

Technische Universiteit Delft
Faculteit der Scheikundige Technologie en der Materiaalkunde
Vakgroep: Toepassingen van Materialen in Constructies
Sectie: Plasticiteit en Lange Duur Gedrag van Materialen

Relatie tussen de kerfslagwaarde en de
slagvastheid van een komponent in de praktijk

tekst en figuren

A. C. Hoekstra

Begeleiding: Prof. Dr. Ir. A. Bakker
Ir. R. de Kruijff
Ir. J. Martens

Delft, april 1993

"Gehele of gedeeltelijke overneming of reproductie van de inhoud van deze uitgave, op welke wijze dan ook, zonder voorafgaande schriftelijke toestemming van DAF is verboden, behoudens de beperkingen bij de wet gesteld. Het verbod betreft ook gehele of gedeeltelijke bewerking."

VOORWOORD

Dit afstudeerverslag is het resultaat van een gezamenlijk onderzoek van het Centraal Laboratorium van DAF-Trucks Eindhoven en de sectie Plasticiteit en Lange Duur Gedrag van Materialen, onderdeel van de vakgroep Toepassing van Materialen in Constructies van de faculteit der Scheikundige Technologie en Materiaalkunde aan de Technische Universiteit Delft.

Mijn dank gaat uit naar iedereen die mij behulpzaam is geweest bij het uitvoeren van mijn afstudeeronderzoek. Ik heb zeer veel medewerking gekregen, zowel van de medewerkers bij DAF-Trucks, als van de leden van de sectie in Delft. In het bijzonder wil ik mijn begeleiders bedanken: professor Dr. Ir. A. Bakker van de Technische Universiteit Delft en Ir. R. de Kruijff en Ir. J. Martens van het Centraal Laboratorium van DAF-Trucks.

INHOUD

VOORWOORD	ii	
SYMBOLLEN	v	
SAMENVATTING	vi	
1	INLEIDING	1
1.1	PROBLEEMSTELLING	1
1.2	VOORBEELD UIT DE PRAKTIJK	2
1.3	OPZET VAN HET ONDERZOEK	2
2	BREUKGEDRAG VAN STAAL	3
2.1	BEZWIJKEN VAN CONSTRUCTIES	3
2.2	VERSCHILLENDE SOORTEN BREUKGEDRAG	4
2.3	KARAKTERISEREN VAN BREUKGEDRAG	5
2.3.1	Testmethoden	6
2.3.2	Breukmechanica en breukparameters	7
2.4	RELATIE TUSSEN BREUKMECHANICA EN DE PRAKTIJK	10
3	GEOMETRIE-EFFECTEN BIJ DE KERFSLAGPROEF	12
3.1	DE CONVENTIONELE KERFSLAGPROEF	12
3.2	PROEFSTUKGEDRAG BIJ DYNAMISCHE DRIEPUNTSBUIGPROEVEN	13
3.3	INVLOED VAN DE PROEFSTUKAFMETINGEN OP DE KERFSLAGWAARDE	14
4	VOORBEELD UIT DE PRAKTIJK	18
4.1	KOSTENBESPARING OP SMEEDSTUKKEN	18
4.2	AFP-STAAISOORTEN	19
4.2.1	Legeringselementen en structuur van AFP-staalsoorten	19
4.2.2	Mechanische eigenschappen van AFP-staalsoorten	19
4.2.3	Breukgedrag van AFP-staalsoorten	20
4.3	BELASTINGSITUATIE IN FUSEE EN TIJDENS KERFSLAGPROEVEN	23
5	EXPERIMENTELE OPZET	26
5.1	PROEFSTUKGEOMETRIE	26
5.2	BEPROEVINGSSNELHEDEN	27
5.3	TEMPERATUURGEBIED	27

6	UITVOERING VAN DE EXPERIMENTEN	28
6.1	UITGANGSMATERIALEN EN PROEFSTUKORIENTATIE	28
6.2	GEÏNSTRUMENTEERDE KERFSLAGPROEVEN	29
6.3	VALGEWICHTPROEVEN	30
6.4	SNELLE DRIEPUNTSBUIGPROEVEN	30
6.5	VERWERKING VAN DE RESULTATEN	31
7	RESULTATEN VAN DE EXPERIMENTEN	34
7.1	GEÏNSTRUMENTEERDE KERFSLAGPROEVEN	34
	7.1.1 Energiecurves	34
	7.1.2 Kracht-tijd- en kracht-doorbuiging-curves	35
7.2	VALGEWICHTPROEVEN	36
7.3	SNELLE DRIEPUNTSBUIGPROEVEN	36
7.4	VERLOOP VAN DE KRACHT-DOORBUIGING- CURVES	36
7.5	BREUKVLAKONDERZOEK	37
7.6	BREUKENERGIE ALS FUNCTIE VAN DE TEMPERATUUR	38
7.7	MAXIMALE BELASTING	39
7.8	INVLOED VAN DE PROEFSTUKGEOMETRIE OP HET BREUKGEDRAG VAN 41CrS4-V EN 38MnSiVS5-BY	40
	7.8.1 Effect van de proefstukgeometrie op het kracht- tijd-diagram	40
	7.8.2 Invloed van de proefstukgeometrie op de energiecurves	40
7.9	INVLOED VAN DE BELASTINGSSNELHEID OP HET BREUKGEDRAG VAN 41CrS4-V EN 38MnSiVS5-BY	41
	7.9.1 Invloed van de belastingssnelheid op het kracht-doorbuiging-diagram	41
	7.9.2 Invloed van de belastingssnelheid op de energiecurve	41
7.10	VERSCHIL IN BREUKGEDRAG TUSSEN 41CrS4-V EN 38MnSiVS5-BY	43
8	CONCLUSIES	45
8.1	TOEPASSING VAN 38MnSiVS5-BY VOOR FUSEE'S	45
8.2	RELATIE TUSSEN DE KERFSLAGWAARDE EN SLAGVASTHEID IN DE PRAKTIJK	45
9	AANBEVELINGEN VOOR AANVULLEND ONDERZOEK	47
10	LITERATUUR	48

SYMBOLLEN

Γ :	Contour rond scheurtip,	K_{Ic} :	kritieke spanningsintensiteitsfactor,
γ_e :	oppervlakte-energie,	K_{I_d} :	kritieke spanningsintensiteitsfactor bij dynamische belastingen,
δ :	CTOD-waarde,	K_I :	spanningsconcentratiefactor,
δ_c :	kritieke CTOD-waarde,	L :	opspanlengte van proefstuk,
ε :	rek,	M :	moment,
ε_{ys} :	maximale elastische rek,	P :	belasting,
ν :	dwarscontractiecoëfficiënt,	r :	straal van kerftip,
σ :	spanning,	r, Θ :	cilindercoördinaten,
σ_{ys} :	rekgrens,	T :	temperatuur,
a :	halve scheurlengte,	\bar{T} :	spanningsvector,
A :	kerfslagwaarde,	\bar{u} :	verplaatsingsvector,
B :	dikte van proefstuk,	U_γ :	benodigde energie voor vorming scheuoppervlak,
BY :	gecontroleerd afgekoeld,	U_0 :	elastische energie van een belaste gescheurde plaat,
ds :	infinitesimaal gedeelte van contour rond scheurtip,	U_a :	verandering van elastische energie door aanwezigheid van scheur,
e :	uiterste vezelafstand ten opzichte van neutrale lijn,	USE :	<u>U</u> pper <u>S</u> helf <u>E</u> nergy,
E :	elasticiteitsmodulus,	v :	belastingssnelheid,
f :	doorbuiging in het midden van het proefstuk,	V :	klassiek veredeld,
F :	arbeid verricht door externe krachten,	VS :	veredeld uit de smeedhitte,
G_c :	Energy Release Rate,	W :	breedte van het proefstuk,
I :	traagheidsmoment,	W :	arbeid per volume-eenheid,
J :	J-integraal,	x, y :	cartesische coördinaten.
J_{Ic} :	kritieke J-integraal,		
J_{I_d} :	kritieke J-integraal bij dynamische belastingen,		
k :	maximale schuifspanning,		
K :	spanningsintensiteitsfactor,		

SAMENVATTING

Er wordt in de automobiellindustrie veel onderzoek gedaan naar het vervangen van de klassieke veredelingsstaalsoorten door de goedkopere AFP (Ausscheidungshärtend Ferritisch-Perlitische) -staalsoorten. De AFP-staalsoorten worden al met succes voor verscheidene componenten ingezet. Ze hebben echter een lage kerfslagwaarde in vergelijking met de klassieke veredelingsstaalsoorten, zodat constructeurs aarzelen de AFP-staalsoorten toe te passen voor componenten die aan schokbelasting onderhevig zijn, in het bijzonder chassis-delen. Dit onderzoek richt zich voornamelijk op één specifiek voorbeeld: Is de AFP-staalsoort 38MnSiVS5-BY geschikt om toegepast te worden in fusee's, als alternatief voor de klassieke veredelingsstaalsoort 41CrS4-V?

Er is geïnventariseerd wat de verschillen zijn tussen de omstandigheden die heersen bij een kerfslagproef en de omstandigheden zoals die in de praktijk in een fusee voorkomen. Er zijn twee belangrijke verschillen gevonden:

- de mate van vervormingsverhindering in een fusee is groter dan in een kerfslagproefstuk,
- de reksnelheid die tijdens een kerfslagproef optreedt is vele malen groter dan in een fusee onder praktijkbelasting.

Om de invloed van deze factoren op het breukgedrag van beide staalsoorten te onderzoeken, zijn geïnstrumenteerde kerfslagproeven uitgevoerd, alsmede valgewichtproeven en snelle driepuntsbuigproeven met aangepaste proefstukgeometrieën, om de praktijksituatie te simuleren. De kracht-doorbuiging-diagrammen afkomstig van de verschillende experimenten zijn vergeleken.

Er wordt geconcludeerd dat, ondanks de toename van de taaiheid van 38MnSiVS5-BY ten opzichte van 41CrS4-V bij afnemende belastingssnelheid, een fusee uit 38MnSiVS5-BY toch bros zal bezwijken bij een eventuele overbelasting. Tevens blijkt dat een eventuele relatie tussen kerfslagwaarde en breukgedrag in de praktijk voor ieder materiaal verschillend kan zijn, wat de kerfslagwaarde ongeschikt maakt voor ontwerpdoeleinden. Om het materiaalgedrag in een constructie te voorspellen, zullen experimenten gedaan moeten worden die meer met de praktijksituatie overeen komen dan de kerfslagproef.

1 INLEIDING

1.1 PROBLEEMSTELLING

Dit onderzoek richt zich op de vraag: Wat is de relatie tussen de kerfslagwaarde en de slagvastheid in de praktijk. Voor het beantwoorden van deze vraag, moeten eerst de begrippen "slagvastheid" en "praktijkbelasting" gedefinieerd worden.

- Slagvastheid:

Tijdens de levensduur van een constructie mag een veiligheidskritische component niet bezwijken. Dit stelt bepaalde eisen aan het breukgedrag van de materialen die voor zulke onderdelen gebruikt worden. Bij overbelasting mag wel een zekere mate van plastische vervorming optreden, maar scheurvorming is niet toelaatbaar. De slagvastheid van een component kan men definiëren als de hoogste belasting waarbij een component niet zodanig scheurt of vervormt, dat daardoor de constructie bezwijkt of mensenlevens in gevaar komen.

- Praktijkbelasting:

Het mechanisch belasten van een constructie of een component veroorzaakt spanningen die elastische of plastische vervorming van het materiaal tot gevolg hebben. De praktijkbelasting kan men definiëren als het geheel van mechanische belasting waaraan een component tijdens de levensduur van een constructie onderhevig is. De amplitude van de spanningen die in een constructie optreden varieert in veel gevallen. Het totaal van belastingen die gedurende de levensduur van een constructie optreden, wordt beschreven door het belastingcollectief. Dit is de grafiek van de amplitude als functie van het aantal wisselingen. Het belastingcollectief mag niet leiden tot scheurinitiatie en/of plastische vervorming. Met vermoeiingsproeven met variabele amplitude kan onderzocht worden of een component voldoet aan de eisen van het collectief. Bij veiligheidskritische onderdelen moet echter ook rekening gehouden worden met belastingen die optreden als gevolg van misbruik en ongevallen. Wanneer de belastingen zo hoog wordt dat deze plastische vervorming of zelfs bezwijken van een component tot gevolg heeft, dan spreekt men van een overbelasting.

De probleemstelling van dit onderzoek kan men als volgt omschrijven: Kan men aan de hand van de kerfslagwaarde van een materiaal bepalen of in een component bij overbelasting scheurinitiatie of brosse breuk plaatsvindt?

Een andere formulering is vanuit het oogpunt van constructeurs interessanter: Is er een minimale kerfslagwaarde die garandeert dat bij het overbelasten van een constructie geen brosse breuk optreedt, hooguit een beperkte mate van plastische vervorming? Hierbij dient als opmerking gemaakt te worden dat de minimale hoogte van de overbelasting die nog doorstaan moet kunnen worden wel bekend moet zijn.

1.2 VOORBEELD UIT DE PRAKTIJK

De fusee is het onderdeel waarmee de voorwielen van een vrachtwagen aan het aslichaam bevestigd zijn, zie figuur 1.1. Het is een veiligheidscritische component, die aan slag of stootbelasting onderhevig kan zijn. DAF-Trucks onderzoekt de mogelijkheid om de veredelingsstaalsoort 41CrS4-V, waarvan de huidige fusee's gemaakt worden, te vervangen worden door een goedkoper smeedstuk uit een AFP-staalsoort (AFP komt van Auscheidungshärtend Ferritisch-Perlitisch). Van de AFP-staalsoorten komt 38MnSiVS5-BY het meest in aanmerking, omdat de sterkte van 38MnSiVS5-BY gelijkwaardig is met die van 41CrS4-V. Eerder onderzoek [1] heeft aangetoond dat de vermoeiingseigenschappen van 38MnSiVS5-BY gelijk zijn aan die van 41CrS4-V, zowel onder constante amplitude (KA) belasting als onder variabele amplitude (VA) belasting. De kerfslagwaarde van 38MnSiVS5-BY is echter lager dan die van 41CrS4-V en is zelfs te laag om aan de DAF-norm te voldoen. Het is niet bekend wat de gevolgen van de lage kerfslagwaarde van 38MnSiVS5-BY zijn voor het breukgedrag wanneer men deze staalsoort in fusee's toepast.

1.3 OPZET VAN HET ONDERZOEK

Om een verband te kunnen vinden tussen het breukgedrag van materialen tijdens een kerfslagproef en onder slag of stootbelasting in de praktijk moet het volgende onderzocht worden:

- Door welke factoren wordt het breukgedrag van materialen bepaald?
- Hoe verschillen deze factoren bij een kerfslagproef en in een praktijk situatie?
- Welke invloed hebben deze verschillen op het breukgedrag van de materialen?

Het uitgevoerde onderzoek beperkt zich tot staalsoorten en tot de belastingsituatie die in de fusee voorkomen.

2 BREUKGEDRAG VAN STAAL

2.1 BEZWIJKEN VAN CONSTRUCTIES

Het bezwijken van constructies tijdens normale omstandigheden kan gevaar opleveren voor mensenlevens. Bovendien kan reparatie of vervanging van onderdelen of de gehele constructie hoge kosten met zich mee brengen. Het is logisch dat er veel onderzoek gedaan is naar de manier waarop constructies bezwijken en naar mogelijkheden om dit te voorkomen. In [2] wordt een historisch overzicht gegeven van een groot aantal ongevallen die hebben geleid tot grootschalig onderzoek naar breukgedrag van materialen.

De manier waarop een constructie bezwijkt onder mechanische belastingen wordt bepaald door het materiaalgedrag. Er worden globaal twee manieren van bezwijken onderscheiden [3]:

- taai bezwijken: in dit geval overheerst het vloeï of vervormingsgedrag van het materiaal.
- bros bezwijken: in dit geval overheerst het splijtbreukgedrag van het materiaal.

Welk breukmechanisme overheerst, wordt bepaald door defecten die in het materiaal aanwezig zijn. In figuur 2.1 staan de defecten die in beide gevallen de oorzaak zijn van het materiaalgedrag.

Wanneer het vervormingsgedrag van het materiaal het falen van een constructie bepaalt, zijn het vooral de defecten die de vlakken in de kristallen verstoren en vervormen die een belangrijke rol spelen. Zij verminderen namelijk de beweeglijkheid van de dislocaties, waardoor de sterkte van het materiaal en de weerstand tegen plastische deformatie verhoogd worden. Voorbeelden van deze defecten zijn: interstitionele atomen of substitutionele atomen van afwijkende grootte, korrelgrenzen, coherente precipitaten en dislocatienetwerken.

Bij bros breukgedrag treedt er scheurvorming op in het materiaal voordat er macroscopische plastische vervorming plaats heeft gevonden. Brosse breuk wordt veroorzaakt door plaatselijke spanningsconcentraties, ontstaan door aanwezigheid van defecten van macroscopische aard. De defecten die van belang zijn voor de plastische vervorming spelen geen belangrijke rol in dit geval. Voorbeelden van defecten die het brossse breukgedrag van materialen bepalen zijn: insluitels, porositeit, oppervlaktebeschadigingen en kleine scheuren.

In het algemeen is het gewenst dat er een bepaalde mate van plastische vervorming op kan treden voordat een constructie bezwijkt. Er is dan meer energie nodig voor

het bezwijken en bij een geringe mate van plastische vervorming is het mogelijk dat de constructie nog kan functioneren.

In [2] worden voorbeelden gegeven van een aantal ongelukken die ontstonden door brosse breuken in constructies. Pas na het grote aantal ongelukken met schepen tijdens de Tweede Wereldoorlog werd het probleem van brosse breuk echt onder ogen gezien door de technische wereld. De meeste ongelukken zijn veroorzaakt door de geometrie van een constructie of fouten in het materiaal, bijvoorbeeld ontstaan door lassen of tijdens het productieproces. Door hogere eisen aan materialen en productieprocessen te stellen en ontwerpen aan te passen, is het aantal ongelukken door brosse breuk aanzienlijk teruggedrongen.

2.2 VERSCHILLENDE SOORTEN BREUKGEDRAG

De meeste staalsoorten kunnen zowel bros als taai breken. De manier van breken hangt af van de structuur, de temperatuur en de belastingssnelheid. De invloed van de temperatuur en de belastingssnelheid is schematisch in figuur 2.2 en figuur 2.3 (afkomstig uit [2]) weergegeven. Als maat voor de taaiheid is hier de energie genomen die nodig is voor het breken van een gekerfd proefstuk bij een driepuntsbuigproef.

In beide figuren zijn drie zones aangegeven, die zich onderscheiden door de verschillende manieren waarop breuk optreedt.

- De plane-strain zone verwijst naar breukgedrag zonder macroscopische vervorming en weinig of geen ontwikkeling van shear lips. Over het algemeen is dit bros breukgedrag. Het gebied wordt ook wel aangeduid als "Lower-Shelf".
- Plastisch of taai breukgedrag treedt op bij de hogere energieniveau's en gaat gepaard met een grote mate van vervorming, waarbij zich meestal grote shear lips ontwikkelen. Dit gebied wordt ook wel de "Upper-Shelf" genoemd.
- Tussen de beide zones bevindt zich een overgangsgebied, de zogenaamde mixed mode zone, die zich kenmerkt door elastisch-plastisch breukgedrag.

Uit figuur 2.2 blijkt dat brosse breuk alleen onder een bepaalde temperatuur optreedt. Deze temperatuur neemt toe met een toenemende belastingssnelheid. Om het breukgedrag van een constructie in de praktijk te kunnen voorspellen moet men die curve nemen die bij de belastingssnelheden hoort zoals die in de constructie optreden (de "intermediate loading rate" curve). Deze curve is voor veel toepassingen niet bekend, omdat de constructie in de praktijk vaak aan een willekeurig spanningspatroon onderhevig is. Om een conservatieve waarde van de minimale bedrijfstemperatuur van een constructie te bepalen wordt in de praktijk vaak gewerkt met een curve die bij zeer hoge belastingssnelheden bepaald is. Dit verklaart het feit

dat veel constructies nog goed functioneren bij temperaturen onder de bros/taai-overgangstemperatuur van het toegepaste materiaal.

Bij het interpreteren van de resultaten van een taaiheidstest, is de belangrijkste vraag wat de eisen zijn die men aan het materiaalgedrag moet stellen om het goed functioneren van de constructie te garanderen. Pas dan kan men komen tot een verantwoorde materiaalkeuze. In figuur 2.3 wordt voor drie staalsoorten het breukgedrag bij schokbelasting afhankelijk van de temperatuur weergegeven. Het gaat hier om de resultaten van een kerftaaiheidstest. Hoewel het wenselijk is dat een materiaal in een constructie alleen maar volledig plastisch vervormingsgedrag laat zien, kan het zijn dat een constructie ook al voldoet onder omstandigheden waarbij volgens figuur 2.3 elastisch-plastisch materiaalgedrag optreedt.

Er zijn een aantal testmethoden die de kerftaaiheid van een materiaal karakteriseren, elk met zijn eigen toepassingsgebied [2]. Wat deze kerftaaiheidstesten gemeen hebben, is dat zij allemaal breuk in het materiaal produceren onder goed gedefinieerde en gecontroleerde condities. De kerfslagproef is het beste voorbeeld van een kerftaaiheidstest. Deze wordt onder andere gebruikt om materiaalkeuringen uit te voeren. De bedoeling van de meeste kerftaaiheidstesten (Inclusief de kerfslagproef) is echter om een verband te kunnen leggen tussen de resultaten van de testmethoden en het breukgedrag van constructies. Zie bijvoorbeeld figuur 2.2. Het blijkt echter dat zulke relaties voor iedere constructie verschillend zijn, zodat voor nieuwe materialen, nieuwe toepassingen of nieuwe bedrijfsomstandigheden het materiaalgedrag zeer moeilijk te voorspellen is. Dit wordt veroorzaakt door het feit dat de resultaten van de kerftaaiheidspoeven, die meestal worden uitgedrukt in termen zoals energie, uiterlijk van het breukvlak, of deformatie, niet altijd rechtstreeks gerelateerd kunnen worden aan de geometrie van een constructie, bijvoorbeeld via grootheden zoals spanningen of defectgroottes. Vooral voor ontwerpdoeleinden zouden dat soort relaties zeer nuttig zijn. Daarom wordt er veel moeite gedaan om de taaiheid van materialen te karakteriseren met behulp van breukmechanica. Breukmechanica beschrijft het breukgedrag van materialen met parameters die rechtstreeks door ontwerpers gebruikt kunnen worden, zoals spanningen en defectgroottes.

2.3 KARAKTERISEREN VAN BREUKGEDRAG

Er bestaan twee benaderingen voor het karakteriseren van breukgedrag van materialen en het voorspellen van het materiaalgedrag onder verschillende omstandigheden. Ten eerste probeert men met behulp van testmethoden de praktijksituatie te simuleren, ten tweede probeert men met behulp van materiaalconstanten een model te maken om de praktijksituatie door te rekenen, de breukmechanica.

2.3.1 Testmethoden

Een testmethode die het materiaalgedrag in een constructie kan voorspellen, moet volgens Degenkolbe [4] aan een viertal eisen voldoen:

- er moeten proefstukken gebruikt worden, waarin dezelfde spanningstoestand heerst als in de constructie,
- dezelfde vervormingsnelheid als in de praktijk moet toegepast worden, de resultaten moeten over een toereikend temperatuurgebied bekend zijn,
- ten slotte moet men in staat zijn eventuele geometrie en schaalinvloeden te elimineren.

De meest gebruikte testmethoden laten zich volgens [4] in drie categorieën verdelen. Men onderscheidt testmethoden met statische scheurinitiatie, met dynamische scheurinitiatie en met het stoppen van groeiende scheuren.

Een andere onderverdeling betreft het formaat en de vorm van de proefstukken, zie figuur 2.4, waarin zich de full-scale, de large-scale en de medium-scale onderscheiden. De full-scale testen worden uitgevoerd aan constructies. Bij DAF-Trucks worden full-scale testen toegepast als verificatie van de constructies. Er worden dus testen uitgevoerd met compleet uitgeruste vrachtwagens.

De large-scale testen aan delen van constructies of componenten van gelijksoortige afmetingen. De medium-scale testen worden uitgevoerd met proefstukken die een vergelijkbare dikte hebben als de constructie, maar waarvan de geometrie niet overeenkomt. (Merk op dat in deze onderverdeling de small-scale testen buiten beschouwing zijn gelaten. Hierbij worden testen uitgevoerd met proefstukken die kleinere afmetingen hebben dan de constructie.)

Gesteld wordt dat de full-scale test de meest bruikbare resultaten oplevert, maar vaak praktische problemen met zich meebrengt. Daarom wordt in veel gevallen gebruik gemaakt van large-scale testmethoden. Om financiële redenen worden ook vaak medium-scale tests en small-scale tests (zoals de kerfslagproef) gekozen. Een voorwaarde voor het succesvol toepassen van medium en small-scale testen is dat er een relatie moet bestaan tussen deze testmethoden en de full-scale test of de constructie onder praktijkbelasting. Deze relatie is op fysische gronden wel te verwachten, maar moet langs experimentele weg gevonden en bewezen worden. Dit blijkt in de praktijk de nodige problemen met zich mee te brengen.

Er zijn verschillende modellen ontwikkeld, waarmee het mogelijk is om met behulp van materiaalconstanten en kennis over de defektgrootte en de geometrie het breuk en vervormingsgedrag van materialen te beschrijven en te voorspellen. Een aantal testmethoden die in de literatuur gevonden zijn en van toepassing zijn op het onderwerp van dit onderzoek, worden later besproken.

2.3.2 Breukmechanica en breukparameters

In deze paragraaf wordt ingeleid wat men verstaat onder breukparameters of breuktaaiheidsparemeters. In [3] wordt een overzicht gegeven van de belangrijkste ontwikkelingen in de breukmechanica.

- De Griffith energie balans benadering.

Deze theorie gaat uit van een plaat, waarin een scheur wordt aangebracht, die voor een energieverhoging zorgt. Er wordt een energiebalans opgesteld van de volgende vorm

$$U = U_0 + U_a + U_\gamma - F \quad (1)$$

waarin:

- U_0 : elastische energie van de belaste ongescheurde plaat,
- U_a : verandering in elastische energie als gevolg van het aanbrengen van de scheur in de plaat,
- U_γ : verandering van de oppervlakte-energie door het vormen van de scheuroppervlakken,
- F : arbeid verricht door externe krachten.

Als er sprake is van een zogenaamde fixed-grip conditie, een vaste opgelegde vervorming, dan wordt er geen externe arbeid verricht, F is gelijk aan nul. Omdat dan U_0 ook constant is, is dU_0/da gelijk aan nul. Scheuruitbreiding vindt plaats als dU/da kleiner is dan nul (De energie neemt af met een toenemende scheurlengte). Griffith toonde aan dat instabiele scheuruitbreiding plaatsvindt wanneer

$$\frac{d}{da}(U_a + U_\gamma) = \frac{d}{da} \left(-\frac{\pi \sigma^2 a^2}{E} + 4a\gamma_e \right) \leq 0 \quad (2)$$

waarin:

- σ : nominale spanning,
- a : halve scheurlengte,
- γ_e : oppervlaktetspanning,
- E : elasticiteitsmodulus.

Door herschrijven van formule (2) wordt het criterium voor instabiele scheuruitbreiding:

$$\sigma \sqrt{a} \geq \left(\frac{2E\gamma_e}{\pi} \right)^{1/2} \quad (3)$$

De Griffith energie balans laat zien dat het optreden van instabiele scheuruitbreiding in een ideaal bros materiaal bepaald wordt door het overschrijden van een kritieke waarde van de grootte $\sigma\sqrt{a}$.

De "Energy Release Rate" G is de energie per oppervlakte-eenheid die beschikbaar is voor scheuruitbreiding:

$$G = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} \quad (4)$$

Wanneer de kritieke waarde G_c bereikt wordt, treedt instabiele scheuruitbreiding op.

- **Irwin's modificatie van de Griffith theorie**

Een aanpassing van de Griffith theorie voor materialen die plastisch kunnen vervormen is afkomstig van Irwin. Hij stelde voor om de energie per eenheid van oppervlakte van het scheuroppervlak onder te verdelen in twee termen: γ_p en γ_e . γ_p is de hoeveelheid energie die per oppervlakte-eenheid nodig is voor de plastische vervorming voor het vormen van het scheuroppervlak. Wanneer is sprake zou zijn van grote plastische vervorming wordt $\gamma_p \gg \gamma_e$ en wordt de weerstand tegen scheuruitbreiding bepaald door de plastische vervorming die nodig is om de scheur uit te breiden.

- **Benadering met spanningsintensiteitsfactoren**

Irwin heeft ook de benadering met spanningsintensiteiten ontwikkeld. Hij toonde aan dat de spanningen in de buurt van een scheurtip worden gegeven door

$$\sigma_{ij} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f(\theta) + \dots \quad (5)$$

waarin:

r, θ : cilindercoördinaten ten opzichte van de scheurtip.

K is hier een constante die de grootte van het elastisch veld rond de scheurtip geeft. Dit is de spanningsintensiteitsfactor. De spanningsintensiteitsfactor wordt gegeven door

$$K = \sigma\sqrt{\pi a} * f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (6)$$

waarin:

a : karakteristieke lengte van de scheur,

W : karakteristieke afmeting van het proefstuk.

De spanningsintensiteitsfactor kan met conventionele spanningsanalyse technieken berekend worden voor verschillende geometrieën en belastingen. Bij een kritieke spanningsintensiteitsfactor K_{Ic} treedt er instabiele scheuruitbreiding op. De benadering met spanningsintensiteitsfactoren is de basis van de lineair elastische breukmechanica (LEFM van Linear Elastic Fracture Mechanics).

- **Plasticiteit bij de scheurtip**

Wiskundig gezien worden de spanningen volgens formule (5) oneindig groot in de nabijheid van de scheurtip. In werkelijkheid zal er plastische vervorming optreden wanneer de spanningen te hoog worden. Irwin stelde dat bij elke scheurtip een plastische zone aanwezig is, die ervoor zorgt dat de scheur zich gedraagt alsof hij langer is dan in werkelijkheid. Dit is de basis van de elastisch plastisch breukmechanica (EPFM van Elastic Plastic Fracture Mechanics). De twee belangrijkste concepten van de EPFM zijn de J-integraal methode en het concept van de Crack Opening Displacement (COD) of de Crack Tip Opening Displacement (CTOD).

De J-integraal methode beschrijft een spanningsveld rond een scheurtip wanneer er elastisch-plastisch materiaalgedrag optreedt. De parameter J is een lijn-integraal, die gedefinieerd is als:

$$J = \int_{\Gamma} W \, dy - T \left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial x} \right) ds \quad (7)$$

waarin:

- Γ : willekeurige kromme die de scheurtip insluit, zie figuur 2.5,
- W: arbeid per volume-eenheid voor de vervorming van het materiaal,
- T: spanningsvector ter plaatse van ds,
- \bar{u} : verplaatsingsvector ter plaatse van ds,
- ds: gedeelte van de kromme Γ .

Voor lineair-elastisch gedrag geldt dat de J-integraal gelijk is aan G, de hoeveelheid energie per oppervlakte-eenheid die nodig is voor het vormen van scheuroppervlak.

De waarde van de J-integraal is onafhankelijk van het gekozen pad, zodat ook bij aanzienlijke plastische deformatie het spanningsveld in de nabijheid van de scheurtip gekarakteriseerd kan worden. De J-integraal methode is analoog aan de benadering met spanningsintensiteiten, die voor elastische spanningsvelden geldt. De relatie tussen J_{Ic} en K_{Ic} voor een elastisch spanningsveld is:

$$J_{Ic} = \frac{(1-\nu^2) K_{Ic}^2}{E} \quad (8)$$

waarin:

ν : dwarscontractiecoëfficiënt.

Wanneer er plasticiteit optreedt, zoals in veel praktijksituaties, kan het breukgedrag van materialen in de buurt van een scherpe kerf of scheur met J_{Ic} voorspeld worden.

Als gevolg van mechanische trekspanningen kunnen de flanken van een aanwezige scheur zich van elkaar verwijderen. Deze afstand (Crack Tip Opening Displacement) kan men als maat voor het spanningsveld rond de scheur gebruiken. Zowel in het elastische als in het elastisch-plastische geval kan men de CTOD bepalen. Voor een lineair elastische situatie geldt:

$$\frac{\delta_c}{\epsilon_{ys}} = \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (9)$$

waarin:

δ_c : kritieke CTOD-waarde,
 σ_{ys} : rekgrens,
 ϵ_{ys} : maximale elastische rek.

2.4 RELATIE TUSSEN BREUKMECHANICA EN DE PRAKTIJK

De breukmechanica streeft naar een relatie tussen spanningen, geometrie en materiaalgedrag die gebruikt kan worden voor het ontwerpen op bedrijfszekerheid van componenten en constructies.

Globaal kunnen in de breukmechanica twee richtingen onderscheiden worden: de lineair-elastische breukmechanica (LEFM) en de elastisch-plastische breukmechanica (EPFM). Het is gebleken dat de kritieke spanningsintensiteitsfactor (K_c) en de kritieke J-integraal (J_c) materiaalconstanten zijn die een minimale waarde hebben in een vlakke vervormingstoestand (plane-strain), respectievelijk K_{Ic} en J_{Ic} . (Voor hoge (dynamische) belastingssnelheden wordt K_{I_d} of K_D , respectievelijk J_{I_d} of J_D gebruikt)

Het is mogelijk, zie Rolfe en Barsom [2], om voor vele geometrieën en belastingen K of J te bepalen. Voor eenvoudige gevallen bestaan er handboeken die K voor verschillende geometrieën geven. Voor meer complexe situaties kan men gebruik maken van eindige-elementen-berekeningen voor het berekenen van K of J die op een bepaalde constructie van toepassing is. Een constructie zal bezwijken wanneer de

materiaalconstante K_{Ic} of J_{Ic} overschreden wordt. Deze methode heeft een aantal beperkingen.

Het bepalen van K_{Ic} of J_{Ic} is in de praktijk vaak niet eenvoudig. Om aan de in de norm gestelde voorwaarden te kunnen voldoen moet men vaak zeer grote proefstukken toepassen, die geavanceerde apparatuur vereisen. Bovendien is het noodzakelijk dat K_{Ic} of J_{Ic} bij de juiste belastingssnelheid bepaald worden, zodat nog hogere eisen aan de apparatuur gesteld worden.

Een andere voorwaarde voor het met succes toepassen van de breukmechanica is de aanwezigheid van een scherpe scheur in de constructie. De K- of J-benadering beschrijven immers het spanningsveld in de nabijheid van een scherpe scheur.

Vanwege deze beperkingen wordt in de praktijk vaak gewerkt met een overgangstemperatuur die bijvoorbeeld met kerfslagproeven bepaald kan worden. Het is echter niet bekend hoe conservatief de temperatuur is die dan als minimale bedrijfstemperatuur gehanteerd wordt.

3 GEOMETRIE-EFFECTEN BIJ DE KERFSLAGPROEF

3.1 DE CONVENTIONELE KERFSLAGPROEF

De kerfslagproef is beschreven in de DIN-norm 50115 [5] en de ASTM-norm E23 [6]. Bij deze test wordt een proefstuk van (meestal met de afmetingen: $10 \cdot 10 \cdot 55$ mm³), voorzien van een kerf, door een slingerende hamer stukgeslagen. Het proefstuk wordt op een aambeeld gelegd met twee ondersteuning die een onderlinge afstand hebben van 40 mm. De hamer heeft bij het treffen van het proefstuk een snelheid van ca. 5 ms^{-1} en een kinetische energie van 300 J. Afwijkingen van de hier genoemde waarden komen voor, afhankelijk van de uitvoering van de kerfslaghamer en de hoogte van de hamer aan het begin van de proef. De proefstukafmetingen of de beschikbare energie kunnen bijvoorbeeld aangepast worden aan de te testen materialen. In figuur 3.1 is schematisch de opstelling voor de kerfslagproef gegeven en in figuur 3.2 twee veelgebruikte proefstukgeometrieën, het CVN (Charpy-V-notch) proefstuk en het DVM (type-I) proefstuk.

Als resultaat van de kerfslagproef worden over het algemeen drie verschillende grootheden gebruikt, Barsom en Rolfe [2]:

- De kerfslagwaarde (A).

Dit is de energie die nodig is om het proefstuk te breken. Deze energie wordt bepaald aan de hand van de beginhoogte van de hamer en de hoogte tot waar de hamer doorzwaait na het breken van het proefstuk. Over het algemeen kost het taai uitbreiden van een scheur meer energie omdat dit gepaard gaat met veel meer plastische vervorming dan brosscheuruitbreiding. Een taaier materiaal zal dus meer energie nodig hebben om te breken.

Om kerfslagwaarden te vergelijken die met verschillende proefstukgeometrieën bepaald zijn, wordt de kerfslagwaarde gedeeld door de grootte van de dwarsdoorsnede van het proefstuk ter plaatse van de kerf. Dit wordt de genormeerde kerfslagwaarde (A_{norm}) genoemd.

- De laterale vervorming bij de kerf.

Aan een vrij oppervlak van een proefstuk heerst altijd een vlakke spanningstoestand (plane-stress). In een plane-stress spanningstoestand kan plastische vervorming plaatsvinden in drie onderling loodrechte richtingen. Bij een kerfslagproef heeft dit tot gevolg dat het proefstuk niet alleen vervormt in het vlak van buiging, maar tevens loodrecht daarop. Dit heeft tot gevolg dat het proefstuk bij de kerf smaller wordt en tegenover de kerf breder. Hoe hoger de mate van plastische vervorming, hoe groter deze vervormingen is. De verbreding van het proefstuk tegenover de kerf wordt als maat voor de taaiheid van een materiaal gebruikt.

- Het percentage taai breukoppervlak.

Een proefstuk kan op twee manieren breken: taai of bros. Wanneer de scheurinitiatie taai is, kan de scheuruitbreiding, afhankelijk van het materiaal en de spanningstoestand, overgaan in een brosse restbreuk. Bij welke scheurlengte de scheuruitbreiding bros wordt, is afhankelijk van de taaiheid van het materiaal. Het percentage taai breukoppervlak wordt dan ook gebruikt als maat voor de taaiheid van een materiaal.

Voorbeelden, gemeten aan een lage-sterkte constructiestaal, zijn in figuur 3.3 weergegeven. De figuur is afkomstig uit [2].

Uit figuur 3.3 blijkt dat de taaiheid toeneemt met een toenemende temperatuur. Veel staalsoorten vertonen onder een bepaalde temperatuur bros breukgedrag, erboven taai breukgedrag. Deze temperatuur wordt de overgangstemperatuur genoemd. Een eenduidig criterium voor de bepaling van de overgangstemperatuur is er niet volgens de DIN-norm [5]. Voor staal worden echter drie bruikbare criteria voor de overgangstemperatuur genoemd:

- De temperatuur waarbij de kerfslagwaarde een bepaalde waarde bereikt; bijvoorbeeld $A_{CVN}=28$ J.
- De temperatuur waarbij de kerfslagwaarde de helft is van de kerfslagwaarde boven de overgangstemperatuur, de "Upper Shelf Energy" (USE).
- De temperatuur waarbij een bepaald percentage van het breukvlak een taai uiterlijk heeft (bijvoorbeeld 50%).

Het doel van de kerfslagproef is volgens de norm:

- Keuring van materialen.
- Het beoordelen van het breukgedrag onder de in de norm vastgelegde omstandigheden.

De kerfslagproef wordt vaak gebruikt om materialen onderling te vergelijken. Bijvoorbeeld voor kwaliteitscontrole of om verbrossing als gevolg van neutronenstraling in kernreactoren te kunnen waarnemen.

In de norm wordt vermeld dat de kerfslagproef geen grootheid oplevert die men voor sterkteberekeningen kan gebruiken. Ook kan men niet zonder meer de laagste temperatuur bepalen waarbij een materiaal nog inzetbaar is in een constructie. Omdat de kerfslagproef zo eenvoudig en goedkoop is, is er toch erg veel onderzoek gedaan naar het bepalen van breukparameters die alleen afhankelijk zijn van het materiaal en niet van de geometrie van het proefstuk. Bij dit soort onderzoeken voert men veelal geïnstrumenteerde kerfslagproeven uit in plaats van de conventionele kerfslagproef.

3.2 PROEFSTUKGEDRAG BIJ DYNAMISCHE DRIEPUNTSBUIG-PROEVEN

In de literatuur wordt veelvuldig melding gemaakt van oscillaties die optreden tijdens kerfslagproeven. Het gaat hier om elastische golven in het proefstuk, die ontstaan

door traagheidseffecten als gevolg van de grote snelheid waarmee de hamer het proefstuk treft (Zie bijvoorbeeld Yongning e.a. [7]).

Böhme en Kalthoff [8] tonen in hun onderzoek aan dat tijdens dynamische driepuntsbuigproeven de proefstaven los kunnen komen van zowel de hamer als van de oplegpunten, als gevolg van de contactstijfheid. De mate waarin het proefstuk loskomt wordt onder andere door de snelheid van de hamer en door de verhouding tussen de afstand tussen de oplegpunten en de lengte van het proefstuk bepaald. Er is een grote variatie in gedrag van proefstukken waar te nemen door een variatie in de testcondities. Deze variaties hebben geen invloed op de experimenten onder quasistatische omstandigheden. Om een betrouwbare dynamische testmethode te ontwikkelen is het noodzakelijk meer onderzoek te doen naar de dynamische processen die een rol spelen.

In de literatuur vindt men veel onderzoek naar de verschijnselen die zich voordoen tijdens een kerfslagproef. Men is echter nog niet zo ver dat de invloed van de traagheidseffecten op het materiaalgedrag beschreven kan worden. Veelal probeert men via een wiskundige methode de traagheidseffecten te elimineren.

3.3 INVLOED VAN DE PROEFSTUKAFMETINGEN OP DE KERFSLAGWAARDE

Een verschil tussen de kerfslagproef en praktijksituaties is dat de mate van vervormingsverhindering, die verbrossend werkt, niet gelijk is. In de meeste gevallen is de mate van vervormingsverhindering niet eens bekend. Er is veel onderzoek gedaan naar de invloed van de proefstukgeometrie op de kerfslagwaarde.

Als voorbeeld wordt het onderzoek van Druce e. a. [9] genoemd. Zij hebben de invloed van de proefstukgeometrie op het breukgedrag van austenitische staalsoorten onderzocht. De vorm van de kerf is gevarieerd (U-vormig, V-vormig of voorzien van een vermoeiingsscheur) en sommige proefstukken waren voorzien van zijgroeven. Het standaard CVN (Charpy-V-notch) proefstuk is volgens Druce e.a. geschikt om verbrossing te meten aan materialen waarbij weinig plastische vervorming optreedt. De proefstukgeometrie is echter niet geschikt om de weerstand tegen scheurgroei van taai materialen te bepalen, omdat de energie die nodig is voor het vervormen van het materiaal ver van de kerf een groot gedeelte van de totale breukenergie van het proefstuk is. Uit de resultaten van het onderzoek wordt geconcludeerd dat door het verhogen van de vervormingsverhindering (constraint) de overgangstemperatuur zo'n 175°C kan verschuiven en de USE kan halveren ten opzichte van de standaard Charpy-V-notch geometrie.

Ferguson [10] heeft de invloed van de proefstukdikte van Charpy-V-notch proefstaven op de kerfslagwaarde en de overgangstemperatuur onderzocht. De genormeerde kerfslagwaarde vertoont dezelfde afhankelijkheid van de proefstukdikte

als de weerstand tegen scheuruitbreiding G , ("Energy Release Rate"), zie figuur 3.4. Tot een bepaalde dikte wordt G bepaald door het volume van het materiaal wat plastisch vervormt. Er is dan sprake van breuk door afschuiving en G_c neemt toe met een toenemende proefstukdikte. Boven de kritieke dikte (t_c) ontstaat er bij de kerf als gevolg van constraint een plane-strain spanningstoestand (Er ontstaat een vlak breukvlak), die een afname van G_c tot gevolg heeft. Wanneer de shearlips klein worden in vergelijking met het totale breukvlak, overheerst het plane-strain gedrag en is G niet meer afhankelijk van de proefstukdikte. Ook de genormeerde kerfslagwaarde vertoont een maximum bij t_c . De orde van grootte van t_c is enkele millimeters, afhankelijk van de staalsoort. Standaard kerfslagproefstukken hebben meestal een dikte groter dan t_c , zodat er gedeeltelijk een plane strain spanningstoestand heerst.

Afhankelijk van de kritieke proefstukdikte kan de genormeerde kerslagwaarde toenemen of afnemen met een toenemende proefstukdikte.

Een toename van de constraint als gevolg van een toenemende proefstukdikte zal het materiaalgedrag brosser maken en de overgangstemperatuur doen toenemen.

Een ander onderzoek naar de invloed van de proefstukgeometrie op de kerfslagwaarde is uitgevoerd door Loudon e.a. [11]. Zij vergelijken de kerfslagwaarde van drie verschillende proefstukgrootten. Dit zijn de zogenaamde "full-size", "half-size" en "third-size" proefstukken. Er wordt getracht een normering toe te passen op de "half-size" en de "third-size" proefstukken, zodat de kerfslagwaarde van deze geometrieën na omrekenen gelijk is aan die van de "full-size" geometrie. Loudon e. a. hebben de normering opgesteld door de invloed van de afzonderlijke parameters te bekijken:

- lengte van het proefstuk:

Hoe langer het proefstuk, hoe lager de reksnelheid bij de kerf, zie figuur 3.5. De vervorming in een lang proefstuk is lager dan de vervorming in een kort proefstuk bij dezelfde doorbuiging. Dezelfde doorbuigingssnelheid levert zodoende in het lange proefstuk een lager reksnelheid op, waardoor de kerfslagwaarde hoger wordt.

- Hoogte van K_I :

Een hogere K_I leidt tot een verlaging van de kerfslagwaarde; hoe scherper de kerf, hoe eerder scheurinitiatie plaatsvindt.

- Plastisch gebied:

Het produkt $B(WA)^2$ is een benadering van de volume van de plastische zone bij de kerf. Hoe groter de plastische zone, hoe hoger de kerfslagwaarde.

De normering die toegepast wordt door Loudon e.a. [11], heeft de vorm:

$$USE_{norm} * \frac{B (W-A)^2}{LK_t} = USE \quad (10)$$

waarin:

- USE: Upper Shelf Energy (kerfslagwaarde boven de overgangstemperatuur),
 B: dikte van het proefstuk,
 W: hoogte van het proefstuk,
 A: diepte van de kerf,
 L: opspanlengte van het proefstuk,
 K_t: spanningsconcentratiefactor.

In figuur 3.6 zijn de resultaten weergegeven van de experimenten. Het blijkt dat de normering het best voldoet bij relatief lage kerfslagwaarden.

De normering van Louden e. a. veronderstelt een evenredigheid tussen de kerfslagwaarde en de proefstukdikte. Dit is in tegenspraak met het onderzoek van Ferguson.

Samenvattend kan het volgende gezegd worden:

Het blijkt uit de literatuur dat de kerfslagwaarde niet alleen afhankelijk is van het materiaal, maar tevens van de proefstukgeometrie. Bij onderzoek naar de invloed van de geometrie op de grootte van de kerfslagwaarde wordt als grootte vaak de energie per oppervlakte-eenheid gebruikt (Deze grootte wordt in de DIN norm [5] aangeduid als de kerfslagtaaiheid). Het blijkt dat de kerfslagtaaiheid afhankelijk is van de proefstukafmetingen en de vorm van de kerf. Hierdoor wordt de mate van vervormingsverhindering bepaald. De vervormingsverhindering heeft twee effecten:

- De overgangstemperatuur gaat omlaag met een afname van de vervormingsverhindering.
- De genormeerde USE heeft voor bepaalde proefstukafmetingen een optimale waarde, bij grotere proefstukken zorgt de vervormingsverhindering voor een afname van de genormeerde USE.

Een vergelijking tussen twee verschillende proefstukgeometrieën is alleen mogelijk als het effect van de vervormingsverhindering op het breukgedrag van materialen goed beschreven kan worden. Dan kan men verder gaan met het vertalen van kerfslagproefresultaten naar materiaalgedrag in constructies.

Omdat de kerfslagproef eenvoudig uit te voeren is en bovendien zeer goedkoop wordt er veel aandacht besteed aan de relatie tussen de kerfslagproef en materiaalgedrag in constructies. Het blijkt dat de proefstukafmetingen en de hoge snelheid waarmee de kerfslagproef uitgevoerd worden problemen veroorzaken die de interpretatie van de kerfslagwaarde bemoeilijken. Het gedrag van het proefstuk tijdens een kerfslagproef

blijkt wezenlijk te verschillen met het gedrag van een proefstuk tijdens een quasistatische driepuntsbuigproef. Bovendien is het nog niet mogelijk om op basis van de afmetingen van de proefstukken een voorspelling te doen voor het materiaalgedrag in proefstukken van andere geometrieën.

4 VOORBEELD UIT DE PRAKTIJK

4.1 KOSTENBESPARING OP SMEEDSTUKKEN

In de automobielandustrie wordt al lange tijd gebruik gemaakt van veredelingsstaal-soorten voor het vervaardigen van smeedstukken. Er is echter veel onderzoek geweest naar mogelijke kostenbesparingen door het gebruik van goedkopere staalsoorten en/of warmtebehandelingen.

Een alternatief voor het klassiek veredelen is het veredelen uit de smeedhitte van de klassieke veredelingsstaalsoorten. Een ander alternatief het gecontroleerd afkoelen uit de smeedhitte, waarvoor men speciale staalsoorten moet toepassen, de zogenaamde AFP-staalsoorten (Ausscheidungshärtend Ferritisch Perlitische staalsoorten) In figuur 4.1 zijn de verschillende warmtebehandelingen schematisch weergegeven.

Bij het klassiek veredelen (V) ondergaat het smeedstuk drie aparte warmtebehandelingen.

- Het smeedstuk wordt opgewarmd tot de juiste smeedtemperatuur. Na het smeden koelt het aan rustige lucht af.
- Daarna wordt het smeedstuk opgewarmd tot de austeniteertemperatuur en vervolgens gehard door het af te schrikken.
- Tenslotte wordt het smeedstuk ontlaten.

Het veredelen vanuit de smeedhitte (VS) bestaat uit twee warmtebehandelingen.

- Het afschrikken gebeurt direct na het smeden, dus zonder tussentijdse afkoeling zoals bij het klassiek veredelen.
- Na het afschrikken volgt het ontlaten.

Het gecontroleerd afkoelen (BY-behandeling, van Best Yield) gebeurt met slechts één warmtebehandeling.

- Het smeedstuk wordt direct vanuit de smeedhitte gecontroleerd afgekoeld.

De AFP-staalsoorten die voor het gecontroleerd afkoelen gebruikt worden krijgen hun mechanische eigenschappen door het uitscheiden van precipitaten en de ferritisch-perlitische structuur. De voornaamste oorzaak van de kostenbesparing door het toepassen van AFP-staalsoorten zijn de lagere kosten voor warmtebehandelingen. Tevens zijn de AFP-staalsoorten goedkoper door lagere legeringskosten.

Eerder onderzoek heeft aangetoond dat de sterkte en vermoeiingseigenschappen van AFP-staalsoorten gelijkwaardig zijn aan die van de klassieke veredelingsstaalsoorten, maar dat de kerfslagwaarde achterblijft, zie De Kruijff [12]. Dit is een belemmering voor het toepassen van deze staalsoorten in veiligheidskritische onderdelen die onderhevig zijn aan schokbelastingen (fusee's, aslichamen, stuurstangarmen, etc.).

De klassieke veredelingsstaalsoort 41CrS4-V, die door DAF-Trucks voor o.a. aslichamen en fusee's gebruikt wordt, kan niet zonder meer vervangen worden door een AFP-staalsoort. De kwaliteit die het meest in aanmerking komt, vanwege de

gelijke treksterkte en rekgrens, 38MnSiVS5-BY, heeft een kerfslagwaarde die niet aan de huidige norm voor 41CrS4-V voldoet.

Bij Volvo wordt de AFP-staalsoort 31MnSiVS6-BY ingezet voor vooraslichamen, zie Hertogs (DAF) e.a., [1]. Dit is mogelijk omdat het vooraslichaam van Volvo veel zwaarder gedimensioneerd is dan dat van DAF. Zodoende kan er een staal­soort met een lagere sterkte toegepast worden, Dit gaat bij de AFP-staal­soorten in het algemeen gepaard met een verhoging van de taatheid. De kwaliteit 31MnSiVS6-BY is gelijk aan 27MnSiVS6-BY, waaraan soms korrelverfij­nend Titanium is toegevoegd.

Bij DAF-Trucks worden inmiddels verscheidene onderdelen uit AFP-staal­soorten gemaakt, zoals drijf­stangen en satelliethuizen. Men is echter ook geïnteresseerd in het gebruik van AFP-staal­soorten voor veiligheidskritische onderdelen die aan schokbelastingen onderhevig zijn, zoals fusee's, vooraslichamen en stuur­stangarmen.

4.2 AFP-STAAISOORTEN

4.2.1 Legeringselementen en structuur van AFP-staal­soorten

De basis van de AFP-staal­soorten is een C-Mn staal­soort met 0.30% tot 0.50% koolstof en ca. 1% Mn. De structuur bestaat uit perlieteilanden in een ferritische grond­massa. Afhankelijk van de legeringselementen scheiden in het ferriet (zowel in de grond­massa als in het perlitische ferriet) carbiden, nitriden of carbonitriden uit, die de sterkte van het staal verhogen.

Als legeringselementen kunnen Vanadium of Niobium toegepast worden, [13] en [14], waarbij respectievelijk Vanadiumcarbonitriden (V(CN)) of Niobiumcarbiden (NbC) uitscheiden. De functie van de uitscheidingen is tweeërlei; ten eerste wordt het ferriet versterkt en ten tweede wordt een kleinere austenietkorrel verkregen.

In de praktijk wordt Nb als legeringselement niet toegepast, aangezien kleine variaties in de smeedtemperatuur al grote schommelingen van de uiteindelijke mechanische eigenschappen kunnen veroorzaken.

Om austenietkorrelgroei te beperken, kan een kleine hoeveelheid Ti toegevoegd worden, aangezien de precipitaten van Ti niet oplossen tijdens het austeniteren. Dit gebeurt soms bij de variant 27MnSiVS6-BY.

Meestal is een hoeveelheid zwavel toegevoegd (ca. 0.020% tot 0.065%), ter verbetering van de verspaanbaarheid.

4.2.2 Mechanische eigenschappen van AFP-staalsoorten

De AFP-staalsoorten zijn ontwikkeld om de klassieke veredelingsstaalsoorten te kunnen vervangen. Ze moeten dus gelijkwaardige mechanische eigenschappen hebben. Bij de eerste ontwikkelingen heeft men zich vooral gericht op het ontwikkelen van een staalsoort met dezelfde sterkte-eigenschappen als C45 en een gelijkwaardige verspaanbaarheid.

Uitgangspunt van de ontwikkelingen [15] was de staalsoort 49MnVS3-BY. Dit heeft goede sterkte-eigenschappen met een treksterkte van ca. 850 MPa. Een verhoging van de treksterkte kan men verkrijgen door het perlietgehalte te verhogen en door versteviging van het ferriet. Een hoger perlietgehalte verkrijgt men door een verhoging van het Mn-gehalte. Versteviging van het ferriet is een gevolg van een verhoging van het Si-gehalte. Dit heeft geleid tot de variant 44MnSiVS6-BY, die ondanks een lager koolstofgehalte toch een hogere treksterkte heeft dan 49MnVS3-BY. Wanneer men het koolstofgehalte verder verlaagt, verkrijgt men een staalsoort met een lagere sterkte maar een hogere taatheid, 38MnSiVS5-BY.

De legering 27MnSiVS6-BY, waaraan soms een hoeveelheid Ti is toegevoegd, laat precipitaten zien die tot een temperatuur van 1300°C nog niet oplossen. Dit heeft een fijne austenietkorrelverdeling tot gevolg. Dit materiaal heeft volgens de auteur goede taatheidseigenschappen, hoewel de sterkte afneemt t.o.v. 38MnSiVS5-BY.

In Reynolds [16] is een vergelijking gemaakt tussen de mechanische eigenschappen van AFP-staalsoorten en klassieke veredelingsstaalsoorten. De verspaanbaarheid is minstens zo goed als die van de klassieke veredelingsstaalsoorten. De rekgrens en de dynamische taatheid van de relatief grofkorrelige ferriet-perliet structuur zijn lager dan voor veredelde staalsoorten met vergelijkbare sterkte. Het verstevigingsgedrag bij vermoeiing blijkt echter beter te zijn. Ook in [16] wordt melding gemaakt van de slechte kerfslageigenschappen van de AFP-staalsoorten. Hierdoor waren de eerste toepassingen beperkt tot niet op schok belaste onderdelen. Het vertrouwen in de materialen is gegroeid en proeven zijn gedaan met meer veiligheidskritische onderdelen. Momenteel worden de materialen toegepast voor stuurstangen en andere chassis-delen. Reynolds [16] maakt niet duidelijk waarom het vertrouwen in de AFP-staalsoorten voor veiligheidskritische onderdelen is toegenomen.

Over AFP-staalsoorten met een hogere taatheid zegt [16]:

Hoewel het gebruik van lagere smeedtemperaturen de austenietkorrelgrootte verkleint en de taatheid verhoogt, is het meestal niet praktisch haalbaar om deze temperatuur te verlagen. Een andere manier om de taatheid te verhogen is het legeren met een kleine hoeveelheid korrelverfijnend Ti, wat een fijne dispersie vormt van TiN-deeltjes die niet oplosbaar zijn bij hoge temperaturen en korrelgroei voorkomen.

4.2.3 Breukgedrag van AFP-staalsoorten

Er wordt gezocht naar de oorzaak van de lage taaigheid die men vindt bij AFP-staalsoorten. Door Roberti en Firrao [17] is de invloed onderzocht van de afstand tussen insluitsels in ferritisch-perlitische C-Mn staalsoorten op J_{Ic} . Dit doen zij aan de hand van een model wat crack-tip-blunting beschrijft. De voorspellingen worden experimenteel getoetst met een staal met een koolstofgehalte van 0.155%. Dit is lager dan het koolstofgehalte van de ferritisch-perlitische staalsoorten waarom het gaat in de automobiellindustrie.

Wanneer de spanning in een materiaal hoog genoeg is, zal nabij een scheurtip plastische vervorming plaatsvinden. Deze vervorming zal de scheurtipradius doen toenemen en de spanningen doen afnemen. Dit verschijnsel staat bekend als crack-tip-blunting (zie Barsom en Rolfe,[2]).

Één van de conclusies van Roberti [17] is dat de taaigheid van ferritisch-perlitische staalsoorten afhankelijk is van de crack-tip-blunting. Hoe groter de straal van een vermoeiingsscheur wordt voor er breuk optreedt, hoe groter de hoeveelheid plastische deformatie en dus, hoe hoger de taaigheid van het materiaal. Het blijkt dat J_{Ic} afhankelijk is van de gemiddelde afstand tussen de insluitsels. Als deze afstand groter wordt, dan neemt J_{Ic} overeenkomstig toe. De oorzaak hiervan is dat de maximale straal die door crack-tip-blunting veroorzaakt wordt overeenkomt met de gemiddelde afstand tussen de insluitsels. Hierbij moet wel vermeld worden dat niet alleen de afstand tussen de insluitsels van invloed is op crack-tip-blunting, maar ook de grootte van de insluitsels. Men kan concluderen dat om de taaigheid van ferritisch-perlitische staalsoorten te vergroten, men ofwel de volumefractie van de twee fase moet verkleinen, ofwel de afstand tussen insluitsels moet vergroten.

Uit Roberti [17] wordt niet duidelijk welke rol het perlietgehalte in het model heeft en of dit aan bepaalde grenzen gebonden is voor de geldigheid van het model. Ook is er geen verband aangegeven tussen de onderzoeksresultaten en de invloed van crack-tip-blunting op de kerfslagwaarde of op het dynamische gedrag van ferritisch-perlitische staalsoorten.

Bronfin e.a. [18] hebben een onderzoek gedaan naar de invloed van insluitsels op de weerstand tegen splijtbreuk in perliet-vrije en ferritisch-perlitische staalsoorten. Het betreft hier staalsoorten met een lager koolstofgehalte dan de staalsoorten waar het om gaat in de automobiellindustrie (tot 0.16% C).

De meetgrootte is de R_{mc} , wat staat voor de weerstand tegen microsplijtbreuk. Deze is gedefinieerd als de spanning die heerst wanneer brosse breuk geïnitieerd wordt in het vloeipunt van het materiaal. R_{mc} is bij de overgangstemperatuur gelijk aan de vloeispanning van het materiaal.

Met behulp van een model voor de R_{mc} en experimenteel onderzoek wordt de conclusie getrokken dat, hoewel precipitatieharding een versteviging van staal tot gevolg heeft, het geen effect heeft op de weerstand tegen splijtbreuk.

Door dezelfde auteurs is een model gepresenteerd voor de bros/taai-overgang in ferritisch-perlitische staalsoorten [18]. Het model geeft een verband tussen de ferrietkorrelgrootte, de volumefractie en dispersiteit van het perliet en de bros/taai-overgang.

- **Invloed van Vanadium op de taatheid**

De invloed van V als legeringselement in AFP-staalsoorten is door Parsons en Edmonds [19] beschreven. Zij hebben een uitgebreid onderzoek gedaan naar de invloed van V op de structuur en op de mechanische eigenschappen van staalsoorten waaraan verschillende hoeveelheden V aan toegevoegd is. De belangrijkste conclusies van het onderzoek zijn:

- Precipitatie van Vanadiumcarbiden is in zowel pro-eutectisch ferriet als in de ferrietfase van de perliet waargenomen in een staal met een koolstofgehalte van ca. 0.4% na zowel continue afkoeling als na een isotherme warmtebehandeling.
- Het toevoegen van Vanadium leidt tot een verhoging van de sterkte en een afname van de taatheid en de kerftaatheid.
- Het grootste effect van vanadium op de sterkte van staal wordt veroorzaakt door Vanadiumcarbide precipitatie in de pro-eutectische ferrietfase en in de ferrietfase in de perliet.
- De hoogste sterkte wordt bereikt bij de laagste isotherme omzettingstemperaturen waarbij een volledige perlitische structuur ontstaat, waarvan de ferrietlamellen verstevigd zijn door precipitatieharding.
- Een hoeveelheid van 0.15% Vanadium geeft de beste combinatie van sterkteverhoging, taatheid en slagvastheid. Hogere V-gehalten gaven een grotere spreiding in structuur en een slechte taatheid en slagvastheid.

- **Invloed van Sulfiden op de taatheid**

Spitzer en Gulden [20] beschrijven de invloed van zwavel en zuurstof op de taatheid van staal. De bolvormige Mangaansulfiden die in het midden van de kristallen zijn uitgescheiden worden door plastische deformatie gestrekt. De kleinere Sulfiden op de korrelgrenzen worden door plastische deformatie in vlakken geordend en hebben hetzelfde effect op de taatheid als plaatvormige Mangaansulfiden. Hierdoor worden de mechanische eigenschappen, in het bijzonder de taatheid, loodrecht op de vervormingsrichting negatief beïnvloed. Volgens Spitzer en Gulden [20] is de voornaamste oorzaak van de negatieve invloed op de breukrek, de insnoering en de kerfslagwaarde de geringe hechting tussen de insluitels en de matrix. Omdat in de dwarsrichting het aandeel van niet-metallische insluitels het grootst is, worden de eigenschappen in die richting het meest beïnvloed. Bovendien zorgen plaatvormige insluitels voor inwendige spanningsconcentraties, die het grootst zijn bij belasting in de dwarsrichting. Uit figuur 4.2 blijkt dat kerfslagproefstaven met de kerf in de vervormingsrichting de laagste kerfslagwaarde hebben en dat een hoger zwavelgehalte in elke richting een negatieve invloed op de kerfslagwaarde heeft.

De ongunstige werking van Sulfide treedt echter alleen op bij taaie breuk en niet bij brosse breuk. Dit blijkt uit figuur 4.3 waarin de breuktaaiheid voor verschillende zwavelgehalten als functie van de temperatuur weergegeven is. Bij lage temperaturen is er geen invloed van het zwavelgehalte merkbaar, terwijl bij hogere temperaturen een afnemend zwavelgehalte een toenemende taaiheid tot gevolg heeft. De sulfiden dienen als holten die bij een taaie breuk naar elkaar groeien tot er scheurvorming optreedt. Hoe meer sulfiden (hoe hoger het zwavelgehalte) hoe meer holten er zijn die kunnen groeien en vervormen.

Spitzer en Gulden [20] geven twee mogelijkheden om de afname van de taaiheid ten gevolge van zwavel te beperken.

- Allereerst zal men moeten proberen het zwavelgehalte zo laag mogelijk te houden. Bij voorkeur moet men een zwavelgehalte onder 0.005% kiezen. In de praktijk wordt voor een goede verspaanbaarheid 5 tot 10 keer zoveel toegepast.
- Omdat staal in het algemeen zwavel bevat ter verbetering van de verspaanbaarheid is kan men het beste zorgen voor de aanwezigheid van bolvormige sulfiden in plaats van plaatvormige sulfiden. Hierdoor wordt de taaiheid verbeterd. Toevoegingen van Calcium, Zirkonium, Titanium en zeldzame aarden vormen bolvormige Sulfiden, terwijl Mangaan juist een plaatvormige Sulfidevormer is.

Het meest werkzaam is een combinatie van deze twee methoden.

4.3 BELASTINGSITUATIE IN FUSEE EN TIJDENS KERFSLAG-PROEVEN

Het vergelijken van het breukgedrag van een staaloort onder verschillende omstandigheden, moet men doen aan de hand van de factoren waardoor het breukgedrag bepaald wordt (vervormingssnelheid, spanningstoestand en temperatuur). Wanneer men een fusee onder praktijkbelasting vergelijkt met een kerfslagproef, zijn de vervormingssnelheid en de spanningstoestand van belang.

- **Spanningstoestand in een fusee**

De relatieve spanningsverdeling die gemeten is in een fusee is weergegeven in figuur 4.4. Het blijkt dat de hoogste spanning optreedt in de radius van de fusee.

Men kan de tap van een fusee vergelijken met een as die op buiging belast wordt. In zo'n as heerst een plane strain spanningstoestand, het is aannemelijk dat dit in een fusee eveneens het geval is. De meest kritieke plaats van de fusee is echter de radius, omdat men daar te maken heeft met een spanningsconcentratie ($K_t \approx 2$). Om zekerheid over de mate van plane strain in de radius van een fusee te krijgen, zal er echter nader onderzoek gedaan moeten worden.

- **Spanningstoestand in een kerfslagproefstuk**

In een kerfslagproefstuk heerst over het algemeen geen plane strain spanningstoestand. De spanningstoestand is afhankelijk van de proefstukbreedte. Hoe breder het proefstuk, hoe groter de verhouding tussen de mate van plane strain en plane stress wordt. Dit wordt veroorzaakt door het feit dat er aan het oppervlak van een proefstuk altijd een plane stress spanningstoestand heerst, die dieper in het oppervlak overgaat naar een plane strain toestand. Tevens wordt de spanningstoestand beïnvloed door de aanwezigheid van de kerf. Deze werkt spanningsverhogend.

- **Reksnelheden in een fusee**

In figuur 4.5 is de rek als functie van de tijd weergegeven, zoals die in de radius van een fusee (113N) gemeten is met een halve rekstrookbrug. De meting is uitgevoerd tijdens een pavec-proef; hierbij rijdt een vrachtwagen met een snelheid van 50 km/h over een zeer oneffen wegdek. In het diagram liggen de rekken in het elastische gebied, en er is niet sprake van een echte overbelasting. Toch kan men hieruit een indruk krijgen van de grootte van de reksnelheden die optreden onder zware omstandigheden. Uit enkele hoge belastingspieken is de reksnelheid bepaald, deze is ongeveer 0.01 s^{-1} ($=1\% \text{ s}^{-1}$). Er wordt aangenomen dat de reksnelheid die optreedt bij een overbelasting, zoals het rijden tegen een stoeprand, in de orde van grootte van 0.1 s^{-1} liggen.

- **Reksnelheden in een kerfslagproefstuk**

De reksnelheid die tijdens een kerfslagproef optreedt kan geschat worden met behulp van een eenvoudig elastisch model (Zie appendix 1). Hierbij zijn wel een aantal aannamen gedaan, waaraan in de praktijk niet altijd voldaan is:

- Eventuele trillingen, veroorzaakt door traagheidseffecten als gevolg van de hoge snelheid waarmee het proefstuk geraakt wordt, hebben geen invloed op de spanningen die bij de kerf van het proefstuk optreden.
- Het proefstuk wordt beschouwd als een prismatische balk.
- Voor het berekenen van de initiële reksnelheid kunnen plastische effecten buiten beschouwing gelaten worden.

Uit het model volgt voor de reksnelheid bij de kerftip van een driepuntsbuigproefstuk:

$$\dot{\epsilon} = K_t * \frac{12e}{L^2} * v \quad (11)$$

waarin:

- v: snelheid waarmee de doorbuiging in het midden van het proefstuk opgelegd wordt,
- ϵ : rek,
- L: opspanlengte van het proefstuk,
- e: afstand tussen de kerftip en de neutrale lijn,
- K_t : spanningsconcentratiefactor.

Wanneer deze formule wordt toegepast volgt voor de orde van grootte van de reksnelheid tijdens een kerfslagproef ca. 100 s^{-1} . In [21] wordt met behulp van computersimulaties eveneens een schatting gemaakt van de reksnelheid die tijdens een kerfslagproef op kan treden. Tot aan het moment van scheurinitiatie wordt een maximale reksnelheid gevonden van 3000 s^{-1} in de nabijheid van de kerf.

Hoewel de genoemde getallen slechts een indicatie zijn van de reksnelheden die op kunnen treden, wordt er toch duidelijk dat de reksnelheid tijdens kerfslagproeven enkele orden van grootte hoger zal liggen dan in een fusee, die aan stootbelasting onderhevig is. Uit appendix 1 volgt dat de reksnelheid omgekeerd evenredig is met de opspanlengte van het proefstuk. De kleine proefstuklengte die men bij de kerfslagproef toepast, is een belangrijke oorzaak van de hoge reksnelheid.

De verschillen de fusee en de kerfslagproef worden nog eens samengevat.

Reksnelheid:

- Kerfslagproef: 10^2 s^{-1} tot 10^3 s^{-1}
- Fusee: 0.1 s^{-1} tot 1 s^{-1}

Spanningstoestand en geometrie-invloed:

- Kerfslagproef: Geen plane strain spanningstoestand gegarandeerd door de geringe proefstukafmetingen. Spanningsconcentratie door de aanwezigheid van de kerf.
- Fusee: Waarschijnlijk een grote mate van plane strain in de tap van de fusee. Spanningsconcentratie in de radius.

5 EXPERIMENTELE OPZET

Het belangrijkste verschil tussen de belastingsituatie in een kerfslagproefstuk en in een fusee is het verschil in reksnelheid. De invloed van de reksnelheid op het breukgedrag van 41CrS4-V en 38MnSiVS5-BY kan onderzocht worden door het uitvoeren van driepuntsbuigproeven bij verschillende belastingssnelheden. De invloed van de mate van plane strain kan ook met driepuntsbuigproeven onderzocht worden, door verschillende proefstukgeometrieën te beproeven.

Er is gekozen om drie verschillende soorten driepuntsbuigproeven uit te voeren:

- Geïnstrumenteerde kerfslagproeven
- Valgewichtproeven
- Snelle driepuntsbuigproeven met een vermoeiingsbank

De geïnstrumenteerde kerfslagproeven zijn standaard kerfslagproeven, waarbij de kracht tijdens het breken van het proefstuk geregistreerd wordt als functie van de tijd.

Door een vergelijking van de valgewichtproeven met de snelle driepuntsbuigproeven wordt de invloed van de reksnelheid op het breukgedrag van beide staalsoorten onderzocht.

Bij de experimenten wordt de kracht als functie van de doorbuiging van het proefstuk bepaald. Hieruit kan men vervolgens de energie bepalen die nodig is om een proefstuk van een bepaalde materiaalsoort te breken. De invloed van de proefstukgeometrie, de reksnelheid en de temperatuur op het breukgedrag van de staalsoorten wordt onderzocht aan de hand van de kracht-doorbuiging-curve en de breukenergie.

5.1 PROEFSTUKGEOMETRIE

Om de invloed van de spanningstoestand te onderzoeken zijn proefstukken gebruikt met twee soorten kerwen en twee verschillende breedten.

De twee geometrieën van de kerf zijn dezelfde als die van veelgebruikte standaard kerfslagproefstukken.

De kerf in het DVM-type-I proefstuk heeft een spanningsconcentratie waarvoor geldt: $K_t \approx 2$. Dit is gelijk aan de spanningsconcentratiefactor voor de radius in de fusee (152N). Daarom is gekozen voor het DVM-type-I proefstuk. Tevens is het Charpy-V-notch proefstuk gekozen, omdat dit het meest gebruikte kerfslagproefstuk is. De spanningsconcentratiefactor als gevolg van de V-notch is ca. 3.5.

Er worden standaard kerfslagproefstukken beproefd (10 mm breed) en extra brede kerfslagproefstukken (30 mm breed). De beproefde geometrieën zijn (Zie figuur 5.1):

- standaard Charpy-V-Notch ($V_{10\text{mm}}$)

-
- standaard DVM-type-I ($U_{10\text{mm}}$)
 - extra brede Charpy-V-Notch ($V_{30\text{mm}}$)
 - extra brede DVM-type-I ($U_{30\text{mm}}$)

5.2 BEPROEVINGSSNELHEDEN

Bij de experimenten wordt het materiaalgedrag bij drie verschillende beproevingssnelheden onderzocht. Er zijn standaard kerfslagproeven met 5 m/s uitgevoerd. De andere snelheden zijn zo gekozen dat zij volgens het model uit appendix 1 overeen komen met ca. 1 s^{-1} en ca. 200 s^{-1} . Voor de gebruikte proefstukgeometrieën komt dit neer op beproevingssnelheden van respectievelijk 10 mms^{-1} en 3 ms^{-1} .

De experimenten bij een snelheid van 10 mms^{-1} zijn uitgevoerd op een hydraulische vermoeiingsbank, de experimenten bij 3 ms^{-1} zijn uitgevoerd op een valgewichtopstelling. Alleen de brede proefstukken zijn beproefd bij deze experimenten. De standaard kerfslagproefstukken zijn beproefd met een standaard kerfslaghamer bij de standaard snelheid van 5 ms^{-1} .

5.3 TEMPERATUURGEBIED

De experimenten zijn uitgevoerd in het temperatuurgebied wat van belang is voor de inzet van vrachtwagens. Als hoogste temperatuur is 20°C gekozen. Als laagste temperatuur -60°C .

6 UITVOERING VAN DE EXPERIMENTEN

6.1 UITGANGSMATERIALEN EN PROEFSTUKORIENTATIE

Er zijn drie staalsoorten beproefd bij de experimenten:

- 41CrS4-V,
- 38MnSiVS5-BY,
- 33MnCrB5.2 (zowel V als VS)

De mechanische eigenschappen van de staalsoorten zijn vermeld in tabel 6.1. In tabel 6.2 zijn de mechanische eigenschappen zoals die in de DAF-norm vermeld zijn. Tabel 6.3 bevat de chemische samenstelling van de staalsoorten, tabel 6.4 bevat de chemische samenstelling volgens de DAF-norm. Foto's van de structuur zijn opgenomen in appendix 6.

- 33MnCrB5.2

Op deze staalsoort zijn alleen geïnstrumenteerde kerfslagproeven uitgevoerd. Deze kerfslagproeven dienden als inleidende serie, waarmee onderzocht is of met de opstelling bruikbare resultaten behaald konden worden. Er zijn met dit materiaal geen valgewichtproeven en geen snelle driepuntsbuigproeven uitgevoerd.

Er is één charge beproefd met twee verschillende warmtebehandelingen; klassiek veredeld en veredeld uit de smeedhitte. De proefstukken zijn in de lengterichting uit stuurstangarmen gehaald. Dit is tevens de walsrichting van het uitgangsmateriaal.

- 41CrS4-V

Van deze staalsoort zijn twee verschillende charges beproefd. De eerste charge is, evenals 33MnCrB5.2, afkomstig uit stuurstangarmen en alleen gebruikt voor de inleidende serie geïnstrumenteerde kerfslagproeven. De tweede charge is aangeleverd als vierkant stafmateriaal (144•144 mm²) in veredelde toestand. De charges zullen aangeduid worden met ¹⁾ of ¹¹⁾.

Er is bij het afschrikken een minimale kritieke afkoelsnelheid nodig om een staalsoort te kunnen harden. Omdat de afkoelsnelheid aan het oppervlak van materiaal het hoogst is, zijn de proefstukken van 41CrS4-V¹¹⁾ uit de rand van het stafmateriaal gehaald. De lengterichting van de proefstukken komt overeen met de walsrichting van het stafmateriaal, zie figuur 6.1. In appendix 6 is de structuur weergegeven aan beide zijden van een 30 mm breed proefstuk. De structuur bestaat voornamelijk uit sorbiet (vervaagde kubische martensiet met globulaire cementiet), waarbij men nog de voormalige austenietkorrelgrenzen kan onderscheiden. Daarnaast vindt men bainiet (naaldvormig) en ferriet. Bainiet ontstaat bij een lagere afkoelsnelheid. Daarom ziet men dat de hoeveelheid bainiet toeneemt naarmate men verder van de rand van het stafmateriaal verwijderd is. Het aanwezige ferriet is voornamelijk ontstaan door een gedeeltelijke omzetting van bainiet tijdens het ontlaten.

- 38MnSiVS5-BY

De staalsoort 38MnSiVS5 is aangeleverd als vierkant stafmateriaal (84•84 mm²). Het materiaal had een bij levering een genormaliseerde structuur. De beste BY-structuur bleek te worden verkregen door blokken van 60•84•84 mm³ de volgende warmtebehandeling te geven:

- 1½ uur op 1100°C,
- afkoelen in vrije lucht.

De proefstukken zijn uit de kern van het stafmateriaal gehaald, omdat daar het materiaal de meest homogene structuur heeft. Bovendien is het materiaal in de kern het meest langzaam afgekoeld, waardoor de grofste korrel ontstaat en de laagste taaiheid. In de praktijk zal de taaiheid dus niet lager worden dan dat van het materiaal van de proefstukken. De kerf is aangebracht aan de zijde die het meest in het midden van het stafmateriaal lag, zie figuur 6.1. In appendix 6 is de structuur van deze staalsoort weergegeven aan beide zijden van een 30 mm breed proefstuk. Er is sprake van een homogene ferritisch-perlitische structuur. De aanwezige perliet is lamellair van vorm. Het ferriet vindt men voornamelijk op de voormalige austenietkorrelgrenzen, maar ook rondom de aanwezige Mangaan-sulfiden. De structuur van 38MnSiVS5-BY is veel grofkorreliger dan de structuur van 41CrS4-V, zoals uit appendix 6 blijkt.

6.2 GEÏNSTRUMENTEERDE KERFSLAGPROEVEN

De geïnstrumenteerde kerfslagproeven zijn uitgevoerd bij de KEMA in Arnhem. Er is een standaard kerfslaghamer met een capaciteit van 300 J gebruikt. De slagvin is voorzien van een volledige rekstrookbrug. Hiermee wordt gedurende het breken van het proefstuk de kracht als functie van de tijd geregistreerd. Dit signaal wordt opgeslagen met een transiëntrecorder en vervolgens met een plotter op papier vastgelegd. Omdat de transiëntrecorder niet aan een PC gekoppeld kon worden, was het niet mogelijk om de data te bewaren, voor eventuele berekeningen. Bij het starten van de volgende test ging de data verloren. Van elk proefstuk wordt naast het kracht-tijd-signaal tevens de kerfslagwaarde bepaald met behulp van de wijzer op de kerfslaghamer.

De kerfslagproefstukken worden op de juiste temperatuur gebracht door ze in een bad met alcohol te leggen. De alcohol wordt gekoeld met vloeibare stikstof. Wanneer een proefstuk uit de alcohol gehaald is, wordt de kerfslagproef, overeenkomstig DIN-norm 50115 [5], binnen 5 seconden uitgevoerd. Als onnauwkeurigheid in de temperatuur mag dan $\pm 2^\circ\text{C}$ opgegeven worden. Wanneer proeven bij 20°C zijn uitgevoerd, wordt kamertemperatuur bedoeld. Hier geldt een grotere onnauwkeurigheid dan $\pm 2^\circ\text{C}$.

Elke kerfslagproef wordt in drievoud uitgevoerd, om een indruk van de spreiding te krijgen die optreedt bij de proeven.

Proefstukken die beproefd zijn:

- $V_{10\text{mm}}$ (Standaard CVN-proefstuk)
- $U_{10\text{mm}}$ (Standaard DVM-type-I proefstuk)

Beproefde staalsoorten:

- 33MnCrB5.2-V en 33MnCrB5.2-VS
- Twee charges 41CrS4-V
- 38MnSiVS5-BY

6.3 VALGEWICHTPROEVEN

Voor de valgewichtproeven is een Dynatup 8000A valhamer gebruikt, voorzien van een beitel (tup) die voldoet aan de norm voor de standaard Charpy-kerfslagproef. De valgewichtproeven zijn met een snelheid van 3.0 ms^{-1} uitgevoerd. Het valgewicht heeft een massa van 70.31 kg. Met een hele rekstrookbrug wordt tijdens het breken van het proefstuk de brugverstoring als functie van de tijd gemeten. Met behulp van een (statische) calibratie van de tup, kan de brugverstoring omgerekend worden naar de kracht die op het proefstuk wordt uitgeoefend. Dit signaal wordt geregistreerd met behulp van een digitale oscilloscoop (Nicolet 410), met een snelheid van $1 \cdot 10^6$ samples per seconde. In appendix 2 is het elektrische aansluitschema gegeven. Met de oscilloscoop kan het signaal op een floppy disc worden bewaard, zodat het mogelijk is om het signaal achteraf met behulp van een PC te verwerken.

Gebruikte Proefstukgeometrieën:

- $V_{30\text{mm}}$ (extra breed CVN-proefstuk)
- $U_{30\text{mm}}$ (extra breed DVM-type-I proefstuk)

Beproefde staalsoorten:

- 41CrS4-V
- 38MnSiVS5-BY

6.4 SNELLE DRIEPUNTSBUIGPROEVEN

De snelle driepuntsbuigproeven zijn uitgevoerd met een hydraulische 25 tons vermoeiingsbank, die tevens als trek/drukbank dienst kan doen.

De beproevingssnelheid is 10 mms^{-1} .

Gebruikte proefstukgeometrieën:

- $V_{30\text{mm}}$ (extra breed CVN-proefstuk)
- $U_{30\text{mm}}$ (extra breed DVM-type-I proefstuk)

Beproefde staalsoorten:

- 41CrS4-V
- 38MnSiVS5-BY

Voor de experimenten wordt de vermoeiingsbank verplaatsingsgestuurd. Het signaal van de kracht en de verplaatsings worden geregistreerd met een digitale oscilloscoop (Nicolet 410), met een snelheid van 5000 samples per seconde. De verplaatsing van de aandrukrol wordt tevens als de doorbuiging van het midden van het proefstuk beschouwd.

De geometrie van de opstelling is weergegeven in figuur 6.2.

De proefstukken zijn gekoeld met vloeibare CO₂. Met een dummyproefstuk is de temperatuur van de proefstukken tijdens het koelen gemeten. De experimenten zijn uitgevoerd binnen tien seconden nadat het proefstuk uit de koeling gehaald is. Om de proefstukken zo snel te kunnen positioneren is een aanslag van PVC gebruikt.

6.5 VERWERKING VAN DE RESULTATEN

- Bepaling van de doorbuiging en de breukenergie

De belangrijkste grootheden die berekend worden uit de resultaten van de valgewichtproeven en de driepuntsbuigproeven zijn:

- de doorbuiging,
- de energie als functie van de doorbuiging,

Bij de snelle driepuntsbuigproeven wordt de kracht gemeten met een gecalibreerde krachtopnemer. De tup van de valhamer is geijkt met een drukbank. Als de calibratieconstanten van de vermoeiingsbank en de valhamer bekend zijn, kan het gemeten signaal omgerekend worden naar de kracht. Hetzelfde kan met de verplaatsing gedaan worden die door de verplaatsingsopnemer van de vermoeiingsbank gemeten is.

- Doorbuiging

Bij de snelle driepuntsbuigproeven is de doorbuiging gelijk aan de verplaatsing van de aandrukrol en hoeft niet apart berekend te worden.

Bij de valgewichtproeven moet de doorbuiging van het proefstuk berekend worden, omdat deze niet apart gemeten is. De berekening van de doorbuiging is op de volgende manier uitgevoerd:

Omdat de massa van het valgewicht bekend is, en de kracht die door het valgewicht op het proefstuk wordt uitgeoefend, kan de versnelling van het valgewicht als functie van de tijd berekend worden. (Waarbij men rekening houdt met de versnelling als gevolg van de zwaartekracht) Als de snelheid van het valgewicht bekend is op het

moment dat het proefstuk geraakt wordt, kan men door het integreren van de versnelling als functie van de tijd de snelheid als functie van de tijd berekenen. De integraal van de snelheid als functie van de tijd levert ten slotte de verplaatsing van het valgewicht op.

Wanneer men aanneemt dat er tijdens het breken van het proefstuk geen contactverlies tussen de beitel en het proefstuk optreedt, dan is de verplaatsing van de hamer gelijk aan de doorbuiging in het midden van het proefstuk.

- **Energie**

De energie die nodig is voor het breken van het proefstuk kan berekend worden door de kracht numeriek te integreren als functie van de doorbuiging (=verplaatsing van het valgewicht).

- **Metten van de snelheid van het valgewicht**

Om de doorbuiging van het proefstuk tijdens een valgewichtproef te kunnen berekenen moet de snelheid waarmee de beitel het proefstuk raakt nauwkeurig bekend zijn.

De meting van de snelheid gebeurt met behulp van een foto-elektrische meetcel. Deze wordt gepasseerd door twee vlaggen die aan het valgewicht bevestigd zijn. De tijdsduur tussen het passeren van de vlaggen wordt bepaald met de digitale oscilloscoop. Wanneer de afstand tussen de vlaggen bekend is, kan men op deze manier de snelheid van het gewicht berekenen, voordat het proefstuk geraakt wordt.

De afstand die het gewicht nog aflegt na het meten van de snelheid, is kleiner dan 5 mm. De snelheid van het gewicht is dan ca. 3 m/s, zodat de tijdsduur tussen het meten van de snelheid en het raken van het proefstuk niet groter kan zijn dan 1.7 ms. Het gewicht ondervindt in die tijd een versnelling van ca. 1.5 cm/s. De snelheid van het valgewicht kan op deze manier binnen een nauwkeurigheid van 1% bepaald worden.

- **De energie bij maximale belasting**

De energie die bij een kerfslagproef gemeten wordt bestaat uit de energie die nodig is voor scheurinitiatie (E_1) en de energie die nodig is voor scheurpropagatie (E_2 en E_3), zie figuur 6.3, [22]. Voor brosse materialen geldt dat de totale breukenergie gelijk is aan E_1 . Voor taaie materialen kan E_2 een aanzienlijk bijdrage aan de kerfslagwaarde leveren. Na het moment van maximale belasting, D_m , neemt de kracht die nodig is om het proefstuk verder te doen bezwijken af door de aanwezigheid van een scheur. In de praktijk is men niet alleen in de totale breukenergie geïnteresseerd, maar ook in de energie tot aan D_m , omdat tot deze doorbuiging het proefstuk (de constructie) zijn sterkte behoudt.

Dit punt is niet hetzelfde als het scheurinitiatiepunt [23]. Het initiatiepunt ligt bij brosse materialen wel op het punt van maximale belasting. Bij taaie materialen ligt het initiatiepunt vóór het punt van maximale belasting. Dit komt omdat er na het initiëren van een scheur nog versterking in het materiaal op kan treden als gevolg van plasticiteit.

Bij het verwerken van de resultaten wordt zowel de totale breukenergie bepaald, als de energie tot aan de maximale belasting.

7 RESULTATEN VAN DE EXPERIMENTEN

7.1 GEÏNSTRUMENTEERDE KERFSLAGPROEVEN

In appendix 5 zijn de kracht-tijd-diagrammen weergegeven die tijdens de geïnstumenteerde kerfslagproeven zijn opgenomen. De gemeten kerfslagwaarden staan in tabel 7.1.

In de figuren 7.1 en 7.2 is de kerfslagwaarde van de beproefde staalsoorten uitgezet als functie van de temperatuur.

7.1.1 Energiecurves

Bij alle staalsoorten loopt de kerfslagwaarde op als functie van de temperatuur. Tevens is in alle gevallen de kerfslagwaarde lager bij de $V_{10\text{mm}}$ geometrie dan bij de $U_{10\text{mm}}$ geometrie.

In figuur 7.3 zijn de kerfslagwaarden van 41CrS4-V, de $V_{10\text{mm}}$ geometrie van beide charges uitgezet als functie van de temperatuur. Bij -20°C is de kerfslagwaarde van de eerste charge hoger dan die van de tweede charge. Dit kan duiden op een lagere overgangstemperatuur van de eerste charge. De eerste charge heeft echter een hogere treksterkte, waardoor lager kerfslagwaarde en een hogere overgangstemperatuur verwacht wordt. Gezien de spreiding in de kerfslagwaarden kan men verder geen significante verschillen aantonen tussen de beide charges.

In figuur 7.4 worden de kerfslagwaarden van de beproefde staalsoorten bij 20°C vergeleken:

41CrS4-V:	$A_{\text{CVN}} \geq 60 \text{ J}$, $A_{\text{DVM}} \geq 80 \text{ J}$
33MnCrB5.2-V:	$A_{\text{CVN}} \geq 46 \text{ J}$, $A_{\text{DVM}} \geq 60 \text{ J}$
33MnCrB5.2-VS:	$A_{\text{CVN}} \geq 24 \text{ J}$, $A_{\text{DVM}} \geq 34 \text{ J}$
38MnSiVS5-BY:	$A_{\text{CVN}} \geq 8 \text{ J}$, $A_{\text{DVM}} \geq 17 \text{ J}$

De kerfslagwaarde van 33MnCrB5.2-V is over het temperatuurgebied vrijwel gelijk aan de kerfslagwaarde van 41CrS4-V. De kerfslagwaarde van 33MnCrB5.2-VS is over het hele temperatuurgebied lager dan die van 41CrS4-V en 33MnCrB5.2-V. De kerfslagwaarde van 38MnSiVS5-BY is vrijwel gelijk voor beide proefstukgeometrieën, alleen bij 20°C is de kerfslagwaarde van 38MnSiVS5-BY, de $U_{10\text{mm}}$ geometrie hoger. Bij 33MnCrB5.2-VS is de kerfslagwaarde van de $U_{10\text{mm}}$ geometrie over het hele temperatuurgebied hoger dan die van de $V_{10\text{mm}}$ geometrie. De kerfslagwaarde van 33MnCrB5.2-VS, $V_{10\text{mm}}$ is vrijwel gelijk aan die van 38MnSiVS5-BY, $U_{10\text{mm}}$.

7.1.2 Kracht-tijd- en kracht-doorbuiging-curves

Op twee manieren kan men bij geïnstrumenteerde kerfslagproeven de energie bepalen die nodig is voor het breken van het proefstuk:

- De breukenergie is gelijk aan de afname van de kinetische energie van de hamer, die bepaald kan worden uit het verschil tussen de begin en de eindhoogte van de hamer.
- Het oppervlak onder kracht-doorbuiging-curve is gelijk aan de energie die door de hamer aan het proefstuk is overgedragen.

Verschillen tussen deze twee methoden kunnen ontstaan door [24]:

- Verlies van energie door longitudinale oscillaties van de kerfslaghamer.
- Geen detectie van de dwarskrachten die door de hamer op het proefstuk worden uitgeoefend, omdat met de krachtopnemer slechts krachten in één richting gemeten worden.
- Oscillaties van het proefstuk gedurende de tijd dat er geen contact is tussen de hamer en het proefstuk. Dit kan gebeuren als gevolg van de traagheid van het proefstuk.

De verschillen in energie worden niet waargenomen wanneer de afname van de snelheid van de kerfslaghamer niet hoger is dan 20% [24]. Het verloop van de kracht-doorbuiging-curve wordt dan niet beïnvloed door de afname van de snelheid van de hamer. Dit criterium komt overeen met de eis dat de beschikbare energie minstens drie maal zo hoog is als de energie die nodig is voor het breken van het proefstuk.

De kerfslaghamer die bij dit onderzoek gebruikt is heeft een initiële energie van 300 J. De gemeten kerfslagwaarden komen niet boven de 100 J uit (Alleen bij 41CrS4-V vindt men één keer 104 J en één keer 106 J als kerfslagwaarde). Men kan zeggen dat aan het criterium voldaan is.

De resultaten van de geïnstrumenteerde kerfslagproeven zijn opgenomen in appendix 5. Het oppervlak onder elke grafiek van de eerste meetserie is met behulp van een planimeter bepaald. Dit oppervlak is in figuur 7.5 uitgezet als functie van de kerfslagwaarde. De twee grootheden blijken rechtevenredig te zijn; dit betekent dat de energie die men bepaalt met behulp van de wijzer op de kerfslaghamer overeenkomt met de energie die men bepaalt aan de hand van het oppervlak onder het kracht-tijd-diagram. Dit geldt alleen binnen de nauwkeurigheid waarmee het oppervlak onder de kracht-tijd-diagrammen gemeten is.

Het blijkt dat tijdens het uitvoeren van de kerfslagproef de snelheid van de hamer niet zoveel is afgenomen dat hierdoor het verloop van de kracht als functie van de tijd beïnvloed wordt. De kracht-tijd-diagrammen kunnen zodoende als krachtverplaatsingdiagrammen opvatten. Wanneer men er van uit gaat dat er gedurende het breken van het proefstuk contact blijft tussen de hamer en het proefstuk, is de verplaatsing

van de hamer gelijk aan de doorbuiging van het proefstuk. De kracht-verplaatsingdiagrammen zijn dan gelijk aan de kracht-doorbuiging-diagrammen.

7.2 VALGEWICHTPROEVEN

In appendix 3 zijn de kracht-doorbuiging-diagrammen weergegeven die zijn opgenomen tijdens de valgewichtproeven. In figuur 7.6 zijn voor 38MnSiVS5-BY in één grafiek verschillende kracht-tijd-curves weergegeven, zoals ze gemeten zijn tijdens de valgewichtproeven. In figuur 7.7 is hetzelfde gedaan voor 41CrS4-V. De curves lopen vrijwel gelijk tot het moment waarop de kracht plotseling sterk afneemt. Deze sterke afname van de kracht wordt veroorzaakt door bros breukgedrag in het proefstuk (brosse scheurinitiatie of brosse restbreuk). Uit de grote overeenkomst tussen de curves (zelfs tot in detail) blijkt dat de meetnauwkeurigheid ruim voldoende is om verschillen in breukgedrag tussen 38MnSiVS5-BY en 41CrS4-V waar te kunnen nemen.

7.3 SNELLE DRIEPUNTSBUIGPROEVEN

In appendix 4 zijn de kracht-doorbuiging-diagrammen weergegeven die zijn opgenomen bij de snelle driepuntsbuigproeven. Om de reproduceerbaarheid van de snelle driepuntsbuigproeven te onderzoeken zijn in figuur 7.8 kracht-doorbuiging-diagrammen van 38MnSiVS5-BY weergegeven die zijn opgenomen onder gelijke proefomstandigheden. In figuur 7.9 is dit gedaan voor de 41CrS4-V. Er geldt, evenals bij de valgewichtproeven dat de curves vrijwel gelijk lopen tot het moment waarbij de kracht plotseling sterk afneemt. Tevens blijkt dat aan het begin van iedere curve een afwijking van het elastisch gedrag optreedt. Dit wordt veroorzaakt door de vervorming van de meetopstelling bij het aanbrengen van de kracht, en kan beschouwd worden als een aanloopverschijnsel. De invloed van de afwijking van het elastische gedrag op de energie is klein, omdat er sprake is van lage krachten. De invloed op de doorbuiging is ook gering.

7.4 VERLOOP VAN DE KRACHT-DOORBUIGING-CURVES

Er kunnen een aantal verschillende types kracht-doorbuiging-curves onderscheiden worden [25], zie figuur 7.10.

- Type 1: brosse scheurinitiatie en propagatie zonder plastische vervorming.
- Type 2: brosse scheurinitiatie na enige plastische vervorming.
- Type 3: taaie scheurinitiatie gevolgd door een brosse restbreuk.
- Type 4: taaie scheurinitiatie en -propagatie.

Voor toepassing in constructies is het materiaalgedrag wat hoort bij type 4 het meest wenselijk (zowel taaie scheurinitiatie als scheurpropagatie), en type 1 het minst (brosse scheurinitiatie gevolgd door een brosse restbreuk).

In tabel 7.2 is voor elke beproefde staalsoorten en elke proefstukgeometrie het type kracht-doorbuiging-curve gegeven als functie van de temperatuur.

- **38MnSiVS5-BY:**

De enige kracht-doorbuiging-curves die bij deze staalsoort waargenomen worden zijn van het type 1 of type 2. Dat wil zeggen dat er altijd brosse scheurinitiatie op is getreden. Onder -20°C wordt zelfs geen plasticiteit meer waargenomen (alleen nog type 1 gevonden).

- **41CrS4-V:**

Tot -60°C vindt altijd enige mate van plasticiteit plaats, en bij 20°C vindt bijna uitsluitend taaie scheurinitiatie plaats. (Alleen bij de $V_{30\text{mm}}$ geometrie en een belastingssnelheid van 3 m/s wordt brosse scheurinitiatie gevonden, type 2).

- **33MnCrB5.2-V:**

Tot -20°C worden bij de geïnstrumenteerde kerfslagproeven uitsluitend curves van het type 4 waargenomen (taaie scheurinitiatie en propagatie). Bij -40°C wordt de eerst brosse scheurinitiatie gevonden.

- **33MnCrB5.2-VS:**

Bij deze staalsoort wordt alleen bij 20°C een taaie scheurinitiatie waargenomen (type 3). Bij lagere temperaturen vindt men alleen type 1 en 2.

7.5 BREUKVLAKONDERZOEK

De breukvlakken van de proefstukken van 38MnSiVS5-BY en van 41CrS4-V zijn macroscopisch en microscopisch onderzocht.

- **Macroscopisch breukvlakonderzoek**

Het breukvlak van de standaard kerfslagproefstukken vertoont globaal hetzelfde uiterlijk als het breukvlak van de extra brede proefstukken. In appendix 6 zijn foto's van de brede proefstukken van 38MnSiVS5-BY en van 41CrS4-V opgenomen.

Het breukvlak van 38MnSiVS5-BY heeft onder alle proefomstandigheden hetzelfde uiterlijk. Het is vlak en over het gehele oppervlak glinsterend, wat wijst op een compleet brosse breuk onder alle omstandigheden.

Bij het breukvlak van 41CrS4-V kan men twee verschillende fasen onderscheiden, afhankelijk van de proefomstandigheden. Een glinsterende fase en een donkere, matte fase. Het breukvlak kan geheel glinsterend of geheel mat zijn, maar een combinatie

van beide fasen is ook mogelijk. In het laatste geval bevindt de glinsterende fase zich in het midden van het breukvlak en wordt omringd door de matte fase.

- **Microscopisch breukvlakonderzoek**

Met behulp van SEM-opnamen (zie appendix 6) zijn de breukvlakken van 38MnSiVS5-BY en van 41CrS4-V onderzocht. Het blijkt dat de glinsterende fase van zowel 38MnSiVS5-BY als 41CrS4-V duidt op brosscheuruitbreiding. Tevens blijkt dat de donkere, matte fase van het breukvlak van 41CrS4-V gepaard gaat met taaie scheuruitbreiding. Op de breukvlakken van 41CrS4-V die beide fasen laten zien, kan men een overgang waarnemen van taaie naar brosscheuruitbreiding.

De resultaten van het breukvlakonderzoek komen overeen met de voorspellingen over de scheurgroei die aan de hand van het type kracht-doorbuiging-curve gedaan worden:

- Type 1 en 2 (brosscheurinitiatie en -propagatie):

Het breukvlak van de proefstukken met kracht-doorbuiging-curves van type 1 of 2 is geheel glinsterend en vlak. Deze curves gaan inderdaad gepaard met volledig brosscheurgedrag.

- Type 3 (taaie scheurinitiatie gevolgd door brosscheurrestbreuk):

Deze curves horen bij proefstukken waarvan het breukvlak bestaat uit de glinsterende fase die omringd wordt door de matte fase. De scheurinitiatie is dus taaie en bij een zekere scheurlengte volgt een brosscheurpropagatie. Dit wordt alleen waargenomen bij 41CrS4-V en niet bij 38MnSiVS5-BY.

- Type 4 (taaie scheurinitiatie en taaie restbreuk):

Dit type curve vindt men bij proefstukken waarvan het breukvlak volledig uit de donkere, matte fase bestaat (alleen 41CrS4-V).

Het breukvlakonderzoek ondersteunt kennelijk de voorspellingen van het breukgedrag aan de hand van het verloop van de kracht-doorbuiging-curve.

7.6 BREUKENERGIE ALS FUNCTIE VAN DE TEMPERATUUR

Om de breukenergie die bij verschillende proefstukgeometrieën horen te kunnen vergelijken, wordt de energie gedeeld door de grootte van het oppervlak van het proefstuk bij de kerf. Dit wordt de genormeerde breukenergie genoemd. In de figuren 7.11 t/m 7.14 is de totale breukenergie uitgezet als functie van de temperatuur voor de verschillende staalsoorten en de verschillende proefstukgeometrieën. De genormeerde totale breukenergieën, gemeten aan proefstukken met een U-vormige kerf en met een V-vormige kerf, zijn in aparte grafieken weergegeven.

Hetzelfde is in de figuren 7.15 t/m 7.18 gedaan voor de genormeerde energie bij maximale belasting. In deze figuren zijn alleen de resultaten van de valgewichtproeven en van de snelle driepuntsbuigproeven weergegeven, omdat bij de kerfslagproeven de energie bij maximale belasting niet bepaald is. De energie bij maximale belasting en de totale breukenergie zijn alleen verschillend wanneer er taaie scheurinitiatie is opgetreden (kracht-doorbuiging-curves van type 3 of 4). Uit tabel 7.2 blijkt dat dit, afgezien van 33MnCrB5.2-V alleen voorkomt bij 41CrS4-V. Voor 38MnSiVS5-BY vallen de curves van de totale energie en de energie bij maximale belasting vrijwel samen.

Het blijkt dat bij de geïnstrumenteerde kerfslagproeven de hoogste genormeerde totale breukenergie gevonden wordt. De laagste genormeerde totale breukenergie wordt gevonden bij de valgewicht proeven. De genormeerde breukenergie van de snelle driepuntsbuigproeven ligt er tussenin. Dit geldt voor 41CrS4-V en 38MnSiVS5-BY en voor zowel de U-vormige kerf als de V-vormige kerf.

7.7 MAXIMALE BELASTING

De maximale belasting die optreedt tijdens een driepuntsbuigproef zal sterk afhangen van de manier waarop scheurinitiatie optreedt. Wanneer taaie scheurinitiatie optreedt (kracht-doorbuiging-curve van type 3 of type 4) zal de maximale belasting weinig variëren. In het geval van brosse scheurinitiatie in het elastische gebied zal de maximale belasting afhangen van de energie die door het proefstuk geabsorbeerd is tot het moment van scheurinitiatie.

In de figuren 7.19 t/m 7.22 is de maximale belasting uitgezet tegen de genormeerde totale breukenergie. De maximale kracht is genormeerd op de breedte van het proefstuk en de totale breukenergie is genormeerd op de grootte van het minimale oppervlak van de doorsnede van het proefstuk.

Boven een genormeerde breukenergie van 0.15 J/mm^2 blijft de maximale belasting constant. Onder 0.15 J/mm^2 neemt de belasting sterk af. Dit geldt voor beide proefstukgeometrieën.

Het verloop van de curves wordt het meest beïnvloed door de vorm van de kerf. De V-vormige kerf leidt tot een hogere maximale belasting dan de U-vormige kerf, zie figuur 7.23. Dit geldt voor 38MnSiVS5-BY en voor 41CrS4-V. Alleen in het gebied onder 0.15 J/mm^2 is er geen verschil meer waar te nemen.

De curves van 38MnSiVS5-BY en 41CrS4-V sluiten goed op elkaar aan en overlappen elkaar een gedeelte, zie figuur 7.24 dit geldt voor beide kerfgeometrieën. Het verschil tussen beide staalsoorten is dat de maximale belasting bij 38MnSiVS5-BY sterk afneemt als de breukenergie afneemt. Dit komt omdat er bij

deze lage breukenergieën alleen brosscheurinitiatie optreedt, in het elastische gebied (kracht-doorbuiging-curves van type 1).

7.8 INVLOED VAN DE PROEFSTUKGEOMETRIE OP HET BREUKGEDRAG VAN 41CrS4-V EN 38MnSiVS5-BY

7.8.1 Effect van de proefstukgeometrie op het kracht-tijd-diagram

In de figuren 7.25 en 7.26 zijn voor 41CrS4-V en 38MnSiVS5-BY bij 20°C de kracht-tijd-curves voor verschillende proefstukgeometrieën in één grafiek weergegeven. De stijfheid van de $V_{30\text{mm}}$ proefstukken is hoger (Dit geldt voor beide staalsoorten). De belasting waarbij plasticiteit optreedt is eveneens bij de $V_{30\text{mm}}$ proefstukken hoger. 38MnSiVS5-BY vertoont geen plasticiteit bij de $V_{30\text{mm}}$ geometrie, maar bezwijkt in het elastische gebied.

- De verhoging van de stijfheid is een gevolg van het grotere oppervlak van de dwarsdoorsnede van de $V_{30\text{mm}}$ proefstukken ten opzichte van de $U_{30\text{mm}}$ proefstukken.
- De verhoging van de belasting waarbij plasticiteit optreedt is een gevolg van de hogere mate van constraint in de $V_{30\text{mm}}$ proefstukken.

Bij de geïnstrumenteerde kerfslagproeven kan men het verschil in stijfheid van tussen de $U_{10\text{mm}}$ en de $V_{10\text{mm}}$ niet waarnemen vanwege de grote oscillaties die optreden in het kracht-tijd-signaal. Een duidelijk verschil is wel dat de maximale belasting hoger is bij de $V_{10\text{mm}}$ proefstukken dan bij de $U_{10\text{mm}}$ proefstukken.

7.8.2 Invloed van de proefstukgeometrie op de energiecurves

De invloed van de proefstukdikte op het breukgedrag van 38MnSiVS5-BY en 41CrS4-V kan onderzocht worden door de resultaten van de geïnstrumenteerde kerfslagproeven te vergelijken met de resultaten van de valgewichtproeven.

Uit figuur 7.11 t/m 7.14 blijkt dat de genormeerde breukenergie het hoogst is bij de geïnstrumenteerde kerfslagproeven; een dunner proefstuk heeft een hogere breukenergie per oppervlakteenheid tot gevolg.

Dit wordt veroorzaakt door een afname van constraint wanneer het proefstuk dunner wordt. In de $V_{30\text{mm}}$ en de $U_{30\text{mm}}$ proefstukken is een hogere mate van plane strain aanwezig dan in de $V_{10\text{mm}}$ en de $U_{10\text{mm}}$ proefstukken.

Niet alleen de dikte, maar ook de vorm van de kerf heeft invloed op de mate van constraint in een proefstuk. Om dit te onderzoeken zijn curves gemaakt van de genormeerde totale breukenergie als functie van de temperatuur en de vorm van de kerf, zie figuur 7.27 t/m 7.30.

De laagste genormeerde breukenergie treedt bij beide staalsoorten en bij beide proefstukbreedtes op bij de V-notch.

Het verschil in constraint, veroorzaakt door de kerf en de proefstukdikte, is het grootst tussen de $V_{30\text{mm}}$ en de $U_{10\text{mm}}$ geometrie, zoals in figuur 7.31 en 7.32 is waar te nemen. De curves die horen bij de $V_{10\text{mm}}$ en de $U_{30\text{mm}}$ proefstukken overlappen elkaar gedeeltelijk, zowel voor 38MnSiVS5-BY als voor 41CrS4-V, zie figuur 7.33 en 7.34.

Wanneer men niet de totale breukenergie beschouwt, maar de energie bij maximale belasting, vindt men eveneens een lagere genormeerde energie bij de V-geometrie dan bij de U-geometrie.

7.9 INVLOED VAN DE BELASTINGSSNELHEID OP HET BREUKGEDRAG VAN 41CrS4-V EN 38MnSiVS5-BY

De invloed van de belastingssnelheid op het breukgedrag van 41CrS4-V en 38MnSiVS5-BY wordt onderzocht door de valgewichtproeven met de snelle driepuntsbuigproeven te vergelijken.

7.9.1 Invloed van de belastingssnelheid op het kracht-doorbuiging-diagram

In het algemeen is het belangrijkste effect van een verhoging van de belastingssnelheid een verbrossing van staal. Er treedt bij lagere doorbuiging bros breukgedrag op. Dit kan men waarnemen in de kracht-doorbuiging-curve.

Bij 41CrS4-V is er bij de langzame proeven bij 20°C sprake van volledig taaie breuk (beide proefstukgeometrieën). Dit is niet het geval bij de snelle proeven, waarbij men na een taaie scheurinitiatie een brosse restbreuk krijgt.

In het geval van de langzame proeven laat 38MnSiVS5-BY in de buurt van 20°C enige plasticiteit zien. De bros/taai-overgang zal voor de langzame belastingssnelheid bij ca. 20°C beginnen. Bij de snelle proeven is de overgang nog niet waar te nemen, deze komt waarschijnlijk bij hogere temperaturen. (Bij 20°C is er een $U_{30\text{mm}}$ proefstuk waarbij enige mate van plasticiteit waar te nemen valt bij de snelle proeven.)

7.9.2 Invloed van de belastingssnelheid op de energiecurve

Uit figuur 7.35 t/m 7.38 blijkt dat totale breukenergie afneemt met een toename van de belastingssnelheid. Dit geldt zowel voor 41CrS4-V als voor 38MnSiVS5-BY en zowel voor de $V_{30\text{mm}}$ geometrie als voor de $U_{30\text{mm}}$ geometrie. Niet alleen de hoogte

van de energiecurve wordt beïnvloed door de belastingssnelheid, maar tevens de plaats waar een eventuele overgang plaatsvindt.

Zo blijkt 41CrS4-V (de U_{30mm}) een afname te laten zien van de totale breukenergie in de buurt van -20°C bij hoge belastingssnelheden, die bij lage belastingssnelheden niet waargenomen wordt, zie figuur 7.37. De curve bij de lage belastingssnelheden neemt continu af, met een afnemende temperatuur, maar vertoont geen knik. Verwacht wordt dat de knik bij lagere temperaturen wordt waargenomen dan -60°C .

Bij de V_{30mm} geometrie is hetzelfde effect waar te nemen, zij het dat de spreiding in de proeven de resultaten iets minder zeker maakt. Men ziet dat de totale breukenergie oploopt vanaf ca. -20°C bij zowel de snelle als de langzame proeven. De curve die bij de snelle proeven hoort, blijft echter onder die van de langzame proeven, wat betekent dat de curve door een verhoging van de belastingssnelheid naar hogere temperaturen wordt verschoven.

38MnSiVS5-BY vertoont soortgelijk gedrag. Zoals bij de kracht-doorbuiging-curves is waargenomen, begint bij ca. 20°C plasticiteit op te treden bij de langzame proeven. Dit zou kunnen duiden op het begin van de bros/taai-overgang. Dit gedrag wordt in de energiecurves ook waargenomen. Zowel bij de V_{30mm} geometrie als bij de U_{30mm} geometrie stijgt de energiecurve van de langzame proeven tussen 0°C en 20°C . Deze stijging is bij de snelle proeven niet waar te nemen. Ook dit duidt weer op een verschuiving van de energiecurve naar hogere temperaturen bij een toename van de belastingssnelheid.

Het heeft niet veel nut om de totale breukenergie en de energie bij maximale belasting van 38MnSiVS5-BY te vergelijken, omdat deze door het brosse breukgedrag vrijwel gelijk zullen zijn.

Voor 41CrS4-V zijn de energie bij maximale belasting en de totale breukenergie vergeleken. In figuur 7.39 t/m 7.42 zijn de curves weergegeven voor de V_{30mm} en de U_{30mm} geometrie en voor de snelle en de langzame proeven. De energie bij maximale belasting is onafhankelijk van de temperatuur bij 41CrS4-V, de U_{30mm} geometrie. Dit komt omdat er taaie scheurinitiatie optreedt, zoals men aan de kracht-tijd-curves kan zien. De totale breukenergie neemt echter af, en is bij ca. -60°C vrijwel gelijk aan de energie bij maximale belasting. Dat betekent dat onder deze temperatuur brosse scheurinitiatie op zal gaan treden bij de langzame proeven.

Bij de snelle proeven is onder -30°C de totale breukenergie gelijk aan de energie bij maximale belasting, zie figuur 7.40. Boven -30°C blijft de energie bij de maximale belasting constant, evenals bij de langzame proeven. De totale breukenergie blijft toenemen. De overgang van brosse naar taaie scheurinitiatie vindt plaats bij ca. -30°C . Uit de vergelijking van de snelle met de langzame proeven blijkt dat bij een hogere belastingssnelheid de overgangstemperatuur hoger is geworden.

Bij de $V_{30\text{mm}}$ geometrie neemt men hetzelfde waar. Het verschil tussen de belastingssnelheden is echter niet zo duidelijk als bij de $U_{30\text{mm}}$ geometrie. Bovendien is door de hogere constraint bij de $V_{30\text{mm}}$ geometrie de temperatuur waarbij taai scheurinitiatie op kan treden hoger dan bij de $U_{30\text{mm}}$ geometrie.

Uit het verloop van de energiecurves blijkt dat de belastingssnelheid zowel bij 41CrS4-V als bij 38MnSiVS5-BY invloed heeft op het breukgedrag. Bij 41CrS4-V geldt onder de omstandigheden dat het bros/taai-overgangsgebied ligt tussen de -60°C en de 20°C , afhankelijk van de belastingssnelheden en de proefstukgeometrie. Het overgangsgebied van 38MnSiVS5-BY heeft als ondergrens ca. 0°C . Waar de temperatuur ligt waarbij taai scheurinitiatie op kan treden kan niet uit de experimenten gehaald worden.

7.10 VERSCHIL IN BREUKGEDRAG TUSSEN 41CrS4-V EN 38MnSiVS5-BY

In figuur 7.43 zijn is voor de $U_{30\text{mm}}$ -geometrie de breukenergie van de beide staalsoorten weergegeven als functie van de beproevingssnelheid bij 20°C . De taaiheid van beide staalsoorten neemt toe met een afnemende beproevingssnelheid en het verschil tussen 38MnSiVS5-BY en 41CrS4-V wordt kleiner. Toch is de breukenergie van 38MnSiVS5-BY bij 0.01 m/s nog minder dan de helft van die van 41CrS4-V. In figuur 7.44 is voor de $U_{30\text{mm}}$ -geometrie de breukenergie gemiddeld over -40 to -20°C weergegeven als functie van de beproevingssnelheid. De taaiheid van 38MnSiVS5-BY laat bij deze lage temperaturen bijna geen verbetering meer zien bij 0.01 m/s ten opzichte van 3 m/s. Wel ziet men dat de taaiheid van 41CrS4-V bij 3 m/s sterk is afgenomen.

- In het hele temperatuurgebied van -60 to 20°C laat 38MnSiVS5-BY alleen brosse scheurinitiatie zien, 41CrS4-V heeft een overgangsgebied van overwegend brosse scheurinitiatie bij -60°C naar taai scheurinitiatie bij 20°C .
- De breukenergie van 38MnSiVS5-BY is over het hele temperatuurgebied lager dan die van 41CrS4-V
- Uit figuur 7.31 en 7.32 blijkt dat een hogere mate van constraint een verlaging van de totale breukenergie veroorzaakt. Bij 38MnSiVS5-BY is deze afname relatief groter dan bij 41CrS4-V.

In figuur 7.45 wordt de energie bij maximale belasting van de beide staalsoorten vergeleken. De omstandigheden waarbij het meest gunstige materiaalgedrag wordt waargenomen, is bij lage belastingssnelheden en weinig constraint. Bij de experimenten is dit bij de belastingssnelheid van 0.01 m/s en de $U_{30\text{mm}}$ geometrie (De $U_{10\text{mm}}$ geometrie is nog gunstiger, deze is echter niet beproefd bij een lage belastingssnelheid). 41CrS4-V heeft de hoogste taaiheid over het hele temperatuurgebied. 38MnSiVS5-BY blijft vooral onder ca. 0°C ver achter ten opzichte van 41CrS4-V.

Om te onderzoeken of het verschil tussen 41CrS4-V en 38MnSiVS5-BY hoofdzakelijk door het verschil in belastingssnelheden veroorzaakt wordt of door constraint, moet men de energiecurves van de geïnstrumenteerde kerfslagproeven nogmaals bekijken. Bij de U_{10mm} geometrie blijkt duidelijk de hoge taatheid van 41CrS4-V ten opzichte van 38MnSiVS5-BY over het hele temperatuurgebied. Wel neemt de kerfslagwaarde van 41CrS4-V af van ca. 90 J bij 20°C naar ca. 40 J bij -60°C.

8 CONCLUSIES

Eerst worden er conclusies getrokken over het specifieke geval van de fusee, wat in het voorgaande aan de orde is gekomen. Vervolgens worden er meer algemene conclusies getrokken over het verband tussen de kerfslagwaarde en het breukgedrag van een materiaal in een constructie.

8.1 TOEPASSING VAN 38MnSiVS5-BY VOOR FUSEE'S

Het beproeven van de U_{30mm} -geometrie met een snelheid van 0.01 m/s komt het beste overeen met de belastingssituatie in een fusee tijdens overbelastingen. In figuur 7.45 zijn de energiecurves van beide staalsoorten onder deze omstandigheden weergegeven. Uit de figuur blijkt dat de breukenergie van 38MnSiVS5-BY bij 20°C lager is dan 80 J en van 41CrS4-V hoger dan 140 J. Onder -20°C blijft de breukenergie van 38MnSiVS5-BY lager dan 20 J. De breukenergie van 41CrS4-V is bij -60°C nog hoger dan 100 J.

De lage breukenergie van 38MnSiVS5-BY wordt veroorzaakt door brosscheurinitiatie voordat er plastische vervorming plaats heeft gevonden. Zodra er sprake is van plasticiteit (bij 0 en 20°C) neemt de breukenergie zeer snel toe. Ook de maximale belasting is hoger wanneer er plasticiteit optreedt.

Hoewel een afname van de belastingssnelheid een verbetering van de taaiheid van 38MnSiVS5-BY ten opzichte van 41CrS4-V tot gevolg heeft, is er nog steeds sprake van brosscheurinitiatie bij experimenten die de situatie in een fusee simuleren. Er wordt geconcludeerd dat het bezwijken van een fusee van 38MnSiVS5-BY bij overbelasting bros zal gebeuren. Bovendien is er spreiding te verwachten in de doorbuiging en de belasting waarbij de brosscheur zal initiëren. Omdat het bros bezwijken van een fusee niet acceptabel is, kan men 41CrS4-V niet vervangen door 38MnSiVS5-BY.

8.2 RELATIE TUSSEN DE KERFSLAGWAARDE EN SLAGVASTHEID IN DE PRAKTIJK

Er is op fysische gronden een relatie tussen de kerfslagwaarde en de slagvastheid van een component in de praktijk te verwachten. Uit de resultaten van het onderzoek blijkt het materiaalgedrag tijdens kerfslagproeven globaal overeen te komen met het gedrag in experimenten die de praktijk simuleren. De kerfslagwaarde geeft in dit geval een indicatie voor het te verwachten breukgedrag in de fusee voor de twee beproefde staalsoorten.

Omdat de belastingssnelheid, de geometrie en de temperatuur per constructie kunnen verschillen, moet voor iedere situatie opnieuw worden onderzocht of er een relatie

tussen de kerfslagwaarde en de slagvastheid bestaat. Tevens is de invloed van de genoemde factoren niet voor ieder materiaal hetzelfde. Hierdoor kan het zijn dat een relatie die voor het ene materiaal wel opgaat, voor een ander materiaal niet toegepast kan worden.

In sommige gevallen kan een globale relatie tussen de kerfslagwaarde en het breukgedrag in de praktijk gevonden worden. Deze relatie is dan echter beperkt tot één materiaalsoort en één specifieke toepassing. Voor iedere wijziging in de omstandigheden of de materiaalsoort, moet onderzocht worden of de relatie nog wel opgaat.

9 AANBEVELINGEN VOOR AANVULLEND ONDERZOEK

Bij dit onderzoek is uitgegaan van de aanname dat het materiaalgedrag in de $U_{30\text{mm}}$ proefstukken overeenkomt met het materiaalgedrag een fusee, op basis van de hoge mate van constraint. Alleen onderzoek op fusee's kan aantonen of deze aanname juist is. De mogelijkheid bestaat dat het breukgedrag van 38MnSiVS5-BY in een fusee taaier is dan in de $U_{30\text{mm}}$ proefstukken.

Er is geconcludeerd dat als een fusee uit 38MnSiVS5-BY bezwijkt, dit zal gebeuren door brosse scheurinitiatie, wat niet toelaatbaar is. Er is echter niet onderzocht óf een fusee uit 38MnSiVS5-BY zal bezwijken bij een overbelasting zoals die in de praktijk voorkomt. Hiervoor is het nodig om te onderzoeken wat de maximale belasting is die in de praktijk voorkomt, en of een fusee uit 38MnSiVS5-BY zal bezwijken bij die belasting. Men kan hiervoor kiezen uit langzame (quasistatische) of snelle (dynamische) proeven. De voorkeur gaat uit naar een belastingssnelheid die minstens zo groot is als in de praktijk. Men zou hierbij kunnen denken aan slagproeven op fusee's (large scale testmethode) of een proeven met complete vrachtwagens (full scale testmethode).

Het is niet zeker of men met behulp van breukparameters, zoals K_{Ic} of J_{Ic} , het materiaalgedrag in een fusee kan voorspellen. Deze breukparameters hebben betrekking op het materiaalgedrag in de nabijheid van een scherpe scheur, die in een fusee niet aanwezig is. De breukparameters zullen evenals de kerfslagwaarde een bros/taai-overgang laten zien voor beide staalsoorten, echter bij hogere temperaturen, vanwege de hogere constraint bij een scherpe scheur.

10 LITERATUUR

- [1] Hertogs, J. A. M., e. a., Neuere Anwendungen der ausscheidungshärtende ferritisch-perlitischen (AFP-) Stähle für geschmiedete Bauteile im Fahrwerk und Motor, Thyssen Edelstahl Technische Berichte, v16, 1990, n1,
- [2] Barsom, J. M., Rolfe, S. T.,
Fracture and fatigue control in structures; Applications of fracture mechanics, second edition,
Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, New Jersey 07632,
- [3] Ewalds, H.L., Wanhill, R.J.H.,
Fracture mechanics,
Delftse Uitgevers Maatschappij, 1986,
- [4] Degenkolbe, J.,
Verfahren zur Prüfung der Zähigkeit von Baustählen,
Sprödes Versagen von Bauteilen aus Stählen - Ursache und Vermeidung -, VDI-Berichte 318, VDI, Düsseldorf, 1978,
- [5] Din norm 50115, Prüfung metallischer Werkstoffe; das Kerbschlagbiegversuch, Deutsche Normen, Feb. 1975,
- [6] Standard method for notched bar impact testing of metallic materials ASTM E23 - 82
- [7] Yongning, L., Jinghau, Z., Huijiu, Z., The inertia effect in Charpy impact tests, Engineering Fracture Mechanics, v39, n6, 1991, p955-964,
- [8] Böhme, W., Kalthoff, J. F., The behavior of notched bend specimens in impact testing, International Journal of Fracture, 1982, v20, pR139-R143,
- [9] Druce, S. G., Gage, G., Popkiss, E., Effects of notch geometry on the impact fracture behaviour of a cast duplex stainless steel, International Journal of Vessels and Piping, v33, 1988, p59-81,
- [10] Ferguson, B. L., The relationship between splitting phenomena and sample thickness in Charpy V-notch impact testing,
- [11] Louden, B. S., Kumar, A. S., Garner, F. A., Hamilton, M. L.,
Hu, W. L.,
The influence of specimen size on Charpy impact testing of unirradiated HT-9, Journal of Nuclear Materials, 155-157, 1988, p662-667,
- [12] De Kruijff, R, Kostenbesparing op smeedstukken, DAF, april 1991,

-
- [13] New options in automotive steel,
Automotive engineering, v 97, n 5, mei 1989,
- [14] Huchtemann, B., Schüler, V.,
Entwicklungsstand der ausscheidungshärtenden ferritisch-perlitischen (AFP-) Stähle
mit Vanadiumzusatz für eine geregelte Abkühlung von der Warmformgebungstemp-
eratur,
Schmiede info n 29, Sonderdruck aus Thyssen Edelstahl Technische Berichte, v 16,
1990, n 1,
- [15] Hüchtemann, B., Engineer, S., Schüler, V.,
Ein mikrolegierter Stahl mit verbesserter Zähigkeit,
Thyssen Edelstahlwerke Technische Veröffentlichung 6323/7, Sonderdruck aus
"Härterei-Technische mitteilungen, v 44, 1989, n 1,
- [16] Reynolds, P.E.,
Alternatives to conventional heat treatment for engineering steel components,
Heat treatment of metals, n 3, 1991, p 69-72,
- [17] Roberti, R. Firrao, D.,
Physical and mathematical modelling of crack-tip blunting in C-Mn Ferritic-pearlitic
steels,
Proceedings of ECF 6, Fracture control of engineering structures, 1986, v 3, p 2185-
2193,
- [18] Bronfin, B.M., Gol'dshteyn, M.I., Golub, YE.I.,
On the resistance to microcleavage of pearlite-free and ferrite-pearlite steels with
carbonitride hardening,
Phys. Met. Metall. v 62, n 4, 1986, p 150-155,
- [19] Parsons, S. A., Edmonds, D. V.,
Microstructure and mechanical properties of medium-carbon ferrite-pearlite steel
microalloyed with vanadium,
Materials science and technology, november 1987, v 3, p 894-904,
- [20] Spitzer, H., Gulden, H.,
Metallurgische Einflüsse auf die Zähigkeit von Stählen,
Sprödes Versagen von Bauteilen aus Stählen - Ursache und Vermeidung -, VDI-
Berichte Nr. 318, 1978
- [21] Norris, D. M., Quiñones, D., Moran, B., Computer simulations of plastic deformation
in the Charpy V- notch impact test, What does the Charpy-test really tell us? publ.
by the American Society for Metals, 1978,

- [22] Yoshida, H., Miyate, K., Narui, M., Kayano, H., Fracture behaviors of neutron-irradiated ferritic steels studied by the instrumented Charpy impact test, *Journal of nuclear materials*, v169, 1989, p217-224,
- [23] Server, W. L., Norris, D. M., Prado, M. E., Ductile crack initiation in the Charpy V-notch test, *What does the Charpy-test really tell us?* publ. by the American Society for Metals, 1978,
- [24] Kobayashi, T., Yamamoto, I., Niinomi, M., On the accuracy of measurements of dynamic elastic-plastic fracture toughness parameters by the instrumented Charpy test, *Eng. Fract. Mech.*, 1987, v26, n1, p83-94,
- [25] Holzmann, M., Vlach, B., Man, J., The influence of loading rate on the ductile brittle transition and cleavage fracture stress of 2.25Cr-1Mo steel, *Fracture control of engineering structures - ECF 6*,

TABELLEN

Tabel 6.1: Mechanische eigenschappen van de beproefde staalsoorten.

Staalsoort	HB 3000/10	R_m [N/mm ²]	A_{DVM} [J]	A_{CVN} [J]	$R_{p0,2}$ [N/mm ²]	A_5 [%]	Z [%]
38MnSiV55-BY	252-257	850-865	17, 29, 37	8, 14, 17			
41CrS4-V ¹⁾		1028-1031		62, 63,79	862-891	15-16	58
41CrS4-V ²⁾	250-268	840-900	80, 90, 94	60, 104, 106			
33MnCrB5.2-V		884-886	60, 72, 74	46, 73, 73	779-789	18-19	60-62
33MnCrB5.2-VS		869-898	34, 45, 48	24, 25, 26	703-769	14-15	58-59

Tabel 6.2: Mechanische eigenschappen van de beproefde staalsoorten volgens de DAF-norm.

Staalsoort	Doorsnede [mm]	$R_{p0,2}$ [N/mm ²]	R_m [N/mm ²]	A_5 [%]	Z [%]	$A_{v,DVM}$ [J]
38MnSiV55-BY	30-150	550	820-1000	12	25	12
41CrS4-V	40-100	560	800-950	14	40	40

Tabel 6.3: Chemische samenstelling (gew.%) van 41CrS4-V en 33MnCrB5.2-V(S) (OES).

	41CrS4-V	33MnCrB5.2-V	33MnCrB5.2-VS
C	0.45	0.31	0.31
S	0.035	0.038	0.034
Si	0.28	0.33	0.33
P	0.11	0.024	0.023
Mn	0.92	1.47	1.44
Cr	1.24	0.39	0.39
Ni	0.17	0.076	0.076
Cu	0.08	0.09	0.09
Sn	0.009	0.006	0.005
Mo	0.06	0.021	0.020
V	0.020	0.007	0.007
W	0.012	0.006	0.006
Co	0.011	0.007	0.007
Nb	0.002	0.002	0.002
Ti	0.002	0.032	0.031
Al	0.031	0.031	0.032
B	0.0003	0.0022	0.0021
Zr	0.003	0.003	0.003

Tabel 6.4: Chemische samenstelling van de beproefde staalsoorten volgens de DAF-norm.

Staalsoort	Chemische samenstelling [gew.%]							
	C	Si	Mn	P	S	V	Cr	Mo
38MnSiVS5	0.35- 0.40	0.50- 0.80	1.20- 1.50	≤0.035	0.030- 0.065	0.08- 0.13	-	-
41CrS4	0.38- 0.45	≤0.40	0.60- 0.90	≤0.035	0.020- 0.035	-	0.90- 1.20	0.15- 0.30

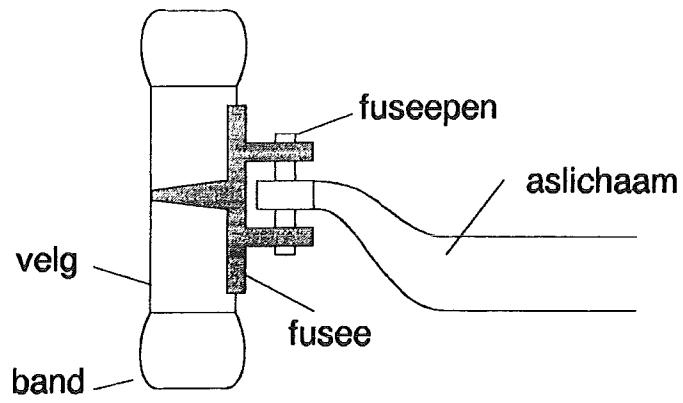
Tabel 7.2: De types kracht-doorbuiging-curves van de beproefde staalsoorten onder verschillende proefomstandigheden.

Staalsoort	proefstuk	Snelheid [m/s]	T [°C]				
			-60	-40	-20	0	+20
38MnSiVS5-BY	V _{10mm}	5	1	1	1/2	1/2	1/2
	V _{30mm}	3	1	1	1	1	1
	V _{30mm}	0,01	1	1	1/2	1/2	1/2
	U _{10mm}	5	1	1	1/2	2	2
	U _{30mm}	3	1	1	1	1	2
	U _{30mm}	0,01	1	1	1	1/2	2
41CrS4-V	V _{10mm} ^{I)}	5	1/2	2	4		4
	V _{10mm} ^{II)}	5	2	2	2	2	3/4
	V _{30mm} ^{II)}	3		2	2	2	2/3
	V _{30mm} ^{II)}	0,01	2/3	2	2	2/3	4
	U _{10mm} ^{II)}	5	2	2/3	2/3	3	3/4
	U _{30mm} ^{II)}	3	2/3	2/3	3	3	3
33MnCrB5.2-V	U _{30mm} ^{II)}	0,01	2/3	3	3	3	4
	V _{10mm}	5		2	4	4	4
33MnCrB5.2-VS	U _{10mm}	5		3/4	4	4	4
	V _{10mm}	5	1	1	1/2		2
	U _{10mm}	5	1	1/2	2		2/3

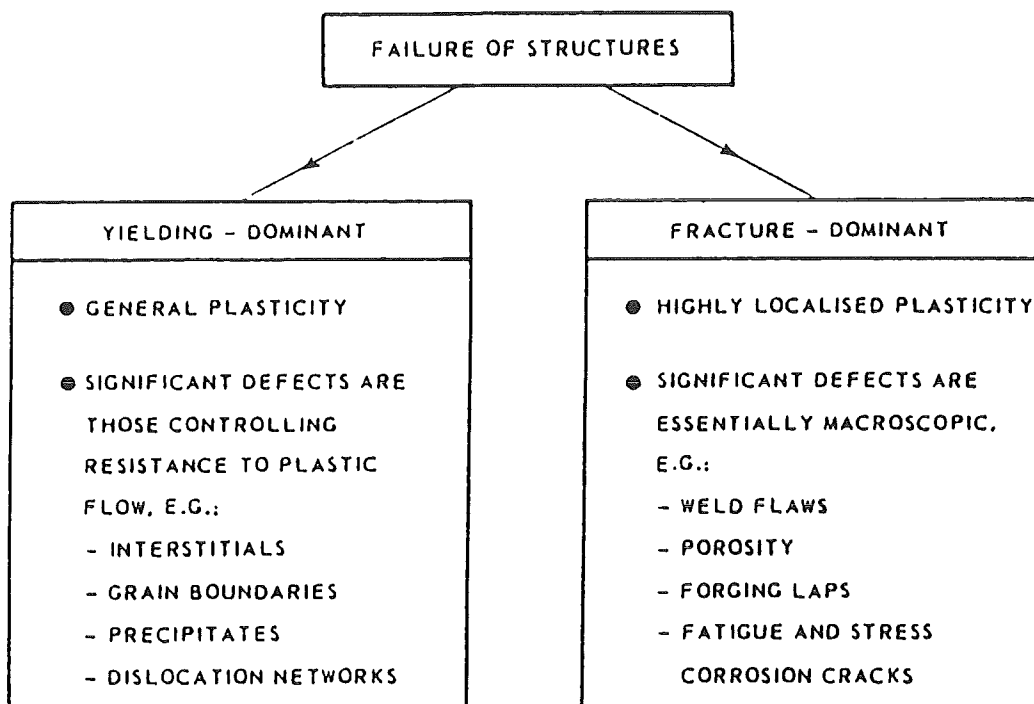
Tabel 7.1: Kerfslagwaarden van de beproefde staalsoorten.

T [°C]	41CrS4 (V)	33MnCrB5.2 (V)		33MnCrB5.2 (VS)	
	CVN [J]	DVM-type I [J]	Charpy-V [J]	DVM-type I [J]	Charpy-V [J]
20	62, 79, 63	60, 74, 72	46, 73, 73	45, 48, 34	24, 26, 25
0		52, 69, 71	45, 56, 66		
-20	55, 68, 52	44, 64, 60	39, 46, 49	34, 26, 12	11, 8, 7
-40	27, 34, 32	36, 53, 58	26, 30, 33	17, 12, 10	6, 6, 8
-60	19, 26, 17			9, 9, 7	6, 5, 5

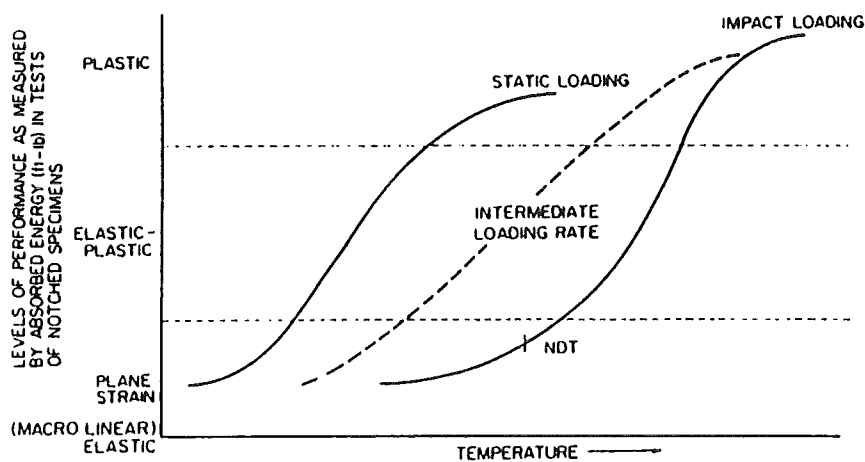
T [°C]	41CrS4 (V)		38MnSiVS5 (BY)	
	DVM-type I [J]	Charpy-V [J]	DVM-type I [J]	Charpy-V [J]
20	80, 90, 94	60, 104, 106	17, 29, 37	8, 14, 17
0	56, 64, 64	36, 46, 62	6, 13, 14	10, 11, 13
-20	47, 63, 54	27, 33, 43	7, 10, 14	5, 11, 12
-40	46, 58, 44	24, 24, 57	5, 7, 10	4, 5, 7
-60	30, 38, 43	12, 13, 28	5, 5, 6	3, 4, 6



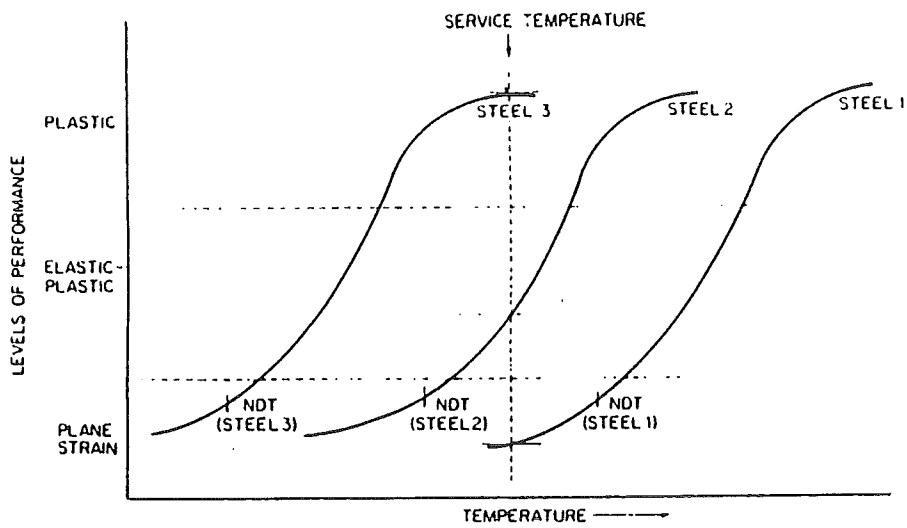
Figuur 1.1: De fusee: een veiligheidskritisch onderdeel van de vooras van vrachtwagens.



Figuur 2.1: Defecten die het breuk- en vervormingsgedrag van materialen bepalen [3].



Figuur 2.2: Schematische relatie tussen kerftaaiheidsproeven en bezwijkgedrag van constructies voor verschillende belastingssnelheden [2].



Figuur 2.3: Schematische weergave van de relatie tussen het bezwijkgedrag en de overgangstemperatuur voor drie verschillende staalsoorten [2].

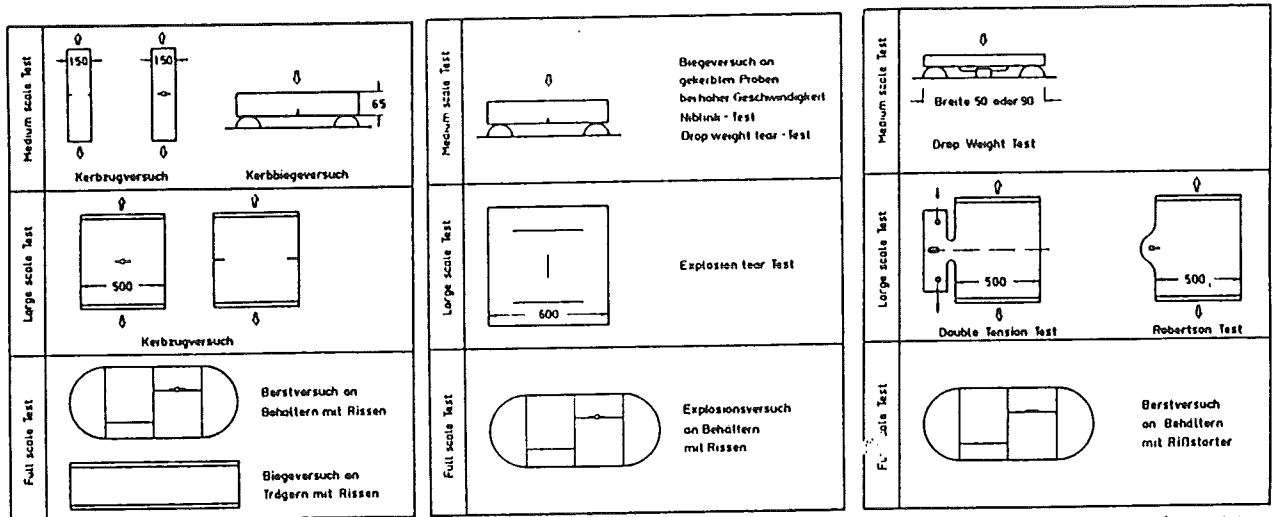
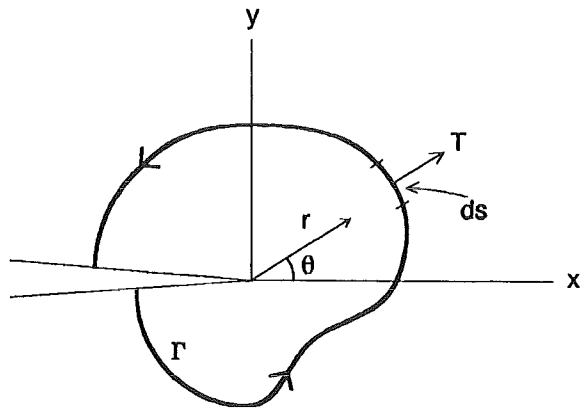


Bild 4. Type-Tests für quasistatische Rissauslösung (Blehdicke = Probendicke)

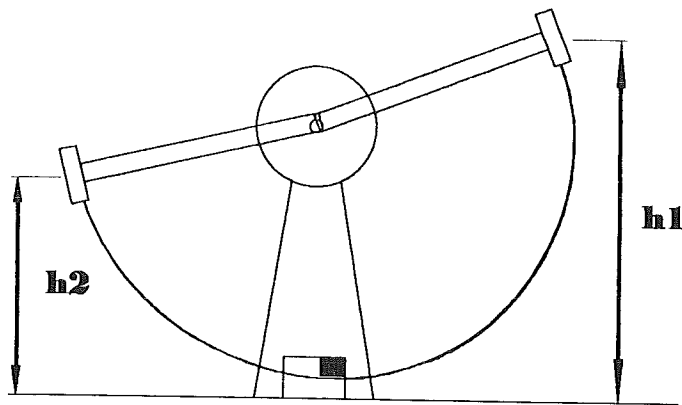
Bild 5. Type-Tests für dynamische Rissauslösung (Blehdicke = Probendicke)

Bild 6. Type-Tests für Widauffangen (Blehdicke = Probendicke)

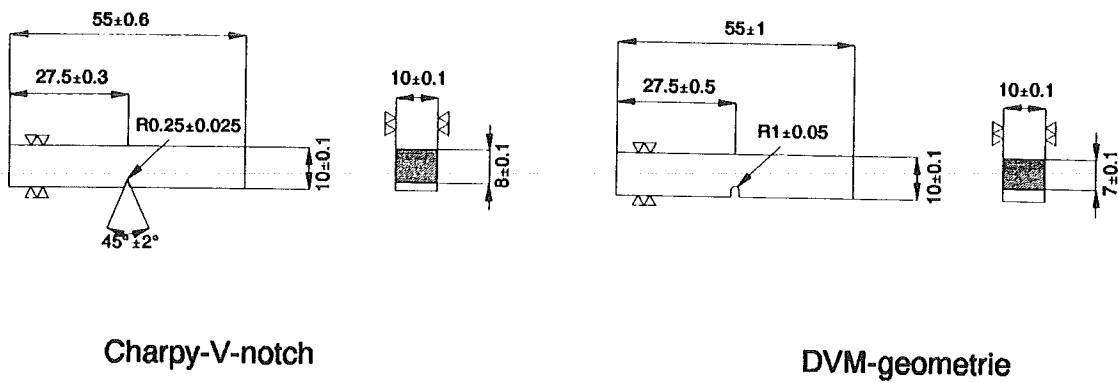
Figuur 2.4: Onderverdeling van verschillende testmethoden aan de hand van proefstukafmetingen [4].



Figuur 2.5: De J-integraal wordt bepaald langs de kromme Γ die een scheurtip omsluit.



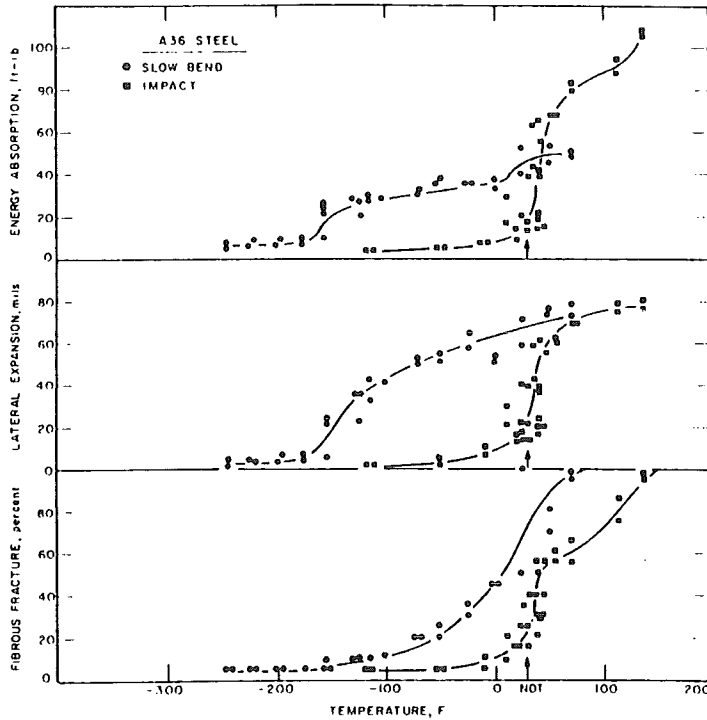
Figuur 3.1: Schematische weergave van de kerfslagproefopstelling.



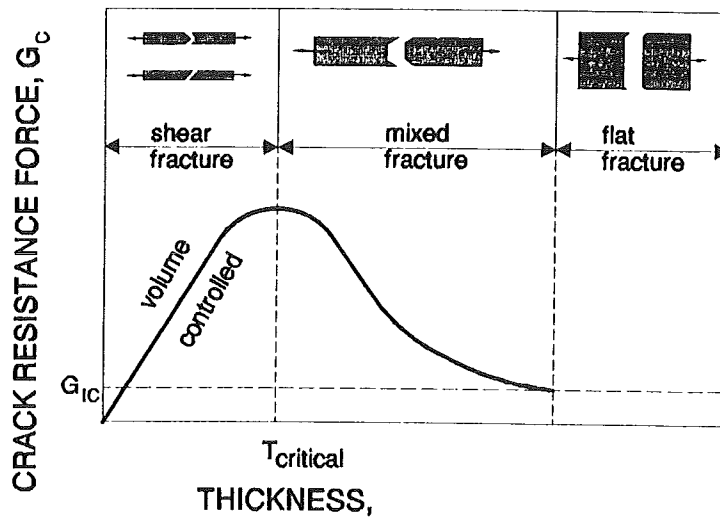
Charpy-V-notch

DVM-geometrie

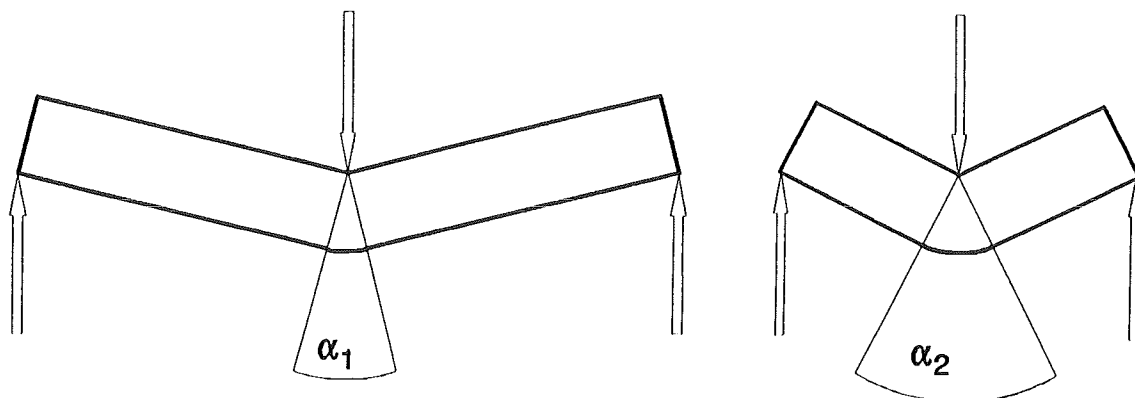
Figuur 3.2: Twee veel gebruikte kerfslagproefstukken: Charpy-V-notch (CVN) en DVM-type-I (DVM). (Afmetingen in mm)



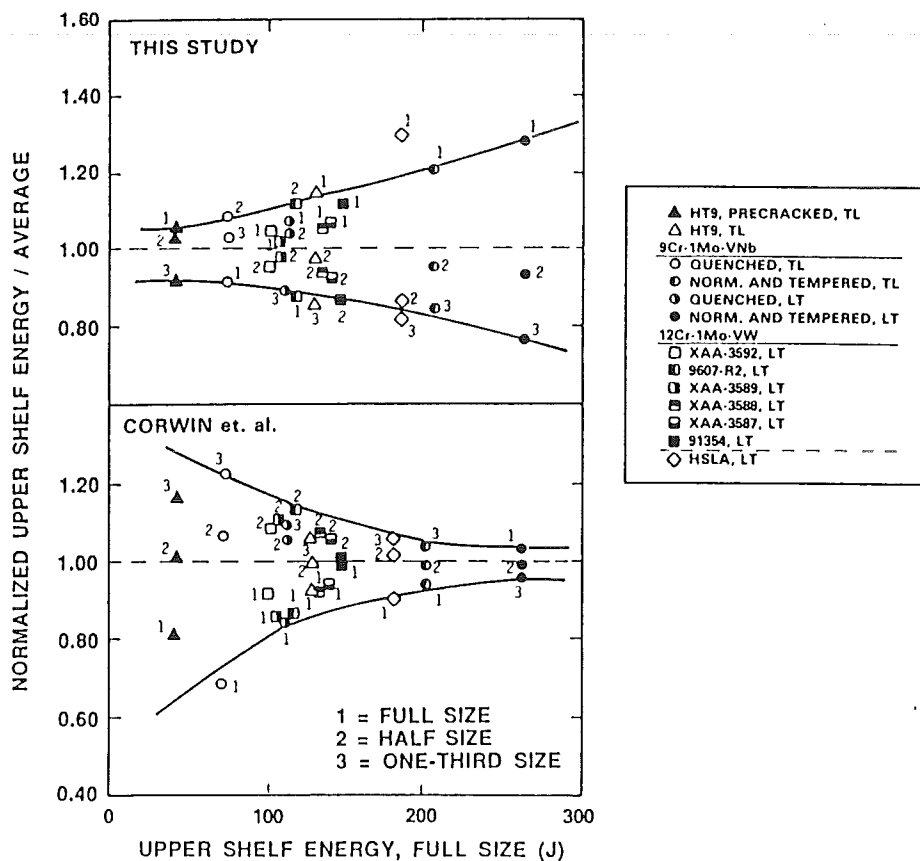
Figuur 3.3: Typische overgangscurves van een lage-sterkte constructiestaal. Drie verschillende grootheden: de totale breukenergie, de laterale vervorming en het percentage taai breukoppervlak [2].



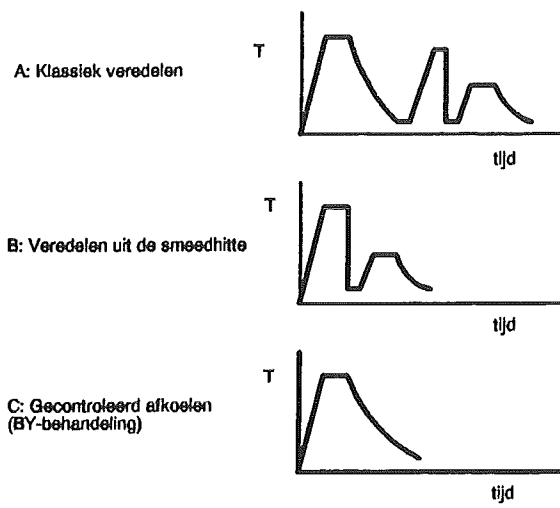
Figuur 3.4: Schematisch verloop van de Energy Release Rate, G , als functie van de proefstukdikte. (Naar [10])



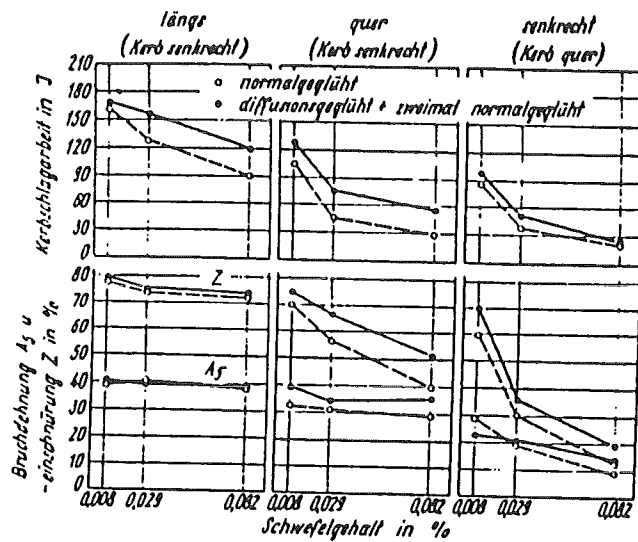
Figuur 3.5: Invloed van de proefstuklengte op de mate van vervorming. In een langer proefstuk treedt bij dezelfde doorbuiging een kleinere mate van vervorming op ($\alpha_1 < \alpha_2$).



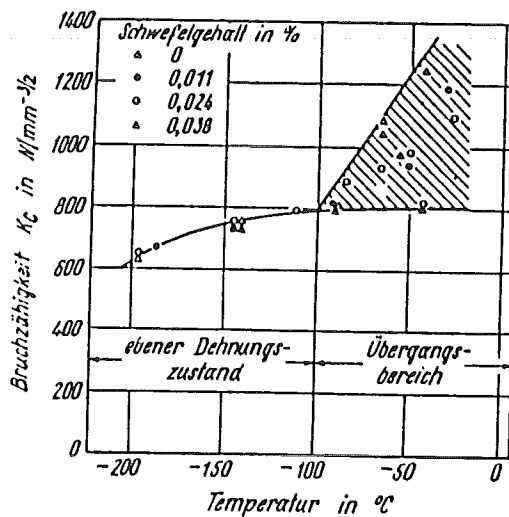
Figuur 3.6: Normering van kerfslagwaarden toegepast op verschillende proefstuk-geometrieën [11].



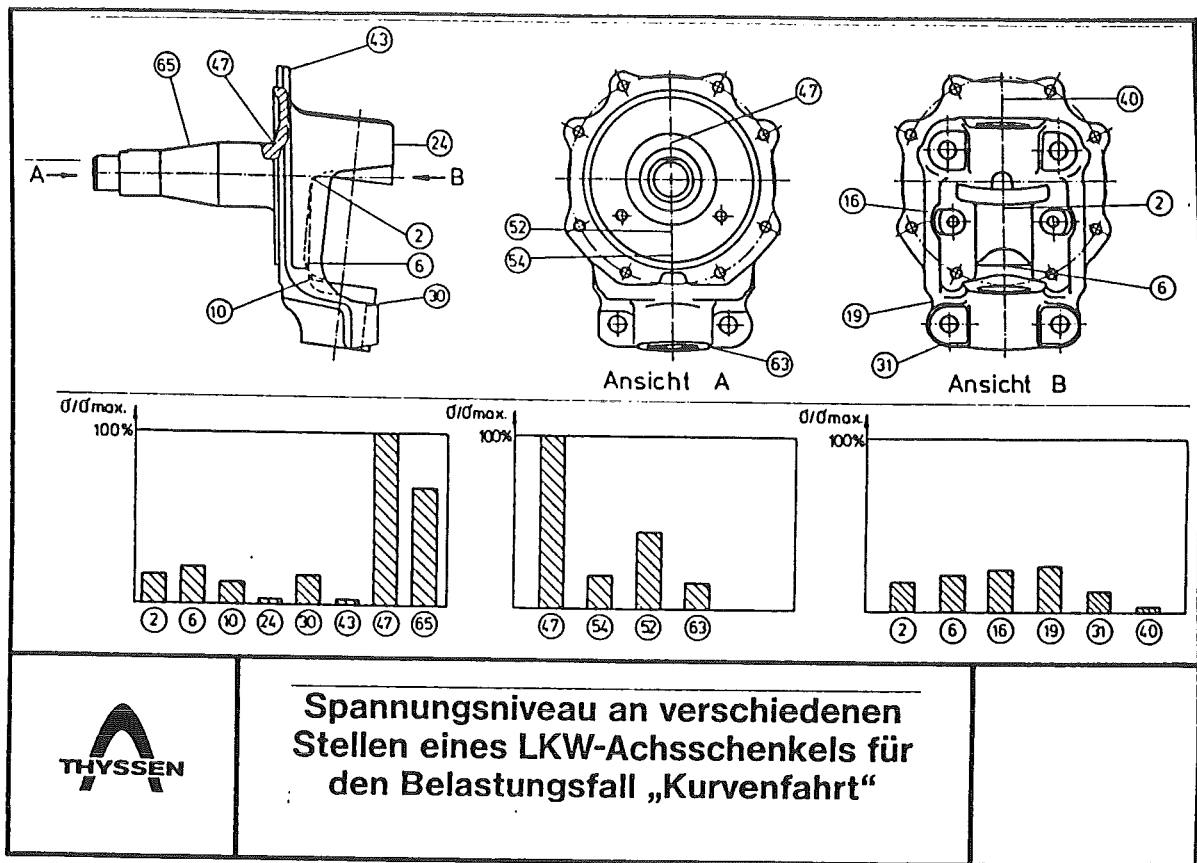
Figuur 4.1: Overzicht van verschillende smeed- en warmtebehandelingsprocessen.



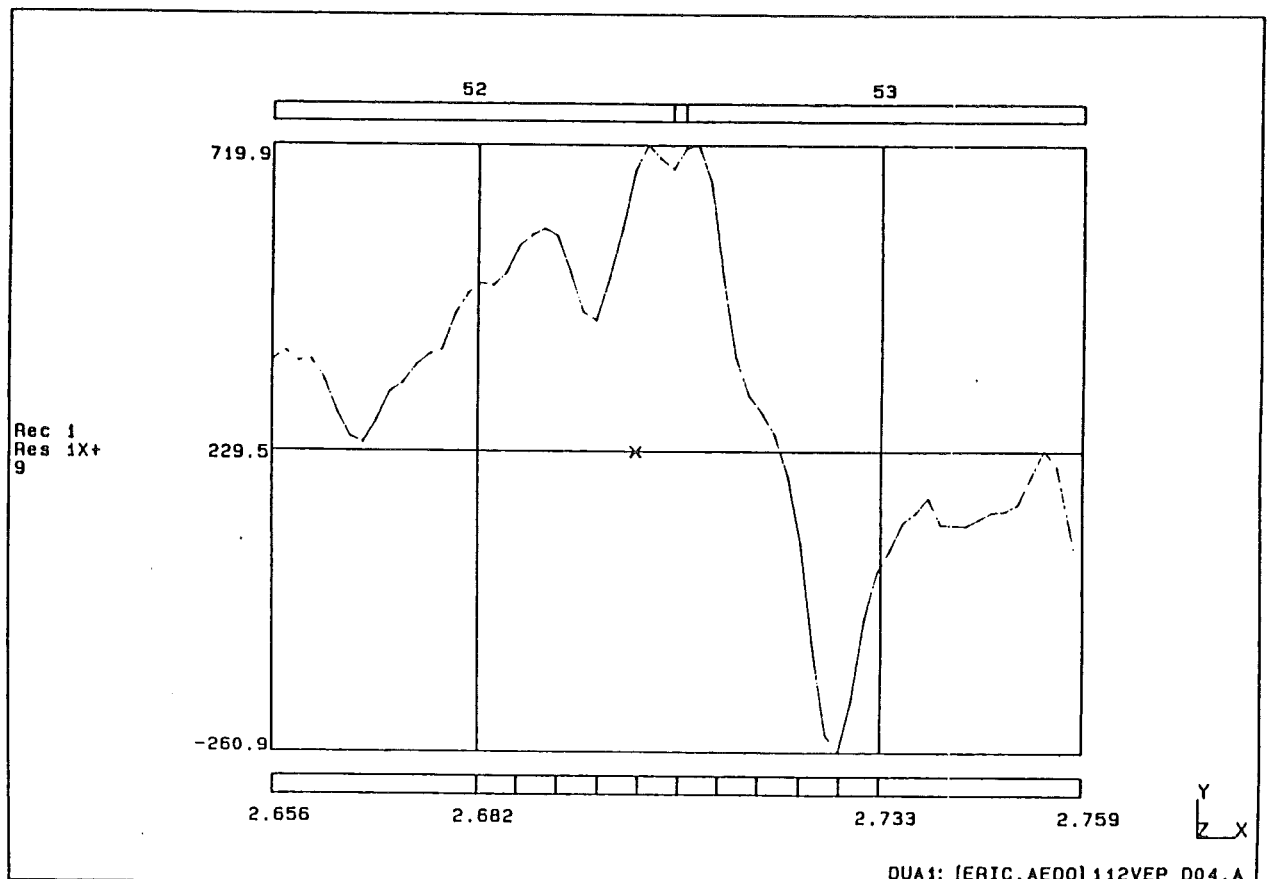
Figuur 4.2: Voorbeeld van de invloed van het zwavelgehalte op de taaiheidseigenschappen van staal [21].



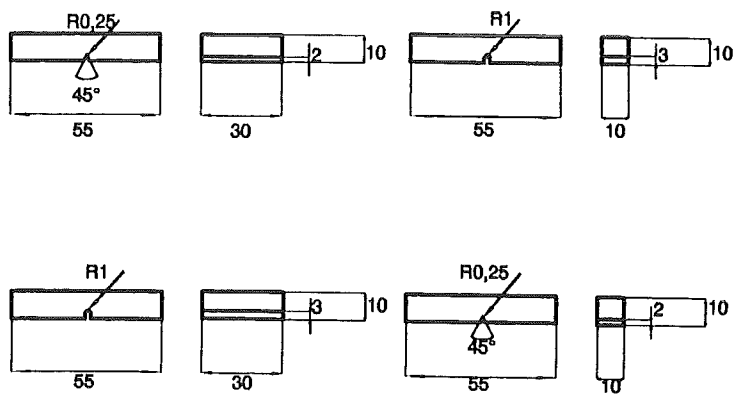
Figuur 4.3: Breuktaaiheid als functie van de temperatuur en het zwavelgehalte [21].



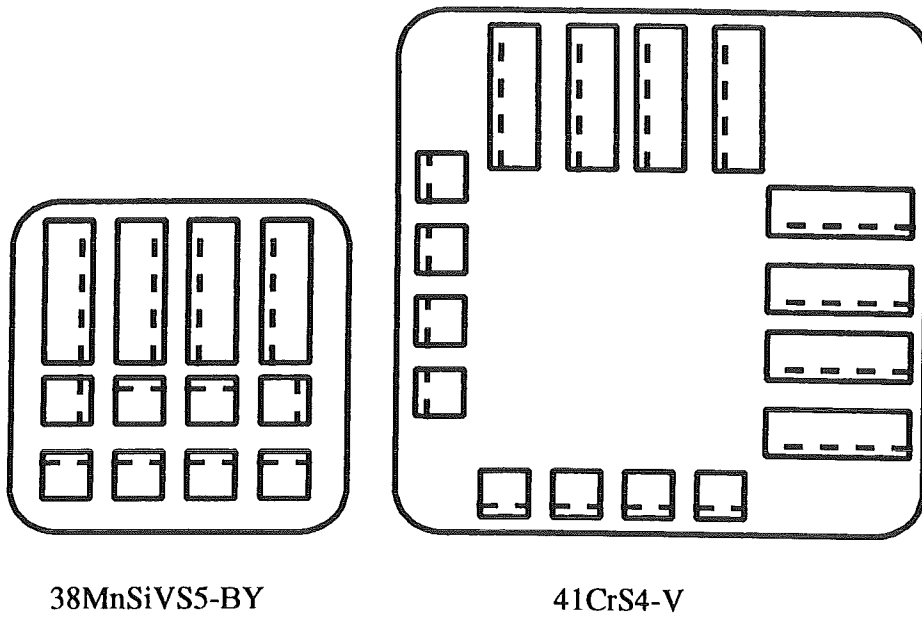
Figuur 4.4: Relatieve spanningsmeting aan een fusee. De hoogste spanning treedt op in de radius.



Figuur 4.5: Rekstrookmetingen in de radius van een fusee tijdens een paveeproef.



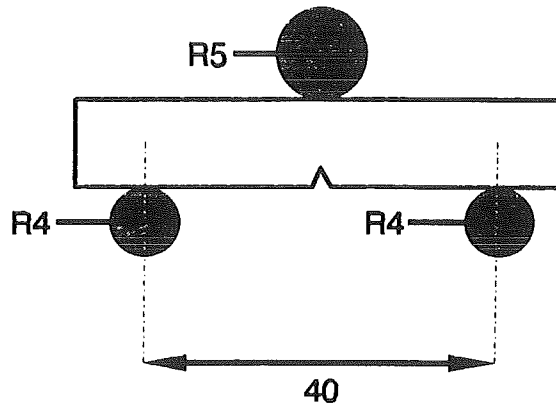
Figuur 5.1: Geometrie van de gebruikte proefstukken. (Afmetingen in mm)



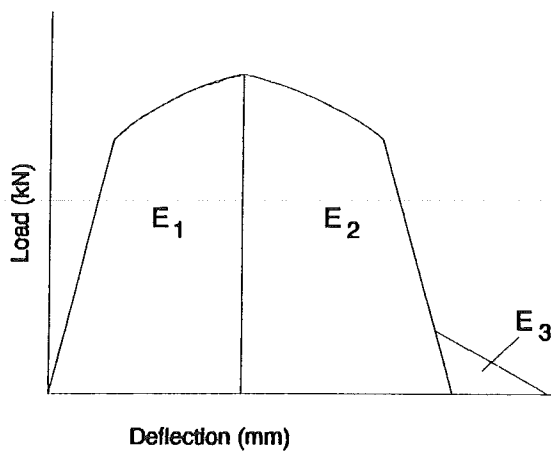
38MnSiVS5-BY

41CrS4-V

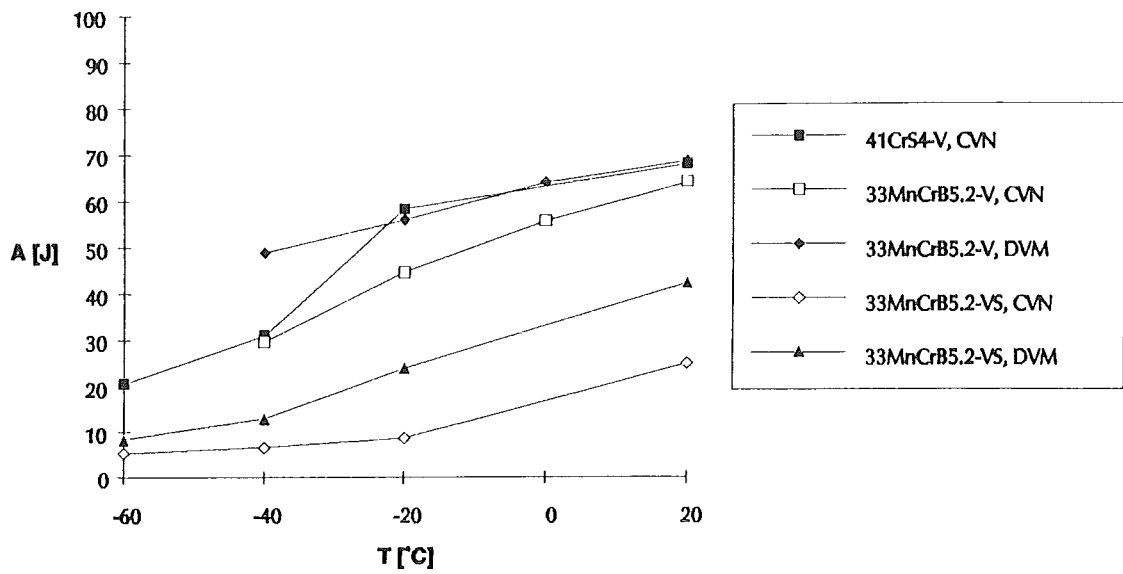
Figuur 6.1: Doorsnede van het stafmateriaal, waarin de oriëntatie van de proefstukken is aangegeven.



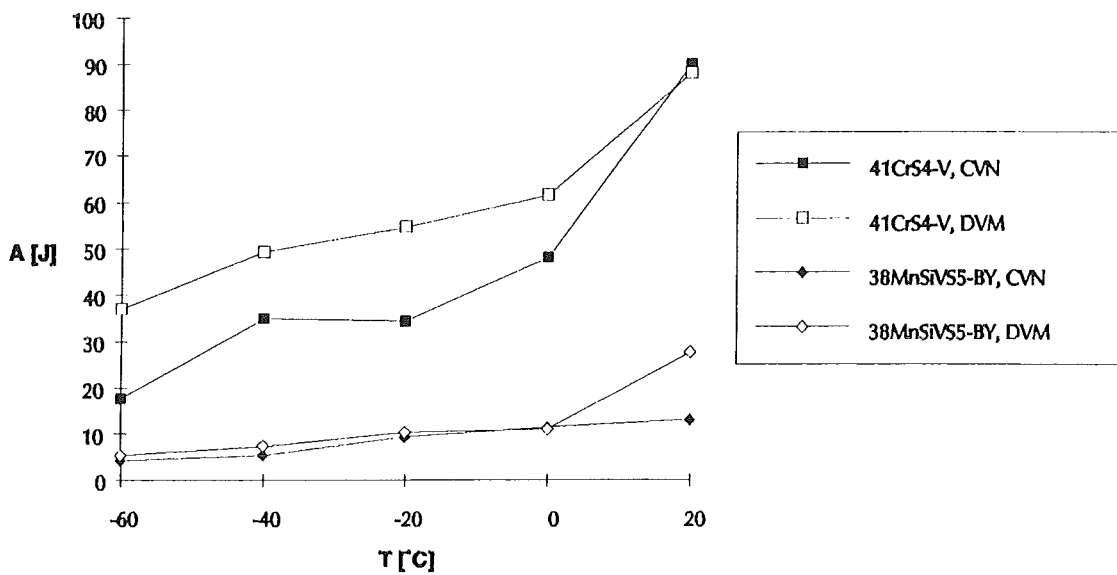
Figuur 6.2: Geometrie van de driepuntsbuigopstelling.



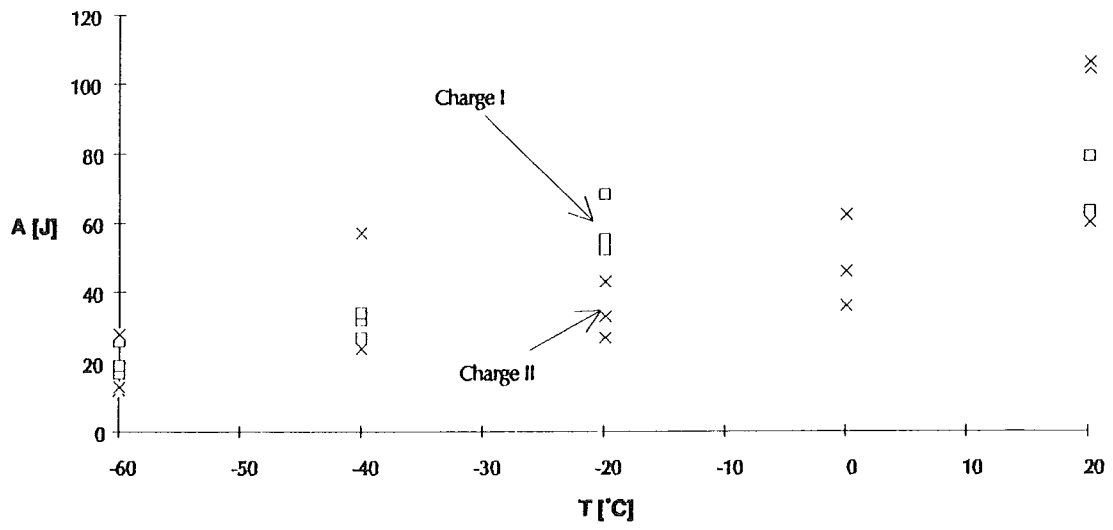
Figuur 6.3: Schematische kracht-doorbuiging-kromme gemeten bij een geïnstrumenteerde kerfslagproef, naar [23].



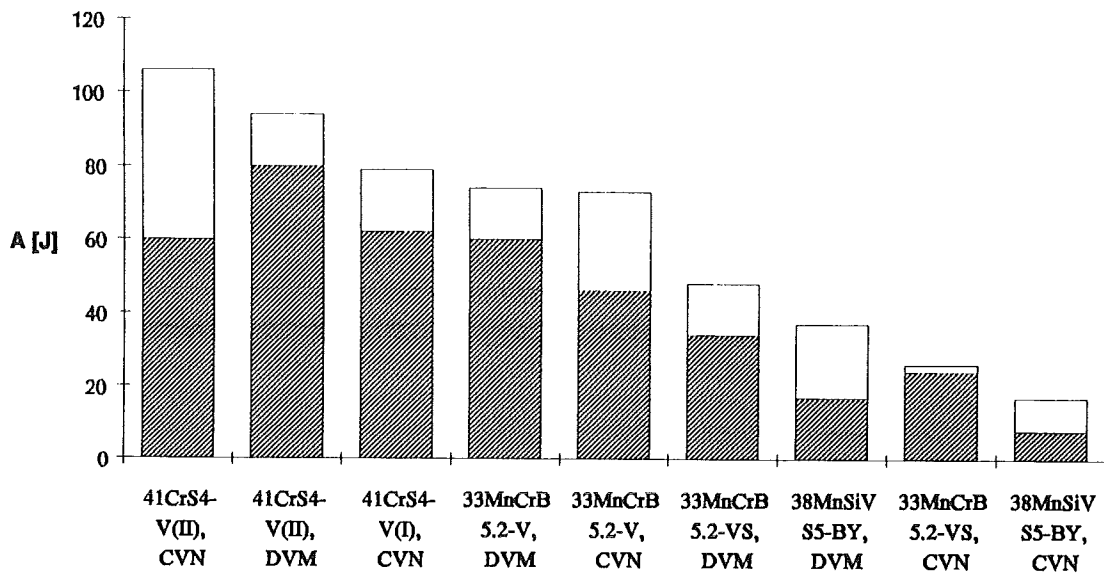
Figuur 7.1: Gemiddelde kerfslagwaarden van de staalsoorten uit de eerste serie kerfslagproeven als functie van de temperatuur.



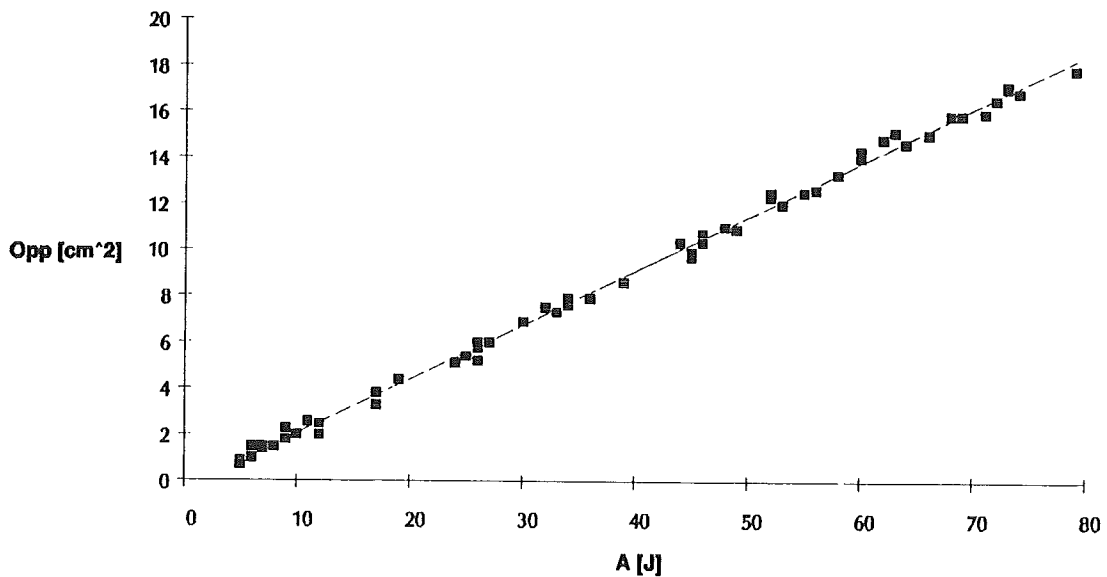
Figuur 7.2: Gemiddelde kerfslagwaarden van de staalsoorten uit de tweede serie kerfslagproeven als functie van de temperatuur.



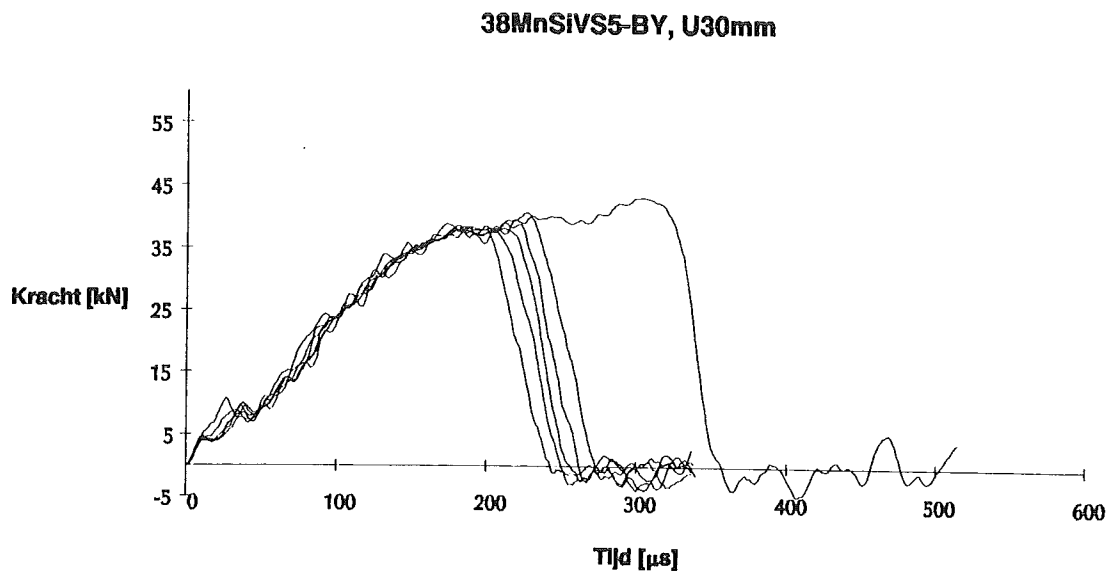
Figuur 7.3: Vergelijking van de kerfslagwaarden van 41CrS4-V uit de verschillende charges.



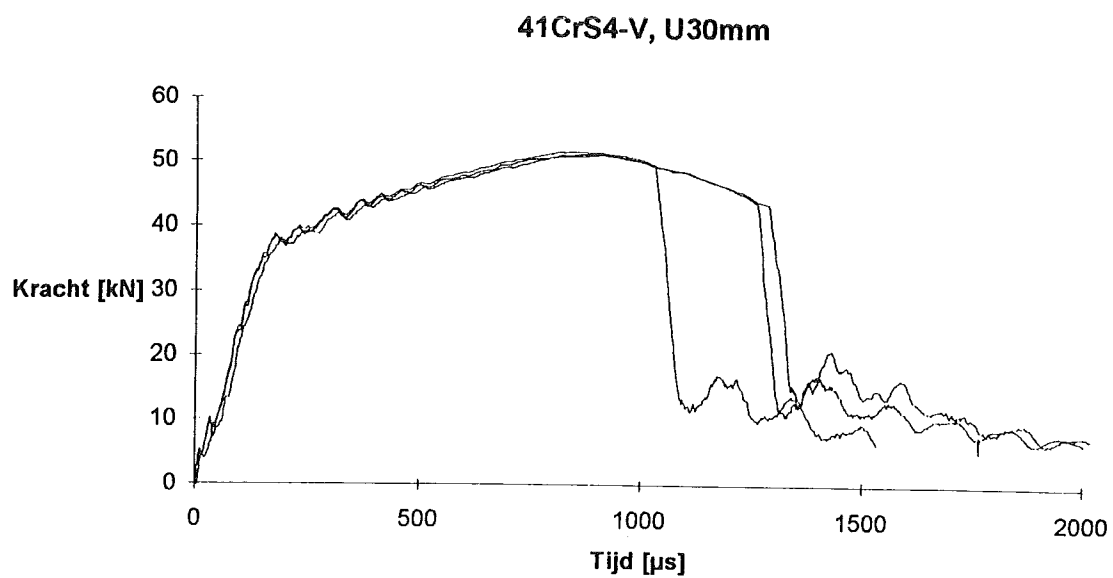
Figuur 7.4: Kerfslagwaarde van de beproefde staalsoorten bij 20C. De minimale en de maximale kerfslagwaarde zijn weergegeven om een indruk van de spreiding te krijgen.



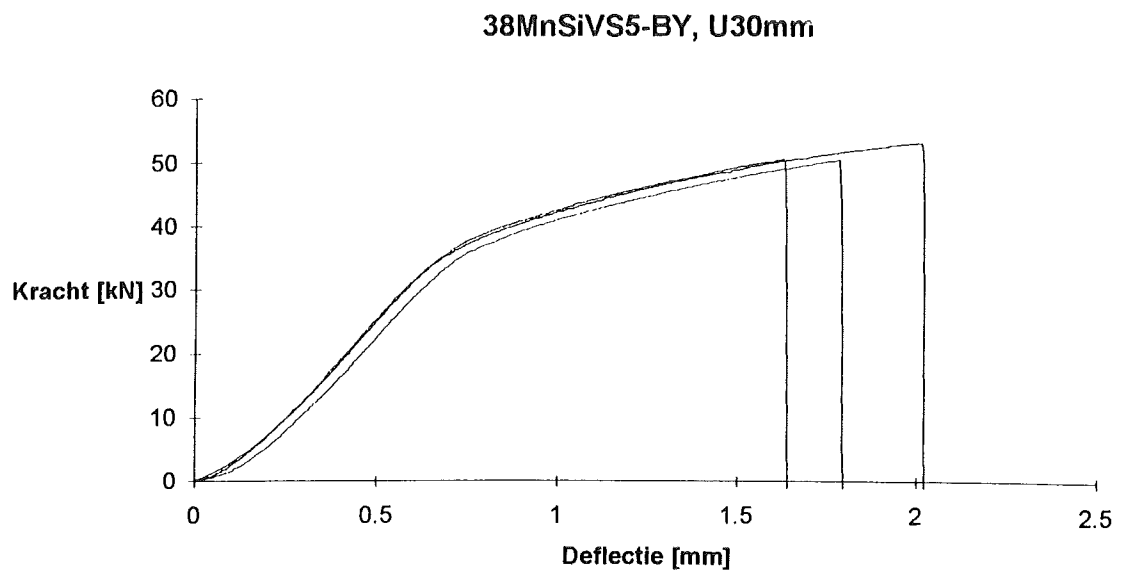
Figuur 7.5: Geinstrumenteerde kerfslagproeven: het oppervlak onder de kracht-tijd-diagrammen uitgezet tegen de bijbehorende kerfslagwaarde.



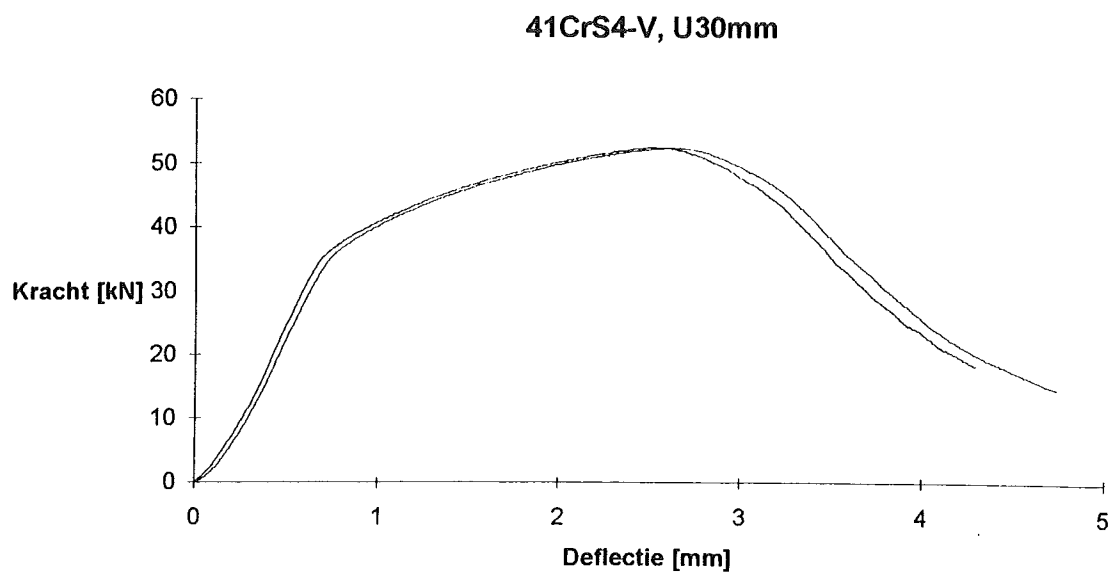
Figuur 7.6: Reproduceerbaarheid van de valgewichtproeven op 38MnSiVS5-BY (20°C).



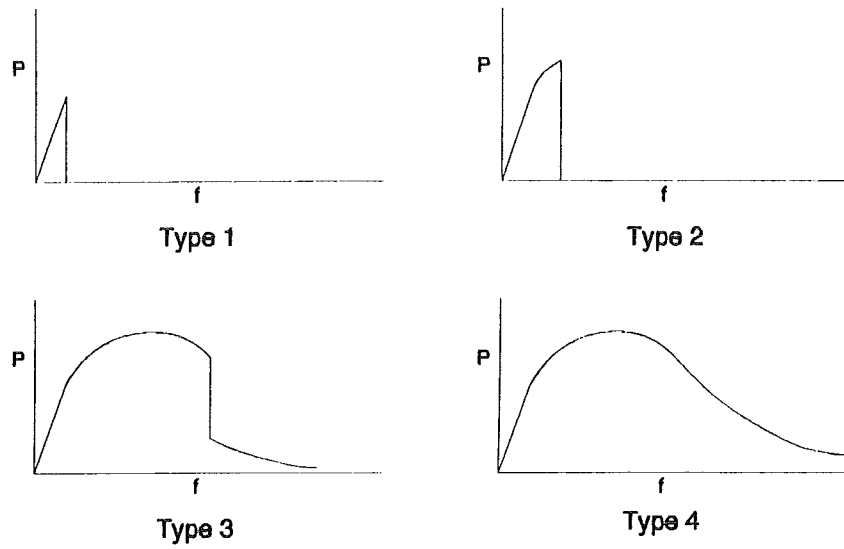
Figuur 7.7: Reproduceerbaarheid van de valgewichtproeven op 41CrS4-V.



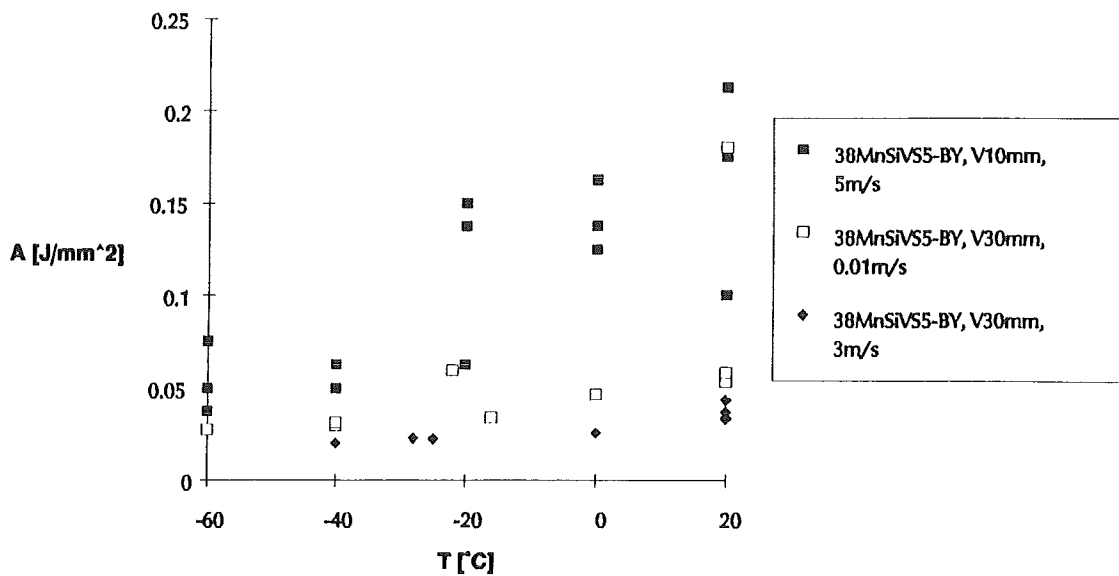
Figuur 7.8: Reproduceerbaarheid van de snelle driepuntsbuigproeven op 38MnSiVS5-BY.



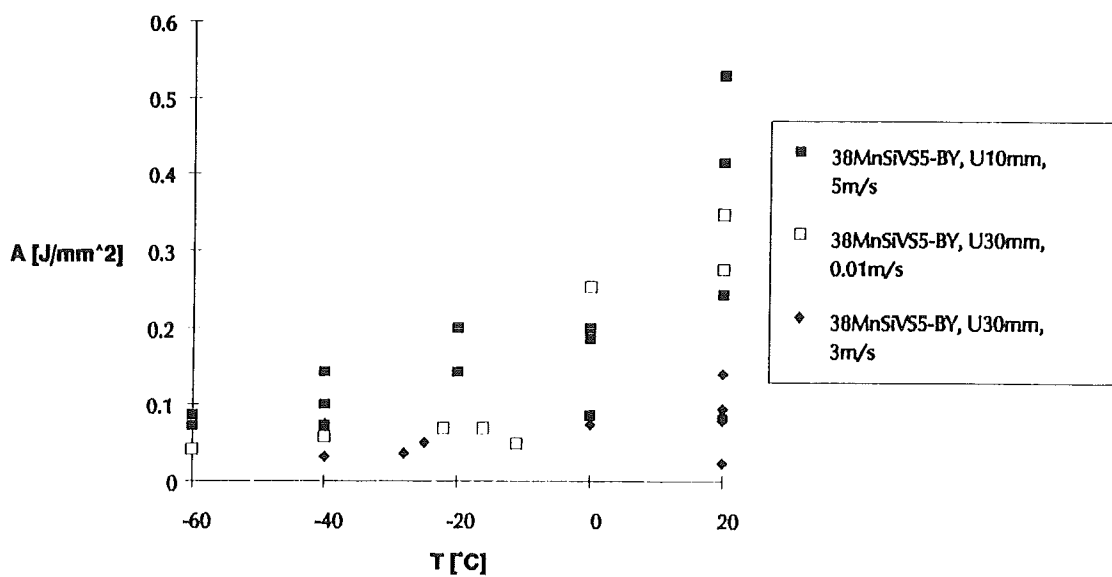
Figuur 7.9: Reproduceerbaarheid van de snelle driepuntsbuigproeven op 41CrS4-V.



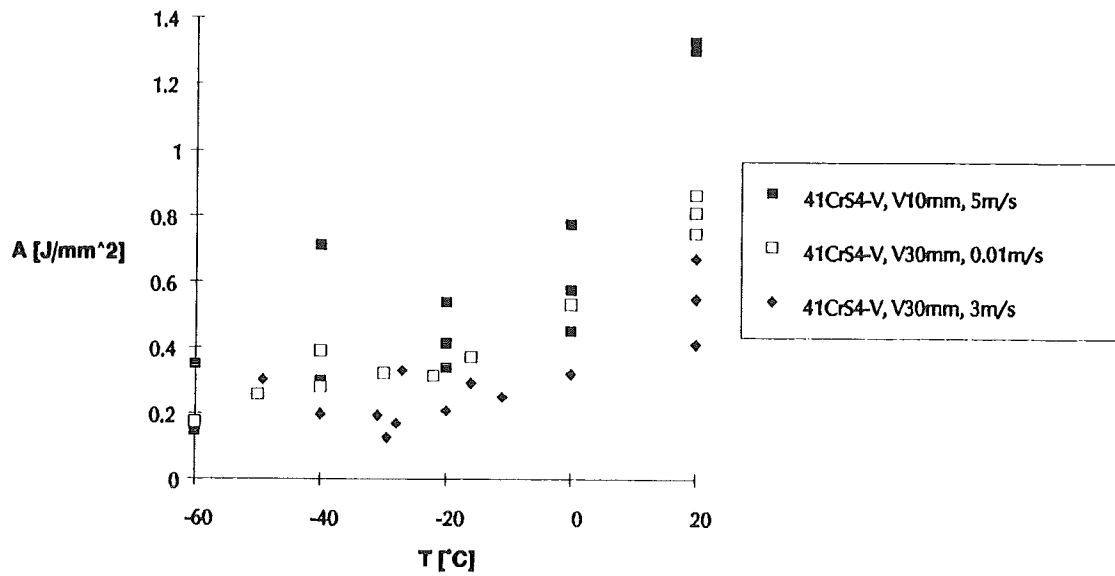
Figuur 7.10: Verschillende types kracht-doorbuiging-curves: 1) Brosse scheurinitiatie in het elastische gebied. 2) Brosse scheurinitiatie in het plastische gebied. 3) Taaie scheurinitiatie gevolgd door brosse restbreuk. 4) Volledig taaie materiaalgedrag.



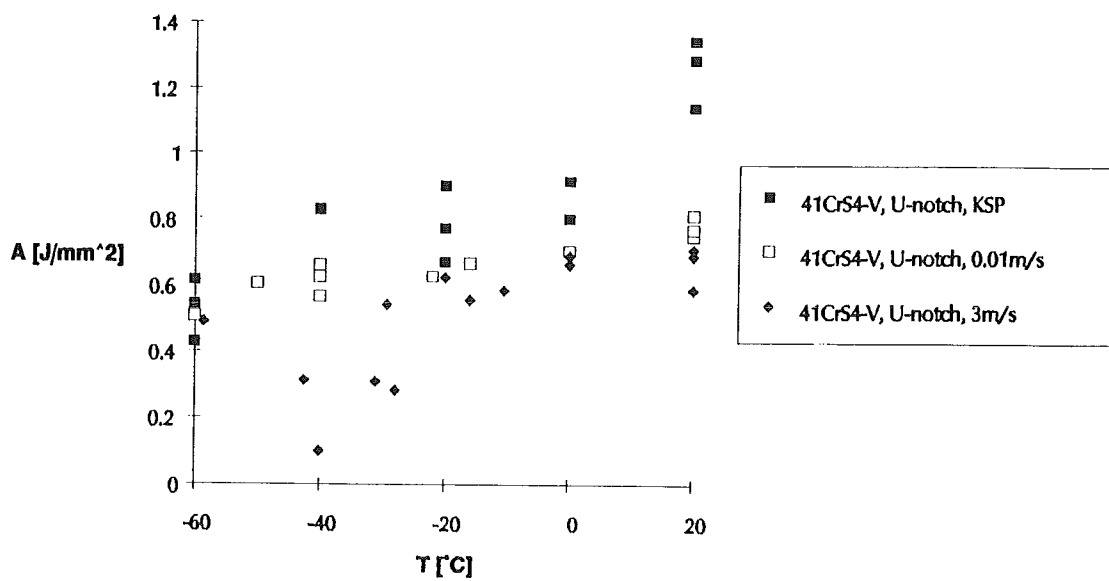
Figuur 7.11: De genormeerde totale breukenergie van 38MnSiVS5-BY, V-vormige kerf, als functie van de temperatuur.



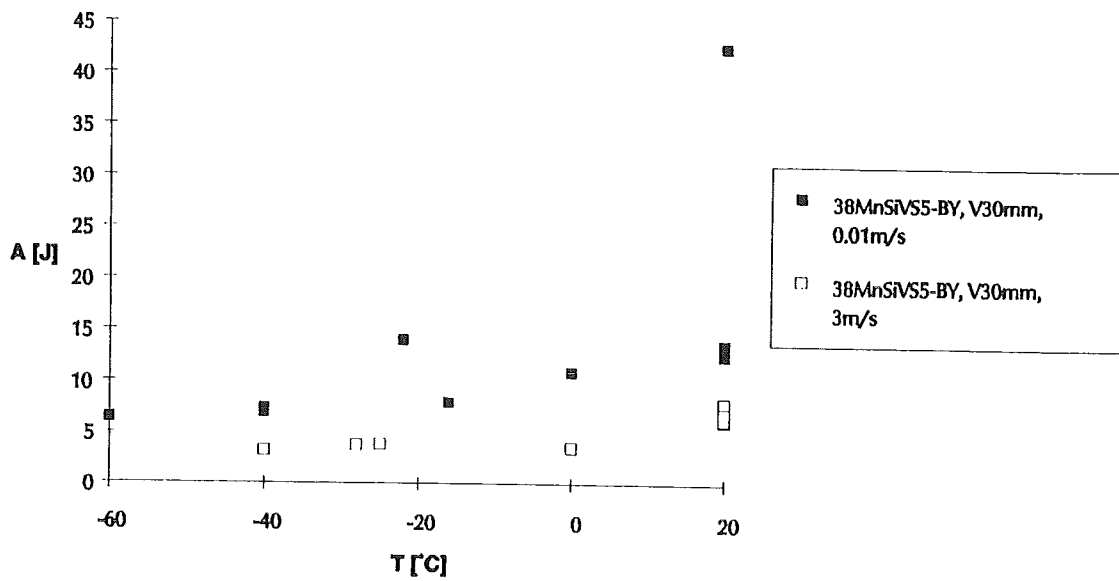
Figuur 7.12: De genormeerde totale breukenergie van 38MnSiVS5-BY, U-vormige kerf, als functie van de temperatuur.



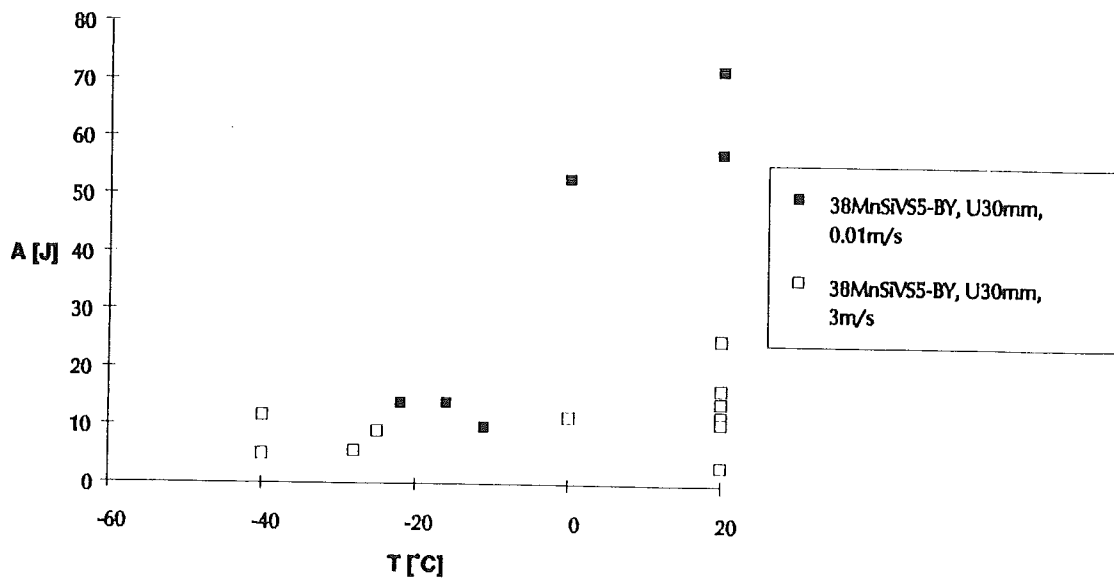
Figuur 7.13: De genormeerde totale breukenergie van 41CrS4-V, V-vormige kerf, als functie van de temperatuur.



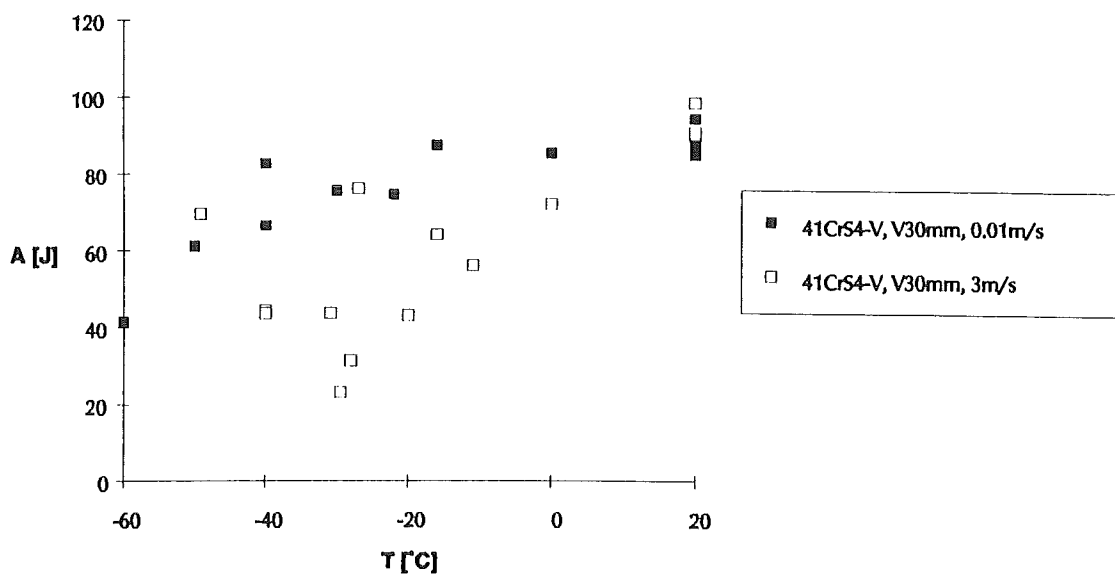
Figuur 7.14: De genormeerde totale breukenergie van 41CrS4-V, U-vormige kerf, als functie van de temperatuur.



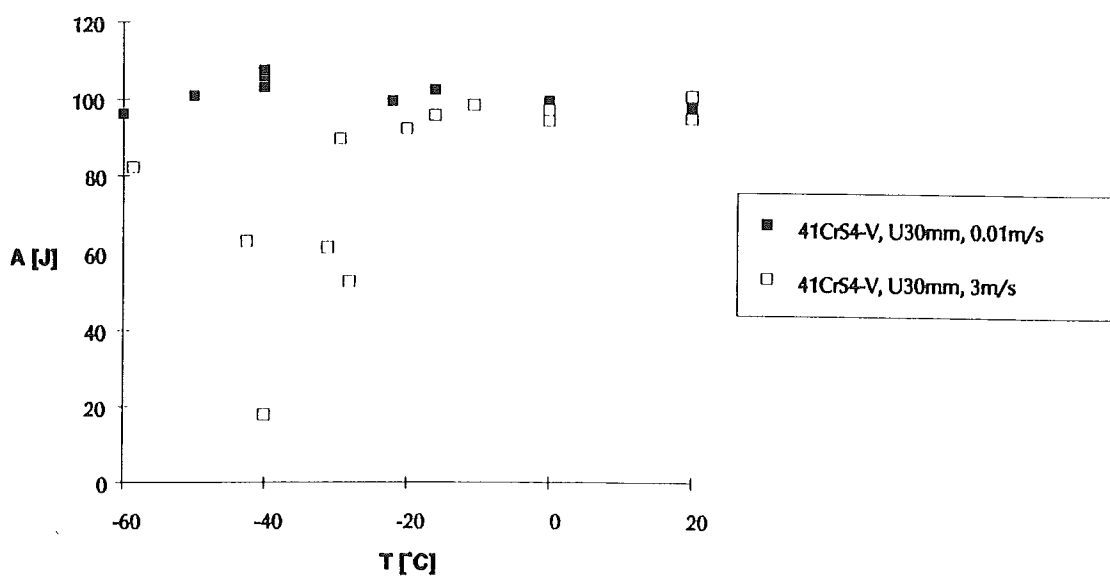
Figuur 7.15: De energie bij maximale belasting als functie van de temperatuur. 38MnSiVS5-BY, V-vormige kerf.



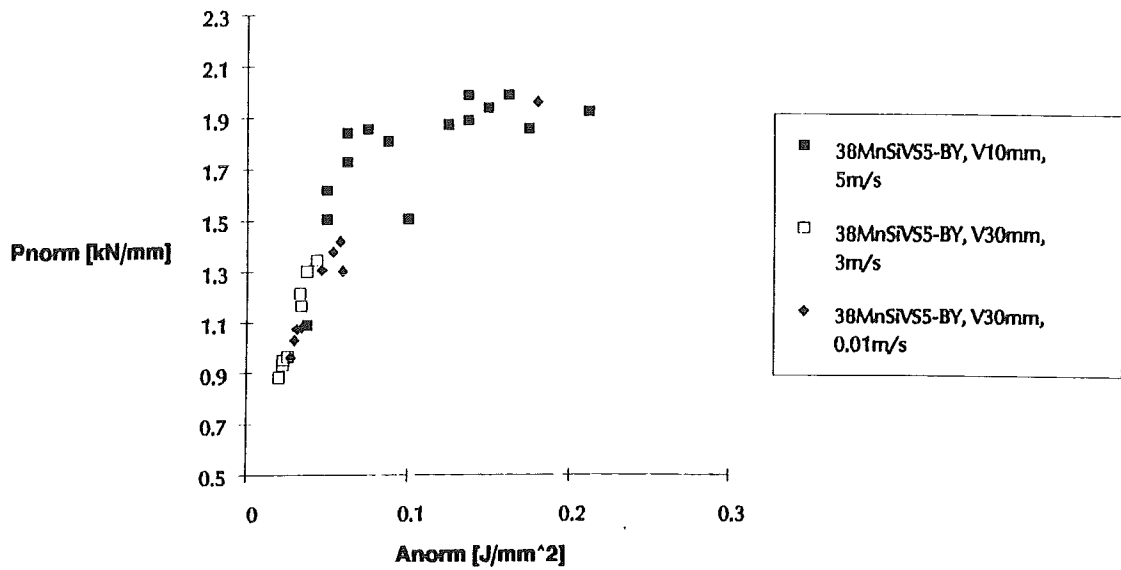
Figuur 7.16: De energie bij maximale belasting als functie van de temperatuur. 38MnSiVS5-BY, U-vormige kerf.



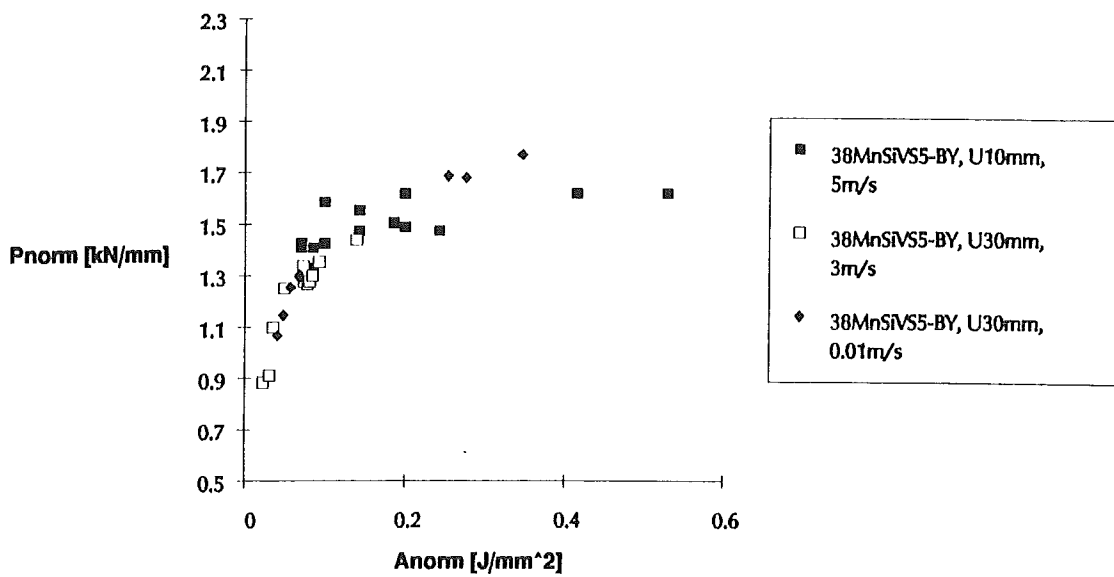
Figuur 7.17: De energie bij maximale belasting als functie van de temperatuur. 41CrS4-V, V-vormige kerf.



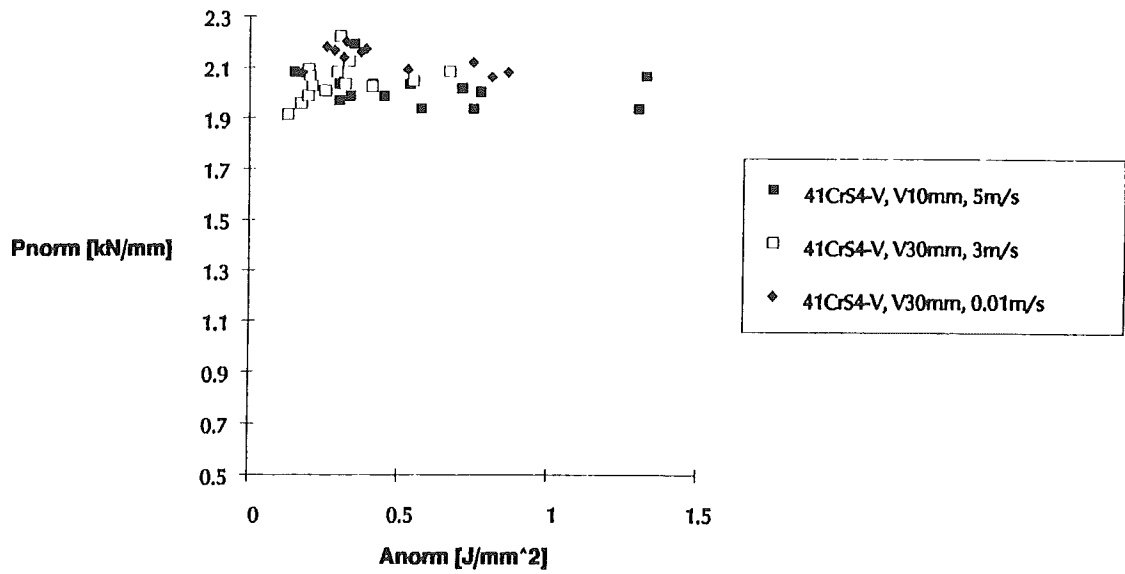
Figuur 7.18: De energie bij maximale belasting als functie van de temperatuur. 41CrS4-V, U-vormige kerf.



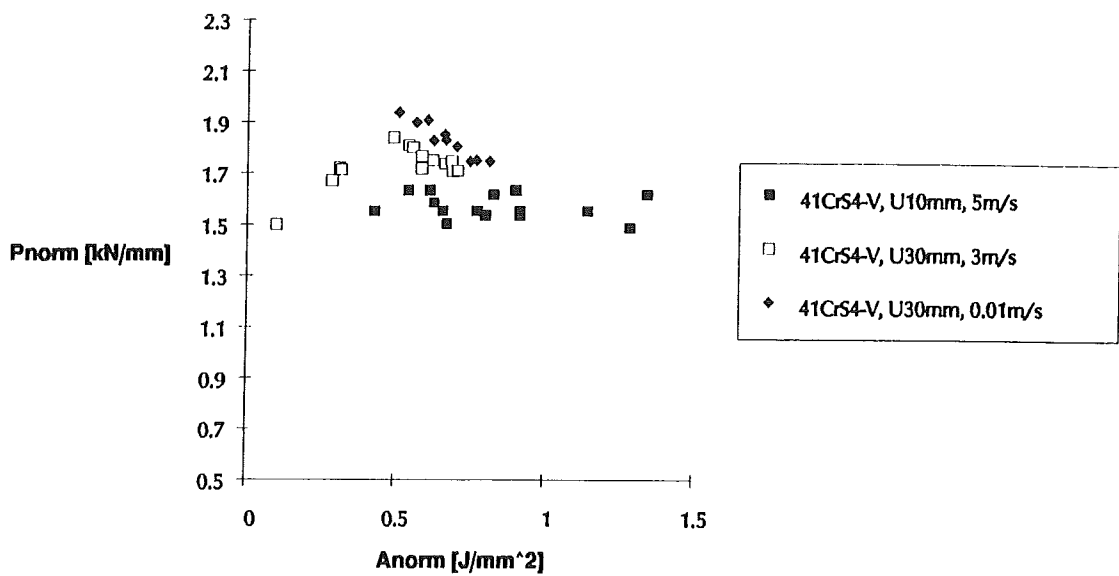
Figuur 7.19: Verloop van de genormeerde maximale belasting als functie van de genormeerde totale breukenergie. 38MnSiVS5-BY, V-vormige kerf.



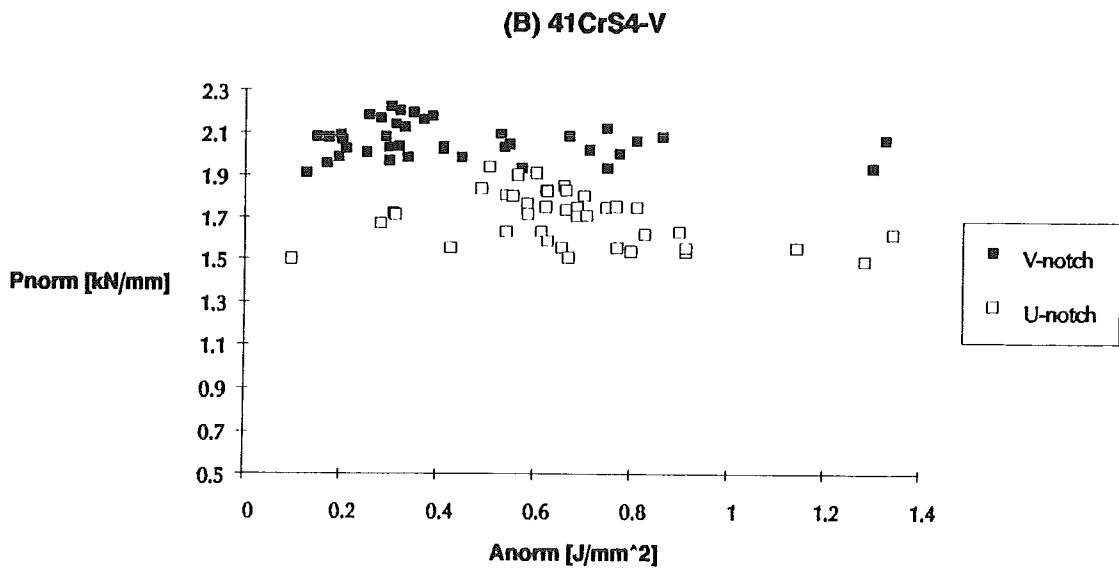
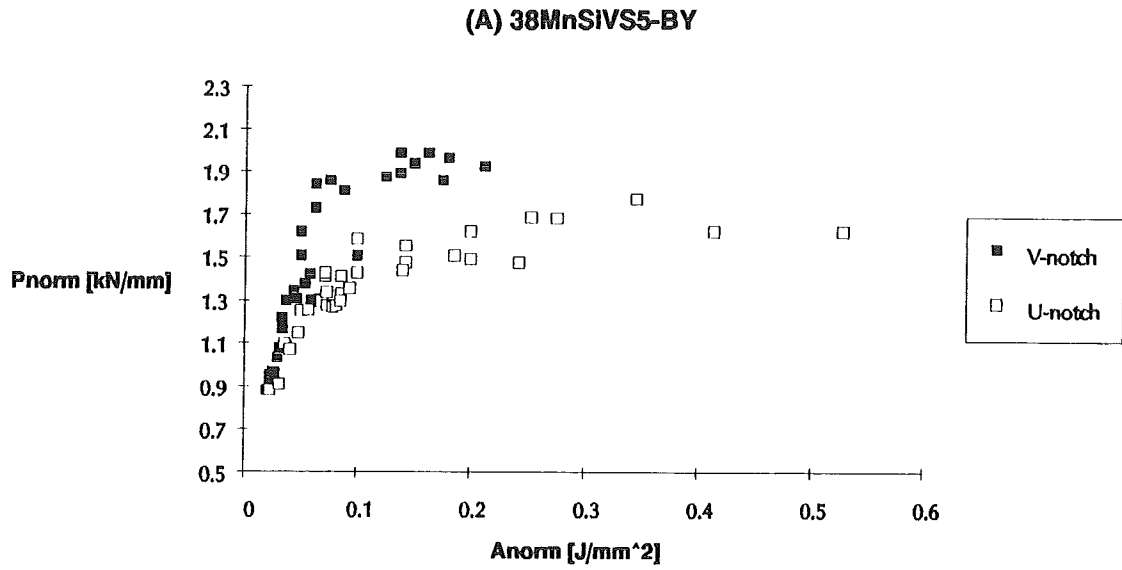
Figuur 7.20: Verloop van de genormeerde maximale belasting als functie van de genormeerde totale breukenergie. 38MnSiVS5-BY, U-vormige kerf.



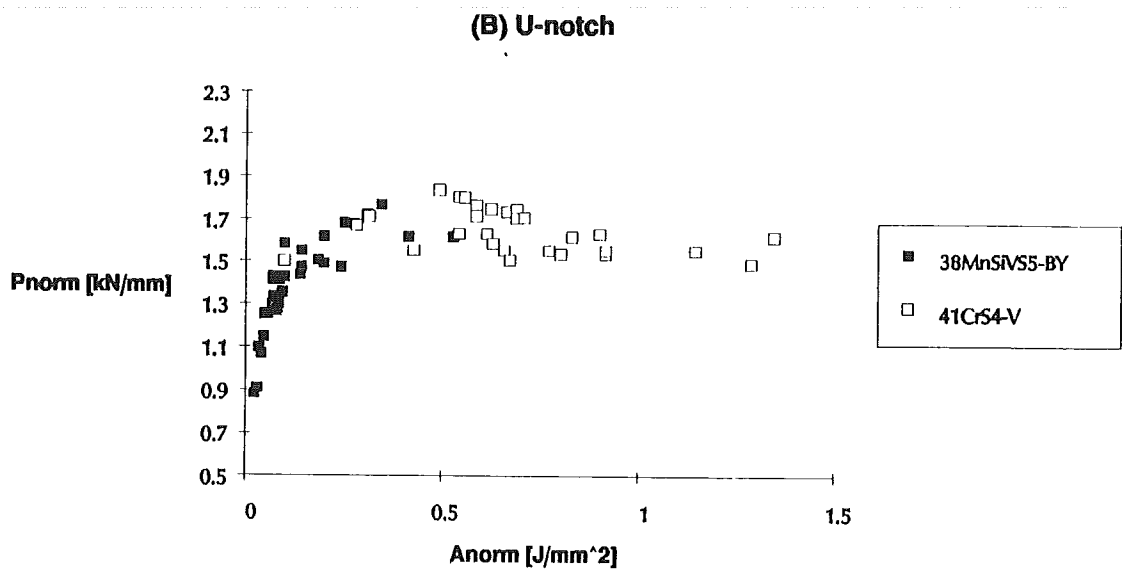
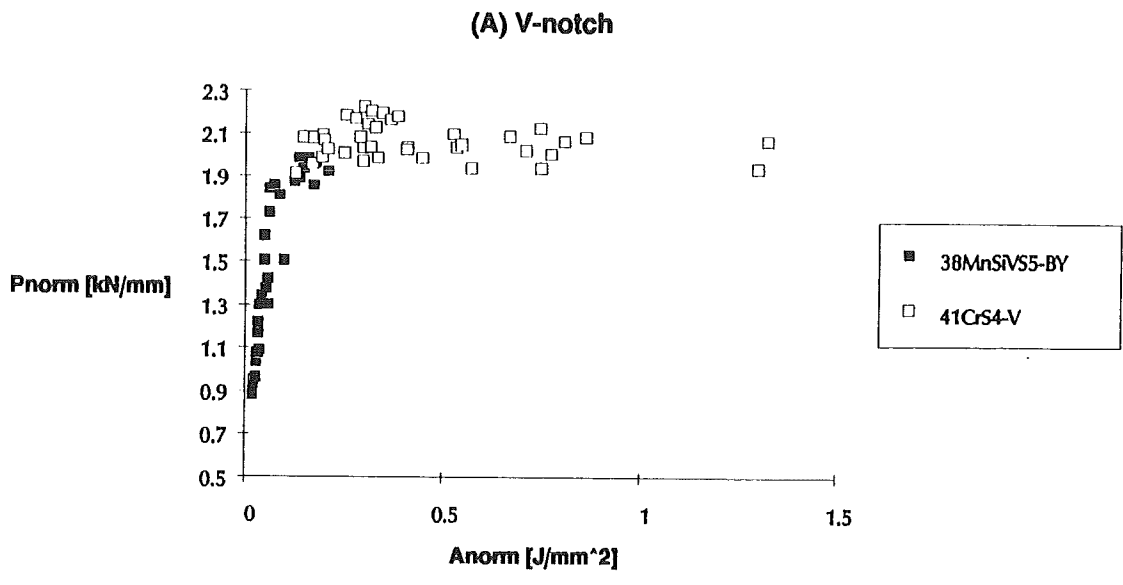
Figuur 7.21: Verloop van de genormeerde maximale belasting als functie van de genormeerde totale breukenergie. 41CrS4-V, V-vormige kerf.



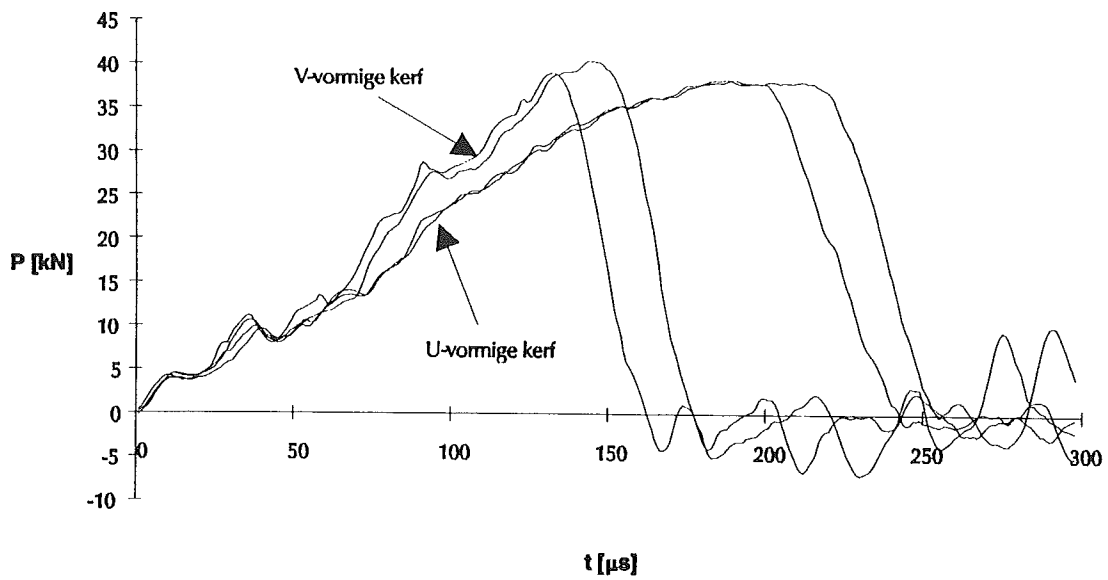
Figuur 7.22: Verloop van de genormeerde maximale belasting als functie van de genormeerde totale breukenergie. 41CrS4-V, U-vormige kerf.



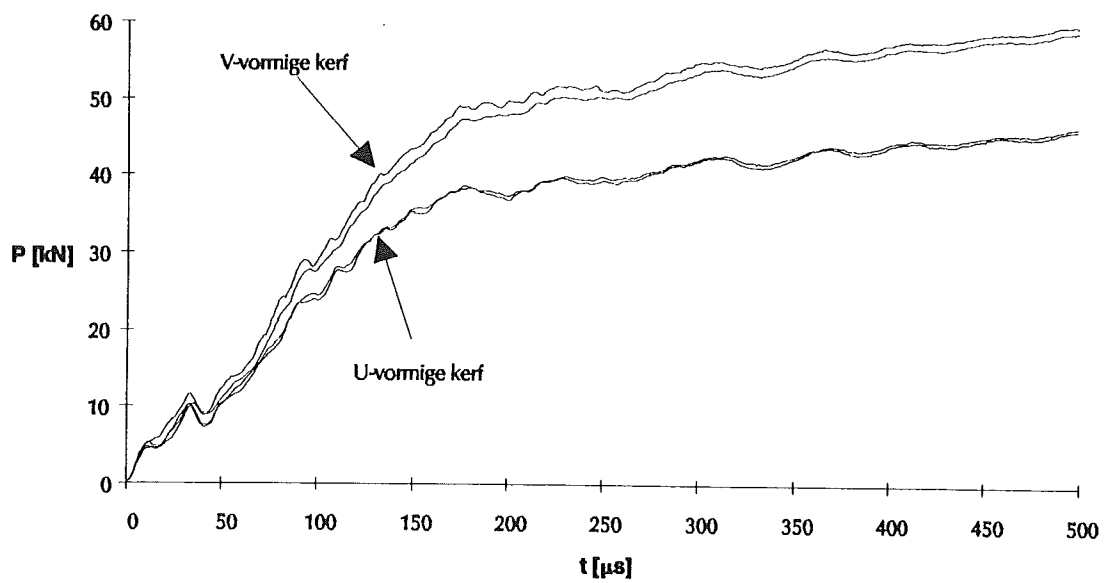
Figuur 7.23: Vergelijking van de maximale belasting in proefstukken met een V-vormige kerf en een U-vormige kerf.



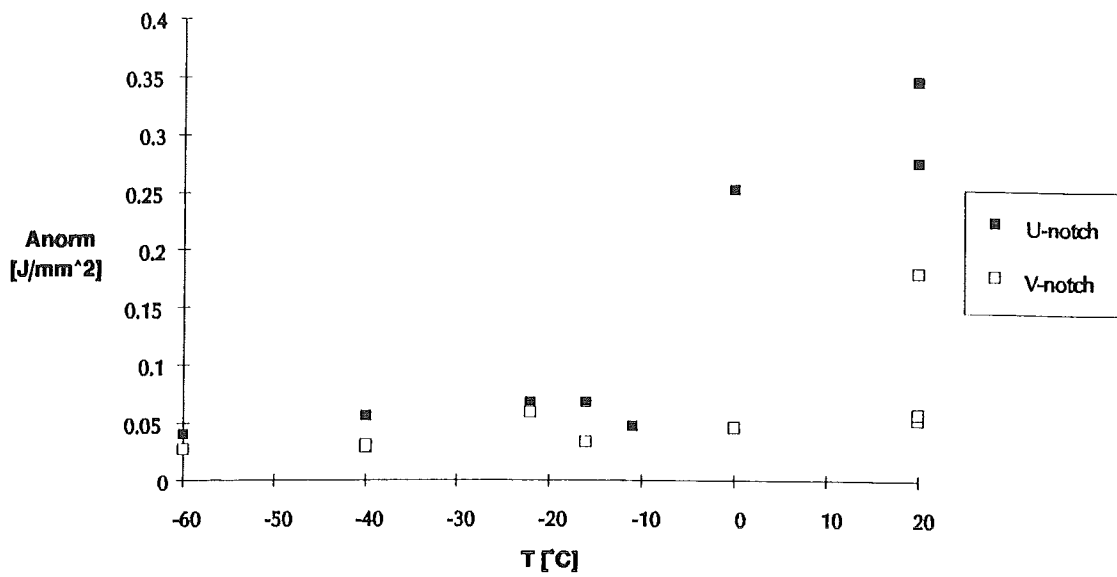
Figuur 7.24: Vergelijking van de maximale belasting zoals deze bij 41CrS4-V en bij 38MnSiV55-BY gemeten is.



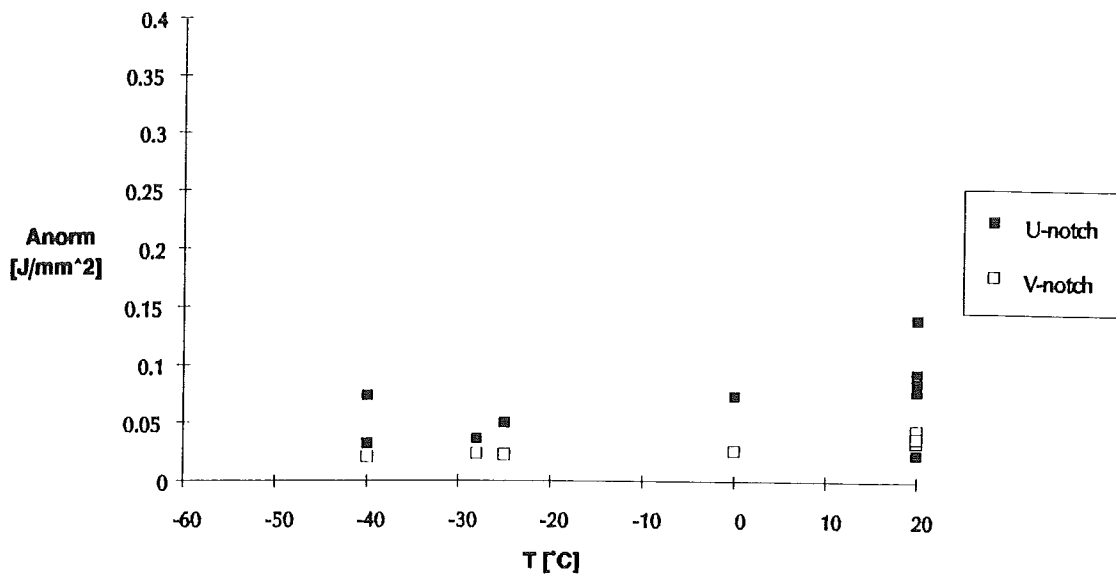
Figuur 7.25: Het verloop van de kracht-doorbuiging-curves voor verschillende proefstukgeometrieën van 38MnSiVS5-BY.



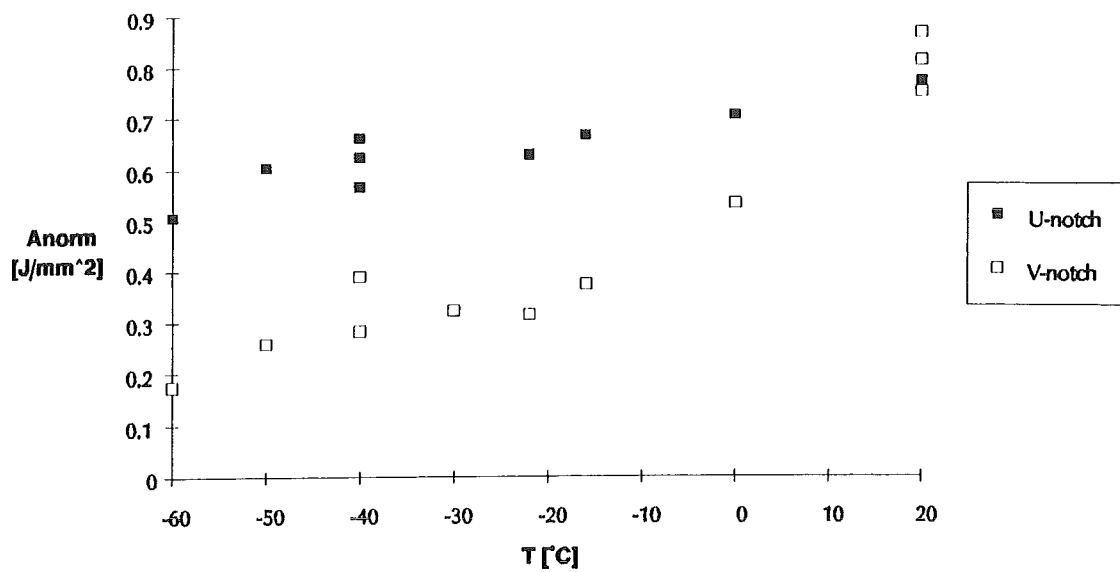
Figuur 7.26: Het verloop van de kracht-doorbuiging-curves voor verschillende proefstukgeometrieën van 41CrS4-V.



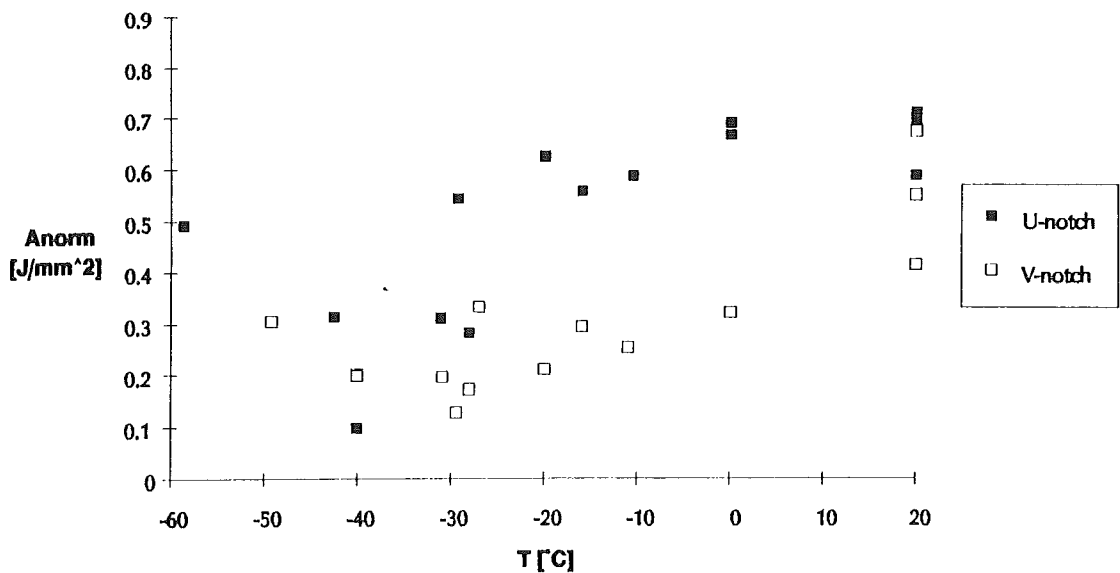
Figuur 7.27: Verloop van de totale breukenergie van 38MnSiVS5-BY als functie van de temperatuur bij een belastingssnelheid van 0.01m/s voor verschillende kerfgeometrieën.



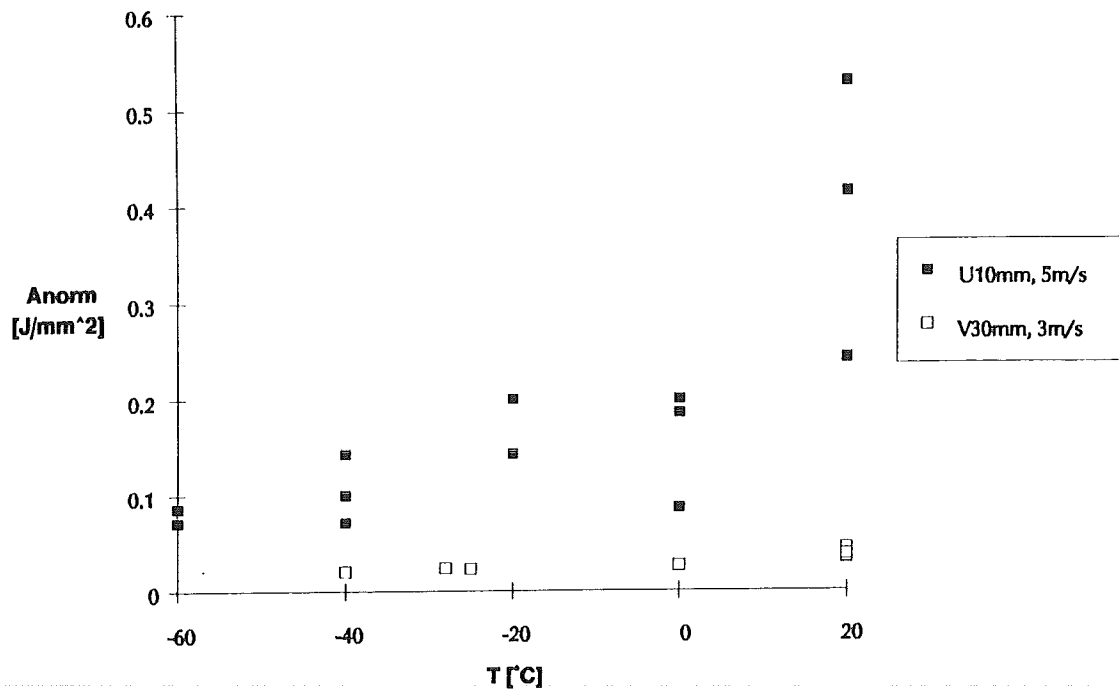
Figuur 7.28: Verloop van de totale breukenergie van 38MnSiVS5-BY als functie van de temperatuur bij een belastingssnelheid van 3m/s voor verschillende kerfgeometrieën.



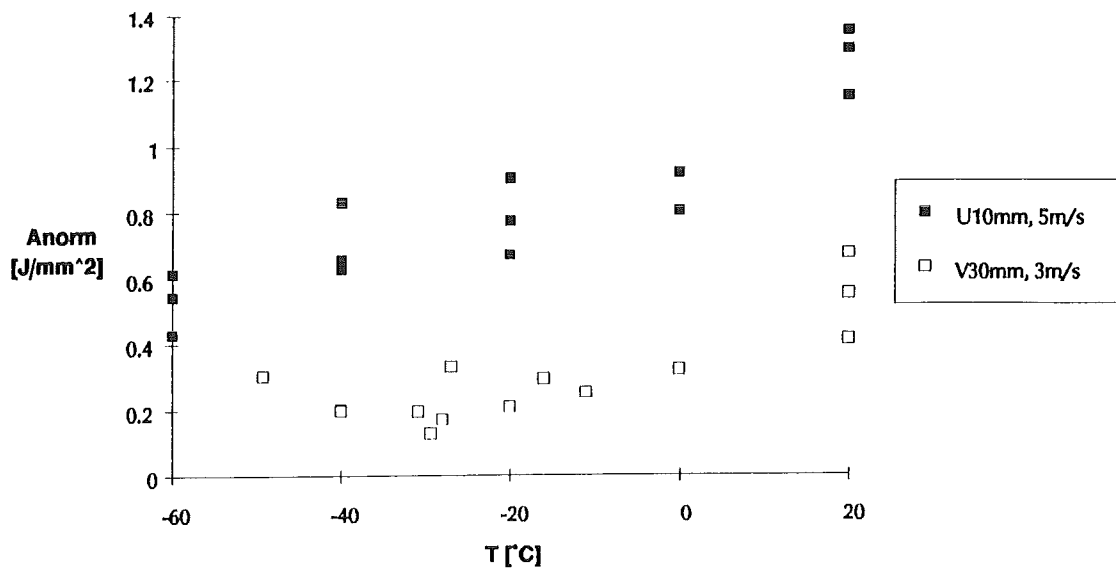
Figuur 7.29: Verloop van de totale breukenergie van 41CrS4-V als functie van de temperatuur bij een belastingssnelheid van 0.01m/s voor verschillende kerfgeometrieën.



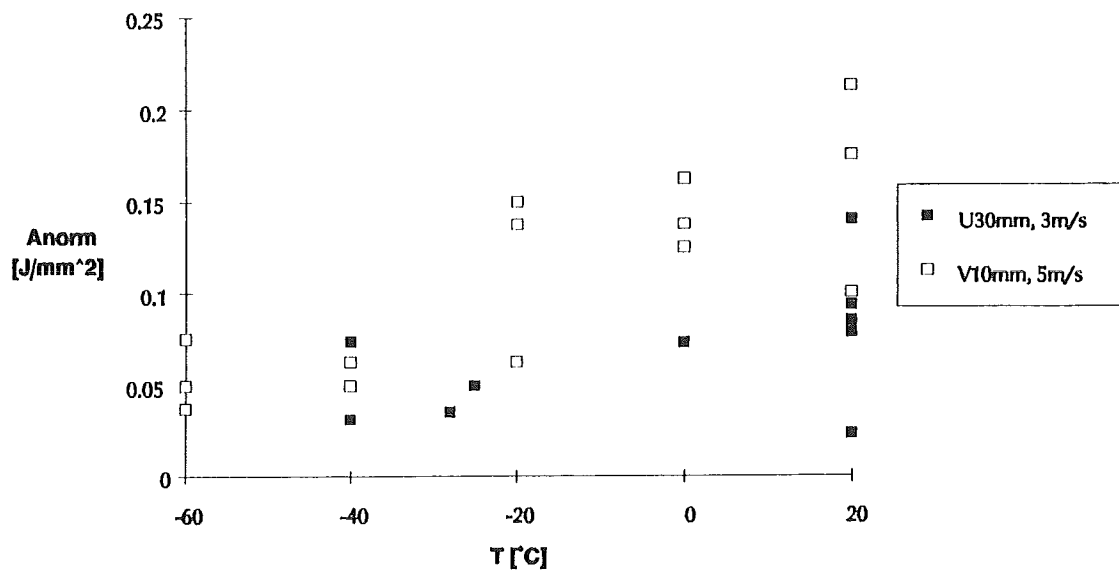
Figuur 7.30: Verloop van de totale breukenergie van 41CrS4-V als functie van de temperatuur bij een belastingssnelheid van 3m/s voor verschillende kerfgeometrieën.



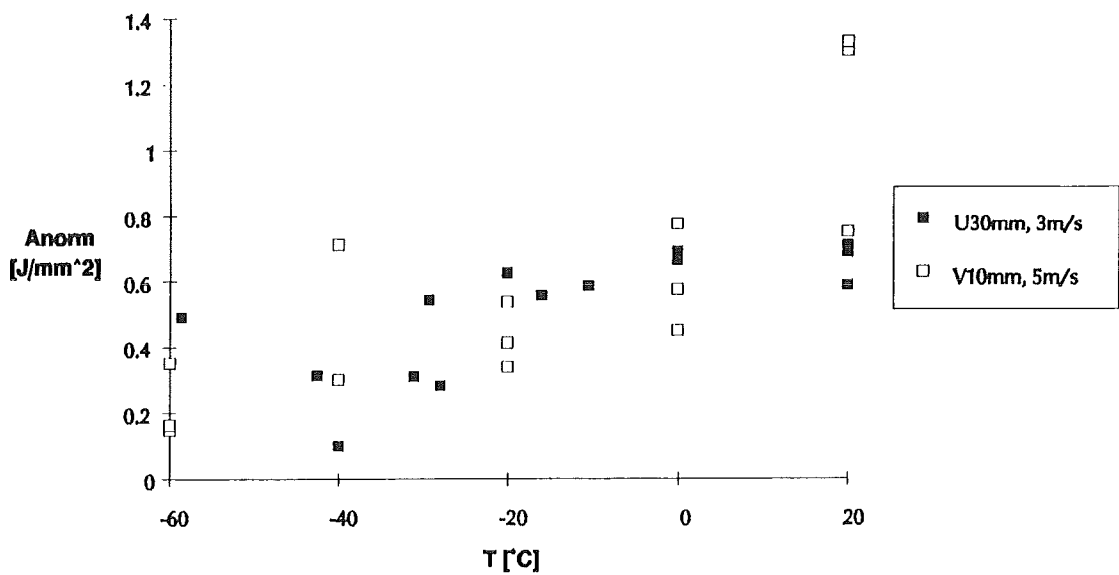
Figuur 7.31: Invloed van constraint op de totale breukenergie van 38MnSiVS5-BY; de laagste constraint treedt op bij U_{10mm} en de hoogste bij V_{30mm} .



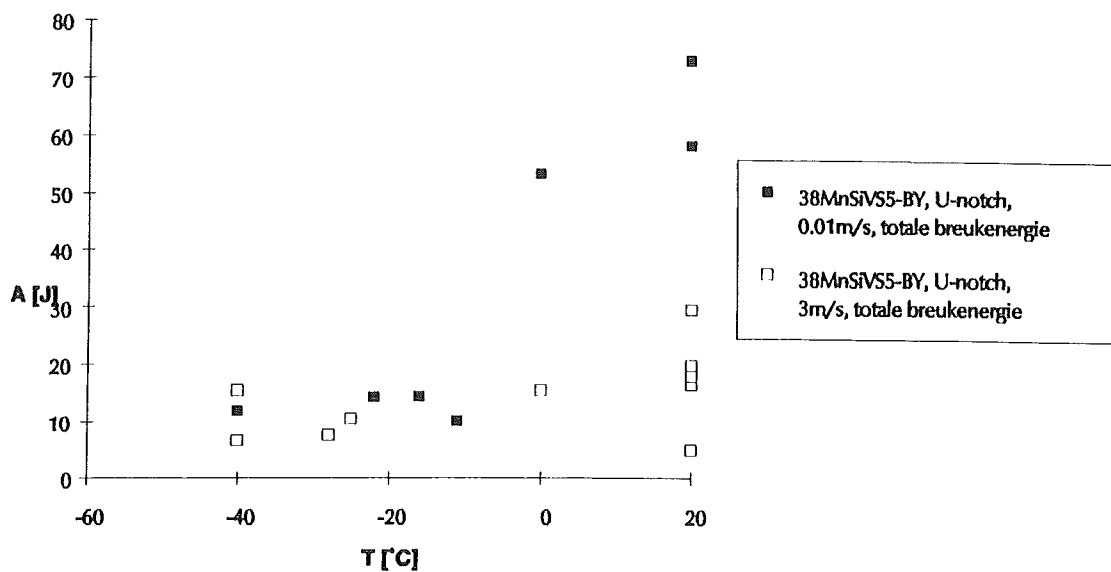
Figuur 7.32: Invloed van constraint op de totale breukenergie van 41CrS4-V; de laagste constraint treedt op bij U_{10mm} en de hoogste bij V_{30mm} .



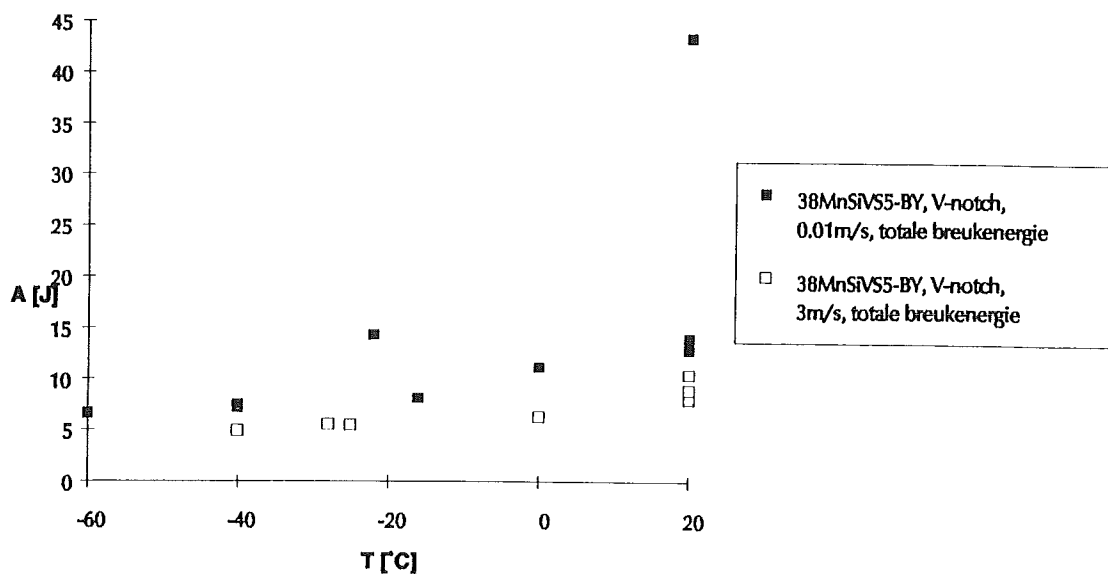
Figuur 7.33: Vergelijking van de totale breukenergie van 38MnSiVS5-BY bij een breed proefstuk met een U-vormige kerf (U_{30mm}) en een smal proefstuk met een V-vormige kerf (V_{10mm}).



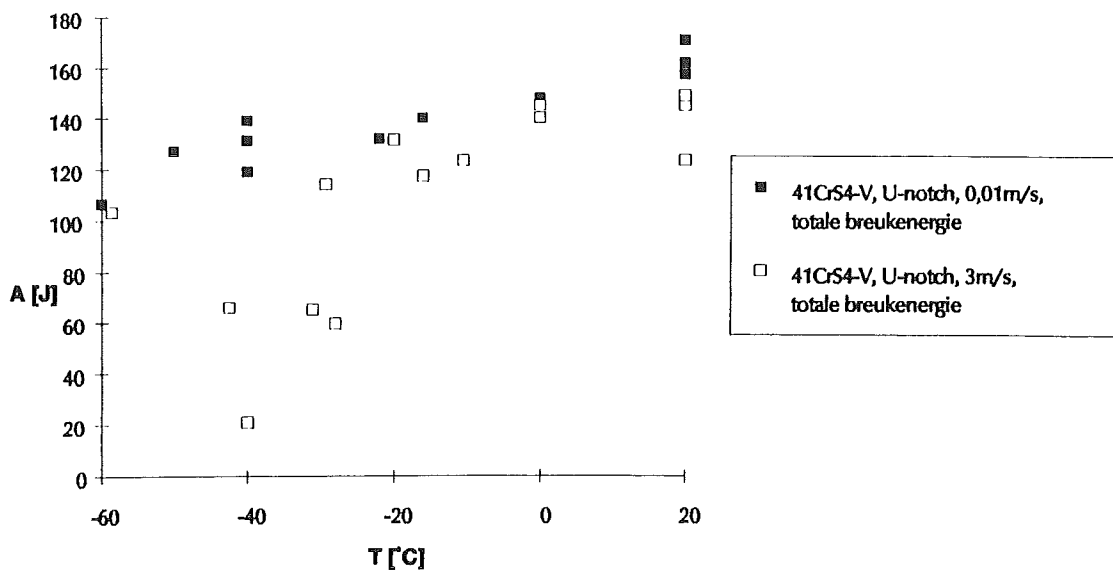
Figuur 7.34: Vergelijking van de totale breukenergie van 41CrS4-V bij een breed proefstuk met een U-vormige kerf (U_{30mm}) en een smal proefstuk met een V-vormige kerf (V_{10mm}).



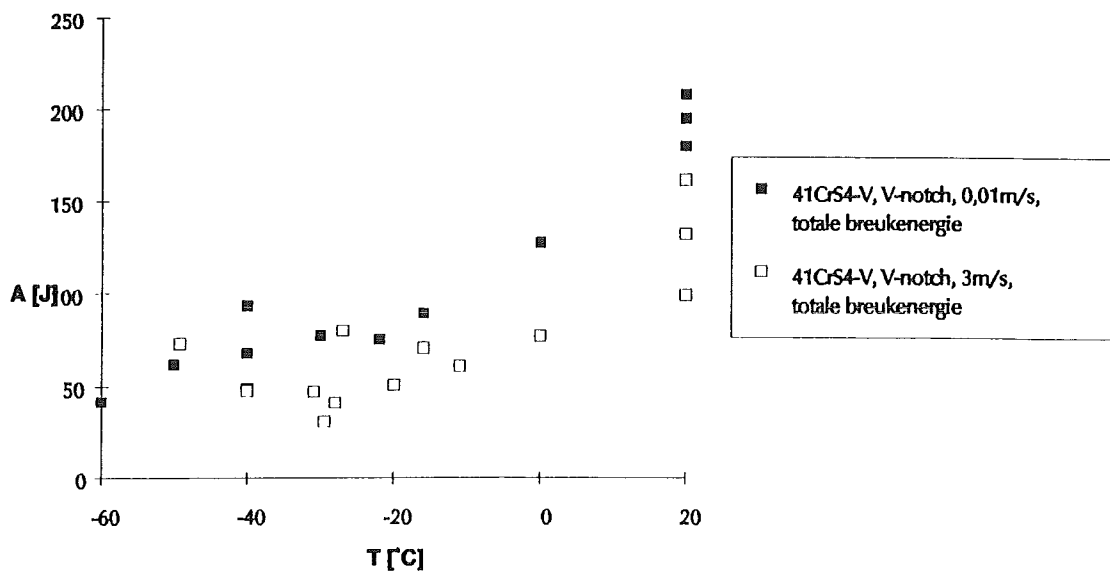
Figuur 7.35: Totale breukenergie van 38MnSiVS5-BY, de U_{30mm} geometrie, als functie van de temperatuur bij verschillende belastingssnelheden.



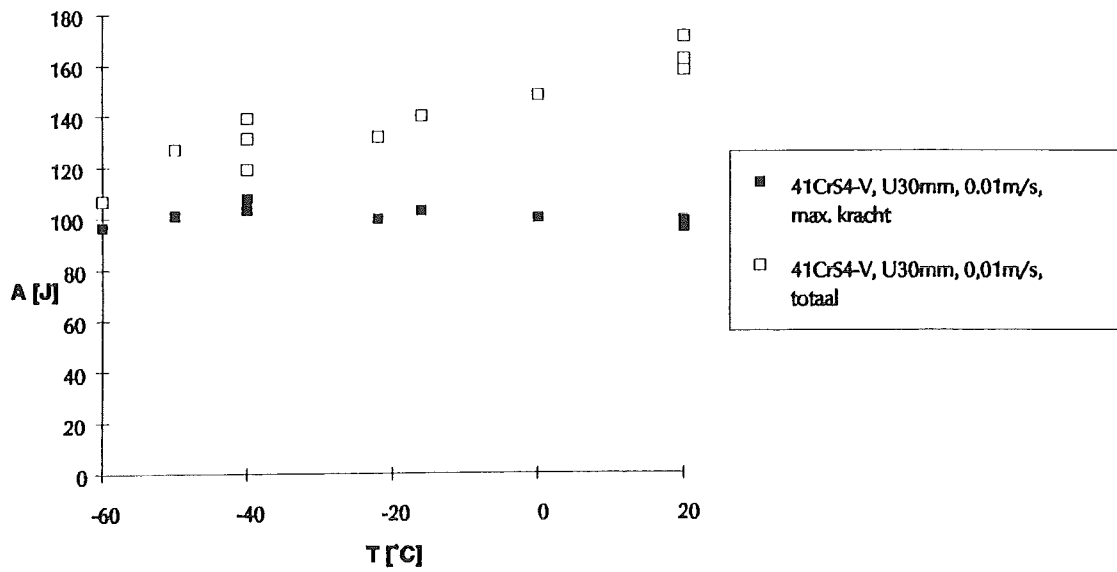
Figuur 7.36: Totale breukenergie van 38MnSiVS5-BY, de V_{30mm} geometrie, als functie van de temperatuur bij verschillende belastingssnelheden.



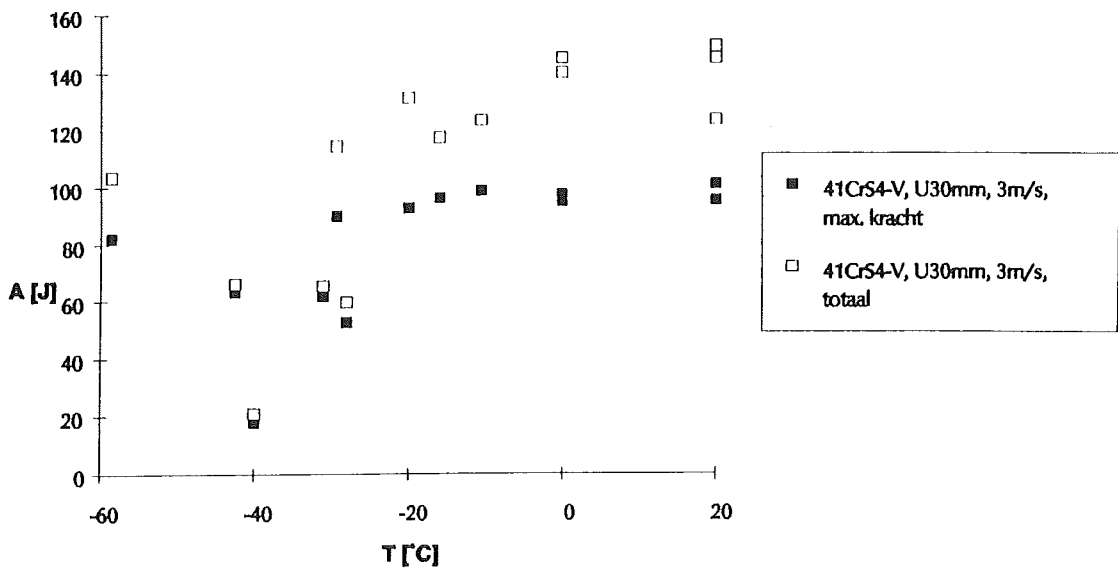
Figuur 7.37: Totale breukenergie van 41CrS4-V, de U_{30mm} geometrie, als functie van de temperatuur bij verschillende belastingssnelheden.



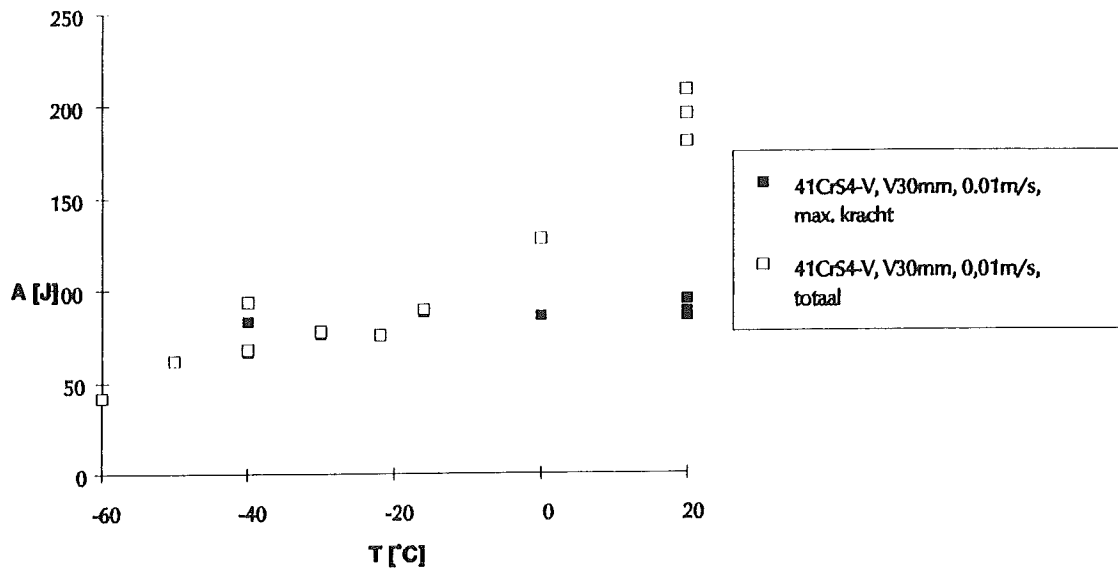
Figuur 7.38: Totale breukenergie van 41CrS4-V, de V_{30mm} geometrie als functie van de temperatuur bij verschillende belastingssnelheden.



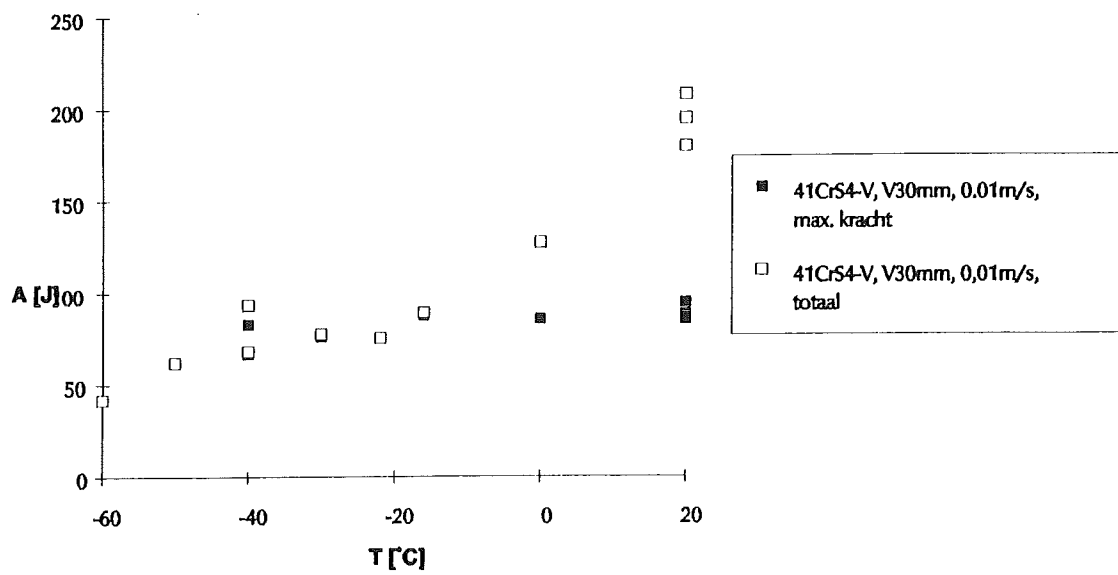
Figuur 7.39: Curves van de totale breukenergie en de energie bij maximale belasting van 41CrS4-V, de U_{30mm} geometrie, bij een lage belastingssnelheid.



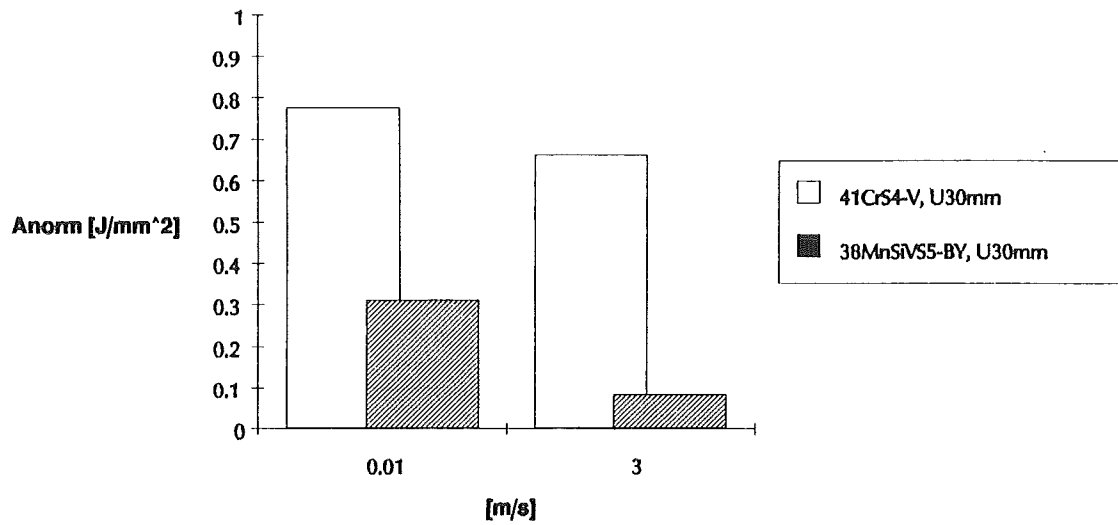
Figuur 7.40: Curves van de totale breukenergie en de energie bij maximale belasting van 41CrS4-V, de U_{30mm} geometrie bij een hoge belastingssnelheid.



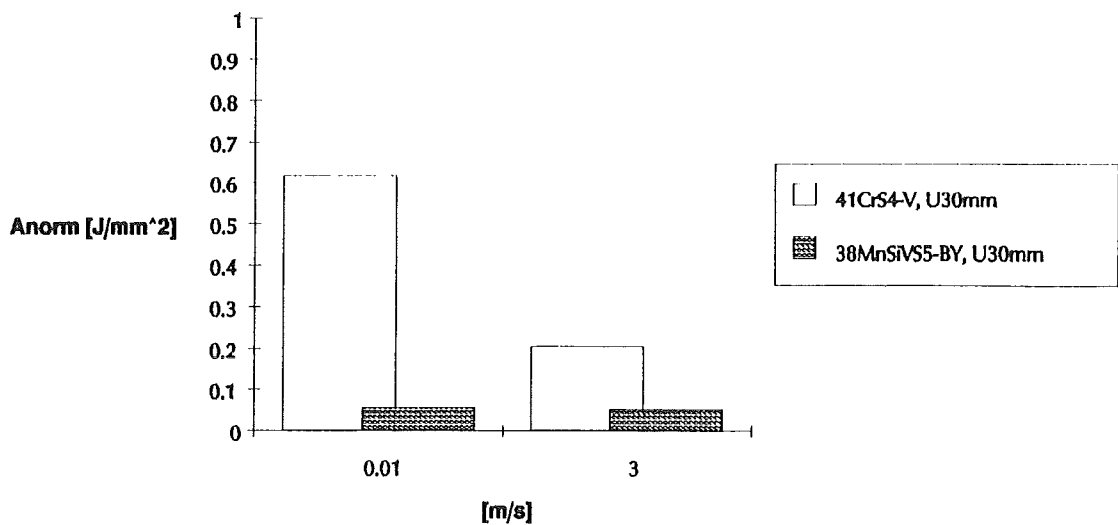
Figuur 7.41: Curves van de totale breukenergie en de energie bij maximale belasting van 41CrS4-V, de V_{30mm} geometrie bij een lage belastingssnelheid.



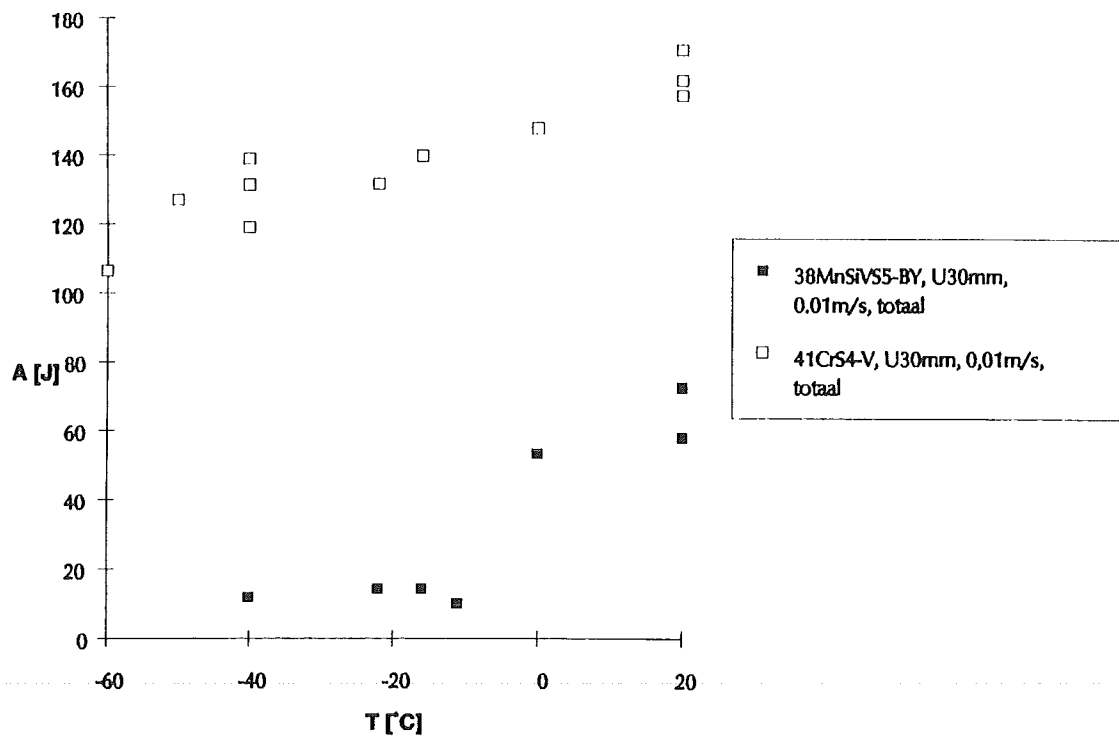
Figuur 7.42: Curves van de totale breukenergie en de energie bij maximale belasting van 41CrS4-V, de V_{30mm} geometrie bij een hoge belastingssnelheid.



Figuur 7.43: De breukenergie van 41CrS4-V en 38MnSiVS5-BY als functie van de belastingssnelheid bij 20°C voor de U_{30mm} -geometrie.



Figuur 7.44: De breukenergie van 41CrS4-V en 38MnSiVS5-BY als functie van de belastingssnelheid bij -30°C voor de U_{30mm} -geometrie.



Figuur 7.45: De totale breukenergie als functie van de temperatuur van 38MnSiVS5-BY en 41CrS4-V, de U_{30mm} geometrie bij een lage belastingssnelheid.