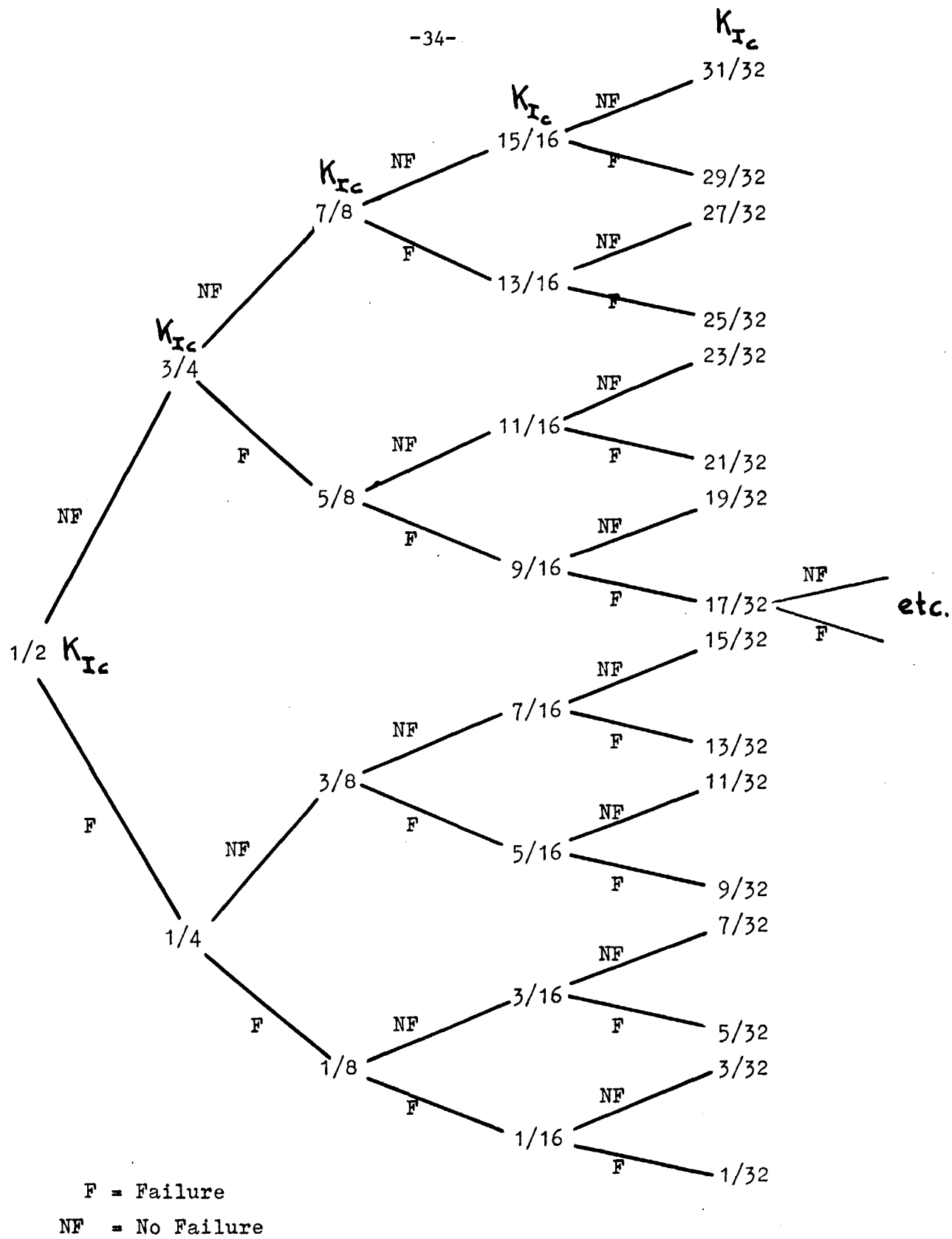
Figuur 7 : De Double Cantilever Beam.



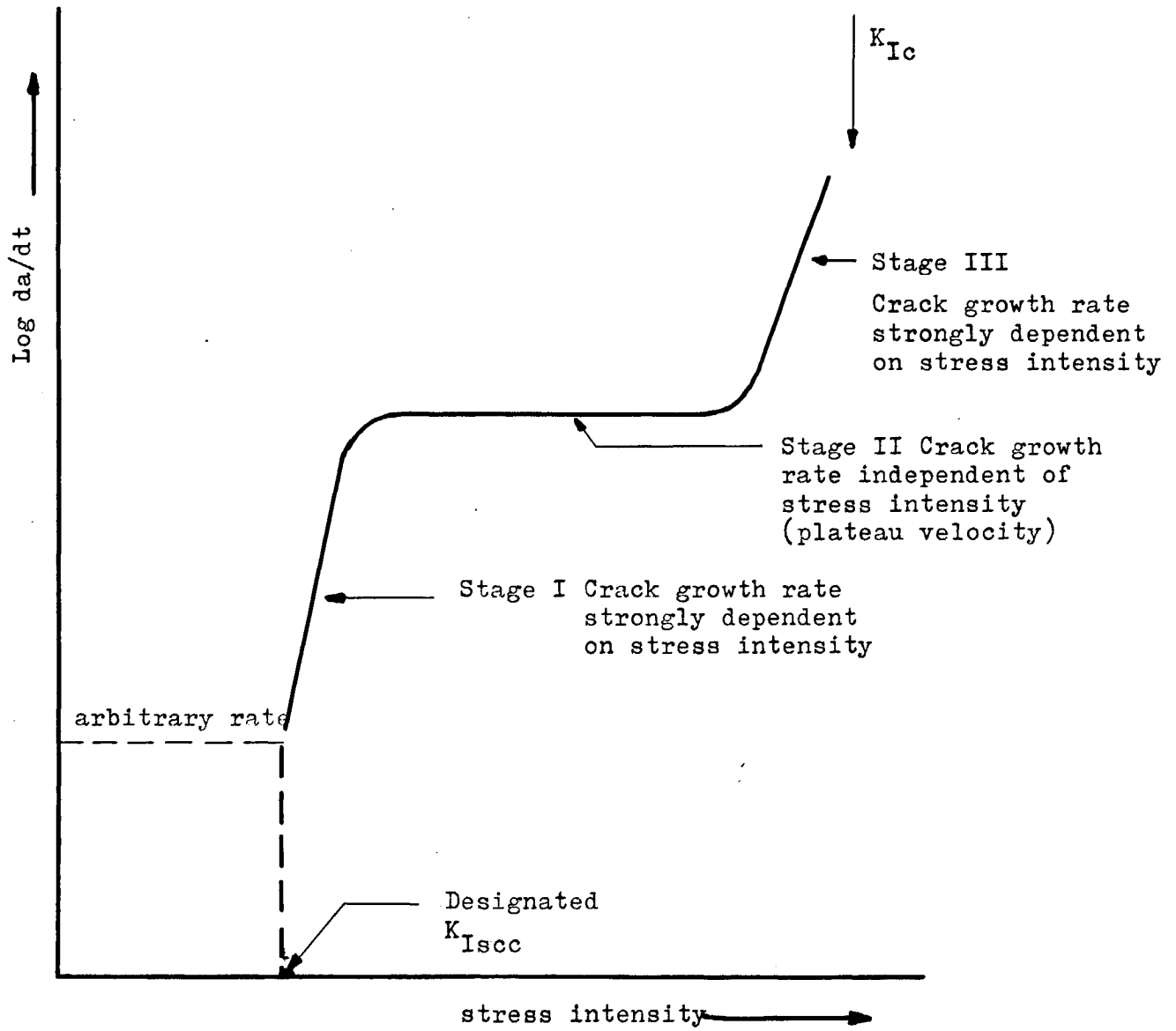
Figuur 8 : De Tapered Double Cantilever Beam.



Figuur 9 : Bepaling van K_{Isc} uit proeven met proefstaven waarbij K_I toeneemt met toenemende scheurlengte (lit. 18).



Figuur 10 : Gerationaliseerd proeven programma.



Figuur 11 : Schematische voorstelling van de scheurgroei-snelheid als functie van de spannings intensiteit (lit. 12).

BIJLAGE ISPANNINGEN EN VERPLAATSINGEN ROND DE TIP VAN EEN SCHERPE SCHEURMODE I:

$$\sigma_x = \frac{K_I}{(2\pi r)^{\frac{1}{2}}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right]$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{(2\pi r)^{\frac{1}{2}}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right]$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{(2\pi r)^{\frac{1}{2}}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}$$

$$\sigma_z = 0 \text{ (plane stress); } \sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \text{ (plane strain)}$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0$$

$$u = \frac{K_I}{G^*} \left[r/(2\pi) \right]^{\frac{1}{2}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left[1 - 2\nu + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right]$$

$$v = \frac{K_I}{G^*} \left[r/(2\pi) \right]^{\frac{1}{2}} \cdot \sin \frac{\theta}{2} \cdot \left[2 - 2\nu - \cos^2 \frac{\theta}{2} \right]$$

} plane strain

$$u = \frac{K_I}{G^*} \left[r/(2\pi) \right]^{\frac{1}{2}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left[\frac{1-\nu}{1+\nu} + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right]$$

$$v = \frac{K_I}{G^*} \left[r/(2\pi) \right]^{\frac{1}{2}} \cdot \sin \frac{\theta}{2} \cdot \left[\frac{2}{1+\nu} - \cos^2 \frac{\theta}{2} \right]$$

} plane stress

MODE II:

$$\sigma_x = - \frac{K_{II}}{(2\pi r)^{\frac{1}{2}}} \sin \frac{\theta}{2} \left[2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right]$$

$$\sigma_y = \frac{K_{II}}{(2\pi r)^{\frac{1}{2}}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_{II}}{(2\pi r)^{\frac{1}{2}}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right]$$

$$\sigma_z = 0 \text{ (plane stress); } \sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \text{ (plane strain)}$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0$$

$$u = \frac{K_{II}}{G^*} \left[r/(2\pi) \right]^{\frac{1}{2}} \sin \frac{\theta}{2} \left[2 - 2\nu + \cos^2 \frac{\theta}{2} \right]$$

$$v = \frac{K_{II}}{G^*} \left[r/(2\pi) \right]^{\frac{1}{2}} \cos \frac{\theta}{2} \left[-1 + 2\nu + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right]$$

plane strain

$$u = \frac{K_{II}}{G^*} \left[r/(2\pi) \right]^{\frac{1}{2}} \sin \frac{\theta}{2} \left[\frac{2}{1+\nu} + \cos^2 \frac{\theta}{2} \right]$$

$$v = \frac{K_{II}}{G^*} \left[r/(2\pi) \right]^{\frac{1}{2}} \cos \frac{\theta}{2} \left[\frac{1-\nu}{1+\nu} + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right]$$

plane stress

MODE III:

$$\tau_{xz} = - \frac{K_{III}}{(2\pi r)^{\frac{1}{2}}} \sin \frac{\theta}{2}$$

$$\tau_{yz} = \frac{K_{III}}{(2\pi r)^{\frac{1}{2}}} \cos \frac{\theta}{2}$$

$$\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z = \tau_{xy} = 0$$

$$u = v = 0 \quad w = \frac{K_{III}}{G^*} \left[(2r)/\pi \right]^{\frac{1}{2}} \sin \frac{\theta}{2}$$

Opm.: u, v en w zijn de verplaatsingen in resp. x-, y- en z-richting

G^* = glijdingsmodulus = $E/2(1+\nu)$

ν = dwarskontractiecoëfficiënt van Poisson

AFLEIDING VAN HET VERBAND TUSSEN DE ENERGY RELEASE RATE G EN DE SPANNINGS-
INTENSITEITSFAKTOR K.

Voor het aantonen van het verband tussen G en K wordt een oneindig grote, elatische plaat beschouwd waarin zich een centrale scheur met lengte 2a bevindt. De plaat wordt in de uiteinden star ingeklemd gedacht ("fixed grips"). In de uitgangstoestand staat de scheur open. De scheur wordt nu over een oneindig kleine afstand δ dichtgedrukt (fig. II - 1). Door de krachten die hiervoor nodig zijn wordt een bepaalde hoeveelheid arbeid verricht. Deze arbeid is gelijk aan de verandering van de vervormingsenergie, terwijl bovendien onder de bovengenoemde omstandigheden deze verandering van de vervormingsenergie de enige bijdrage aan G is.

Hieruit volgt dat in dit geval geldt:

$$G_I = \lim_{\delta \rightarrow 0} \frac{2}{\delta} \int_0^{\delta} \frac{\sigma \cdot y \cdot v}{2} dr \tag{II-1}$$

(De faktor 2 voor het integraalteken wordt veroorzaakt door het feit dat er twee scheurtippen zijn).

Voor de verplaatsing v van de scheurrand kan, voor het geval dat de oorsprong van het assenstelsel in het midden van de scheur ligt (fig. II-2), worden aangetoond:

$$v = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2} \tag{II-2a}$$

of met $K_I = \sigma \sqrt{\pi a}$:

$$v = \frac{2K_I}{E} \sqrt{\frac{a-x^2}{a}} \tag{II-2b}$$

Voor het in fig. I-1 gegeven assenstelsel en voor δ en $r \ll a$ wordt vgl. II-2b:

$$v = \frac{2K_I}{E\sqrt{\pi}} \sqrt{2(\delta-r)} \tag{II-3}$$

Op de x-as ($\theta=0$) volgt uit de vergelijkingen voor mode I (zie bijlage I):

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \tag{II-4}$$

Substitutie van (II-3) en (II-4) in (II-1) geeft:

$$G_I = \lim_{\delta \rightarrow 0} \frac{2K_I^2}{\pi E \delta} \int_0^{\delta} \frac{\sqrt{1-r/\delta}}{r/\delta} dr \quad (\text{II-5})$$

Deze integraal kan worden opgelost door de substitutie $r/\delta = \sin^2 \varphi$ en heeft als oplossing:

$$G_I = \frac{K_I^2}{E} \quad (\text{plane stress}) \quad (\text{II-6a})$$

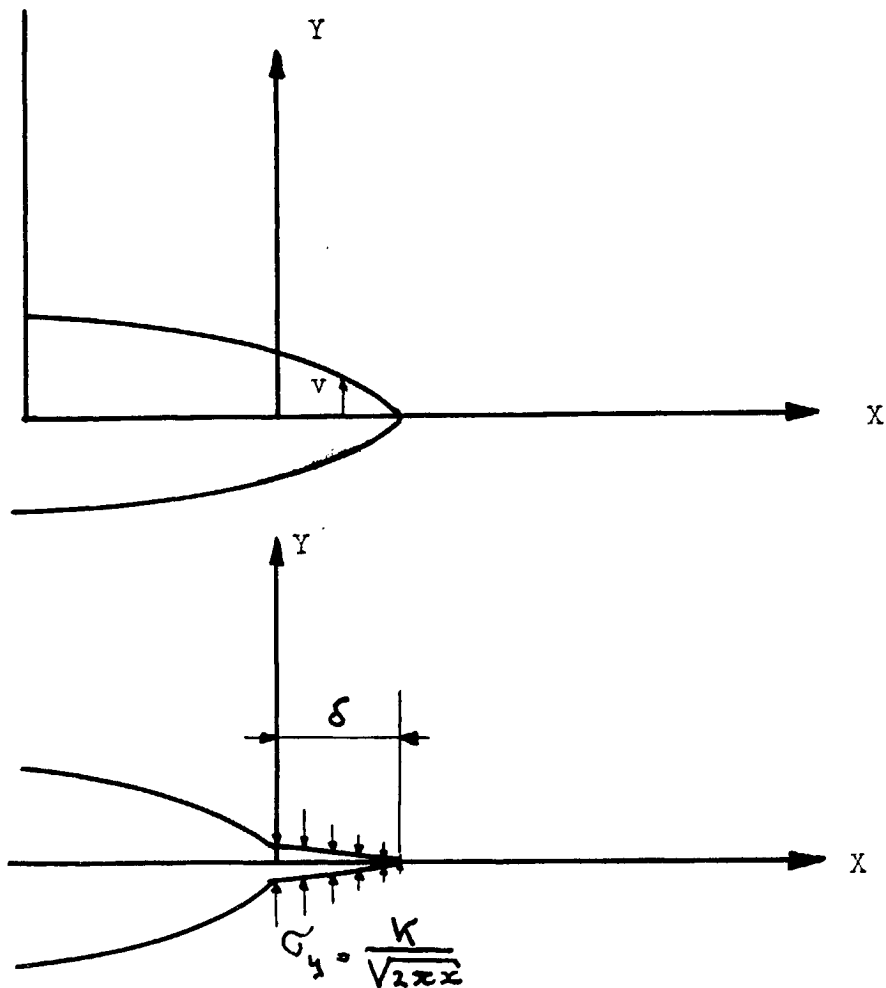
Voor het geval van een plane strain spanningstoestand wordt de relatie tussen G_I en K_I :

$$G_I = (1-\nu^2) \frac{K_I^2}{E} \quad (\text{II-6b})$$

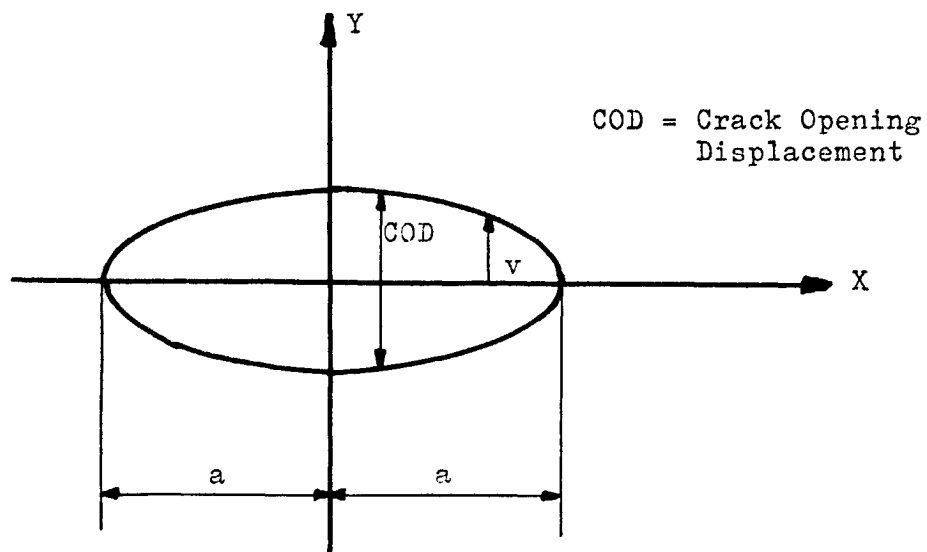
Literatuur:

1. Broek, D. : Elementary Engineering Fracture Mechanics
Noordhoff Int. Publ. (1974)
2. Paris, P.C. : Stress Analysis of Cracks
Sih, G.C. : ASTM - STP 381 (1970) pp. 30 - 83
3. Tada, H. : The Stress Analysis of Cracks Handbook
Paris, P.C. : Del Research Corp. (1973)
Irwin, G.

Figuren behorend bij bijlage II



Figuur II-1 : Het sluiten van de scheurtip.



Figuur II-2 : Scheuropening en scheurrand verplaatsing.

AFLEIDING VAN G ALS FUNCTIE VAN DE KOMPLIANTIE

Beschouw een elastische, gescheurde plaat. Wordt deze plaat belast door een kracht P, dan zullen de aangrijpingspunten van deze belasting ten opzichte van elkaar verplaatsen. Deze relatieve verplaatsing is v. Bij een scheurgroei da zal de relatieve verplaatsing toenemen met dv.

In hoofdstuk 2.1. is aangetoond dat voor een plaat waarbij door de starre inklemming aan de einden geen arbeid wordt verricht door uitwendige krachten, de noodzakelijke voorwaarde voor scheurgroei is:

$$\frac{dU}{da} = - \frac{dW}{da} \quad (\text{III-1})$$

In het geval dat door uitwendige krachten wel arbeid wordt verricht, gaat (III-1) over in:

$$\frac{d}{da} (F - U) = \frac{dW}{da} \quad (\text{III-2})$$

- waarin: F = arbeid verricht door de uitwendige belasting
- U = elastische energie opgeslagen in de plaat
- W = arbeid nodig voor scheurgroei

Voor G kan nu worden geschreven:

$$G = \frac{d}{da} (F - U) \quad (\text{III-3})$$

De arbeid verricht door de kracht P bij een scheuruitbreiding da is gelijk aan de kracht P maal de toename van de relatieve verplaatsing van de aangrijpingspunten van P:

$$F = P \cdot dv \quad (\text{III-4})$$

Voor de totale elastische energie in de plaat geldt:

$$U_t = \frac{1}{2} P \cdot v \quad (\text{III-5})$$

De verplaatsing v van de aangrijpingspunten is evenredig met de grootte van de belasting. Deze evenredigheidsconstante wordt de kompliantie λ genoemd, de

reciproke waarde van de veerstijfheid m .

De uitdrukking voor U_t wordt nu:

$$U_t = \frac{1}{2} \lambda P^2 \quad (\text{III-6})$$

Substitutie van de vergelijkingen (III-4) en (III-6) in (III-3) geeft:

$$\begin{aligned} G &= \frac{d}{da} (Pdv - \frac{1}{2} P^2) \\ &= (P^2 \frac{\delta \lambda}{\delta a} + \lambda P \frac{dP}{da} - \frac{1}{2} P^2 \frac{\delta \lambda}{\delta a} - \lambda P \frac{dP}{da}) \end{aligned}$$

$$\text{of: } G = \frac{P^2}{2} \frac{\delta \lambda}{\delta a} \quad (\text{III-7a})$$

Voor een plaat met dikte B wordt de uitdrukking voor G als functie van de kompliantie:

$$G = \frac{P^2}{2B} \cdot \frac{\delta \lambda}{\delta a} \quad (\text{III-7b})$$

Uit deze afleiding volgt tevens dat de termen met dP/da verdwijnen. Dit betekent dat G onafhankelijk is van de manier waarop de plaat wordt belast, zoals bv. fixed grips, konstante belasting e.d.

(III-7b) kan ook m.b.v. (III-6) worden geschreven als:

$$G = \frac{1}{B} \left(\frac{dU_t}{da} \right)_P = - \frac{1}{B} \left(\frac{dU_t}{da} \right)_v \quad (\text{III-8})$$

of: G is altijd, op het teken na, gelijk aan de afgeleide van de totale elastische energie naar de scheurlengte.

LITERATUUR:

1. PARIS, P.C. : Stress Analysis of Cracks
ASTM STP - 381 (1970)
2. BROEK, D. : Elementary Engineering Fracture Mechanics
Noordhoff Int. Publ. (1974)

Memorandum 236



60142071005