

# LASTECHNIEK

ORGAAN VAN DE STICHTING NEDERLANDS INSTITUUT VOOR LASTECHNIEK



**PUBLIKATIECOMMISSIE:**

ir. A. Mudde (voorzitter), J. v. d. Berg, ir. J. J. Broodman, P. de Jong, ir. W. P. H. de Jongh, ir. H. E. Kruyt, P. J. Ras, G. van Schaick Zillesen, ir. R. Vellema.

**SECRETARIS:**

A. G. Haarlem, Zeestraat 62, Den Haag, tel. 070-60 09 37

**ADMINISTRATIE:**

voor contribuanten: NIL, Zeestraat 62, Den Haag.  
Voor anderen: Uitgevers - Wyt Rotterdam.

## INHOUD

\*

- 21. Breukmechanica en toepassingsmogelijkheden voor de staalconstructeur door ir. J. J. W. Nibbering
- 30 Technische aspecten en praktische toepassingen van spuit- en poederlassen met hardmetalen door J. J. van den Bergh
- 33 Recente publikaties op lasgebied (54) door G. van Schaick Zillesen
- 37 Veiligheidsmaatregelen voor, tijdens en na het solderen door J. Steenbeek
- 40 Het snijden van beton door E. E. M. Offerman
- 42 Afscheidsreceptie J. C. Beugeling Th. H. Neyboer†  
I.I.W.-Lijst van documenten

**Vijfendertigste jaargang  
no. 2 - februari 1969**

Nadruk zonder toestemming van de uitgevers is verboden  
Verschijnt maandelijks.

\*

**UITGEVERS WYT-ROTTERDAM**  
Pieter de Hoochweg 111,  
Tel. 25 45 00\*  
Telex 21403. Postgiro 58458.

## BREUKMECHANICA EN TOEPASSINGSMOGELIJKHEDEN VOOR DE STAALCONSTRUCTEUR \*

door ir. J. J. W. Nibbering \*\*

### SAMENVATTING

Na een bespreking van de verschillen tussen stabiele en instabiele scheurvorming wordt de klassieke behandeling van het probleem van instabiele scheurgroei gegeven. Vervolgens komen de toepassingsmogelijkheden ter sprake.

Voorts wordt aangegeven hoe de tekortkomingen van de klassieke theorieën kunnen worden opgeheven. De invloed van benaderingen in de wiskundige behandeling van Wells wordt nader geanalyseerd. De wijze waarop de breukmechanica in praktijk wordt gebracht bij experimenteel onderzoek in het laboratorium voor Scheepsconstructies van de T.H. te Delft wordt toegelicht met vermelding van de ervoor ontwikkelde meettechniek.

Tot slot worden enkele methoden gegeven waarmee de invloed van beperkte plaatbreedten, van drie-assigheid van de spanningstoestand in de plastisch gedeformeerde zone en van hoge belastingssnelheden in rekening kan worden gebracht.

### SUMMARY

The differences between stable and unstable fracturing are indicated after which the classic approach of the problem of unstable fracturing is given. Next the practical use of this theory is proved to be small. Moreover is indicated how the theory can be improved. The mathematical treatment by Irwin-Wells is analyzed. The use of fracture mechanics in connection with experimental work in the Delft Ship Structures Laboratory is discussed and the measuring techniques are shown. Finally methods are given for estimating the influence of restricted platen width, triaxiality of the stress state in small plastic zones and high rates of loading.

### 1. Inleiding

Breukmechanica is de letterlijke vertaling van fracture mechanics. Het is een betrekkelijk nieuwe tak van de technische mechanica, die zich vooral in de Verenigde Staten heeft ontwikkeld. Later hebben ook Engeland en Japan veel aan deze wetenschap bijgedragen. In Nederland is kennis van de breukmechanica maar in enkele kringen en vaak nog op beperkte schaal aanwezig. Daarbuiten ontmoet men schroom voor het onbekende en veel onbegrip. Dit komt mede doordat sommige beoefenaars van breukwetenschappen in hun enthousiasme wel eens het contact met de werkelijkheid verloren, of vergaten de grenzen van toepasbaarheid aan te geven. Toen bleek dat voor normale constructiestalen de fracture mechanics voor het meest klemmende probleem — hoe brosse breuk te vermijden — niet de toverstaf was die men zich wenste, hebben vele constructeurs zich teleurgesteld van deze wetenschap afgewend. Hiertoe heeft bijgedragen dat de vakgeleerden een aantal termen als strain energy release rate, critical crack extension force, stress intensity factor etc. hebben ingevoerd die wel eens afschrikwekkend werken; de laatste, ook wel stress field parameter genaamd, komt bovendien in de gedaante

van diverse symbolen als  $K$ ,  $\kappa \left( = \frac{K}{\sqrt{\pi l}} \right)$ ,  $K_I$ ,  $K_{Ic}$

voor, afhankelijk ervan of we met plane strain, plane stress of een critical value te maken hebben.

\* Overgenomen uit „Constructiematerialen” nov./dec. 1968.

\*\* Technische Hogeschool, Delft.

Om de termverwarring niet groter te maken, zullen in dit artikel uitsluitend de Engelse uitdrukkingen worden gebezigd.

Een gelukkige omstandigheid is dat de breukmechanica niet direct een moeilijke wetenschap is, tenminste niet in wiskundig opzicht. De meeste afleidingen zijn weinig gecompliceerd en vergen niet te veel basiskennis. Zodra men met een aantal begrippen vertrouwd geraakt is en enkele basisformules „doorziet” is men spoedig in staat om ermee te werken en nieuwe ontwikkelingen in de literatuur te volgen. Dit, en het feit dat de breukmechanica speciaal voor constructeurs die met staalsoorten van hogere sterkte te maken hebben van groot belang is, moge aanleiding zijn om er eens kennis mee te maken. Dit artikel heeft de bedoeling geïnteresseerden daarbij op weg te helpen.

## 2. Een en ander over scheuren en breuken

Met enige overdrijving zou men kunnen zeggen dat er voor de breukmechanica maar twee soorten scheuren bestaan en wel stabiele en instabiele scheuren. Het onderscheid wordt duidelijk uit de beschrijving van een instabiele scheur. Het is een scheur die zich kan uitbreiden zonder dat hiervoor uitwendige arbeid behoeft te worden verricht, dus zonder dat de belasting wordt verhoogd of de belaste randen worden verplaatst. In de staalbouw hebben tot nu toe instabiele scheuren zich in hoofdzaak voorgedaan in de vorm van zogenaamde brosse breuken. Deze planten zich met een snelheid van 1 à 2 km/sec. voort. Betrekkelijk langzaam groeiende scheuren kunnen echter eveneens een instabiel karakter vertonen. Zij komen vooral in staalsoorten van hoge sterkte voor. Het zijn voornamelijk schuifbreuken. Vermoeiingsscheuren vormen in deze categorie een bijzonder geval.

Bij de scheurvorming onderscheidt men in het algemeen 3 stadia: het ontstaan of initiëren, het langzaam (stabiel) uitbreiden tijdens het opvoeren van de belasting, het plotseling versneld voortplanten (instabiel).

Het tweede stadium wordt veelal overgeslagen, in het bijzonder bij brosse breuken. Stabiele, langzame uitbreiding van een scheur is eigenlijk alleen mogelijk als, als gevolg van de scheurvorming, de uitwendige belasting daalt. Gebeurt dit niet, zoals bijv. het geval zal zijn bij een

oneindig lange plaat, dan is de scheur zodra hij begint te lopen niet meer in staat te stoppen. Dit is eenvoudig in te zien, zonder in energiebeschouwingen te vervallen. In figuur 1 is een plaat getekend, voorzien van een kunstmatig aangebrachte scheur. De plaat is loodrecht op het vlak van de scheur belast. Aan de kerftip heerst een spanning die gelijk is aan het product van de daar aanwezige spanningsconcentratie  $k$  en de gemiddelde spanning  $\sigma$ . Wanneer de scheur bij de getekende belasting aan beide einden met een stukje  $\Delta a$  aangroeit, stijgt de spanningsconcentratie  $k$  met  $\Delta k$  en de spanning aan de voet van de kerf wordt  $(k + \Delta k) \sigma$ .

Vóór het verder scheuren was een spanningstoestand, gekarakteriseerd door  $k\sigma$  nodig om de scheur te laten groeien; in de nieuwe spanningstoestand die duidelijk ongunstiger is, zal de scheur zeker verder groeien. Alleen als door het scheuren de uitwendige belasting daalt, kan  $(k + \Delta k)\sigma_{\text{nieuw}}$  kleiner zijn dan  $k \cdot \sigma_{\text{oud}}$ , en kan de scheurgroei tot stilstand komen. Dit kan zich gemakkelijker voordoen naarmate de plaat waarin zich de scheur bevindt korter is. Dit is toegelicht in figuur 2, waarin een korte plaat is getekend, ingespannen in een stijf frame. De kerf in de lange plaat van figuur 1 bevindt zich op zo grote afstand van de belaste randen dat in de spanningsverdeling aan die randen de aanwezigheid van de kerf niet meer merkbaar is; de spanningsverdeling is gelijkmatig. Tevens zal wanneer de scheur groeit, de gemiddelde spanning in de plaat nauwelijks dalen in tegenstelling tot de korte plaat waar wel een duidelijke daling optreedt. Dit is in te zien door het materiaal boven en onder de kerf in gedachten te vervangen door een stel korte, resp. lange veren (figuur 3). Een kleine vervorming van de kerfzone (gearceerd) zal de veerspanning van de korte veren in de buurt van de kerf merkbaar doen dalen. De veerspanning van de lange veren verandert weinig of niet. Uit dit alles volgt dat voor een oneindig lange (en brede) plaat het verschijnsel van langzame *stabiele* scheurgroei principieel onmogelijk is.

Dit wordt met enige nadruk vermeld omdat in de literatuur wel eens lichtvaardig over de mogelijkheid van stabiele scheurgroei wordt gesproken, bij het afleiden van formules die in principe alleen voor platen met oneindige afmetingen gelden.

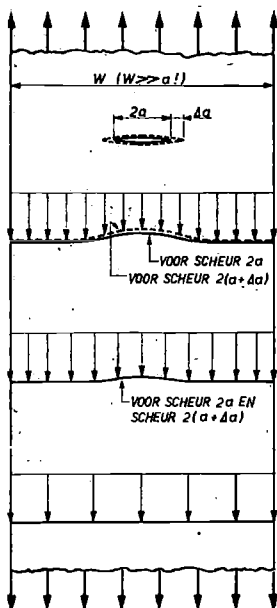


Fig. 1. Spanningsverdeling in een lange plaat voor en na scheurgroei.

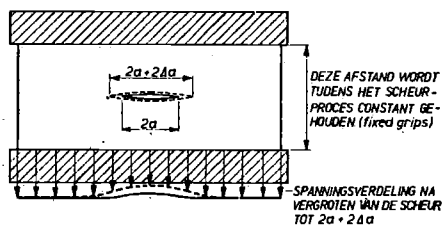


Fig. 2. Spanningsverdeling aan de belastrand van een korte plaat voor en na scheurgroei.

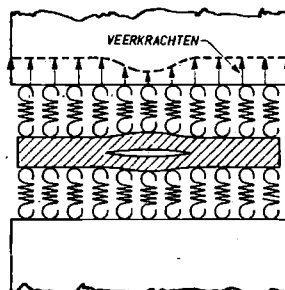


Fig. 3b. Model van een korte plaat met scheur. Dit model geeft evenals dat van fig. 3a een sterk vereenvoudigd beeld van de werkelijkheid, doordat de (horizontale) verbindingen tussen de veren onderling zijn weggelaten.

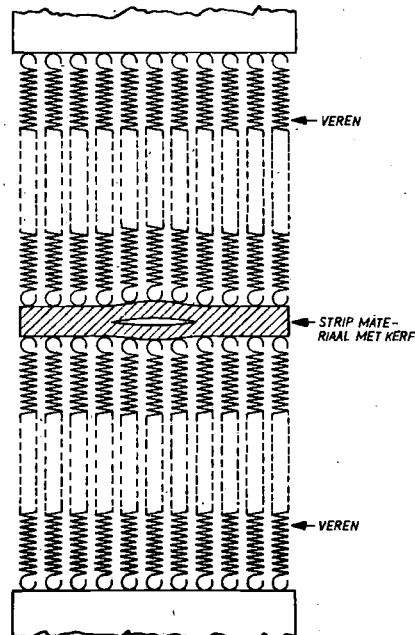


Fig. 3a. Model van een lange plaat met een scheur.

Vanzelfsprekend is stabiele scheurgroei wèl mogelijk in platen of constructies waar de spanningsverdeling niet gelijkmatig is of waar de mechanische eigenschappen van het materiaal niet uniform zijn door de invloed van lassen, branden of koud vervormen. Veroudering of versteving aan de tip van een scheur kan ook een oorzaak zijn.

### 3. Instabiele scheurgroei in een oneindig lange en brede plaat

Wanneer een plaat met een kerf of scheur erin onder spanning gebracht wordt, rekt het materiaal aan de voet van de kerf. Er wordt dus energie in dat materiaal opgehoopt ter grootte van

$$\int_0^{\epsilon} \sigma_d \epsilon$$

per volume-eenheid.

In niet-plastisch vervormend materiaal zal ter plaatse van een oneindig scherpe scheur een oneindig grote spanningsconcentratie aanwezig zijn. Theoretisch zou dan bij een oneindig kleine belasting de scheur verder moeten groeien. Griffith heeft deze moeilijkheid ondervangen door te onderstellen dat de kromtestraal  $f$  van de scheur-tip één atoomafstand groot is en de scheur zelf elliptisch van vorm is.

Met behulp van een formule voor de spanning aan de tip van een elliptische scheur van Inglis:

$$\sigma_{\max} = 2\sigma \sqrt{\frac{a}{f}} \quad (2a = \text{scheurlengte})$$

$$\text{is } \sigma_{\max} = 2\sigma \sqrt{\frac{a}{h}} \quad (h = \text{atoomafstand})$$

Men zou nu kunnen denken dat breuk ontstaat als deze spanning de cohesiesterkte overschrijdt, maar dat is niet juist. Dit is toegelicht in figuur 4.

Het materiaal aan de kerftip breekt pas op het moment dat de hele „trekkromme” doorlopen is, dus niet op het moment dat de maximum spanning wordt bereikt. In het materiaal is dan een hoeveelheid energie ondergebracht ter grootte van het oppervlak van die trekkromme. Bij de vorming van een scheur ontstaan er twee nieuwe oppervlakken en komt de rondom de scheur-tip opgehoopte elastische energie vrij. Deze energie, gedeeld door de twee oppervlakken wordt oppervlakte-energie genoemd ( $\gamma$ ).

Bij materialen die plastisch kunnen vervormen is de aldus gedefinieerde oppervlakte-energie veel kleiner dan de energie die vóór het breken nodig is om het materiaal lokaal plastisch te vervormen (figuur 5). In plaats van de oppervlakte-energie spreekt men dan liever van „fracture toughness”. Dit is de hoeveelheid energie („strain energy”) die nodig is om een lengte-eenheid materiaal (bijv. 1 cm) naast de bestaande kerf tot scheuren te brengen. Het is dus de benodigde hoeveelheid scheurenergie per lengte-eenheid scheurtoename, en derhalve een materiaaleigenschap.

Zolang een scheur niet groeit, wordt bij het opvoeren van

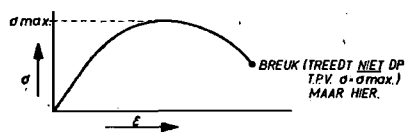
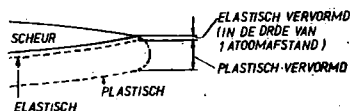
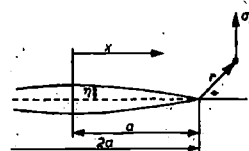


Fig. 4. Spanning-rek diagram voor „proefstaafje” ter grootte van 2 atomen.



Figuur 5.



Figuur 6.

### Overzicht van symbolen

$\sigma$	=	nominale spanning
$\sigma_r$	=	spanning op afstand r van scheur-tip
$\sigma_y$	=	$\sigma_{\text{yield}}$ = vloeigrens
$\eta$	=	halve scheuropening (fig. 6)
$\delta$	=	$2\eta$
$\delta_{\text{tip}}$	=	$2\eta_{\text{tip}}$ = scheuropening aan scheur-tip
$\delta_c$	=	$\delta$ op moment dat instabiele scheurgroei begint
$\delta_m$	=	$2\eta_m$ = scheuropening op halve scheurlengte
a	=	halve scheurlengte
$a_c$	=	halve scheurlengte bij begin instabiele scheurgroei
$r$	}	afstanden vanaf scheur-tip, zie fig. 7
$r'$		
x	=	zie fig. 6
W	=	plaatbreedte
K	=	stress intensity factor voor plane stress
$K_I$	=	stress intensity factor voor plane strain
$K_c$	}	critical stress intensity factor
$K_{Ic}$		
p.c.f.	=	plastic constraint factor
G	=	strain energy release rate of: crack extension force (tendency)
$G_c$	=	critical G = fracture toughness
$\dot{\epsilon}$	=	vervormingssnelheid
s	=	grootte van de plastische zone

de belasting in de omgeving van de scheur arbeid opgehoopt (strain energy). Deze van de scheur te berekenen als de spanningstoestand rondom de kerf bekend is. Irwin [2] heeft dit gedaan met behulp van formules opgesteld door Westergaard. Deze hebben alle de volgende vorm (figuur 6):

$$\sigma_x = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_1(\theta)$$

$$\sigma_y = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_2(\theta)$$

$$\sigma_z = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_3(\theta)$$

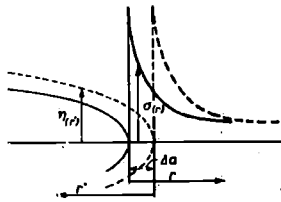
K wordt de stress intensity factor genoemd of stress field parameter. Deze is niet gelijk aan de welbekende spanningsconcentratiefactor, die afhankelijk is van de afstand r tot de scheur-tip ( $k_r$ ). Het verband tussen K en  $k_r$  luidt:

$$K = k_r \cdot \sigma \cdot \sqrt{2\pi r} \quad (\text{zie } \S 4).$$

In K is de gemiddelde spanning al ondergebracht; K heeft dus de dimensie van een spanning per  $\sqrt{\text{cm}}$ :

Voor  $\theta = 0 \rightarrow \sigma_r = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}}$  (1). Voor een kerf als in figuur 1 is bekend dat  $K = \sigma\sqrt{\pi a}$ . (2).

De elastic strain energy in een plaat die probeert een daarin aanwezige kerf of scheur te vergroten, kan nu het best worden bepaald door uit te rekenen hoeveel arbeid er per lengte-eenheid scheurtoename vrijkomt als de bestaande kerf over één afstandje  $\Delta a$  wordt opengezaagd\* (figuur 7).



Figuur 7.

$$G = \frac{1}{\Delta a} \int_0^{\Delta a} (\frac{1}{2}\sigma) (2\eta) dr, \quad \sigma = \sigma(r); \quad \eta = \eta(r')$$

De factor  $\frac{1}{2}$  voor  $\sigma_r$  hangt samen met het feit dat de spanning aan de rand van het stukje scheur van 1 cm aanvankelijk gelijk is aan  $\sigma_r$  en op het laatst gelijk aan

$$0 \rightarrow \sigma_{gemidd} = \frac{\sigma_r + 0}{2} = \frac{\sigma_r}{2}$$

Bekend is (Westergaard) dat

$$\eta = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2} \quad (3);$$

(x gemeten als in figuur 6) dit geeft (figuur 7)

$$\eta = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{a^2 - (a - r')^2} = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{2ar'} \quad (r' \ll a) \quad (3a).$$

Hieruit volgt met formule 2 dat:

$$\eta = \frac{2K}{E} \sqrt{\frac{2r'}{\pi}} \quad (2b);$$

voor  $r'$  moet hierin  $\Delta a - r$  worden ingevuld, omdat  $r'$  gemeten wordt vanaf het punt  $r = \Delta a$ .

G wordt nu

$$G = \frac{1}{\Delta a} \int_0^{\Delta a} \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \frac{2K}{E} \sqrt{\frac{2(\Delta a - r)}{\pi}} dr = \frac{K^2}{E} \quad (4)$$

Dit is wel een bijzonder eenvoudige betrekking, welke in vorm overeenkomt met de bekende uitdrukking voor een getrokken staaf

$$A = \frac{\sigma^2}{2E}, \quad \text{immers } K = \sigma\sqrt{\pi a}, \quad \text{dus } G = \frac{\pi a \sigma^2}{E} \quad (5)$$

De arbeid die vrijkomt als de scheur wordt opengezaagd neemt toe naarmate de scheur groter wordt. Dit blijkt uit formule (5). Vanaf een bepaalde scheurgrootte zal de arbeid die vrijkomt bij het vergroten van de scheur met één cm groter zijn dan de arbeid nodig om de scheur nog eens 1 cm verder te scheuren, dat wil zeggen groter zijn dan de fracture toughness. Dit maakt dat de scheur niet meer kan stoppen. De strain energy release per lengte-eenheid scheurtoename ofwel de strain energy release rate is groter geworden dan de fracture toughness. De kritische waarde van de strain energy release rate, de critical strain energy release rate wordt nu  $G_c$  genoemd en is gelijk aan de fracture toughness. De stress intensity factor  $K$  heeft op dat moment ook een kritische waarde bereikt die  $K_c$  genoemd wordt. Tegenwoordig wordt de waarde hiervan, die enigszins vergelijkbaar is met de treksterkte van het materiaal, als materiaaleigenschap gehanteerd in plaats

\* Deze arbeid wordt gebruikt om het ernaastliggende gebiedje te vervormen.

van de fracture toughness. Dit ondanks dat voor plastisch vervormende materialen  $G_c$  principieel de voorkeur verdient. In het gebied van betrekkelijk grote plastische vervormingen verliest de stress intensity factor  $K$  namelijk zijn oorspronkelijke betekenis, omdat de spanning in de omgeving van de kerf praktisch gelijk is aan de vloeigrens. In feite wordt het al of niet verder scheuren van een kerf dan in hoofdzaak bepaald door de hoeveelheid rek die het materiaal in de bestaande situatie kan ondergaan [3].

$G$  is dan gelijk aan  $\sigma_y \times \delta_{tip}$  (11a)  $\delta_{tip}$  = scheuropening aan de tip = crack opening displacement = C.O.D.) en  $G_c = \sigma_y \times \delta_{c, tip}$  (12) (zie § 5).

Voordat hier verder op wordt ingegaan, wordt de strain energy release rate  $G$  nog eens langs een andere weg berekend om dit begrip en de fracture toughness wat meer reliëf te geven.

De verplaatsing van een kerfwand in belaste toestand ten opzichte van die in onbelaste toestand  $\eta$  was gelijk aan

$$\frac{2\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2}. \quad (3)$$

Stel dat de kerfwanden in onbelaste toestand aan elkaar geplakt zijn; de spanning op die wanden is dan gelijk aan de nominale spanning (door het plakken is de kerfwerking geëlimineerd). Wanneer de lijm tot smelten wordt gebracht, daalt de spanning op de kerfwanden. Als de lijm is gesmolten, staat de kerf geheel open en is de spanning op de kerfwand gelijk geworden aan 0. Gemiddeld heeft op de kerfwand dus een spanning gewerkt van

$$\frac{\sigma + 0}{2} = \frac{\sigma}{2}.$$

De arbeid die tijdens het smelten van de lijm is vrijgekomen, bedraagt

$$U = \frac{\sigma}{2} \int_{x=-a}^{x=a} 2\eta_x dx = \frac{2\sigma^2}{E} \int_{x=-a}^{x=a} \sqrt{a^2 - x^2} dx;$$

door  $\frac{x}{a} = \sin \varphi$  te stellen is deze integraal op te lossen

$$U = \frac{\pi \sigma^2 a^2}{E}$$

Als nu de beide einden van de kerf een stukje  $da$  worden ingezaagd, krijgt het onder spanning staand materiaal onder en boven de kerf de gelegenheid de scheur open te trekken, dit wil zeggen het materiaal aan de nieuwe scheurtip te vervormen. De energie die hiervoor beschikbaar gekomen is, bedraagt

$$G = \frac{dU}{da} = \frac{2\pi \sigma^2 a}{E}$$

(strain energy release rate).

$$\text{Per scheurtip is } G = \frac{\pi \sigma^2 a}{E} \quad (5)$$

Met  $K = \sigma\sqrt{\pi a}$  (2) geeft dit weer  $K^2 = EG$  (4) Bij voldoende grote scheur kan de energie die bij het groter zagen van de scheur beschikbaar komt weer meer zijn dan nodig is om die scheur nog zo een stukje te vergroten en er ontstaat een instabiele breuk.\*

Dit gebeurt als  $G (= \frac{\pi \sigma^2 a}{E}) > \text{fracture toughness } G_c$ .

\* Men bedenke dat de energie die per lengte-eenheid vrijkomt bij het inzagen van een scheur bij een spanning waarbij de scheur op het punt van spontaan scheuren staat, precies gelijk is aan de energie die bij spontaan scheuren per lengte-eenheid zou vrijkomen.

$G_c$  is dus weer gelijk aan de „critical strain energy release rate for unstable fracturing”.

De strain energy release rate  $G$  wordt wel gezien als de kracht die nodig is om een scheur 1 cm te doen groeien, omdat het de dimensie van een kracht heeft (arbeid gedeeld door eenheid van scheurgroei). Dit is niet zo aantrekkelijk, want  $G$  is geen kracht maar potentiële energie. De naam ervoor is crack extension force, maar zolang de scheur niet groeit, is crack extension force *tendency* beter! (Irwin).

De critical crack extension force is dan de eigenlijke crack extension force omdat pas bij het bereiken van die waarde van  $G$  de scheur gaat groeien.

Tot nu toe is gevonden:

$$\eta = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2} \quad (3); \quad U = \frac{\sigma}{2} \int_{x=-a}^{x=a} 2\eta dx =$$

$$\frac{\pi\sigma^2 a^2}{E}; \quad G = \frac{dU}{d(2a)}; \quad G = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} \quad (5)$$

= strain energy release rate (= crack extension force),  
 $G_c$  = critical strain energy release rate = fracture toughness (materiaaleigenschap),

Stress intensity factor  $K$  waarmee  $\sigma_r$  te berekenen is

$$\rightarrow \sigma_r = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}}$$

$$G = \frac{K^2}{E} \quad (4) \rightarrow K^2 = EG; \quad K_c^2 = EG_c$$

Dit alles geldt voor plane stress; voor plane strain (I) is

$$K_I^2 = \frac{EG_I}{1-\nu^2}; \quad K_{Ic}^2 = \frac{EG_{Ic}}{1-\nu^2}$$

(zie ook slot § 5)

Met fracture toughness wordt nu eens  $G_c$ , dan weer  $K_c$  bedoeld, zij zijn te onderscheiden door hun dimensies:

$$K_c = (\text{kg/cm}^2) \sqrt{\text{cm}} = \text{kg/cm}^{2/3}$$

$$G_c = \text{kgcm/cm} \cdot \text{cm} = \text{kg/cm}$$

Voor een scheur ter breedte  $2a$  in een oneindig groot plaatveld is

$$K = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (2), \quad \text{dus} \quad \sigma_r = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \quad (1a)$$

#### 4. Toepassing van het voorgaande

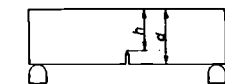
De stress intensity factor  $K$  is door verschillende auteurs berekend voor andere gevallen dan de tot nu toe behandelde plaat met een kerf op de halve breedte over de volle plaatdikte.

Voor een ronde staaf met buitendiameter  $D$  en een kerfdiameter  $d$ :

$$K = \sigma \sqrt{d \cdot f\left(\frac{d}{D}\right); f\left(\frac{d}{D}\right) = \frac{8\pi \left\{ 1 - \left(\frac{d}{D}\right)^2 \right\}}{\left[ 5 + 3 \left\{ 1 - \left(\frac{d}{D}\right)^2 \right\} \right]^2}$$

Voor een buigstaaf met de getekende afmetingen (figuur 8) is door Winn en Wundt gevonden [1], [7]

$$K = \sigma \sqrt{h \cdot f\left(\frac{h}{D}\right)}$$



3 punts buiging      4 punts buiging  
 Figuur 8.

voor  $\frac{h}{d} = 0,9$  is  $f\left(\frac{h}{d}\right) = 0,20$       0,23

voor „ = 0,8 is „ = 0,32      0,36

Het toepassen van de fracture mechanics in de praktijk kan nu als volgt geschieden. Een buigstaaf, die voorzien is van een zeer scherpe kerf wordt bij de laagste gebruikstemperatuur tot breuk belast. Als de nominale

breukspanning  $\sigma = \frac{M}{W}$  berekend over de kerfdoorsnede belangrijk lager blijkt te zijn dan de vloeigrens, kan deze breukspanning in de formule  $K_c = \sigma_{\text{breuk}} \sqrt{h f\left(\frac{h}{D}\right)}$

ingevuld worden en  $K_c$  worden berekend.

Dit is dan de  $K_c$ -waarde voor die temperatuur, dat materiaal en die plaatdikte; het is dus noodzakelijk om de buigproef op een plaat van de in de constructie vereiste plaatdikte te doen.

Met de nu gevonden  $K_c$ -waarde kan met  $\sigma = \frac{K_c}{\sqrt{\pi a_c}}$  wor-

den berekend welke scheuren van het type van figuur 1 bij bepaalde spanningen in de constructie mogen voorkomen zonder dat gevaar voor een complete breuk bestaat.

Een andere mogelijkheid om  $K_c$  te bepalen is een proefstaaf als in figuur 1 belasten tot een bepaalde spanning en de scheur geleidelijk aan openzagen; de scheurgrootte op het moment van instabiele scheurgroei ( $a_c$ ) kan dan

worden ingevuld in de formules  $G_c = \frac{\pi\sigma^2 a_c}{E}$  (6) of

$K_c = \sigma\sqrt{\pi a_c}$  (7) (Bij de eerstgenoemde buigstaaf kan natuurlijk de „inzaagmethode” ook worden gevolgd en bij de plaat van figuur 1 kan de „belasting-opvoermethode” worden toegepast).

Vermoedelijk zal men dit alles op het eerste gezicht een nuttig geheel vinden. Helaas lijkt het mooier dan het is, want wanneer het toegepast wordt op een constructiestaal van normale sterkte (St. 41, St. 52) stuit men op de moeilijkheid dat bij temperaturen die in de buurt liggen van de in Nederland voorkomende laagste waarden (ca.  $-20^\circ\text{C}$ ), de buigstaaf nauwelijks tot scheuren is te brengen (tenzij het een bijzonder slecht staal betreft, dat aan geen enkele specificatie voldoet).

Als er uiteindelijk een scheur ontstaat, is de nominale spanning tenminste gelijk aan de vloeigrens. De conclusie zou dan moeten luiden dat er totaal geen gevaar voor ontstaan van een instabiele breuk bestaat. Maar dat is lang niet altijd waar. In staalconstructies bevindt zich op vele plaatsen materiaal dat een aanzienlijk slechtere fracture toughness bezit dan het oorspronkelijk geleverde materiaal. Dit is een gevolg van lassen, branden, koud vervormen e.d. Op de bedoelde plaatsen kunnen later wel degelijk scheuren ontstaan. In veel gevallen zijn dat brosse breukjes. Deze hebben het grote bezwaar dat zij van meet af aan een enorme voortplantingssnelheid bezitten. Dit houdt in dat het materiaal aan de scheurtip door uiterst snelle vervorming wordt blootgesteld. Hierdoor kan de fracture toughness dalen tot een fractie van de waarde die voor langzame vervorming geldt, wat tot gevolg kan hebben dat de scheur ook na het verlaten van de door branden, lassen e.d. bedorven zone niet meer tot stilstand komt.

Uit het voorgaande volgt tevens dat instabiele scheuren ook in betrekkelijk gezond materiaal kunnen ontstaan, namelijk wanneer de constructie aan een schokbelasting wordt blootgesteld. Hiervoor is de aanwezigheid van een zeer scherpe kerf of scheur vereist. Het materiaal aan de kerftip zal zeer snel vervormen, wat gepaard kan gaan

met een zodanig lage fracture toughness dat breuk ontstaat.

De moraal van deze overwegingen is, dat het geen zin heeft om  $K_{Ic}$ -waarden te bepalen voor gezond materiaal en/of bij lage belastingssnelheden, tenzij het gaat om materiaal, waarvan de fracture toughness weinig wordt beïnvloed door een hoge belastingssnelheid, zoals de zeer sterke staalsoorten.

Voor normaal staal geldt dat het eerst op een realistische wijze moet worden bedorven, voordat de  $K_{Ic}$  wordt bepaald. Het is dan wenselijk dat het materiaal tevens bestand is tegen lichte schokbelastingen, wat betekent dat de  $K_{Ic}$ -waarde bij verhoogde belastingssnelheid moet worden bepaald. Valproeven zijn hiertoe zeer geschikt [8]. Iets meer over de invloed van de belastingssnelheid is in hoofdstuk 9 te vinden.

### 5. Correcties voor plastische deformatie aan de scheurtip

De tot nu toe gegeven formules zijn slechts geldig voor materialen, die geen, of slechts uiterst kleine plastische vervormingen aan de kerftip vertonen, vóórdat instabiele breuk ontstaat. Zij hebben dus alleen betrekking op zeer brosse materialen zoals glas. Als zodanig kan ook staal worden beschouwd in bepaalde omstandigheden, bijv. wanneer het belast wordt bij zeer lage temperatuur en/of hoge belastingssnelheid. Om de gedachten te bepalen kan men zeggen dat zodra een van een scherpe kerf voorzien stalen proefstuk breekt bij een nominale spanning die groter is dan de helft van de vloeigrens, de fracture toughness niet meer met voldoende nauwkeurigheid uit de scheurgrootte en breekspanning kan worden berekend. Voor het geval van een kerf in een oneindig grote plaat (figuur 1) betekent dit dat  $K_{Ic}$  groter is dan aangegeven

$$\text{door de formule } K_{Ic} = \sigma_{Br} \sqrt{\pi a_c} \text{ ofwel } G_c > \frac{\pi \sigma_{Br}^2 a_c}{E}$$

Dit zal nader worden toegelicht.

Neuber, Irwin, Wells, Dugdale en enkele anderen hebben correcties voor de aanwezigheid van een plastische zone voorgesteld die ten doel hadden het toepassingsgebied van de fracture-mechanics te vergroten tot nominale spanningen even beneden de vloeigrens.

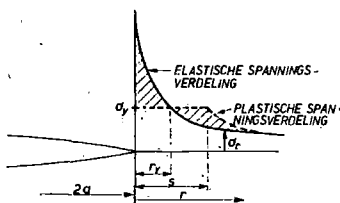
Zij komen neer op een fictieve vergroting van de eigenlijke scheur met een lengte in de orde van grootte van de helft van de plastisch gedeformeerde zone.

Een eenvoudige en plausibele benadering van het probleem is gegeven door Wells [3] mede met gebruikmaking van ideeën van Irwin, zie figuur 9. Als het materiaal een vloeigrens  $\sigma_y$  heeft, is de met een getrokken lijn getekende elastische spanningsverdeling rondom de kerf of scheur niet mogelijk. Op een afstand  $r_y$  van de scheurtip zou de elastische spanning de grootte van de vloeigrens moeten hebben. Deze afstand is te berekenen met behulp

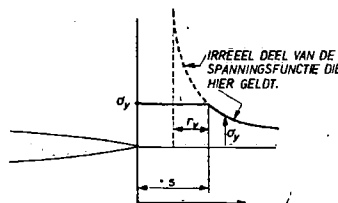
$$\text{van } \sigma_r = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \quad (1), \text{ waarin } \sigma_r = \sigma_y \text{ en}$$

$$r = r_y; \rightarrow r_y = \frac{K^2}{2\pi\sigma_y^2} \quad (8)$$

Deze  $r_y$ -waarde komt telkens weer terug in de verhandelingen die de plasticiteit van het materiaal in aanmerking nemen. Het geeft *niet* de grootte van de plastische



Figuur 9.



Figuur 10.

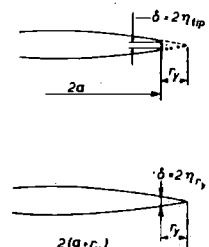


Fig. 11. Irwin-model

zone aan, want als het gearceerde stuk boven  $\sigma_y$  komt te vervallen, moet voor het evenwicht het gearceerde stuk rechts van de elastische spanningsverdeling ervoor in de plaats komen; het spanningsbeeld wordt dus als aangegeven met een getrokken lijn in figuur 10.

Het stukje  $s$  is te berekenen uit

$$\int_0^{\infty} \sigma_r dr = \sigma_y \cdot s + \int_0^{\infty} \sigma_r dr = \sigma_y \cdot s + \int_0^{\infty} \sigma_r dr - \int_0^{r_y} \sigma_r dr$$

(zie de figuren 9 en 10)

$$\rightarrow \sigma_y \cdot s = \int_0^{r_y} \sigma_r dr; \text{ met } \sigma_r = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \rightarrow \sigma_y \cdot s = K \sqrt{\frac{2r_y}{\pi}}$$

$$\text{of } \sigma_y \cdot s = \sigma_y \sqrt{2\pi r_y} \cdot \sqrt{\frac{2r_y}{\pi}} \rightarrow s = 2r_y. \quad (9)$$

Aan de scheur wordt nu een fictieve grootte  $2(a + r_y)$  toegekend (figuur 11) omdat het elasto-plastisch spanningsveld (getrokken lijn in figuur 10), — dat equivalent is met het denkbeeldige elastische spanningsveld (gedeeltelijk gestippeld in figuur 10) — ten opzichte van de getrokken lijn in figuur 9 over een afstand  $S - r_y = 2r_y - r_y = r_y$  is verschoven.

De werkelijke en denkbeeldige scheur zijn aangegeven in figuur 11.

De scheuropening  $\delta_{tip}$  aan de tip van de scheur (crack opening displacement = C.O.D.) heeft een grootte die overeenkomt met de opening van een scheur ter lengte  $2(a + r_y)$  op een afstand  $r_y$  van de tip; met de formule

$$\eta = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{2ar} \quad (r \ll a) \quad (3a) \text{ geeft dit}$$

$$\delta_{tip} = 2\eta r_y = 2 \times \frac{2\sigma}{E} \sqrt{2(a + r_y)r_y}$$

$$\text{met } K = \sigma \sqrt{\pi(a + r_y)} \text{ geeft dit } \delta_{tip} = \frac{4K}{E} \sqrt{\frac{2r_y}{\pi}}$$

$$\text{Met behulp van } \frac{K^2}{r_y} = \frac{2\pi\sigma_y^2}{8} \text{ (8) wordt dit } \delta_{tip} = \frac{4K^2}{\pi E \sigma_y} \quad (10)$$

$$\text{en met } K^2 = EG \rightarrow \delta_{tip} = \frac{4G}{\pi\sigma_y} \quad (10a)$$

$$\rightarrow G = \frac{\pi}{4} \sigma_y \cdot \delta_{tip}$$

In deze afleiding zitten vereenvoudigingen die maken dat het geheel alleen voor  $r_y \ll a$  geldt. Wells heeft de invloed hiervan niet verder bekeken. Het is de moeite waard om het toch eens te doen.

De belangrijkste vereenvoudiging is het gebruik van de formule

$$\eta = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{2ar} \quad \text{in plaats van} \quad \eta = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2}.$$

Een tweede is het in één formule gebruiken van twee verschillende K-waarden, namelijk  $K = \sigma\sqrt{\pi(a+r_y)}$  en

$K = \sigma\sqrt{\pi a}$ . De laatste uitdrukking moet per definitie in

$r_y = \frac{K^2}{2\pi\sigma_y^2}$  (8) gebruikt worden, ofschoon de eerste eigenlijk juist zou zijn.

Immers die formule geeft de echte K-waarde zoals geldt voor een scheur die naast de tip een plastische zone bezit.  $r_y$  uitgedrukt in deze K-waarde is

$$r_y = \frac{\pi a \sigma^2}{\pi(a+r_y)\sigma^2} \cdot \pi(a+r_y)\sigma^2 = \frac{Ka}{2\pi\sigma_y^2(a+r_y)} \quad (8a)$$

$$\rightarrow r_y^2 + a \cdot r_y - \frac{Ka}{2\pi\sigma_y^2} = 0 \quad (8^*)$$

$$\rightarrow r_y = -\frac{1}{2}a + \sqrt{\frac{1}{4}a^2 + \frac{Ka}{2\pi\sigma_y^2}} \quad (8b)$$

$$\eta = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2} \quad \text{wordt}$$

$$\eta_{tip} = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{(a+r_y)^2 - a^2} = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{r_y^2 + 2ar_y} =$$

$$\frac{2\sigma}{E} \sqrt{r_y^2 + ar_y + ar_y} = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{\frac{Ka}{2\pi\sigma_y^2} + ar_y} \quad (\text{m.b.v. } 8^*)$$

en met behulp van (8b)

$$\eta_{tip} = \frac{2\sigma\sqrt{a}}{E} \sqrt{\frac{K}{2\pi\sigma_y^2} - \frac{1}{2}a + \sqrt{\frac{1}{4}a^2 + \frac{Ka}{2\pi\sigma_y^2}}}$$

Met  $K = \sigma\sqrt{\pi(a+r_y)}$  en (8a) is  $\sigma$  te elimineren en het verband tussen  $\eta_{tip}$  en K te vinden. De uiteindelijk te vinden formule is echter veel te ingewikkeld om er mee te kunnen werken.

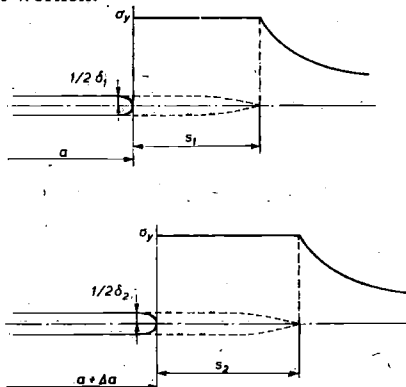


Fig. 12. Als de scheur met halve lengte  $a$  door inzagen vergroot wordt tot  $a + \Delta a$  zal onder invloed van de in de plaat aanwezige elastische energie de plastisch gedeformeerde zone tenminste met dezelfde lengte  $\Delta a$  aangroei. Hiervoor is per lengte eenheid een arbeid  $\sigma_y \times \delta$  nodig.

$$\sigma_y \cdot \frac{\text{Opp. } S_2 - \text{Opp. } S_1}{S_2 - S_1} = \sigma_y \cdot \delta \approx \Delta a$$

Handiger is om de K-waarden te vermijden en alles in de spanning  $\sigma$  uit te drukken:

$r_y$  wordt dan met  $K = \sigma\sqrt{\pi a}$  gelijk aan

$$r_y = \frac{K^2}{2\pi\sigma_y^2} = \frac{a\sigma^2}{2\sigma_y^2} \quad (8c)$$

De zojuist gevonden uitdrukking

$$\eta_{tip} = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{r_y^2 + 2ar_y} \quad \text{wordt hiermede}$$

$$\eta_{tip} = \frac{2a\sigma^2}{E \cdot \sigma_y} \sqrt{\frac{\sigma^2}{4\sigma_y^2} + 1} \rightarrow$$

$$\delta_{tip} = \frac{4a\sigma^2}{E \cdot \sigma_y} \sqrt{\frac{\sigma^2}{4\sigma_y^2} + 1} \quad (10b)$$

Voor  $\sigma = \sigma_y$  geeft dit

$$\rightarrow \delta_{tip} = \frac{4a\sigma_y^2}{E\sigma_y} \sqrt{\frac{5}{4}} = \frac{4,5a\sigma_y}{E} \quad \text{i.p.v.} \quad \frac{4a\sigma_y}{E}$$

$$r_y \text{ is dan gelijk aan (8c)} \quad \frac{a\sigma_y^2}{2\sigma_y^2} = \frac{a}{2}$$

$$\text{en } G = \frac{\pi(a + \frac{a}{2})\sigma_y^2}{E} = \frac{3\pi a\sigma_y^2}{2E} \approx \frac{4,7a\sigma_y^2}{E}$$

De factor 4,7 scheidt zo weinig met de 4,5 in

$$\delta_{tip} = \frac{4,5a\sigma_y}{E}$$

dat geschreven mag worden  $G = \sigma_y \times \delta_{tip}$ .

Voor  $\sigma = 0,5\sigma_y$  wordt dit  $G = 0,88\sigma_y \times \delta_{tip}$ .

Figuur 12 laat zien dat bij grotere plastische vervormingen  $G = \sigma_y \cdot \delta_{tip}$  (11a) geldt. Bij kleinere waarden

is de formule echter ook betrouwbaar, zoals blijkt uit het volgende.

Een nauwkeuriger methode dan de hiervoor gegevene om de aanwezigheid van een plastische zone in rekening te brengen gaat uit van het zogenaamde D.M. model (Dugdale-Muskhelishvilli).

Dugdale vat de scheur met zijn plastische zone op als een scheur ter lengte  $a + s$  waaromheen twee spanningsvelden aanwezig zijn (figuur 13): het elastische spanningsveld I (inwendig) en een uitwendig stelsel van spanningen ter grootte  $\sigma_y$  dat over een afstand  $s$  op de wanden van de scheur werkt.

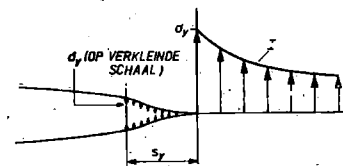


Fig. 13. D.M.-model.

Burdekin en Stonè hebben hiervoor berekend [1], [7]

$$\delta_{tip} = \frac{8\sigma_y a}{E} \ln \sec \frac{\pi\sigma}{2\sigma_y} =$$

$$\frac{\pi\sigma^2 a}{E\sigma_y} \left( 1 + \frac{\pi^2}{24} \left( \frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^2 + \frac{\pi^4}{360} \left( \frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^4 \dots \right) \sigma < \sigma_y$$

Hieruit blijkt met (5) dat voor kleine waarden van  $\sigma/\sigma_y$   $G = \delta \cdot \sigma_y$ .

Voor  $\sigma \rightarrow \sigma_y$  nadert de uitdrukking tot oneindig. Voor dit geval is de arbeid die per lengte-eenheid in de omgeving van een scheur nodig is om een C.O.D. ter grootte van  $\delta$  aan de scheurtip te geven gelijk aan  $\sigma_y \cdot \delta$  (figuur 12), de fracture toughness  $G$  is  $\sigma_y \cdot \delta_{max}$ .

Nog onlangs is in [6] gebleken dat het D.M. model een duidelijk betere benadering van de werkelijkheid geeft dan het Irwin-Wells model.

Het meten van  $\delta$  is niet zo eenvoudig. In het laboratorium voor Scheepsconstructies van de T.H. te Delft wordt er de voorkeur aan gegeven de opening van de scheur of kerf te meten op de halve lengte van de scheur en niet ter plaatse van de scheurtip (zie figuur 14). Dit kan eenvoudig met meetklokjes geschieden. Voor continue registratie is een meetelement ontwikkeld als in figuur 15 dat bijzonder goed voldoet.

De methode van scheurmeten op de halve lengte is vooral van voordeel bij vermoeingsproeven waar meten aan de scheurtip ondoenlijk is omdat de scheurtip zich doorlopend verplaatst. De continue registratie met behulp van het genoemde meetelement maakt het mogelijk de proef zonder toezicht te laten verlopen, omdat de scheurgroei en de grootte van de scheur op het moment van instabiele breuk eenvoudig uit de geregistreerde scheuroeningen zijn te herleiden met behulp van de formule

$$2\eta = \frac{4\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2} \quad (3) \text{ en wel als volgt:}$$

Aangezien op de halve scheurlengte wordt gemeten, is  $x = 0$ ; dit geeft  $\delta_m = 2\eta_m = \frac{4\sigma \cdot a}{E}$  (3c); voor  $a$  moet worden ingevuld  $a + r_y =$

$$a + \frac{K^2}{2\pi\sigma_y^2} \quad (8) \text{ met } K = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (2) \rightarrow$$

$$a + r_y = a + \frac{a\sigma^2}{2\sigma_y^2} = a \left( 1 + \frac{\sigma^2}{2\sigma_y^2} \right) \quad (13)$$

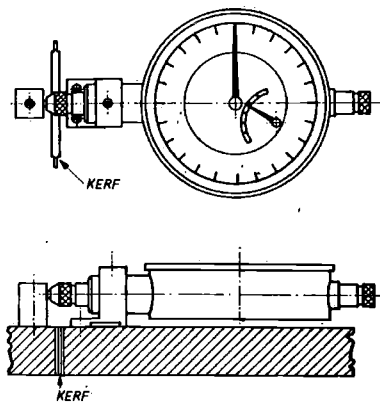
$$\text{dus } \delta_m = 2\eta_m = \frac{4\sigma \cdot a \left( 1 + \frac{\sigma^2}{2\sigma_y^2} \right)}{E} \quad (14)$$

$$\boxed{a = \frac{\delta_m \cdot E}{4\sigma \left( 1 + \frac{\sigma^2}{2\sigma_y^2} \right)}} \quad (15)$$

Deze  $a$  is natuurlijk alleen juist als de theorie klopt met de werkelijkheid. Dit is te verifiëren door tijdens de proef nu en dan de scheurgrootte op te meten en te toetsen aan de op dat moment berekende waarde.

Als dit niet mogelijk is, kan op een bepaald ogenblik kleurstof in de scheur worden gebracht opdat na afloop van de proef het gekleurde scheuroppervlak kan worden opgemeten en vergeleken met de op het moment van kleurstof inbrengen geregistreeerde  $\delta_m$ .

Klopt de theorie met de werkelijkheid dan is de fracture toughness na afloop van de proef uit de formule



Figuur 14.

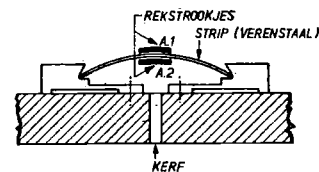


Fig. 15. Meetelement geschikt voor continue registratie van snelle vervormingen (Laboratorium van Scheepsconstructies),

$G_c = \frac{\pi\sigma^2 (a_c + r_y)}{E}$  of wel  $K_c^2 = \pi\sigma^2 (a_c + r_y)$  te berekenen.

Als  $r_y \ll a$  mag voor  $r_y$  geschreven worden

$$r_y = \frac{K_c^2}{2\pi\sigma_y^2} \text{ want}$$

$$r_y = \frac{\pi\sigma^2 a_c}{2\pi\sigma_y^2} \approx \frac{\pi\sigma^2 (a_c + r_y)}{2\pi\sigma_y^2} = \frac{K_c^2}{2\pi\sigma_y^2} \quad (r_y \ll a).$$

$$\text{Dit geeft } K_c^2 = \pi\sigma^2 a_c \left( 1 - \frac{\sigma^2}{2\sigma_y^2} \right) \quad (16a)$$

$$\downarrow$$

$$= EG_c$$

(A.S.T.M. formule)

Zolang er geen instabiele breuk is ontstaan, geldt

$$K^2 = \pi\sigma^2 a \left( 1 - \frac{\sigma^2}{2\sigma_y^2} \right) \quad (16)$$

Een indruk omtrent de onbetrouwbaarheid van deze formule voor spanningen die niet klein zijn ten opzichte van de vloeigrens is als volgt te krijgen.

Voor  $\sigma \approx \sigma_y$  geeft (16)  $K^2 = \pi\sigma^2 (2a)$ .

In dit geval geldt ook  $K^2 = \pi\sigma^2 (a + r_y)$  waaruit volgt dat als  $\sigma \approx \sigma_y$ ,  $r_y \approx a$ ;  $r_y$  is in werkelijkheid

$$\frac{K^2}{2\pi\sigma_y^2} = \frac{\pi\sigma_y^2 \cdot a}{2\pi\sigma_y^2} = \frac{1}{2} a$$

De grootte van de plastische zone  $s$  is niet aan te geven voor  $\sigma \approx \sigma_y$ ; de formule  $s = 2r_y$  geldt namelijk alleen voor  $\sigma \ll \sigma_y$ .

Uit het voorgaande volgt dat naarmate de plastische zone groter is, er meer elastische energie per cm scheurgroei beschikbaar is. De toestand lijkt gevaarlijker dan bij afwezigheid van een plastische zone. We moeten echter bedenken dat de aanwezigheid van een plastische zone er anderszijds juist op duidt dat de fracture toughness van het materiaal groot is. Dit wordt in het volgende toegeelicht.

Wanneer de plastische zone rondom een kerftip een zekere grootte bereikt heeft, bijv. in de orde van de plaatdikte, zal het materiaal in die zone in de dikterichting vrij plastisch kunnen vervormen. Met andere woorden de



neiging van het materiaal in de buurt van de scheurtip tot plastisch krimpen in de dikkerichting wordt dan niet meer verhinderd door het omliggende niet-plastisch vervormend materiaal. Als maat voor de grootte van de plastische zone, waarboven dit geldt, wordt op grond van experimenten tweemaal de plaatdikte ( $s = 2t$ ) genomen (Irwin).

Materiaal in plastische zones die kleiner zijn dan deze afmeting, bevindt zich in de zogenaamde plane strain condition. Als de plastische zone groter is dan  $2t$  bevindt het materiaal zich in de plane stress condition. Plane strain betekent dat er geen *plastische rek* in de dikkerichting kan optreden; plane stress dat er geen *spanningen* in de dikkerichting werken (vlakspanningstoestand). Bij plane strain is de spanningstoestand in de plastische zone drie-assig; bij plane stress twee-assig.

Uit  $s = 2t$  en het eerder afgeleide  $s = 2r_y$  volgt  $t = r_y$ ; verder is (8).

$$r_y = \frac{K^2}{2\pi\sigma_y^2} = \frac{EG}{2\pi\sigma_y^2} = \frac{E\sigma_y\delta_{tip}}{2\pi\sigma_y^2} \rightarrow$$

$$\delta_{tip} = \frac{2\pi\sigma_y t}{E} \quad (17)$$

Bekend is dat wanneer de plastische zone zo groot is dat de plane stress situation bestaat, de C.O.D.'s tot breuk ( $\delta_0$ ) aanzienlijk groter zijn dan bij kleinere plastische zones. Het materiaal wordt in zijn neiging tot plastische vervorming weinig gehinderd door het nagenoeg afwezig zijn van een drie-assige spanningstoestand en heeft een grote fracture toughness. Hieruit is een criterium te destilleren voor de C.O.D. die in een proefconditie tenminste bereikt moet kunnen worden opdat in de praktijk geen gevaar voor breuk bestaat en wel de waarde die gevonden wordt door de plaatdikte en de vloeigrens in de zojuist gegeven formule (17) te brengen.

Dit is de eerste formule, waarin de ongunstige invloed van grote plaatdikten tot uiting komt, en in rekening wordt gebracht! Als de met (17) berekende  $\delta_{tip}$  in een proefstuk of constructie bereikt wordt, betekent dit, dat voor het materiaal in de plastische zone de plain stress condition geldt.

*Noot:* de grens tussen plane strain en plain stress conditions is in principe niet scherp aan te geven.

Dugdale, Rosenfield e.a. zeggen dat een volledige plane stress condition bestaat bij  $s \geq 4t$  en volledige plane strain bij  $s \leq t$ .

### 6. Invloed van beperkte plaatbreedte

Voor een smalle plaat met een kerf  $2a$  op de halve breedte gelden de hiervoor gegeven formules niet. Irwin heeft correctiefactoren opgesteld voor dit en andere gevallen. Als  $w =$  de breedte van de plaat en  $t =$  de plaatdikte

dan wordt  $K^2 = \sigma^2 w \operatorname{tg} \left( \frac{\pi a}{w} \right)$  (18) met  $\sigma = \frac{P}{wt}$  (elastisch)

of met correctie voor een plastische zone

$$K^2 = \sigma^2 w \operatorname{tg} \left( \frac{\pi a}{w} + \frac{K^2}{2w\sigma_y^2} \right) \quad (19) \quad \sigma < 0,5 \sigma_y$$

### 7. Bepalen van de fracture toughness over een groot temperatuurgebied

De fracture toughness van staal is zoals bekend sterk afhankelijk van de temperatuur. Dit betekent dat in principe een groot aantal proeven nodig zijn om  $G_c$  over een groot temperatuurgebied te kunnen bepalen, tenzij er een eenduidige betrekking voor  $K_c$  als functie van de temperatuur bestaat. In Japan is door Koshiga, Kihara en Ka-

nazawa [9] de betrekking  $K_c = K_0 \cdot e^{-k/Tk}$  (20) experimenteel gevonden. ( $T =$  absolute temperatuur).  $K_0$  en  $k$  zijn hierin materiaalconstanten, die gevonden kunnen worden met behulp van twee proeven.

### 8. Bepalen van de invloed van de verhoging van de vloeigrens aan de scheurtip als gevolg van de daar aanwezige drie-assige spanningstoestand. (Geldt alleen voor plane strain)

De verhoging van de vloeigrens als gevolg van een drie-assige spanningstoestand aan een scheurtip wordt aangegeven door de plastic constraint factor: p.c.f. die gelijk is aan de verhouding van de maximum spanning in de omgeving van een scheur tot de vloeigrens van het materiaal:

$$\text{p.c.f.} = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y}$$

(bij de temperatuur en de belastingssnelheid die voor de situatie gelden.)

Experimenteel is gevonden [5] dat  $\text{p.c.f.} = 1 + 2,0 \left( \frac{K}{\sigma_y} \right)$ ; ( $s < t$ ) 2 heeft de dimensie  $\frac{1}{\sqrt{\text{inches}}}$ ;

$$\rightarrow \text{p.c.f.} = 1 + 0,4 \left( \frac{K}{\sigma_y} \right)$$

De grootste waarde die de p.c.f. op fysische gronden kan bereiken is 2,6 (Tresca-criterium).

De gemiddelde spanning in de plastische zone is lager dan p.c.f.  $\times \sigma_y$ . In het laboratorium voor Scheepsconstructies wordt hiervoor genomen:

$$\sigma_y' = \frac{\sigma_y (1 + 2 \cdot (\text{p.c.f.}))}{3} = q \cdot \sigma_y$$

De  $r_y$  dient nu te worden berekend voor deze  $\sigma_y'$ .

Voor  $s > t$  kan  $\sigma_y'$  worden bepaald door interpolatie tussen de waarde die geldt voor  $s = t$ , zijnde  $q \cdot \sigma_y$ , en  $s = 2t$ , waarvoor  $\sigma_y' = \sigma_y$ .

Voor brosse breuken die ontstaan zonder enige plastische vervorming, (zuivere spijltbreuken) zoals kan gebeuren bij extreem lage temperaturen of bij zeer hoge belastingssnelheden is de maximum spanning die ter plaatse van een kerftip kan optreden gelijk aan de treksterkte van een ongekerfde staaf bij een zo lage temperatuur dat geen glijding kan optreden. Deze  $\sigma_{cleav}$  is nagenoeg onafhankelijk van de temperatuur en de belastingssnelheid. De  $K_{Ic}$  is voor die gevallen te berekenen uit

$$\text{p.c.f.} = \frac{\sigma_{cleav}}{\sigma_y} \text{ en } \text{p.c.f.} = 1 + 0,4 \frac{K}{\sigma_y} \quad (21)$$

$$\rightarrow \frac{\sigma_{cleav}}{\sigma_y} = 1 + \frac{0,4 K}{\sigma_y} \rightarrow \frac{1}{\sigma_y} (\sigma_{cleav} - 0,4 K) = 1$$

$$\rightarrow K_{Ic} = 2,5 (\sigma_{cleav} - \sigma_y) \quad (22)$$

### 9. Invloed van de belastingssnelheid

In [4] is een formule gegeven waaruit de vloeigrens voor hoge belastingssnelheden en lage temperaturen kan worden berekend.

$$\rightarrow \sigma_y(\dot{\epsilon}, \theta) = \sigma_y \text{ normaal} + 1370,0 - 780 \theta^{1/2} + 560 \log \dot{\epsilon} \quad (23)$$

$\theta$  in ° Kelvin

$\dot{\epsilon}$  aan de voet van een scherpe scheur is

$$\dot{\epsilon} = \frac{1}{lE} \left( \frac{K}{\sigma_y(\dot{\epsilon}, \theta)} \right)^2 \dot{K}; \quad (24)$$

$l \approx 0,025 \text{ mm} =$  plastisch gebiedje aan scheurtip. Met deze verhoogde vloeigrens moet de  $r_y$ -waarde voor scheurcorrectie worden berekend.

Een vuistregel [1] voor de toename van de vloeigrens met de belastingssnelheid is dat een 10-voudige vergroting van de snelheid ongeveer  $4 \text{ kgf/mm}^2$  verhoging van de vloeigrens levert. Dit geldt voor alle staalsoorten.

Als  $10^5$  ongeveer de verhouding is tussen normaal statisch en schokbelastingen, dan geldt dat de vloeigrens bij schokbelasting ongeveer  $20 \text{ kgf/mm}^2$  hoger is dan bij statische belastingen. Vandaar dat bij zeer sterke staalsoorten de verschillen in gedrag bij hoge en lage belastingssnelheden veel minder uitgesproken zijn dan bij vloeistaal.

#### 10. Slot

De breukmechanica heeft alle kenmerken van een jonge wetenschap. Hypothesen worden geregeld verfijnd en op hun bruikbaarheid getoetst; de toepassingsmogelijkheden nemen steeds toe. In verband hiermede was het niet mogelijk een overzicht te geven van het hele gebied van de breukmechanica. Belangrijke onderwerpen als het voortlopen van brosse breuken en vermoeiingsscheuren zijn niet expliciet behandeld. Wel is er naar gestreefd

om de lezer, wat dergelijke problemen betreft niet met lege handen te laten staan. Alleen moet het hier gegevene beschouwd worden als handgereedschap waarmee een behoorlijk resultaat kan worden bereikt en niet als verfijnde apparatuur. Bijvoorbeeld wat het voortplanten van brosse breuken betreft is er met behulp van de hoofdstukken 8 en 9 betrouwbare kwantitatieve informatie te verkrijgen.

Bij vermoeiingsproblemen kan gebruik gemaakt worden van het feit dat  $\frac{da}{dN} = f(\Delta K)$ , ( $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$ )

en wel de experimenteel gevonden relatie  $\frac{da}{dN} = B(\Delta K)^4$  (Paris en Erdogan);  $B =$  constante.

Dit leidt tot  $\frac{da}{dN} = B(\Delta \sigma)^4 (\pi a)^2$ , waarmee de scheurgroei als functie van de spanningsamplitude kan worden bepaald. Meer hierover is te vinden in [7]. Voor „low cycle fatigue” kan  $K$  op de in hoofdstuk 6 aangegeven wijze aangepast worden aan de elasto-plastische situatie. De invloed van rekversteving zal — in tegenstelling tot wat in de meeste gevallen voor statische belastingen geldt —, wel in rekening moeten worden gebracht.

#### Literatuur

1. „Fracture toughness testing and its applications”. A.S.T.M. Special Techn. Publ. no. 381, 1965.
2. Irwin, G. R.: „Fracture mechanics”. Proc. 1st Symp. on Naval Structural Mechanics, 1960. Pergamon Press.
3. Wells, A. A.: „Application of fracture mechanics at and beyond general yielding”. British Welding Journal, nov. 1963.
4. Hahn, G. T., A. R. Rosenfield: „Local yielding and extension of a crack under plane stress”. S.S.C. report 165, dec. 1964.
5. Hahn, G. T., A. R. Rosenfield: „Experimental determination of plastic constraint ahead of a sharp crack under plane strain conditions”. S.S.C. report 180, dec. 1966.
6. Gerberich, W. W., V. F. Zackay: „On the plane stress plastic zone correction in fracture mechanics”. Welding Journal, aug. 1968.
7. Tetelman, A. S., A. J. McEvily Jr.: „Fracture of structural materials”. John Wiley & Sons, 1967.
8. Blink, W. P. van den, J. J. W. Nibbering: „Proposal for the testing of weld metal from the viewpoint of brittle fracture initiation”. Report no. 121 S, Ned. Scheepsstudiecentrum TNO, okt. 1958. IIW-doc. IX 571-68/X-461-68/2912-108-68.
9. Hall, W. J., H. Kihara, W. Soete, A. A. Wells. „Brittle fracture of welded plate”. Prentice-Hall, Inc., 1967.

## TECHNISCHE ASPECTEN EN PRAKTISCHE TOEPASSINGEN VAN SPUIT- EN POEDERLASSEN MET HARDMETALEN\*

door J. J. van den Bergh\*\*

### Inleiding

De aankondiging „Technische aspecten en praktische toepassingen van spuit- en poederlassen met hardmetalen” wijst er op dat bij deze causerie het vlamspuiten „Spray-welding” centraal staat. Het conventionele metaalspuiten resp. het draadspuiten heeft zijn waarde reeds lang bewezen, deels op het gebied van de corrosie-bestrijding — b.v. het metalliseren van staalconstructies met zink en aluminium — deels ook in de machinebouw, waarbij wij kunnen onderverdelen de reparatie resp. het opnieuw op maat brengen van gesleten onderdelen en voorts het plaatselijk aanbrengen van een bepaald metaal op nieuwbouw-onderdelen, ten einde daar b.v. betere loopeigenschappen te verkrijgen. Bij dit draadspuiten zijn drie kenmerkende eigenschappen, waarmee wij bij het beoordelen van industriële toepassingen altijd rekening moeten houden:

1. de poreusheid van de aangebrachte laag.
2. de adhesie d.w.z. de mechanische hechting van deze laag op het basismateriaal.
3. spanningen in de laag.

Deze factoren gelden in het bijzonder voor de machinebouw, waar de eisen waaraan een bepaald onderdeel moet voldoen veel ingewikkelder zijn dan daar waar uitsluitend

oppervlakte-corrosie bestreden moet worden. Er bestaat weinig twijfel aan dat het merendeel van teleurstellende en mislukte toepassingen van het metaalspuiten van machinedelen moet worden toegeschreven aan het onvoldoende aandacht besteden aan deze drie factoren.

De poreusheid van een metaalgespoten laag is een gevolg van de toegepaste methode en wordt bevestigd door de dichtheid van een gespoten laag, welke in het algemeen circa 85 % zal zijn van soortgelijk materiaal in gegoten toestand. Deze micro-poreusheid kan bijzonder van voordeel zijn; het vormt een ideale basis voor de hechting van verf bij anti-corrosie toepassingen en het houdt het smeermiddel vast. De treksterkte van een gespoten laag is gering, hetgeen eveneens geldt voor stotende en voor schuivende belasting. De drukbelasting daarentegen is slechts weinig minder en de slijtbestendigheid van gespoten materialen is doorgaans aanzienlijk beter dan van massieve materialen, hetgeen toe te schrijven is aan het harde of taai oxydehuidje, waarmee ieder metaalpartikeltje tijdens het spuitproces wordt omgeven.

Het zijn deze eigenschappen, die het metalliseren enerzijds een enorme vlucht hebben doen meemaken, doch anderzijds tevens de beperkingen bepalen. Deze kunnen als volgt worden samengevat:

Het conventionele draadspuiten is:

- a. niet geschikt voor werkstukken, die aan punt- of lijnbelasting blootgesteld worden, b.v. bij een rollager, waarbij de rollen direct op de gespoten laag rusten. Dit dus in

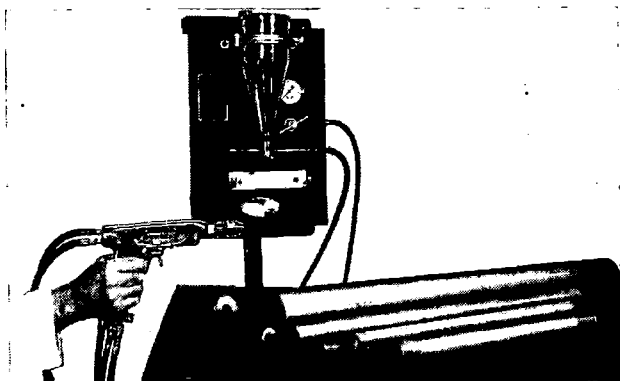
\* Voordracht ter Lastu 1968.

\*\* G. L. Loos & Co's Fabrieken N.V., Amsterdam.

tegenstelling met de normale kogellagers. Het draadspuiten van een kogellager-passing is vermoedelijk de meest toegepaste en meest succesvolle reparatie.

- b. niet geschikt voor toepassingen, waarbij met slag- of stootbelasting rekening moet worden gehouden, b.v. stempels, vormen, etc.
- c. niet geschikt voor toepassingen, waarbij ernstige schuifbelastingen optreden, zoals b.v. bij tanden van overbrengingen etc.
- d. niet geschikt voor toepassingen, waarbij sterke temperatuurverschillen optreden, aangezien deze een verzwakkend effect op de mechanische hechting van de laag zouden veroorzaken.

Reparaties of nieuwbouw van werkstukken, die op grond van deze eigenschappen niet door middel van draadspuiten kunnen worden uitgevoerd, geschieden momenteel door de normale lasprocedures. Deze echter missen het gemak van aanbrengen en de eenvoud van laagdikte-controle, die aan de metaalspuittechniek inherent zijn. Er bestaat aldus een groot toepassingsgebied voor een proces, dat hieraan voldoet en daarbij een homogene, niet-poreuze, slijt- en corrosiebestendige laag geeft, die niet mechanisch, doch door middel van een smeltproces op het basismateriaal wordt aangebracht.



*Complete Colmonoy spuitlas-installatie, bestaande uit poederpistool en bedieningspaneel met poederreservoir.*

Het Colmonoy Sprayweld proces is het oudst bekende proces, waarbij een hardmetaal in poedervorm op het werkstuk wordt aangebracht, waarna deze laag met een heestookbrander of in een oven op het basismateriaal wordt ingesmolten. Hierdoor ontstaat binnen zeer nauwe toleranties een gave, poriënvrije pantserlaag. Zoals de naam reeds zegt, vormt dit proces een combinatie van spuit- en lasstechnieken. De noodzakelijke apparatuur, die voor dit doel speciaal is ontworpen, bestaat uit een poederspuitinstallatie.

Hoewel het spuitproces als zodanig weinig gecompliceerd en in wezen zelfs zeer eenvoudig is, zijn er — door de combinaties van spuiten en lassen — enkele bijzonder belangrijke facetten, die men moet kennen, wil men succesvolle resultaten bereiken.

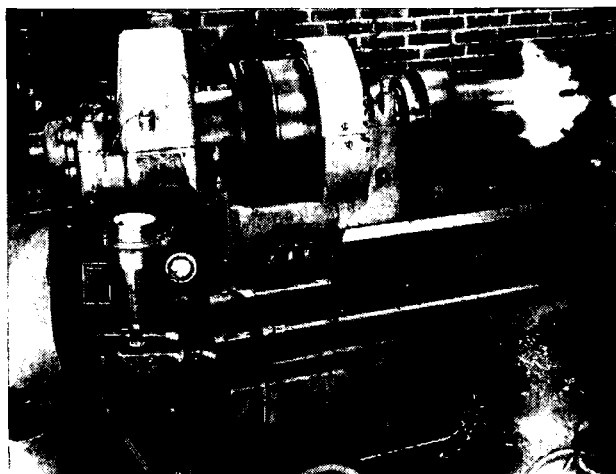
#### Voorbewerking

Evenals bij andere spuittoepassingen moet het werkstuk worden voorgedraaid. De juiste maten zijn onder meer afhankelijk van de toegestane slijtage tijdens gebruik. Aan iedere zijde dient het onder de maat gedraaide gedeelte onder een hoek van ca. 30° naar de oorspronkelijke maat te verlopen. Het is belangrijk dat aan de voorbewerking de uiterste zorg wordt besteed, ten einde een goede mechanische hechting van het aangebrachte poeder op het basismateriaal te verkrijgen. Anders bestaat nl. het risico dat de laag tijdens het insmelten van de ondergrond zal loskomen. Na het voordraaien wordt het werkstuk op circa 60°C voorverwarmd en vervolgens gestaalgrit.

Door het voorverwarmen ontstaat geen gevaar van vocht-afzetting. Het spreekt vanzelf dat direct in aansluiting hierop met het spuiten moet worden begonnen.

#### Metaalspuiten

Het Colmonoy-pistool houdt men over het algemeen op ongeveer 150 mm afstand van het werkstuk. Alle cilindrische



*Het insmelten van het opgespoten Colmonoy. Links op de voorgrond de Colmonoy poederspuitinstallatie.*

delen als assen en bussen worden natuurlijk het best in een oude draaibank geplaatst. Hierbij wordt het pistool bevestigd op het dwarssupport, zodat een constante voortbewegings-snelheid kan worden aangehouden. Bij grotere diameters kunnen ook twee pistolen tegelijk gemonteerd worden. Een regelmatig opgespoten, overal gelijk dikke laag is natuurlijk zeer wenselijk, omdat daarmee ook de nabewerkingstijd minimaal zal zijn.

Bij het bepalen van de dikte van de Colmonoy laag, moet rekening worden gehouden met 20% krimptoetslag tijdens het insmelten, hetgeen het verschil in volume betekent tussen het „gespoten” metaal en de dichte, poriënvrije ingesmolten laag. Hierbij moeten wij ook nog rekening houden met enige uitzetting van de ondergrond ten gevolge van de verwarming tijdens het spuiten. Als slijtoetslag geldt minimum 0,25 mm.

#### Materiaalkeuze

Tegenwoordig bestaat er een ruime keuze in de spuitpoeders. Zij zijn in twee hoofdgroepen te verdelen, nl. gebaseerd op nikkel en bekend onder de Colmonoy-groep en gebaseerd op cobalt en bekend onder de Stellite-groep. Afhankelijk van type-nummer variëren de hardheden tussen de 35 en 65 Rockwell C, terwijl zij daarnaast uitstekende bescherming bieden tegen vele soorten van corrosie, ook bij sterk verhoogde temperaturen. Zowel bij Colmonoy als bij Stellite kennen wij bij-legeringen met wolfram, waardoor hardheden van 70 Rockwell C kunnen worden bereikt. Deze geven uiteraard nabewerkingsproblemen. Uitgebreide technische gegevens van de spuitpoeders zijn in het algemeen bij de betreffende leveranciers verkrijgbaar.

#### Insmelten

Het fuser en insmelten van de aangebrachte laag op de ondergrond kan op verschillende manieren gebeuren:

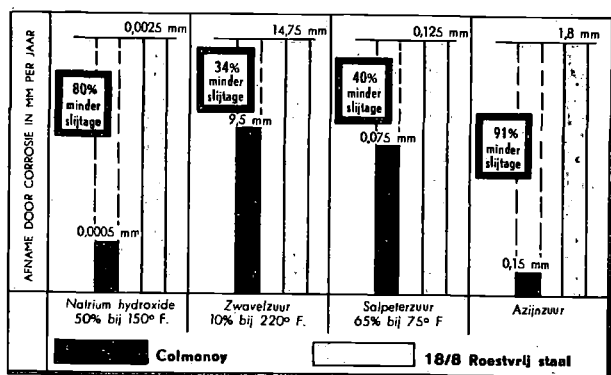
- a. door de acetyleen/zuurstofbrander
- b. door oververwarming bij een gecontroleerde atmosfeer
- c. door inductieverwarming



*Links het spuitlas- en rechts het handlas-procédé.*

Ongeacht de toegepaste methode, berust het principe op het verwarmen van de gespoten laag en het basismateriaal binnen de plastische range van b.v. het Colmonoy — nl. tussen 1020 °C en 1100 °C — zodat de bekende bevochtiging en het samensmelten op de basis ontstaat, zonder vervorming van de aangebrachte laag. Bij verreweg de meeste werkstukken wordt de acetyleen/zuurstof heetstoker gebruikt. De vlam wordt gericht op het basismateriaal, zowel links als rechts van de spuitlaag, tot donkerrood heet. Indien de spuitlaag tot aan het einde van het werkstuk doorloopt, geschiedt de verwarming eerst op de kopse kant of op de binnendiameter. Hierdoor bereikt men een volledige warmtepenetratie van het basismateriaal en voorkomt men dat de spuitlaag van de basis oplicht. Eerst daarna wordt de warmte op de spuitlaag zelf geconcentreerd: als de insmeltemperatuur is bereikt, ontstaat een duidelijk glinsterend, spiegelend effect. Dit effect laat men als het ware achter de vlam aanlopen, totdat de gehele spuitlaag is behandeld. De voortbeweging van de brander moet constant zijn, langzaam genoeg om de spuitlaag op de ondergrond in te smelten, maar snel genoeg om oververhitting te voorkomen, aangezien de spuitlaag anders zal uitzakken. Bij zwaardere stukken kan het aanbeveling verdienen het geheel voor te verwarmen tot b.v. circa 500 °C, waarna direct met het feitelijke „fusen” moet worden begonnen. Vanzelfsprekend is het gelijktijdig gebruik van meerdere heetstokers mogelijk.

De gehele procedure is visueel zeer goed te volgen en heeft een volmaakte mate van betrouwbaarheid.



Deze tabel geeft het verschil in corrosieweerstand aan tussen 18/8 roestvrijstaal en Colmonoy in enkele van de genoemde media.

#### Repareren van eenmaal behandelde werkstukken

Een belangrijk voordeel van het spuitlassen is de mogelijkheid om — na opgetreden slijtage — het werkstuk opnieuw te kunnen behandelen. Hierbij wordt de volgende procedure gevolgd:

1. absoluut schoon en vetvrij maken, waarna zeer goed staalgritten, ook al zal dit door de grote hardheid weinig afnemen.
2. de bestaande spuitlaag verwarmen tot donkerrood heet, boven 550 °C.
3. direct hierna poederspuiten totdat de vereiste dikte weer is bereikt.
4. onmiddellijk fuseren op de gebruikelijke wijze.

Deze techniek kan overigens ook gebruikt worden voor het aanbrengen van lagen van meer dan normale dikte, dus b.v. meer dan 1½ mm.

#### Nabewerking

Hoewel er aldus opgebrachte spuitlagen bestaan, welke met Widia beitels kunnen worden nagedraaid, verdient in het algemeen slijpen de voorkeur. De slijptechniek van Colmonoy en Stellite staat geheel op zichzelf, vereist niet alleen speciale slijpschijven, maar ook een hoge mate van kennis en ervaring, terwijl daarnaast behoorlijk zware, stabiele slijpmachines een absolute vereiste zijn.

#### Industriële toepassingen van spuitlassen

Alvorens hieraan toe te komen, is het noodzakelijk er op te wijzen dat — in tegenstelling tot bij het „koude” draadspuiten — bij dit poederprocédé, als gevolg van de warmtebehandeling, de aard van het basismateriaal een beslissende rol voor succesvolle resultaten speelt.

In het kader van deze causerie zullen wij hierbij niet te veel in details treden. In grote lijnen liggen de problemen parallel aan die bij autogeen of elektrisch oplossen. Ook daarbij kennen wij b.v. luchthardende staalorten, welke door scheur gevoeligheid voor oplossen minder in aanmerking komen. De groep metalen, welke bij het spuitlassen zeker geen moeilijkheden geeft, wordt gevormd door de koolstofstalen, mits het C-gehalte lager dan 0,4 % ligt en voorts de austenitische roestvrijstalen, zoals b.v. AISI 316 en 321.

Zoals eerder opgemerkt, hebben de Colmonoy- en de Stellitegroep hun bekendheid te danken aan hun corrosiebestendigheid en hun grote slijtvastheid. Het toepassingsgebied is dan ook enorm groot. Hierbij komen nog de volgende voordelen van het spuitlasprocédé:

1. een zeer regelmatige laag, bijzonder bestand tegen „galling”, hitte, slijtage en corrosie.
2. vrijwel iedere vormgeving kan worden gevolgd.
3. een gezonde, poriënvrije laag, welke binnen nauwe toleranties kan worden gehouden.
4. vertrekken en vervormen slechts uiterst minimaal.
5. sneller en lager in kosten dan handlassen.
6. minder nabewerkings- resp. slijttijd.

Deze zelfde voordelen kennen wij ook bij de zg. poederlasbranders. Zij zijn voorzien van een poederreservoir en dusdanig geconstrueerd dat het poeder met de gasstroom wordt medegevoerd. Het aanbrengen van het poeder geschiedt gelijktijdig met het insmelten.

Deze branders zijn bijzonder geschikt voor kleinere werkstukken. In combinatie met metaalpoeders, welke gemakkelijk kunnen worden nabewerkt, vormen zij ideale reparatiebranders.

Alvorens over te gaan tot het tonen van een aantal praktijkvoorbeelden, is het wenselijk nog even stil te staan bij de factoren, waaraan wij aandacht moeten besteden, om te kunnen beoordelen of bepaalde werkstukken voor spuitlassen in aanmerking komen, nl.:

1. ontwerp en materiaalkeuze.
2. zo nauwkeurig mogelijke aard van te verwachten „slijtage”.

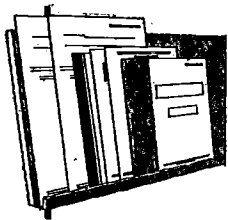
Bij het ontwerpen van een geheel of plaatselijk „gepantserd” werkstuk is het noodzakelijk om reeds direct rekening te houden met de invloed van de insmeltemperatuur; dit heeft zowel betrekking op de afmetingen i.v.m. rek, krimp en eventueel te verwachten vervorming, als op de aard van het basismateriaal, dat eveneens voor een spuitlasbehandeling geschikt moet zijn. Hierbij is een nauwe samenwerking vereist tussen constructeur en spuitlas-specialist.

Meer en meer bedrijven laten aldus gepantserde werkstukken dan ook compleet aanmaken door het daartoe gespecialiseerde bedrijf. Een bestudering van de aard van de te verwachten slijtage is noodzakelijk om tot een verantwoorde keus inzake het toe te passen poeder te komen.

De hoge loonkosten dwingen de fabrikanten zo ingenieus mogelijk te zijn, wanneer het om industriële technologie gaat. Dit betekent pantseren, oplossen in de meest algemene zin en poederlassen of spuitlassen in het bijzonder. Immers, hiermede kunnen talloze onderdelen een langere levensduur krijgen, hetgeen de onderhoudskosten drukt en de stilstandsverliezen tot het minimum beperkt.

Met het volgende voorbeeld wil ik deze causerie afsluiten: Bij de productie van ventilatieblokken in de van Herwaarden's Kalkzandsteenfabrieken N.V. te Hillegom, deed zich een hardnekkig slijtageprobleem voor, nl. met de pennen, die verantwoordelijk zijn voor de ventilatiegaten in deze blokken. Deze geharde stalen pennen moesten om de tien dagen vernieuwd worden, hetgeen telkens een produktieverlies van vier uur betekende. Wij hebben nieuwe pennen aangemaakt en behandeld met Colmonoy No. 6, een op nikkel gebaseerd hardmetaal 62 RcC. De prijs is tweemaal zo hoog, doch de standtijd is viermaal verlengd, waarna de pennen opnieuw met Colmonoy kunnen worden behandeld. Bij deze tweede behandeling liggen de kosten ongeveer op de helft, met dien verstande, dat ook de aldus gerepareerde pennen een viermaal langere standtijd hebben dan de vroegere geharde exemplaren.

Samenvattend kan worden gesteld dat per 80 dagen het produktieverlies per pen van 32 uur naar 8 uur is teruggebracht, terwijl de kosten aan de pennen gelijktijdig met ca. 60% zijn verlaagd!!



## RECENTE PUBLIKATIES OP LASGEBIED (54)

door G. van Schaick Zillesen

Literatuur aanvragen te richten tot het NIL,  
Zeestraat 62. 's-Gravenhage.

We beginnen met een aantal artikelen van *algemene strekking*:

In „Smit Mededelingen” geeft Steenhuisen [1] een uitgebreide *situatieschets van het booglassen in Europa*, dat zich snel ontwikkelt in de richting van de mechanisatie, en in de Oostbloklanden (en Japan) nog sneller dan hier! Het ontwikkelingstempo in West-Europa moet worden versneld; we moeten uit de ambachtelijke sfeer! Vele tabellen, diagrammen en verdere gegevens!

Uit een *lezing*, in Engeland gehouden: er moeten „*liaison officers*” (verbindingsofficieren) komen tussen de spoorweginstituten en de industrie die researchresultaten vraagt [2]. De verschijning van een nieuw Brits tijdschrift, getiteld „*Metal Construction*” wordt aangekondigd.

„*Technische informatie is een beleidszaak*”, aldus [3], dat een beeld geeft van de functies en activiteiten van een technisch informatiecentrum. Er is dan een inventarisatie van de activiteiten, een functieschema enz.; dit alles in een procestechnieknnummer van „*Polytechnisch Tijdschrift*”.

In hetzelfde blad, echter in de uitgave *Electrotechniek* staat een grote inleiding over het probleem van de *technische informatie* [4]. Doelstellingen en werkwijze van een Studiekring voor Technische Informatie worden belicht en er is een overzicht van voorschriften voor technische rapportering bij Unilever, met literatuuropgave enz. Lezingen gehouden op de „*Schweisstechnische Tagung*”, mei 1968 te Wenen worden in het kort weergegeven in [5]. Dan is er een bezoek aan het *Lasinstituut te Gleiwitz*, Polen [6].

Jefferson brengt in [7] verslag uit van hetgeen hij hoorde en zag op zijn reis door Australië: een marktverkenning, de activiteiten van de *Australian Welding Research Association* en de lasorganisaties aldaar.

We vragen weer eens de aandacht voor de bekende „*Fabrication Pictorial*” van het Britse tijdschrift „*Welding and Metal Fabrication*” [8]. Foto's van apparatuur en van toepassingen: een voering voor een kernreactor, een motorkruiser van CorTen gelast, een zware kip-truck enz. Men zie ook het interessante „*Fabrication Equipment News*” in hetzelfde tijdschrift.

De bekende „*Annual Fact File Issue*” van „*Welding Engineer*” voor 1968 geeft een enorm aantal adressen en produkten van de Amerikaanse las- en snijmarkt (Classified Products), en ook een beeld van de gevoelige recessie, de teruggang van „*conventional welding*” over 1967, met de analyse daarvan [9]. Ook zijn er lichtpunten: elektronenbundel-V en laserlassen.

Tot zover de *algemene berichtgeving*.

### 1. Bedrijfsgegevens

Een heel nummer van het Oostduitse blad „*Schweiss-technik*” over *solderen* en alles wat daarmee samenhangt. We citeren:

- gemechaniseerd *vlassolderen*, met brandbaar gas dus,
- *inductief hoogfrequent solderen* met toevoer van beschermend gas,
- *economische serieproductie* met behulp van zilver-solderen, voorbeelden,
- *dompelsolderen* van gedrukte bedradingen,
- „*Flammenfeldlötmachines*” geven tot 50% besparing t.o.v. handwerk, b.v. in schutgas-doorloopovens of inductief,

— beproeving van de *soldeerbaarheid*: een ingewikkelde eigenschap,

— *mechanisatie en automatisatie* in de soldeertechniek.

Dit alles met talrijke afbeeldingen, diagrammen, schetsen, tabellen en soms literatuuropgaven, in [10].

Interessant ook de Nederlandse (verkorte) vertaling van een artikel uit „*Konstruktion*”, 19e jaarg., no. 8 (aug. 1967) pag. 321-327, over: *hardsoldeerverbindingen met grote sterkte* [11]. Vele diagrammen met resultaten van legio proeven, schetsen van goede en foutieve verbindingen, voorbeelden van ontlastingsgroeven etc.

In de „*Apollo*”-capsule nemen „*coldplates*” de hitte op die door de vele elektronische toestellen wordt geproduceerd (er circuleert een koelvloeistof door de cellen) en deze aluminium onderdelen kunnen met goed gevolg *gehard-soldeerd* worden waarbij gebruik wordt gemaakt van een aluminium-silicium toevoegmetaal. Beschrijving, met overtuigende microfoto's etc. in [12].

Op medisch gebied zijn de *bloedbanken* bekend, waar plasma wordt bewaard: *wassers* voor deze installaties worden in een oven gehardsoldeerd, waarover kort bericht in [13].

Vervolgens de *autogene- en de plasmatechnieken*, ook metaalspuiten:

Het overzicht „*Thermisch snijden van staal*” in „*De Ingenieur*” [14] geeft precies wat de „*outsider*” nodig heeft aan informatie.

„*Data carriers*” zijn dingen zoals mallen, schablonen, af-tasters, ponsbanden en systemen voor numerieke besturing; een artikel [15], afkomstig van „*Messer Griesheim*” behandelt dit toebehoren voor vlamsluismachines uitvoerig en met vele voorbeelden en literatuuropgave.

*Aluminiumplaat* van 32 mm dikte wordt efficiënt met de plasmatoorts gesneden, en dat véél sneller en beter dan met een zaag, aldus [16]. We noteerden een *geïllustreerd verslag* van het Ministerie van Economische Zaken, afd. Industriële Ontwikkeling, over sinteren, plasma-V-apparatuur, spanningsverlagend gloeien met „*Cooperheat*”, niet-destructief onderzoek en stiftlassen, zie [17].

In „*Constructiematerialen*” vele praktische *voorbeelden en toepassingen* van metaalspuiten [18].

*Gebroken tanden van een tandwiel* werden met een vloeimiddelhoudende aluminiumstaaf opgelast, aldus [19].

Dan over *verhitten en koelen* op industrie-schaal:

Mobiele apparatuur voor plaatselijke *warmtebehandelingen*, bij Smit Nijmegen Elektronische Fabrieken N.V. wordt afgebeeld en besproken in [20].

Het tegengestelde: *snel koelen van onderdelen* die steeds dezelfde afmetingen hebben, met speciale diffuseurs en koelspiralen etc., in [21] afgebeeld.

Driemaal iets over de *stroombronnen voor elektrisch lassen*:

*Lasapparaat met één knop* [22], waarbij het principe berust op het handhaven van een bruikbare F/f verhouding; F is hierin de toevoersnelheid van de draadelektrode en f de kortsluitfrequentie van de boog, dit alles voor 0,8 en 1,2 mm draad. Men zie het uitvoerige verhaal [22], met een massa V/A krommen, oscillogrammen etc. Afkomstig van „*Linde Corp*”.

Met een constante-stroombron, oscilloscoop, teller en computer werden de *kortsluitingen tijdens booglassen geteld* en vergeleken met een subjectieve beoordeling door de lasser [23]. *Er is samenhang*, en tien eigenschappen

van diverse laselektroden konden nader worden gepreciseerd.

Man, *hang de draadaandrijving boven het werk!* Het spaart ruimte en voldoet goed bij „Hyster Co”, massafabrikanten van heftrucks etc. [24].

In samenwerking met de „Stichting Staalcentrum Nederland” verscheen een opstel [25] over *gelaste buisverbindingen*, met vele opmerkingen en afbeeldingen en van lasmethode, naadvorm, uitvoering, alles globaal oriënterend.

We zagen de serie „*Naadvoorbewerking voor booglassen van staal met de hand*”, een bewerking van het BWRA-instructieboekje voor constructeurs [26]. Meer informatie dan NEN 1062-V; elementair.

„*Driepootlassen in de scheepsbouw*” [27] van dezelfde auteur. Er zit een „microswitch” aan het einde van de glijbaan van de elektrodehouder, men geeft schakelschema's, bedrijfservaringen en dan verder iets over het neergaand lassen van staal met hoge vloeigrens. Vele afbeeldingen, etsen, tabellen, gegevens voor de scheepsbouwers.

„*A study in process selection*”: lassen in CO<sub>2</sub> versus lassen met hoogrendementslektroden [28]. Voorbeelden waar de ontwerper reeds aanstuurt op de ene of de andere methode; voorbeelden ook van materiaalverlies door onjuiste lasdoorsneden; talrijke gegevens voor het bedrijf. Er zijn deze keer zes artikelen, resp. referenties over *MIG- en TIG-lassen*:

Men „haalde” 6 kilo lasmetaal per uur bij het *MIG-lassen van chroomnikkelstaal*, was hiermee nog niet tevreden en kon door nauwkeurige afstemming van de gassamenstelling nog eens 25% winnen, bij beter lasnaaduitend. Dit beschreven in [29].

Met *aluminium gepigmenteerde staalconserveringsmiddelen* (lasprimers) hebben invloed op de resultaten bij TIG-lassen in argon met wolframelektroden, zie [30].

Bij de „Lockheed Georgia Comp.” wordt veel werk voor NASA gelast, in *dikke plaat, lichtmetaal-legeringen*. Onderzocht werden de lasparameters voor TIG-lassen [31]: vele zijn onafhankelijk en moeten worden ingesteld, andere zijn afhankelijk en moeten worden bijgesteld tijdens het lassen. Registratie met een zeskanaalschrijver leidde tot beter begrip van de „overdrachtelijkheid” van TIG-parameters, dit ten dienste van bedrijven waar hetzelfde werk wordt uitbesteed. Vele afbeeldingen.

Voor *grote onderdelen van de Saturnus S IV B raket*, werd een numeriek bestuurd lasautomaat — voor vijf-assige bewegingen — gebruikt, en met succes. Foto's en voorbeelden van werk in [32].

Afleiding van een *formule* die het verband weergeeft tussen het *boogvermogen* in Watts en de *neergesmolten hoeveelheid metaal*, dit voor roestvast-staal [33]. Bepaling van het minimale boogvermogen voor een bepaalde las en een bepaalde omsmelting van werkstukmateriaal. Formules voor de op bepaalde plaatsen bereikte temperatuur in het werkstuk. Overeenkomst met vlamharden, waar een overeenkomstig warmtepatroon optreedt.

Met een bepaald, besproken *proefje* kan worden aange-toond welke invloed de *voorbereiding van aluminium-oppervlakken* heeft op het TIG-resultaat; verdacht zijn volgens [34]: ontvetten met een solvent, chemisch reinigen, en spoelen met water daarna. Dat kan allemaal porositeit geven!

Weinig over *elektroslaklassen*: alleen iets over de bedrijfsresultaten en de uitvoering van laswerk aan kolommen voor een Australische thermische centrale; met wat details, in [35].

*Viermaal weerstandlassen*:

De spontaan optredende *weerstandsverandering* bij de vorming van een puntlas zou een goede indicatie geven voor een (nog niet gemaakt) *automatisch kwaliteitscontrolesysteem* tijdens het lassen. In [36] wat theorie, oscil-

logrammen, fraaie opnamen van het ontstaan van een puntlasje, twee typen weerstand/tijd-krommen, enz., enz. Vele afbeeldingen en literatuuropgave.

Het gedrag van *verzinkte dunne staalplaat* bij het puntlassen; men weet hoe belangrijk deze toepassing thans is [37]. Breeduit verteld: de metallurgie, het gedrag van staal en zink bij vervormen, knippen en vooral, bij het weerstandlassen, ook iets over corrosieproeven met puntlassen. Duits artikel in „De Ingenieur”.

„*Metal matrix composite*” is gelaagd materiaal, b.v. borium op aluminium [38]; men kan dit weerstandlassen en het artikel geeft optimale lasgegevens.

Tenslotte: een machientje voor de „*peel test*” van puntlassen, in [39] afgebeeld met wat resultaten.

Zes oorspronkelijke bijdragen over *elektronenbundelassen*.

Foto's, schetsen van werkstukken en ervaringen opgedaan met een *numeriek gestuurde elektronenbundellasmachine* (Sciaky), die naden kan volgen en gebruikt wordt voor het verhelpen van schade aan straalmotoren, het uitsnijden van gescheurde plaatdelen én het aanlassen van deze! Zie [40].

Eindelijk, voor onze ontwerpers: vijftien voorbeelden van de juiste *constructieve vormgeving voor elektronenbundelassen* [41], daarbij gebruikmakend van de zo diepe inbranding.

Firma kocht een (dure) *elektronenbundellasmachine* en werkt nu als onder-aannemer voor lastig precisielaswerk, ook voor zeer moeilijk lasbaar materiaal, nauwe toleranties etc. Aldus [42].

In [43] beschrijft *Sanderson* de hulpmiddelen om de *elektronenbundel* precies te *richten*, te sturen en te focuseren; een aftaster onderzoekt continu de bundel en laat deze op een oscilloscoop zien. Dertig afbeeldingen, meestal oscillogrammen en micro-etsen.

In „*New Scientist*” vonden we zowaar een tekening en beschrijvingen van een *recente elektronenbundellasmachine* met een ringvormige groef in de kathode, die de bundel tot een ring focuseert; alsmede een toorts met een extra roosteranode [44].

*Geplakte honingraatpaneeltjes* worden met de elektronenbundel gelast in [45]; een niet gefocuseerde bundel geeft het beste resultaat op deze lichtmetalen structuren, en men vertelt hoe u het doen moet.

Het *plasmalassen van dunne plaat*, een exposé [46] van de fysica van het procédé; fraaie opnamen van het boogplasma onder allerlei verschillende omstandigheden van druk en temperatuur waarbij het in hoofdzaak gaat om de stabiliteit van de plasmaboog. Literatuuropgave.

*Ultrasoon lassen*: de piëzomagnetische- en piëzoelektrische transducenten voor diverse ultrasone toepassingen, met name ook voor lassen in een Nederlands artikel [47]. Toepassing van naad- en puntlassen, o.a. voor microlasjes van gedrukte bedradingen.

*Metalen aan niet-metalen verbinden door ultrasoon lassen* gaat goed in [48]; polypropeen aan staal, glas aan staal met een aluminiumfolie ertussen. Blijft de moeilijkheid van de aanzienlijke vervorming, over dit en veel meer in [48]. Dit en het vorige artikel sluiten met een literatuurlijstje.

*Produktiemethoden voor de miniatuur-elektronica* [49], een voordracht aan de T.H. Eindhoven. Geïntegreerde schakelingen op plakjes, halfgeleiderprodukten en omhul-lingen van deze; dat alles moet in series worden gelast, waarvan voorbeelden.

Met grof geschut werkt het *explosief plateren* [50]. Maat-gevend is de binding tussen platerlaag en ondergrond, en deze is ultrasoon prima te controleren. Voorbeelden van toelaatbare hechtingsfouten en de reparatie daarvan door lassen, voorbeelden ook van lasnaden in geplateerde plaat. Een massa Westduitse praktijk!

Idem het *explosief lassen van pijpen in pijpenplaten* [51]; de voordelen zijn evident: het gaat vlug en een vakman-

lasser is overbodig, niettemin dient het werk terdege geïnspecteerd te worden; ook hierover gegevens.

Tweemaal *het lassen van kunststoffen*:

„Akron Standard Mold Co.” maakt *hulpstukken* voor de fabricage van *autobanden* [52]. Een bepaalde, uit segmenten samengestelde trommel wordt nu niet meer van gietstaal, maar van hard polyvinyl gemaakt dat met hete lucht gelast wordt op een stalen mal. Foto's en beschrijving. Uitvoerige handleiding voor het *lassen van thermoplasten* met hete lucht; wenken, tabellen, tekeningen, afbeeldingen enz. In „Welding Engineer” [53].

Last but not least, de *hygiëne*:

Waar komen de meeste *nare contaminaties* vandaan; van automatisch lassen in beschermend gas, of gewoon handlassen met beklede elektroden? Geeft de laskap voldoende bescherming tegen fijne deeltjes en gassen die ontstaan bij een dezer lasmethoden? Analyses op  $Fe_2O_3$ ,  $NO_2$ , fluoriden, ozon. Groot onderzoek in Amerika, met tabellen van de resultaten en literatuur. Men zie [54].

## 2. Materialenkennis en materialenkeuze

Laten we beginnen met een overzicht van het *spuurwerk bij het Belgische CRIF* (Centrum voor Wetenschappelijk en Technisch Onderzoek der Metaalverwerkende Nijverheid). We lezen in [55] over een studie van het verbrossen van staal rondom de lasnaad, een studieprogramma voor het BIL, idem van spuurwerk aan een aantal rechte niet doorstekende tuiten aan een drukvat.

Bij het *vierde congres van de E.G.K.S.* te Luxemburg, juli 1968, werden volgens [56] lezingen gehouden over: cryo-stalen met goede kerfwaarden bij lage temperaturen, bijv. 9% nikkelstaal, en over de wenselijkheid, kruipproeven gedurende  $10^5$  uren te houden, en niet over  $10^4$  uren. Een en ander verkort weergegeven.

*Kruipproeven* ook met in India geproduceerd staal voor ketels [57] brengt proefopstelling, cijfers, conclusies.

Uit Praag een bijdrage over de *veroudering van staalsoorten* en de betrekking hiervan tot de lasbaarheid [58]. Goed overzicht van probleemstelling, feiten, metallurgie, spanningsverhoudingen, tijdsinvloeden, lasbaarheid, enz. Overzicht van proefnemingen op dit gebied verricht, in „British Welding Journal”.

*Speciaal staal voor drukvaten wordt met de autogene vlam gesneden* [59]; hoe diep is de door de snijwarmte beïnvloede materiaalzone? Metingen en conclusies voor de praktijk.

„*Overstressing*” is inderdaad een middel ter voorkoming van brosse breuk, zegt de auteur, zich baserend op IIW-rapporten die worden aangehaald, in [60].

„*Low alloy quenched-and-tempered steel*”, in dit geval HY80, is bekeken op segregaties en warmtebeïnvloedingen, aldus [61]. Microsegregatie treedt op bij het stollen van lasmetaal en de lasomstandigheden hebben hierop wel degelijk invloed. Vele andere spuurwerkresultaten met HY80 worden weergegeven.

Een *warmbehandeld koolstof-mangaanstaal*, kandidaat voor dikke scheepsplaat, werd op lasbaarheid en mechanische eigenschappen beproefd: inderdaad waren enige voorzorgsmaatregelen bij het lassen gewenst [62].

*Ervaringen met de befaamde „maraging steels”* bij het Engelse „Military Engineering Experimental Establishment” worden opgesomd in [63]. Metallurgie en lastechnologie van deze materialen met 90 tons/sq. intreksterkte, verder wenken en aanwijzingen voor de warmtebehandelingen, het MIG-V lassen enz. in geïllustreerd artikel met literatuurlijstje.

Ook noemen wij de Westduitse bijdrage tot de *metallurgie van het lassen van met Ni, Mo, Va enz. gelegerde hitte-vaste staalsoorten* [64] met maximaal 0,15% koolstof; drie verschillende lasmethoden plus oplassen. Men discuteert over de invloed van langdurig spanningsverlagend gloeien; er zijn vele fraaie etsen, legio hardheidsbepalingen en een literatuuropgave.

Vloeibare ammoniak wordt bij *lage temperatuur* opgeslagen en vraagt *speciale tanks*; deze op hun beurt van speciale staalsoorten geïst met speciale elektroden. Dit is het thema van [65].

De *intermetallieke verbinding titaan/nikkel* heeft „vormherinneringsvermogen” en grote plastische vervormbaarheid, alsmede speciale para-magnetische eigenschappen en corrosievastheid. Men leze [66].

## 3. Fundamenteel en routine-onderzoek

Welke is de *maatgevende spanningstoestand* bij acht verschillende kerfslagproeven en zeven verschillende staal-soorten? Diagrammen en literatuur over de invloed van de spanningstoestand in de staafjes bij de overgangstemperatuur; in opstel [67].

„*Torsionsschwingfestigkeitsuntersuchungen*” aan lasverbindingen worden uitvoerig besproken in [68], met opstellingstekening, ijkgegevens etc.

De *spanningsverlagende invloed van trillingen in staal* wordt geanalyseerd in [69]. Kleine series proeven werden uitgevoerd, o.a. met hameren en trillen van stalen platen waarvan de spanningen na de proef werden gemeten en vergeleken.

De *lasvolgorde* bij het lassen van *H-balken* blijkt volgens [70] géén invloed te hebben op de *residuele spanningen*.

We signaleren een kort verslag over spuurwerk door auteurs naar de *spanningsverdeling in flanknaden* bij overlapverbindingen, met wat rekenwerk aan de hand van een nomogram; in [71].

## 4. Lastoepassingen en uitgevoerde werken

Eisen en voorschriften voor *het lassen van Oil Refinery Equipment*”, zoals warmtewisselaars, drukvaten, tanks, buizen, fornuizen, staalconstructies, en dergelijke worden gegeven en vergeleken in [72]. Conclusies, te wijldopig om hier weer te geven; diagrammen en literatuurverwijzingen.

*Aardgasleiding* in Engeland heeft niet minder dan 16 mm wanddikte bij 900 mm middellijn; dus nogal stevig spul; bovendien gelast van „X62 high-carbon spun steel” [73]. Het zal wel hoge druk wezen, nietwaar? Foto's, o.a. van de „Andrex pipeline X-crawler”; een toestel dat in de buisleiding rijdt en röntgenopnamen maakt.

De bekende „Chicago Bridge and Iron Co” bouwt voor de onderzeese olievelden een *reusachtige klokvormige tank*, 82 meter middellijn. Het ding wordt in een dok in het sheikdom Dubai, Arabië, gelast uit stukken, in Gelsenkirchen en in Japan samengesteld. Lasdetails, tekeningen van dit opzienbarend project, in [74].

*Negen mijl buisleiding*, onder zee, voor zwavelwinning, in de Verenigde Staten. Hete zwavel wordt erdoor gepompt van een mijn naar de wal, de lasuitvoering en het hele karwei worden besproken in [75].

Merkwaardig is ook een *buisleiding* voor het vervoer van twee miljoen ton *ijzererts* (met water erbij) per jaar. Een negenduimertje maar, van X52 staal, in Australië gebouwd [76].

„*Simplicity engineering*”: doodeenvoudig construeren is het motief van artikel [77]. Kapspanten met bijv. 13 onderdelen inplaats van 45 stuks zoals het altijd werd gemaakt”, zelfs een spant met 12 pos. nummers in plaats van 59 idem. Ook vereenvoudigde, niettemin lichte kolommen, sheddaken enz. en vele andere voorbeelden voor de staalconstructeurs, wie wij dit artikel gaarne aanbevelen!

Een flauw gebogen *viaduct*, geheel gelast, een kilometer lang, kwam onlangs gereed bij Glasgow, Schotland, in „Motorway M8”. Tekeningen, doorsneden, lasdetails, foto's van de montage, elektrodekeus, ankerbouten enz. worden goed beschreven en gepresenteerd in [78].

DE B.S.C.A. („*British Constructional Steelwork Association*”) hield een symposium over „who gives the best value for money”, dit dan met betrekking tot de bouw van gelaste stalen bruggen in dat land.

Een goede „schaar”-brug (twee bruggen over elkaar heen) en dat alles gelast volgens een *bekroond ontwerp*, grotendeels met de CO<sub>2</sub>-methode, werd beschreven in „Welding Engineer”. Zie [80].

Uitvoerig beschrijft men in [81] een 38 meter hoge *gelaste silo* voor koolzwart (autobandenfabricage). Zorgvuldige voorbereiding van het laswerk, vele lasdetails en nog ander werk van de bouwers, de firma „Lawden Manufacturing Co”, te Ettingshall, Wolverhampton, Engeland; dit alles in [81].

„Amimi” pontons zijn 27 meter lange dozen, gelast, die kunnen varen en alternatief tot bruggen samengebouwd; [82] is een fotoreportage van deze dingen, door de „Seabees” van de „U.S. Navy” in Vietnam gebruikt.

Voor het *Paviljoen van de Verenigde Staten*, Montreal 1967, Expo werd 27 mijl buis gebruikt, die op de knooppunten door *gietstalen verbindingstukken* (totaal 6185 stuks) werden verbonden. Gietstaal in combinatie met buis gaf een lichte, eivormige constructie, waarvan beschrijving in [83].

Tenslotte het *wegverkeer* en de *landbouwmachines*:

Drie 50-tons tankwagens werden gebouwd om de fameuze

„Concorde” snel van brandstof te voorzien. Constructie bij de firma „John Thompson”, Engeland, met vele foto's en details van de constructie, in [84].

„High speed car body production” bij „Rootes Motors Scotland Ltd.” o.a. met gebruikmaking van een 500-tons pers, imposante meervoudige puntlasmachines, voor de snelle wagens „Hillman Imp” en „Chamois”. Autoproduktie in de praktijk, met b.v. een *tabel van puntlaskwaliteiten* in [85].

Ook een aspect van de meervoudige *puntlasinstallatie* waarop de Ford „Escort” bij massa's wordt vervaardigd. In artikel [86] lay-out van een *zijpanelen-productiestraat*, met vele bedrijfsgegevens.

Dan het lassen in CO<sub>2</sub> bij Avco, Amerikaans grootproducent van *landbouwmachines* voor een heel continent [87].

Veel lasmatten en andere hulpmiddelen voor produktie van de „Mow/ditioner”, en dus „making hay with welding”, in de dubbele zin van het woord.

Onprettig slot, deze keer: de zoveelste breuk van een *gelaste auto-trekoog*, met analyse van materiaal en oorzaak, in [88].

#### Literatuur

1. Steenhuisen, J. W.: Smit Mededelingen, 23e jaarg., no. 3 (juli-sept. 1968), pag. 85-98.
2. British Welding Journal, Vol. 15, no. 10 (okt. 1968), pag. 479.
3. Van den Eynde, W. F. K.: Polytechnisch Tijdschrift, 23e jaarg., no. 21 (11 okt. 1968), pag. 719-726.
4. Polytechnisch tijdschrift, 23e jaarg., no. 22 (25 okt. 1968), pag. 755-766.
5. Schmidt, H.: Schweissen und Schneiden, 20e jaarg., no. 10 (okt. 1968), pag. 526-527.
6. Hummitsch, W.: Schweissen und Schneiden, 20e jaarg., no. 10 (okt. 1968), pag. 527-528.
7. Jefferson, T. B.: Welding Engineer, Vol. 53, no. 9 (sept. 1968), pag. 50-51 en no. 10 (okt. 1968), pag. 54.
8. Welding and Metal Fabrication, Vol. 36, no. 11 (nov. 1968), pg. 398-399 en pag. 425-427.
9. Welding Engineer, Vol. 53, no. 6A: Annual Fact File Issue 1968, pag. 8-114.
10. Bernsdorf, G., e.a.: Schweisstechnik, 18e jaarg., no. 10 (okt. 1968), pag. 434-462.
11. Polytechnisch Tijdschrift, 23e jaarg., no. 8 (nov. 1968), Werktuigbouw-editie, pag. 999-1001.
12. Beuyukian, C. S.: Welding Journal, Vol. 47, no. 9 (sept. 1968), pag. 710-719.
13. Welding Journal, Vol. 47, no. 9 (sept. 1968), pag. 726.
14. De Ingenieur, 80e jaarg., no. 41 (11 okt. 1968), pag. W223-W225.
15. Hirschberg, H.: Welding and Metal Fabrication, Vol. 36, no. 11 (nov. 1968), pag. 415-422.
16. Welding Journal, Vol. 47, no. 9 (sept. 1968), pag. 728-729.
17. Polytechnisch Tijdschrift, 23e jaarg., no. 22 (25 okt. 1968), pag. 958-960.
18. Van den Bergh, J. J.: Constructiematerialen, 2e jaarg., no. 10 (okt. 1968), pag. 23-25.
19. Welding Journal, Vol. 47, no. 9 (sept. 1968), pag. 727.
20. Metaalbewerking, 34e jaarg., no. 9, (24 okt. 1968), pag. 175.
21. Metalworking Production, Vol. 112, no. 41 (9 okt. 1968), pag. 63.
22. Manz, A. F.: Welding Journal, Vol. 47, no. 9 (sept. 1968), pag. 720-725.
23. Stromberger, C. en G. Eibeck: Schweissen und Schneiden, 20e jaarg., no. 10 (okt. 1968), pag. 503-508.
24. Welding Engineer, Vol. 53, no. 9 (sept. 1968), pag. 74-76.
25. Idelberger, K.: De Ingenieur, De Constructeur, 7e jaarg., no. 10 (okt. 1968), pag. 61-64.
26. Zoethout, G.: Polytechnisch Tijdschrift, Werktuigbouw-editie, 23e jaarg., no. 22 (25 okt. 1968), pag. 951-957, idem 8 nov. 1968, pag. 994-999.
27. Zoethout, G.: Polytechnisch Tijdschrift, 23e jaarg., no. 8 nov. 1968, Werktuigbouw-editie, pag. 975-980.
28. Keble-Hill, L.: Welding Engineer, Vol. 53, no. 10 (okt. 1968, International Edition, pag. IE5-IE9.
29. Hitzke, D.: Schweisstechnik, 18 jaarg., no. 10 (okt. 1968), pag. 468.
30. Mouton, A.: Schweisstechnik, 18 jaarg., no. 10 (okt. 1968), pag. 466-467.
31. Kilpatrick, R. H. en R. W. Wright: Welding Engineer, Vol. 53, no. 9 (sept. 1968), pag. 54-56.
32. Welding Engineer, Vol. 53, no. 9 (sept. 1968), pag. 70-72.
33. Bronage, K.: British Welding Journal, Vol. 15, no. 10 (okt. 1968), pag. 493-500.
34. Welding Engineer, Vol. 53, no. 10 (okt. 1968), pag. 50-51.
35. Welding Engineer, Vol. 53, no. 9 (sept. 1968), International Edition, pag. IE8.
36. Towey, M. en D. R. Andrews: Welding and Metal Fabrication, Vol. 36, no. 10 (okt. 1968), pag. 383-392.
37. Wiegand, H. en K. H. Kloos: De Ingenieur, 80e jaarg., no. 45 (8 nov. 1968), pag. W241-W252.
38. Hersh, M. S.: Welding Journal, Vol. 47, no. 9 (sept. 1968), pag. 404s-409s.
39. Simmie, W. S.: Welding and Metal Fabrication, Vol. 36, no. 11 (nov. 1968), pag. 410.
40. American Machinist Vol. 112, no. 17 (12 aug. 1968), pag. 105-108.
41. Wiesner, P.: Schweisstechnik, 18e jaarg., no. 10 (okt. 1968), pag. 473-474.
42. Welding Engineer, Vol. 53, no. 9 (sept. 1968), pag. 77.
43. Sanderson, A.: British Welding Journal, Vol. 15, no. 10 (okt. 1968), pag. 509-523.
44. New Scientist, Vol. 40, no. 622 (7 nov. 1968), pag. 304.
45. Bruner, R. C. en G. J. Meinhardt: Welding Journal, Vol. 47, no. 9 (sept. 1968), pag. 393s-397s.
46. Kasbohm, J.: Schweisstechnik, 18e jaarg., no. 10 (okt. 1968), pag. 463-466.
47. Van der Burgt, C. M.: De Ingenieur, 80e jaarg., no. 45 (8 dec. 1968), pag. 0168-0181.
48. Shigeo Shin en H. T. Gencsoy: Welding Journal, Vol. 47, no. 9 (sept. 1968), pag. 398s-403s.
49. Muller, H. L.: De Ingenieur, 80e jaarg., no. 41 (11 okt. 1968), pag. W219-W223.
50. Thiessen, W.: Schweissen und Schneiden, 20e jaarg., no. 10 (okt. 1968), pag. 521-523.
51. Chadwick, M. D., e.a.: British Welding Journal, Vol. 15, no. 10 (okt. 1968), pag. 480-492.
52. Mulhollen, L. E.: American Machinist, Vol. 112, no. 17 (12 aug. 1968), pag. 118-119.



53. *Welding Engineer*, Vol. 53, no. 9 (sept. 1968), pag. 64-68.
54. *Alpaugh, E. L.*: *Welding Engineer*, Vol. 53, no. 10 (okt. 1968), pag. 41-45.
55. *Metaalbewerking*, 34e jaarg., no. 9 (24 okt. 1968), pag. 171-172.
56. *Hummitzsch, W.*: *Schweissen und Schneiden*, 20e jaarg., no. 10 (okt. 1968), pag. 525.
57. *Nadkarni, S. V.*: *Welding Engineer*, Vol. 53, no. 9 (sept. 1968), International Edition, pag. IE9-IE10.
58. *Vrtel, J.*: *British Welding Journal*, Vol. 15, no. 10 (okt. 1968), pag. 501-508.
59. *Canonico, D. A.*: *Welding Journal*, Vol. 47, no. 9 (sept. 1968), pag. 410s-419s.
60. *Nichols, R. W.*: *British Welding Journal*, Vol. 15, no. 10 (okt. 1968), pag. 524-525.
61. *Savage, W. F., e.a.*: *Welding Journal*, Vol. 47, no. 9 (sept. 1968), pag. 420s-425s.
62. *Roper, C. R. en R. D. Stout*: *Welding Journal*, Vol. 47, no. 9 (sept. 1968), pag. 385s-392s.
63. *Roberts, C.*: *Welding and Metal Fabrication*, Vol. 36, no. 11 (nov. 1968), pag. 405-409.
64. *Behrenbeck, H. H. e.a.*: *Schweissen und Schneiden*, 20e jaarg., no. 10 (okt. 1968), pag. 509-519.
65. *Welding Journal*, Vol. 47, no. 9 (sept. 1968), pag. 729.
66. *De Lange, R. G. en J. A. Zijderveld*: *Constructiematerialen*, 2e jaarg., no. 10 (okt. 1968), pag. 10-12.
67. *Blind, D.*: *Schweissen und Schneiden*, 20e jaarg., no. 10 (okt. 1968), pag. 529-530.
68. *Koch, P.*: *Schweisstechnik*, 18e jaarg., no. 10 (okt. 1968), pag. 469-472.
69. *Wozney, G. P. en G. R. Crawmer*: *Welding Journal*, Vol. 47, no. 9 (sept. 1968) pag. 411s-418s.
70. *Toprac, A. A. en J. Yura*: *Welding Journal*, Vol. 47, no. 9 (sept. 1968), pag. 426-428.
71. *Valtinat, G.*: *Schweissen und Schneiden*, 20e jaarg., no. 10 (okt. 1968), pag. 528-529.
72. *Richardson, H. T.*: *Welding and Metal Fabrication*, Vol. 36, no. 10 (okt. 1968), pag. 367-374.
73. *Welding and Metal Fabrication*, Vol. 36, no. 11 (nov. 1968), pag. 423.
74. *Welding Engineer*, Vol. 53, no. 9 (sept. 1968), International Edition, pag. IE5-IE7.
75. *Cockrell, C. M.*: *Welding Journal*, Vol. 47, no. 9 (sept. 1968), pag. 699-709.
76. *Welding Engineer*, Vol. 53, no. 10 (okt. 1968), International Edition, pag. IE12-IE13.
77. *Mueller, J. E.*: *Welding Engineer*, Vol. 53, no. 9 (sept. 1968), pag. 45-49.
78. *Cullen Wallace, A. A.*: *Welding and Metal Fabrication*, Vol. 36, no. 11 (nov. 1968), pag. 400-404.
79. *Welding and Metal Fabrication*, Vol. 36, no. 10 (okt. 1968), pag. 359.
80. *Levin, D. M.*: *Welding Engineer*, Vol. 53, no. 9 (sept. 1968), pag. 58.
81. *Welding and Metal Fabrication*, Vol. 36, no. 11 (nov. 1968), pag. 411-414.
82. *Welding Engineer*, Vol. 53, no. 10 (okt. 1968), pag. 46-47.
83. *Ahl, H. C.*: *Welding Engineer*, Vol. 53, no. 10 (okt. 1968), pag. 48-49.
84. *Lewis, E.*: *Welding and Metal Fabrication*, Vol. 36, no. 10 (okt. 1968), pag. 362-366.
85. *Palmer, T. J.*: *Welding and Metal Fabrication*, Vol. 36, no. 10 (okt. 1968), pag. 375-382.
86. *Polytechnisch Tijdschrift*, 23e jaarg., no. 21, *Werktuigbouw*, ((11 okt. 1968), pag. 897-899.
87. *Welding Engineer*, Vol. 53, no. 9 (sept. 1968), pag. 52-53.
88. *Linke, H.*: *Schweisstechnik*, 18e jaarg., no. 10 (okt. 1968), pag. 474-475.

## VEILIGHEIDSMATREGELEN VOOR, TIJDENS EN NA HET SOLDEREN

door J. Steenbeek\*

### Inleiding

Het zilversolderen is door de gehele industrie geaccepteerd als een uitstekende, eenvoudige en goedkope methode voor het „verbinden” van 2 legeringen. Aangezien echter het hardsolderen met zich meebrengt dat de te solderen onderdelen moeten worden gebracht op een hoge, respectievelijk verhoogde temperatuur en het gebruik van zilversoldeerlegeringen en soldeerpoeders bepaalde vluchtige bestanddelen bevatten, moet een aantal veiligheidsmaatregelen in acht worden genomen. Vele van de hieronder aangegeven maatregelen zijn zonder meer bekend en worden toegepast; andere daarentegen hebben die bekendheid niet. Het zal zeker zijn nut hebben de bedrijfsleiding, veiligheidsinspecteurs en de man die soldeert, met deze betrekkelijk eenvoudige veiligheidsmaatregelen op de hoogte te brengen en op die manier de kans op ongevallen tot een minimum te beperken.

### Handbranders

1. De plaats waar gesoldeerd wordt dient door middel van hittebestendig materiaal te worden afgeschermd.
2. Men loopt altijd de kans dat kleine brandjes ontstaan wanneer wordt gewerkt met een zg. open vlam. In het bijzonder moet hiervoor worden gewaakt indien wordt gewerkt met zg. niet-lichtgevende vlammen.
3. Een brander dient altijd zodanig te worden aangestoken dat de branderkegel van de man afwijkt.
4. Wanneer de brander wordt neergelegd dienen de afsluiters te worden dichtgedraaid. Indien mogelijk moet op de plaats waar gesoldeerd wordt een vork worden gemoniteerd, waarin de brander kan worden opgehangen. Eveneens zijn leverbaar zg. gasspaarapparaten, welke met een dergelijke vork zijn uitgerust. Wanneer de brander op de

vork wordt gelegd, wordt de gastoevoer door het gewicht van de brander door middel van in het gasspaarapparaat ingebouwde afsluiters afgesloten. Op het gasspaarapparaat blijft een waakvlam branden, waaraan de brander weer kan worden aangestoken zodra de werkzaamheden worden hervat.

Het voordeel van dergelijke apparaten is tevens, dat men de soldeerbrander niet iedere keer opnieuw hoeft in te stellen.

5. Wanneer de werkstukken nog niet zijn afgekoeld dient men deze uitsluitend aan te pakken met behulp van een tang, tenzij de man die soldeert asbest handschoenen draagt.

### Vast opgestelde branders

1. De plaats waar gesoldeerd wordt dient door middel van hittebestendig materiaal te worden afgeschermd.
2. Men loopt altijd de kans dat er kleine brandjes ontstaan wanneer er wordt gewerkt met een zg. open vlam. In het bijzonder moet hiervoor gewaakt worden als er wordt gewerkt met zg. niet-lichtgevende vlammen.
3. Vast opgestelde branders dienen òf van opzij òf van onderaf te worden aangestoken.
4. Tijdens het aansteken van een branderkop is het niet raadzaam zich over een nog niet brandende kop heen te buigen. De mogelijkheid is namelijk niet uitgesloten dat tijdens het aansteken van een branderkop ook alle niet brandende koppen aanspringen, hetgeen zeer pijnlijke brandwonden kan veroorzaken.
5. Wanneer de werkstukken nog niet zijn afgekoeld dient men deze uitsluitend aan te pakken met behulp van een tang, tenzij de man die soldeert asbest handschoenen draagt.

\* G. L. Loos & Co's Fabrieken N.V.

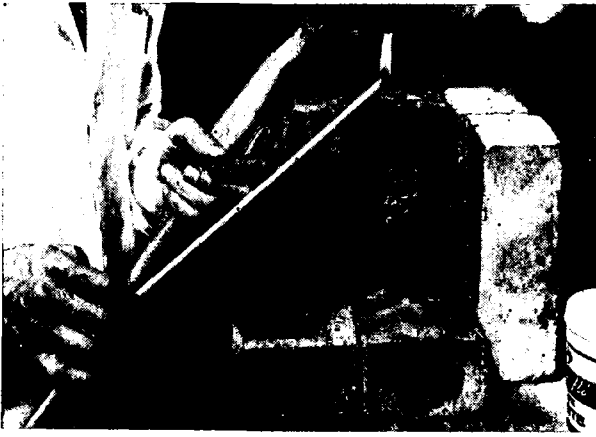


Fig. 1. *Handbranders dienen zodanig te worden aangestoken, dat zij van de man die soldeert, afwijken en bovendien niet zijn gericht op andere mensen in de werkplaats. Wanneer de branders niet in gebruik zijn, dienen zij of te worden afgesloten of via een waakvlam tot een klein vlammetje te worden teruggebracht.*

6. Gascontroleschakelaars of elektrische tijd klokken mogen uitsluitend worden bediend door hiertoe opgeleid personeel. De man die aan de machine staat moet duidelijk worden gemaakt dat hij, wanneer de machine niet of niet correct werkt, direct zijn chef moet waarschuwen.

#### Solderen in zoutbad

1. Dit houdt in het onderdompelen van de te solderen delen in een bad van gesmolten zout. De temperatuur van deze baden kan variëren naar gelang van de te solderen eenheden, maar zal in de meeste gevallen boven de 750 °C liggen.



Fig. 3. *Om te voorkomen dat men zich de handen brandt, dienen de werkstukken te worden verwijderd met behulp van een tang.*

2. Alvorens de te solderen onderdelen in het bad onder te dompelen, dienen deze volledig droog te zijn. Wanneer namelijk de onderdelen vochtig of nat zijn, zal het water direct veranderen in stoom, hetgeen een kleine explosie in het bad veroorzaakt, waardoor er druppels gesmolten zout uit het bad springen. In de praktijk is gebleken dat deze zoutdruppels zich op kleding en lichaamsdelen vast zetten en vrij ernstige brandwonden kunnen veroorzaken.
3. De te solderen onderdelen dienen langzaam en voorzichtig in het bad te worden neergelaten om zodoende te vermijden dat het gesmolten zout opspat; zie eveneens punt 2.
4. De controle-apparatuur, welke de verwarming van het bad verzorgt, behoort uitsluitend te worden bediend en geregeld door hiertoe speciaal opgeleid personeel.
5. De man die de onderdelen in het bad deponert, moet duidelijk worden gemaakt dat hij, indien het bad niet goed „werkt”, direct zijn chef moet waarschuwen.

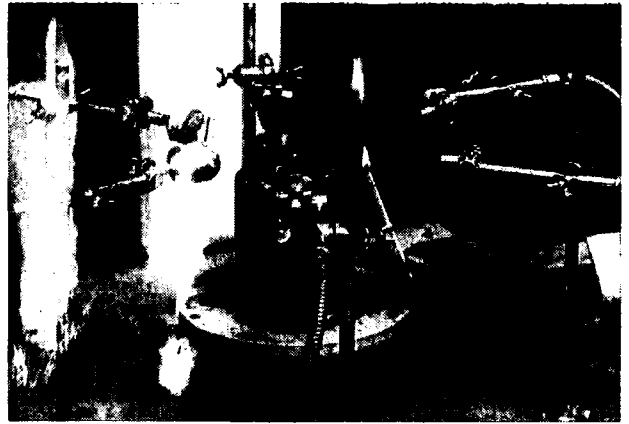


Fig. 2. *Men dient bij het aansteken van vast opgestelde branders nooit over de branders heen te reiken. Integendeel, de branders moeten altijd van opzij of vanaf de onderzijde worden aangestoken.*

#### Inductie solderen

1. De plaats waar gesoldeerd wordt dient door middel van hittebestendig materiaal te worden afgeschermd.
2. De te solderen delen koelen niet zo snel af als zij worden verhit, zodat tangen of andere gereedschappen dienen te worden gebruikt om de delen uit de soldeer-spiraal te halen. In ieder geval dienen deze niet met blote handen te worden vastgepakt.
3. Ernstige brandwonden kunnen het gevolg zijn wanneer de soldeer-spiraal tijdens het in bedrijf zijn van de machine wordt aangeraakt. Ofschoon de soldeerspiralen regelmatig met water worden gekoeld zodra de machines worden uitgeschakeld, kunnen deze nog zo heet blijven dat er kleine brandwonden aan handen etc. ontstaan zodra deze spiralen worden aangeraakt.
4. De handen dienen nooit binnen de soldeerspiraal te worden gebracht wanneer hetzij een ring, een horloge, een armband of iets van dien aard wordt gedragen. Dergelijke voorwerpen worden zeer snel verhit en kunnen ernstige brandwonden veroorzaken.
5. Inductiesoldeermachines dienen uitsluitend te worden bediend en onderhouden door hiertoe speciaal opgeleid personeel. De man die aan de machine staat moet duidelijk worden gemaakt dat hij, wanneer de machine niet of niet correct werkt, direct zijn chef moet waarschuwen.

#### Solderen in ovenatmosfeer

1. De plaats waar gesoldeerd wordt, dient te worden afgeschermd door middel van hittebestendig materiaal.
2. Soldeerovens met een gecontroleerde atmosfeer hebben gewoonlijk een soort gordijn van brandende gassen. Aangezien deze vlammen dikwijls kleurloos zijn en dus onzichtbaar, dient er een stuk asbest in de vlam te worden



Fig. 4. *De aanwezigheid van „onzichtbaar” brandend gas kan zichtbaar worden gemaakt door in de vlam een stukje asbest te hangen. Dit stukje asbest zal helder opgloeien wanneer de vlam brandt.*



Fig. 5. *Alvorens de te solderen delen in een zoutbad te laten zakken, dienen zij volledig droog te zijn. Wanneer de werkstukken namelijk vochtig zijn, dan heeft dit tot resultaat dat zich een kleine explosie in het zoutbad zal voordoen, waardoor de bedieningsman de kans loopt getroffen te worden door het hete gesmolten zout, met als gevolg brandwonden.*

opgehangen; dit stuk asbest zal opgloeien zodra de oven brandt.

3. Voorzichtigheid is geboden wanneer de te solderen delen uit de oven worden verwijderd, aangezien deze delen nog steeds heet kunnen zijn. Asbest handschoenen dienen te worden gedragen voor het aanpakken van grote delen en voor het aanpakken van kleine delen dienen tangen te worden gebruikt.
4. De bedieningsman moet duidelijk worden gemaakt dat deze nooit de gastoevoer onderbreekt of tijdens het soldeerproces de machine opnieuw gaat afstellen. Wanneer de oven niet goed werkt of wanneer de soldeerverbindingen niet geheel volgens de eisen zijn dient de bedieningsman direct zijn chef te waarschuwen.

#### Weerstandsolderen

1. De plaats waar gesoldeerd wordt dient door middel van hittebestendig materiaal te worden afgeschermd.
2. De hete elektroden moeten nooit worden aangeraakt.
3. De te solderen delen dienen nooit met de handen te worden verwijderd. Asbest handschoenen of tangen moeten worden gebruikt.
4. De elektrische en controle-apparatuur, welke de toevoer van het beschermgas regelen, mogen uitsluitend worden bediend en gecontroleerd door hiertoe speciaal opgeleid personeel. De man die aan de machine staat moet duidelijk worden gemaakt dat hij, wanneer de machines niet of niet correct werken, direct zijn chef moet waarschuwen.

#### Soldeerpoeders

1. Aangezien deze soldeerpoeders gebaseerd zijn op fluoriden kunnen zij eventueel huidirritaties veroorzaken. Het is daarom dringend aan te bevelen de handen regelmatig te wassen en in ieder geval te wassen voor de maaltijden. Voorts de nagels, bij voorkeur met een borstel, te boenen.
2. Beschermende crèmes, waarmee de handen onmiddellijk na het wassen worden ingewreven, voorkomen bij voorbaat irritatie van de huid.
3. Iedere verwonding, hoe klein ook, dient direct te worden afgedekt. Dit voorkomt dat de soldeerpoeders de wond binnendringen.
4. De soldeerpoeders worden gewoonlijk met water aangemaakt, zodat zij gemakkelijk op de soldeerverbinding kunnen worden aangebracht. De soldeerpoeders behoeven echter in het geheel niet met de handen te worden aangeraakt indien men gebruik maakt van het Easy-flo pasta.
5. Wanneer soldeerpoeders moeten worden aangemaakt, dient hiervoor een aparte bak te worden gebruikt. Poeders mogen nooit worden aangemaakt in b.v. een fles of in een kop of beker, welke later zou kunnen worden gebruikt om er uit te drinken. Indien men poeder binnen

krijgt, dan dient onmiddellijk een dokter te worden gewaarschuwd.

6. Oververhitting van de werkstukken dient te worden vermeden. Indien dit toch gebeurt, moet de man die soldeert, zoveel mogelijk vermijden om boven het werkstuk te ademen. Ofschoon de J.M.C. soldeerpoeders zodanig zijn samengesteld dat rookontwikkeling tot een minimum wordt beperkt, kan het gebeuren dat door de dampen welke vrijkomen, wanneer de poeders worden oververhit, de ogen, de neus en de keel worden geïrriteerd. De eventueel hinderlijke overlast van rookontwikkeling kan tot een minimum worden teruggebracht wanneer er wordt gesoldeerd in werkplaatsen met een hoge zoldering en een goed werkend ventilatiesysteem.
7. De meest voorkomende zilverlegeringen zijn die, gebaseerd op de samenstelling zilver, koper, cadmium en zink of op de samenstelling zilver, koper en zink. Zij onderscheiden zich van andere legeringen door hun lage smeltpunt en hun goede vloeieigenschappen. Wanneer deze legeringen worden gebruikt, moet oververhitting van de werkstukken worden vermeden. Gebeurt dit niet, dan zullen hiervan slechte verbindingen het resultaat zijn. Bovendien kunnen, wanneer deze legeringen worden oververhit, zowel bij cadmium als zink bepaalde schadelijke dampen vrijkomen. Deze dampen kunnen — zelfs wanneer zij in kleine hoeveelheden worden ingeademd — schadelijk zijn voor de gezondheid.

Resumerend: de volgende eenvoudige voorwaarden zouden moeten worden aangehouden voor het verkrijgen van goede bedrijfsomstandigheden en het maken van foutloze verbindingen:

Alle soldeerwerkzaamheden dienen te geschieden in goed eventileerde ruimten. Voor het solderen moet men niet de lastechniek toepassen. Onder meer dient daarom directe verhitting van het gesmolten soldeer te worden voorkomen.

Het juiste soldeerpoeder respectievelijk pasta moet worden gebruikt, welk poeder en/of pasta afgestemd moet zijn op de smeltemperatuur van het soldeer.

De branders moeten de werkstukken geleidelijk aan op temperatuur brengen, waarbij zoveel mogelijk plaatselijke verhitting moet worden vermeden.

Poeder moet met behulp van gedistilleerd water worden aangemaakt tot een pasta.

Er zijn ook pasta's in de handel, welke direct voor het gebruik gereed zijn.

Tijdens het soldeerproces moet er goed op worden gelet dat er voldoende pasta of poeder is aangebracht.

Tijdens het solderen dient men zich niet over het werkstuk heen te buigen.

Indien door welke oorzaak dan ook oververhitting plaatsvindt en er schadelijke dampen vrij komen, dan dient men eerst de werkplaats goed te ventileren alvorens met de werkzaamheden verder te gaan. Voordat men het soldeerproces opnieuw aanvangt, moet men eerst door een paar proeven vaststellen op welke temperatuur het soldeerproces moet plaatsvinden zonder dat hinderlijke rookontwikkeling optreedt.



Fig. 6. *Alvorens men gaat eten is het absoluut noodzakelijk dat men de handen goed wast en de nagels grondig borstelt, vooral indien men soldeerpoeders heeft aangemaakt.*

# HET SNIJDEN VAN BETON\*

door E. E. M. Offerman\*\*

## 1. Inleiding

Om beton te verwijderen of te bewerken zijn er in de loop der tijd diverse methoden ontwikkeld.

De meest eenvoudige, maar ook de meest luidruchtige is de luchthamer. Ook boren met behulp van diamantboren wordt toegepast. Zijn dit nog mechanische processen, een 30-tal jaren geleden is men geheel andere methoden toe gaan passen en wel die waarbij door middel van hoge temperaturen het beton gesmolten wordt.

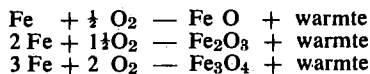
In deze verhandeling worden deze thermische processen behandeld.

Naar keuze van de 2 mogelijkheden wordt beton of gesneden of geboord. Wat betreft de uitvoering zijn het geheel verschillende methoden, doch wat betreft het principe zijn ze volkomen aan elkaar gelijk. Het betonsnijden is voortgekomen uit de autogene techniek en wel in het bijzonder uit het autogene snijden. Alle werktuigen die nu worden gebruikt, werden niet primair voor het betonsnijden ontworpen. Bijvoorbeeld is de brander die wordt toegepast, ontworpen voor het poedersnijden van roestvaststaal, gietijzer, aluminium en dergelijke.

Om de gang van zaken bij het betonsnijden goed te begrijpen is het noodzakelijk enige theoretische beginselen te verklaren.

## 2. Theoretische grondslagen

Zoals reeds vermeld komt dit proces voort uit de autogene snijtechniek. Hier houdt men zich natuurlijk in eerste instantie bezig met het snijden van metalen, die zonder meer met een zuurstof-acetylenevlam onder toevoeging van snijzuurstof kunnen worden gesneden. De chemische reactie die zich daarbij voordoet, is de oxydatie van ijzer tot 3 verschillende ijzeroxyden.



Deze reacties verlopen exotherm, er ontstaat dus een aanzienlijke hoeveelheid warmte. Bij het snijden wordt door de voorwarmvlam het te snijden metaal tot ontstekings-temperatuur gebracht. De snijzuurstof verbrandt het staal, waarbij dus een grote hoeveelheid warmte vrijkomt, welke met de voorwarmvlam het proces in stand houdt. Tevens wordt door de warmte de slak vloeibaar gehouden, die dan door de kinetische energie van de snijzuurstof uit de voeg wordt geblazen. Om een materiaal autogeen te kunnen snijden moet er aan 3 voorwaarden worden voldaan:

1. Het materiaal moet kunnen branden in zuivere zuurstof.
2. De ontstekingstemperatuur moet lager liggen dan de smelttemperatuur.
3. De slak moet dun vloeibaar zijn.

Bij het snijden van beton vervalt het verbranden geheel.

Beton zelf brandt niet, tenminste niet bij de temperaturen die ons normaal ter beschikking staan.

Er kan dus niet van de eerder beschreven reactie gebruik worden gemaakt. Er blijft dus over om het beton te smelten; de smelttemperatuur van het beton ligt bij ongeveer 4000 °C. De normale zuurstof-acetylenevlam bereikt een hoogste temperatuur van ca. 3200 °C. Door ijzerpoeder in de zuurstofacetylenevlam te blazen kan de temperatuur door de verkregen verbrandingswarmte worden verhoogd. Het ijzer wordt in poedervorm in de vlam geblazen, omdat het in deze vorm een maximale oppervlakte heeft en daardoor een zo volledig mogelijke verbranding bereikt. Met deze methode is het mogelijk temperaturen van 4000 °C en meer te bereiken. Het beton wordt dus gesmolten met behulp van een zeer grote hoeveelheid warmte.

## 3. Het poedersnijden

De vlamtemperaturen die met deze methode worden bereikt zijn voldoende voor het snijden van beton en kunnen

door het mengen van aluminiumpoeder bij het ijzerpoeder nog worden verhoogd. Deze poedermenging heeft niet alleen tot doel de vlamtemperatuur te verhogen tot ca. 4500 °C, maar er wordt nog iets bereikt, namelijk het volgende. Bij deze temperaturen ontstaan met de silicaten uit het beton complexe verbindingen, die zeer dun vloeibaar zijn. Ook worden de slak en de oxyden door de mechanische werking van het poeder gemakkelijk uit de voeg geblazen.

Het is interessant om even de chemische samenstelling van het beton te bekijken. Zoals bekend ontstaat beton door het vermengen van cement met grind, zand en water. Cement bestaat uit de volgende chemische verbindingen: calciumoxyde (CaO) als basisch bestanddeel, siliciumoxyde SiO<sub>2</sub>, aluminiumoxyde (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) en ijzeroxyde Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> als zure bestanddelen. Natuurlijk zijn deze bestanddelen niet 100 % zuiver aanwezig, maar zijn weer bestanddelen van andere verbindingen (tricalciumsilicaat 3CaO.SiO<sub>2</sub>, dicalciumsilicaat 2CaO.SiO<sub>2</sub>, tricalciumaluminaat 3CaO.Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, enz.). Al deze stoffen verbranden niet, maar smelten. Daarom ontwikkelt er zich geen verbrandingswarmte door het materiaal zelf en is voor het smelten bijna uitsluitend de temperatuur van de vlam van de snijbrander maatgevend. Het smeltproces van het beton en het verbrandingsproces van de vlam met het daarin geblazen ijzer-aluminiumpoedermengsel zijn bij de lans- en snijbrander in principe hetzelfde.

Daarentegen bestaan er technische verschillen.

Er kan dus gesteld worden dat bij beide processen een mengsel van ijzer- en aluminiumpoeder in de zuurstofstroom verbrandt en dat daardoor:

1. de temperatuur van de vlam aanzienlijk wordt verhoogd;
2. de slak van het smeltende beton wordt verdund;
3. door de mechanische werking de slak gemakkelijk wordt weggeblazen.

## 4. Technische uitrusting

Zoals reeds gezegd zijn er twee methoden te onderscheiden: het boren van beton met de lans en het snijden van beton met de brander. Uiteraard is de technische uitrusting voor beide methoden enigszins verschillend.

### 4.1. Het boren van beton met de zuurstofflans

Bij de methode met de zuurstofflans wordt een mengsel van ijzer- en aluminiumpoeder verbrand. De lans bestaat uit een handgreep, een beschermerschield, een inspaninrichting voor de stalen pijp en de stalen pijp. De zuurstof die in een grote hoeveelheid nodig is, wordt in flessenpakketten aangevoerd. Het poeder wordt door middel van lucht of stikstof uit een poederdoseringsapparaat naar de lans geperst. Opgemerkt dient te worden dat met deze methode geen brandbaar gas nodig is. Met de lans worden gaten in de wand geboord die slechts een kleine diameter hebben. Afhankelijk van de inspaninrichting kan ¼" ⅜" of ½" pijp worden gebruikt. Hoe groter de diameter van de pijp, des te groter de diameter van het gat. In de praktijk is gebleken dat ⅜" pijp in de meeste gevallen toegepast kan worden. Met deze maat pijp hebben de gaten die worden gemaakt een diameter van ca. 10 cm.

De lans wordt alleen toegepast waar met de brander niet meer kan worden gesneden, b.v. omdat de betondikte te groot is of de achterzijde van het te snijden object niet vrijgemaakt kan worden.

Omdat bij het boren het gesmolten beton niet naar achteren kan vloeien, wordt het door de druk van de zuurstof naar voren geblazen. Hieruit volgt dat degene die het werk uitvoert veiligheidskleding moet dragen (asbest en leer). Met de lans kan men beton van 2,5 m dikte doorboren.

Sedert enige tijd wordt er reclame gemaakt voor een met draadgevulde lans. Dit is uiteraard een reeds bekende verdere ontwikkeling van de zuurstofflans. Hiervan is het voordeel dat men geen poedertoevoer meer nodig heeft.

Het poedermengsel is hier vervangen door ijzer- en aluminium draden die in de pijp zijn gestopt.

### 4.2. Het snijden van beton met de brander

De brander wordt verreweg het meest toegepast. In Zwitserland bijvoorbeeld wordt praktisch al het werk met

\* Voordracht ter LASTU 1968.

\*\* AGA Nederland N.V., Amsterdam.

# breukmechanica

en toepassingsmogelijkheden  
voor de staalconstructeur

## Samenvatting

Na een bespreking van de verschillen tussen stabiele en instabiele scheurvorming wordt de klassieke behandeling van het probleem van instabiele scheurgroei gegeven. Vervolgens komen de toepassingsmogelijkheden ter sprake.

Oppag. 7 e.v. wordt aangegeven hoe de tekortkomingen van de klassieke theorieën kunnen worden opgeheven. De invloed van benaderingen in de wiskundige behandeling van Wells wordt nader geanalyseerd. De wijze waarop de breukmechanica in praktijk wordt gebracht bij experimenteel onderzoek in het laboratorium voor Scheepsconstructies van de T.H. Delft wordt toegelicht met vermelding van de ervoor ontwikkelde meettechniek.

Tot slot worden enkele methoden gegeven waarmee de invloed van beperkte plaatbreedten, van drie-assigheid van de spanningstoestand in de plastisch gedeformeerde zone, en van hoge belastingssnelheden in rekening kan worden gebracht.

## Summary

The differences between stable and unstable fracturing are indicated after which the classic approach of the problem of unstable fracturing is given. Next the practical use of this theory is proved to be small. In part II it is indicated how the theory can be improved. The mathematical treatment by Irwin-Wells is analyzed. The use of fracture mechanics in connection with experimental work in the Delft Ship Structures Laboratory is discussed and the measuring techniques are shown. Finally methods are given for estimating the influence of restricted plate-width, triaxiality of the stress state in small plastic zones and high rates of loading.

## 1. Inleiding

Breukmechanica is de letterlijke vertaling van fracture mechanics. Het is een betrekkelijk nieuwe tak van de technische mechanica, die zich vooral in de Verenigde Staten heeft ontwikkeld. Later hebben ook Engeland en Japan veel aan deze wetenschap bijgedragen. In Nederland is kennis van de breukmechanica maar in enkele kringen en vaak nog op beperkte schaal aanwezig. Daarbuiten ontmoet men schroom voor het onbekende en veel onbegrip. Dit komt mede doordat sommige beoefenaars van breukwetenschappen in hun enthousiasme wel eens het contact met de werkelijkheid verloren, of vergaten de

grenzen van toepasbaarheid aan te geven. Toen bleek dat voor normale constructiestalen de fracture mechanics voor het meest klemmende probleem — hoe brosse breuk te vermijden — niet de toverstaf was die men zich wenste, hebben vele constructeurs zich teleurgesteld van deze wetenschap afgewend. Hiertoe heeft bijgedragen dat de vakgeleerden een aantal termen als strain energy release rate, critical crack extension force, stress intensity factor etc. hebben ingevoerd die wel eens afschrikwekkend werken; de laatste, ook wel stress field parameter genaamd, komt bovendien in de gedaante van diverse symbolen als

$$K, \kappa \left( = \frac{K}{\sqrt{\pi} l} \right), K_I, K_{Ic}$$

voor, afhankelijk ervan of we met plane strain, plane stress of een critical value te maken hebben.

Om de termverwarring niet groter te maken, zullen in dit artikel uitsluitend de Engelse uitdrukkingen worden gebezigd.

Een gelukkige omstandigheid is dat de breukmechanica niet direct een moeilijke wetenschap is, tenminste niet in wiskundig opzicht. De meeste afleidingen zijn weinig gecompliceerd en vergen niet te veel basiskennis. Zodra men met een aantal begrippen vertrouwd geraakt is en enkele basisformules „doorziet” is men spoedig in staat om ermee te werken en nieuwe ontwikkelingen in de literatuur te volgen. Dit, en het feit dat de breukmechanica speciaal voor constructeurs die met staalsoorten van hogere sterkte te maken hebben van groot belang is, moge aanleiding zijn om er eens kennis mee te maken. Dit artikel heeft de bedoeling geïnteresseerden daarbij op weg te helpen.

## 2. Een en ander over scheuren en breuken

Met enige overdrijving zou men kunnen zeggen dat er voor de breukmechanica maar twee soorten scheuren bestaan en wel stabiele en instabiele scheuren. Het onderscheid wordt duidelijk uit de beschrijving van een instabiele scheur. Het is een scheur die zich kan uitbreiden zonder dat hiervoor uitwendige arbeid behoeft te worden verricht, dus zonder dat de belasting wordt verhoogd of de belaste randen worden verplaatst. In de staalbouw hebben tot nu toe instabiele scheuren zich in hoofdzaak voorgedaan in de vorm van zogenaamde brosse breuken.

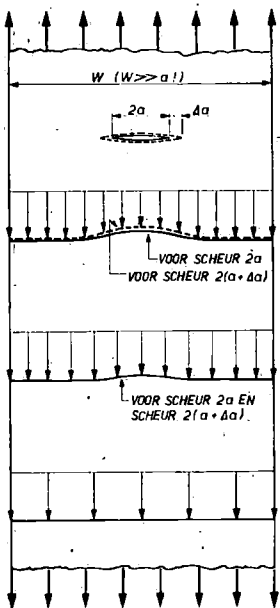
Deze planten zich met een snelheid van 1 à 2 km/sec. voort. Betrekkelijk langzaam groeiende scheuren kunnen echter eveneens een instabiel karakter vertonen. Zij komen vooral in staalsoorten van hoge sterkte voor. Het zijn voornamelijk schuifbreuken. Vermoedingsscheuren vormen in deze categorie een bijzonder geval.

Bij de scheurvorming onderscheidt men in het algemeen 3 stadia: het ontstaan of initiëren, het langzaam (stabiel) uitbreiden tijdens het opvoeren van de belasting, het plotseling versneld voortplanten (instabiel).

Het tweede stadium wordt veelal overgeslagen, in het bijzonder bij brosse breuken. Stabiele, langzame uitbreiding van een scheur is eigenlijk alleen mogelijk als, als gevolg van de scheurvorming, de uitwendige belasting daalt. Gebeurt dit niet, zoals bijv. het geval zal zijn bij een oneindig lange plaat, dan is de scheur zodra hij begint te lopen niet meer in staat te stoppen. Dit is eenvoudig in te zien, zonder in energiebeschouwingen te vervallen. In figuur 1 is een plaat getekend, voorzien van een kunst-

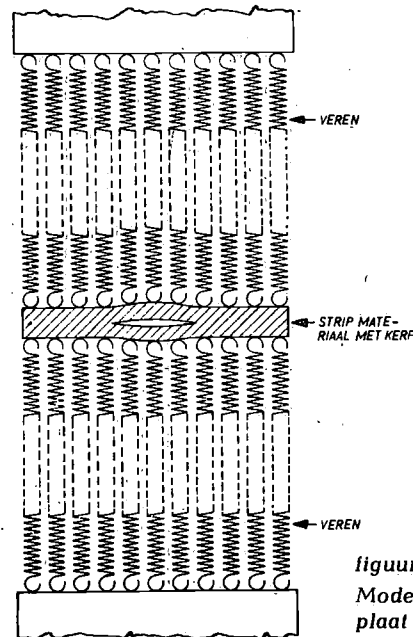
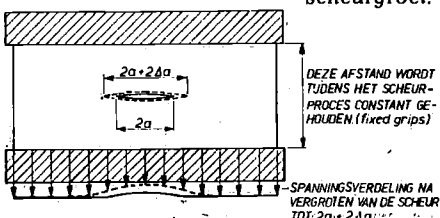
matig aangebrachte scheur. De plaat is loodrecht op het vlak van de scheur belast. Aan de kerftip heerst een spanning die gelijk is aan het produkt van de daar aanwezige spanningsconcentratie  $k$  en de gemiddelde spanning  $\sigma$ . Wanneer de scheur bij de getekende belasting aan beide einden met een stukje  $\Delta a$  aangroeit, stijgt de spanningsconcentratie  $k$  met  $\Delta k$  en de spanning aan de voet van de kerf wordt  $(k + \Delta k) \sigma$ .

Vóór het verder scheuren was een spanningstoestand, gekarakteriseerd door  $k\sigma$  nodig om de scheur te laten groeien; in de nieuwe spanningstoestand die duidelijk ongunstiger is, zal de scheur zeker verder groeien. Alleen als door het scheuren de uitwendige belasting daalt, kan  $(k + \Delta k)\sigma_{\text{nieuw}}$  kleiner zijn dan  $k \cdot \sigma_{\text{oud}}$ , en kan de scheurgroei tot stilstand komen. Dit kan zich gemakkelijker voordoen naarmate de plaat waarin zich de scheur bevindt korter is. Dit is toegelicht in figuur 2, waarin een korte plaat is getekend, ingespannen in een stijf frame. De kerf in de lange plaat van figuur 1 bevindt zich op zo grote afstand van de belaste randen dat in de spanningsverdeling aan die randen de aanwezigheid van de kerf niet meer merkbaar is; de spanningsverdeling is gelijkmatig. Tevens zal wanneer de scheur groeit, de gemiddelde spanning in de plaat nauwelijks dalen in tegenstelling tot de korte plaat waar wel een duidelijke daling optreedt. Dit is in te zien door het materiaal boven en onder de kerf in gedachten te vervangen door een stel korte, resp. lange veren (figuur 3). Een kleine vervorming van de kerfzone (gearceerd) zal de veerspanning van de korte veren in de buurt van de kerf merkbaar doen dalen. De veerspanning van de lange veren verandert weinig of niet. Uit dit alles volgt dat voor een oneindig lange (en brede) plaat het verschijnsel van langzame *stabiele* scheurgroei principieel onmogelijk is.

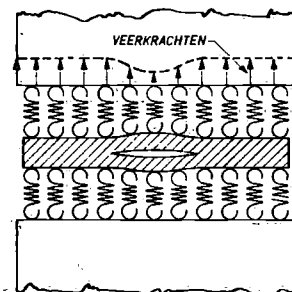


figuur 1  
Spanningsverdeling in een lange plaat voor en na scheurgroei

figuur 2  
Spanningsverdeling aan de belaste rand van een korte plaat voor en na scheurgroei.



figuur 3a  
Model van een lange plaat met een scheur.



figuur 3b  
Model van een korte plaat met scheur. Dit model geeft evenals dat van fig. 3a een sterk vereenvoudigd beeld van de werkelijkheid, doordat de (horizontale) verbindingen tussen de veren onderling zijn wegge-

Dit wordt met enige nadruk vermeld omdat in de literatuur wel eens lichtvaardig over de mogelijkheid van stabiele scheurgroei wordt gesproken, bij het afleiden van formules die in principe alleen voor platen met oneindige afmetingen gelden.

Vanzelfsprekend is stabiele scheurgroei wel mogelijk in platen of constructies waar de spanningsverdeling niet gelijkmatig is of waar de mechanische eigenschappen van het materiaal niet uniform zijn door de invloed van lasen, branden of koud vervormen. Veroudering of versteving aan de tip van een scheur kan ook een oorzaak zijn.

### 3. Instabiele scheurgroei in een oneindig lange en brede plaat

Wanneer een plaat met een kerf of scheur erin onder spanning gebracht wordt, rekt het materiaal aan de voet van de kerf. Er wordt dus energie in dat materiaal opgehoopt ter grootte van

$$\int_0^{\epsilon} \sigma_d \epsilon$$

per volume-eenheid.

In niet-plastisch vervormend materiaal zal ter plaatse van een oneindig scherpe scheur een oneindig grote spanningsconcentratie aanwezig zijn. Theoretisch zou dan bij een oneindig kleine belasting de scheur verder moeten groeien. Griffith heeft deze moeilijkheid ondervangen door te onderstellen dat de kromtestraal  $r$  van de scheur tip één atoomafstand groot is en de scheur zelf elliptisch van vorm is.

Met behulp van een formule voor de spanning aan de tip van een elliptische scheur van Inglis:

$$\sigma_{\max} = 2\sigma \sqrt{\frac{a}{r}} \quad (2a = \text{scheurlengte})$$

$$\text{is } \sigma_{\max} = 2\sigma \sqrt{\frac{a}{h}} \quad (h = \text{atoomafstand})$$

Men zou nu kunnen denken dat breuk ontstaat als deze spanning de cohesiesterkte overschrijdt, maar dat is niet juist. Dit is toegelicht in figuur 4.

Het materiaal aan de kerftip breekt pas op het moment dat de hele „trekkromme“ doorlopen is, dus niet op het moment dat de maximum spanning wordt bereikt. In het materiaal is dan een hoeveelheid energie ondergebracht ter grootte van het oppervlak van die trekkromme. Bij de vorming van een scheur ontstaan er twee nieuwe oppervlakken en komt de rondom de scheur tip opgehoopte elastische energie vrij. Deze energie, gedeeld door de twee oppervlakken wordt oppervlakte-energie genoemd ( $\gamma$ ).

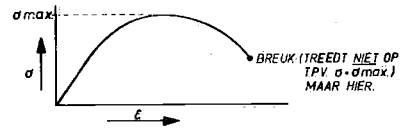
Bij materialen die plastisch kunnen vervormen is de aldus gedefinieerde oppervlakte-energie veel kleiner dan de energie die vóór het breken nodig is om het materiaal lokaal plastisch te vervormen (figuur 5). In de plaats van de oppervlakte-energie spreekt men dan liever van „fracture toughness“. Dit is de hoeveelheid energie („strain energy“) die nodig is om een lengte-eenheid materiaal (bijv. 1 cm) naast de bestaande kerf tot scheuren te brengen. Het is dus de benodigde hoeveelheid scheurenergie per lengte-eenheid scheurtoename, en derhalve een materiaaleigenschap.

Zolang een scheur niet groeit, wordt bij het opvoeren van de belasting in de omgeving van de scheur arbeid opgehoopt (strain energy). Deze strain energy is te bereke-

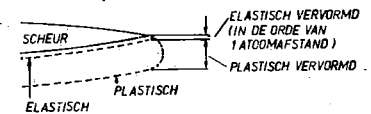
#### Overzicht van symbolen

$\sigma$	=	nominale spanning
$\sigma_r$	=	spanning op afstand $r$ van scheurtip
$\sigma_y$	=	$\sigma_{yield}$ = vloeigrens
$\eta$	=	halve scheuropening (fig. 6)
$\delta$	=	$2\eta$
$\delta_{tip}$	=	$2\eta_{tip}$ = scheuropening aan scheurtip
$\delta_c$	=	$\delta$ op moment dat instabiele scheurgroei begint
$\delta_m$	=	$2\eta_m$ = scheuropening op halve scheurlengte
$a$	=	halve scheurlengte
$a_c$	=	halve scheurlengte bij begin instabiele scheurgroei
$r$	}	afstanden vanaf scheurtip, zie fig. 7
$r'$		
$x$	=	zie fig. 6
$W$	=	plaatbreedte
$K$	=	stress intensity factor voor plane stress
$K_I$	=	stress intensity factor voor plane strain
$K_{Ic}$	}	critical stress intensity factor
$K_{IIc}$		
p.c.f.	=	plastic constraint factor
$G$	=	strain energy release rate
		of: crack extension force (tendency)
$G_c$	=	critical $G$ = fracture toughness
$\dot{\epsilon}$	=	vervormingssnelheid
$s$	=	grootte van de plastische zone

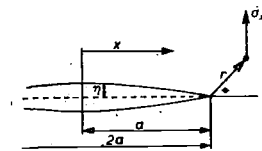
figuur 4  
Spanning-rek diagram voor „proefstaafje“ ter grootte van 2 atomen.



figuur 5



figuur 6



nen als de spanningstoestand rondom de kerf bekend is, Irwin [2] heeft dit gedaan met behulp van formules opgesteld door Westergaard. Deze hebben alle de volgende vorm (figuur 6):

$$\sigma_x = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_1(\theta)$$

$$\sigma_y = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_2(\theta)$$

$$\sigma_z = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_3(\theta)$$

$K$  wordt de stress intensity factor genoemd of stress field parameter. Deze is niet gelijk aan de welbekende spanningsconcentratiefactor, die afhankelijk is van de afstand  $r$  tot de scheur tip ( $r_s$ ). Het verband tussen  $K$  en  $k_r$  luidt:

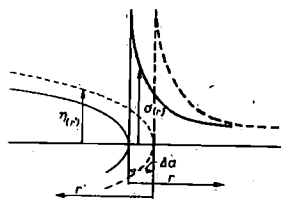
$$K = k_r \cdot \sigma \cdot \sqrt{2\pi r} \quad (\text{zie } \S 4).$$

In  $K$  is de gemiddelde spanning al ondergebracht;  $K$  heeft de dimensie van een spanning per  $\sqrt{\text{cm}}$ .

Voor  $\theta = 0 \rightarrow \sigma_r = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}}$ . (1) Voor een kerf als in figuur 7

is bekend dat  $K = \sigma\sqrt{\pi a}$ . (2)

De elastic strain energy in een plaat die probeert een daarin aanwezige kerf of scheur te vergroten, kan nu het best worden bepaald door uit te rekenen hoeveel arbeid er per lengte-eenheid scheurtoename vrijkomt als de bestaande kerf over één afstandje  $\Delta a$  wordt opengezaagd\* (figuur 7).



figuur 7

$$G = \frac{1}{\Delta a} \int_0^{\Delta a} (\frac{1}{2}\sigma) (2\eta) dr. \quad \sigma = \sigma(r); \quad \eta = \eta(r')$$

De factor  $\frac{1}{2}$  voor  $\sigma_r$  hangt samen met het feit dat de spanning aan de rand van het stukje scheur van 1 cm aanvankelijk gelijk is aan  $\sigma_r$  en op het laatst gelijk aan

$$0 \rightarrow \sigma_{gemidd} = \frac{\sigma_r + 0}{2} = \frac{\sigma_r}{2}$$

Bekend is (Westergaard) dat

$$\eta = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2} \quad (3); \quad (\text{x gemeten als in figuur 6}) \text{ dit geeft (figuur 7)}$$

$$\eta = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{a^2 - (a - r')^2} = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{2ar'} \quad (r' \ll a) \quad (3a).$$

Hieruit volgt met formule 2 dat:

$$\eta = \frac{2K}{E} \sqrt{\frac{2r'}{\pi}} \quad (2b);$$

voor  $r'$  moet hierin  $\Delta a - r$  worden ingevuld, omdat  $r'$  gemeten wordt vanaf het punt  $r = \Delta a$ .

$G$  wordt nu

$$G = \frac{1}{\Delta a} \int_0^{\Delta a} \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \frac{2K}{E} \sqrt{\frac{2(\Delta a - r)}{\pi}} dr = \frac{K^2}{E} \quad (4)$$

Dit is wel een bijzonder eenvoudige betrekking, welke in vorm overeenkomt met de bekende uitdrukking voor een getrokken staaf

$$A = \frac{\sigma^2}{2E}, \text{ immers } K = \sigma\sqrt{\pi a}, \text{ dus } G = \frac{\pi a \sigma^2}{E} \quad (5)$$

\*) Deze arbeid wordt gebruikt om het ernaastliggende gebiedje te vervormen.

De arbeid die vrijkomt als de scheur wordt opengezaagd neemt toe naarmate de scheur groter wordt. Dit blijkt uit formule (5). Vanaf een bepaalde scheurgrootte zal de arbeid die vrij komt bij het vergroten van de scheur met één cm groter zijn dan de arbeid nodig om de scheur nog eens 1 cm verder te scheuren, dat wil zeggen groter zijn dan de fracture toughness. Dit maakt dat de scheur niet meer kan stoppen. De strain energy release per lengte-eenheid scheurtoename ofwel de strain energy release rate is groter geworden dan de fracture toughness. De kritische waarde van de strain energy release rate, de critical strain energy release rate wordt nu  $G_c$  genoemd en is gelijk aan de fracture toughness. De stress intensity factor  $K$  heeft op dat moment ook een kritische waarde bereikt die  $K_c$  genoemd wordt. Tegenwoordig wordt de waarde hiervan, die enigszins vergelijkbaar is met de treksterkte van het materiaal, als materiaaleigenschap gehanteerd in plaats van de fracture toughness. Dit ondanks dat voor plastisch vervormende materialen  $G_c$  principieel de voorkeur verdient. In het gebied van betrekkelijk grote plastische vervormingen verliest de stress intensity factor  $K$  namelijk zijn oorspronkelijke betekenis, omdat de spanning in de omgeving van de kerf praktisch gelijk is aan de vloeigrens. In feite wordt het al of niet verder scheuren van een kerf dan in hoofdzaak bepaald door de hoeveelheid rek die het materiaal in de bestaande situatie kan ondergaan [3].

$G$  is dan gelijk aan  $\sigma_y \times \delta_{tip}$  (11a)  $\delta_{tip}$  = scheuropening aan de tip = crack opening displacement = C.O.D.) en  $G_c = \sigma_y \times \delta_{c, tip}$  (12) (zie § 5).

Voordat hier verder op wordt ingegaan, wordt de strain energy release rate  $G$  nog eens langs een andere weg berekend om dit begrip en de fracture toughness wat meer reliëf te geven.

De verplaatsing van een kerfwand in belaste toestand ten opzichte van die in onbelaste toestand  $\eta$  was gelijk aan

$$\frac{2\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2} \quad (3)$$

Stel dat de kerfwanden in onbelaste toestand aan elkaar geplakt zijn; de spanning op die wanden is dan gelijk aan de nominale spanning (door het plakken is de kerfwerking geëlimineerd). Wanneer de lijm tot smelten wordt gebracht, daalt de spanning op de kerfwanden. Als de lijm is gesmolten, staat de kerf geheel open en is de spanning op de kerfwand gelijk geworden aan 0. Gemiddeld heeft op de kerfwand dus een spanning gewerkt van

$$\frac{\sigma + 0}{2} = \frac{\sigma}{2}.$$

De arbeid die tijdens het smelten van de lijm is vrijgekomen, bedraagt

$$U = \frac{\sigma}{2} \int_{x=-a}^{x=a} 2\eta_x dx = \frac{2\sigma^2}{E} \int_{x=-a}^{x=a} \sqrt{a^2 - x^2} dx;$$

door  $\frac{x}{a} = \sin \varphi$  te stellen is deze integraal op te lossen

$$U = \frac{\pi \sigma^2 a^2}{E}$$

Als nu de beide einden van de kerf een stukje da worden ingezaagd, krijgt het onder spanning staand materiaal onder en boven de kerf de gelegenheid de scheur open te trekken, dit wil zeggen het materiaal aan de nieuwe



scheurtip te vervormen. De energie die hiervoor beschikbaar gekomen is, bedraagt

$$G = \frac{dU}{da} = \frac{2\pi\sigma^2 a}{E}$$

(strain energy release rate).

$$\text{Per scheurtip is } G = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} \quad (5)$$

Met  $K = \sigma\sqrt{\pi a}$  (2) geeft dit weer  $K^2 = EG$  (4)

Bij voldoende grote scheur kan de energie die bij het groter zagen van de scheur beschikbaar komt weer meer zijn dan nodig is om die scheur nog zo een stukje te vergroten en er ontstaat een instabiele breuk.\*

Dit gebeurt als  $G (= \frac{\pi\sigma^2 a}{E}) > \text{fracture toughness } G_c$ .

$G_c$  is dus weer gelijk aan de „critical strain energy release rate for unstable fracturing“.

De strain energy release rate  $G$  wordt wel gezien als de kracht die nodig is om een scheur 1 cm te doen groeien, omdat het de dimensie van een kracht heeft (arbeid gedeeld door eenheid van scheurgroei). Dit is niet zo aantrekkelijk, want  $G$  is geen kracht maar potentiële energie. De naam ervoor is crack extension force, maar zolang de scheur niet groeit, is crack extension force tendency beter! (Irwin).

De critical crack extension force is dan de eigenlijke crack extension force omdat pas bij het bereiken van die waarde van  $G$  de scheur gaat groeien.

Tot nu toe is gevonden:

$$\eta = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2} \quad (3); \quad U = \frac{\sigma}{2} \int_{x=-a}^{x=a} 2\eta dx =$$

$$\frac{\pi\sigma^2 a^2}{E}; \quad G = \frac{dU}{d(2a)}; \quad G = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} \quad (5)$$

= strain energy release rate (= crack extension force)  
 $G_c$  = critical strain energy release rate = fracture toughness (materiaaleigenschap)

Stress intensity factor  $K$  waarmee  $\sigma_r$  te berekenen is

$$\rightarrow \sigma_r = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \quad (1)$$

$$G = \frac{K^2}{E} \quad (4) \rightarrow K^2 = EG; \quad K_c^2 = EG_c$$

Dit alles geldt voor plane stress; voor plane strain (I) is

$$K_I^2 = \frac{EG_I}{1-\nu^2}; \quad K_{Ic}^2 = \frac{EG_{Ic}^2}{1-\nu^2}$$

(zie ook slot § 5)

(Met fracture toughness wordt nu eens  $G_c$ , dan weer  $K_c$  bedoeld, zij zijn te onderscheiden door hun dimensies:

$$K_c = (\text{kg/cm}^2) \sqrt{\text{cm}} = \text{kg/cm}^{3/2}$$

$$G_c = \text{kgcm/cm} \cdot \text{cm} = \text{kg/cm}$$

Voor een scheur ter breedte  $2a$  in een oneindig groot plaatveld is

$$K = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (2), \text{ dus } \sigma_r = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \quad (1a)$$

\* Men bedenke dat de energie die per lengte-eenheid vrijkomt bij het inzagen van een scheur bij een spanning waarbij de scheur op het punt van spontaan scheuren staat, precies gelijk is aan de energie die bij spontaan scheuren per lengte-eenheid zou vrijkomen.

#### 4. Toepassing van het voorgaande

De stress intensity factor  $K$  is door verschillende auteurs berekend voor andere gevallen dan de tot nu toe behandelde plaat met een kerf op de halve breedte over de volle plaatdikte.

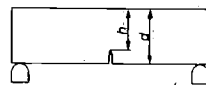
Voor een ronde staaf met buitendiameter  $D$  en een kerfdiameter  $d$ :

$$K = \sigma \sqrt{d \cdot f\left(\frac{d}{D}\right)}; \quad f\left(\frac{d}{D}\right) = \frac{8\pi \left\{1 - \left(\frac{d}{D}\right)^2\right\}}{\left[5 + 3 \left\{1 - \left(\frac{d}{D}\right)^2\right\}\right]^2}$$

Voor een buigstaaf met de getekende afmetingen (figuur 8) is door Winn en Wundt gevonden [1], [7]

$$K = \sigma \sqrt{h \cdot f\left(\frac{h}{D}\right)}$$

figuur 8



3 punts  
buiging

4 punts  
buiging

voor $\frac{h}{d} = 0,9$ is $f\left(\frac{h}{d}\right) = 0,20$	0,23
voor „ = 0,8 is „ = 0,32	0,36

Het toepassen van de fracture mechanics in de praktijk kan nu als volgt geschieden. Een buigstaaf, die voorzien is van een zeer scherpe kerf wordt bij de laagste gebruikstemperatuur tot breuk belast. Als de nominale breukspanning  $\sigma = \frac{M}{W}$  berekend over de kerfdoorsnede belangrijk lager blijkt te zijn dan de vloeigrens, kan deze breukspanning in de formule  $K_c = \sigma_{\text{breuk}} \sqrt{h f\left(\frac{h}{D}\right)}$  ingevuld worden en  $K_c$  worden berekend.

Dit is dan de  $K_c$ -waarde voor die temperatuur, dat materiaal en die plaatdikte; het is dus noodzakelijk om de buigproef op een plaat van de in de constructie vereiste plaatdikte te doen.

Met de nu gevonden  $K_c$ -waarde kan met  $\sigma = \frac{K_c}{\sqrt{\pi a_c}}$  worden berekend welke scheuren van het type van figuur 1 bij bepaalde spanningen in de constructie mogen voorkomen zonder dat gevaar voor een complete breuk bestaat.

Een andere mogelijkheid om  $K_c$  te bepalen is een proefstaaf als in figuur 1 belasten tot een bepaalde spanning en de scheur geleidelijk aan openzagen; de scheurgrootte op het moment van instabiele scheurgroei ( $a_c$ ) kan dan

worden ingevuld in de formules  $G_c = \frac{\pi\sigma^2 a_c}{E}$  (6) of

$K_c = \sigma\sqrt{\pi a_c}$  (7) (Bij de eerstgenoemde buigstaaf kan natuurlijk de „inzaagmethode“ ook worden gevolgd en bij de plaat van figuur 1 kan de „belasting-opvoermethode“ worden toegepast).

## LITERATUUR

- [1] „Fracture toughness testing and its applications”, A.S.T.M. Special Techn. Publ. no. 381, 1965.
- [2] „Fracture mechanics”, G. R. Irwin. Proc. 1st Symp. on Naval Structural Mechanics, 1960. Pergamon Press.
- [3] „Application of fracture mechanics at and beyond general yielding”, A. A. Wells. British Welding Journal, Nov. 1963.
- [4] „Local yielding and extension of a crack under plane stress”, G. T. Hahn, A. R. Rosenfield. S.S.C.-report 165, dec. 1964.
- [5] „Experimental determination of plastic constraint ahead of a sharp crack under plane strain conditions”, G. T. Hahn, A. R. Rosenfield. S.S.C. report 180, dec. 1966.
- [6] „On the plane stress plastic zone correction in fracture mechanics” W. W. Gerberich, V. F. Zackay, Welding Journal, aug. 1968.
- [7] „Fracture of structural materials”, A. S. Tetelman, A. J. McEvily Jr. John Wiley & Sons, 1967.
- [8] „Proposal for the testing of weld metal from the viewpoint of brittle fracture initiation”, W. P. van den Blink, J. J. W. Nibbering. Report no. 121 S, Ned. Scheepsstudiecentrum TNO, okt. 1968. IIW-doc. IX-571-68/X-461-68/2912-108-68.
- [9] „Brittle fracture of welded plate”, W. J. Hall, H. Kihara, W. Soete, A. A. Wells. Prentice-Hall, Inc., 1967.

Vermoedelijk zal men dit alles op het eerste gezicht een nuttig geheel vinden. Helaas lijkt het mooier dan het is, want wanneer het toegepast wordt op een constructie-staal van normale sterkte (St. 41, St. 52) stuit men op de moeilijkheid dat bij temperaturen die in de buurt liggen van de in Nederland voorkomende laagste waarden (ca.  $-20^{\circ}$  C), de buigstaaf nauwelijks tot scheuren is te brengen (tenzij het een bijzonder slecht staal betreft, dat aan geen enkele specificatie voldoet).

Als er uiteindelijk een scheur ontstaat, is de nominale spanning tenminste gelijk aan de vloeigrens. De conclusie zou dan moeten luiden dat er totaal geen gevaar voor ontstaan van een instabiele breuk bestaat. Maar dat is lang niet altijd waar. In staalconstructies bevindt zich op vele plaatsen materiaal dat een aanzienlijk slechtere fracture toughness bezit dan het oorspronkelijk geleverde materiaal. Dit is een gevolg van lassen, branden, koud vervormen e.d. Op de bedoelde plaatsen kunnen later wel degelijk scheuren ontstaan. In veel gevallen zijn dat brösse breukjes. Deze hebben het grote bezwaar dat zij van meet af aan een enorme voortplantingssnelheid bezitten. Dit houdt in dat het materiaal aan de scheurtip aan uiterst snelle vervorming wordt blootgesteld. Hierdoor kan de fracture toughness dalen tot een fractie van de waarde die voor langzame vervorming geldt, wat tot gevolg kan hebben dat de scheur ook na het verlaten van de door branden, lassen e.d. bedorven zone niet meer tot stilstand komt.

Uit het voorgaande volgt tevens dat instabiele scheuren ook in betrekkelijk gezond materiaal kunnen ontstaan, namelijk wanneer de constructie aan een schokbelasting wordt blootgesteld. Hiervoor is de aanwezigheid van een zeer scherpe kerf of scheur vereist. Het materiaal aan de kerftip zal zeer snel vervormen, wat gepaard kan gaan met een zodanig lage fracture toughness dat breuk ontstaat.

De moraal van deze overwegingen is, dat het geen zin heeft om  $K_{IC}$ -waarden te bepalen voor gezond materiaal en/of bij lage belastingssnelheden, tenzij het gaat om materiaal, waarvan de fracture toughness weinig wordt beïnvloed door een hoge belastingssnelheid, zoals de zeer sterke staalsoorten.

Voor normaal staal geldt dat het eerst op een realistische wijze moet worden bedorven, voordat de  $K_{IC}$  wordt bepaald. Het is dan wenselijk dat het materiaal tevens bestand is tegen lichte schokbelastingen, wat betekent dat de  $K_{IC}$ -waarde bij verhoogde belastingssnelheid moet worden bepaald. Valproeven zijn hiertoe zeer geschikt [8]. Iets meer over de invloed van de belastingssnelheid is in hoofdstuk 9 te vinden.

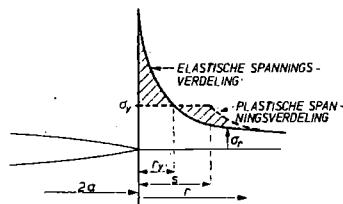
### Correcties voor plastische deformatie aan de scheurtip

De tot nu toe gegeven formules zijn slechts geldig voor materialen, die geen, of slechts uiterst kleine plastische vervormingen aan de kerftip vertonen, vóórdat instabiele breuk ontstaat. Zij hebben dus alleen betrekking op zeer brosse materialen zoals glas. Als zodanig kan ook staal worden beschouwd in bepaalde omstandigheden, bijv. wanneer het belast wordt bij zeer lage temperatuur en/of hoge belastingssnelheid. Om de gedachten te bepalen kan men zeggen dat zodra een van een scherpe kerf voorzien stalen proefstuk breekt bij een nominale spanning die groter is dan de helft van de vloeigrens, de fracture toughness niet meer met voldoende nauwkeurigheid uit de scheurgrootte en breekspanning kan worden berekend. Voor het geval van een kerf in een oneindig grote plaat (figuur 1) betekent dit dat  $K_c$  groter is dan aangegeven

$$\text{door de formule } K_c = \sigma_{Br} \sqrt{\pi a_c} \text{ ofwel } G_c > \frac{\pi \sigma_{Br}^2 a_c}{E}$$

Dit zal nader worden toegelicht.

Neuber, Irwin, Wells, Dugdale en enkele anderen hebben correcties voor de aanwezigheid van een plastische zone voorgesteld die ten doel hadden het toepassingsgebied van de fracture-mechanics te vergroten tot nominale spanningen even beneden de vloeigrens. Zij komen neer op een fictieve vergroting van de eigenlijke scheur met een lengte in de orde van grootte van de helft van de plastisch gedeformeerde zone.



figuur 9

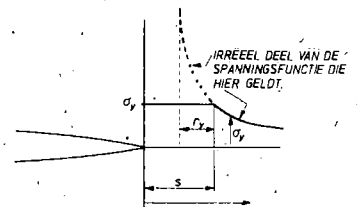
Een eenvoudige en plausible benadering van het probleem is gegeven door Wells [3] mede met gebruikmaking van ideeën van Irwin, zie figuur 9. Als het materiaal een vloeigrens  $\sigma_y$  heeft, is de met een getrokken lijn getekende elastische spanningsverdeling rondom de kerf of scheur niet mogelijk. Op een afstand  $r_y$  van de scheurtip

zou de elastische spanning de grootte van de vloeigrens moeten hebben. Deze afstand is te berekenen met behulp

$$\text{van } \sigma_r = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \quad (1), \text{ waarin } \sigma_r = \sigma_y \text{ en}$$

$$r = r_y \leftarrow \text{I} = \frac{K^2}{2\pi\sigma_y^2} \quad (8)$$

Deze  $r_y$ -waarde komt telkens weer terug in de verhandelingen die de plasticiteit van het materiaal in aanmerking nemen. Het geeft *niet* de grootte van de plastische zone aan, want als het gearceerde stuk boven  $\sigma_y$  komt te vervallen, moet voor het evenwicht het gearceerde stuk rechts van de elastische spanningsverdeling ervoor in de plaats komen; het spanningsbeeld wordt dus als aangegeven met een getrokken lijn in figuur 10.



figuur 10

Het stukje  $s$  is te berekenen uit

$$\int_0^{\infty} \sigma_r dr = \sigma_y \cdot s + \int_{r_y}^{\infty} \sigma_r dr = \sigma_y \cdot s + \int_0^{\infty} \sigma_r dr - \int_0^{r_y} \sigma_r dr$$

(zie de figuren 9 en 10)

$$\rightarrow \sigma_y \cdot s = \int_{r_y}^{\infty} \sigma_r dr; \text{ met } \sigma_r = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \rightarrow \sigma_y \cdot s = K \sqrt{\frac{2r_y}{\pi}}$$

$$\text{of } \sigma_y \cdot s = \sigma_y \sqrt{2\pi r_y} \cdot \sqrt{\frac{2r_y}{\pi}} \rightarrow s = 2r_y. \quad (9)$$

Aan de scheur wordt nu een fictieve grootte  $2(a + r_y)$  toegekend (figuur 11) omdat het elasto-plastisch spanningsveld (getrokken lijn in figuur 10), — dat equivalent is met het denkbeeldige elastische spanningsveld (gedeeltelijk gestippeld in figuur 10) — ten opzichte van de getrokken lijn in figuur 9 over een afstand  $S - r_y = 2r_y - r_y = r_y$  is verschoven.

bezit en die in de formule  $K^2 = EG$  dient te worden gebruikt.  $r_y$  uitgedrukt in deze  $K$ -waarde is

$$r_y = \frac{\pi a \sigma^2}{\pi (a + r_y) \sigma^2} \cdot \pi (a + r_y) \sigma^2 = \frac{Ka}{2\pi \sigma_y^2 (a + r_y)} \quad (8a)$$

$$\rightarrow r_y^2 + a \cdot r_y - \frac{Ka}{2\pi \sigma_y^2} = 0 \quad (8')$$

$$\rightarrow r_y = -\frac{1}{2} a + \sqrt{\frac{1}{4} a^2 + \frac{Ka}{2\pi \sigma_y^2}} \quad (8b)$$

$$\eta = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2} \quad \text{wordt}$$

$$\eta_{tip} = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{(a + r_y)^2 - a^2} = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{r_y^2 + 2ar_y} =$$

$$\frac{2\sigma}{E} \sqrt{r_y^2 + ar_y + ar_y} = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{\frac{Ka}{2\pi \sigma_y^2} + ar_y} \quad (\text{m.b.v. } 8')$$

en met behulp van (8b)

$$\eta_{tip} = \frac{2\sigma \sqrt{a}}{E} \sqrt{\frac{K}{2\pi \sigma_y^2} - \frac{1}{2} a + \sqrt{\frac{1}{4} a^2 + \frac{Ka}{2\pi \sigma_y^2}}}$$

Met  $K = \sigma \sqrt{\pi(a + r_y)}$  en (8a) is  $\sigma$  te elimineren en het verband tussen  $\eta_{tip}$  en  $K$  te vinden. De uiteindelijk te vinden formule is echter veel te ingewikkeld om er mee te kunnen werken.

Handiger is om de  $K$ -waarden te vermijden en alles in de spanning  $\sigma$  uit te drukken:

$r_y$  wordt dan met  $K = \sigma \sqrt{\pi a}$  gelijk aan

$$r_y = \frac{K^2}{2\pi \sigma_y^2} = \frac{a\sigma^2}{2\sigma_y^2} \quad (8c)$$

De zojuist gevonden uitdrukking

$$\eta_{tip} = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{r_y^2 + 2ar_y} \quad \text{wordt hiermede}$$

$$\eta_{tip} = \frac{2a\sigma^2}{E \cdot \sigma_y} \sqrt{\frac{\sigma^2}{4\sigma_y^2} + 1} \rightarrow$$

$$\delta_{tip} = \frac{4a\sigma^2}{E \cdot \sigma_y} \sqrt{\frac{\sigma^2}{4\sigma_y^2} + 1} \quad (10b)$$

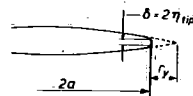
Voor  $\sigma = \sigma_y$  geeft dit

$$\rightarrow \delta_{tip} = \frac{4a\sigma^2}{E\sigma_y} \sqrt{\frac{5}{4}} = \frac{4,5a\sigma_y}{E}$$

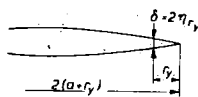
$$r_y \text{ is dan gelijk aan (8c) } \frac{a\sigma_y^2}{2\sigma_y^2} = \frac{a}{2}$$

$$\text{en } G = \frac{\pi (a + \frac{a}{2}) \sigma_y^2}{E} = \frac{3\pi a \sigma_y^2}{2E} \approx \frac{4,7 a \sigma_y^2}{E}$$

De werkelijke en denkbeeldige scheur zijn aangegeven in figuur 11.



figuur 11 Irwin-model



De scheuropening  $\delta_{tip}$  aan de tip van de scheur (crack opening displacement = C.O.D.) heeft een grootte die overeenkomt met de opening van een scheur ter lengte  $2(a + r_y)$  op een afstand  $r_y$  van de tip; met de formule

$$\eta = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{2ar} \quad (r \ll a) \quad (3a) \quad \text{geeft dit}$$

$$\delta_{tip} = 2\eta_{r_y} = 2 \times \frac{2\sigma}{E} \sqrt{2(a + r_y)r_y}$$

$$\text{met } K = \sigma \sqrt{\pi(a + r_y)} \quad \text{geeft dit } \delta_{tip} = \frac{4K}{E} \sqrt{\frac{2r_y}{\pi}}$$

$$\text{Met behulp van } r_y = \frac{K^2}{2\pi \sigma_y^2} \quad (8) \quad \text{wordt dit } \delta_{tip} = \frac{4K^2}{\pi E \sigma_y} \quad (10)$$

$$\text{en met } K^2 = EG \rightarrow \delta_{tip} = \frac{4G}{\pi \sigma_y} \quad (10a)$$

$$\rightarrow \boxed{G = \frac{\pi}{4} \sigma_y \cdot \delta_{tip}}$$

In deze afleiding zitten twee vereenvoudigingen die maken dat het geheel alleen voor  $r_y \ll a$  geldt. Wells heeft de invloed hiervan niet verder bekeken. Het is de moeite waard om het toch eens te doen.

De eerste vereenvoudiging is het gebruik van de formule

$$\eta = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{2ar} \quad \text{in plaats van } \eta = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2}$$

De tweede is het in één formule gebruiken van twee verschillende  $K$ -waarden, namelijk  $K = \sigma \sqrt{\pi(a + r_y)}$  en  $K = \sigma \sqrt{\pi a}$ . De laatste uitdrukking moet per definitie in

$$r_y = \frac{K^2}{2\pi \sigma_y^2} \quad (8) \quad \text{gebruikt worden.}$$

De eerste formule geeft de eigenlijke  $K$ -waarde zoals geldt voor een scheur die naast de tip een plastische zone

De factor 4,7 scheelt zo weinig met de 4,5 in

$$\delta_{tip} = \frac{4,5 a \sigma_y}{E}$$

dat geschreven mag worden  $G = \sigma_y \times \delta_{tip}$ .

Voor  $\sigma = 0,5 \sigma_y$  wordt dit  $G = 0,88 \sigma_y \times \delta_{tip}$ .

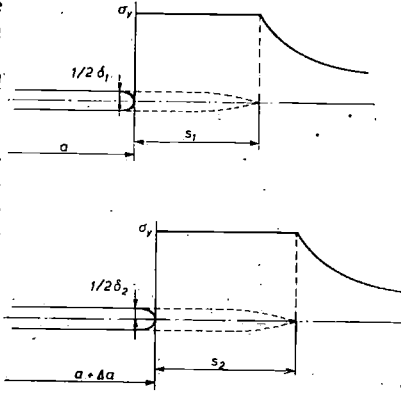
Figuur 12 laat zien dat bij grotere plastische vervormingen

$G = \sigma_y \cdot \delta_{tip}$  (11a) geldt. Bij kleinere waarden

is de formule echter ook betrouwbaar, zoals blijkt uit het volgende.

figuur 12

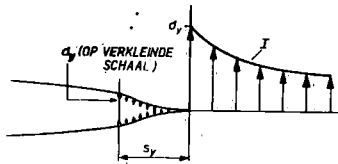
Als de scheur met halve lengte  $a$  door inzagen vergroot wordt tot  $a + \Delta a$  zal onder invloed van de in de plaat aanwezige elastische energie de plastisch gedeformeerde zone tenminste met dezelfde lengte  $\Delta a$  aangroeien. Hiervoor is per lengte eenheid een arbeid  $\sigma_y \times \delta$  nodig.



$$\sigma_y \cdot \frac{\text{Opp. } S_2 - \text{Opp. } S_1}{S_2 - S_1} = \sigma_y \cdot \delta \approx \Delta a$$

Een nauwkeuriger methode dan de hiervoor gegevene om de aanwezigheid van een plastische zone in rekening te brengen gaat uit van het zogenaamde D.M. model (Dugdale-Muskhelishvili).

Dugdale vat de scheur met zijn plastische zone op als een scheur ter lengte  $a + s$  waaromheen twee spanningsvelden aanwezig zijn (figuur 13): het elastische spanningsveld I (inwendig) en een uitwendig stelsel van spanningen ter grootte  $\sigma_y$  dat over een afstand  $s$  op de wanden van de scheur werkt.



figuur 13 D.M.-model

Burdekin en Stone hebben hiervoor berekend [1], [7].

$$\delta_{tip} = \frac{8\sigma_y a}{E} \ln \sec \frac{\pi\sigma}{2\sigma_y} =$$

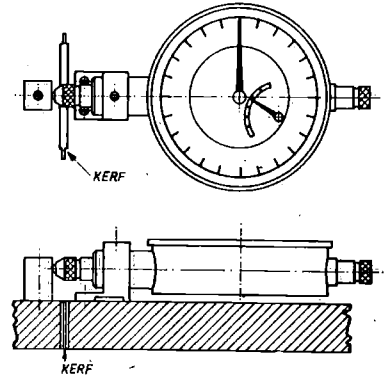
$$\frac{\pi\sigma^2 a}{E\sigma_y} \left(1 + \frac{\pi^2}{24} \left(\frac{\sigma}{\sigma_y}\right)^2 + \frac{\pi^4}{360} \left(\frac{\sigma}{\sigma_y}\right)^4 \dots\right) \sigma < \sigma_y$$

Hieruit blijkt met (5) dat voor kleine waarden van  $\sigma/\sigma_y$ ,  $G = \delta \cdot \sigma_y$ .

Voor  $\sigma \rightarrow \sigma_y$  nadert de uitdrukking tot oneindig. Voor dit geval is de arbeid die per lengte-eenheid in de omgeving van een scheur nodig is om een C.O.D. ter grootte van  $\delta$  aan de scheurtip te geven gelijk aan  $\sigma_y \cdot \delta$  (figuur 12), de fracture toughness  $G$  is  $\sigma_y \cdot \delta_{max}$ .

Nog onlangs is in [6] gebleken dat het D.M. model een duidelijk betere benadering van de werkelijkheid geeft dan het Irwin-Wells model.

Het meten van  $\delta$  is niet zo eenvoudig. In het laboratorium voor Scheepsconstructies van de T.H. te Delft wordt er de voorkeur aan gegeven de opening van de scheur of kerf te meten op de halve lengte van de scheur en niet ter plaatse van de scheurtip (zie figuur 14). Dit kan

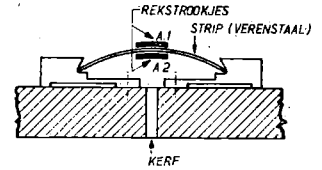


figuur 14

eenvoudig met meetklokjes geschieden. Voor continue registratie is een meetelement ontwikkeld als in figuur 15 dat bijzonder goed voldoet.

figuur 15

Meetelement geschikt voor continue registratie van snelle vervormingen (Laboratorium van Scheepsconstructies)



De methode van scheurmeten op de halve lengte is vooral van voordeel bij vermoeingsproeven waar meten aan de scheurtip ondoenlijk is omdat de scheurtip zich doorlopend verplaatst. De continue registratie met behulp van het genoemde meetelement maakt het mogelijk de proef zonder toezicht te laten verlopen, omdat de scheurgroei en de grootte van de scheur op het moment van instabiele breuk eenvoudig uit de geregistreerde scheuroeningen zijn te herleiden met behulp van de formule

$$2 \eta = \frac{4\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2} \quad (3) \text{ en wel als volgt:}$$

Aangezien op de halve scheurlengte wordt gemeten, is

$$x = 0; \text{ dit geeft } \delta_m = 2\eta_m = \frac{4\sigma \cdot a}{E} \quad (3c);$$

voor  $a$  moet worden ingevuld  $a + r_y =$

$$a + \frac{K^2}{2\pi\sigma_y^2} \quad (8) \text{ met } K = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (2) \rightarrow$$

$$a + r_y = a + \frac{a\sigma^2}{2\sigma_y^2} = a \left(1 + \frac{\sigma^2}{2\sigma_y^2}\right) \quad (13)$$

$$\text{dus } \delta_m = 2\eta_m = \frac{4\sigma \cdot a \left(1 + \frac{\sigma^2}{2\sigma_y^2}\right)}{E} \quad (14)$$

$$a = \frac{\delta_m \cdot E}{4\sigma \left(1 + \frac{\sigma^2}{2\sigma_y^2}\right)} \quad (15)$$

Deze  $a$  is natuurlijk alleen juist als de theorie klopt met de werkelijkheid. Dit is te verifiëren door tijdens de proef nu en dan de scheurgrootte op te meten en te toetsen aan de op dat moment berekende waarde.

Als dit niet mogelijk is, kan op een bepaald ogenblik kleurstof in de scheur worden gebracht opdat na afloop van de proef het gekleurde scheuoppervlak kan worden opgemeten en vergeleken met de op het moment van kleurstof inbrengen geregistreerde  $\delta_m$ .

Klopt de theorie met de werkelijkheid dan is de fracture toughness na afloop van de proef uit de formule

$$G_c = \frac{\pi\sigma^2 (a_c + r_y)}{E} \text{ of wel } K_{c^2} = \pi\sigma^2 (a_c + r_y) \text{ te berekenen.}$$

nigen in de dikterichting werken (vlakspanningstoestand). Bij plane strain is de spanningstoestand in de plastische zone drie-assig; bij plane stress twee-assig. Uit  $s = 2t$  en het eerder afgeleide  $s = 2r_y$  volgt  $t = r_y$ ; verder is (8).

$$r_y = \frac{K^2}{2\pi\sigma_y^2} = \frac{EG}{2\pi\sigma_y^2} = \frac{E\sigma_y\delta_{tip}}{2\pi\sigma_y^2} \rightarrow$$

$$\delta_{tip} = \frac{2\pi\sigma_y t}{E} \quad (17)$$

Bekend is dat wanneer de plastische zone zo groot is dat de plane stress situation bestaat, de C.O.D.'s tot breuk ( $\delta_c$ ) aanzienlijk groter zijn dan bij kleinere plastische zones. Het materiaal wordt in zijn neiging tot plastische vervorming weinig gehinderd door het nagenoeg afwezig zijn van een drie-assige spanningstoestand en heeft een grote fracture toughness. Hieruit is een criterium te destilleren voor de C.O.D. die in een proefconditie tenminste bereikt moet kunnen worden opdat in de praktijk geen gevaar voor breuk bestaat en wel de waarde die gevonden wordt door de plaatdikte en de vloeigrens in de zojuist gegeven formule (17) te brengen.

Dit is de eerste formule, waarin de ongunstige invloed van grote plaatdikten tot uiting komt, en in rekening wordt gebracht! Als de met (17) berekende  $\delta_{tip}$  in een proefstuk of constructie bereikt wordt, betekent dit, dat voor het materiaal in de plastische zone de plain stress condition geldt.

Noot: de grens tussen plane strain en plain stress conditions is in principe niet scherp aan te geven. Dugdale, Rosenfield e.a. zeggen dat een volledige plane stress condition bestaat bij  $s \geq 4t$  en volledige plane strain bij  $s \leq t$ .

## 6. Invloed van beperkte plaatbreedte

Voor een smalle plaat met een kerf  $2a$  op de halve breedte gelden de hiervoor gegeven formules niet. Irwin heeft correctiefactoren opgesteld voor dit en andere gevallen. Als  $w$  = de breedte van de plaat en  $t$  = de plaatdikte

dan wordt  $K^2 = \sigma^2 w \operatorname{tg} \left( \frac{\pi a}{w} \right)$  (18) met  $\sigma = \frac{P}{wt}$  (elastisch)

of met correctie voor een plastische zone

$$K^2 = \sigma^2 w \operatorname{tg} \left( \frac{\pi a}{w} + \frac{K^2}{2w\sigma_y^2} \right) \quad (19) \quad \sigma < 0,5 \sigma_y$$

## 7. Bepalen van de fracture toughness over een groot temperatuurgebied

De fracture toughness van staal is zoals bekend sterk afhankelijk van de temperatuur. Dit betekent dat in principe een groot aantal proeven nodig zijn om  $G_c$  over een groot temperatuurgebied te kunnen bepalen, tenzij er een eenduidige betrekking voor  $K_c$  als functie van de temperatuur bestaat. In Japan is door Koshiga, Kihara en Kanazawa [9] de betrekking  $K_c = K_0 \cdot e^{-k/T^k}$  (20) experimenteel gevonden. ( $T$  = absolute temperatuur).  $K_0$  en  $k$  zijn hierin materiaalconstanten, die gevonden kunnen worden met behulp van twee proeven.

## 8. Bepalen van de invloed van de verhoging van de vloeigrens aan de scheurtip als gevolg van de daar aanwezige drie-assige spanningstoestand. (Geldt alleen voor plane strain)

De verhoging van de vloeigrens als gevolg van een drie-assige spanningstoestand aan een scheurtip wordt aange-

Als  $r_y \ll a$  mag voor  $r_y$  geschreven worden

$$r_y = \frac{K_c^2}{2\pi\sigma_y^2} \text{ want}$$

$$r_y = \frac{\pi\sigma^2 a_c}{2\pi\sigma_y^2} \approx \frac{\pi\sigma^2 (a_c + r_y)}{2\pi\sigma_y^2} = \frac{K_c^2}{2\pi\sigma_y^2} \quad (r_y \ll a).$$

Dit geeft  $K_c^2 = \pi\sigma^2 a_c / (1 - \frac{\sigma^2}{2\sigma_y^2})$  (16a)

$$\downarrow$$

$$= EG_c \quad (\text{A.S.T.M. formule})$$

Zolang er geen instabiele breuk is ontstaan, geldt

$$K^2 = \pi\sigma^2 a / (1 - \frac{\sigma^2}{2\sigma_y^2}) \quad (16)$$

Een indruk omtrent de onbetrouwbaarheid van deze formule voor spanningen die niet klein zijn ten opzichte van de vloeigrens is als volgt te krijgen. Voor  $\sigma \approx \sigma_y$  geeft (16)  $K^2 = \pi\sigma^2 (2a)$ . In dit geval geldt ook  $K^2 = \pi\sigma^2 (a + r_y)$  waaruit volgt dat als  $\sigma \approx \sigma_y$ ,  $r_y \approx a$ ;  $r_y$  is in werkelijkheid

$$\frac{K^2}{2\pi\sigma_y^2} = \frac{\pi\sigma_y^2 \cdot a}{2\pi\sigma_y^2} = \frac{1}{2} a$$

De grootte van de plastische zone  $s$  is niet aan te geven voor  $\sigma \approx \sigma_y$ ; de formule  $s = 2r_y$  geldt namelijk alleen voor  $\sigma \ll \sigma_y$ .

Uit het voorgaande volgt dat naarmate de plastische zone groter is, er meer elastische energie per cm scheurgroei beschikbaar is. De toestand lijkt gevaarlijker dan bij afwezigheid van een plastische zone. We moeten echter bedenken dat de aanwezigheid van een plastische zone er anderzijds juist op duidt dat de fracture toughness van het materiaal groot is. Dit wordt in het volgende toegelicht.

Wanneer de plastische zone rondom een kerftip een zekere grootte bereikt heeft, bijv. in de orde van de plaatdikte, zal het materiaal in die zone in de dikterichting vrij plastisch kunnen vervormen. Met andere woorden de neiging van het materiaal in de buurt van de scheurtip tot plastisch krimpen in de dikterichting wordt dan niet meer verhinderd door het omliggende niet-plastisch vervormend materiaal. Als maat voor de grootte van de plastische zone, waarboven dit geldt, wordt op grond van experimenten tweemaal de plaatdikte ( $s = 2t$ ) genomen (Irwin).

Materiaal in plastische zones die kleiner zijn dan deze afmeting, bevindt zich in de zogenaamde plane strain condition. Als de plastische zone groter is dan  $2t$  bevindt het materiaal zich in de plane stress condition. Plane strain betekent dat er geen *plastische rek* in de dikterichting kan optreden; plane stress dat er geen *span-*

geven door de plastic constraint factor: p.c.f. die gelijk is aan de verhouding van de maximum spanning in de omgeving van een scheur tot de vloeigrens van het materiaal:

$$\text{p.c.f.} = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_y}$$

(bij de temperatuur en de belastingssnelheid die voor de situatie gelden.)

Experimenteel is gevonden [5] dat  $\text{p.c.f.} = 1 + 2.0 \left( \frac{K}{\sigma_y} \right)$ ;

( $s < t$ ). 2 heeft de dimensie  $\frac{1}{\sqrt{\text{inches}}}$ ; voor maten in mm

$$\rightarrow \text{p.c.f.} = 1 + 0,4 \left( \frac{K}{\sigma_y} \right).$$

De grootste waarde die de p.c.f. op fysische gronden kan bereiken is 2,6. (Tresca-criterium).

De gemiddelde spanning in de plastische zone is lager dan p.c.f.  $\times \sigma_y$ . In het laboratorium voor Scheepsconstructies wordt hiervoor genomen:

$$\sigma_y' = \frac{\sigma_y (1 + 2 \cdot (\text{p.c.f.}))}{3} = q \cdot \sigma_y.$$

De  $r_y$  dient nu te worden berekend voor deze  $\sigma_y'$ .

Voor  $s > t$  kan  $\sigma_y'$  worden bepaald door interpolatie tussen de waarde die geldt voor  $s = t$ , zijnde  $q \cdot \sigma_y$ , en  $s = 2t$ , waarvoor  $\sigma_y' = \sigma_y$ .

Voor brosse breuken die ontstaan zonder enige plastische vervorming, (zuivere splijtbreuken) zoals kan gebeuren bij extreem lage temperaturen of bij zeer hoge belastingssnelheden is de maximum spanning die ter plaatse van een kerftip kan optreden gelijk aan de treksterkte van een ongekeerde staaf bij een zo lage temperatuur dat geen glijding kan optreden. Deze  $\sigma_{cleavage}$  is nagenoeg onafhankelijk van de temperatuur en de belastingssnelheid. De  $K_{lc}$  is voor die gevallen te berekenen uit

$$\text{p.c.f.} = \frac{\sigma_{cleav}}{\sigma_y} \text{ en } \text{p.c.f.} = 1 + 0,4 \frac{K}{\sigma_y} \quad (21)$$

$$\rightarrow \frac{\sigma_{cleav}}{\sigma_y} = 1 + \frac{0,4 K}{\sigma_y} \rightarrow \frac{1}{\sigma_y} (\sigma_{cleav} - 0,4 K) = 1$$

$$\rightarrow \boxed{K_{lc} = 2,5 (\sigma_{cleav} - \sigma_y)} \quad (22)$$

## 9. Invloed van de belastingssnelheid

In [4] is een formule gegeven waaruit de vloeigrens voor hoge belastingssnelheden en lage temperaturen kan worden berekend.

$$\rightarrow \sigma_y(\varepsilon, \theta) = \sigma_y \text{ normaal} + 13700 - 780 \theta^{1/2} + 560 \log \varepsilon \quad (23)$$

(Kg/cm<sup>2</sup>)       $\theta$  in ° Kelvin

$\varepsilon$  aan de voet van een scherpe scheur is

$$\varepsilon = \frac{1}{1E} \left( \frac{K}{\sigma_y(\varepsilon, \theta)} \right) K; \quad (24)$$

$l = 0,025 \text{ mm} =$  plastisch gebiedje aan scheurtip.

Met deze verhoogde vloeigrens moet de  $r_y$ -waarde voor scheurcorrectie worden berekend.

Een vuistregel [1] voor de toename van de vloeigrens met de belastingssnelheid is dat een 10-voudige vergroting

van de snelheid ongeveer 4 kgf/mm<sup>2</sup> verhoging van de vloeigrens levert. Dit geldt voor alle staalsoorten.

Als 10<sup>5</sup> ongeveer de verhouding is tussen normaal statisch en schokbelasten, dan geldt dat de vloeigrens bij schokbelasting ongeveer 20 kgf/mm<sup>2</sup> hoger is dan bij statische belastingen. Vandaar dat bij zeer sterke staalsoorten de verschillen in gedrag bij hoge en lage belastingssnelheden veel minder uitgesproken zijn dan bij vloeistaal.

## 10. Slot

De breukmechanica heeft alle kenmerken van een jonge wetenschap. Hypothesen worden geregeld verfijnd en op hun bruikbaarheid getoetst; de toepassingsmogelijkheden nemen steeds toe. In verband hiermede was het niet mogelijk een overzicht te geven van het hele gebied van de breukmechanica. Belangrijke onderwerpen als het voortlopen van brosse breuken en vermoeiingsscheuren zijn niet expliciet behandeld. Wel is er naar gestreefd om de lezer, wat dergelijke problemen betreft niet met lege handen te laten staan. Alleen moet het hier gegevene beschouwd worden als handgereedschap waarmee een behoorlijk resultaat kan worden bereikt en niet als verfijnde apparatuur. Bijvoorbeeld wat het voortplanten van brosse breuken betreft is er met behulp van de hoofdstukken 8 en 9 betrouwbare kwantitatieve informatie te verkrijgen.

Bij vermoeiingsproblemen kan gebruik gemaakt worden van het feit dat  $\frac{da}{dN} = f(\Delta K)$ , ( $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$ )

en wel de experimenteel gevonden relatie  $\frac{da}{dN} = B(\Delta K)^4$

(Paris en Erdogan);  $B =$  constante.

Dit leidt tot  $\frac{da}{dN} = B(\Delta \sigma)^4 (\pi a)^2$ , waarmee de scheurgroei als functie van de spanningsamplitude kan worden bepaald. Meer hierover is te vinden in [7]. Voor „low cycle fatigue“ kan  $K$  op de in hoofdstuk 6 aangegeven wijze aangepast worden aan de elasto-plastische situatie.

De invloed van rekversteving zal — in tegenstelling tot wat in de meeste gevallen voor statische belastingen geldt —, wel in rekening moeten worden gebracht.

Overzicht van formules.

$$\sigma_r = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \quad (1)$$

$$\sigma_r = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \quad (1a)$$

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (2)$$

$$\eta = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2} \quad (3)$$

$$= \frac{2\sigma}{E} \sqrt{2ar'} \quad r' \ll a \quad (3a)$$

$$\eta_m = \frac{2\sigma \cdot a}{E} \quad (3c)$$

$$G = \frac{K^2}{E} \quad (4)$$

$$G = \frac{\pi \cdot a \cdot \sigma^2}{E} \quad (5)$$

$$r_y = \frac{K^2}{2\pi\sigma_y^2} = \frac{a\sigma^2}{2\sigma_y^2} \quad (8)$$

$$K_{I_c} = 2,5 (\sigma_{\text{cleav}} - \sigma_y) \quad (22)$$

$$\sigma_y(\dot{\epsilon} \cdot \theta) = \sigma_y \text{ normaal} + 1370 \theta - 780e^{\frac{1}{2}} + 560 \log \dot{\epsilon} \quad (23)$$

$$\dot{\epsilon} = \frac{1}{lE} \left( \frac{K}{\sigma_y(\dot{\epsilon} \cdot \theta)} \right) \dot{K} \quad (24)$$

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_{\text{tip}}} = \frac{\sigma_y}{\sigma_y} \frac{1 + \frac{\sigma^2}{2\sigma_y^2}}{\sqrt{1 + \frac{\sigma^2}{4\sigma_y^2}}} \quad (25)$$

$$G = \frac{\pi}{4} \sigma_y \cdot \delta_{\text{tip}} \quad (11)$$

$$G = \sigma_y \cdot \delta_{\text{tip}} \quad (11a)$$

$$a = \frac{\sigma_m \cdot E}{4\sigma \left( 1 + \frac{\sigma^2}{2\sigma_y^2} \right)} \quad (15)$$

$$K^2 = \frac{\pi\sigma^2 a}{1 - \frac{\sigma^2}{2\sigma_y^2}} \quad (16)$$

$$\delta_{\text{tip}} = \frac{2\pi\sigma_y \cdot t}{E} \quad (17)$$

$$K^2 = \sigma_w^2 \text{tg} \left( \frac{\pi a}{W} + \frac{K^2}{2W\sigma_y^2} \right) \quad (19)$$

$$K_c = K_0 e^{-k/T_K} \quad (20)$$

$$\text{p.c.f.} = 1 + 0,4 \frac{K}{\sigma_y} \quad (21)$$



$$r_{y1} = \frac{a \sigma^2}{2 \sigma y^2}$$

$$r_{y2} = \frac{(a + \Delta a) \sigma^2}{2 \sigma y^2}$$

$$r_{y2} - r_{y1} = \Delta a \frac{\sigma^2}{2 \sigma y^2}$$