

Ontwikkeling van dynamische torsieproeven

Wim Claeys

Promotoren: prof. dr. ir. Patricia Verleysen, prof. dr. ir. Joris Degrieck

Begeleider: Jan Peirs

Masterproef ingediend tot het behalen van de academische graad van
Master in de ingenieurswetenschappen: werktuigkunde-elektrotechniek

Vakgroep Toegepaste Materiaalwetenschappen

Voorzitter: prof. dr. ir. Joris Degrieck

Faculteit Ingenieurswetenschappen

Academiejaar 2009-2010



Dankwoord

Graag wil ik mijn dank betuigen aan alle mensen, die door hun steun en medewerking hebben bijgedragen tot de realisatie van dit eindwerk.

In het bijzonder wil ik mijn begeleider ir. Jan Peirs bedanken voor zijn assistentie en raad bij het volbrengen van deze opdracht gedurende het volledige jaar. Verder dank ik prof. Patricia Verleysen en prof. Joris Degrieck die dit eindwerk mogelijk gemaakt hebben en de kans aanboden tot het opdoen van deze ervaring. Ives De Baere verdient een pluim op zijn hoed voor het in goede banen leiden van de organisatie omtrent de thesen binnen de vakgroep.

Ik dank ook Luc Van den Broecke voor het helpen uitbouwen van de proefopstelling en de praktische tips. Chris Bonne wil ik dan bedanken voor zijn ondersteuning en advies bij de rekmetingen.

Tot slot wil ik mijn ouders bedanken voor hun steun en de mogelijkheid die ze mij gaven tot het volbrengen van deze studies.

Toelating tot bruikleen

De auteur geeft de toelating deze scriptie voor consultatie beschikbaar te stellen en delen van de scriptie te kopiëren voor persoonlijk gebruik.

Elk ander gebruik valt onder de beperkingen van het auteursrecht, in het bijzonder met betrekking tot de verplichting de bron uitdrukkelijk te vermelden bij het aanhalen van de resultaten uit deze scriptie.

Maldegem, mei 2010

Wim Claeys

Overzicht

Ontwikkeling van dynamische torsieproeven

door Wim Claeys

Promotoren: prof. dr. ir. Patricia Verleysen, prof. dr. ir. Joris Degrieck
Begeleider: Jan Peirs
Vakgroep: Toegepaste Materiaalwetenschappen
Faculteit Ingenieurswetenschappen
Universiteit Gent
Academiejaar: 2009 – 2010

Samenvatting

Voor het onderzoek naar het dynamisch gedrag van materialen is aan de vakgroep Toegepaste Materiaalwetenschappen van de Universiteit Gent een Hopkinson torsieopstelling ontwikkeld. Met deze opstelling kunnen materialen bij hoge snelheden in torsie belast worden. Dit laat toe de plastische vervorming en de vorming van adiabatische afschuivingsbanden te onderzoeken.

Het functioneel maken van deze proefopstelling werd met deze verhandeling bewerkstelligd. Dit hield het ontwerp en de uitbouw van een pneumatisch en elektrisch circuit in voor het aansturen van de opstelling met een computer. Daarnaast, werd deze opstelling ook geïnstrumentiseerd om vlotte en nauwkeurige metingen te kunnen doen. Het bestaande concept voor de proeven werd ook geanalyseerd en waar nodige geoptimaliseerd. Een uitgebreide beschrijving van de proefopstelling is hierdoor in dit werk terug te vinden.

Een belangrijk deel van dit eindwerk gaat ook over de proefstukbevestiging en de studie naar een optimale proefstukgeometrie. Hiervoor werden eindige elementenberekeningen in ABAQUS/Explicit gemaakt om tot enkele vaststellingen te komen. Voor deze berekeningen is een rekenmodel van het proefstuk gemaakt waarmee ook de experimentele data geverifieerd kan worden.

Tot slot zijn enkel proeven uitgevoerd op Ti-6Al-4V. Samen met de vaststellingen uit de eindige elementenberekeningen en gegevens uit de literatuur konden hierdoor enkele interessante aanbevelingen voor verder onderzoek gemaakt worden.

Trefwoorden

Hopkinson, torsie, afschuiving, dynamisch, Ti-6Al-4V, Adiabatic Shear Bands

Development of dynamic torsion set-up

Wim Claeys

Supervisor(s): Jan Peirs, Prof. P. Verleysen, Prof. J. Degrieck

Abstract--The recently developed torsional split Hopkinson bar set-up at the department of Materials Science and Engineering has been made operational in this work. This involved designing and building the pneumatic and electronic circuitry for controlling several components of the set-up leading to easy operation of the set-up. Next to it, instrumentation of the experiments is worked out. Several mechanical components and also the working procedures are optimized during this work. An important part of the thesis deals with the connection of the specimen to the Hopkinson bars and optimization of the specimen geometry. Finite element simulations in ABAQUS/Explicit are the main tool to study the effect of geometrical features on the outcome of the test results. Finally several experiments on Ti-6Al-4V are carried out. Due to the low strain hardening, this material imposes very high demands for specimen manufacturing accuracy.

Keywords-- split Hopkinson bar, torsion, high-strain rate, Ti-6Al-4V

I. INTRODUCTION

Knowledge of the dynamic behaviour of materials is important in many applications such as rapid forming operations, impact. The dynamic plastic material behaviour can be studied in tension, compression and shear with a split Hopkinson bar set-up. The torsional split Hopkinson bar set-up yields some advantages, especially if the plastic behaviour at high strains needs to be studied.

Recently, a torsional split Hopkinson bar set-up has been developed and built at the Department of Materials Science and Engineering. The set-up has been made operational in the framework of this thesis.

The main material that has been studied is the $\alpha+\beta$ titanium alloy Ti-6Al-4V. The mechanical behaviour of this material is characterized by a high yield strength and low strain hardening. Especially the low strain hardening complicates the study of this material [1].

II. STARTING POINT

A. Torsional split Hopkinson bar set-up [2, 3]

Figure 1 shows the principle of a torsional split Hopkinson set-up. It mainly consists of two long elastic bars: an input bar and an output bar between which a small, thin-walled tubular specimen of the test material is placed. Before dynamic testing, the torque is stored in the part of the input bar between the rotating head and a clamp. In this case the torque is provided by a pneumatic actuated lever. A dynamic torsion test is started by releasing the clamp. When this is done, half of the stored torque travels down the bar and loads the specimen. The torsional stress pulse is then partially reflected along the input bar and partially transmitted into the output bar. These torsional pulses are monitored by strain gages attached to the bars. Under certain conditions it is possible to

retrieve the stress and strain of the specimen from the monitored pulses.

With the torsional split Hopkinson bar strain rates can be achieved ranging from 10^2 to 10^4 s⁻¹ [3].

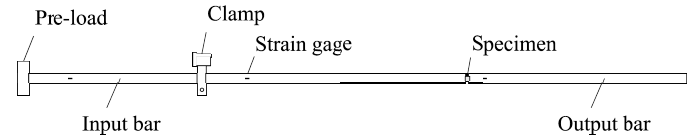


Fig. 1 The principle of the torsional split Hopkinson bar set-up

B. Goals of the thesis

A torsional split Hopkinson bar set-up has been developed, but not yet operational. The main goal of the thesis is to finalize building the mechanical parts of the set-up. This involves the development of a pneumatic and electronic circuitry for controlling the pneumatic actuators of the set-up. An instrumentation of the set-up is also needed to obtain smooth and accurate measurements. Finally, several mechanical components can be analysed to achieve optimal working procedures.

Furthermore, a case study has to be done to achieve a good specimen fixation between the bars and an optimal specimen geometry. Finite element simulations are used to achieve this.

If the above mentioned goals are achieved, torsion tests can be done on Ti-6Al-4V

III. COMPLETION OF THE SET-UP

A. Control and instrumentation of the set-up

The set-up consists of two pneumatic actuators, one to pre-load the input bar and one to open the clamp. The control of these actuators is done by three electrically controlled valves. The whole system can then be controlled from a pc with the use of relays and DAQ-hardware. To obtain this a LabVIEW program is used.

The measurement equipment, a high speed oscilloscope and camera, are triggered by a proximity switch near the clamp. During the instrumentation of the set-up has been noticed that good grounding is needed for accurate strain measurements.

B. Clamp [2, 3]

The clamp is a very important component of the set-up. On the one hand, the clamp should be capable to store a high torque in the input bar and on the other hand release the bar in a very short time. This is practically done by two friction plates and a bolt that supplies the clamping force. The bolt is pre-notched at its centre. The bolt can then be overloaded by a pneumatic actuated lever. Through the elastic energy in the system, the stored torque in the input bar is released relative quickly.

Currently a rise time of 50 μ s is obtained with M10-10.9 bolts. Therefore, several notches have been tested. Heat threatening of the notch is studied but shows no improvement.

The required clamping force is also estimated by some calculations.

C. Specimen fixation

Several specimen fixation techniques (adhesive, screw, splines, polygon, socket) have been considered. The most useful solution in this case turned out to be modified hexagonal sockets attached to the bars. This technique is less time consuming than an adhesive fixation.

In this case study finite element simulations are used to examine the influence of several discontinuities caused by the fixation. In most cases this can be neglected.

IV. OPTIMISATION OF SPECIMEN GEOMETRY AND SIMULATION

The geometry of the torsion specimen is illustrated on figure 2. The thin-walled region deforms plastically during the test. Hexagonal flanges are provided to fixate the specimen between the bars. The flanges are chamfered to obtain a good sight for the high speed camera.

Common dimensions are $L_s = 1,5-2,5$ mm, $d_i = 9-15$ mm and $h_s = 0,3-0,4$ mm. These mentioned dimensions influence the strain rate and homogeneous strain in the specimen [3]. The internal diameter is limited by the bar diameters.

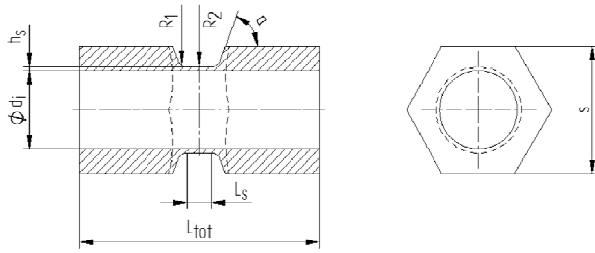


Fig. 2 Specimen geometry

A homogeneous deforming region in the torsion specimen is preferred to facilitate the interpretation of the test results. However, experiments and numerical simulations have shown in this work that a homogeneous strain distribution is not obvious to obtain.

The influence of several geometric parameters is examined in Abaqus/Explicit with Ti-6Al-4V. The Johnson-Cook model is used to describe the strain rate dependent plastic behaviour of this material. It was found that a good and fine mesh is crucial near the corner of the specimen.

Major conclusions from the simulations are: 1. the stress concentrations in the corners have no significant influence, 2. a wall thickness of 0,4 mm will be a good choice to obtain a homogeneous state, 3. a great increase in strain rate can be obtained by shortening the gauge length and less by enlarging the inside diameter.

Imperfections are also considered like an eccentricity and curvature R_2 . The eccentricity leads to non-homogeneous strain along the circumference of the specimen while by the curvature homogeneity in the axial direction get lost. These imperfections will lead to lower maximal average strains before fracture. In case of the eccentricity, shear will also appear in the corners of the flanges. The combination of these two imperfections may prevent this localisation (Figure 3). In addition, the imperfections introduce a tri-axial stress state.

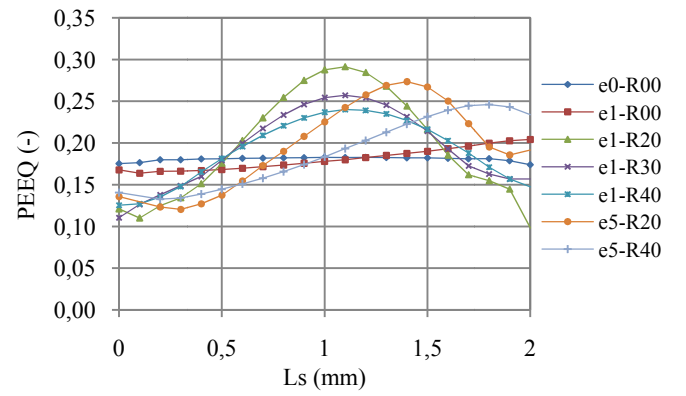


Fig. 3 The equivalent plastic strain PEEQ along the gage length L_s for a specimen with an eccentricity e (0-0,01-0,05 mm) and curvature R_2 (0-20-30-40 mm)

V. EXPERIMENTAL RESULTS

Ten specimens made of Ti-6Al-4V were tested under different conditions. Results of some test can be found in figure 4. It is seen that the maximum stress raises with an increase of strain rate. Failure emerged always in the corners. A geometric inspection learned that specimen production is not perfect. This imperfect geometry was simulated and agrees well with the experiments.

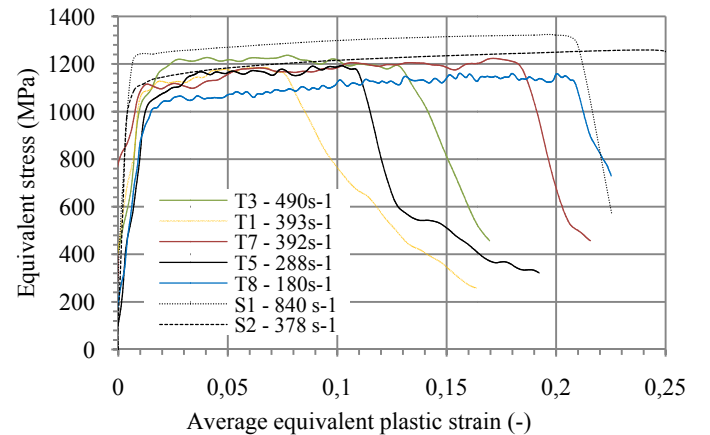


Fig. 4 Stress-strain curve of some tests verified with simulations

VI. CONCLUSIONS AND PERSPECTIVES

A well functional set-up is achieved after the addition of the needed controls and instrumentation. As this set-up is new, a lot of background information about the principles and components of the set-up is also provided for further research.

With the achieved insight on several geometrical parameters of the specimen, a better analyse of the tests can be done. The surface finish of the gauge length and concentricity is important to have a good representative specimen. A good simulation model is also obtained for further analyses. More large scale simulations, such as the sockets with specimen can be done to study the influence of the play and elasticity between them.

REFERENCES

- [1] Peirs, J., et al., *The use of hat-shaped specimens to study the high strain rate shear behaviour of Ti-6Al-4V*. International Journal of Impact Engineering. 37(6): p. 703-714.
- [2] Bai, Y. and B. Dodd, *Adiabatic Shear Localization - Occurrence, Theories and Applications*. 2004, Saint-Louis: DYMAT.
- [3] *High Strain Rate Testing*, in *ASM International - Mechanical Testing and Evaluation*. 2000, ASM International.

Inhoudsopgave

Dankwoord.....	ii
Toelating tot bruikleen	iii
Overzicht.....	iv
Extended abstract.....	v
Inhoudsopgave.....	vii
Hoofdstuk 1 Inleiding.....	1
1.1 Context [1-3]	1
1.2 Doelstellingen.....	2
Hoofdstuk 2 De Hopkinson torsieproef.....	3
2.1 Situering [1-4]	3
2.2 Omschrijving	5
2.2.1 Principe [1-5]	5
2.2.2 Voordelen [1, 2].....	7
2.2.3 Nadelen [1, 2]	8
2.2.4 Ontwerpparameters voor het opwekken van een torsiegolf [2, 6]	8
2.2.5 Berekenen van de vervorming, vervormingssnelheid en spanning in het proefstuk [1, 2, 6].	11
2.2.6 Factoren die de vervormingssnelheid bepalen [2]	13
2.3 De opstelling.....	14
2.3.1 De algemene constructie.....	15
2.3.2 De staven en lagering.....	15
2.3.3 Het pneumatisch torsiemechanisme en de torsiegrenzen.....	18
2.3.4 De klem [1, 2, 11-13].....	21
2.3.4.1 De klemvingers.....	22
2.3.4.2 Klemkracht	22
2.3.4.3 Het openen van de klem	26
2.3.4.4 Prestaties.....	28
Hoofdstuk 3 Instrumentatie en aansturing.....	32
3.1 Overzicht	32
3.2 Pneumatische sturing [23, 24]	33
3.2.1 Pneumatisch circuit.....	33
3.2.2 Relaiskast en DAQ-eenheid.....	35
3.2.3 Aansturing vanuit LabVIEW [3, 25]	37
3.3 Triggering [26]	38
3.4 Rekmeting	40

3.4.1 Het Lagrange diagram [2-4]	40
3.4.2 Rekmetingen in volle brug.....	42
3.5 Synchronisering van de hogesnelheidsbeelden	44
Hoofdstuk 4 Proefstukbevestiging	45
4.1 Vereisten [1, 2].....	45
4.1.1 Overeenkomende impedantie	45
4.1.2 Productie van het proefstuk	45
4.1.3 Gebruiksgemak	45
4.2 Overwogen mogelijkheden [6, 12, 27, 28]	45
4.2.1 Overzicht.....	45
4.2.2 Verlijming.....	47
4.2.3 Schroefverbinding met verlijming	49
4.2.4 Vormgesloten verbinding met verlijming [32, 33]	50
4.2.5 Hexagonale verbinding.....	52
4.3 Studie effect discontinuïteiten met FEM [40]	54
4.3.1 Algemeen model	54
4.3.2 Axiale discontinuïteit.....	55
4.3.3 Radiale discontinuïteit	56
4.3.4 Tangentiële discontinuïteit.....	57
4.3.5 Conclusies.....	58
4.4 Uitwerking.....	60
Hoofdstuk 5 Proefstukgeometrie.....	62
5.1 Geometrie [1, 19, 31, 42-46]	62
5.1.1 Afmetingen	62
5.1.2 Productie.....	65
5.1.3 Teruggevonden proefstukgeometrieën in de literatuur	65
5.2 Materiaal.....	66
5.2.1 Ti-6Al-4V [53-57]	66
5.2.2 Het materiaalmodel van Johnson – Cook [3, 5, 53, 58].....	67
5.3 Studie effect geometrische parameters met FEM [40]	68
5.3.1 Algemeen model	69
5.3.2 Beschouwingen.....	71
5.3.2.1 PEEQ [5, 59]	72
5.3.2.2 TRIAX [59-64].....	72
5.3.2.3 M en UR [6].....	74
5.3.3 Afrondingsstraal	74
5.3.4 Lengte	77
5.3.5 Binnendiameter.....	80
5.3.6 Wanddikte.....	82

5.3.7 Imperfecties	85
5.3.7.1 Gecurfd oppervlak	85
5.3.7.2 Excentriciteit.....	87
Hoofdstuk 6 Dynamische torsieproeven	89
6.1 Aangewende proefstukgeometrie	89
6.2 Proefresultaten.....	90
6.2.1 Proefverloop	90
6.2.2 Verificatie proefstukgeometrie	90
6.2.3 Rekmetingen	91
6.2.4 Hogesnelheidsbeelden en digital image correlation [66, 67].....	94
Hoofdstuk 7 Besluiten en aanbevelingen voor verder onderzoek	98
7.1 Besluiten.....	98
7.1.1 Proefopstelling.....	98
7.1.2 Proefstukken	99
7.2 Aanbevelingen voor verder onderzoek.....	99
7.2.1 Opstelling.....	99
7.2.2 Proefstukken	100
7.2.3 Simulaties	100
Bijlage 1 - Wrijving [11, 13]	101
Bijlage 2 - Spanning in functie van torsiehoek	106
Bijlage 3 - Effect discontinuïteiten	107
Bijlage 4 - Dimensies en CAD.....	108
4.1 Facom S.13H Socket	108
4.2 Beproefde proefstukgeometrie	109
4.3 Suggestie proefstukgeometrie	110
Bijlage 5 - FEM beelden.....	111
5.1 Berekeningen van Leung [47]	111
5.2 Verloop van de vervorming.....	112
5.3 Perfect proefstuk.....	113
5.4 Excentriciteit.....	114
5.5 Benadering imperfect proefstuk	115
Bijlage 6 - Meetfiche.....	116
Bijlage 7 - Connectieschema's en –tabellen	117
7.1 Aansluiting naderingschakelaar en conditionering triggersignaal [69]	117
7.2 Relaiskast.....	118
7.3 Connectietabel DAQ – LabVIEW	119
7.4 Connectietabel rekstrookjes.....	120
7.5 Technische data hogesnelheidscamera	122
Bijlage 8 - Technische fiches.....	124

8.1 Overzicht.....	124
8.2 Torsiezuiger.....	125
8.3 Klemzuiger.....	128
8.4 3/2-ventiel	131
8.5 5/2-ventiel	133
8.6 Elektromagneet ventiel.....	135
8.7 Solid State Relais	136
8.8 Inductieve naderingsschakelaar.....	139
8.9 Spanningsregelaar	140
8.10 Lijm.....	142
Bibliografie.....	144

Hoofdstuk 1

Inleiding

1.1 Context [1-3]

De meeste materialen vertonen bij een dynamische belasting een ander gedrag dan wanneer ze statisch belast worden. Onder deze belastingen zullen deze materialen namelijk veel sneller vervormen. De eigenschappen van het materiaal kunnen met deze vervormingssnelheden (de verandering van de rek per tijdseenheid) variëren, zoals de vloeispanning, de rekverstevingen en de ductuliteit. Naast dit plastisch materiaalgedrag kan ook nog het breukmechanisme anders zijn.

Deze kennis is voor vele toepassingen belangrijk, zoals:

- Botsbestendige auto's
- Snelle productieprocessen: hydroforming, verspaning, impact-lassen, ponsen, ...
- Impactbelastingen in de luchtvaart: vogelimpact in vliegtuigturbine, afbreken van turbineschoepen, ...
- Cavitatie en erosie in turbines, waterproppellers
- Dynamische belasting van constructies, zoals bij aardbevingen
- Militaire toepassingen: projectiel impact op bepantsering, explosies
- ...

Voor veel van deze toepassingen kunnen met dynamische proeven materiaalmodellen opgesteld en gevalideerd worden. Deze materiaalmodellen kunnen dan tijdens studies en ontwerpprocessen in (grootschalige) simulaties gebruikt worden.

Met de dynamische torsieproeven wordt hier het plastisch materiaalgedrag bij afschuiving onderzocht. De experimentele data van deze proeven is rechtstreeks bruikbaar voor toepassingen die in afschuiving belast worden, maar ook onrechtstreeks voor een materiaalgedrag in trek en druk.

Door het belasten in afschuiving bij hoge snelheden kan ook een ander breukmechanisme bestudeerd worden. De plastische vervorming kan namelijk onstabiel worden en leiden tot het vormen van een adiabatische afschuifband.

Een adiabatische afschuifband is een thermodynamisch fenomeen die bij een grote vervorming en snelheid voorkomt in een zeer nauwe band (typisch 5-100 μm) van het materiaal. Een groot deel van de plastische vervormingsenergie wordt in warmte omgezet. Door de hoge vervormingssnelheid is de warmtegeleiding in het proefstuk echter verwaarloosbaar. Vandaar de term adiabatisch. Een zeer hoge

temperatuurstijging gaat zich hierdoor localiseren waardoor het materiaal slap wordt. Als het verlies in sterkte hierdoor groter wordt dan de rekversteving zal de plastische vervorming onstabiel worden. Een homogene plastische vervorming gaat hierdoor verloren en een zeer nauwe band zal ontstaan. Deze band wordt de adiabatische afschuifband genoemd. Door de hoge temperaturen zullen in deze band ook materiaaltransformaties optreden.

De dynamische torsieproeven zullen hier uitgevoerd worden op de titaniumlegering Ti-6Al-4V. Dit materiaal wordt gekarakteriseerd door een hoge vloeispanning en lage rekversteving. Door zijn lage massadichtheid en warmtegeleiding is hij ook zeer gevoelig voor de vorming van adiabatische afschuifbanden. Hierdoor is reeds met verschillende beproevingstechnieken veel onderzoek gevoerd naar het afschuifgedrag en de vorming van adiabatische afschuifbanden in dit materiaal.

1.2 Doelstellingen

Voor de dynamische torsieproeven werd aan de vakgroep Toegepaste Materiaalwetenschappen van de Universiteit Gent een Hopkinson torsieopstelling ontworpen die pneumatisch werkt. Deze was voor een groot deel al opgebouwd in het labo.

Het hoofddoel van dit werk bestaat er in om deze opbouw te voltooien en de proefopstelling functioneel te maken. Zo is een pneumatisch en elektrisch circuit nodig om de opstelling van op afstand met een computer te kunnen bedienen. De opstelling moet voorts van de nodige instrumenten voorzien worden om vlotte en nauwkeurige metingen te kunnen doen.

Het bestaande concept voor de proeven dient geanalyseerd en waar nodige geoptimaliseerd te worden. Zo bestaat de opstelling uit een klem die cruciaal is voor de proeven. Een goede werking ervan moet bewerkstelligd worden.

Een andere belangrijke doelstelling richt zich tot de proefstukbevestiging en de proefstukgeometrie. Verschillende mogelijkheden om het proefstuk te bevestigen dienen nagegaan te worden. Als hierin een keuze gemaakt is, wordt best een studie uitgevoerd naar een optimale proefstukgeometrie die ook efficiënt produceerbaar is.

Als al de voorgaande doelstellingen voltooid zijn, kunnen de eerste proeven uitgevoerd worden op de titaniumlegering Ti-6Al-4V en verwerkt worden.

Hoofdstuk 2

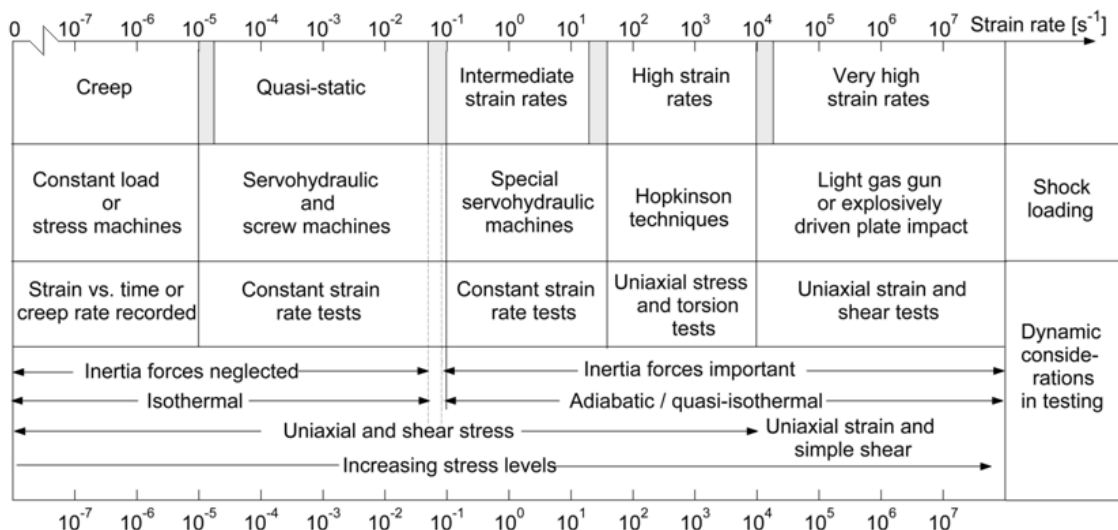
De Hopkinson torsieproef

2.1 Situering [1-4]

Voor de studie van het dynamisch gedrag van materialen (trek, druk, torsie, afschuiving of buiging) bestaan diverse experimentele beproevingstechnieken. Elke techniek beslaat een zeker vervormingssnelheidsgebied. De vervormingssnelheid $\dot{\varepsilon}$ is de mate van de verandering van de rek ε met de tijd t :

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt} \approx \frac{\Delta\varepsilon}{\Delta t} \quad (2.1)$$

De haalbare vervormingssnelheden van enkele beproevingstechnieken worden geïllustreerd op **Figuur 2.1**. In dit overzicht zijn ook de kruipproeven en quasi-statische proeven terug te vinden. Voor hogere vervormingssnelheden zijn andere technieken en bijkomende dynamische overwegingen noodzakelijk, zoals inertiekrachten, golfvoortplantingseffecten en thermische (adiabatische) effecten. Deze effecten worden steeds nadrukkelijker bij toenemende vervormingssnelheden. Bovendien worden meer eisen gesteld aan de meetmethode en data-acquisitie.



Figuur 2.1 Dynamische aspecten van materiaalbeproeving [2]

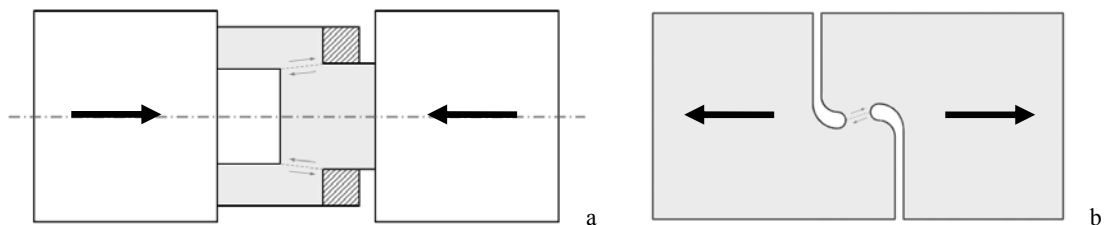
Om het dynamisch afschuifgedrag van een materiaal te bepalen, bestaan verschillende methoden waarvan enkele ter vergelijking weergegeven worden in **Tabel 2.1**. Door deze methoden te combineren kan zo het materiaalgedrag geanalyseerd worden over een breed dynamisch bereik. De

selectie van methode gebeurt doorgaans op basis van de gewenste vervormingssnelheid. Tussen vervormingssnelheden van 10^2 s^{-1} en 10^4 s^{-1} is de Hopkinson torsieproef een zeer geschikte testmethode. Deze vervormingssnelheden komen bovendien voor in veel processen of gebeurtenissen van praktisch belang. Bij bijvoorbeeld penetreren, ponsen, bewerken, ... van materialen kunnen zich vervormingssnelheden ontwikkelen in een bereik van 10^2 s^{-1} tot 10^5 s^{-1} .

Testtechniek	Vervormingssnelheid [s^{-1}]
Conventionele afschuiving	$<0,1$
Servo-hydraulische torsiemachines	$0,1 - 100$
Torsie impact	$10 - 10^3$
Hopkinson torsieproef	$10^2 - 10^4$
Hopkinson drukproef met hoedvormig proefstuk	$10^3 - 10^5$
Druk en afschuiving d.m.v. plaat impact	$10^4 - 10^7$

Tabel 2.1 Afschuivingstesten voor hoge vervormingssnelheden [2]

Het gebruik van een Hopkinson proefopstelling is vrij algemeen verspreid en kent heeft vele varianten. Mits een aantal aanpassingen kan een proefstuk namelijk belast worden in trek, druk, torsie, afschuiving en buiging, waarbij de basisprincipes steeds dezelfde blijven. Mede hierdoor kan met het principe van Hopkinson in trek en druk ook het afschuivingsgedrag van een materiaal nagegaan worden. Twee voorbeelden van aan de vakgroep Toegepaste Materiaalwetenschappen van de Universiteit Gent worden weergegeven op **Figuur 2.2**.



Figuur 2.2 Overzicht van enkele afschuivingsproeven volgens het principe van Hopkinson

Figuur 2.2a toont het principe van een afschuifproef met een axi-symmetrisch hat-shaped proefstuk. Door de specifieke proefstukgeometrie wordt de drukbelasting, uitgeoefend door de testopstelling, omgezet in een geconcentreerde afschuifspanning in de zone die aangeduid is via pijltjes op de figuur. Door de complexe geometrie en invloed van de hoeken is het niet evident om bij deze proeven de spanning en rek te bepalen. Het proefstuk wordt daarom minder gebruikt voor het bepalen van het spanning-rek gedrag maar eerder voor het bestuderen van adiabatische afschuifbanden.

Figuur 2.2b toont een vlak afschuifproefstuk. Een afschuifspanning ontstaat in het centrale gedeelte onder invloed van de trekbelasting afkomstig van de testopstelling. Bij dit type proeven is het wel mogelijk om de spanning en de rek te bepalen. Bovendien kan de afschuifzone visueel waargenomen worden, dit in tegenstelling tot de proeven met hat-shaped proefstukken. Een gemeenschappelijk

nadeel van beide vermelde proefmethoden is dat er altijd randeffecten bestaan op de uiteinden van de afschuifzone. Dit wordt vermeden bij de torsieproef.

2.2 Omschrijving

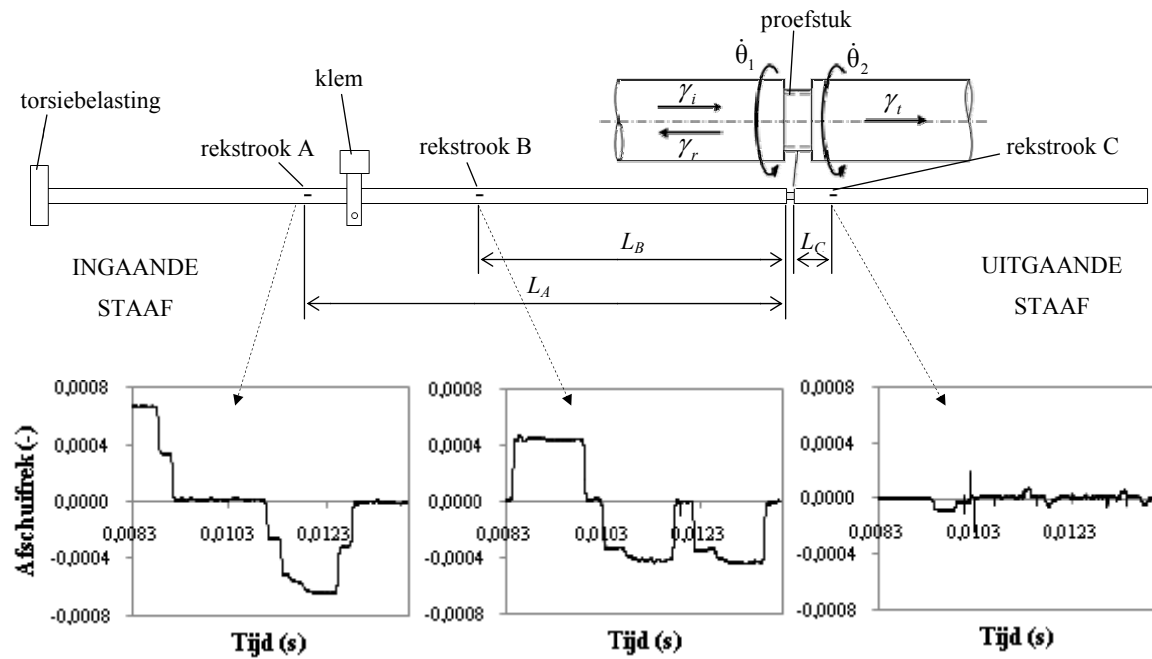
2.2.1 Principe [1-5]

Elke split Hopkinson bar opstelling is opgebouwd uit twee staven, de ingangsstaaf en uitgangsstaf. Tussen deze Hopkinsonstaven wordt het proefstuk aangebracht. Voor torsieproeven is dit gewoonlijk een kort dunwandig buisje (**Figuur 2.3**). Een torsiegolf γ_i wordt opgewekt door een plotse opening van de klem die een voorgetorst deel van de ingangsstaaf vasthield. Deze golf plant zich doorheen de staaf voort naar het proefstuk. Door interactie met het proefstuk zal een deel van de torsiegolf (γ_r) terug in de ingaande staaf gereflecteerd worden en het overige deel (γ_t) zal naar de uitgaande staaf doorgelaten worden. In het algemeen geldt dat de gereflecteerde golf en de doorgelaten golf evenredig zijn met respectievelijk de vervormingssnelheid en de kracht op het proefstuk.

Om proeven uit te voeren aan ongeveer constante vervormingssnelheid worden opstelling en proefstuk zodanig ontworpen dat het ingaande koppel veel groter is dan het koppel dat nodig is om het proefstuk te vervormen of zelfs te breken. Hierdoor zal het overgrote deel van de torsiegolf terug gereflecteerd worden in de ingangsstaaf en slechts een klein deel naar de uitgangsstaf doorgelaten worden. Het uiteinde van de ingangsstaaf zal met een veel hogere hoeksnelheid roteren dan de uitgaande staaf. Dit verschil in hoeksnelheid tussen beide proefstukuiteinden, en de korte afstand, zorgt voor een hoge vervormingssnelheid. Bovendien zal door die korte afstand tussen beide uiteinden en de korte tijdsperiode waarover de golf door het proefstuk loopt de spanningstoestand snel een evenwichtstoestand bereiken.

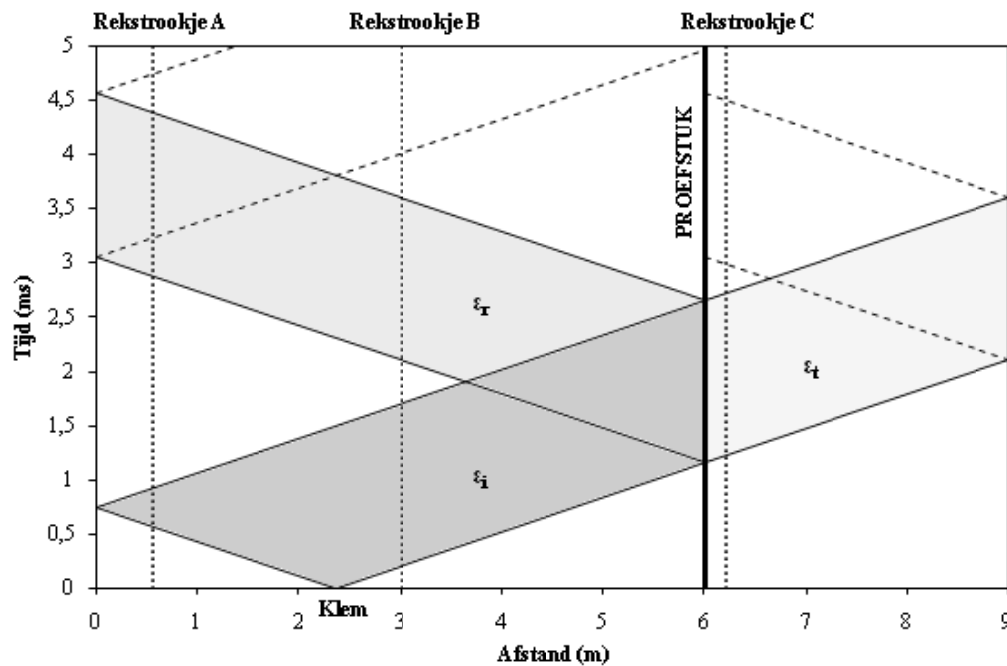
De ingaande γ_i , gereflecteerd γ_r en doorgelaten golf γ_t worden opgemeten met behulp van rekstrookjes die op de staven bevestigd zijn (**Figuur 2.3**). Deze metingen zijn essentieel, want op basis hiervan worden dan besluiten in verband met het gedrag van het proefstuk gemaakt.

De positie van de rekstrookjes wordt zo gekozen dat de opgemeten golven niet met elkaar interfereren. Dat is niet noodzakelijk, maar het maakt de verwerking van de proefresultaten wel veel eenvoudiger omdat dan één rekmeting op de ingangsstaaf en één meting op de uitgangsstaf volstaan. Indien er op de staven geen plaatsen voorkomen zonder interferentie (door gebruik van te korte staven), zijn twee rekmetingen op de ingangsstaaf vereist.



Figuur 2.3 Principeschets van de Hopkinson torsieopstelling

De interactievrije posities kunnen aan de hand van een Lagrange diagram (**Figuur 2.4**) bepaald worden. Dit diagram laat toe de optredende golven in functie van de plaatscoördinaat langs de as van de staaf en de tijd uit te zetten. Meer informatie en hoe dit diagram opgesteld wordt, is terug te vinden in paragraaf 3.4.1.



Figuur 2.4 Het Lagrange diagram

Doordat het gedrag van het proefstuk bepaald wordt via de opgemeten rekken in de staven is geen voorkennis nodig omtrent het beproefde materiaal. Uit de opgemeten golven kan dan onder welbepaalde voorwaarden het verloop van de spanning τ , de vervorming γ en de vervormingssnelheid $\dot{\gamma}$ in het proefstuk bepaald worden. Een van die voorwaarden stelt dat de spanningsgolven binnen het elastisch gebied van de staven moeten blijven, zodat de opgemeten rekken rechtstreeks kunnen omgezet worden naar spanningen. Bovendien worden enkele vereenvoudigde veronderstellingen aangenomen:

- (1) Zowel in de beide Hopkinsonstaven als in het proefstuk heerst een eendimensionale spanningstoestand. De manier waarop de ingaande golf opgewekt wordt en de geometrie van de staven spelen hierbij een belangrijke rol.
- (2) Het proefstuk bevindt zich in een toestand van quasi-statisch evenwicht, waardoor spanningen, rekken en verplaatsingen op elk ogenblik homogeen zijn in het proefstuk. Dit is de reden waarom Hopkinson proefstukken klein zijn. Na een paar reflecties van de torsiegolf tussen de uiteinden van het proefstuk wordt zo gauw een homogene toestand bekomen.

Als aan deze veronderstellingen voldaan wordt, zijn de berekeningen relatief eenvoudig. Het spanning-rekverloop kan dan aan de hand van de gereflecteerde golf en de doorgelaten golf opgesteld worden. De spanning in het proefstuk is dan evenredig met de doorgelaten golf γ_t en de vervormingssnelheid rechtstreeks evenredig met de gereflecteerde golf γ_r . Na integreren van de vervormingssnelheid wordt de rek bekomen. Het verband tussen de spanning en de rek is bijgevolg gekend.

2.2.2 Voordelen [1, 2]

De Hopkinson torsieopstelling heeft enkele belangrijke voordelen ten opzichte van de Hopkinson trek- en drukopstellingen.

Zo doet het insnoeren van het proefstuk bij trek, of knikken bij druk, zich niet voor bij torsieproeven. Hierdoor kan een homogene vervorming langer behouden blijven waardoor het proefstuk tot veel hogere plastische vervormingen beproefd kan worden.

Een ander voordeel van de torsieopstelling is de afwezigheid van geometrische dispersie van de golven in de staven. Wanneer een axiale spanningsgolf (trek of druk) zich doorheen de staaf voorplant zal deze namelijk geometrische dispersie ondergaan. Hiermee wordt bedoeld dat de verschillende frequenties waaruit de golf is opgebouwd met een verschillende snelheid doorheen de staaf zullen gaan. Hierdoor verandert de golf van vorm tijdens zijn weg doorheen de staaf. Daarentegen hebben alle frequentie componenten van de torsiegolf dezelfde snelheid.

Het effect van de Poissoncoëfficiënt, radiale expansie of compressie, en inertie doet zich niet voor bij torsieproeven. Bij bijvoorbeeld drukproeven is dit wel en zal zo de spanning in het proefstuk niet volledig eendimensionaal zijn. De radiale expansie in het proefstuk wordt tegengewerkt door een

radiale inertie die groter wordt met een korte golf en grotere golfamplitude. Hierdoor ontstaat een radiale spanningscomponent in het proefstuk die gesuperponeerd wordt op de axiale spanning.

Voorts zal deze radiale expansie bij de drukproeven een wrijving veroorzaken tussen het proefstuk en de staven. Door deze wrijving worden bijkomstige storende spanningen opgewekt in het proefstuk. Bij torsieproeven doet zich geen wrijving voor.

2.2.3 Nadelen [1, 2]

Bij de buisvormige proefstukken zal de spanning en rek aan de binnen- en buitendiameter steeds van elkaar verschillen. Dit kan echter beperkt worden door de wanddikte voldoende klein en de binnendiameter voldoende groot te kiezen.

Voorts zijn deze proefstukken in vergelijking met de proefstukken van de trek- en drukopstelling complexer om te maken.

2.2.4 Ontwerpparameters voor het opwekken van een torsiegolf [2, 6]

Alhoewel een torsiegolf op verschillende manieren kan worden opgewekt, wordt meestal gebruik gemaakt van een methode die gebaseerd is op het plots loslaten van een voorgetorste staaf. Hiervoor wordt een deel van de ingangsstaaf ingeklemd. Het koppel T_l dat nodig is om dit gedeelte van de ingaande staaf te torsen volgt uit:

$$T_l = G_b J_b \theta' \quad (2.2)$$

met:

$$J_b = \frac{\pi r_b^4}{2} \quad (2.3)$$

$$\theta' = \frac{\theta}{L_l} \quad (2.4)$$

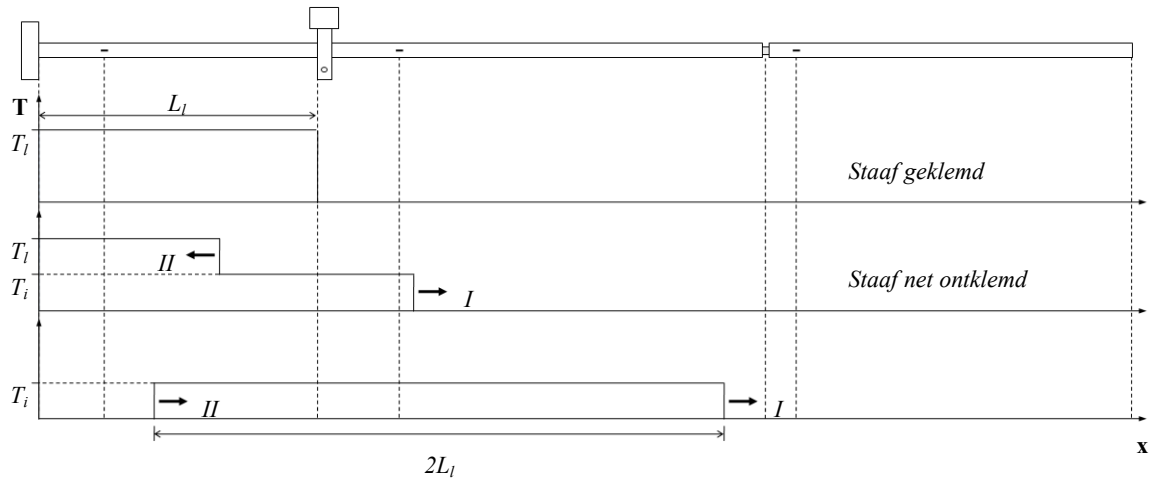
Hierin is G_b de glijmodulus van de staaf, J_b het polair traagheidsmoment met r_b de straal van de staaf en θ' de rotatiehoek θ per mm voorgetorste staafte L_l .

Bij het aanleggen van het koppel T_l mag de vloeispanning $\tau_y (= \sigma_y / \sqrt{3})$ van de staaf echter niet overschreden worden. Om dit na te gaan is het verband tussen de maximaal optredende schuifspanning τ_l en het koppel T_l als volgt:

$$\tau_l = \frac{T_l r_b}{J_b} \quad (2.5)$$

Zoals op **Figuur 2.5** is geïllustreerd, is de amplitude T_i van de ingaande torsiegolf de helft van het aangelegde koppel T_l :

$$T_i = \frac{T_l}{2} \quad (2.6)$$



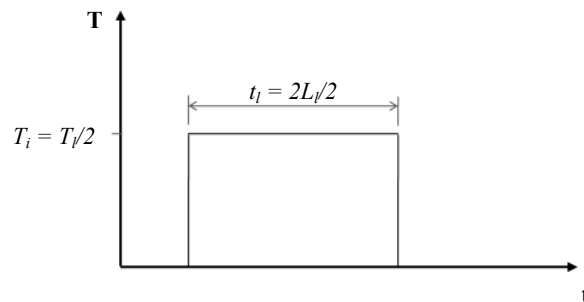
Figuur 2.5 De torsiegolfontwikkeling na het openen van de klem waarbij het koppel T_i van de ingaande golf de helft bedraagt van het aangelede koppel T_l

De belastingsduur t_l volgt uit:

$$t_l = \frac{2L_l}{c_b} \quad (2.7)$$

De belastingsduur is dus twee keer de tijd die een torsiegolf nodig heeft om de lengte van het voorgetorst deel van de ingaande staaf te doorlopen.

De theoretische torsiegolf die opgewekt wordt is een blokgolf (**Figuur 2.6**) met een amplitude volgens uit vergelijking (2.6) en een duur volgens uit vergelijking (2.7).



Figuur 2.6 Theoretisch opgewekte torsiegolf

Voor een elastische torsiegolf die zich propageert in een staaf wordt het verband tussen het koppel T_i en de hoeksnelheid $\dot{\theta}$ gegeven door:

$$\dot{\theta} = \frac{T_i}{\rho_b J_b c_b} \quad (2.8)$$

Hierin is ρ_b de massadichtheid van de staaf en c_b de voortplantingssnelheid van de torsiegolf. De noemer van vergelijking (2.8) wordt ook wel de impedantie Z_b van de staaf genoemd:

$$Z_b = \rho_b J_b c_b \quad (2.9)$$

De golfvoortplantingssnelheid kan berekend worden als:

$$c_b = \sqrt{\frac{G_b}{\rho_b}} \quad (2.10)$$

Deze golfvoortplantingssnelheid volgt de torsiegolfvergelijking die met de eendimensionale golftheorie opgesteld wordt [4, 7]:

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial t^2} = \frac{G}{\rho} \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} = c^2 \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} \quad (2.11)$$

Voor de meeste metalen bedraagt de golfvoortplantingssnelheid ongeveer 3100 m/s.

Substitueren van vergelijkingen (2.6), (2.5) en (2.10) in vergelijking (2.8) geeft:

$$\dot{\theta} = \frac{2\tau_l}{r_b \sqrt{\rho_b G_b}} \quad (2.12)$$

Vergelijking (2.12) toont aan dat in theorie een hogere hoeksnelheid kan bekomen worden met staven uit een materiaal die een hoge vloeispanning, lage massadichtheid en lage glijmodulus hebben. Titanium is zo een materiaal. In de praktijk is het echter moeilijk om een staaf uit een titaniumlegering tot aan zijn (hoge) vloeigrens voor te torsen. Door deze beperking is een staaf uit aluminium in het voordeel, want voor een zelfde aangelegde koppel zal het een hogere hoeksnelheid hebben dan een staaf uit titanium. Een hogere hoeksnelheid, door een hogere amplitude van de torsiegolf, resulteert uiteindelijk in een hogere vervormingssnelheid door een hoger hoeksnelheidsverschil tussen beide proefstukuiteinden. Dit alles wordt nog duidelijker aangetoond in paragraaf 2.2.5 en 2.2.6.

Het maximaal doorgelaten koppel T_l , of m.a.w. de amplitude van de doorgelaten torsiegolf, wordt bepaald door de maximale schuifspanning in het proefstuk horende bij de vervormingssnelheid tijdens de proef en kan voor dunwandige proefstukken benaderd worden door:

$$T_l = \tau_{s,max} A r_s \quad (2.13)$$

Hierin is $\tau_{s,max}$ ($= \sigma_{s,max}/\sqrt{3}$) de geschatte maximale schuifspanning in het proefstuk, A de oppervlakte van de dunwandige beproefde buis en r_s de gemiddelde straal van die buis. Het doorgelaten koppel is niet afhankelijk van het materiaal waaruit de Hopkinsonstaven vervaardigd zijn, enkel van de geometrie en het materiaal van het proefstuk.

Het koppel dat dan gerflecteerd wordt, volgt uit de evenwichtsvergelijking:

$$T_r = T_i - T_t \quad (2.14)$$

Het ingaande koppel moet dus groter zijn dan het doorgelaten koppel. Anders zal de vereiste spanning voor plastische vervorming in het proefstuk niet gehaald worden en zal het proefstuk elastisch blijven. Voorts zullen het doorgelaten en ingaande koppel hetzelfde teken hebben en het gereflecteerde koppel een tegengesteld teken.

2.2.5 Berekenen van de vervorming, vervormingssnelheid en spanning in het proefstuk [1, 2, 6]

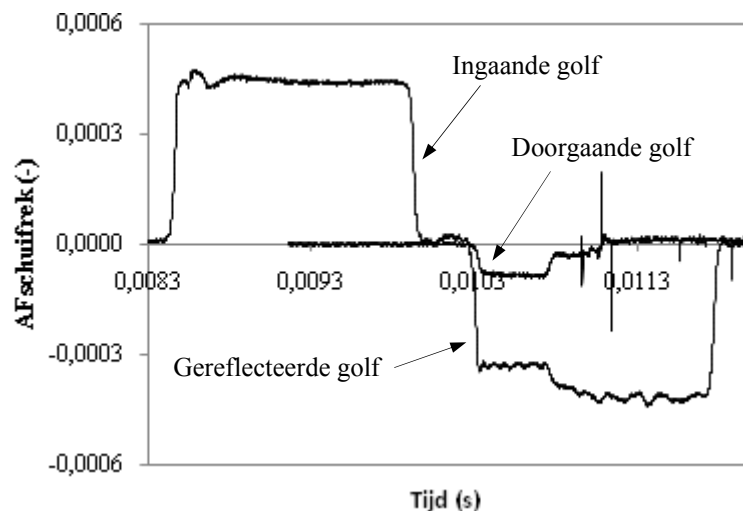
Voor de hier beschreven rekenmethode wordt enkel gebruik gemaakt van de waarden opgemeten in rekstrookje B en C (**Figuur 2.3**). Deze opgemeten waarden zijn de afschuifrek ε_{12} ($= \gamma_{12}/2$) op de buitenomtrek van de staven. De schuifspanning en het torsiemoment aan de buitenomtrek van staaf kunnen hiermee dan berekend worden:

$$\tau = 2\varepsilon_{12}G_b \quad (2.15)$$

$$T = \tau W_w \quad (2.16)$$

met W_w het weerstandsmoment tegen wringing:

$$W_w = \frac{\pi r_b^3}{2} \quad (2.17)$$



Figuur 2.7 Samenvallende torsiegolven na tijdsverschuiving

De rekgolven worden niet opgemeten aan het proefstuk zelf, maar op verschillende posities op de Hopkinsonstaven om interfererende golven te vermijden. Voor de berekeningen is echter de toestand aan het proefstuk vereist. Daarom is het nodig om de opgemeten golven in de tijd te verschuiven overeenstemmend met de afstand tussen het rekstrookje en de grensvlakken van het proefstuk. Dit met behulp van de golfvoortplantingssnelheid in de staven:

$$t_B = \frac{L_B}{c_b} \quad (2.18)$$

$$t_c = \frac{L_c}{c_b} \quad (2.19)$$

Door het meettijdstip hiermee te corrigeren zullen de opgemeten torsiegolven samenvallen zoals afgebeeld op **Figuur 2.7**.

Met de omgezette meetwaarden in torsiemoment en verschoven in de tijd kunnen dan de vervormingssnelheid, vervorming en spanning berekend worden.

De gemiddelde afschuifvervormingssnelheid in het proefstuk $\dot{\gamma}_s(t)$ wordt bepaald door het verschil in hoeksnelheid tussen beide proefstukuiteinden:

$$\dot{\gamma}_s(t) = \frac{r_s}{L_s} [\dot{\theta}_1(t) - \dot{\theta}_2(t)] \quad (2.20)$$

Hierin is r_s de gemiddelde straal van het dunwandig proefstuk en L_s de lengte van het proefstuk.

Het verschil in hoeksnelheid wordt bepaald uit het gereflecteerd torsiemoment opgemeten door rekstrookje B:

$$\begin{aligned} \dot{\theta}_1 &= \dot{\theta}_i - \dot{\theta}_r, \quad \dot{\theta}_2 = \dot{\theta}_i \\ [\dot{\theta}_1(t) - \dot{\theta}_2(t)] &= \frac{2T_r(t)}{\rho_b J_b c_b} \end{aligned} \quad (2.21)$$

Hierbij wordt verondersteld dat er in het proefstuk een spanningsevenwicht heerst, zodat het torsiemoment aan beide proefstukuiteinden gelijk is. Het spanningsevenwicht kan gecontroleerd worden om na te gaan of de verschuiving volgens (2.18) en (2.19) op een goede manier gebeurd is.

Substitueren van vergelijking (2.21) in vergelijking (2.20) geeft uiteindelijk de formule waarmee de gemiddelde vervormingssnelheid in het proefstuk bepaald kan worden:

$$\bar{\dot{\gamma}}_s(t) = \frac{r_s}{L_s} \frac{2c_b}{J_b G_b} T_r(t) \quad (2.22)$$

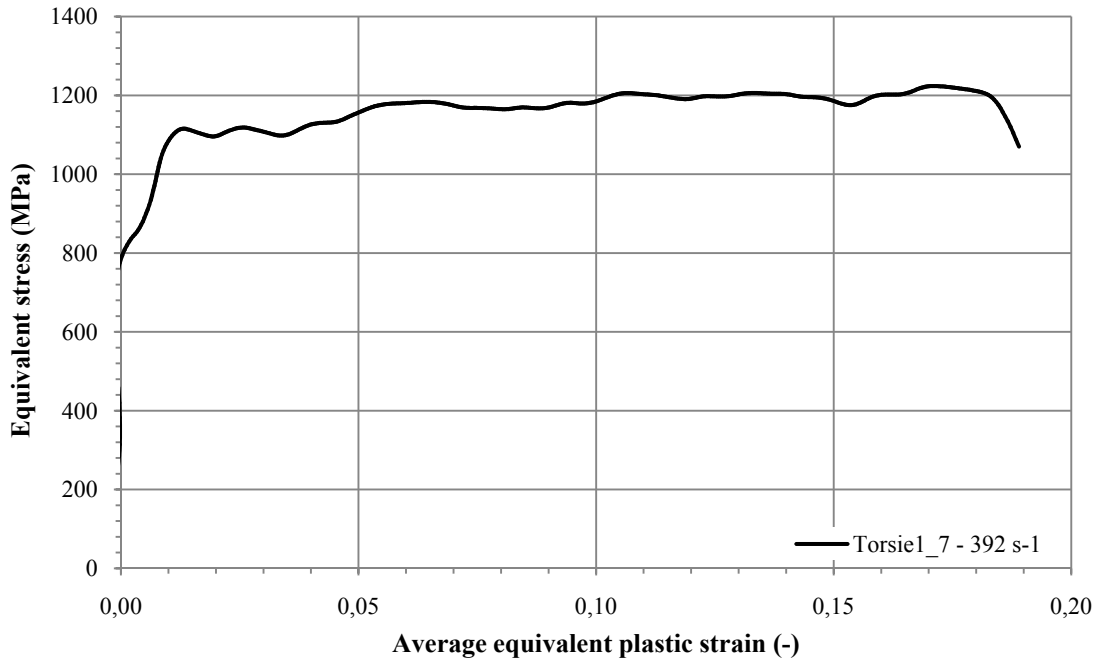
De afschuifrek kan dan door het integreren van de gemiddelde afschuif vervormingssnelheid bepaald worden, wat neer komt op het vermenigvuldigen van de vervormingssnelheid met de belastingsduur:

$$\bar{\gamma}_s(t) = \int_0^{t_i} \bar{\dot{\gamma}}_s(t) dt = \bar{\dot{\gamma}}_s(t) t_i \quad (2.23)$$

De afschuifspanning in het proefstuk wordt bepaald uit het doorgelaten torsiemoment, opgemeten door rekstrookje C:

$$\bar{\tau}_s(t) = \frac{T_r(t)}{2\pi r_s^2 h_s} \quad (2.24)$$

Hierin is h_s de wanddikte van het proefstuk.



Figuur 2.8 Spanning-rekcurve Ti-6Al-4V

Het spanning-rekverloop in het proefstuk, waarvan een voorbeeld afgebeeld wordt op **Figuur 2.8**, kan uiteindelijk aan de hand van volgende omrekenformules opgesteld worden [8, 9]:

$$\bar{\sigma}_s = \bar{\tau}_s \sqrt{3} \quad (2.25)$$

$$\bar{\varepsilon}_s = \frac{\bar{\gamma}_s}{\sqrt{3}} \quad (2.26)$$

2.2.6 Factoren die de vervormingssnelheid bepalen [2]

De praktische bovengrens van de vervormingssnelheid die bereikt kan worden in proeven met een Hopkinson torsieopstelling is ongeveer 10^4 s^{-1} . Dit kan nagegaan worden door vergelijking (2.14) te substitueren in vergelijking (2.22):

$$\bar{\gamma}_s(t) = \frac{r_s}{L_s} \frac{2c_b}{J_b G_b} [T_i(t) - T_t(t)] \quad (2.27)$$

Als dan nog eens vergelijking (2.6), (2.5), (2.24), (2.10) en (2.3) gesubstitueerd worden in vergelijking (2.27), kan de vervormingssnelheid in het proefstuk beschouwd worden als:

$$\bar{\gamma}_s(t) = \frac{1}{L_s \sqrt{\rho_b G_b}} \left[\tau_l \left(\frac{r_s}{r_b} \right) - 8 \left(\frac{r_s}{r_b} \right)^3 \left(\frac{h}{r_b} \right) \tau_s \right] \quad (2.28)$$

Het is evident dat de maximum vervormingssnelheid behaald wordt door het rechter lid van vergelijking (2.28) te maximaliseren. Dit kan door onder andere het proefstuk korter te maken, term L_s te verminderen. Bij zeer korte proefstukken kan echter de rek in het proefstuk niet meer uniform zijn. Een andere methode om de vervormingssnelheid te verhogen is door de verhouding r_s/r_b te verhogen. Dit door de straal r_b van de Hopkinsonstaven te verminderen of door de gemiddelde straal r_s van het

proefstuk te vergroten. De limietverhouding van r_s/r_b is echter 1, want de straal r_s kan niet groter zijn dan de straal r_b zonder een significante verandering van de impedantie ($Z=\rho Jc$).

Nog een andere methode om de vervormingssnelheid te verhogen is de materiaalkeuze van de Hopkinsonstaven. Dit kan door een materiaal dat een hoge vloeispanning, lage massadichtheid en lage glijmodulus heeft. Een materiaal met een hoge vloeispanning laat toe om de schuifspanning τ_l te verhogen, doordat het koppel in het voorgetorst staafgedeelte groter kan zijn. Hierbij moet echter ook rekening gehouden worden met de massadichtheid en glijmodulus van het materiaal. De massadichtheid van staal is bijvoorbeeld drie keer meer dan van aluminium. Hierdoor zal de vervormingssnelheid bij het gebruik van stalen staven niet groter zijn, ondanks de hogere vloeigrens van staal. Voor een zelfde aangelegd koppel zal een aluminium staaf een hogere hoeksnelheid hebben dan stalen staaf. Een materiaal met een hoge verhouding van vloeispanning tot de massadichtheid en glijmodulus, zoals een titaniumlegering, kan theoretisch de vervormingssnelheid maximaliseren. De mogelijkheid om zo'n hoge koppels te klemmen beperkt dit echter. Het is namelijk moeilijk om de staaf zodanig geklemd te houden dat de schuifspanning in de staaf de vloeigrens benadert. Een hoge klemdruk kan bovendien bij het openen van de klem een axiale golf opwekken, waardoor er zich geen eendimensionale golf meer propageert in de staaf.

Voorts blijkt uit vergelijking (2.28) dat een grotere staafdiameter niet zal leiden tot een significante toename van de vervormingssnelheid.

Met optimale dimensies en materiaalkeuze kan dus de vervormingssnelheid gemaximaliseerd worden. De fysische bovengrens van de vervormingssnelheid is ongeveer 10^{-4} s^{-1} . De praktische ondergrens in de Hopkinsonstaven ligt rond 10^{-2} s^{-1} . Lagere vervormingssnelheden kunnen namelijk niet meer constant gehouden worden gedurende de proeven. Een constante waarde van de vervormingssnelheid vereist dat de amplitude van de gereflecteerde golf constant gehouden wordt. De amplitude van de ingaande torsiegolf dient hiervoor aanzienlijk groter te zijn die van dan de doorgelaten golf. De ondergrens is dus grotendeels afhankelijk van de mate van 'work hardening' van het proefstukmateriaal.

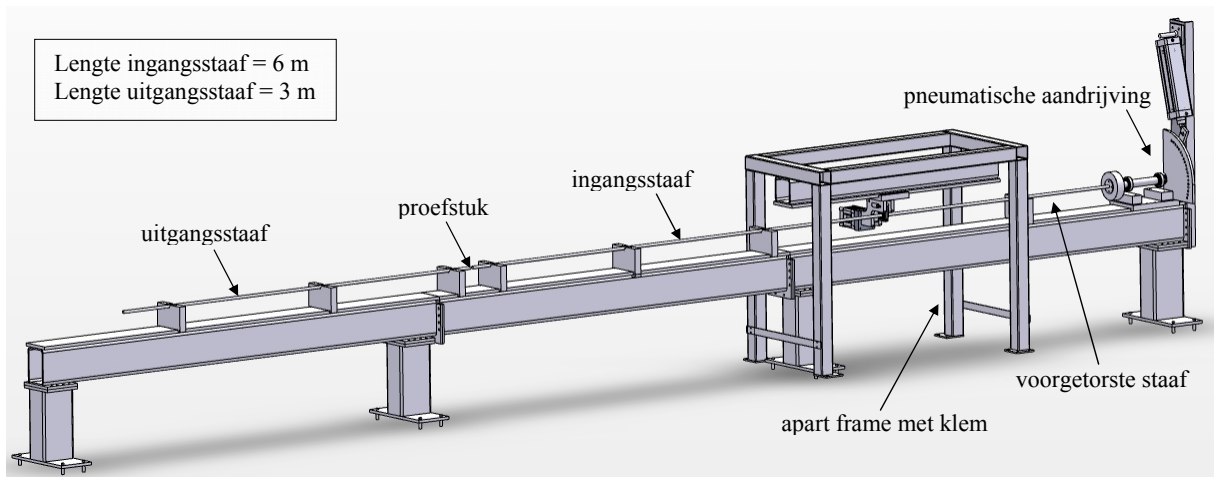
In de praktijk is het eenvoudigst om de Hopkinsonstaven zo te ontwerpen dat een vervormingssnelheid van ongeveer 10^{-3} s^{-1} behaald wordt. Deze waarde kan dan eenvoudig verhoogd of verlaagd worden door de geometrie van het proefstuk.

2.3 De opstelling

Dit onderdeel handelt over de eigenlijke Hopkinson torsieopstelling. De algemene constructie wordt besproken en essentiële onderdelen zoals de staven en klem worden behandeld. Over de instrumentatie en aansturing, alsook de proefstukgeometrie en -bevestiging wordt uitgeweid in respectievelijk hoofdstuk 3 en 4.

2.3.1 De algemene constructie

De opstelling bestaat uit twee verankerde metalen frames die van elkaar gescheiden zijn (**Figuur 2.9**). Het ene frame draagt de Hopkinsonstaven met daartussen het proefstuk. Het andere frame draagt de klem. Door het scheiden van de twee frames wordt de overdracht van trillingen, die ontstaan bij het openen van de klem, op het staafdragend frame vermeden, zodat deze de meetresultaten niet kunnen beïnvloeden. Voorts is de axiale positie van de klem instelbaar. Proeven met een verschillende belastingsduur t_l (zie vergelijking (2.7)) kunnen hierdoor dan uitgevoerd worden.



Figuur 2.9 De Hopkinson torsieopstelling

De staven liggen gelagerd in metalen geleidingsblokken die verplaatsbaar gemonteerd zijn op het dragend frame. Aan het ene uiteinde van de ingangsstaaf bevindt zich het torsiemechanisme. Dit is een pneumatisch aangedreven hefboom die het vastgeklemd gedeelte van de ingangsstaaf zal torsen. Voor het openen van de klem wordt ook een pneumatische actuator gebruikt. Deze actuator levert de nodige druk om de bout te breken die de staaf geklemd houdt. Op deze manier wordt een snelle opening van de klem beoogd om de stijgtijd van de torsiegolf zo klein mogelijk te houden.

De klem, het torsiemechanisme en lagerblokken worden op een nauwkeurige afgewerkte strip gemonteerd zodat uitlijning van alle onderdelen verzekerd is.

2.3.2 De staven en lagering

De Hopkinsonstaven doen dienst als golfgeleider en meetinstrument. De lengte van de ingangs- en uitgangsstaven zijn gekozen naargelang de gewenste belastingsduur t_l . Vooral bij lagere vervormingssnelheden is het belangrijk om een voldoende grote belastingsduur te hebben zodat toch grote rekken kunnen bekomen worden. De opstelling is zo ontworpen dat met de uiterste axiale posities van de klem aan het overzetframe een belastingsduur van $\pm 846 \mu\text{s}$ tot $\pm 1760 \mu\text{s}$ kan worden gekozen. Dankzij deze hoge belastingsduur wordt bij een lage vervormingssnelheid van 500s^{-1} toch nog een vervorming van $\gamma = 0,75$ gehaald, voldoende om vele materialen zoals Ti-6Al-4V tot breuk te

belasten. De benodigde voorgetorste staaflengte om deze maximale belastingsduur te behalen (zie vergelijking (2.7)) bepaald al voor een deel de lengte van de ingaande staaf (2,81 m).

Daarenboven moeten de staven voor metingen met twee rekstrookjes (één op de ingangs- en één op de uitgangsstaaf) ook voldoende lang zijn om zones te creëren waar geen interfererende golven voorkomen. De eerste torsiegolf moet het rekstrookje dus kunnen passeren voordat de gereflecteerde torsiegolf opgemeten wordt. Voor de ingangsstaaf kan dit als deze op zijn minst even lang is als de lengte van de ingaande golf. De ingangsstaaf dient dus minstens dubbel zo lang te zijn dan de voorgetorste lengte. De lengte wordt echter nog wat groter gekozen om met zekerheid geen interferentie te hebben, want de praktische golfvoortplantingsnelheid wijkt af van de theoretisch bepaalde waarde. Bovendien wordt de mogelijke plaatsingszone van het rekstrookje groter, zodat deze voor nauwkeurige metingen voldoende ver van de klem geplaatst kan worden (gebruikelijk 3 à 4 keer de staafdiameter [2]). Uiteindelijk is voor de ingangsstaaf een lengte van 6 m geopteerd. Deze lengte heeft is bovendien voor veel materialen commercieel verkrijgbaar.

Een interferentievrije positie op de uitgangsstaaf komt voor op een afstand van het vrije staafuiteinde die overeenkomt met minstens de helft van de maximale lengte van de torsiegolf (2,81 m). Om het rekstrookje op een zekere afstand van het proefstuk te kunnen plaatsen, alsook met zekerheid geen interferentie te hebben, komt de lengte van de uitgangstaaf neer op 3 m.

De totale lengte van de staven bedraagt zo 9 m.

De diameter en het materiaal van de staven is een gecombineerde keuze die voor beide staven hetzelfde is omwille van de impedantie ($Z = \rho J c$). Deze gecombineerde keuze bepaalt onder andere de maximale belasting, vervormingssnelheid en torsiehoek (zie respectievelijk vergelijking (2.5), (2.28) en (2.2)). Zo zijn bij grotere diameters hogere koppels en dus vervormingssnelheden mogelijk. Het is echter beter om een staaf te gebruiken met een lage torsiestijfheid en kleine diameter. De staaf kan hierdoor gemakkelijk getorst worden. Hoe hoger de torsiehoek, hoe nauwkeuriger de metingen dan zijn. Voorts dient ook rekening gehouden te worden met het feit dat hoe hoger de maximale vloeigrens van de staaf ligt, het steeds moeilijker wordt om deze te benaderen wegens onvoldoende klemming.

Bij proeven onder hoge temperatuur is invariantie van de materiaaleigenschappen van de staaf nog een bijkomende vereiste. Hier is dit echter voorlopig niet van toepassing.

Materiaal	Maraging C300	CK45	Al7075	Ti-6Al-4V
σ_y (MPa)	760	500	503	830
σ_{max} (MPa)	450	625	572	900
E (GPa)	190	205	71,7	114
G (GPa)	73	80	26,9	44
ν (-)	0,3	0,29	0,33	0,33
ρ (kg/m ³)	8000	7850	2810	4430

Tabel 2.2 Belangrijkste materiaaleigenschappen van Maraging C300, CK45, AL7075 en Ti-6al-4V [10]

Met deze vereisten is een vergelijking gemaakt tussen vier verschillende materialen (Maraging C300 staal, CK45 staal, Al7075 aluminiumlegering en Ti-6Al-4V titaniumlegering), waarvan de belangrijkste materiaaleigenschappen terug te vinden zijn in **Tabel 2.2**. De prestaties die met deze materialen behaald worden, bij een belasting tot maximaal 75% van de vloeigrens, is weergegeven in **Tabel 2.3**. De vergelijking tussen de vervormingsnelheden gebeurt steeds bij hetzelfde proefstuk uit Ti-6Al-4V (materiaaleigenschappen uit **Tabel 2.2**), waarvan de dunwandige buis 2,5 mm (L_s) lang is met een gemiddelde straal (r_s) van 4,2 mm en een wanddikte (h_s) van 0,4 mm.

Omdat de proefopstelling in de fase van deze eindverhandeling nog uitgebouwd en geanalyseerd diende te worden met het oog op optimalisering, werd gekozen voor de goedkoopste oplossing CK45 met een diameter van 20 mm. Stalen staven hebben verder als voordeel dat wegens de hogere hardheid meer mogelijkheden bestaan voor de proefstukbevestiging.

Materiaal	Maraging C300	CK45	Al7075	Ti-6Al-4V
d_b (mm)	20	20	20 / 25	20
$\tau_{b,max}$ (MPa)	439	289	290	479
$T_{l,max}$ (Nm)	517	340	342 / 668	565
θ'_{max} (°/m)	26	16	46 / 37	47
$\dot{\gamma}_s(t)$ (s ⁻¹)	2084	1255	3642 / 3135	3972

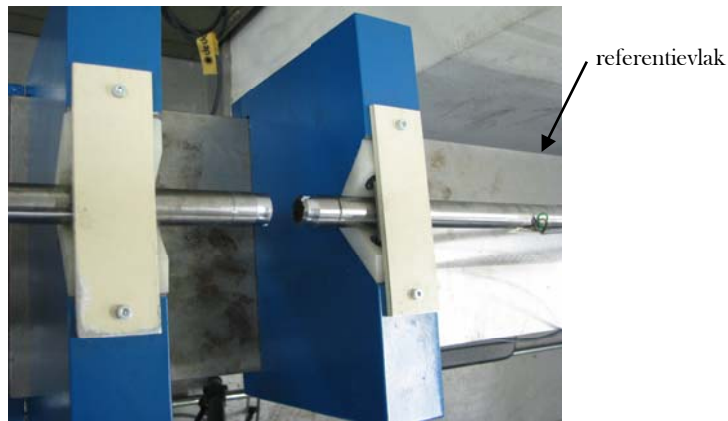
Tabel 2.3 Prestatievergelijking tussen verschillende staafmaterialen en een proefstuk uit Ti-6Al-4V
met als afmetingen $L_s = 2,5$ mm $r_s = 4,2$ mm $h_s = 0,4$ mm

Voor de lagering van de staven genieten glijlagers de voorkeur. Rollagers zijn duurder en kunnen namelijk door hun inertie bij de hoge versnelling van de Hopkinsonstaven slippen. De glijlagering wordt simpelweg verwezenlijkt door zeven V-vormige geleidingsblokken. Tegen de vlakken van de V-groef zijn kunststoffen inzetstukken vastgebout (zie **Figuur 2.10**). Om de wrijving nog meer te verminderen kan siliconenvet gebruikt worden.

Een goede plaatsing van de lagerblokken houdt de staven dan zo cilindrisch mogelijk om een eendimensionale torsiegolf te beogen. Omwille van deze reden kan de staaf nog eens met afdekplaatjes (**Figuur 2.10**) gefixeerd worden in de geleidingsblokken om opwippen te vermijden.

Door deze eenvoudige lagering kunnen voor een andere staafdiameter de inzetstukken uitgewisseld worden met andere stukken van verschillende dikte. De staaf kan zo gealigneerd blijven liggen voor de aandrijving, klem, beproeving en meting, m.a.w. om een eendimensionale torsiegolf te behouden.

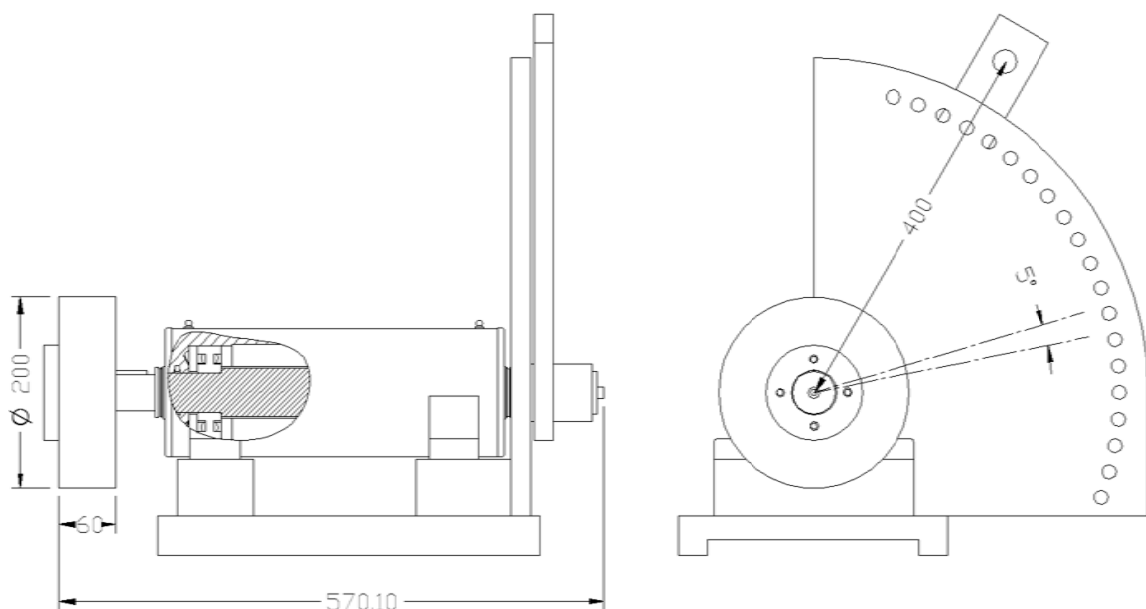
Het aligneren van de lagerblokken gebeurt door deze tegen met stelschroeven tegen het referentievlak (zie **Figuur 2.10**) aan te spannen. Dit principe is ook van toepassing voor het pneumatisch torsiemechanisme en de klem.



Figuur 2.10 Lagerblokken

2.3.3 Het pneumatisch torsiemechanisme en de torsiegrenzen

Om de ingeklemde staaf te kunnen voortorsen is aan het uiteinde een pneumatisch torsiemechanisme (**Figuur 2.11**) voorzien. Het mechanisme bestaat uit een dubbelwerkende cilinder (zuigerdiameter 80 mm) die een hefboomarm (400 mm) aandrijft. De technische fiche van deze cilinder is terug te vinden in bijlage 8.2. Door de dimensies van de zuiger en hefboom kan alvast een torsiemoment van 600 Nm (zelfs nog hoger) opgewekt worden in de ingangstaaf. Zijnde dit zowat de maximale toelaatbare belasting van de meeste staven in **Tabel 2.3**.



Figuur 2.11 Het torsiemechanisme

De hefboom is via een gelagerde as doorverbonden met de ingangsstaf. De verbinding wordt verwezenlijkt via een spieverbinding tussen de as en de inertieschijf die via een spanbus verbonden is met de ingangsstaf.

Een inertieschijf wordt voorzien om op deze positie een veel grotere impedantie ($Z = \rho Jc$) dan de ingangsstaf te verwezenlijken, zodat de torsiegolf volledig reflecteerd op de inertieschijf, terug in de ingangsstaf. Dit is vooral belangrijk bij het openen van de klem, zodat de gereflecteerde golf de golf die propageert naar het proefstuk volledig tot nul kan herleiden (zie **Figuur 2.5**).

De torsiehoek is manueel in stappen van 5° instelbaar van 0° tot maximum 85° (omwille van de breedte van de hefboom) met behulp van pennen waar de hefboom tegenaan slaat. Tussentijdse hoeken zijn mogelijk door gebruik te maken van aanslagpennen met een grotere diameter.

Positie	L_1 (mm)	t_1 (μ s)	$\theta_{\max}$ ($^\circ$)	T_1 (Nm)	σ_1 (MPa)	$p_{\min}$ (bar)
1	1350	846	20	325	358	1,80
2	1596	1000	25	344	379	1,89
3	2394	1500	35	321	354	1,80
4	2713	1700	40	323	357	1,86

Tabel 2.4 Maximale torsiehoek, afgerond op 5° , per axiale klempositie voor CK45 en bijhorende infowaarden van het torsiemechanisme.

In **Tabel 2.4** is voor vier axiale posities van de klem de maximaal instelbare hoek, en andere nuttige informatie, weergegeven als de staaf tot 75% procent van de vloeigrens belast wordt ($\sigma_{\max} = \sigma_y \cdot 0,75 = 500 \cdot 0,75 = 375$ MPa). Dit is opgesteld voor de staaf met diameter 20 mm gemaakt uit de staalsoort CK45. In bijlage 2 is per axiale positie van de klem de spanning in functie van de torsiehoek terug te vinden.

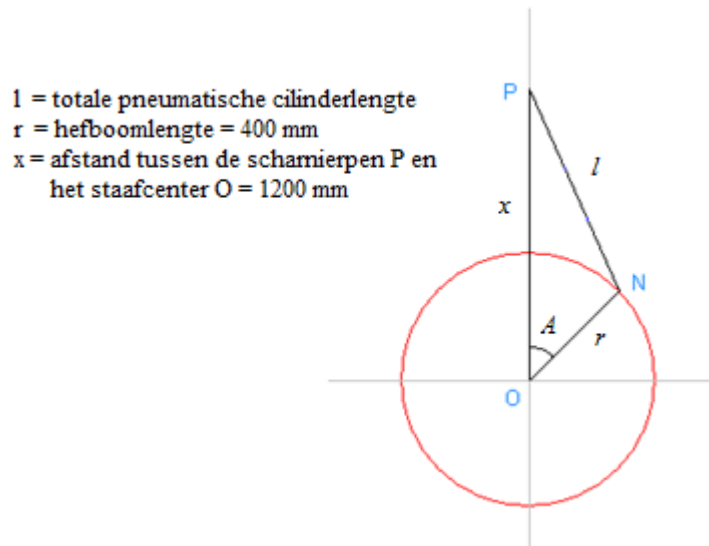
Met een rekenvoorbeeld voor een ingeklemde staaf van 2394 mm en een torsiehoek van 35° , wordt aangetoond hoe de minimale luchtdruk bepaald kan worden. Deze berekeningen worden voor de ingaande slag van de zuiger gedaan. Bij deze beweging kan namelijk niet de volledige zuigeroppervlakte benut worden voor de krachtopwekking. De ingaande slag zal hierdoor dus meer luchtdruk vereisen dan de uitgaande slag om de staaf met het zelfde koppel te torsen.

De minimale luchtdruk volgt uit de normaalkracht F_n die op de hefboom moet aangrijpen om de staaf te torsen:

$$F_n = \frac{T_l}{L_{\text{hefboom}}} = \frac{321}{0,4} = 802 \text{ N}$$

De pneumatische zuiger oefent echter nooit altijd zijn kracht loodrecht op de hefboom uit. Dit wordt ingezien met **Figuur 2.12**.

De hoek van de zuigerkracht ten opzichte van de normaalkracht varieert met de torsiehoek van de staaf. Om de nodige zuigerkracht uit de normaalkracht te halen, moet dus de hoek tussen beiden bepaald worden.



Figuur 2.12 Principeschets van hoe de pneumatische cilinder zich ten opzichte van de hefboom beweegt

Om de hoek tussen de hefboom r en de cilinder l te weten wordt eerst met behulp van de cosinusregel de totale cilinderlengte l bepaald. Als de pneumatische cilinder ingeschoven is tot aan het bovenste instelpunt van het torsiemechanisme bedraagt de hoek A 10° .

In dit rekenvoorbeeld bedraagt de totale lengte l (in het kwadraat) van de pneumatische zuiger dan:

$$l = \sqrt{r^2 + x^2 - 2rx \cos(A)} = \sqrt{0,4^2 + 1,2^2 - 2 \cdot 0,4 \cdot 1,2 \cos(10 + (85 - 35))} = 1,06 \text{ m}$$

Nu de totale lengte l van de pneumatische cilinder gekend is kan de hoek tussen de cilinder en de hefboom met de cosinusregel bepaald worden:

$$B = \arccos\left(\frac{x^2 - (r^2 + l^2)}{(-2rl)}\right) = \arccos\left(\frac{1,2^2 - (0,4^2 + 1,06^2)}{(-2 \cdot 0,4 \cdot 1,06)}\right) = 100,9^\circ$$

De hoek tussen de normaalkracht en de zuigerkracht bedraagt dan:

$$C = B - 90 = 100,9 - 90 = 10,9^\circ$$

Met deze hoek kan nu de zuigerkracht uit de normaalkracht bepaald worden:

$$F_{\text{zuiger}} = \frac{F_n}{\cos(C)} = \frac{802}{\cos(10,9)} = 816 \text{ N}$$

De minimaal benodigde luchtdruk bedraagt dan:

$$p_{\min} = \frac{F_{\text{zuiger}}}{\pi(r_{\text{zuiger}}^2 - r_{\text{zuigerstang}}^2)} = \frac{816}{\pi\left(\left(\frac{80}{2.1000}\right)^2 - \left(\frac{25}{2.1000}\right)^2\right)} = 1,80 \text{ bar}$$

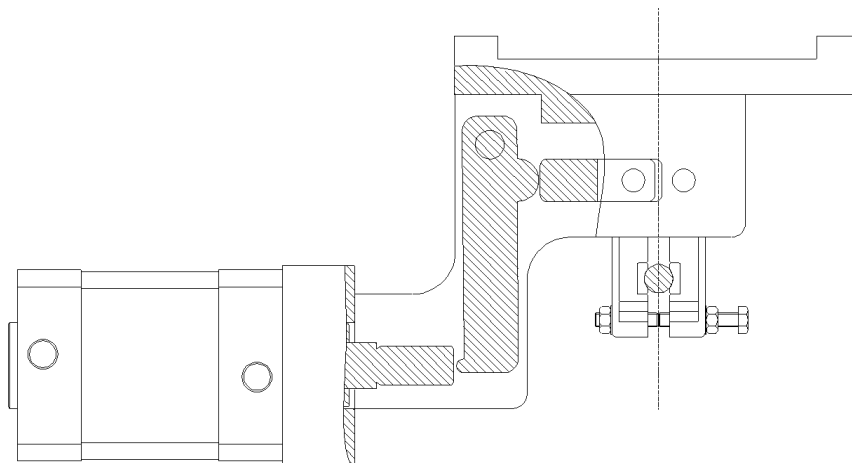
2.3.4 De klem [1, 2, 11-13]

De klem is een belangrijk onderdeel in de Hopkinson opstelling. Hij moet enerzijds zeer hoge torsiemomenten in het voorgetorst deel van de ingangsstaf kunnen behouden en anderzijds zo snel mogelijk lossen wanneer de proef aanvat. Hoe sneller de klem opengaat hoe beter de theoretische blokgolf benaderd wordt.

Dit komt neer op het streven naar een zo kort mogelijke stijgtijd van de golf naar een constante amplitude.

Aan deze vereisten wordt volgens het volgende principe voldaan. Door middel van wrijving kan de staaf in de klem vastgehouden worden. De klemkracht hiervoor wordt door een aangespannen bout geleverd die tevens bij overbelasting, met breuk als gevolg, een snelle opening van de klem mogelijk maakt. Om de bout de breken wordt deze met een pneumatische actuator via een hefboom overbelast. In de bout is een kerf aangebracht om deze breuk te bespoedigen en gecontroleerd te laten plaats vinden.

De praktische verwezenlijking hiervan wordt afgebeeld op **Figuur 2.13**. Deze klem kan door zijn ontwerp zonder aanpassingen zowel op het draagvlak van het overzetframe als van het hoofdframe gemonteerd worden.



Figuur 2.13 De klem

2.3.4.1 De klemvingers

De klemming van de staaf zelf gebeurt via twee symmetrische vingers die scharnierend opgehangen zijn in de klemblok. In deze vingers is een uitsparing voorzien voor uitwisselbare contactvlakken (vastgelijmd) die dezelfde kromtestraal als de ingangsstaf hebben. Hierdoor zal de staaf niet van zijn rechte lijn mogen afwijken en wordt alsook voldoende contact met de staaf gemaakt. De inzetstukken zijn best wat zachter dan de staaf zodat deze onderhevig zijn aan slijtage en niet de staaf. Naargelang de staafdiameter kunnen simpelweg andere inzetstukken bevestigd worden. De maximale diameter is 25 mm.

Symmetrie en uitlijning van de klem zijn overigens van absoluut belang om de introductie van buig- en axiale belasting te vermijden in de staven. Dit om bij het openen van de staaf een eendimensionale torsiegolf te verkrijgen.

Om een hoge wrijving te verkrijgen tussen de klem en de staaf dient een goede materiaalcombinatie geselecteerd te worden en eveneens aandacht besteed te worden aan de zuiverheid en afwerking van de contactvlakken. In bijlage 1 wordt hieromtrent meer uitleg meegegeven, alsook wat wrijving juist inhoud en welke parameters van belang zijn.

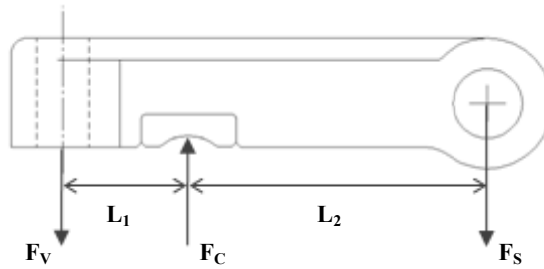
Aangezien in dit geval de opstelling voorzien is van stalen staven (CK45) wordt best ook een gelijkaardige staalsoort voor de inzetstukken van de klem gebruikt. Een hardheidsverschil tussen beiden kan de wrijving bevorderen, waarbij er voor geopteerd wordt dat de inzetstukken zachter zijn dan de ingangsstaf. De wrijving kan voorts nog eventueel wat toenemen als de oppervlakteruwheid van de ingangsstaf verhoogd wordt door het opschuren van de staaf in de langsrichting. In elk geval wordt een hoge wrijving gegarandeerd als de contactvlakken regelmatig met bijvoorbeeld wat aceton gereinigd/ontvet worden.

2.3.4.2 Klemkracht

Doorheen de klemvingers onderaan wordt een DIN 933 M10x100-10.9 bout aangespannen met behulp van DIN 934 M10-10.9 moeren die zo voor de nodige klemkracht zorgt. Deze bouten hebben een hogere treksterkte maar lagere ductiliteit dan de traditioneel gebruikte 8.8 bouten. De nodige klemkracht hangt af van de staafdiameter, het torsiemoment in de staaf en de wrijvingscoëfficiënt in het contactoppervlak. Daar de de klem contact maakt met de staaf op twee tegengestelde positie, kan de nodige klemkracht als volgt bepaald worden:

$$F_C = \frac{T_l}{2r_b \mu} \quad (2.29)$$

Met de theorie van Hertz kan dan nog nagegaan worden of de contactdruk tussen de klem en de staaf niet te hoog ligt om permanente vervorming van de staaf te vermijden [13-15].



Figuur 2.14 Krachten die aangrijpen in de klemvinger

De voorspankracht F_V die nodig is in de bout om de staaf voldoende te klemmen volgt aan de hand van **Figuur 2.14** uit het krachten- en momentenevenwicht:

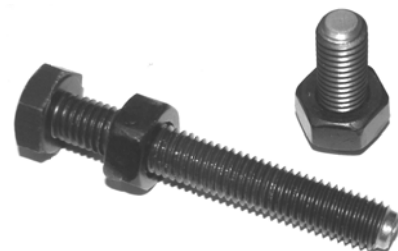
$$F_C = F_V \left(1 + \frac{L_1}{L_2} \right) = F_V \left(1 + \frac{29}{69} \right) = 1,42 F_V \quad (2.30)$$

Om de klem te openen dient de bout overbelast te worden, met breuk tot gevolg. Om deze breuk te bevorderen en gecontroleerd te laten gebeuren zonder veel plastische vervorming, wordt in de bout een kerf aangebracht (**Figuur 2.15**). De maximale klemkracht en het breekpunt wordt meteen bepaald door de diepte en afronding van deze kerf.

Bij het aandraaien mag de bout niet breken. De manier waarop de bout aangespannen wordt, bepaalt voor een groot deel hoeveel voorspankracht daadwerkelijk in de bout aangelegd wordt. Door de wrijving in de schroefdraad en het aandraaimoment heerst er naast de trekspanning ook nog een torsiespanning in het proefstuk. Deze wrijving neemt nog eens evenredig toe als de trekspanning (normaalkracht) bij het aandraaien in de bout groter wordt.



Figuur 2.15 Bout DIN 933 M10x100-10.9 met kerf



Figuur 2.16 Gebroken bout DIN 933 M10x100-10.9

Tijdens het aandraaien moet dus rekening gehouden worden met de trek- en torsiespanning. In het geen volgt wordt dit nagegaan met de sterkteberekeningen van een boutverbinding die aangepast zijn voor een kerf. Ondanks een aantal vereenvoudigingen kan deze aanpak een bruikbare schatting geven van de krachten en verschillende spanningscomponenten in de bout.

Vroegtijdig falen van de bout kan door de vergelijkingsspanning σ_{vgl} onder 90% van de vloeigrens $\sigma_{0,2}$ te houden:

$$\sigma_{vgl} = \sqrt{\sigma_M^2 + 3\tau_t^2} \leq 0,9\sigma_{0,2} \quad (2.31)$$

met:

$$\sigma_M = \frac{4F_{VM}}{\pi d_{kerf}^2} \quad (2.32)$$

$$\tau_t = \frac{16M_G}{\pi d_{kerf}^3} \quad (2.33)$$

Hierin is σ_M de montage-trekspanning, τ_t de torsiespanning, F_{VM} de montagevoorspankracht, M_G het aandraaimoment en d_{kerf} de kerfdiameter.

Het aandraaimoment kan gehaald worden uit:

$$M_G = F_{VM} \frac{d_2}{2} \tan(\varphi + \rho') \quad (2.34)$$

met:

$$F_{VM} = k_A F_V \quad (2.35)$$

$$\tan \rho' = \frac{\mu_G}{\cos(\beta/2)} = 1,155\mu_G, \quad \text{bij metrische schroefdraad met } \beta = 60^\circ \quad (2.36)$$

Hierin is d_2 de flankdiameter van de schroefdraad, φ de hellingshoek van de schroefdraad, ρ' de wrijvinghoek van de schroefdraad met μ_G de wrijvingscoëfficiënt in de schroefdraad en k_A de aanhaalfactor.

Door substitutie van vergelijking (2.32), (2.33), (2.34), (2.35) en (2.36) in vergelijking (2.31) wordt uiteindelijk de volgende formule bekomen voor de gemiddelde vergelijkingsspanning in de bout:

$$\sigma_{vgl} = k_A F_V \sqrt{\left(\frac{4}{\pi d_{kerf}^2}\right)^2 + 3 \left(\frac{8(\tan(\varphi) + 1,155\mu_G)}{\pi d_{kerf}^2}\right)^2} \leq 0,9\sigma_{0,2} \quad (2.37)$$

Uit vergelijking (2.37) kan dan de voorspankracht F_V gehaald worden die in de bout heerst na het vastdraaien. De torsiebelasting zorgt ervoor dat de maximale voorspankracht 20% - 25% lager is dan de voorspankracht die mogelijk zou zijn zonder torsiebelasting.

Bij het vastdraaien van de bout moet op het laatste ogenblik, dus bij het bereiken van de montagevoorspankracht F_{VM} , behalve het aandraaimoment in de schroefdraad ook het wrijvingsmoment op het draagvlak van de schroefkop of de moer, het draagvlakwrijvingsmoment M_{WD} , overwonnen worden:

$$M_{WD} = F_{VM} \mu_K \frac{d_K}{2} \quad (2.38)$$

Hierin is μ_K de wrijvingscoëfficiënt voor de draagvlakken en d_K de werkzame wrijvingsdiameter voor het draagvlakwrijvingsmoment M_{WD} op het draagvlak van de schroefkop of de moer. Voor zeskantbouten en cilinderbouten geldt ongeveer met d de nominale diameter van de bout:

$$\frac{d_K}{2} \approx 0,65d \quad (2.39)$$

Uit het samentellen van vergelijking (2.34) en (2.38) en het substitueren van vergelijking (2.35) en (2.36) hierin volgt het algemene aanhaalmoment M_A :

$$M_A = k_A F_V \left[\frac{d_{\text{kerf}}}{2} \left[\tan(\varphi) + 1,155\mu_G \right] + \mu_K \frac{d_K}{2} \right] \quad (2.40)$$

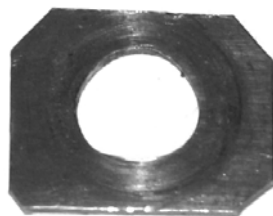
Voor het aandraaien van de bout wordt gebruik gemaakt van een momentsleutel waarop het algemene aanhaalmoment kan ingesteld worden. Door het gebruiken van een momentsleutel is de aanhaalfactor $k_A = 1,6$ [12].

De aanhaalfactor bepaalt de montagevoorspankracht F_{VM} (vergelijking (2.35)) waarmee gerekend wordt. Dit is nodig om te garanderen dat in de bedrijfstoestand met zekerheid een minimale voorspankracht bereikt of gehandhaafd wordt voor de vereiste klemkracht.

Na het aandraaien neemt de torsiespanning terug af (relaxatie) door het elastisch terugveren van het gespannen systeem. In de bout is de totale spanning na het aanspannen dus lager. Hierdoor blijft een deel van de spanningscapaciteit in de bout onbenut. Om dus zoveel mogelijk trekspanning in de bout te krijgen, dient de torsiebelasting van de bout bij het aandraaien beperkt te worden.

Om torsie zoveel mogelijk te vermijden wordt al zeker niet aangedraaid via de boutkop en worden twee moeren gebruikt, waarbij aandraaien gebeurt via de moer die zich aan de kant van de boutkop bevindt. Voorts kan de wrijving in de schroefdraad en de draagvlakken onder de moeren zoveel mogelijk beperkt worden met MoS₂-smeervet. Het voordeel van dit type smeervet is dat de contactvlakken gesmeerd blijven gedurende de hoge contactdrukken. De richtwaarde voor de wrijvingscoëfficiënt in de schroefdraad μ_G en aan de draagvlakken μ_K bedraagt 0,08-0,12 [12].

Des niet al te min dient een klein momentdeel voor het opwekken van de voorspankracht in de schroef. Het grootste gedeelte (80-90%) van het vereiste aanhaalmoment gaat bij de meeste aandraaimethoden verloren aan het overwinnen van de wrijving in het draagvlak van de moer en tussen de schroefdraadflanken [12].



Figuur 2.17 Rondellen uit veerstaal



Figuur 2.18 Plastisch vervormde zachte rondel

De vereiste montagevoorspankracht F_{VM} wordt via de verhoudingsgewijs kleine aanlegoppervlakken van de moer en de schroefdraadvlakken overgedragen. Hierdoor veroorzaken hoge vlaktedrukken een kuipproces in het materiaal en kunnen plastische vervormingen ontstaan. Dit zetten van de verbinding leidt tot een verlies van de voorspankracht.

De grootte van de zetwaarde is vooral afhankelijk van de sterkte van de verbindingdelen, de ruwheid en de elastische vervormbaarheid. Om het zetgedrag van de schroefverbinding te beperken is er geopteerd voor zelfgemaakte rondellen (**Figuur 2.17**) uit veerstaal met een groot draagvlak tussen de klemvingers. Veerstaal heeft een hoge vloeigrens en hardheid. Verder is het aangeraden om de bout pas kort voor de eigenlijke proef aan te spannen om zetting, en dus verlies aan klemkracht, zo veel mogelijk te vermijden.

2.3.4.3 *Het openen van de klem*

Het nut van de harde rondellen uit veerstaal bleek ook uit het breken van de bout. Bij proeven met zachte rondellen duurde het namelijk veel langer totdat de bout brak. Dit kwam doordat de rondellen eerst plastisch gingen vervormen (**Figuur 2.18**). Bovendien ging de klem hierdoor lichtjes open waardoor de staaf begon door te slippen. Met andere woorden, van een plotse opbouw van de torsiegolf was geen sprake.

De openingssnelheid van de klem wordt voor een deel bepaald door het ontwerp. Deze openingssnelheid is gunstig als in het ontwerp de inerties en dimensies zo laag mogelijk gehouden werden. Een goede smering van de scharnieren is ook gunstig.

De openingssnelheid van de klem wordt echter voor een groot deel beïnvloed door de materiaaleigenschappen van de bout. Deze vertoont best zo weinig mogelijk ductiliteit om een zo bros mogelijk breuk te hebben. Een taaie breuk verloopt namelijk trager (meer energieverbruik). Alle energie opgeslagen in het systeem bout/klemvingers komt dan in één keer vrij bij het bros openspringen van de klem met een korte stijgtijd als gevolg.

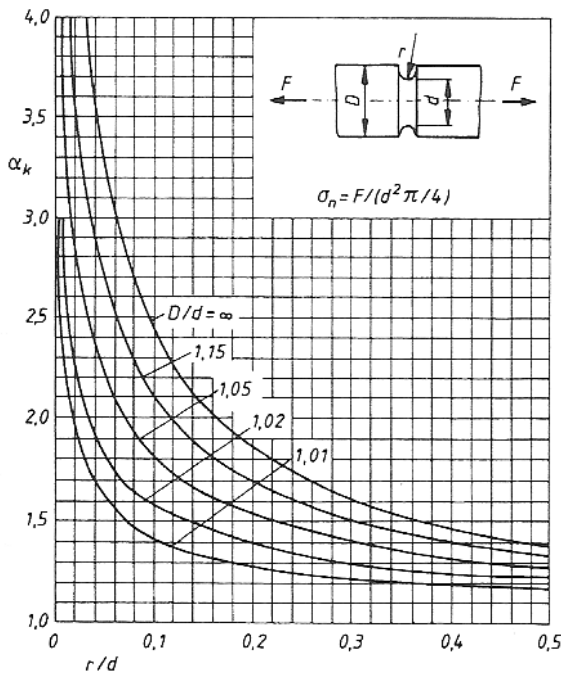
De scherpte van de kerf en de snelheid waarmee trekspanning zich in de bout opbouwt bevorderen een brossse breuk. Het verhitten en nadien afschrikken van de gekerfde zone, voorafgaand aan enkele experimenten, bleek alvast weinig of geen invloed te hebben op stijgtijd van de torsiegolf.

De sterkteverminderende werking van een kerf wordt in eerste instantie beïnvloed door de kerfvorm (zie **Figuur 2.20**). Hoe scherper de kerf, des te hoger wordt de hierdoor veroorzaakte spanningspiek σ_{max} . De hoogte hiervan wordt ten opzichte van de berekenbare nominale spanning σ_{nom} bepaald met behulp van de kerfvormfactor α_k uit **Figuur 2.19**:

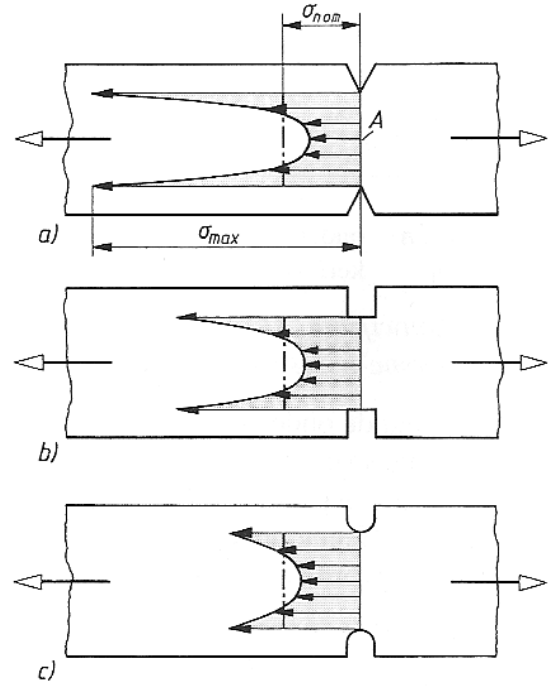
$$\sigma_{max} = \alpha_k \sigma_{nom} \quad (2.41)$$

Zolang $\sigma_{max} < \sigma_{0,2}$ is de kerfvormfactor α_k slechts afhankelijk van de kerfgeometrie en de belastingssoort en dus een van een materiaal onafhankelijke coëfficiënt.

Bij $\sigma_{max} > \sigma_{0,2}$ is het ductiele gedrag van het materiaal van invloed, bij toenemende ductiliteit (taaiheid) wordt de kerfinvloed geringer.



Figuur 2.19 Kerfvormfactor [12]



Figuur 2.20 Spanningsverdeling en invloed van de kerfvorm [12]

Het aanbrengen van de kerf gebeurt in een draaibank. Vooraleer de kerf in de bout aangebracht wordt, wordt de schroefdraad over een voldoende lengte afgedraaid tot een diameter van 8 mm. Daarna wordt met de tip van de beitel, die een afrondingstraal van 0,2 mm heeft, loodrecht in de bout gegaan worden tot de gewenste diepte bereikt wordt (**Figuur 2.15**).

De kracht die nodig is voor het overbelasten van de bout wordt geleverd door een dubbelwerkende pneumatische cilinder (zuigerdiameter 125 mm) (**Figuur 2.13**). De technische fiche van deze cilinder is terug te vinden in bijlage 8.3. Via de hefboom wordt deze kracht nog vergroot (x6.2) overgebracht op het scharnier van de ene klemvinger die loodrecht ten opzichte van de staaf kan verschuiven. Wanneer de actuator in rust is, wordt de klemvinger tegen een vaste aanslag gedrukt door de opgespannen bout. Door vervolgens tegen de klemvinger te drukken wordt de trekspanning in de bout nu nog groter via de hefboomwerking van de klemvinger omheen de staaf. De uiteindelijke kracht die op de bout uitgeoefend wordt, wordt door deze hefboomwerking nog eens vergroot ($x2,4 = 69/29$). De breekkracht F_B kan dan als volgt berekend worden:

$$F_B = F_{cilinder} X_{hefboom1} X_{hefboom2}, \quad F_{cilinder} = p_{lucht} A_{zuiger} = p_{lucht} (\pi r_{zuiger}^2) \quad (2.42)$$

Daar de kracht bij de uitgaande slag van de cilinder geleverd wordt, kan met de volledige oppervlakte van de zuiger gerekend worden.

De nominale trekspanning in de kerfdoorsnede kan dan met deze breekkracht nagegaan worden:

$$\sigma_{nom} = \frac{F_B}{A_{kerf}} = \frac{F_B}{\pi r_{kerf}^2} \quad (2.43)$$

De maximale spanning aan de omtrek van de kerf kan nagegaan worden met vergelijking (2.41). Meer informatie over kerven kan teruggevonden worden in het boek ‘Peterson's Stress Concentration Factors’ [16].

2.3.4.4 Prestaties

Uit de voorgaande beschouwingen kan nu afhankelijk van de positie van de klem in theorie de theoretisch maximale torsiehoek nagegaan worden die de klem aankan zonder dat de staaf gaat doorslippen. Voorts kan ook het nodige aanhaalmoment om in te stellen op de momentsleutel bepaald worden, alsook de minimale luchtdruk om de bout te breken. Voor de Hopkinsonstaven uit CK45 met een diameter van 20 mm is een voorbeeld terug te vinden in **Tabel 2.5**. Merk op, dit zijn richtwaarden.

Positie	L ₁ (mm)	t ₁ (ms)	θ _{max} (°)	T ₁ (Nm)	σ ₁ (MPa)	M _A (Nm)	p _{min} (bar)
1	1350	846	15	244	269	80	6,5
2	1596	1000	20	275	303	80	6,5
3	2394	1500	30	275	303	80	6,5
4	2713	1700	30	243	267	80	6,5

Tabel 2.5 Maximale torsiehoek, afgerond op 5°, per axiale klempositie en bijhorende instelwaarden voor de klem met een breekbout voorzien van een kerfdiameter 6,8 mm

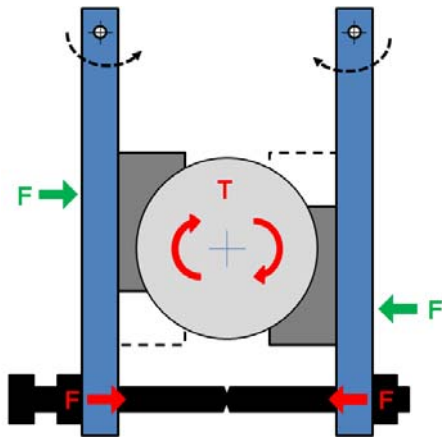
Voor deze tabel werd rekening gehouden met een DIN 933 M10x100-10.9 bout met een kerf die als diameter 6,8 mm en afrondingstraal 0,2 mm heeft. Als richtwaarde voor de wrijvingscoëfficiënt in de schroefdraad en de draagvlakken werd respectievelijk $\mu_G = 0,10$ en $\mu_K = 0,4$ gekozen.

Bij de luchtdruk van 6,5 bar is de maximum trekspanning door de spanningsconcentratie in de kerf (1946 MPa) bijna dubbel zo groot dan de treksterkte van bout (1000 MPa), terwijl de nominale spanning in de doorsnede van kerf 572 MPa bedraagt. Dit zou voldoende moeten zijn om de bout te doen breken,.

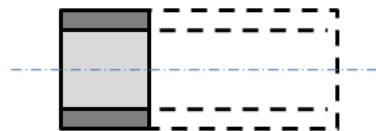
Uit de proeven is gebleken dat met de momentsleutel gerust tot 80Nm of zelfs nog meer kan gegaan worden. Het maximum tot nu toe was 90Nm bij een kerfdiameter van 6,65 mm en afrondingsstraal 0,2 mm. Dit kan er op wijzen dat een groot deel van het aanhaalmoment gebruikt wordt om de wrijving te overwinnen. Tijdens diezelfde proef bleek dat bij een inklem lengte van 2394 mm de staaf ook tot 30° zonder slippen kon getorst worden. De bout brak ook bij een luchtdruk van 6 bar.

Uit de berekeningen van dit praktijkvoorbeeld bleek dat in theorie de klem een maximum torsiemoment van 271 Nm aan kan voor dat doorslippen optreedt. Dit kan echter verhoogt worden als de kerfdiameter groter gemaakt wordt of met bouten van een nog hogere sterkteklasse.

In een volgend onderzoek kan eventueel nagegaan worden of zelfbekrachtiging, zoals bij trommelremmen van auto's [17, 18], een gunstige invloed heeft op de klemkracht. Het principe wordt weergegeven op **Figuur 2.21**. Door een correcte plaatsting van assymetrische inzetstukken zouden deze inzetstukken door de wrijving meegenomen worden en zo nog harder ingrijpen op de staaf. Hoe hoger het torsiemoment hoe groter de contactdruk tussen de staaf en de inzetstukken zal worden. Een vermindering van het contactoppervlak betekent niet direct een vermindering van de algemene wrijving (lees bijlage 1).



Figuur 2.21 Principe zelfbekrachtiging



Figuur 2.22 Korter inzetstuk

Een analyse van de opstelling zonder proefstuk (staaf+adapter) toont aan dat volgens de opgemeten rekgolf in **Figuur 2.23** de stijgtijd ongeveer 50 μ s bedraagt. Deze stijgtijd is echter sterk voor interpretatie vatbaar. In de literatuur wordt vermeld dat deze stijgtijd meestal tussen 20 en 40 μ s ligt [1, 2]. In een volgend onderzoek kan nagegaan worden of het verkorten van de inzetstukken (**Figuur 2.22**) deze stijgtijd nog kan verscherpen. Ook hier betekent het verminderen van het contactoppervlak niet direct een vermindering van de algemene wrijving.

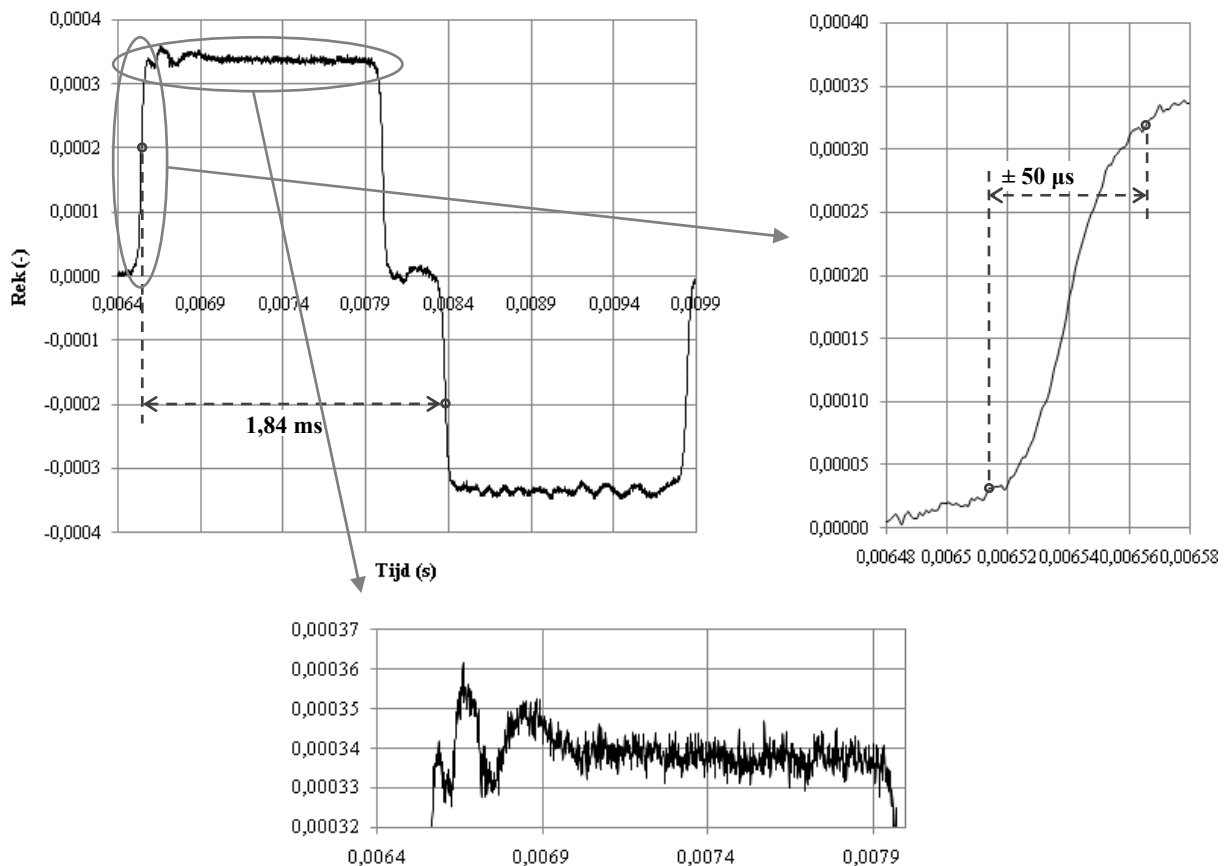
Een andere piste die voor het aanscherpen van de stijgtijd kan bekeken worden, is een breekbout uit aluminium. Er wordt beweerd dat deze een korter stijgtijd geven dan brosse staalsoorten. Bij sommige Hopkinson torsieopstellingen wordt er voor een 2024-T4, 6061-T6 of 7075-T6 aluminiumlegering gekozen [2, 19, 20].

Uit de opgemeten rekgolf van **Figuur 2.23** kan ook de werkelijke golvoortplantingssnelheid gehaald worden. De tijd tussen de ingaande rekgolf en de gereflecteerde golf bedraagt 1,84 ms. De afstand die

hierbij afgelegd wordt is twee keer de afstand van rekstrookje B tot het grensvlak met het proefstuk: $2 \times 2988 \text{ mm} = 5976 \text{ mm}$. De werkelijke golfvoortplantingsnelheid bedraagt dan:

$$c = \frac{5,976}{1,84 \cdot 10^{-3}} = 3248 \frac{\text{m}}{\text{s}}$$

Deze is groter dan de theoretische golfvoortplantingssnelheid van 3192 m/s. De werkelijke golfvoortplantingssnelheid wordt gebruikt om de reflecteerde golf en de doorgelaten golf op elkaar te leggen door ze in de tijd te verschuiven.



Figuur 2.23 Opgemeten torsiegolf op de ingangsstaf zonder proefstuk

De rekgolf op **Figuur 2.23** vertoont ook enkele opmerkelijke verschillen met de theoretische golf van op **Figuur 2.13**. Zo vertoont de ingaande golf in het begin oscillaties. Deze kleine overshoot kan veroorzaakt zijn door:

- (1) De massa traagheid van de staaf.
- (2) Het opengaan van de klem en de niet axiaal symmetrische vorm van de klem. Deze invloed kan eventueel verminderd worden als rekstrookje B nog verder van de klem geplaatst wordt.
- (3) Het fenomeen stick-slip [11, 13, 21] bij wrijving in de lagerblokken en eventueel nog tussen de inzetstukken bij het open gaan van de klem. Vooral stick-slip in het contact met de lagerblokken kan beperkt worden door een goede smering (siliconenvet).

Proefondervindelijk bleek er alvast geen verband te bestaan tussen de posities van de lagerblokken en de oscillaties, door het variëren van de posities.

Voorts komt een overshoot aan de stijgende flank van de blokgolf ook voor in de literatuur [2, 20, 22].

In deze literatuur is een verklaring hiervoor echter niet terug te vinden.

Op de gereflecteerde golf is een rimpel te zien die het gedrag vertoont van een ongedempte oscillatie. Deze rimpel is na inzoomen op de ingaande golf ook minder nadrukkelijk aanwezig. Deze rimpel kan veroorzaakt zijn door:

- (1) Stick-slip in de het contact tussen de staaf en de lagerblokken
- (2) Eigenfrequentie van het rekstrookje en eventueel andere componenten.
- (3) Vroegtijdige reflecties aan het staafuiteinde en eventueel ook aan de lagerblokken.

De invloed van de lagerblokken kan misschien geverifieerd worden door met het aantal lagerblokken te spelen.

Tot slot is er ook een afwijking zichtbaar tussen de overgangzone van de ingaande golf en de gereflecteerde golf. Met enige voorzichtigheid mag beweerd worden dat dit veroorzaakt wordt door vroegtijdige reflecties aan de discontinuïteiten van de proefstukbevestiging. Dit wordt aangetoond in hoofdstuk 4 die over de proefstukbevestiging handelt.

Hoofdstuk 3

Instrumentatie en aansturing

3.1 Overzicht

De instrumentatie en aansturing van de Hopkinson torsie-opstelling wordt schematisch voorgesteld op **Figuur 3.1**. Op deze figuur is linksonderaan het pneumatisch schema terug te vinden dat toelaat de pneumatische cilinders te manipuleren. Dit kan van op afstand gebeuren vanuit LabVIEW op een computer. Meer informatie hierover is terug te vinden in paragraaf 3.2.

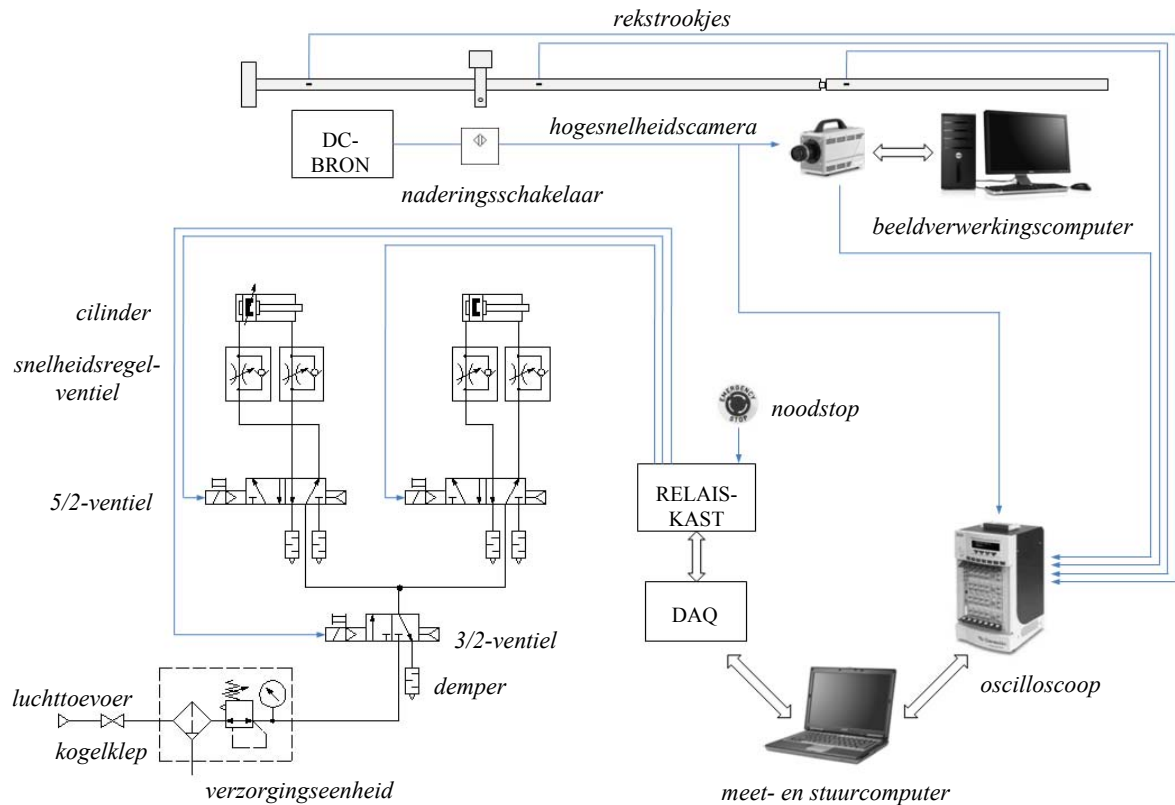
De stuurcomputer wordt eveneens gebruikt voor het verwerken van de rekmetingen en het instellen van de oscilloscoop (Genesis GEN7t). Deze oscilloscoop zorgt door zijn hoge sampling rate en resolutie voor een zeer snelle en accurate data acquisitie van de reksignalen. De torsiegolven in de staven, gekenmerkt door een relatief korte duur, korte stijgtijd en hoge frequenties, kunnen hierdoor opgemeten worden.

Om de oscilloscoop bovendien als een transiënt recorder te laten fungeren, dient deze van een triggersignaal voorzien te worden. Dit houdt in dat eenmaal de oscilloscoop getriggerd wordt deze vanaf dan de rekwaarden over een vooraf ingestelde tijd in zijn geheugen houdt om die nadien dan te kunnen verwerken. Het triggersignaal wordt bij het openen van de klem door een naderingsschakelaar opgewekt. De uitwerking hiervan wordt toegelicht in paragraaf 3.3.

Tegelijkertijd kan de naderingsschakelaar ook een hogesnelheidscamera (Photron ultima APX-RS) triggeren. Deze camera wordt ter hoogte van het proefstuk opgesteld. Door een goede belichting van het proefstuk kan de camera de reactie van het proefstuk op de torsiebelasting in beeld brengen. De instelling van de hogesnelheidscamera gebeurt via de beeldverwerkingscomputer. Met deze computer kunnen eveneens de beelden vanuit het tijdelijke geheugen van de camera bewaard worden.

Voor de verdere bewerking en interpretatie van de beelden wordt het synchronisatiesignaal die de camera kan uitzenden met de oscilloscoop geregistreerd. Het synchronisatiesignaal bestaat uit een pulsentrein met een frequentie overeenkomstig met de framerate waarmee de hogesnelheidscamera opnames maakt. Dit houdt in dat per beeld (frame) de camera een puls uitstuurt. Hierdoor kunnen de beelden gekoppeld worden aan de rekmetingen.

De hogesnelheidsbeelden kunnen voorts ook gebruikt worden voor 2D digital image correlation om zo de verplaatsingen en vervormingen op het buitenoppervlak van het proefstuk te meten. Meer hierover in paragraaf 6.2.4



Figuur 3.1 Schematische overzicht van de proefopstelling

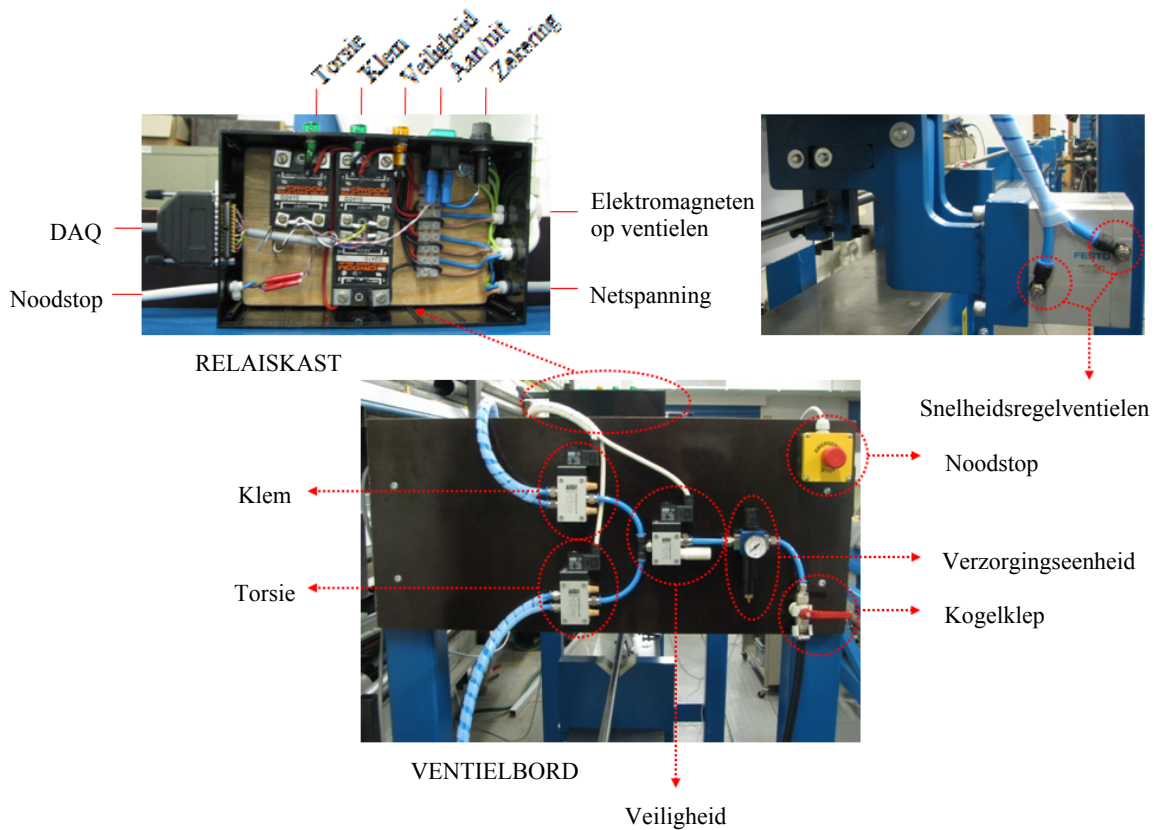
3.2 Pneumatische sturing [23, 24]

3.2.1 Pneumatisch circuit

De pneumatische sturing is in schemavorm terug te vinden op **Figuur 3.1**. Op **Figuur 3.2** wordt de praktische realisatie hiervan weergegeven.

Er zijn twee pneumatische zuigers: een voor het torsen van de staaf en een voor het openen van de klem. Het zijn dubbelwerkende zuigers waarvan de technische fiche terug te vinden is in bijlage 8.2 en 8.3.

Op de in- en uitlaatpoort van beide zuigers is een snelheidsregelventiel gemonteerd. De snelheid van de in- en uitgaande slag van de cilinder kan hierdoor afzonderlijk ingesteld worden. Een snelheidsregelventiel is een smoorventiel dat overbrugd wordt door een terugslagklep (zie **Figuur 3.1**). Daardoor kan in de blokkeerrichting van de terugslagklep maar een geregelde hoeveelheid lucht doorstromen via de smoring. In de tegengestelde stromingsrichting kan de lucht ongehinderd doorstromen. In deze toepassing wordt de ontluchting van de cilinder gesmoord, terwijl de perslucht ongehinderd de cilinderkamer kan vullen. Bij uitwendige belastingsveranderingen op de cilinder wordt hierdoor een enigszins eenparige snelheid behouden. De zuigersnelheid kan ingesteld worden via de regelschroef.



Figuur 3.2 Praktische realisatie van de pneumatische sturing

Via leidingen zijn de cilinders verbonden met het ventielbord. De bewegingsrichting van de cilinders wordt van op het ventielbord bepaald door een indirect gestuurd monostabiel 5/2-ventiel. Vóór de 5/2-ventielen is omwille van de veiligheid nog een normaalgesloten indirect gestuurd monostabiel 3/2-ventiel geplaatst. Dit ventiel kan de perslucht onmiddellijk afkoppellen eenmaal er op de noodstop gedrukt wordt.

Op de ontluuchtingspoorten van de ventielen zijn geluidsdempers aangebracht. De demper op het 3/2-ventiel is groter om een snellere ontluuchting mogelijk te maken.

De technische fiches van de ventielen zijn terug te vinden in bijlage 8.4 en 8.5.

Door de zwaartekracht schuift de torsiezuiger in rustand altijd uit. Daarom zijn de leidingen van de torsiezuiger zo op het desbetreffende 5/2-ventiel aangesloten dat met het 5/2-ventiel de torsiezuiger uitgeschoven blijft en na activering van het ventiel de torsiezuiger inschuift. Indien echter gewenst kunnen de leidingen op de poorten van het 5/2-ventiel eenvoudig omgewisseld worden. Dit betekent dan wel dat eenmaal het 3/2-ventiel geactiveerd wordt de torsiezuiger inschuift.

De perslucht gaat na het openen van de manuele kogelklep eerst nog doorheen een luchtverzorgingseenheid. Deze verzorgingseenheid bestaat hier uit een filterwaterafscheider en een drukregelaar.

De filterwaterafscheider maakt de doorstromende lucht vrij van verontreinigingen en gecondenseerd vocht om een lange levensduur van de installatie te garanderen. De filterwaterafscheider bestaat uit een centrifugaalfilter en een oppervlaktefilter. De centrifugaalfilter onderwerpt de grotere vuildeeltjes en het condensaat aan middelpuntvliedende krachten zodat deze opgevangen kunnen worden in een reservoir. Het gevulde reservoir dient via een aftapschroef tijdig leeggemaakt te worden om te vermijden dat condensaat opnieuw met de luchtstroom meegezogen wordt. De niet weggeslingerde vaste bestanddelen worden dan bij het doorstromen naar de uitgang tegengehouden door de oppervlaktefilter. Na verloop van tijd geraken de poriën van deze filter dicht. Hij blijft de lucht echter wel filteren, maar een sterk verontreinigde filter veroorzaakt wel grote drukvallen die verholpen kunnen worden door het vernieuwen van het filterelement. Door het laag frequent gebruik van de proefopstelling zal echter het leegmaken van het reservoir en zeker het vervangen van het filterelement zelden of nooit nodig zijn.

De drukregelaar van de luchtverzorgingseenheid laat toe om de gewenste druk in te stellen, alsook deze constant te houden en onafhankelijk te maken van drukvariaties in het voedingsnet. De drukregelaar werkt alleen als de ingangsdruk hoger is dan de ingestelde uitgangsdruk. Dit drukverschil moet minstens 1 bar zijn. Via de manometer kan de ingestelde uitgangsdruk afgelezen worden.

De luchtdruk die nodig is voor de normale werking van de opstelling kan in hoofdstuk 2 teruggevonden worden in **Tabel 2.4** en **Tabel 2.5**.

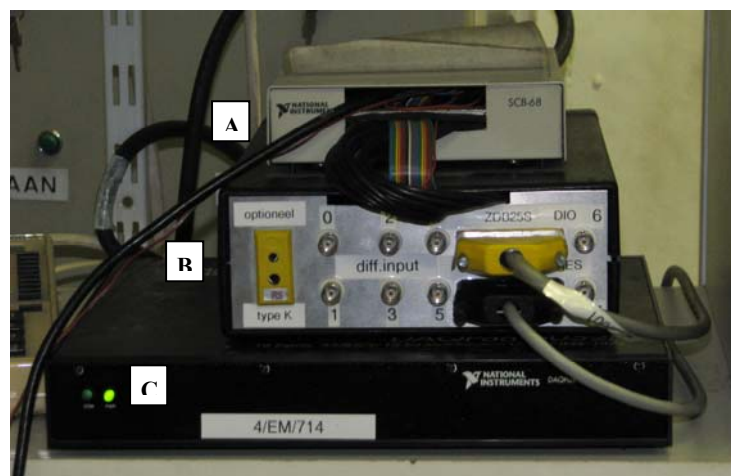
De componenten op het ventielbord zijn tot slot zoveel mogelijk naar rechts geplaatst om plaats te bieden voor eventuele uitbreidingen in de toekomst.

3.2.2 Relaiskast en DAQ-eenheid

De pneumatische ventielen zijn voorzien van een elektromagneet die door bekrachtiging onder netspanning (230V AC) het ventiel schakelt. Onbekrachtigd, keren de ventielen door een pneumatische veer terug in hun rusttoestand. Vandaar de benaming monostabiel. De term indirecte besturing slaat dan op het feit dat elk ventiel eigenlijk een samenstelling van twee ventielen is, een stuurventiel en een hoofdventiel. Als het stuurventiel elektrisch bekrachtigd wordt zal deze het hoofdventiel pneumatisch sturen. Dit laat toe het schakelvermogen en zo de grootte van de elektromagneten klein te houden.

Merk op dat de pneumatische ventielen even goed handbediend kunnen worden met behulp van een schroevendraaier. De handbediening wordt aangeduid met nummer 7 op dimensietekeningen in de technische fiche van de ventielen in bijlage 8.4 en 8.5

De elektrische aansturing van de ventielen wordt via relais uitgevoerd. Voor de realisatie zijn hier solid state relais gebruikt die reeds in het labo voor handen waren. In bijlage 8.7 is de datasheet van dit type relais terug te vinden. Deze relais zijn vervolgens in een relaiskast, ingebouwd en bedraad (**Figuur 3.2**). Het bedradingschema is terug te vinden in bijlage 7.2. Via een snoer komt de netstroom binnen in de relaiskast waarbij deze via een zekering naar de aan/uit schakelaar loopt. Eenmaal ingeschakeld wordt de netstroom beschikbaar gesteld aan de uitgangspoorten van de relais. Deze poorten staan initieel open en worden pas gesloten als aan de ingang van de relais een gelijkspanning aangelegd wordt. De relais wordt hierdoor met andere woorden ingeschakeld. De netstroom kan nu doorheen de relais naar de bekrachtigingsspoelen van de pneumatische ventielen lopen. Een ingeschakelde relais wordt met een opgelicht ledje op de relaiskast aangegeven.



Figuur 3.3 De DAQ-eenheid voor de aansturing van de torsieopstelling

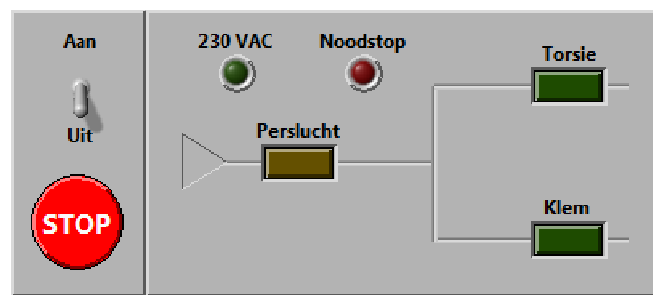
Om de gewenste relais vanuit LabVIEW op de stuurcomputer in te schakelen is de relaiskast via een 12-aderdraad verbonden met de DAQ-eenheid. Tien draden worden hiervan gebruikt waarvan zes verbonden zijn met de relais, twee met de aan/uit schakelaar en twee met de noodstop.

De DAQ-eenheid wordt weergegeven op **Figuur 3.3** en bestaat uit de connectorbox (B), het DAQpad-6052E van National Instruments (C) en de connectorkaart SCB-68 van National Instruments (A). De 12-aderdraad wordt op de connectorbox verbonden via een 25 pin stekker. Vanuit de connectorbox loopt dan een grijze flatkabel naar connectorkaart SCB-68. Hoe de 12-aderdraad uiteindelijk verbonden is met de connectorkaart SCB-68, is terug te vinden in bijlage 7.3. De connectorkaart SCB-68 is op zijn beurt dan doorverbonden met het DAQpad-6052E die uiteindelijk communiceert met de stuurcomputer. Het DAQpad-6052E voert de data-acquisitie uit. Dit houdt in dat de status van aan/uit-schakelaar en de noodstop aan de desbetreffende digitale ingang steeds nagegaan wordt. De digitale uitgangen die verbonden zijn met de relais worden op commando van de stuurcomputer hoog of laag gezet. Digitaal hoog en laag komt hier overeen met een gelijkspanning van respectievelijk 5 V en 0 V.

3.2.3 Aansturing vanuit LabVIEW [3, 25]

LabVIEW (Laboratory Virtual Instrument Engineering Workbench) is een grafische programmeeromgeving die ontwikkeld is door National Instruments. Dit softwarepakket is geschikt voor besturingstechnieken, data-acquisitie en het communiceren met meetinstrumenten.

De toepassingen die onder LabVIEW worden geprogrammeerd, worden virtuele instrumenten (aangeduid met de letters VI) genoemd. Hun uitzicht en werking komt namelijk overeen met fysieke instrumenten. De gebruikersinterface van een virtueel instrument wordt het frontpaneel genoemd. De werking (broncode) van een virtueel instrument wordt beschreven in het blokdiagram. In tegenstelling tot andere programmeeromgevingen is dit een grafische representatie van de verschillende functies en variabelen die met lijnen aan elkaar verbonden zijn.



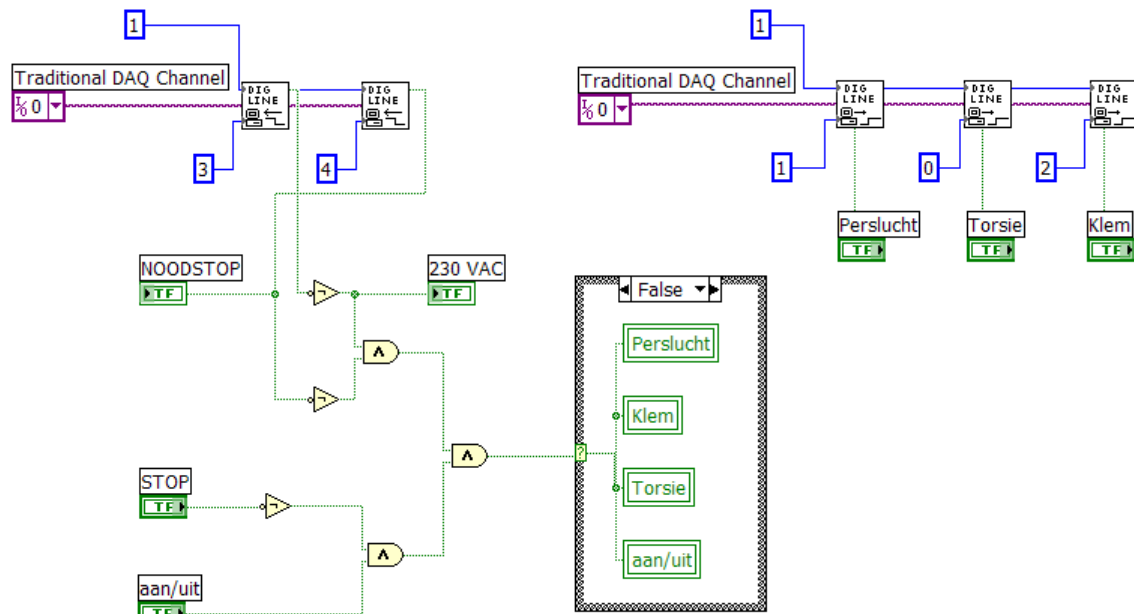
Figuur 3.4 Front panel LabVIEW stuurprogramma torsieproef

Het frontpaneel voor de aansturing van de pneumatische ventielen is afgebeeld op **Figuur 3.4**. Via het groene statusledje '230 VAC' kan nagegaan worden of via de aan/uit-schakelaar de relaiskast onder netspanning staat. Het rode statusledje 'Noodstop' geeft aan of de noodstop al dan niet ingedrukt is. Indien het statusledje '230 VAC' actief is en het statusledje 'Noodstop' inactief is, kan met de aan/uit-schakelaar op het frontpaneel de bediening van de ventielen geactiveerd worden. Indien een van deze statusledjes van deze toestand afwijkt, kan het frontpaneel niet geactiveerd worden.

Eenmaal het frontpaneel met de aan/uit-schakelaar geactiveerd is, wordt met de knop 'Perslucht' het 3/2-ventiel geactiveerd. De perslucht begeeft zich hierdoor naar de 5/2-ventielen in rusttoestand. Als de persluchtleidingen zoals op **Figuur 3.1** aangesloten zijn, bewegen de torsie- en klemzuigers niet.

Als de staaf vastgeklemd is, kan met de knop 'Torsie' het 5/2-ventiel geactiveerd worden om de staaf te torsen. De zuiger schuift dan in. Om de torsiezin te wijzigen moet de staaf bij het indrukken van de knop 'Torsie' ongeklemd blijven (en zonder proefstuk). Als de torsiezuiger ingeschoven is, kan de staaf dan vastgeklemd worden en het proefstuk aangebracht worden. De staaf wordt dan in de andere zin getorst als de knop 'Torsie' gedeactiveerd wordt. Het openen van de klem gebeurt daarna dan met de knop 'Klem'.

Het frontpaneel en de ventielen worden gedeactiveerd en gereset met de knop 'Stop' en de aan/uit-schakelaar op het frontpaneel. Dit gebeurt ook met de aan/uit-schakelaar op de relaiskast of de noodstop op het ventielbord.



Figuur 3.5 Blokdiagram LabVIEW stuurprogramma torsieproef

De aansturing van de ventielen en de beslissingslogica worden beschreven in het blokdiagram op **Figuur 3.5**. De aansturing en signalisatie gebeurt met booleans. De digitale in- en uitgangspoorten werden vooraf in de tool 'Measurement & Automation' van LabVIEW uitgetest.

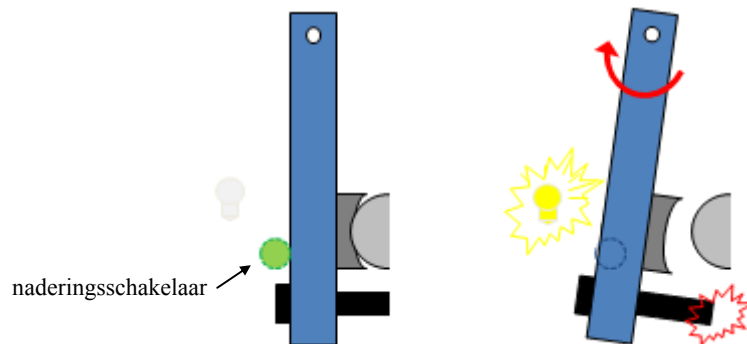
Links bovenaan in het blokdiagram zijn de digitale ingangspoorten van de noodstop en de aan/uit-schakelaar afgebeeld. De status van deze poorten wordt verbonden met de variabele waarde de indicatieledjes op het frontpaneel en waar nodig wordt die status geïnverteerd. Rechts bovenaan in het blokdiagram zijn de digitale uitgangspoorten naar de relais weergegeven. Hun status wordt bepaald door de variabelen de drukknoppen op het frontpaneel.

Het resetten van de bedieningsknoppen op het frontpaneel, en zo ook van de ventielen gebeurt, via hun variabele. Dit gebeurt wanneer de logische EN-schakelingen, van de status van de ingangspoorten en de variabele van de stopknop en aan/uit-schakelaar resulteren in een 'false'-signaal. In de daaraan verbonden case structure worden dan de variabelen van de bedieningsknoppen gereset.

3.3 Triggering [26]

Om de oscilloscoop en/of de hogesnelheidscamera respectievelijk rekwaarden en beelden te laten opnemen op het juiste moment dient een triggersignaal opgewekt te worden. Het triggersignaal wordt

hier met behulp van een inductieve naderingsschakelaar opgewekt. De naderingsschakelaar is ter hoogte van een van de klemvingers geplaatst, zoals afgebeeld op **Figuur 3.6**. Een afbeelding van de realisatie is terug te vinden op **Figuur 3.7**. De technische fiche van de geïnstalleerde naderingsschakelaar is terug te vinden in bijlage 7.1.

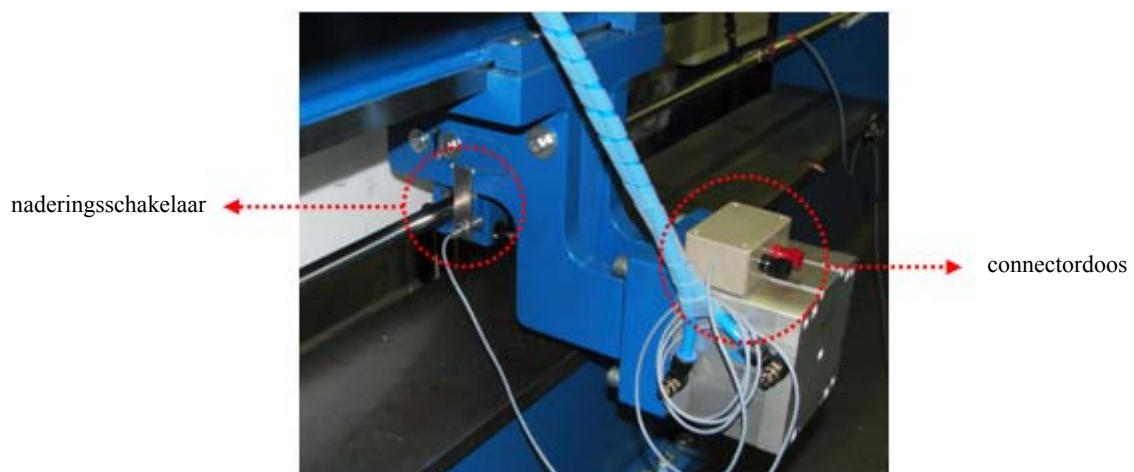


Figuur 3.6 Werkingsprincipe opwekken triggersignaal

Bij het open van de klem passeert de klemvinger voorbij de sensor. Om zeker te zijn dat de naderingsschakelaar het openslingeren van de klemvinger detecteert, is deze net na de klemvinger geplaatst. Hierbij moet ook het meetbereik (4mm) in acht genomen worden. De speling tussen de voorbijvliegende klemvinger en de naderingsschakelaar bedraagt het best maximaal 3,5 mm.

De naderingsschakelaar zendt met behulp van een spoel op het uiteinde gerichte veldlijnen uit. Een elektrisch conductief materiaal kan deze veldlijnen verstoren, waardoor de inductantie van de spoel verlaagt. Wanneer nu in dit geval de metalen klemvinger zich voldoende dicht (binnen het meetbereik) voor de kop van de naderingsschakelaar begeeft, komt de inductantie van de spoel onder de waarde te liggen waarop de naderingsschakelaar getriggerd wordt.

De correcte plaatsing van de naderingsschakelaar kan snel nagegaan worden met het indicatieledje op de sensor.



Figuur 3.7 Praktische realisatie van de triggering

Voor de werking van de naderingsschakelaar dient deze gevoed te worden met een gelijkspanning binnen een bereik van +10 tot 30 V. Dit gebeurt hier met een voedingsbron die een spanning tot +12 V kan leveren. De getriggerde naderingsschakelaar zendt dan een spanning uit die ongeveer 2 V lager ligt dan de spanning waarmee hij gevoed wordt.

Uit de technische waarden in de handleiding van de hogesnelheidscamera (zie bijlage 7.5) blijkt echter dat de spanning best 5 V bedraagt en maximaal 7 V om de camera te triggeren. De maximale spanning van de triggeringang van de oscilloscoop werd niet teruggevonden in de documentatie die hoort bij het toestel. De oscilloscoop wordt echter ook gebruikt voor de Hopkinson trek/druk opstelling. Daar wordt de oscilloscoop getriggerd met een gelijkspanning van 5 V.

Het is dus zaak om de uitgangsspanning van de naderingsschakelaar te reduceren tot een spanningsniveau van 5 V.

Een spanningsdeler met behulp van twee weerstanden kan deze spanning verlagen. Voor het bepalen van de juiste waarde van de weerstanden dient eveneens rekening gehouden te worden met de impedantie van de triggeringang van de hogesnelheidscamera (zie bijlage 7.5). De uiteindelijk verkregen triggerspanning is dus afhankelijk van de aangesloten toestellen. De aanpak met de spanningsdeler heeft als bijkomend nadeel dat de naderingsschakelaar altijd gevoed moet worden met de spanning waarvoor de spanningsdeler ontworpen is. Dit houdt dus in dat bij een lagere spanning dan de ontwerpspanning de hogesnelheidscamera waarschijnlijk niet getriggerd wordt. Bij een hogere spanning dan de ontwerpspanning loopt de camera dan het gevaar op overspanning.

Om deze nadelen te vermijden werd daarom gekozen om de spanning te reduceren met een spanningsregelaar van het type L7805. Met deze spanningsregelaar kan de spanning steeds constant gehouden worden op +5 V, ongeacht de voedingsspanning en de last. Hierdoor loopt de hogesnelheidscamera geen gevaar op overspanning. De belangrijkste gegevens uit de datasheet van de L7805 zijn terug te vinden in bijlage 8.9. Deze spanningsregelaar wordt in combinatie met de nodige condensatoren tussen de uitgang van de naderingsschakelaar en de uitgang naar de triggerpoorten van de oscilloscoop en de hogesnelheidscamera geschakeld. Een bedradingschema hiervan is terug te vinden in bijlage 7.1. Dit werd dan in een connectordooz (**Figuur 3.7**) toegepast, waarop de voedingsbron (+10...30V) en een BNC-kabel naar de triggerpoorten van de gebruikte toestellen aan gesloten kunnen worden.

3.4 Rekmeting

3.4.1 *Het Lagrange diagram [2-4]*

De metingen van de rekken gebeuren best op plaatsen van de staven waar de torsiegolven ε_i , ε_r en ε_t niet met elkaar interfereren, zodat deze afzonderlijk opgemeten kunnen worden. Deze interactievrije zones kunnen nagegaan worden met behulp van het Lagrange diagram. Het diagram laat toe de

optredende golven in functie van de plaatscoördinaat langs de as van de staaf en de tijd grafisch voor te stellen. De lijnen worden uitgezet met behulp van de theoretische golfvoortplantingssnelheid (zie vergelijking (2.10)) in de staaf.

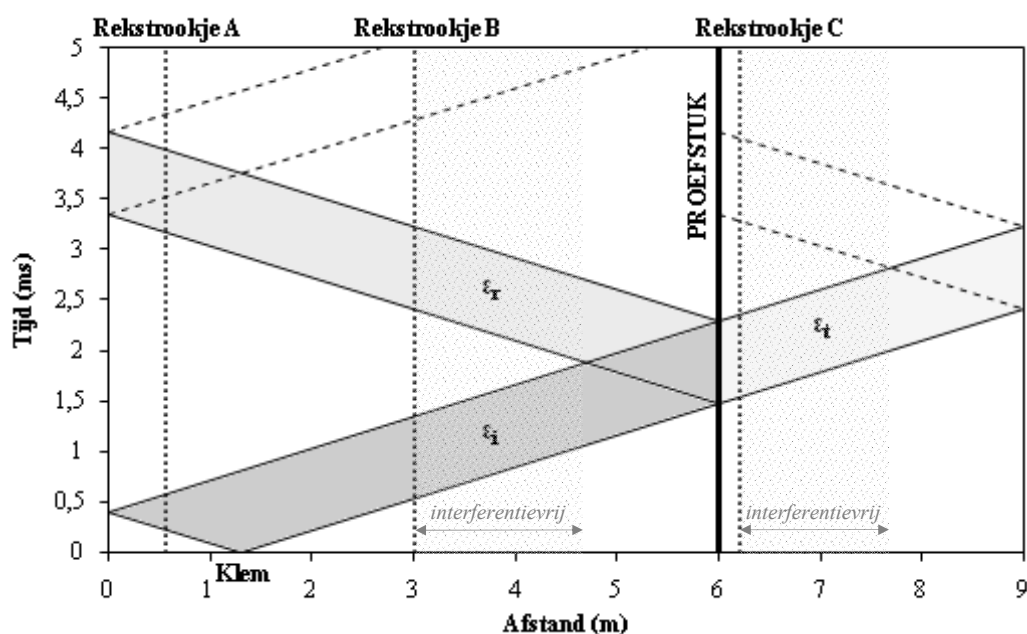
De Lagrange diagrammen die hier opgesteld worden zijn geldig voor de huidige CK45 staven met een diameter van 20 mm, waarvan de ingangsstaaf een lengte van 6 m heeft en de uitgangsstaf een lengte van 3 m. Met de materiaaleigenschappen voor CK45 uit **Tabel 2.2**, bedraagt de theoretische golfvoortplantingssnelheid volgens vergelijking (2.10) 3192 m/s. Uit een experimentele meting (eind hoofdstuk 2) bleek echter de werkelijke golfvoortplantingssnelheid 3248 m/s te zijn.

Volgens de uiterste posities van de klem op zijn dragend frame bedraagt de minimale en maximale lengte van het ingeklemde deel van de staaf respectievelijk ± 1350 mm en ± 2810 mm (gemeten tussen klemvinger en inertieschijf).

Aan de hand van de Lagrange diagrammen voor beide configuraties worden de interferentievrije zones nagegaan. Voor het rekstrookje A, geplaatst op het voorgetorste deel van de ingangsstaf, is dit minder belangrijk. Deze rekmeting wordt namelijk enkel gebruikt om het torsen van de staaf te volgen en om aan de hand van het tijdverschil met het tweede rekstrookje B op de ingangsstaf de werkelijke golfvoortplantingssnelheid te bepalen. Verder is het belangrijk dat de rekstrookjes zich op een afstand van minstens enkele keren de staafdiameter bevinden van de staafuiteinden en van de klem.

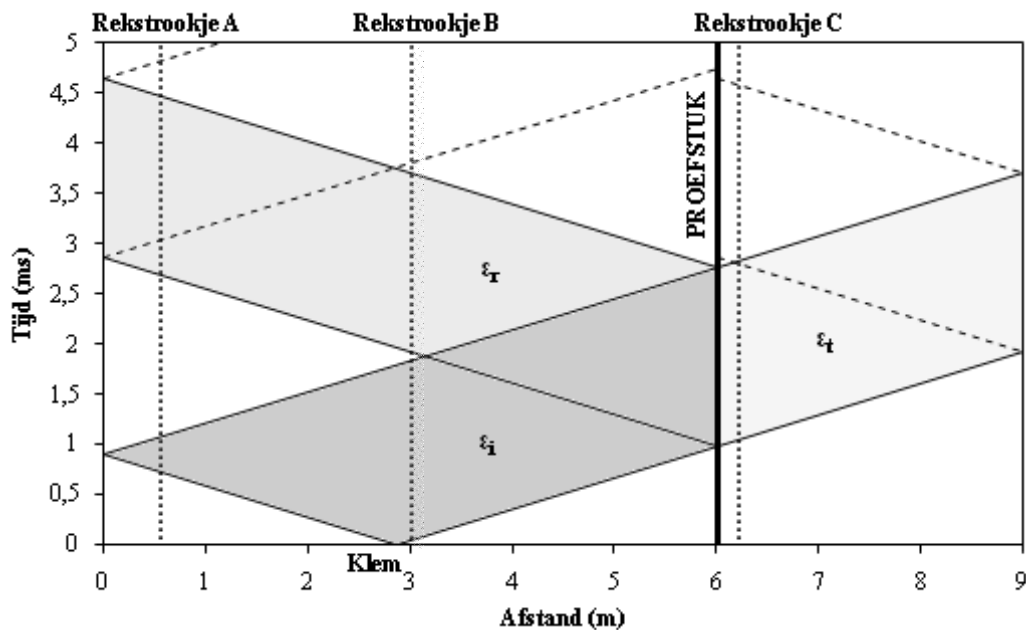
De rekstrookjes zijn aangebracht volgens de posities aangeduid op **Figuur 2.3**:

- Rekstrookje A: afstand tot proefstuk $L_A = 3548$ mm
- Rekstrookje B: afstand tot proefstuk $L_B = 2988$ mm
- Rekstrookje C: afstand tot proefstuk $L_C = 210$ mm



Figuur 3.8 Lagrange diagram voor een minimale belastingsduur $\pm 846 \mu s$

Voor de minimale belastingsduur $\pm 846 \mu\text{s}$ (minimaal ingeklemde deel van de staaf) is te zien op het Lagrange diagram van **Figuur 3.8**, de interferentie vrije marge voor rekstrookjes B en C groot is.



Figuur 3.9 Lagrange diagram voor een maximale belastingsduur $\pm 1760 \mu\text{s}$

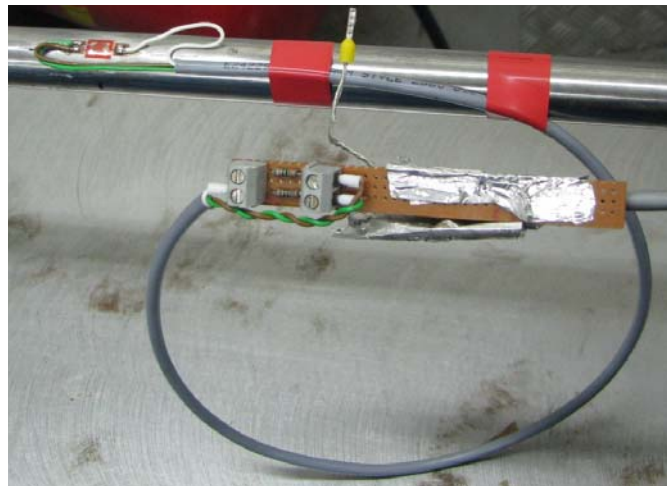
Bij de maximale belastingsduur $\pm 1760 \mu\text{s}$ (maximaal ingeklemde deel van de staaf) blijkt uit het Lagrange diagram op **Figuur 3.9**, dat in theorie op de positie van rekstrookje C de doorgelaten golf interfereert. In praktijk kan dit zich echter niet voordoen als het proefstuk gedurende die belastingsduur vroegtijdig breekt en de tijdsduur van de doorgelaten golf zo korter is dan de belastingsduur. Een andere golfvoorplantingsnelheid verlegt dit interferentiepunt amper. Het heeft vooral invloed op de belastingsduur (zie vergelijking (2.7)). Om interferentie met zekerheid te vermijden kan de lengte van het ingeklemde deel van de staaf beperkt worden tot $\pm 2713 \text{ mm}$, wat overeenkomt met een belastingsduur van $\pm 1700 \mu\text{s}$. Anderzijds kan bij het opstellen van een nieuwe uitgangsstaf rekstrookje C geherpositioneerd worden. Hierbij moet wel rekening gehouden worden dat het rekstrookje toch nog voldoende ver van het grensvlak met het proefstuk blijft. Dit om geen verstoringen op te meten die een golf ondergaat ten gevolge van interactie met het grensvlak

Uit beide Lagrange diagrammen blijkt tot slot dat ter hoogte van rekstrookje A steeds interfererende golven zullen opgemeten worden.

3.4.2 Rekmetingen in volle brug

Initieel was het de bedoeling dat de rekmetingen per positie op de staven met twee rekstrookjes onder 45° in halve brug gingen gebeuren. Tijdens het opstarten van de proefopstelling bleek echter dat in halve brug geen stabiele meetsignalen opgemeten werden. En dat hoewel de instellingen en de

aansluiting van de meetapparatuur correct was. Door op verschillende manieren de proefstand en de oscilloscoop goed te aarden bleef het meetsignaal verstoord. Nochtans werd in het atelier, waar de rekstrookjes aangebracht werden, met andere meetapparatuur een storingsvrij meetsignaal gemeten. De oorzaak van de storing lag dus ofwel aan de omgeving of aan een incompatibele meetkaart van de oscilloscoop. Dat laatste zou echter niet het geval mogen zijn. Tot op heden is de oorzaak dan ook onbekend.



Figuur 3.10 Realisatie van een volle meetbrug

Door de halve brug om te bouwen tot een volle brug werd er echter wel een mooi meetsignaal bekomen. Dit met behulp van twee identieke weerstanden van $120\ \Omega$, waardoor de huidige 3-aderdraad naar de oscilloscoop vervangen werd door een afgeschermd 4-aderdraad. Een bedradingschema van de uitbreiding met de vaste weerstanden en connectietabellen van de 4-aderdraad met de oscilloscoop is terug te vinden in bijlage 7.4.

Goed aarden van de oscilloscoop en de proefopstelling blijft echter belangrijk.

De oscilloscoop en rekstrookjes moeten voor elke proef opnieuw gecalibreerd worden. Dit kan automatisch gebeuren in het bijhorende softwarepakket 'LDS Nicolet Perception' van de oscilloscoop. Alleen de 'gage factor' van de rekstrookjes (2.13) en het gewenste meetbereik (ingangsstaaf '1.2 mstrain', uigangsstaaf '0.4 mstrain') moeten ingegeven worden.

3.5 Synchronisering van de hogesnelheidsbeelden

Om de beelden van de hogesnelheidscamera te kunnen gebruiken voor de analyse van het materiaalgedrag is het noodzakelijk om perfect te weten wanneer elk beeld opgenomen is. Dit vereist een goede synchronisatie tussen de hogesnelheidscamera en de uitlezing van de rekstrookjes.

Een voor de hand liggende oplossing zou zijn om hetzelfde triggersignaal te gebruiken voor zowel de camera als de oscilloscoop. Het triggermoment zou dan als referentiepunt gebruikt kunnen worden om de tijdsschaal van de camera en de oscilloscoop aan elkaar te linken. In de praktijk is echter gebleken dat dit geen betrouwbare synchronisatie oplevert. De tijdsvertraging op de camera en oscilloscoop is namelijk niet gelijk.

Daarom werd een alternatieve methode uitgewerkt. Hiervoor wordt gebruik gemaakt van de mogelijkheid die de camera biedt om bij elke beeld een puls uit te sturen. De aldus verkregen pulstrein kan ingelezen worden op de vierde ingang van de oscilloscoop. Verder moet de “GENERAL OUT” connector van de camera ingesteld worden op “EXPOSE POS”.

Op die manier kan nauwkeurig achterhaald worden wanneer er telkens een beeld genomen werd ten opzichte van de tijdsschaal van de oscilloscoop. Om nu te weten met welk beeld-nummer (frame-nummer) elk beeld overeenstemt, kan gekeken worden naar een karakteristieke gebeurtenis in de opnames: bijvoorbeeld het starten van de vervorming of het optreden van breuk. In het laatste geval komt het eerste beeld dat een gebroken proefstuk toont overeen met de eerste puls na het terugvallen van het signaal in de uitgangsstaf.

Hoofdstuk 4

Proefstukbevestiging

4.1 Vereisten [1, 2]

Voor de dynamische torsieproeven moeten dunwandige buisvormige proefstukken met de Hopkinsonsstaven belast kunnen worden. De manier waarop deze proefstukken tussen de staven bevestigd worden, heeft een niet onmiskenbaar belang. Het bepaalt namelijk in de eerste plaats het ontwerp en de productie van het proefstuk. Dat is een afweging, want de proefstukbevestiging bepaalt ook de meetkarakteristieken en het gebruiksgemak van de proefopstelling.

4.1.1 *Overeenkomende impedantie*

Het ontwerp van de proefstukbevestiging en het proefstuk gaan hand in hand zodat de impedantie ($Z = \rho cJ$) overeenkomt met deze van de Hopkinsonstaven. Bij een impedantieverschil zal de ingaande torsiegolf namelijk al reflecties ondergaan vooraleer deze het grensvlak met het proefstuk bereikt. Deze vroegtijdige reflecties kunnen dan aanleiding geven tot ongewenste meetresultaten.

4.1.2 *Productie van het proefstuk*

De proefstukbevestiging bepaalt voor een deel het ontwerp van het proefstuk. Hierbij blijven het aantal bewerkingen bij de productie van het proefstuk best zo laag mogelijk om de productiekost te beperken. Deze productiekost wordt ook bepaald naargelang de nauwkeurigheid van de toleranties. Materiaalverlies wordt best ook in de mate van het mogelijke beperkt.

4.1.3 *Gebruiksgemak*

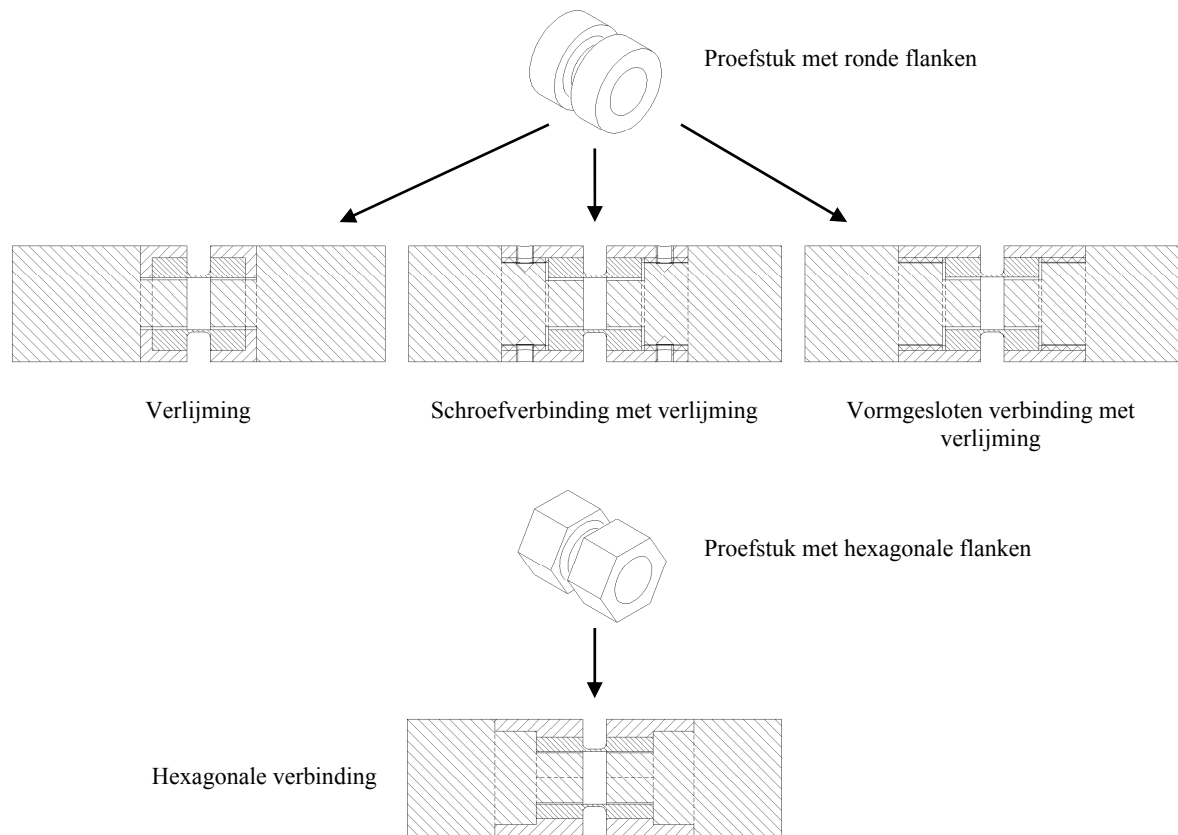
Een goede proefstukbevestiging blinkt uit in zijn eenvoud en betrouwbaarheid. Variaties in de bevestiging bij verschillende proeven en bijgevolg ook de mogelijkheid tot bevestigingsfouten worden best vermeden. Een korte bevestigingstijd draagt bovendien bij tot het gebruiksgemak. De proefstukbevestiging mag tot slot het zicht van de hogesnelheidscamera niet belemmeren.

4.2 Overwogen mogelijkheden [6, 12, 27, 28]

4.2.1 *Overzicht*

Op **Figuur 4.1** staan de mogelijkheden afgebeeld die overwogen zijn om het proefstuk tussen de Hopkinson-staven te bevestigen. Iedere mogelijkheid van op deze afbeelding wordt in een paragraaf

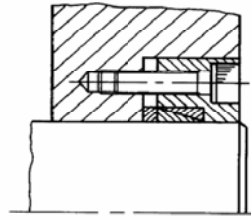
hierna meer toegelicht. Deze mogelijkheden kunnen opgedeeld worden in twee families naargelang de behoefte aan een lijmverbinding. Dit laatste bepaalt ook de vorm van de proefstukflanken in de omtrek van deze twee groepen: ronde flanken en hexagonale flanken.



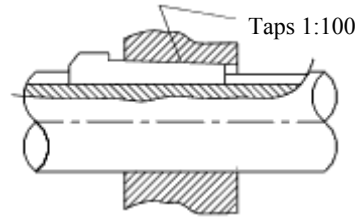
Figuur 4.1 Een overzicht van de overwogen mogelijkheden om het proefstuk tussen de Hopkinson-staven te bevestigen

De mogelijkheid om de proefstukflanken met behulp van spanbussen (zie **Figuur 4.2**) in de staaf op te spannen is ook even nagegaan. Deze verbindingsmethode werd alvast gebruikt om de ingangsstaaf in de inertieschijf van het torsiemechanisme vast te klemmen (zie paragraaf 2.3.3). Voor bijna alle spanbussen is de staafdiameter echter te klein om deze in te bouwen. Bovendien zullen spanbussen die eventueel toch ingebouwd kunnen worden, veelal het torsiemoment niet zonder slippen kunnen overbrengen of een te kleine diameter van het proefstuk vereisen.

Het opspannen van het proefstuk in de staaf kan echter ook met een of meerdere tapse spieën gebeuren. Om deze spie na de proef opnieuw te kunnen verwijderen wordt best een kopspie volgens DIN 6887 gebruikt (zie **Figuur 4.6**). De korte afstand tussen beide staven door het proefstuk zal echter het indrijven van deze spieën bemoeilijken. Bovendien zullen deze uitstekende spieën het zicht voor de hogesnelheidscamera belemmeren.



Figuur 4.2 Bevestiging met spanbussen [29]



Figuur 4.3 Tapse kopspie volgens DIN 6887 [30]

4.2.2 Verlijming

Het vastlijmen van het proefstuk aan de Hopkinsonstaven is een manier die veelvuldig toegepast wordt [1, 2]. Het proefstuk kan ofwel met zijn flanken rechtstreeks aan de staven gelijmd worden of met behulp van een adapter (**Figuur 4.1**). Door het oververhitten van deze lijmverbinding of het gebruik van een solvent kunnen de staven na elke proef dan weer vrijgemaakt worden. Voor het gemakkelijk lostrekken kan eventueel een trekker, zoals bij het demonteren van lagers, gebruikt worden. Daarvoor moeten dan wel groeven van beperkte diepte in de staaf voorzien worden.

Het voordeel van verlijmen is dat er geen beweging verloren gaat bij de doorgang van de torsiegolf. De productie van het proefstuk beperkt zich hier ook in de meeste gevallen tot een boor- en draaibewerking. Het nadeel van verlijmen is echter dat de lijm 18 tot 24 uur dient te drogen vooraleer de verbinding voldoende sterk is. Daarnaast moet er steeds op gelet worden dat het proefstuk zich in het center van de staven bevindt om tegemoet te komen aan de een-dimensionale spanningsvoorwaarde in het proefstuk. Dit kan echter met een centreertool eenvoudig bewerkstelligd worden.

In het geval dat het proefstuk met zijn flanken rechtstreeks aan de staven gelijmd wordt, vindt de lijmverbinding plaats op het radiale oppervlak van de flanken. De sterkte van de lijmverbinding kan dan aan de hand van de volgende formule bepaald worden:

$$\frac{T_t R}{J} S = \tau \leq \tau_{lijm,max} \quad (4.1)$$

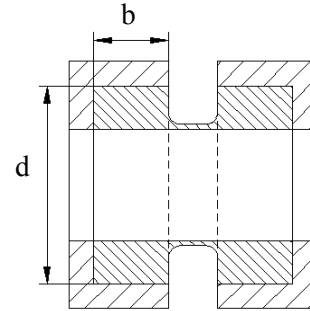
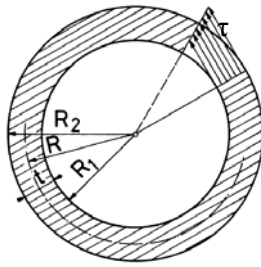
Met deze vergelijking wordt de afschuifspanning τ in de gemiddelde straal R van het flankoppervlak (**Figuur 4.5**) vergeleken met de maximale afschuifsterkte van de lijm $\tau_{lijm,max}$. De afschuifspanning in de lijmverbinding wordt bepaald door de amplitude van de torsiegolf T_t die zich doorheen het proefstuk begeeft. De invloed van de grootte van de inwendige straal R_1 en uitwendige straal R_2 wordt ook meegenomen via het polair traagheidsmoment J :

$$J = \frac{\pi}{2} (R_2^4 - R_1^4) \quad (4.2)$$

De gemiddelde straal R bedraagt voor de volledigheid:

$$R = R_1 + \frac{t}{2} = R_2 - \frac{t}{2} \quad (4.3)$$

Voor alle zekerheid wordt nog gerekend met een veiligheidsfactor S waarvoor $S \approx 1,5 \dots 2,5$ gekozen kan worden.



Figuur 4.4 Torsiespanning in de radiale lijmvverbinding [6] **Figuur 4.5** Afmetingen nodig voor de sterkteberekening van de lijmvverbinding in de omtrek

Om de buitenstraal van de proefstukflanken te beperken, en zo ook materiaalverlies, kan het proefstuk via adapters aan de staven gelijmd worden (**Figuur 4.1**). Zo kan toch nog een voldoende radiale oppervlaktegrootte bekomen worden voor de bevestiging aan de staven. Daarnaast moeten de proefstukflanken toch nog voldoende groot zijn om de belasting efficiënt en zonder plastisch te vervormen over te brengen op de dunwandige sectie.

Het proefstuk wordt dan aan de adapter vastgelijmd via de mantel van de proefstukflanken. Door ook hier deze lijmvverbinding te oververhitten of te behandelen met een solvent kunnen de adapters van het proefstuk losgekoppeld worden en zo meermaals gebruikt worden.

De sterke van deze lijmvverbinding kan dan met de volgende formule bepaald worden:

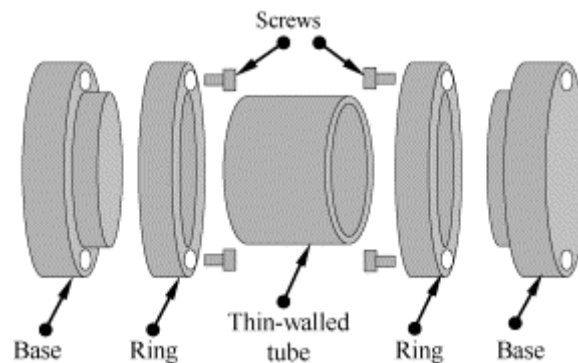
$$\frac{2T_t}{b\pi d^2} S = \tau \leq \tau_{lijm,max} \quad (4.4)$$

De afschuifspanning τ in de lijmvverbinding wordt naast het aangelegde koppel T_t beïnvloed door de diameter d en lengte b (**Figuur 4.5**) waarover de verbinding plaatsvindt. Voorts wordt ook hier best met een veiligheidsfactor gerekend om uiteindelijk na te gaan of de afschuifsterkte van de lijn $\tau_{lijm,max}$ niet overschreden wordt.

De dimensies van de proefstukflanken, en eventueel de adapter, worden dus grotendeels opgelegd door de maximale afschuifsterkte van de lijn. Met de keuzevrijheid aan dimensies die dan nog bestaat wordt dan getracht om de impedantie dan zo goed mogelijk met deze van de staven te laten overeenkomen:

$$(J\rho c)_{staaf} = (J\rho c)_{flank (+ adapter)}$$

Rekening houdend hiermee wordt er voor de adapter alvast best hetzelfde materiaal gekozen als dat van de staaf. De impedantie van de proefstukbevestiging kan eventueel ook nog gunstig beïnvloed worden als een tuit van de staaf, zoals afgebeeld op **Figuur 4.1**, het boorgat van het proefstuk tot aan het grensvlak zoveel mogelijk opvult. De gunstige invloed hiervan zal wellicht beperkt zijn, want het polair traagheidsmoment neemt naar het center toe af. De diameter van deze staafuit wordt het best beperkt tot de minimale proefstukdiameter die ooit bevestigd wordt tussen de staven.



Figuur 4.6 Alternatief voor het vastlijmen van het proefstuk aan de Hopkinson-staven [31]

Tot slot tonen de onderzoekers Li, Ramesh en Chin [31] aan dat het verlijmen van het proefstuk ook zonder flanken kan (zie **Figuur 4.6**). Het proefstuk wordt hier dan met behulp van twee ringen, twee basissen en vier schroeven aan de staven gelijmd. De ringen worden aan de basis gelijmd en gecentreerd gehouden doormiddel van de schroeven. Tussen de basis en de ring is dan voldoende speling gelaten om het proefstuk er tussen te verlijmen.

Met dit ontwerp kan materiaalverlies tot het minimum beperkt worden en kunnen ook moeilijk te bewerken materialen (bvb. geavanceerde composieten) beproefd worden. Bovendien is de productie van de proefstukken hierdoor eenvoudiger en is een uniformere wanddikte. Dit laatste omdat het ontwerp van het proefstuk zich verleent tot draadvonken in plaats van een verspanende werking.

4.2.3 Schroefverbinding met verlijming

Om meer proeven op een dag te kunnen doen kan het proefstuk eventueel aan de staven vastgeschroefd worden. Om de productiekost van het proefstuk te beperken, wordt dit het best via adapters aan de staven vastgeschroefd (**Figuur 4.1**). De adapter wordt dan van een inwendige schroefdraad voorzien en het staafuiteinde van een uitwendige schroefdraad. Het proefstuk moet echter nog steeds verlijmd worden, namelijk aan de adapters. Met meerdere adapters kunnen echter meerdere proefstukken voorbereid worden om zo op een dag meer proeven te kunnen doen.

De schroefdraad dient zo gekozen te worden (linkse en/of rechtse) dat bij de ingaande golf de verbindingen niet losdraaien. De terugkerende golven zullen er dan nadien waarschijnlijk voor zorgen dat deze verbinding dan wel enigszins losschroeft.

Om een relatieve rotatie, de schroefverbinding die zich vaster zet bij de doorgang van de torsiegolf, te vermijden dienen de adapters goed tegen de staven aangedraaid te worden. Deze kleine aandraaiing bij de doorgang van de torsiegolf kan bovendien nog een kleine trekkracht op het proefstuk uitoefenen die de een-dimensionale spanningstoestand kan verstoren. Deze trekspanning zal echter van een kleine orde zijn, zodat deze waarschijnlijk verwaarloosbaar zal zijn.

De relatieve rotatie kan echter nog eens tegengegaan worden door de adapters na het vastdraaien te verankeren met stelschroeven (**Figuur 4.7**). Hierdoor zal de verbinding ook minder lossen door de terugkerende golf en verleent deze verbinding zich zo ook voor statische vermoeiingsproeven.

De schroefdraad kan eventueel ook geborgd worden met een borgingslijm van Loctite. In dat geval kan er echter beter direct geopteerd worden voor het vastlijmen van het proefstuk aan de staven. Met dit draadborgingsmiddel kom je namelijk door de droogtijd in het zelfde straatje terecht als met de lijmverbinding.



Figuur 4.7 Stelschroef volgens DIN 914

Een verankering van de adapter zonder schroefdraad met enkel stelschroeven is waarschijnlijk niet mogelijk. De stelschroeven maken namelijk een klein contact, waardoor ze maar kunnen weerstaan aan lage koppels. Stelschroeven worden bovendien vooral gebruikt om onderdelen te positioneren.

De juiste materiaalkeuze en hardingsbehandeling dienen dan nog bepaald te worden om zoveel mogelijk slijtage van de schroefdraad tegen te gaan.

4.2.4 Vormgesloten verbinding met verlijming [32, 33]

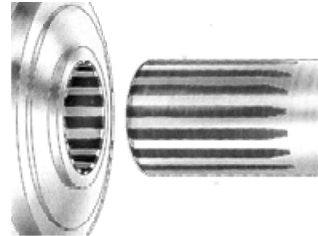
Als alternatief voor de schroefverbinding kan de adapter met het proefstuk via een vormgesloten verbinding (**Figuur 4.1**) aan de staaf gekoppeld worden. Voor deze verbindingmethode worden de volgende mogelijkheden beschouwd: inlegspie, splineprofiel en polygoonprofiel. Het algemene nadeel van deze vormgesloten verbindingen is een kleine tangentiële speling die eerst overwonnen moet worden, vooraleer er in de verbinding contact heerst voor de overdracht van de torsiebelasting op het proefstuk. Dit betekent dus dat een klein beetje van de draaibeweging hier aan verloren gaat.

Een spieverbinding (**Figuur 4.8**) kan gecreëerd worden met één of meerdere inlegspieën (DIN 6885), naargelang de sterkte en homogene overdracht van de torsiebelasting, op de staaf te plaatsen. Voor

elke spie moet een spiebaan op de staaf en in de adapter voorzien worden. De toleranties voor deze spiebaan kunnen zo gekozen worden om weinig tangentiële speling toe te laten. Toch moeten de adapters met het proefstuk nog gemakkelijk over de staven kunnen geschoven worden.



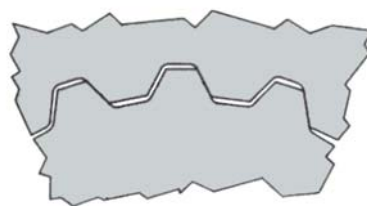
Figuur 4.8 Spieverbinding [34]



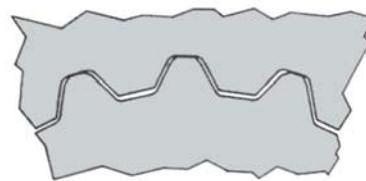
Figuur 4.9 Spline verbinding [34]

Een veel duurdere mogelijkheid, en ongetwijfeld de duurste van alle mogelijkheden, is een splineverbinding. Deze verbinding ontstaat door een inwendige en uitwendig tandprofiel op respectievelijk de adapter en de staaf (**Figuur 4.9**). Door de hoeveelheid aan tanden zal deze verbinding grotere torsiemomenten en ook beter stotende torsiemomenten kunnen overbrengen dan bijvoorbeeld een vormgesloten verbinding met één inlegspie. Door het aantal tanden kan de verbinding in diameter en lengte ook kleiner uitgevoerd worden.

Om de productiekost te drukken kunnen sommige tandprofielen op een as en naaf standaard ingekocht worden, zoals bijvoorbeeld een recht tandprofiel volgens DIN 5463 [35]. De gewenste aslengte kan dan aan de Hopkinson-staaf vastgelijmd worden en de naaf kan herwerkt worden tot de ontworpen adapter.



Passing aan flanken

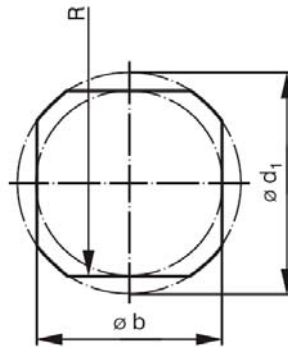


Passing aan buitenste diameter

Figuur 4.10 Evolvente splinesen met ter illustratie twee verschillende passingen

Een evolvente tandprofielen (**Figuur 4.10**) hebben het bijkomend voordeel dat de verbinding zelfcentrerend is. Dat wil zeggen dat bij een verdraaiing de eventuele speling zichzelf symmetrisch opheft. De scheve tanden veroorzaken namelijk een radiale krachtcomponent. Met deze radiale krachtcomponent moet rekening gehouden worden bij het ontwerp van de adapter, want die kan een vervorming van een te zwakke naaf bewerkstelligen. Door deze scheve flanken wordt de spanning ook beter verdeeld, waardoor deze sterker zijn dan rechte flanken. Een evolvent tandprofiel kan dus nog grotere torsiemomenten aan, waardoor de dimensies nog kleiner gekozen kunnen worden.

Een alternatief voor een splineverbinding is tot slot een polygoonverbinding. Die is goedkoper en door de kleinere kerfwerking ook duurzamer. Deze verbinding is nog eens twee maal sterker dan evolvente splines, waardoor de dimensies nog lager genomen kunnen worden. Hier heerst namelijk een oppervlakte contact ten opzichte van het punt/lijn-contact bij spie- en splineverbindingen. Polygoonverbindingen zijn ook zelfcentrerend. Bij het ontwerp van de adapter moet er rekening gehouden worden met een radiale gerichte vlaktedruk.



Figuur 4.11 Polygoonprofiel P4C volgens DIN 32712 [35]

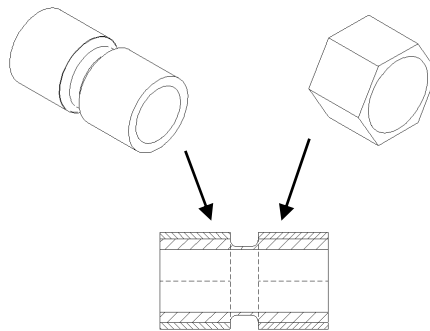
Voor het profiel van deze verbinding kan gekozen worden tussen een gelijkzijdige driehoek (P3G volgens DIN 32711) en een vierkant (P4C volgens DIN 32712, **Figuur 4.11**). Hierbij heeft het vierhoekig profiel een gunstigere belastingsverhouding tussen as en naaf. Ook hier kunnen geprofileerde assen en naven eventueel standaard aangekocht worden [35].

4.2.5 Hexagonale verbinding

Een hexagonale verbinding is eigenlijk ook een vormgesloten verbinding en vooral een goedkopere tegenhanger van de polygoonverbinding. De koppeloverdracht gebeurt hier wel via lijncontacten. Deze verbindingstechniek wordt apart besproken, omdat er hier voor geopteerd wordt om de proefstukflanken in de omtrek van een hexagonale vorm te voorzien (**Figuur 4.1**). Dit is een verbindingsmethode die ook bij Hopkinson-torsieproeven al veelvuldig toegepast is en zijn betrouwbaarheid heeft bewezen [1, 2, 19].

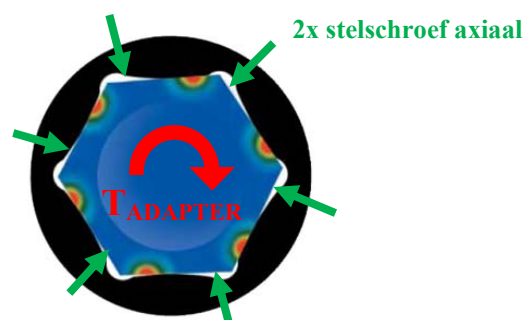
Door deze verbindingsmethode hoeft het proefstuk voor elke proef alvast niet meer verlijmd te worden aan een adapter. Voor de productie van het proefstuk betekent dit wel een extra (frees)bewerking. Sommige materialen kunnen echter als zeshoekig geprofileerde staaf ingekocht worden. Indien de productiekost nog meer beperkt wil worden, kan een vooraf gemaakt en herbruikbaar hexagonaal profiel op de proefstukflanken gelijmd worden, zoals afgebeeld op **Figuur 4.12**. Dit betekent niet direct een vermindering in materiaalverlies, want voor een voldoende sterke lijmverbinding moet de

proefstukflanken voldoende lang zijn. Voorts kan door de verlijming ook een extra excentrische fout geïntroduceerd worden.



Figuur 4.12 Vastlijmen van een hexagonaalprofiel aan de proefstukflanken

Bij enkele Hopkinson-torsieproeven worden de flanken van het proefstuk met behulp van twaalf stelschroefjes tegen de meeneemflanken van de adapter aangedrukt. Hierdoor kan geen draaibeweging meer verloren gaan aan tangentiële speling. Dit kan waarschijnlijk geïnterpreteerd worden zoals afgebeeld op **Figuur 4.13**. Twee stelschroeven worden vermoedelijk axiaal verdeeld om te voorkomen dat het proefstuk gekanteld zit voordat het belast wordt. Merk op dat deze stelschroeven enkel dienen om het proefstuk in de adapter te positioneren en niet tussen komen in de belastingsoverdracht, als de belastingszin juist aangelegd wordt. Dit houdt dus in dat de opstelling hiermee maar slechts in één belastingszin meer gebruikt kan worden. Om de stijfheid van deze verbinding te vergroten wordt optioneel soms de adapter nog gevuld met warm glycol phthalate. Het proefstuk wordt daarna dan in de adapter aangebracht en vastgezet met de stelschroeven.



Figuur 4.13 Tangentiële speling wegwerken met twaalf stelschroeven

Voor de bevestiging van het proefstuk kan dan door ‘rotary broaching’ een hexagonaal profiel in de staaf aangebracht worden [36-38]. Merk op dat met deze bewerkingstechniek ook een polygoonprofiel in de staaf aangebracht kan worden. Anderzijds kan ook een adapter met een

eenvoudiger, langer durend bewerkingsproces trekfrezen van een hexagonaal profiel voorzien worden [39]. Een bewerkingsproces waarmee ook inwendige spiebanen en sommige splineprofielen getrokken kunnen worden. De adapter wordt dan aan de staaf vastgelijmd.

Merk ten slotte op dat de verbindingstechnieken waarbij adapters aan de staven vastgelijmd worden, minder gunstig zijn voor impact torsieproeven bij hoge temperaturen. De meeste (zij het niet alle) lijmverbindingen verliezen namelijk bij deze hoge temperaturen hun sterkte. De lijm uit bijlage 8.10 verliest bijvoorbeeld volledig zijn sterkte bij 150°C.

4.3 Studie effect discontinuïteiten met FEM [40]

De analyse van het effect van discontinuïteiten die ontstaan bij de proefstukbevestiging is een complex gegeven. Met enkele eenvoudige discontinuïteiten in een staaf wordt met het eindig elementenpakket Abaqus getracht hier toch enigszins inzicht in te verwerven.

4.3.1 Algemeen model

De eindige elementenberekeningen gebeuren op een staaf die 500 mm lang is en 20 mm in doorsnede. Aan deze staaf worden de materiaalparameters van CK45 toegekend die terug te vinden zijn in **Tabel 2.1**. Er wordt geen gebruik gemaakt van bijkomstige materiaalmodellen omdat de belasting in het elastisch gebied van de staaf gehouden wordt.

Een moment CM3 van 100 Nm wordt in het referentiepunt van een ‘Rigid Body’ op het uiteinde verst van de discontinuïteit aangelegd. Dit gedurende een tijdstap van 0,1 ms. Voor de amplitude (het moment) van deze belastingsgolf wordt binnen deze tijdstap een stijg- en daaltijd van 20 μ s opgelegd. Na deze belastingstijd wordt nog een tijdstap van 0,3 ms opgelegd waardoor de opgewekte torsiegolf zich verder in de staaf kan voortbewegen.

Voor de eindige elementenberekeningen wordt de staaf in de ‘Assembly’ voorzien van een ‘Hex-Dominated Sweep Mesh’ met ‘Use mapped meshing where appropriate’ aangevinkt. De ‘Global Seed’ bedraagt 2,5, terwijl in de omtrek de ‘Seed’ bijgesteld wordt via ‘Seed Edge: by Size’ van 1,0. Een C3D8R element type wordt van de ‘Explicit Element Library’ gebruikt, waarvan de standaardinstellingen ongewijzigd blijven.

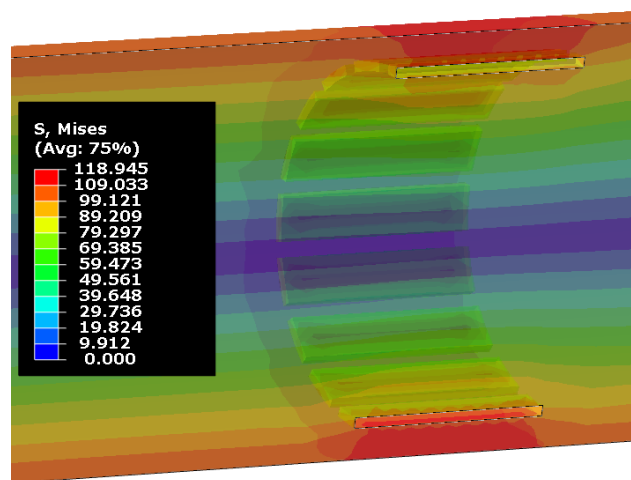
Voor het bestuderen van de resultaten uit een ‘History Output’ wordt op 100 mm van het staafuiteinde, waar het moment aangrijpt, een partitie gemaakt. Een positie waar geen torsiegolven interfereren. Van de doorsnede van deze partitie wordt een set gemaakt. Deze set wordt dan gebruikt om op deze positie een ‘History Output’ van 200 frames te creëren.

In de volgende drie paragrafen worden drie verschillende discontinuïteiten nagegaan. De resultaten hiervan worden dan in de daaropvolgende paragraaf besproken.

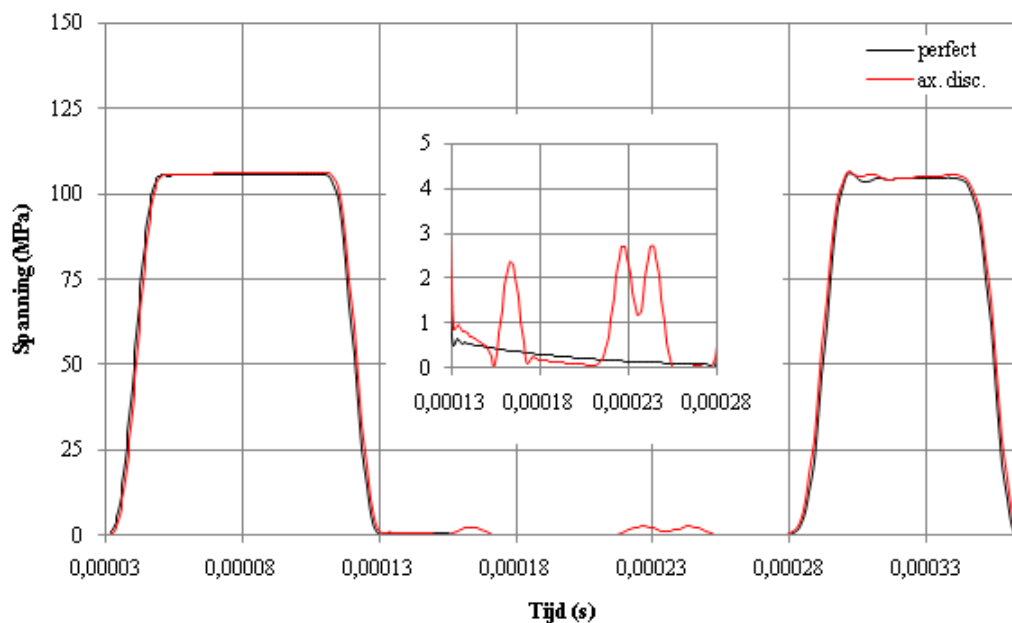
4.3.2 Axiale discontinuïteit

Met 'Cut Extrude' worden achttien axiale gleuven in de omtrek aangebracht, vanaf een afstand van 290 mm verwijderd van het aangrijpingspunt van het moment. Deze gleuven zijn 10 mm lang met een uitwendige diameter van 17 mm en een inwendige diameter van 16 mm. Elke gleuf neemt 15° van de omtrek. Tussen de gleuven bedraagt de hoek 5° .

Om deze discontinuïteiten te kunnen meshen wordt aan weerszijden een radiale partitie gemaakt. Deze partitie wordt dan van een 'Hex-Dominated Sweep Mesh' voorzien met 'Use mapped meshing where appropriate' aangevinkt.

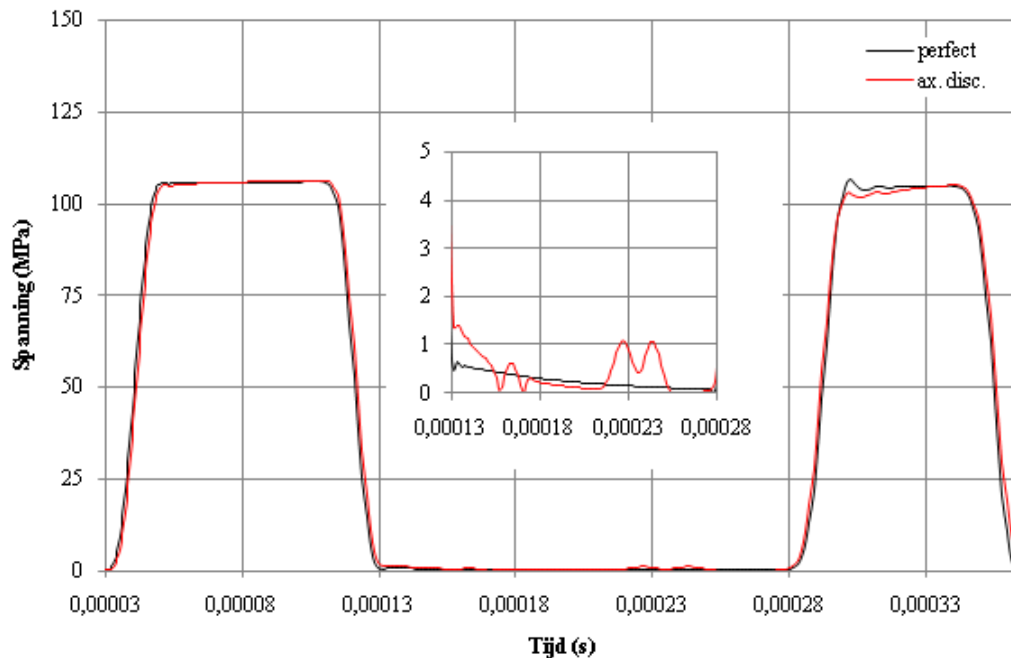


Figuur 4.14 Von Mises spanning in de doorsnede met een axiale discontinuïteit



Figuur 4.15 Von Mises spanning volgens de tijd in een mesh-element bij een willekeurige axiale discontinuïteit, waarbij ingezoomd is op het stuk tussen de ingaande en gereflecteerde golf

Deze eindige elementenberekeningen werden nog eens overgedaan voor een evolvent splineprofiel met 9 tanden volgens DIN 5482 [41]. Hierbij werd de radiale speling tussen de toppen van de tanden, zoals zichtbaar op **Figuur 4.10**, als axiale gleuven aangebracht in de staaf.

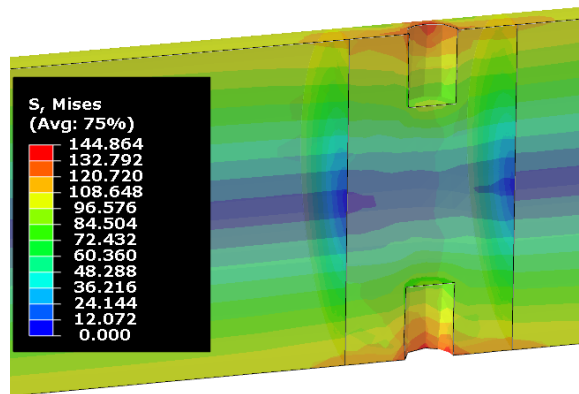


Figuur 4.16 Von Mises spanning volgens de tijd in een mesh-element bij een axiale discontinuïteit gebaseerd op evolvente splines met 9 tanden volgens DIN 5482, waarbij ingezoomd is op het stuk tussen de ingaande en gereflecteerde golf

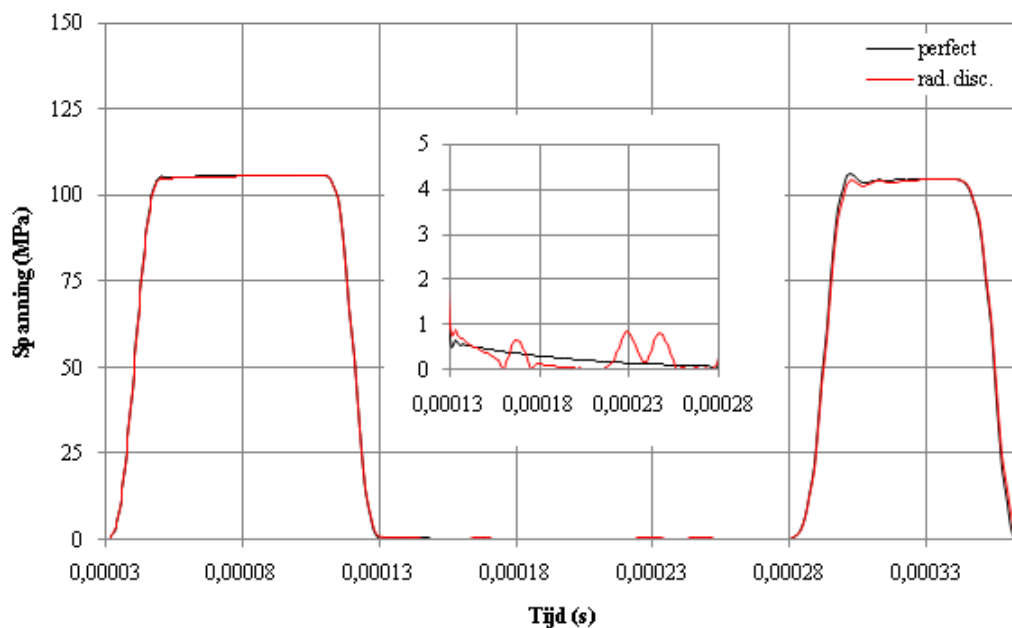
4.3.3 Radiale discontinuïteit

Met ‘Cut Extrude’ wordt aan weerszijden van de staaf een gat gemaakt van 4,5 mm diep en 3 mm in diameter. Deze discontinuïteiten zijn 300 mm verwijderd van het staafuiteinde waar het moment aangrijpt. Deze discontinuïteit kan met de praktijk gelinkt worden voor bijvoorbeeld twee gaten die voorzien zijn voor stelschroeven.

Om deze discontinuïteiten te kunnen meshen wordt aan weerszijden op een afstand 5mm van het gatcenter een partitie aangemaakt. Deze partitie kan dan van een ‘Free Tet Mesh’ voorzien worden, waarvan naast de standaard instellingen ook ‘Use mapped tri meshing on bounding faces where appropriate’ aangevinkt is.



Figuur 4.17 Von Mises spanning in de doorsnede met een radiale discontinuïteit

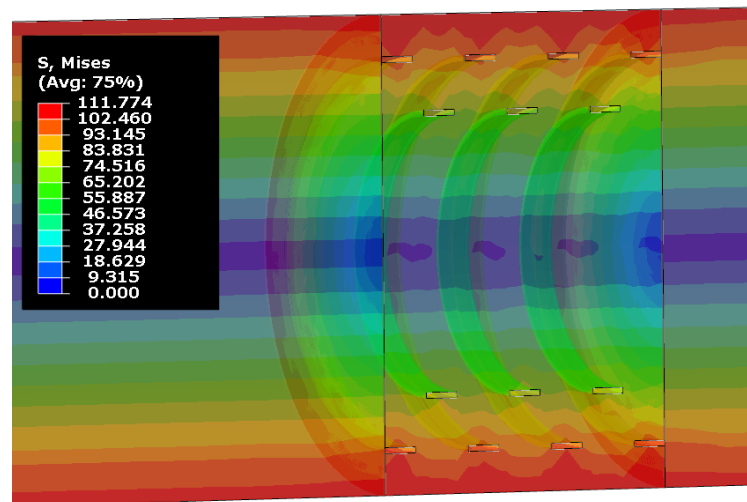


Figuur 4.18 Von Mises spanning volgens de tijd in een mesh-element bij een radiale discontinuïteit, waarbij ingezoomd is op het stuk tussen de ingaande en gereflecteerde golf

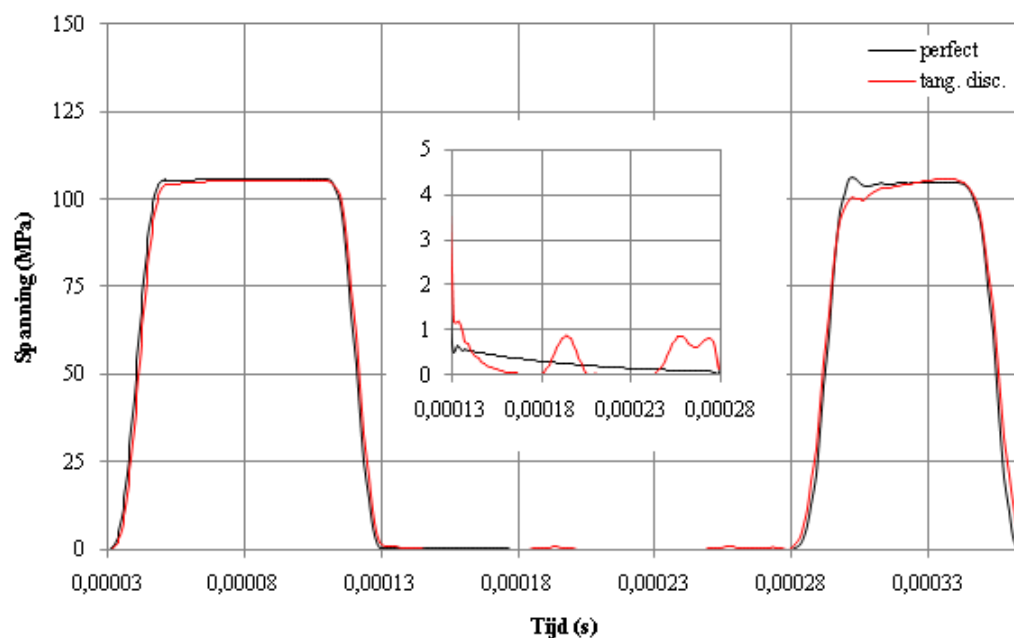
4.3.4 Tangentiële discontinuïteit

Met ‘Cut Revolve’ wordt de radiale speling bij een M16 trapezium schroefdraad volgens DIN 103 [12] zo goed mogelijk nagebootst. Deze tangentiële discontinuïteit begint vanaf een afstand van 337,47 mm verwijderd van het staafuiteinde waar het moment bij het begin aangrijpt.

Om deze discontinuïteiten te kunnen meshen wordt van elke discontinuïteit een radiale partitie gemaakt. Deze partities zijn dan van een ‘Free Tet Mesh’ voorzien, waarvan naast de standaard instellingen ook ‘Use mapped tri meshing on bounding faces where appropriate’ aangevinkt is.



Figuur 4.19 Von Mises spanning in de doorsnede met een tangentiële discontinuïteit gebaseerd op een M16 trapezium schroefdraad volgens DIN 103



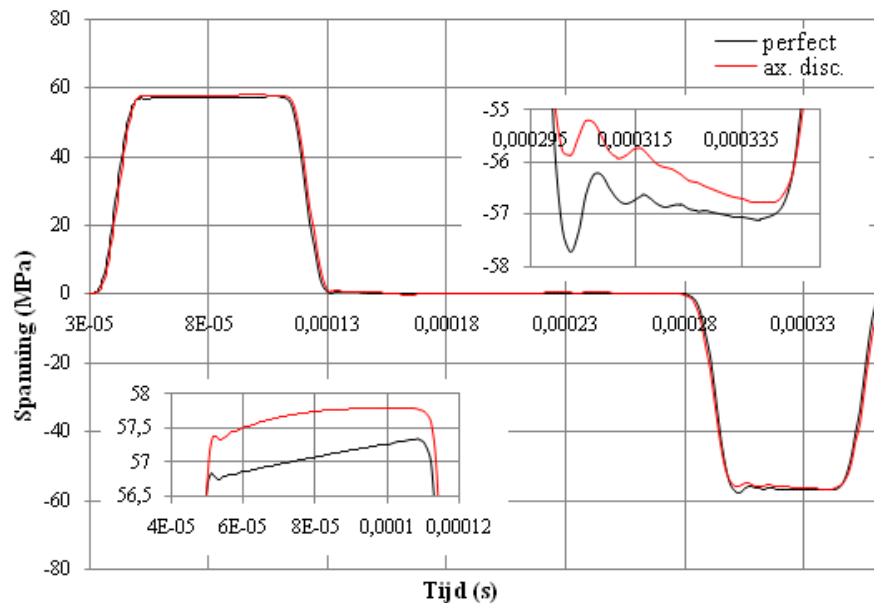
Figuur 4.20 Von Mises spanning volgens de tijd in een mesh element bij een tangentiële discontinuïteit gebaseerd op een M16 trapezium schroefdraad volgens DIN 103, waarbij ingezoomd is op het stuk tussen de ingaande en gereflecteerde golf

4.3.5 Conclusies

Uit de voorgaande eindige elementenberekeningen van een staaf met verschillende discontinuïteiten kunnen enkele vaststellingen gemaakt worden.

Uit de Von Mises spanning gevisualiseerd in de doorsneden ter hoogte van de discontinuïteiten blijkt, zoals uit de theorie verwacht [6], dat de grootste torsiespanning zich aan de buitenomtrek bevindt en die nul is in het centrum. Aan de discontinuïteiten heersen ook spanningsconcentraties die bij de radiale discontinuïteit het grootst zijn, omdat deze tot aan de buitenomtrek doorloopt.

De resultaten die uitgezet werden in grafieken, werden opgemeten in een element van de doorsnede waarvan een 'History Output' gemaakt werd. Er dient echter opgemerkt te worden dat bij het vergelijken van curves van een zuivere staaf en een staaf met discontinuïteiten, de waarden niet in het zelfde element opgemeten werden. Toch werd getracht deze curves zo goed mogelijk te laten overeenkomen. Dit is waarschijnlijk een van de hoofdredenen, waarom na inzoomen, zoals te zien is op **Figuur 4.21**, beide ingaande golven niet overeenkomen. Inzoomen leert ook dat er op de ingaande en gereflecteerde golf oscillaties zichtbaar zijn.



Figuur 4.21 S23-spanning volgens de tijd in een meshelement bij een tangentiële discontinuïteit gebaseerd op evolvente splines met 9 tanden volgens DIN 5482, waarbij ingezoomd is op de ingaande en gereflecteerde golf

Vergelijkende curves van de S23-spanningen in hetzelfde element als van de Von Mises spanningen zijn terug te vinden in bijlage 3. Uit alle vergelijkende curves blijkt, na inzoomen op het gedeelte tussen de ingaande en gereflecteerde golf, dat er vroegtijdige reflecties ontstaan door de discontinuïteiten.

Deze vroegtijdige reflecties zijn het grootst bij een axiale discontinuïteit verspreid over bijna de volledige omtrek. Het inkorten van deze discontinuïteit deed deze reflecties afnemen. Dit wordt niet weergegeven in een grafiek, maar is een vaststelling die gedaan werd bij het herhalen van deze eindige elementenberekening met een kortere discontinuïteit van 5 en 2 mm.

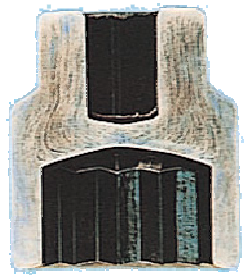
Wat hier ook niet in een grafiek terug te vinden is, is een axiale discontinuïteit gecreëerd door een cilinder met een buitendiameter van 16 mm over 2 mm uit te snijden. Dit gaf de hoogste reflectiepieken die net onder 6 MPa Von Mises spanning vielen.

4.4 Uitwerking

Met de middelen en machines voor handen in het labo, is er voor geopteerd om voor deze Hopkinson torsieopstelling gebruik te maken van een hexagonale verbinding. De adapters voor deze proefstukbevestiging werden bekomen na het modificeren van modale doppen die horen bij dopsleutels. Een eenvoudige ingreep die met de beschikbare middelen binnenshuis gemaakt kon worden. Andere factoren die een beslissende rol gespeeld hebben, waren het gebruiksgemak en het feit dat deze manier van bevestigen zijn betrouwbaarheid bij andere Hopkinson torsieopstellingen bewezen heeft.

De twee doppen die aangepast werden, zijn de S.13H doppen van Facom, waarvan de afmetingen terug te vinden zijn in bijlage 4.1. De afmetingen van de uiteindelijk bekomen adapters zijn: lengte hexagonaal gedeelte 10mm, lengte verlijmd gedeelte 12mm, diameter verlijmd gedeelte 16mm.

Deze adapters zijn dan met de lijm 'Loctite 480' aan de staven vastgezet, volgens de illustratie op **Figuur 4.1**. De technische fiche van deze lijm is terug te vinden in bijlage 8.10. Met vergelijking (4.4) kan de sterkte van deze lijmverbinding dan nagegaan worden.



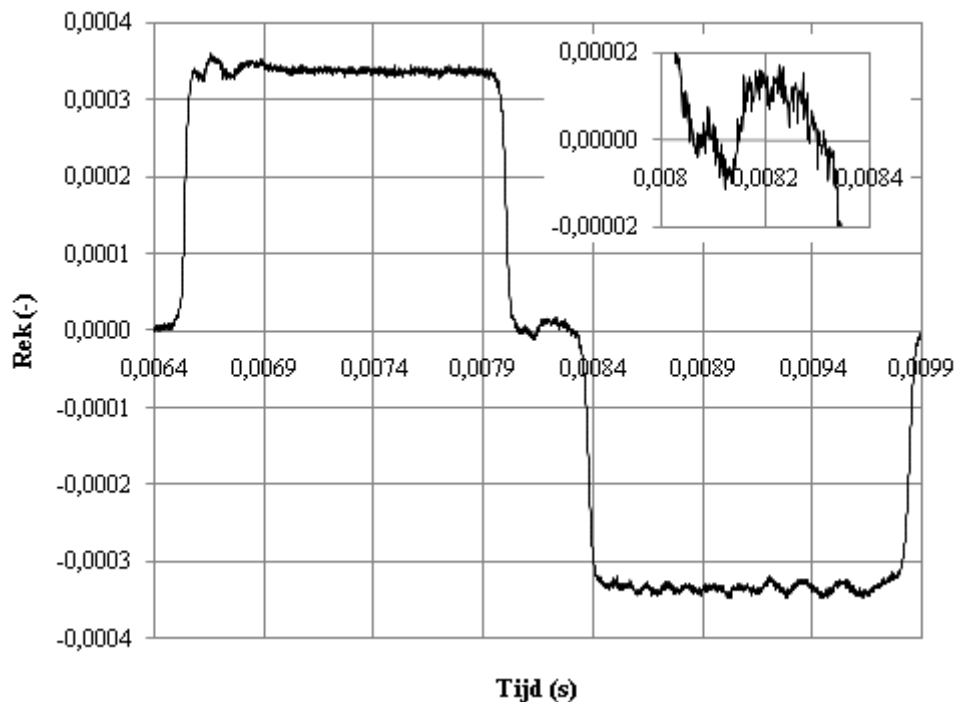
Figuur 4.22 Doorsnede van een willekeurige dop

Deze doppen zijn niet helemaal tot tegen de staven aangedrukt. Zoals op **Figuur 4.22** zichtbaar is, zijn de overgangsflanken in de dop niet recht, maar gebogen. Bij het aanpassen van de doppen zijn die flanken ook zo gelaten. Doordat de uitwendige diameter bij het aanpassen afgedraaid was tot de diameter van de staaf, zou bij het rechte van deze flanken de dop waarschijnlijk te veel verzwakt worden. Door deze gebogen flanken is dus steeds aan weerszijden een holte die voor een impedantieverschil kan zorgen.

Voorts is er ook geen tuit op het uiteinde van de staaf voorzien die doorheen de adapter en de proefstukflank tot aan het grensvlak loopt, wat eventueel een gunstig effect kon hebben op het impedantieverschil.

Het proefstuk zal zich altijd met speling in de adapters bevinden. Door die speling en de zwaartekracht zal het proefstuk altijd een beetje uit het center van de staven liggen en eventueel zelfs wat gekanteld. Ondanks het feit dat deze adapters bij het belasten een zelfcentrerende werking zullen uitoefenen op

het proefstuk, kan dit misschien al genoeg zijn om een niet-eendimensionale spanningstoestand in het proefstuk te doen ontstaan vooraleer het proefstuk gecentreerd zit. Met een niet-eendimensionale spanningstoestand wordt dan niet voldaan aan de voorwaarde die bij de Hopkinson opstelling gesteld wordt. De speling kan echter vermeden worden door de uitgangsstaf zodanig te verdraaien dat alle hexagonale vlakken al contact maken met de doppen en het proefstuk gecentreerd zit. De optie om dit met stelschroeven op te vangen, zoals bij enkele andere Hopkinson opstellingen, werd tot nu toe buiten beschouwing gelaten.



Figuur 4.23 Opgemeten torsiegolf op de ingangsstaf zonder proefstuk waarbij ingezoomd is op overgangszone tussen de ingaande en gereflecteerde golf

Ten slotte blijkt uit de meting van de torsiegolf op de ingangsstaf zonder proefstuk, dat met enige voorzichtigheid een link gelegd kan worden naar de vaststellingen die voorheen met de eindige elementenberekeningen gedaan zijn bij de studie naar het effect van discontinuïteiten. Zoals op **Figuur 4.23** weergegeven, blijkt namelijk na inzoomen op het gedeelte tussen de ingaande golf en de gereflecteerde golf een zelfde verloop zichtbaar te zijn die gelijkenissen vertoont met de theorie.

Voorts blijkt uit de eindige elementenberekeningen dat er daar ook oscillaties op de ingaande en gereflecteerde golf zichtbaar zijn (**Figuur 4.21**). Dit zelfs bij een staf zonder discontinuïteiten en dus de vroegtijdige reflecties hier niet aan de basis van liggen. Deze oscillaties werden drastischer als de stijgtijd scherper gesteld werd. De oscillaties kunnen dus eventueel veroorzaakt zijn door de massa-traagheid van de staven. Anderzijds kunnen de veel drastischere oscillaties op de gereflecteerde golf te weeg gebracht zijn door de reflectie- en omkeereffecten op het uiteinde van de staf. Deze zijn echter in de realiteit niet zichtbaar.

Ten slotte is geen algemene ongedempte rimpel op de golven te zien die er in werkelijkheid wel is.

Hoofdstuk 5

Proefstukgeometrie

5.1 Geometrie [1, 19, 31, 42-46]

De geometrie van het proefstuk is zeer belangrijk om voor de verwerking van de rekmetingen aan de voorwaarden van de Hopkinson opstelling te voldoen. Om aan deze voorwaarden te voldoen moet het proefstuk voldoende klein zijn. Toch moet het proefstuk nog voldoende groot blijven om de mechanische eigenschappen van het materiaal te kunnen bepalen. De afmetingen van het proefstuk dienen bijgevolg een compromis te zijn.

5.1.1 Afmetingen

Een voorwaarde van Hopkinson opstelling stelt dat het proefstuk zich gedurende de belasting in een quasi-statisch evenwicht bevindt, zodat de spanning, vervorming en vervormingssnelheid op elk ogenblik homogeen is in het proefstuk.

Het proefstuk kan daarom alvast niet massief zijn als het op torsie belast wordt, daar de torsiespanning in het centrum nul is en toeneemt tot aan de buitenwand. Met een dunwandige buis kan in de radiale richting een homogene spanningstoestand goed benaderd worden door de wanddikte h_s beperkt te houden. In de axiale richting wordt de homogene toestand benaderd door een korte lengte L_s van de dunwandige buis. Deze korte lengte draagt er ook toe bij dat na een tweetal reflecties van de torsiegolf tussen de uiteinden van de dunwandige buis een quasi-statisch evenwicht in het proefstuk snel bereikt wordt. Dit kan nagegaan worden met de volgende vergelijking:

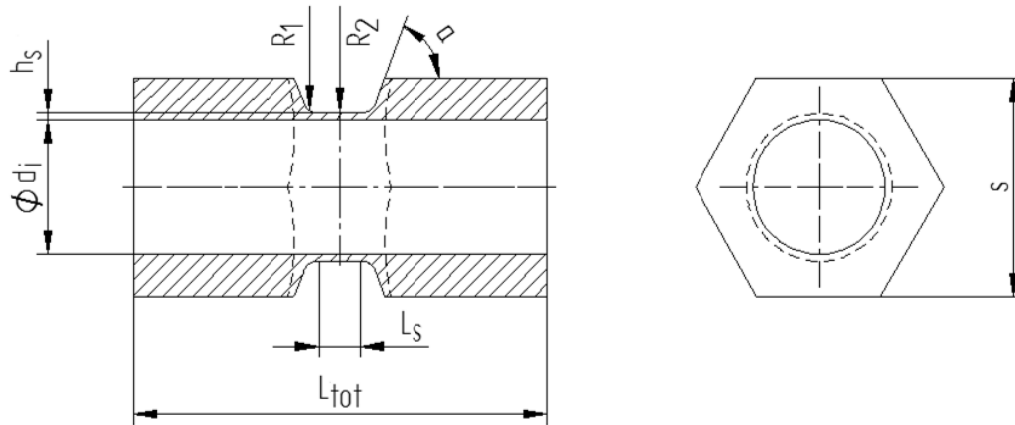
$$t \approx \frac{4L_s}{c_s} \quad (4.1)$$

De golfvoortplantingsnelheid wordt, naar analogie, met vergelijking (2.10) bepaald.

Een probleem dat zich bij het torsen van de dunwandige buis tot in het plastische vervormingsgebied kan manifesteren is het ‘Swift effect’ [42]. Als de axiale spanning nul gehouden wordt kunnen er zich axiale rekken vormen, waardoor de buis langer of korter wordt. Omgekeerd kunnen er zich bij het constant houden van de buislengte axiale spanningen ontwikkelen.

Hierdoor ontstaat een conflict de andere voorwaarde van de Hopkinson opstelling die o.a. in het proefstuk een eendimensionale spanning veronderstelt. Deze Swift effecten zijn meestal echter klein en in vele Hopkinson proeven zijn met deze korte buisvormige proefstukken goede resultaten bekomen [42].

De wanddikte h_s en de lengte L_s van de dunwandige buis bepalen voor een deel de proefstukgeometrie (**Figuur 5.1**). Samen de inwendige diameter d_i beïnvloeden deze ook de vervormingssnelheid van het proefstuk (zie vergelijking (2.28)). De diameter van het proefstuk wordt echter vooral, naast de proefstukbevestiging beperkt door de diameter van de staven.



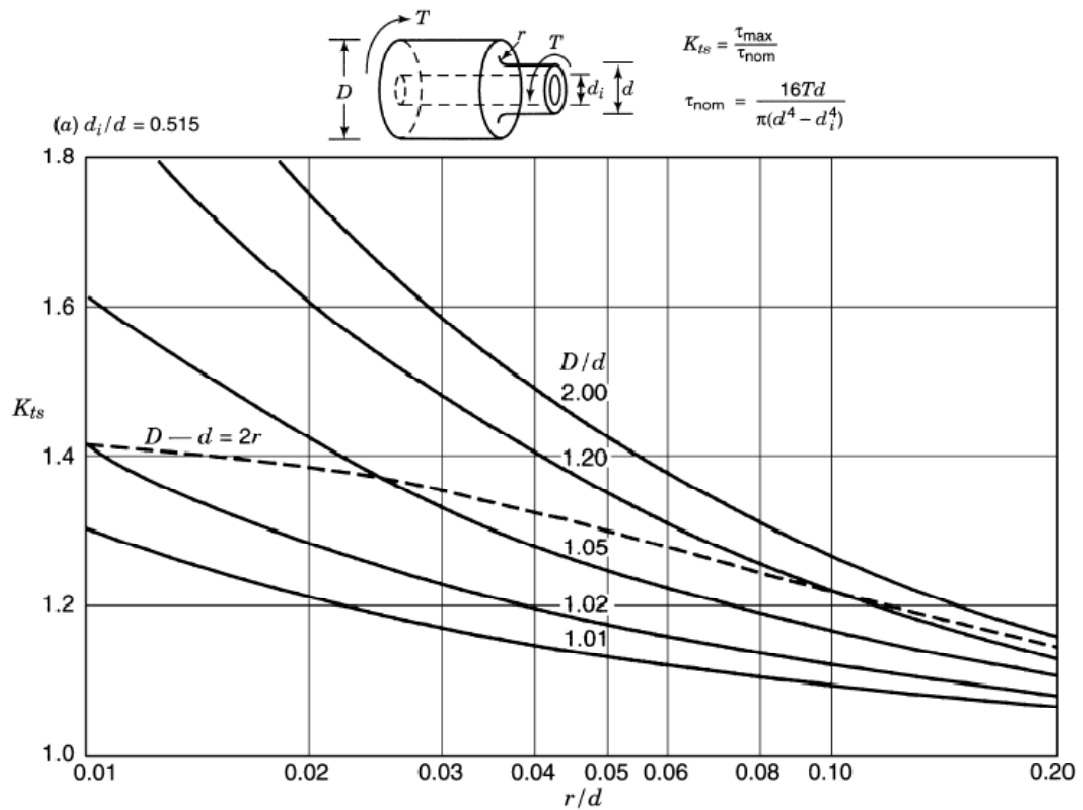
Figuur 5.1 Proefstukgeometrie

Voor de overdracht van de belasting is het ontwerp van de proefstukflanken aan beide zijden van de dunwandige buis ook belangrijk om een homogene afschuiving te bekomen. Omwille van de proefstukbevestiging zijn dit hier hexagonale flanken. In verhouding met de dunwandige buis zijn deze flanken veel groter om zonder vloeien de belasting over te brengen. Met verticale flanken wordt hun invloed op de spanningsgolven het best beperkt. Hier zullen echter schuine flanken (met hoek α) aangebracht worden om voor het maken van hogesnelheidsbeelden een goede belichting van de beproefde sectie mogelijk te maken.

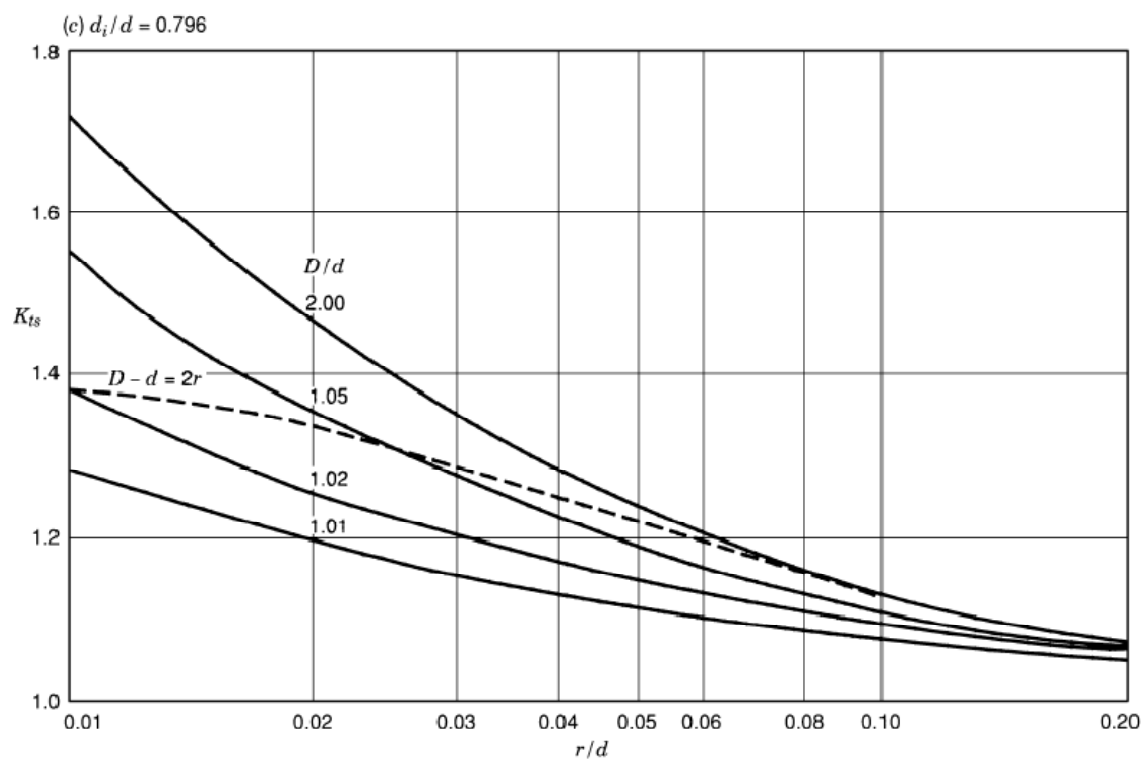
De afrondingstraal R_1 van de hoek tussen deze flanken en de dunwandige buis vereist ook aandacht. Door een te scherpe afrondingstraal kunnen spanningsconcentraties ontstaan, waardoor de vervorming zich daar sterk kan concentreren. Een homogene vervorming kan zich hierdoor niet meer vormen over de volledige buislengte. Bovendien kan daar een vroegtijdige breuk ontstaan die de proef verknoeit. Het voordeel van grotere plastische rekken ten opzichte van trek-/drukproeven kan hierbij ook verloren gaan.

Leung toonde in de jaren 80 echter aan dat de spanningsconcentraties in de afrondingen van de flanken geen significante invloed hebben [22, 47].

Volgens **Figuur 5.2** worden de spanningsconcentraties echter ook groter naar mate de verhouding tussen de uitwendige diameter D van de flank en de dunwandige buis d toeneemt. Uit de vergelijking van **Figuur 5.2** met **Figuur 5.3** volgt voorts ook dat de invloed van de spanningsconcentratie afneemt naarmate de wanddikte van de dunwandige buis afneemt.



Figuur 5.2 Spanningsconcentratie factoren van een met schouder voorziene buis waarbij $d_i/d = 0,515$ [16]



Figuur 5.3 Spanningsconcentratie factoren van een met schouder voorziene buis waarbij $d_i/d = 0,796$ [16]

5.1.2 *Productie*

Voor de studie van het plastische materiaalgedrag en adiabatische afschuifbanden worden aan de productie van het proefstuk hoge eisen gesteld. Dit voor een goede reproduceerbaarheid van de proeven. Indien dit niet gedaan wordt, zullen de adiabatische afschuifbanden vooral geïnduceerd worden in lokale geometrische imperfecties. Daarnaast kan de positie van deze adiabatische afschuifbanden echter ook afwijken door temperatuur verschillen en wellicht ook door afwijkingen in de microstructuur.

Om een homogene afschuiftoestand in het proefstuk te garanderen, moeten de afrondingen aan de flanken met bijzondere zorg aan gebracht worden. Ook wordt er veel belang gehecht aan de coaxialiteit van de in- en uitwendige diameter die direct de afwijking op de wanddikte beperkt. Voor een nauwkeurige binnendiameter kan het gat na het boren nog geruimd worden. Door de in- en uitwendige diameter te polijsten kunnen voorts nog de oppervlakteruwheid en de sporen van de machinebewerking verminderd worden. Door dan eventueel nog zeer licht te etsen kan de weerspiegeling van het licht op het glad afgewerkte verminderd worden.

Door te polijsten ontstaan echter kleine variaties in de wanddikte langsheen de buislengte.

Anderzijds kan een opzettelijke geometrische imperfectie nuttig zijn bij het onderzoek naar het ontstaan en de ontwikkeling van een adiabatische afschuivingsband. Door bijvoorbeeld de sectie in het midden van de buislengte te vernauwen door afronding R_2 (**Figuur 5.1**), zal met zekerheid de adiabatische afschuivingsband daar ontstaan en niet meer bijvoorbeeld aan de afrondingen.

Uit deze beschouwing blijkt dat de productie van de proefstukken een complex gegeven is. In vergelijking daarmee is de productie van proefstukken voor een trek/ druk Hopkinson proef eenvoudiger en goedkoper. Met een goed geproduceerd torsieproefstuk kunnen echter veel grotere en uniforme plastische vervormingen behaald worden. Door een goed gedefinieerde en eenvoudige spanningstoestand verleent het zich ook beter voor het onderzoek naar de localisatie van adiabatische afschuivingsbanden. In trek treedt in het proefstuk namelijk een insnoering op en bij druk gaat het proefstukken knikken.

5.1.3 *Teruggevonden proefstukgeometriën in de literatuur*

Om een idee te hebben van welke dimensies voor het proefstuk bij andere Hopkinson opstellingen gehanteerd werd, wordt een overzicht gegeven in **Tabel 5.1**. Bijkomend, is in het boek ‘Adiabatic Shear Localization’ nog een overzichtstabel (tabel 4.2, blz. 91) terug te vinden van verschillende ontwerpen voor dunwandige proefstukken en de bijhorende dimensies.

Veel voorkomende dimensies liggen in de buurt van $L_s = 2,5$ mm en $h_s = 0,4-0,5$ mm. Leung toonde in de jaren 80 aan dat met deze dimensies een uniforme spannings- en vervormingstoestand in het proefstuk mag aangenomen worden [22, 47].

De afmetingen van de inwendige diameter variëren meer. Dit waarschijnlijk naargelang de gewenste vervormingssnelheid en de diameter van de Hopkinson staven.

Ranc is de enige die de sectie in het midden van de buislengte vernauwt om de adiabatische afschuivingsband daar met zekerheid te laten vormen [19].

Bron	Materiaal	d_i (mm)	h_s (mm)	L_s (mm)	R (mm)	Flank	Productie	Extra
Duffy et al. [45]	HY-100 staal	9,5	0,4	2,5	-	hex., schuin $s=14.3$ mm	polijsten, etsen	-
Lewis et al. [48]	EN2A staal	15	0,38	5,1	-	rond, vert.	-	-
Maddougall et al. [49]	Ti-6Al-4V	-	0,3	2,5	0,15	hex., vert.	-	-
Chichili et al. [46]	α -titanium	9,8	0,457	3,15	3,175	-	d_i ruimen d_u polijsten	-
Duffy et al. [44]	Ti-6Al-4V	9,5	0,38	2,5	-	hex., schuin $s=14.3$ mm	polijsten	tot. lengte 23 mm
Leung [47]	1100-O aluminium	15,2	0,5	2,5	-	rond, vert.	-	-
Ramesh et al. [50]	Ti-6Al-4V poreus	9,6	0,45	3,2	-	rond, vert.	-	-
Ranc et al. [19]	Ti-6Al-4V	9	0,4	2	-	hex, schuin	aandacht coax. en ruwheid	opp. R40 (mm)
Fellows et al. [51]	Remco ijzer	-	0,4 $\pm 0,025$	1 en 2 $+0,25$ $-0,05$	0,25	hex., vert.	-	-
Duffy et al. [52]	staal HY-100, AISI 4340 VAR, AISI 1018 CRS	9,5	0,38	2,5	-	hex., schuin $s=14.3$ mm	polijsten	tot. lengte 23 mm

Tabel 5.1 Proefstukdimensies die in de literatuur gehanteerd werden

5.2 Materiaal

5.2.1 Ti-6Al-4V [53-57]

De Hopkinson torsie opstelling zal hier gebruikt worden om het afschuivingsgedrag van de titaniumlegering Ti-6Al-4V bij hoge vervormingssnelheden te onderzoeken. Deze titaniumlegering is, door zijn lage massadichtheid en warmtegeleiding, zeer gevoelig voor de vorming van adiabatische afschuifbanden. Hierdoor is reeds met verschillende beproevingstechnieken veel onderzoek gevoerd naar het afschuifgedrag en de vorming van adiabatische afschuifbanden in dit materiaal.

Zuiver titanium is niet zo sterk als de verschillende titaniumlegeringen dat zijn. De kristalstructuur van zuiver titanium bij omgevingstemperatuur en atmosferische druk is een ‘hexagonal closed-packed’ (HCP) α -fase die bij een temperatuur van ongeveer 890° C een allotropische transformatie ondergaat naar een ‘body-centered cubic’ (BCC) β -fase.

Met sommige legeringselementen kan de α - β transformatietemperatuur verhoogd worden (α -stabilisators), terwijl met andere legeringselementen deze transformatietemperatuur verlaagd kan worden (β -stabilisators). Hierdoor kunnen titaniumlegeringen geclassificeerd worden in groepen: α -legeringen, α + β -legeringen en β -legeringen.

Ti-6Al-4V is een α + β -legering die typisch bestaat uit 6% aluminium (α -stabilisator) en 4% vanadium (β -stabilisator) samen met, in veel kleinere hoeveelheden, nog andere legeringselementen zoals koolstof, stikstof, zuurstof, waterstof, ijzer, ...

Doordat Ti-6Al-4V een α + β -legering is, kan, nadat het tot zijn gebruikstoepassing bewerkt is, door een warmtebehandeling nog versterkt worden.

Ti-6Al-4V is de meest gebruikte titaniumlegering over een breed toepassingsgebied. Deze legering is namelijk een goede combinatie van hoge treksterkte en taaiheid (zelfs bij hoge temperaturen), lage massadichtheid, goede bewerkbaarheid, uitstekende corrosieweerstand en kan hoge temperaturen weerstaan. Het wordt zelfs door het menselijk lichaam niet afgestoten.

Deze titaniumlegering wordt in toepassingen gebruikt waar sterk betrouwbare en duurzame prestaties vereist zijn. Zo wordt dit bijvoorbeeld gebruikt in toepassingen voor de lucht- en ruimtevaart (onderdelen in turbinemotoren, constructies, bevestigingsmiddelen), auto onderdelen, marine toepassingen, militaire toepassingen, chemie industrie, gasturbines, sportuitrustingen, medische toepassingen (instrumenten, implantaten, prothesen), ...

In veel van deze toepassingen, of de machinebewerking ervan, kan de vervormingssnelheid hoog zijn. Ti-6Al-4V is in deze situatie zeer gevoelig aan localisatie van de afschuiving en de vorming van adiabatische afschuifbanden. De localisatie van de afschuiving is de voorbode tot breuk. Daarom is het zeer belangrijk om de condities en mechanismes van dit vervormingsproces te verstaan.

Het proefstuk voor de Hopkinson torsieproeven wordt hier uit een geëxtrudeerde Ti-6Al-4V staaf (mill annealed) met een diameter van 16 mm gemaakt. De titaniumlegering bestaat uit 97% α -fase en 3% β -fase. De chemische samenstelling bedraagt: Al 6.28 wt%, V 4.18 wt%, Fe 0.18 wt% and O <0.2 wt%.

5.2.2 *Het materiaalmodel van Johnson – Cook [3, 5, 53, 58]*

Voor de beschrijving van het dynamisch materiaalgedrag bestaan verschillende materiaalmodellen. De materiaalmodellen die voor praktische doeleinden gebruikt worden zijn meestal van het fenomenologische type, gebaseerd op de macroscopische analyse van experimentele data. Het Johnson-Cook model is hiervoor een frequent gebruikt model. Aan de hand van de materiaalafhankelijke constanten (A , B , n , C , m en T_{melt}) geeft dit model de ware spanning σ in functie van de ware plastische rek ϵ_{pl} , de reksnelheid $\dot{\epsilon}$ en de temperatuur T . De ware spanning stijgt hierbij lineair met de logaritme van de reksnelheid:

$$\sigma = \left(A + B \varepsilon_{pl}^n \right) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left(1 - \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right)^m \right) \quad (4.2)$$

met $\dot{\varepsilon}_0$ de referentiewaarde voor de reksnelheid, T_{melt} de smelttemperatuur van het materiaal en T_{room} de kamertemperatuur. De materiaalconstanten A , B en n worden bepaald met quasi-statische testen en de waarden van C en m met testen bij hoge vervormingssnelheden.

Deze uitdrukking beschouwt met drie factoren de typische condities gedurende een hoge vervormingsbelasting:

- $\left(A + B \varepsilon_{pl}^n \right)$ representeert de rekversteving ('strain hardening')
- $\left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)$ representeert de reksnelheidsversteving ('strain rate hardening')
- $\left(1 - \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right)^m \right)$ representeert de invloed van de temperatuur ('thermal softening')

De warmte die bij de plastische vervorming ontstaat en uiteindelijk lokaal een adiabatische temperatuurstijging veroorzaakt, wordt door $T - T_{room}$ voorgesteld. Deze temperatuurstijging volgt uit:

$$\Delta T = \beta \frac{1}{\rho c} \int \sigma d\varepsilon_{pl} \quad (4.3)$$

Hierin zijn ρ en c de massadichtheid en de specifieke warmtecapaciteit van het materiaal. De specifieke warmtecapaciteit wordt verondersteld onafhankelijk te zijn van de temperatuur. De Taylor-Quinney coëfficiënt β stelt de fractie plastische energie voor die getransformeerd wordt in warmte (normaal tussen 0,85 en 0,95).

Bij het model van Johnson-Cook moet rekening gehouden worden met een lichte onnauwkeurigheid. Met de lineaire benadering voor de vervormingssnelheid afhankelijkheid in in dit model wordt de spanning namelijk bij lage vervormingssnelheden ($\dot{\varepsilon} < 1 \text{ s}^{-1}$) onderschat en bij hoge vervormingssnelheden ($1 \text{ s}^{-1} < \dot{\varepsilon} < 5000 \text{ s}^{-1}$) overschat [58].

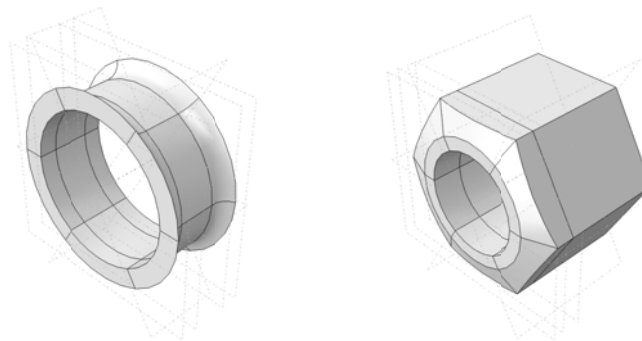
5.3 Studie effect geometrische parameters met FEM [40]

Met het eindige elementenpakket Abaqus wordt de invloed van enkele geometrische parameters op de localisatie van de afschuiving in het proefstuk nagegaan. Met dit inzicht kan dan de geometrie van het proefstuk vastgelegd worden en verschijnselen in de praktijk eventueel verklaard worden.

5.3.1 Algemeen model

De eindige elementenberekeningen zijn driedimensionaal en worden voor het volledige proefstuk in Abaqus/Explicit uitgevoerd. Alhoewel een 2D axiaalsymmetrisch model voor kortere rekentijden zou zorgen werd toch voor een 3D model gekozen om de invloed van niet-axiaalsymmetrische eigenschappen te bestuderen zoals excentriciteit van de boring.

Voor de berekeningen wordt er gebruikt gemaakt van C3D8R-elementen. Van het proefstuk wordt hiervoor een solid mesh gemaakt. Er is veel aandacht besteed aan het maken van een goede mesh. De grootte, vorm en verdeling van de elementen speelt een belangrijke rol in de uitkomst van de simulaties. Vooral op plaatsen waar grote spanningen of rekgradiënten bestaan is een fijne mesh noodzakelijk. Dit is zeker het geval in de afronding aan de rand van het plastisch gedeelte. Het is eveneens nodig om minstens een aantal elementen over de wanddikte van het proefstuk te hebben om de spanningsverdeling in de radiale richting te kunnen bestuderen. Gezien de geringe wanddikte (0.4mm) leidt dit tot kleine elementen. Een uniforme mesh kan het best bekomen worden met een gestructureerde mesh. Een gestructureerde mesh is echter alleen mogelijk met een eenvoudige geometrie. Daarom wordt het het proefstuk samengesteld uit 3 verschillende stukken: de dunwandige buis en de twee hexagonale flanken (**Figuur 5.4**). Om een 'Hex Structured Mesh' te kunnen maken worden met behulp van 'Datum Planes' de stukken afzonderlijk nog eens als een taart in zes gelijke partities verdeeld.



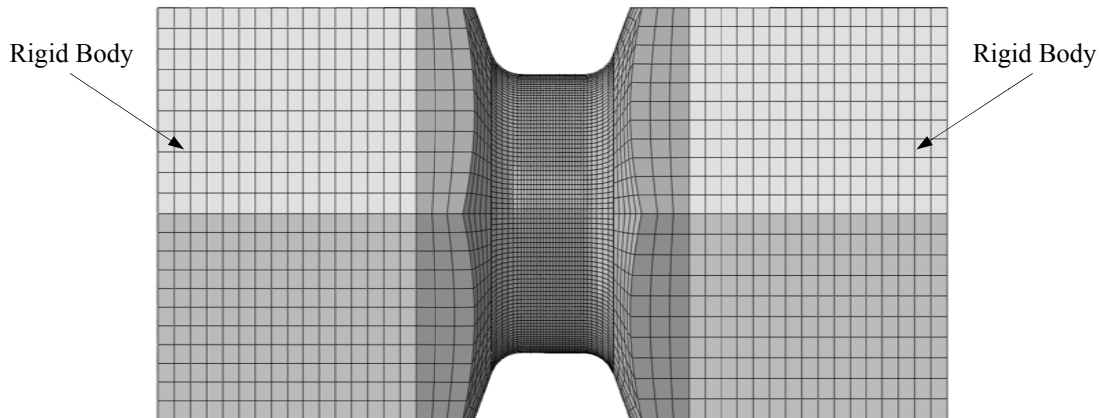
Figuur 5.4 De dunwandige buis met afrondingen (links) en de hexagonale flank (rechts)

Door het proefstuk zo samen te stellen, kunnen de flanken minder fijn gemesht worden dan de dunwandige buis. Voor de mesh worden de flanken van 'Global Seeds' van 0,5 mm groot voorzien.

Voor de dunwandige buis wordt met 'Edge Seeds' gewerkt. Over de volledige dikte wordt het aantal elementen opgelegd. In de omtrek, zowel in- en uitwendig, wordt voor alle berekeningen een grootte van 0,15 mm opgelegd. Voor het aantal elementen in de lengte worden eerst de afrondingen met partities van de dunwandige buis onderscheiden. Voor alle berekeningen wordt over de in- en uitwendige lengte van de dunwandige buis een grootte van 0,1 mm vastgelegd. Het aantal elementen

volgens de lengte van de partities van de afrondingen wordt, naargelang de berekening, in- en uitwendig met ‘Seed Edge: Biased’ opgelegd.

De stukken worden dan met ‘Tie Constraints’ aan elkaar geassembleerd met ‘Discretization method: Surface to surface’. De algemene totale lengte van deze samenstelling zal hier steeds 25 mm bedragen.



Figuur 5.5 Het geassembleerd proefstuk voorzien van Rigid Body Constraints

De belasting van het proefstuk wordt met de randvoorwaarden (BC's) opgelegd. Hiervoor wordt van een groot deel van de hexagonale flanken, na partitionering, een ‘Rigid Body Constraint’ gemaakt met bijhorend een referentiepunt (**Figuur 5.5**). Van het ene referentiepunt wordt dan een vast punt gemaakt door geen translatie- en rotatievrijheidsgraden toe te laten. In het andere referentiepunt worden wel alle vrijheidsgraden toegelaten en wordt een hoeksnelheid $\dot{\theta}$ van 500 rad/s om de centeras opgelegd. De vervormingssnelheid kan dan met de volgende vergelijking bepaald worden:

$$\dot{\gamma}_s = \frac{r_s}{L_s} \dot{\theta} \quad (4.4)$$

De stijgtijd van deze hoeksnelheid wordt via ‘Amplitudes’ op 50 μ s vastgelegd. Deze werkwijze met ‘Rigid Bodies’ biedt het voordeel dat het torsiemoment heel gemakkelijk kan bekomen worden als reactiemoment in het referentiepunt.

De duur van de belasting kan via de module ‘Step’ ingesteld worden. Meestal zal deze tijdsperiode in deze eindige elementenberkeningen 1 ms zijn. Bij het instellen van deze tijd wordt de optie ‘Include adiabatic heating effects’ aangevinkt om de temperatuursstijging door de vervormingsenergie in rekening te brengen.

De parameters van het materiaalmodel van Ti-6Al-4V die aan het proefstuk toegekend wordt, zijn terug te vinden in **Tabel 5.2** en **Tabel 5.3**. Hierbij staat het symbool ν voor de Poissoncoëfficiënt. Bijzondere aandacht moet hierbij besteed worden aan overeenkomstige eenheden. Bij het ingeven van de elastische parameters wordt een isotropische elasticiteit opgegeven.

ρ (ton/mm ³)	G (N/mm ²)	ν (-)	c (Nmm/tonK)
4,43.10 ⁻⁹	114000	0,33	580.10 ⁶

Tabel 5.2 Algemene materiaaleigenschappen van Ti-6Al-4V [10]

Voor de plastische vervorming wordt hier gebruik gemaakt van het Johnson-Cook model. De materiaalconstanten hiervoor komen uit testresultaten van de vakgroep Toegepaste Materiaalwetenschappen van de Universiteit Gent. De Taylor-Quinney coëfficiënt β kan bij 'Inelastic Heat Fraction' ingevoerd worden. Vanaf de transitietemperatuur T_{trans} is de vloeispanning afhankelijk van de temperatuur.

Een kamertemperatuur T_{room} van 300K wordt via 'Predifined Fields' aan de secties van het proefstuk toegekend die geen 'Rigid Body Constraint' zijn.

A (N/mm ²)	B (N/mm ²)	n (-)	C (-)	m (-)	T _{melt} (K)	T _{trans} (K)	$\dot{\epsilon}_0$ (s ⁻¹)	β (-)
990	768	0,67	0,7	0,019	1923	295	0,0005	0,9

Tabel 5.3 Materiaalconstanten van Ti-6Al-4V voor het Johnson-Cook model

Een eenvoudig breukcriterium wordt gebruikt voor het voorspellen van het moment en de locatie van breuk. Breuk ontstaat wanneer de plastische rek een kritische waarde van 40% overschrijdt. In Abaqus wordt dit gedefinieerd door bij 'Ductile Damage' een 'Fracture Strain' van 0,4 in te stellen. Als bijkomende optie wordt een 'Damage Evolution' van het type 'Energy' ingesteld met 'Linear Softening', 'Maximum Degradation' en een 'Fracture Energy' van 100. Voor het C3D8R-element wordt dan nog een 'Max Degradation' van 0,5 gespecificeerd. Dit betekent dat na initiatie van de breuk nog een zekere hoeveelheid energie door het gefaalde materiaal gedissipeerd wordt voor dat het element verwijderd wordt uit de mesh.

Als breukmodel kan echter ook bijvoorbeeld een Johnson-Cook breukmodel gebruikt worden, maar daarvoor moeten dan weer de nodige parameters gekend zijn.

Merk op dat in dit materiaalmodel voor de temperatuursontwikkeling bij plastisch vervormen geen rekening gehouden werd met de warmtegeleiding k (W/mK). Er wordt verondersteld dat door de hoge vervormingssnelheid sowieso een adiabatische toestand in het proefstuk heerst.

5.3.2 Beschouwingen

De invloed van de geometrische parameters wordt met de variabelen PEEQ, TRIAX, M en R nagegaan.

Het wegschrijven van deze variabelen tijdens de berekeningen, wordt via de module 'Edit Field Output Request' opgegeven. Het interval voor het wegschrijven van de resultaten gedurende de

belastingsduur bedraagt hier 50. Voor het vergelijken van de resultaten is het belangrijk dat de tijdsduur steeds hetzelfde is zodat de resultaten steeds op hetzelfde tijdstip weggeschreven worden.

In deze module worden ook nog de opties STATUS en DMICRT aangevinkt naar aanleiding van het breukmodel.

Een toelichting volgt nu van wat er met de variabelen PEEQ, TRIAX, M en R nagegaan kan worden.

5.3.2.1 PEEQ [5, 59]

De plastische vervorming in het proefstuk kan nagegaan worden met de equivalente plastische rek (PEEQ). De PEEQ geeft het verloop van de vervorming in het proefstuk gedurende de belasting, zodat de homogeniteit hiervan in de axiale en radiale richting gecontroleerd worden.

De PEEQ wordt in Abaqus gedefinieerd als:

$$\bar{\varepsilon}^{pl} = \bar{\varepsilon}^{pl} \Big|_0 + \int_0^t \dot{\bar{\varepsilon}}^{pl} dt$$

waar $\bar{\varepsilon}^{pl} \Big|_0$ de initiele equivalente plastische rek is (nul of door de gebruiker gespecificeerd). De definitie van $\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}$ is afhankelijk van het materiaalmodel. Voor klassieke metalen wordt de equivalente plastische vervormingssnelheid gedefinieerd als:

$$\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}^{pl} : \dot{\varepsilon}^{pl}}$$

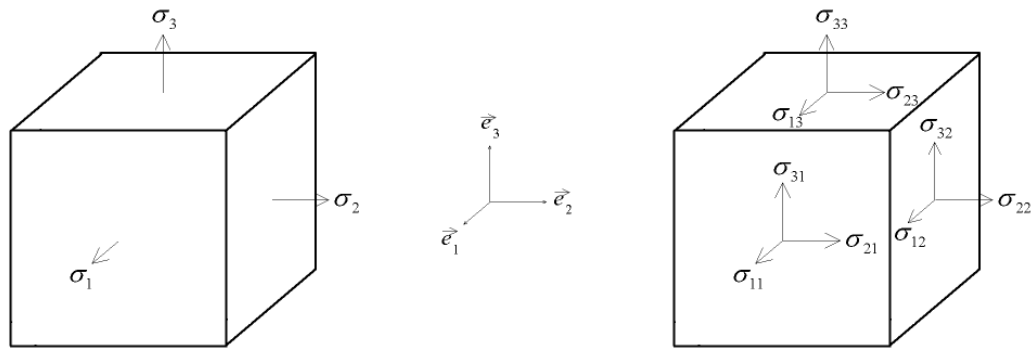
wat analoog is aan het Von Mises-criterium voor de spanning die in de beschrijving van TRIAX meegegeven wordt. De equivalente plastische rek is dus naar analogie met de vergelijkspanning van von Mises.

5.3.2.2 TRIAX [59-64]

Met TRIAX wordt de triaxiale (drie-assige) spanningstoestand beschouwd. Aan de hand hiervan kan dan nagegaan worden of er in het proefstuk een zuivere afschuivingstoestand heerst.

Een triaxiale spanningstoestand wordt gevormd de spanningen op de zijvlakken van een infinitesimaal klein materiaalelementje in de vorm van een kubus, zoals weergegeven op **Figuur 5.6**. Dit kan ofwel voorgesteld worden met hoofdspanningen of met de normaal- en schuifspanningen. De hoofdspanningen zijn de eigenwaarden van de spanningstensor:

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{bmatrix}$$



Figuur 5.6 Hoofdspanningen (links) en normaal- en schuifspanningen (recht) op een infinitesimaal klein kubusje

In Abaqus wordt TRIAX gedefinieerd als:

$$\eta = \frac{-p}{q}$$

met p de hydrostatische spanning:

$$p = \frac{\sigma_{kk}}{3} = \frac{\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}}{3} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}$$

Dit wordt in Abaqus gedefinieerd als:

$$p = -\frac{1}{3} \text{trace}(\sigma) = -\frac{1}{3} \sigma_{ii}$$

Voor alle duidelijkheid kan dit ingezien worden als:

$$p = -\sum_{i=1}^3 \frac{1}{3} \sigma_{ii}$$

Het symbool q stelt de Von Mises vergelijkspanning voor:

$$\begin{aligned} q &= \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{11} - \sigma_{33})^2 + 6(\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2)} \\ &= \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2} \end{aligned}$$

In Abaqus wordt dit gedefinieerd als:

$$q = \sqrt{\frac{3}{2} S : S}$$

waar S de deviatorische spanningstensor is, gedefinieerd als $S = \sigma + pI$, waar σ de spanning is, p de hydrostatische spanning en I een eenheidsmatrix is. In indexnotatie:

$$q = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}}$$

Voor alle duidelijkheid kan dit ingezien worden als:

$$q = \sqrt{\frac{3}{2} \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 S_{ij} S_{ij}}$$

waar $S_{ij} = \sigma_{ij} + p\delta_{ij}$ en δ_{ij} de Kronecker delta is die bij $\sigma_{11} = \sigma_{22} = \sigma_{33} = 1$ en bij $\sigma_{12} = \sigma_{23} = \sigma_{13} = 0$

Bij een afwezigheid van de normaalspanningen σ_{11} , σ_{22} en σ_{33} is de TRIAX nul. Er heerst dan een pure afschuivingstoestand.

5.3.2.3 M en UR [6]

Door het torsiemoment M waaraan het proefstuk onderhevig is ten opzichte van de rotatie UR uit te zetten, kan snel het verloop weergegeven worden die overeenkomt met de spanning-rekcurve. De afschuifspanning kan als volgt uit het moment gehaald worden:

$$\bar{\tau} = \frac{Mr_s}{J} = \frac{M}{2\pi r_s^2 h_s} \quad (4.5)$$

met het polair traagheidsmoment:

$$J = \frac{\pi}{2} (r_u^4 - r_i^4)$$

en voor een dunwandige buis geldt als $h_s \leq 0,1r_s$:

$$J = 2\pi r_s^3 h_s$$

De afschuifrek wordt als volgt uit de rotatiehoek gehaald:

$$\bar{\gamma} = \frac{URr_s}{L_s} \quad (4.6)$$

5.3.3 Afrondingsstraal

Er zijn bij de studie naar de invloed van de afrondingstraal (R_1 op **Figuur 5.1**), tussen de flanken en de dunwandige buis, zes gevallen bestudeerd. De keuze van de grootte van deze afrondingstralen is gebaseerd op de gebruikelijke afrondingen van de tip van een snijplaatje [65]. De gebruikte afmetingen zijn terug te vinden in **Tabel 5.4**, naast de overige dimensies van het proefstuk.

Naam	L_s (mm)	h_s (mm)	d_i (mm)	R_1 (mm)	R_2 (mm)	exc. (mm)	a (°)	mat.
$r0,1$	2	0,4	8	0,1	-	-	70°	Ti-6Al-4V
$r0,2A$				0,2				
$r0,2B$								
$r0,4$				0,4				
$r0,8$				0,8				
$r1,0$				1,0				
$r1,2$				1,2				

Tabel 5.4 Overzicht van de geometrische parameters die gebruikt zijn bij de studie naar de invloed van de afrondingstraal

De verdeling van de numerieke elementen in deze afrondingsstralen werd met ‘Seed Edge: Biased’ opgelegd. De instellingen hiervoor zijn terug te vinden in **Tabel 5.5**.

Naam	Seed Edge: Biased		
	aant. el.	ratio d_i	ratio d_u
$r0,1$	3	1,00	1,50
$r0,2A$			
$r0,2B$	4		
$r0,4$			
$r0,8$	5	1,75	3,00
$r1,0$	6	2,00	3,00
$r1,2$	7		3,50

Tabel 5.5 Instellingen van de 'Seed Edge: Biased' in de afrondingen die gebruikt zijn bij de studie naar de invloed van de afrondingstraal

Merk op dat de berekeningen voor een afrondingstraal van 0,2 mm tweemaal uitgevoerd zijn. Bij de eerste berekening ($r0,2A$) trad er breuk op in de afrondingstaal, de kant waar het koppel aangelegd wordt. Bij alle andere beschouwde gevallen trad die echter in het midden op.

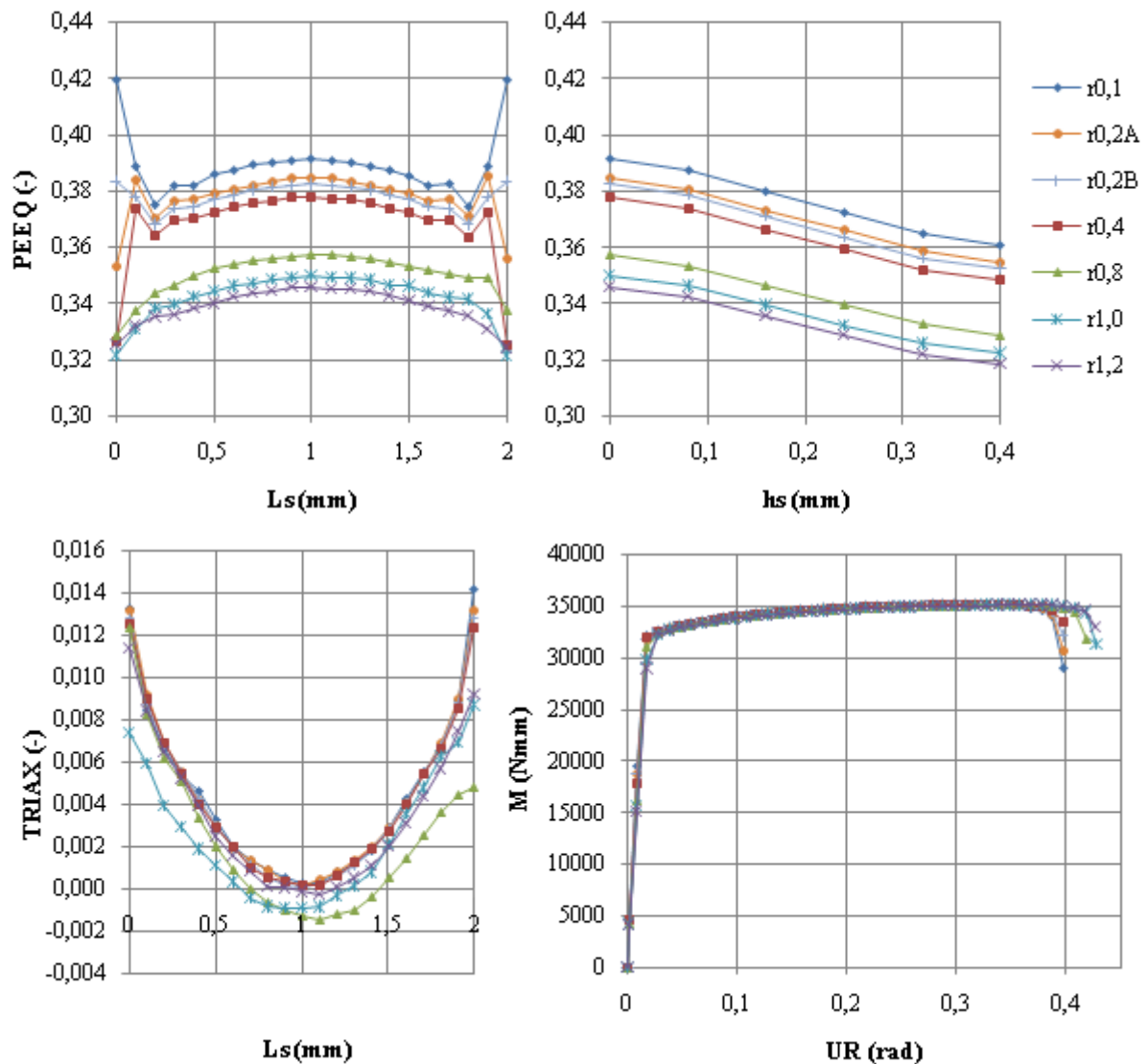
Ter verificatie werd de berekening met een fijnere mesh in de afrondingstraal van 0,2 mm opnieuw overgedaan ($r0,2B$). Nu bleek de afschuiving ook hier zich te localiseren in de middensectie van de dunwandige buis.

De fijnheid van de mesh in en aan de afrondingstraal heeft dus een belangrijke invloed op de localisering van de afschuiving. Dit bleek ook bij de studie van andere geometrische parameters (bijvoorbeeld de binnendiameter, paragraaf 5.3.5).

Een specifiek, meer uitgebreide en nauwkeurig vereiste simulatie van een proefstuk onder belasting, wordt dus best vooraf gegaan door een goede mesh-convergentie. Een mesh-convergentie waarbij alvast belang gehecht moet worden aan de mesh-fijnheid in en aan de afrondingen.

Voorts verleent een voldoende grootte afrondingstraal zicht beter tot een goede mesh die ook minder rekentijd zal vereisen.

Op **Figuur 5.7** zijn de resultaten terug te vinden van de PEEQ, TRIAX, M en UR. Deze zijn steeds op dezelfde plaats opgemeten. De belasting werd gedurende 1 ms aangelegd en de PEEQ en TRIAX zijn op het tijdstip 0,7 ms opgemeten. Voor de PEEQ en TRIAX axiaal opgemeten op de buitenwand (L_s) komt de oorsprong overeen met de kant waar het koppel aangelegd wordt. De oorsprong voor de PEEQ in de radiale richting komt overeen met de buitenwand. Deze werd langs de middensectie van de dunwandige buis opgemeten.



Figuur 5.7 Overzicht van de resultaten van PEEQ, TRIAX, M en UR bij verschillende afrondingsstralen en een hoeksnelheid van 500 rad/s

Het verloop van de spanning-rekcurves op **Figuur 5.7**, gerepresenteerd door het moment M en de rotatiehoek UR (lees paragraaf 5.3.2.3), vertonen onderling weinig afwijkingen. Wel is te zien dat hoe kleiner de afrondingsstraal is de curve vroeger afvalt bij een bepaalde rotatiehoek.

De oorzaak hiervan kan ingezien worden met de opgemeten PEEQ's. Op het zelfde tijdstip is het proefstuk naarmate een kleinere afrondingstraal meer onderhevig aan plastische vervorming.

Hoe kleiner de afrondingsstraal is, hoe groter ook de spanningsconcentratie aan de afronding is (zie **Figuur 5.2** en **Figuur 5.3**). De lage rekversteving van Ti-6Al-4V betekent bovendien een kleine stijging in spanning een grote wijziging in rek.

Voorts zal er in een grotere afronding meer elastische en plastische vervorming plaats vinden, wat vastgesteld werd. Doordat de vervorming tot buiten de beschouwde lengte L_s uitdijt, zal over deze lengte minder vervorming opgemeten worden.

De kleine hoeveelheid plastische vervorming in de afrondingen werd reeds door Leung in de jaren 80 aangetoond [47]. Een illustratie hiervan is terug te vinden in bijlage 5.1, 5.2 en 5.3. Met deze berekeningen toonde Leung ook aan dat de spanningsconcentraties geen nadelig effect hebben op de homogene toestand in het proefstuk. Hij stelde vast dat de plastische vervorming vooral aan de flanken ontstaat en bij stijgende belasting radiaal en axiaal uitbreidt totdat uiteindelijk een homogene toestand bekomen wordt. Een minder nauwkeurige verifiëring is hiervan terug te vinden in dezelfde bijlage.

In diezelfde bijlage is uiteindelijk ook te zien dat naarmate de plastische vervorming toeneemt, uiteindelijk de homogene toestand verbroken wordt door de localisering van een afschuifband. In deze band stijgt de plastische vervorming enorm met breuk tot gevolg. Door scheurpropagatie komen beide proefstukflanken ten opzichte van elkaar uit het center te liggen.

Uit deze beelden blijkt ook dat de flanken elastisch blijven.

Ter info, Leung stelde ook vast dat de plastische zone bij materialen met een hogere rekversteving homogener uitbreidt.

De PEEQ in de axiale en radiale richting van elk proefstuk varieert over het algemeen weinig. De relatief hoge uitwijkingen aan de randen bij de ‘scherpe’ afrondingen, al dan niet door spanningsconcentraties of numerieke fouten, hebben hier alvast geen invloed op de localisering van de afschuiving. Een homogene toestand mag aangenomen worden.

Tot slot, loopt de TRIAX op **Figuur 5.7** weinig uiteen voor de verschillende afrondingsstralen. Het verschil tussen de minimum en maximum waarden is verwaarloosbaar. De laagste TRIAX treedt op in de middensectie van het proefstuk.

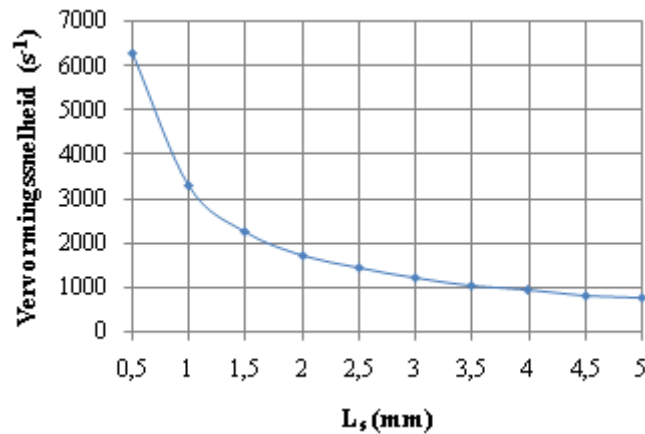
Er kan geconcludeerd worden dat de afrondingen weinig invloed hebben. Een goede mesh is essentieel om zinvolle simulaties te kunnen doen.

5.3.4 *Lengte*

Het variëren van de lengte L_s leidt tot een variatie in de vervormingssnelheid. Dit werd in hoofdstuk 2 ingezien met de vergelijkingen (2.28). De vervormingssnelheid in functie van deze lengte wordt weergegeven in **Figuur 5.8**.

Deze grafiek werd opgesteld met de materiaaleigenschappen van de huidige CK45-staven (**Tabel 2.2**) en de staafdiameter van 20 mm. De overige nuttige gegevens van het proefstuk zijn terug te vinden in **Tabel 5.6**. De materiaaleigenschappen in **Tabel 2.2**.

Uit deze grafiek blijkt dat bij toename van de lengte L_s de vervormingssnelheid hyperbolisch afneemt. Bij de eindige elementen berekeningen zal dit ook zo zijn bij een gelijkblijven de hoeksnelheid (zie vergelijking (4.4))



Figuur 5.8 De vervormingssnelheid in functie van de lengte L_s

Om de invloed van de lengte L_s na te gaan, zijn drie lengtes gekozen die wat in lijn liggen met de veelgebruikte waarden in de literatuur (paragraaf 5.1.3). Deze zijn terug te vinden in **Tabel 5.6**, naast de resterende dimensies van het proefstuk.

Naam	L_s (mm)	h_s (mm)	d_i (mm)	R_1 (mm)	R_2 (mm)	exc. (mm)	α (°)	mat.
$Ls15$	1,5	0,4	8	1,0	-	-	70°	Ti-6Al-4V
$Ls20$	2,0							
$Ls25$	2,5							

Tabel 5.6 Overzicht van de geometrische parameters die gebruikt zijn bij de studie naar de invloed van de lengte L_s

De verdeling van de numerieke elementen in deze afrondingsstralen werd met 'Seed Edge: Biased' opgelegd. De instellingen hiervoor zijn terug te vinden in **Tabel 5.7**.

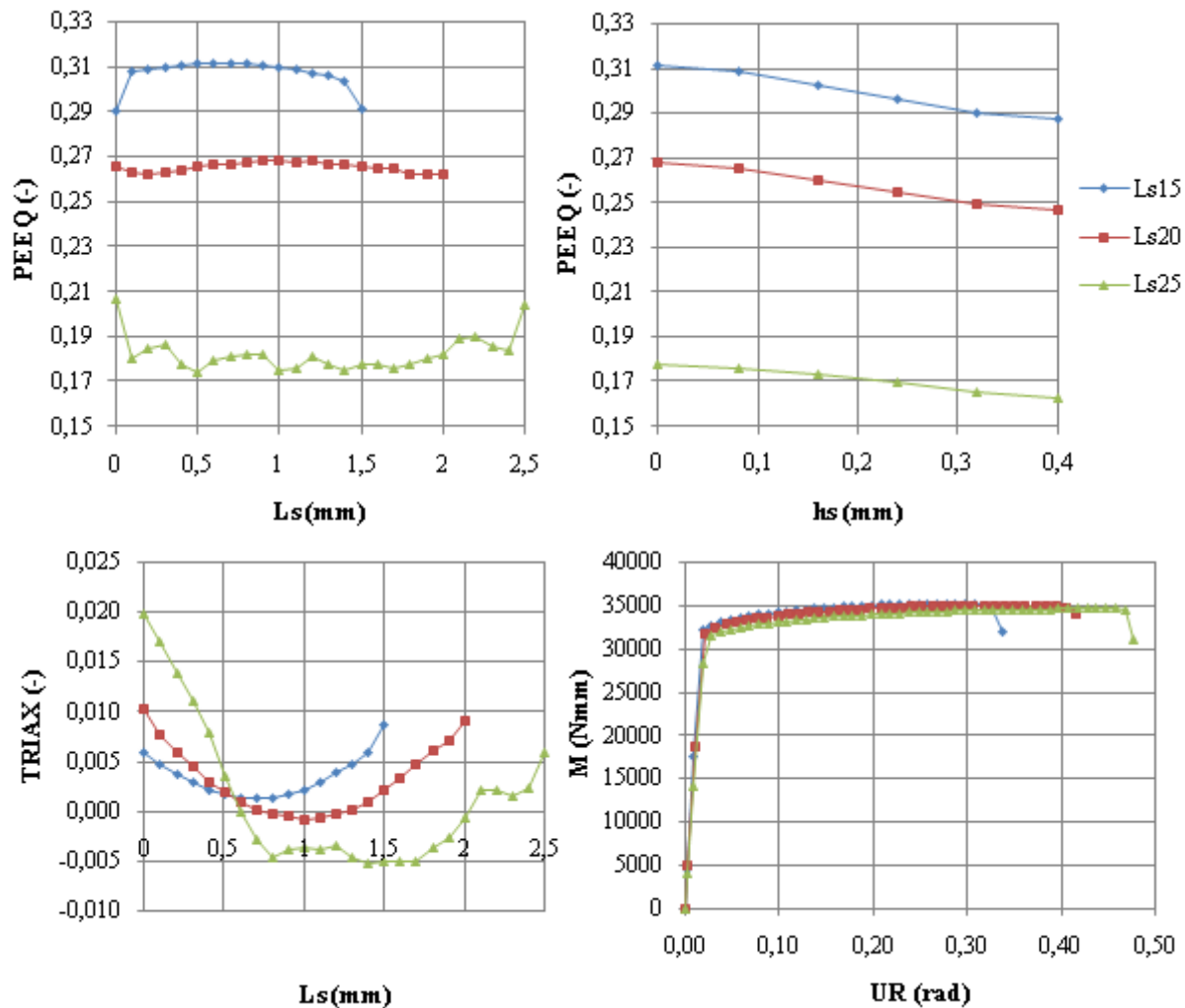
Naam	Seed Edge: Biased		
	aant. el.	ratio d_i	ratio d_u
$Ls15$	6	2,00	3,00
$Ls20$	7	2,75	3,75
$Ls25$	6	2,00	3,00

Tabel 5.7 Instellingen van de 'Seed Edge: Biased' in de afrondingen die gebruikt zijn bij de studie naar de invloed van de lengte L_s

Op **Figuur 5.9** zijn de resultaten terug te vinden van de PEEQ, TRIAX, M en UR. Deze zijn ook hier steeds op dezelfde plaats opgemeten. De belasting werd gedurende 1,1 ms aangelegd en de PEEQ en TRIAX zijn op het tijdstip 0,5 ms opgemeten. Voor de PEEQ en TRIAX axiaal opgemeten op de buitenwand (L_s) komt de oorsprong overeen met de kant waar het koppel aangelegd wordt. De

oorsprong voor de PEEQ in de radiale richting komt overeen met de buitenwand. Deze werd langs de middensectie van de dunwandige buis opgemeten.

De localisering van de afschuiving vond bij alle proefstukken plaats in de middensectie.



Figuur 5.9 Overzicht van de resultaten van PEEQ, TRIAX, M en UR bij verschillende lengtes L_s en een hoeksnelheid van 500 rad/s

De moment-rotatiecurves (**Figuur 5.9**) vertonen ook hier onderling weinig verschil. Toch dalen deze een klein beetje bij toenemende lengte, wat logisch is gezien de lagere vervormingssnelheid. Bij toenemende lengte valt de curve ook bij een grotere rotatiehoek af. De oorzaak hiervan kan terug ingezien worden met de opgemeten PEEQ's. Op het zelfde tijdstip heerst in het kortere proefstuk een hogere plastische vervorming.

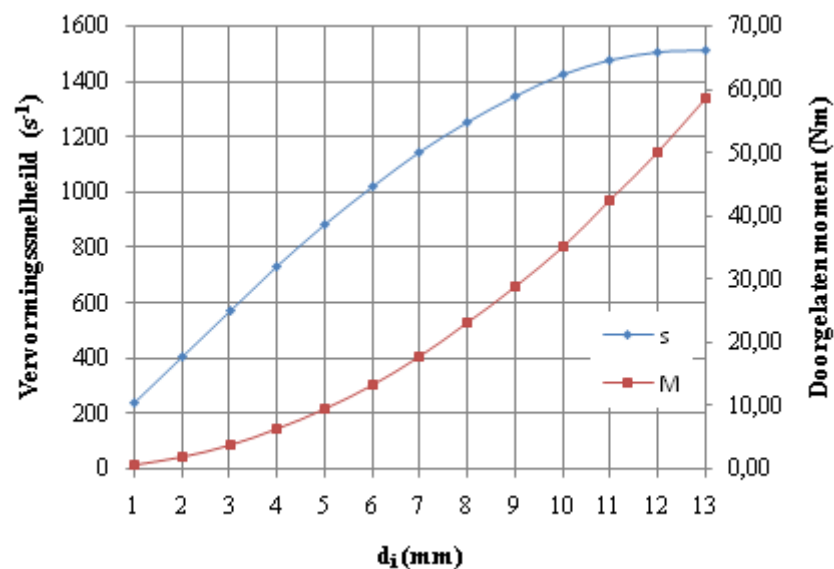
De PEEQ in de axiale en radiale richting van elk proefstuk varieert over het algemeen weinig. Een homogene toestand mag aangenomen worden. De TRIAX is voor alle gevallen aanvaardbaar.

Er kan geconcludeerd worden dat bij keuze van deze lengtes de toestand in het proefstuk homogeen blijft. Dit is interessant om de vervormingssnelheid te gaan variëren. Doordat de vervormingssnelheid exponentieel afneemt bij toenemende lengte L_s heeft het weinig nut om te opteren voor lengtes groter dan 2,5 mm en zeker 3 mm. Hoe groter deze lengte hoe groter ook de kans wordt dat er geen homogene toestand meer zal heersen in het proefstuk.

5.3.5 Binnendiameter

Het variëren van de binnendiameter d_i leidt tot een variatie in de vervormingssnelheid en het doorgelaten moment. Dit werd in hoofdstuk 2 ingezien met de vergelijkingen (2.28) en (2.13). De vervormingssnelheid en het doorgelaten moment in functie van deze binnendiameter wordt weergegeven in **Figuur 5.10**.

Deze grafiek werd opgesteld met de materiaaleigenschappen van de huidige CK45-staven (**Tabel 2.2**) en de staafdiameter van 20 mm. De overige nuttige gegevens van het proefstuk zijn terug te vinden in **Tabel 5.7**. De materiaaleigenschappen in **Tabel 2.2**.



Figuur 5.10 De vervormingssnelheid en het doorgelaten moment in functie van de binnendiameter d_i

De praktisch maximale haalbare diameter is hier 13 mm. Dit is de ingeschreven cirkel van de hexagonale proefstukflanken die in de adapters passen (zie bijlage 4.1).

Uit deze grafiek blijkt dat bij toename van de binnendiameter d_i de vervormingssnelheid toeneemt en het doorgelaten moment kwadratisch toeneemt. Voor de vervormingssnelheid bestaat er een optimum: hier is dit ongeveer 13mm. Een grotere diameter leidt dan tot een lagere vervormingssnelheid omdat koppel vereist voor het torsen van het proefstuk te groot wordt in verhouding tot de ingaande golf. Anderzijds daalt de vervormingssnelheid eveneens bij een diameter kleiner dan het optimum.

De invloed van de binnendiameter wordt met vier verschillende diameters nagegaan. Deze zijn terug te vinden in **Tabel 5.8**, naast de resterende dimensies van het proefstuk.

Naam	L_s (mm)	h_s (mm)	d_i (mm)	R_1 (mm)	R_2 (mm)	exc. (mm)	α (°)	mat.
<i>Di7</i>	2	0,4	7	1,0	-	-	70°	Ti-6Al-4V
<i>Di8</i>			8					
<i>Di9</i>			9					
<i>Di10</i>			10					

Tabel 5.8 Overzicht van de geometrische parameters die gebruikt zijn bij de studie naar de invloed van de binnendiameter d_i

De verdeling van de numerieke elementen in deze afrondingsstralen werd met ‘Seed Edge: Biased’ opgelegd. De instellingen hiervoor zijn terug te vinden in **Tabel 5.9**.

In eerste instantie werd echter met 6 elementen gewerkt, met een ratio van 2 (voor d_i) en een ratio van 3 (voor d_u). Bij de berekening van een proefstuk met een binnendiameter van 7 mm localiseerde de afschuiving zich echter in de afronding, de kant waar het koppel aangelegd wordt. Met de fijnere mesh vanuit **Tabel 5.9** localiseerde de afschuiving zich terug in het midden van het proefstuk. Dit was zo bij alle proefstukken.

Naam	Seed Edge: Biased		
	aant. el.	ratio d_i	ratio d_u
<i>Di7</i>	7	2,75	3,75
<i>Di8</i>			
<i>Di9</i>			
<i>Di10</i>			

Tabel 5.9 Instellingen van de 'Seed Edge: Biased' in de afrondingen die gebruikt zijn bij de studie naar de invloed van de lengte L_s

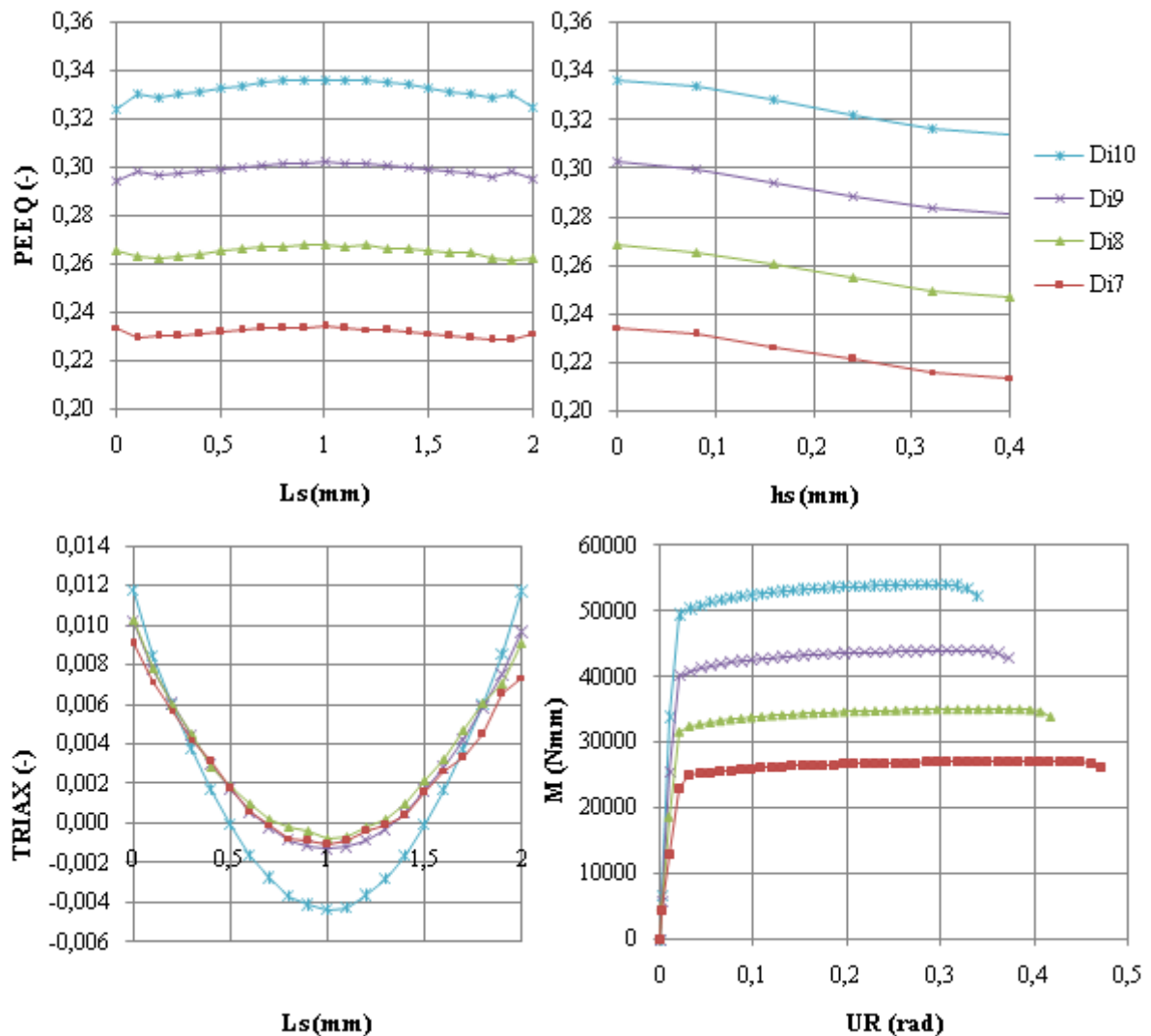
Op **Figuur 5.11** zijn de resultaten terug te vinden van de PEEQ, TRIAX, M en UR. De belasting werd gedurende 1,1 ms aangelegd en de PEEQ en TRIAX zijn op het tijdstip 0,5 ms opgemeten.

Zoals verwacht (**Figuur 5.10**) neemt de moment-rotatiecurve toe in **Figuur 5.11**. Het vroeger afvallen van deze curves kan dan weer met de PEEQ's verklaard worden. Ten opzichte van de PEEQ's bij het variëren van de lengte L_s (**Figuur 5.9**) vertonen deze onderling minder variaties in minimum en maximum waarden.

De TRIAX is voor alle gevallen aanvaardbaar.

Er kan geconcludeerd worden dat het variëren van de binnendiameter vooral een wijzing aanbrengt in het doorgelaten moment. Met de binnendiameter kan in minder grote getale de vervormingssnelheid

gewijzigd worden in tegenstelling tot de lengte L_s . Het variëren van de binnendiameter heeft amper invloed op de homogeniteit in het proefstuk. Er moet vooral rekening mee gehouden worden dat de ingaande golf nog voldoende groot is ten opzichte van de doorgelaten golf. Los daarvan bepaalt de amplitude van de ingaande golf natuurlijk ook de vervormingssnelheid (zie vergelijking (2.27)).

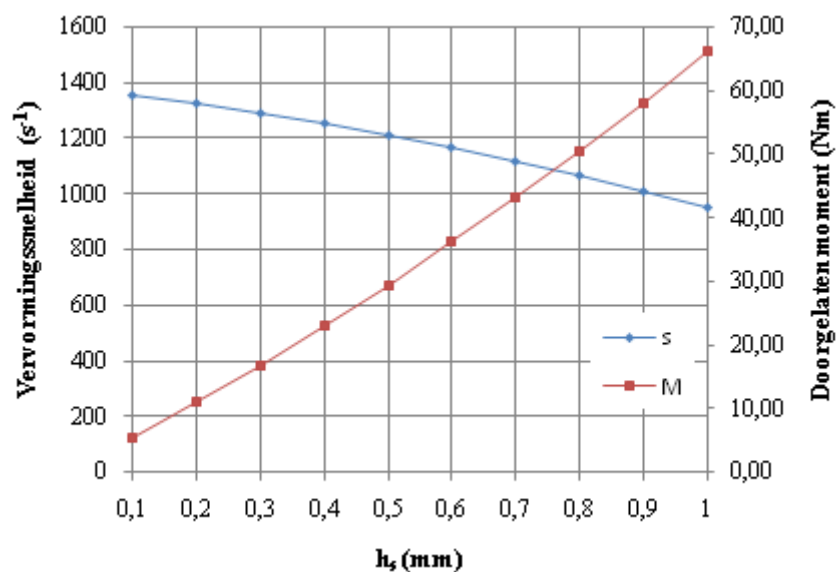


Figuur 5.11 Overzicht van de resultaten van PEEQ, TRIAX, M en UR bij verschillende binnendiameters d_i en een hoeksnelheid van 500 rad/s

5.3.6 Wanddikte

Het variëren van de wanddikte h_s leidt ook tot een variatie in de vervormingssnelheid en het doorgelaten moment. De vervormingssnelheid en het doorgelaten moment in functie van deze binnendiameter wordt weergegeven in **Figuur 5.12**.

Uit deze grafiek blijkt dat bij toename van de wanddikte h_s de vervormingssnelheid quasi lineair afneemt en het doorgelaten moment kwasi lineair toeneemt.



Figuur 5.12 De vervormingssnelheid en het doorgelaten moment in functie van de wanddikte h_s

Om de invloed van de wanddikte na te gaan, worden drie verschillende diktes beschouwd. Deze zijn terug te vinden in **Tabel 5.10**.

Naam	L_s (mm)	h_s (mm)	d_i (mm)	R_1 (mm)	R_2 (mm)	exc. (mm)	α (°)	mat.
$hs0,3$	2	0,3	8	1,0	-	-	70°	Ti-6Al-4V
$hs0,4$		0,4						
$hs0,5$		0,5						

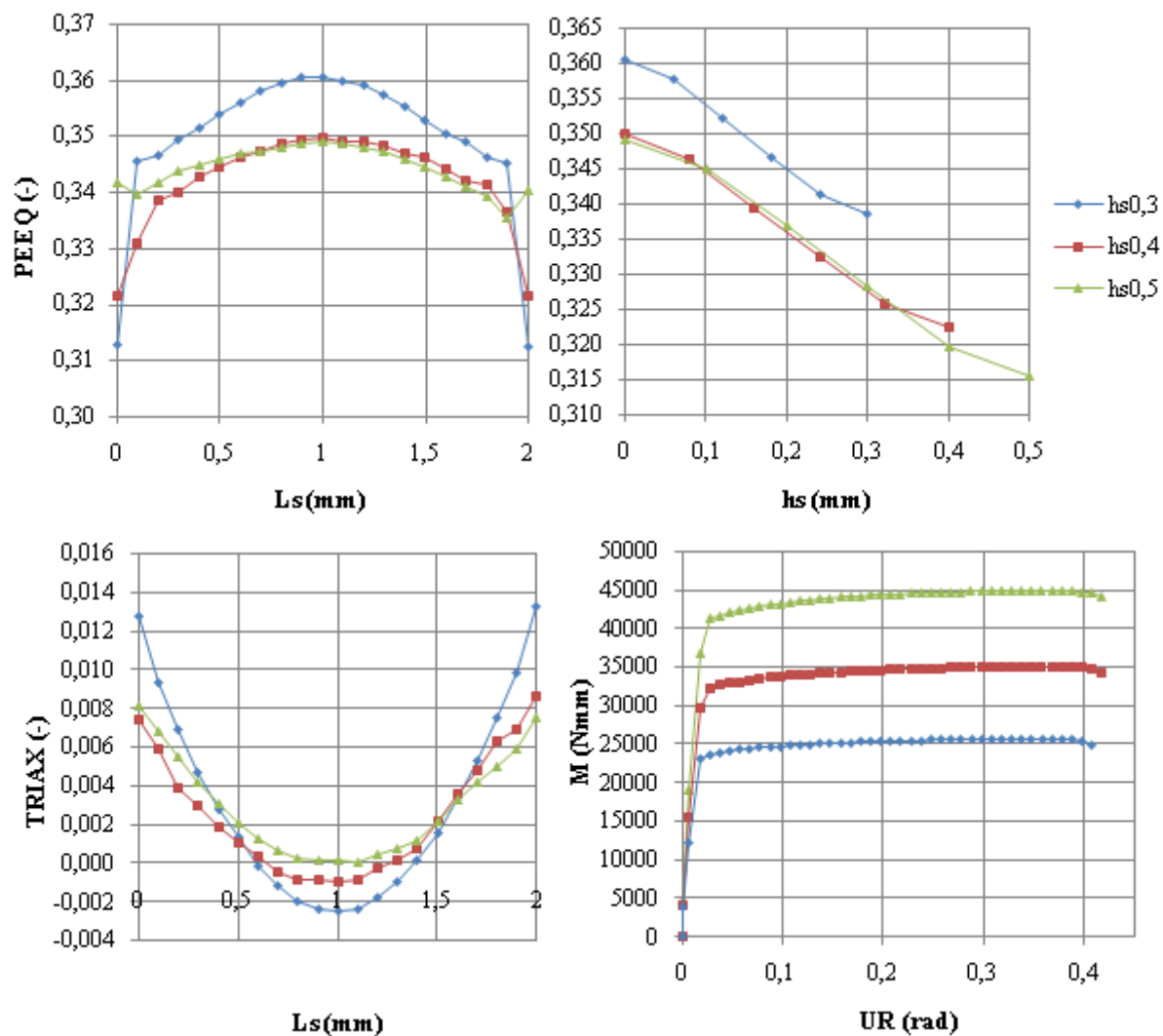
Tabel 5.10 Overzicht van de geometrische parameters die gebruikt zijn bij de studie naar de invloed van de binnendiameter d_i

De verdeling van de numerieke elementen in deze afrondingsstralen werd met 'Seed Edge: Biased' opgelegd. De instellingen hiervoor zijn terug te vinden in **Tabel 5.11**.

Naam	Seed Edge: Biased		
	aant. el.	ratio d_i	ratio d_u
$hs0,3$	6	2,00	3,00
$hs0,4$			
$hs0,5$			

Tabel 5.11 Instellingen van de 'Seed Edge: Biased' in de afrondingen die gebruikt zijn bij de studie naar de invloed van de binnendiameter d_i

Op **Figuur 5.13** zijn de resultaten terug te vinden van de PEEQ, TRIAX, M en UR. De belasting werd gedurende 1 ms aangelegd en de PEEQ en TRIAX zijn op het tijdstip 0,7 ms opgemeten.



Figuur 5.13 Overzicht van de resultaten van PEEQ, TRIAX, M en UR bij verschillende wanddikten h_s en een hoeksnelheid van 500 rad/s

Zoals verwacht (**Figuur 5.12**) neemt de moment-rotatiecurve toe in **Figuur 5.13**. Het vroeger afvallen van vooral de curve overeenkomend met een wanddikte van 0,3 mm kan terug ingezien worden met de PEEQ's. Met deze PEEQ's wordt ook ingezien dat een vermindering in wanddikte de homogeniteit in de radiale richting ten goede komt, maar in axiale richting niet.

Een vermindering in wanddikte maakt het proefstuk ook minder gevoelig voor spanningsconcentraties volgens **Figuur 5.2** en **Figuur 5.3**.

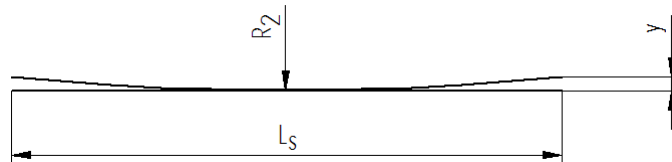
De TRIAX is voor alle gevallen aanvaardbaar.

Er kan geconcludeerd worden dat een wanddikte van 0,4 mm in dit geval een goed compromis is die ook goed aansluit bij de wanddiktes uit de literatuur (**Tabel 5.1**). Bij de keuze van de wanddikte moet zeker en vast ook met de productie methode van het proefstuk rekening gehouden worden. Een te dunne wanddikte kan bijvoorbeeld te gevoelig zijn aan vervormingen tijdens de machinebewerking.

5.3.7 Imperfecties

5.3.7.1 Gecurfd oppervlak

Om het proefstuk robuust te maken tegen productiefouten maakt Ranc de buitenwand van proefstuk lichtjes gecurfd (**Figuur 5.14**) [19]. Hierdoor zal de afschuifband zich met zekerheid in de middensectie van het proefstuk vormen.



Figuur 5.14 Curving van de buitenwand

Verschillende stralen R_2 van deze curving werden nagegaan. De geometrische parameters voor de berekeningsmodellen zijn terug te vinden in **Tabel 5.12**.

Met deze curving zal de wanddikte zeker niet meer constant zijn over de volledige lengte. De afwijking van de middensectie y ten opzichte van de randen wordt ook in deze tabel meegegeven.

Naam	L_s (mm)	h_s (mm)	d_i (mm)	R_1 (mm)	R_2 (mm)	y (mm)	exc. (mm)	α (°)	mat.
R20	2	0,4	8	1,0	20	0,0250	-	70°	Ti-6Al-4V
R30					30	0,0167			
R40					40	0,0125			
R50					50	0,0100			
R100					100	0,0050			
R00					0	0			

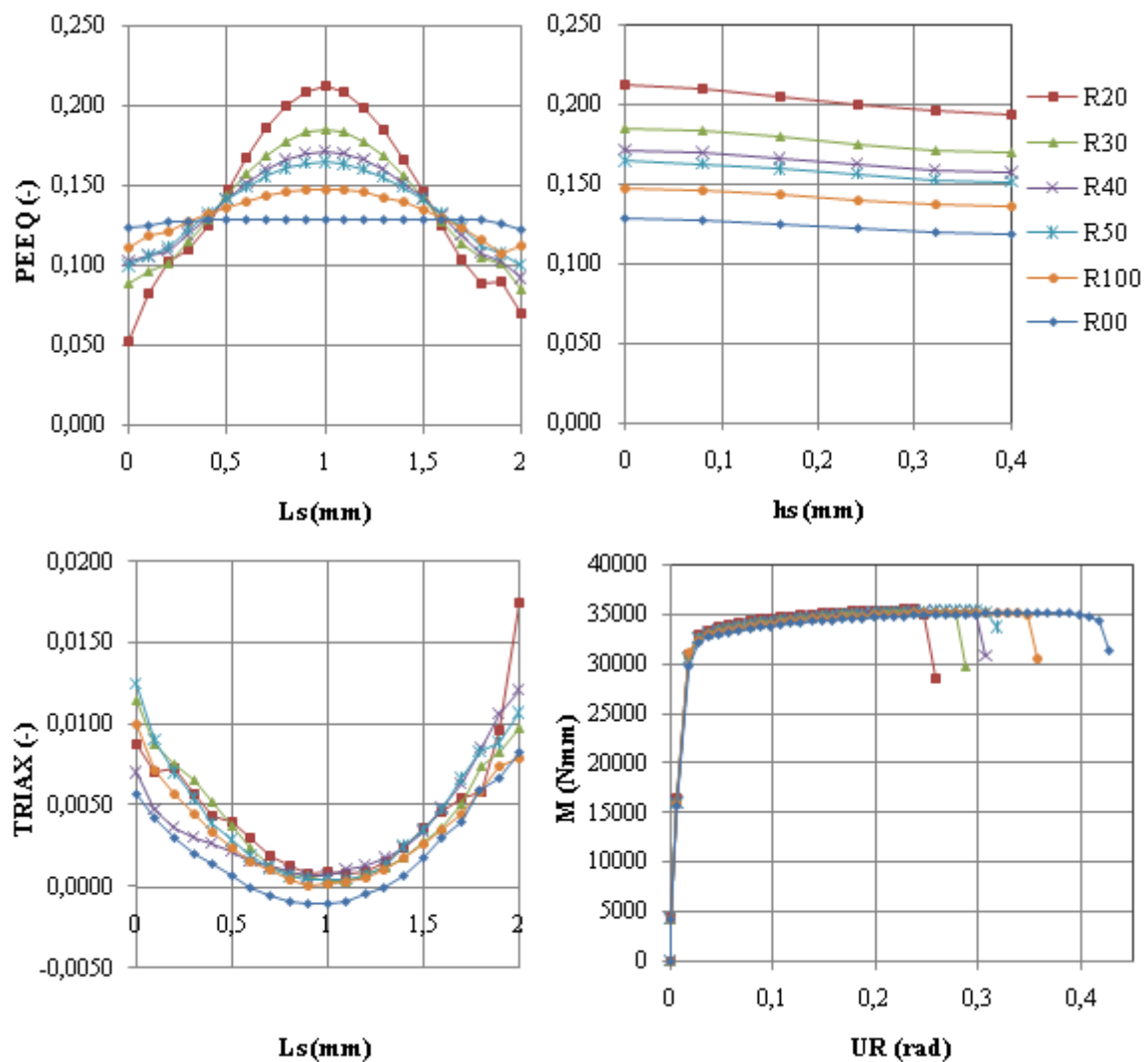
Tabel 5.12 Overzicht van de geometrische parameters die gebruikt zijn bij de studie naar de invloed van een gecurfd oppervlak R_2

De instellingen voor de verdeling van de numerieke elementen in de afrondingsstralen zijn terug te vinden in **Tabel 5.9**.

Naam	Seed Edge: Biased		
	aant. el.	ratio d_i	ratio d_u
R20	6	2,00	3,00
R30			
R40			
R50			
R100			
R00			

Tabel 5.13 Instellingen van de 'Seed Edge: Biased' in de afrondingen die gebruikt zijn bij de studie naar de invloed van een gecurfd oppervlak R_2

Op **Figuur 5.13** zijn de resultaten terug te vinden van de PEEQ, TRIAX, M en UR. De belasting werd gedurende 1 ms aangelegd en de PEEQ en TRIAX zijn op het tijdstip 0,3 ms opgemeten.



Figuur 5.15 Overzicht van de resultaten van PEEQ, TRIAX, M en UR bij verschillende curvingen van de buitenwand en een hoeksnelheid van 500 rad/s

De moment-rotatiecurves (**Figuur 5.15**) vallen bij een kleinere rotatiehoek af als de curving toeneemt. Bij toename van de curving komen deze ook een klein beetje hoger te liggen. Uit de PEEQ's blijkt dat bij de sterkste curving R20 de homogeniteit axiaal ernstig verstoord is. Naar mate de curving toeneemt, komen de minimum en maximum PEEQ's in de radiale zin ook wat meer uiteen te liggen. Toch blijft een goede homogene toestand bewaard. De TRIAX wordt amper beïnvloed.

5.3.7.2 Excentriciteit

Zorgen dat de buitenwand en het boorgat mooi concentrisch zijn, wat wil zeggen dat hun middelpunt samenvalt, is een zeer moeilijk gegeven bij de productie. Daarom is het zeer belangrijk om deze invloed na te gaan.

In eerste instantie werd een excentriciteit van 0,01 mm beschouwd. Zoals zichtbaar is in bijlage 5.4 heeft dit serieuze gevolgen. De afschuiving begint daar waar de wanddikte het kleinst is. Bovendien wordt het proefstuk scheefgetrokken, waardoor de scheur ontstaat aan de afronding waar het koppel opgelegd wordt. Deze scheur heeft dan de neiging, door de scheefgetrokken toestand, diagonaal naar de andere kant te lopen.

Door een excentriciteit te combineren met een gecurfd buitenwand, werd nagegaan of de localisering van de afschuiving terug in de middensectie plaats kon vinden.

De dimensies van de verschillende berekeningsmodellen zijn terug te vinden in **Tabel 5.14**.

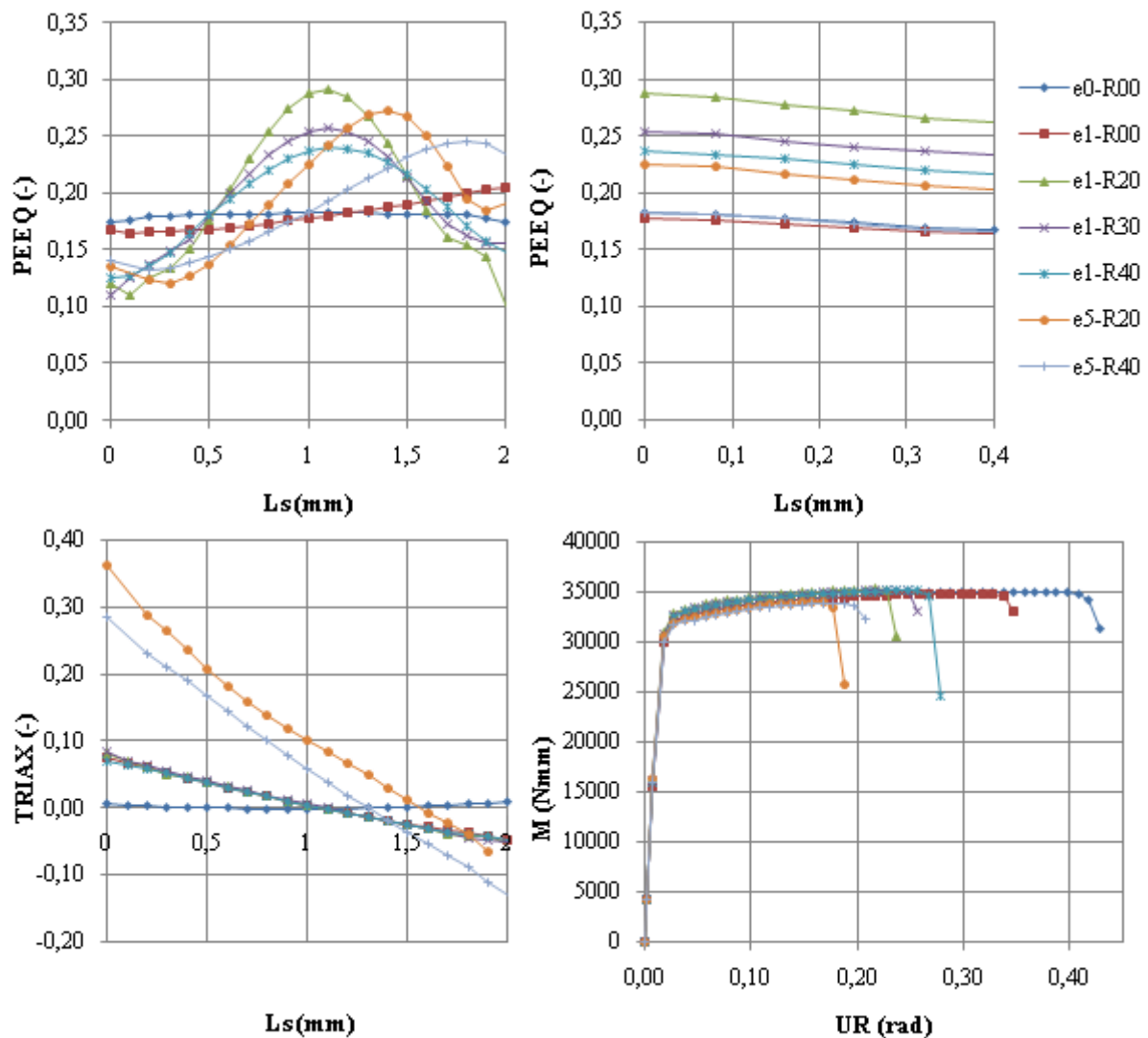
Naam	L _s (mm)	h _s (mm)	d _i (mm)	R ₁ (mm)	R ₂ (mm)	y (mm)	exc. (mm)	a (°)	mat.
e0-R00	2	0,4	8	1,0	0	0	0,00	70°	Ti-6Al-4V
e1-R00					0	0	0,01		
e1-R20					20	0,0250	0,05		
e1-R30					30	0,0167			
e1-R40					40	0,0125			
e5-R20					20	0,0250			
e5-R40					40	0,0125			

Tabel 5.14 Overzicht van de geometrische parameters die gebruikt zijn bij de studie naar de invloed van excentriciteit

De instellingen voor de verdeling van de numerieke elementen in de afrondingsstralen zijn terug te vinden in **Tabel 5.9**.

Naam	Seed Edge: Biased		
	aant. el.	ratio d_i	ratio d_u
<i>R20</i>	6	2,00	3,00
<i>R30</i>			
<i>R40</i>			
<i>R50</i>			
<i>R100</i>			
<i>R00</i>			

Tabel 5.15 Instellingen van de 'Seed Edge: Biased' in de afrondingen die gebruikt zijn bij de studie naar de invloed van excentriciteit



Figuur 5.16 Overzicht van de resultaten van PEEQ, TRIAX, M en UR bij excentriciteit, verschillende curvingen van de buitenwand en een hoeksnelheid van 500 rad/s

Uit de PEEQ's op **Figuur 5.16** blijkt dat bij een excentriciteit van 0,01 mm met een curving de localisatie van de afschuiving terug ongeveer in het midden kan gebracht worden. In het midden ligt de TRIAX ook dicht tegen nul. Deze TRIAX is het grootst aan de kant waar het koppel aangrijpt. Dit is visueel in te zien op de afbeeldingen in bijlage 5.4. Door de excentriciteit wordt de dunwandige buis scheefgetrokken, met trekspanningen tot gevolg.

Bij een excentriciteit van 0,05 is het al weer een stuk moeilijker om dit over te doen. Toch slaagt een gecurfd buitenwand van R20 daar nog redelijk goed in. Dit gaat echter ten koste aan een stijging van de TRIAX. De scheurvorming bij een excentriciteit van 0,05 en een gecurfd oppervlak R20 wordt visueel voorgesteld in bijlage 5.4.

Er kan geconcludeerd worden dat er best geen excentriciteit van meer dan 0,01 mm bestaat. Met een gecurfd buitenwand kan de localisatie van de afschuiving dan nog ongeveer in het midden gehouden worden.

Hoofdstuk 6

Dynamische torsieproeven

6.1 Aangewende proefstukgeometrie

In eerste instantie werden enkele willekeurige proefstukken uit aluminium (**Figuur 6.1**) beproefd om vooral de werking van de torsieopstelling te analyseren. Het proefstuk werd uit een aluminiumstaaf gemaakt met de conventionele middelen (boor en draaibank) die voor handen waren in het labo. Op de uiteinden van het proefstuk werden hexagonale flanken vastgelijmd. Deze flanken werden van een stalen hexagonale staaf op maat gezaagd en van een zo groot mogelijk boorgat voorzien. Het gebruik en instellen van een freesbank werd hierdoor vermeden. De verlijming gebeurde met de lijm Loctite 480 (bijlage 8.10) en hield stand tijdens de beproeving. De rekmetingen en analyse van deze proefstukken worden hier verder buiten beschouwing gelaten.



Figuur 6.1 Proefstuk uit aluminium met opgelijmde stalen flanken



Figuur 6.2 Proefstuk uit Ti-6Al-4V

Na de analyse en het vertrouwd geraken met de opstelling werd een reeks van tien dezelfde proefstukken uit Ti-6Al-4V gemaakt (**Figuur 6.2**). Hier werd er voor geopteerd om het proefstuk met zijn flanken in zijn geheel uit de Ti-6Al-4V staaf van 16 mm te laten maken. De lijmverbinding van de hexagonale flanken zal namelijk door de hoge sterkte van Ti-6Al-4V meer op de proef gesteld worden. Zonder deze lijmverbinding is het proefstuk ook nauwkeuriger en beter reproduceerbaar. Bovendien worden deze proefstukken sowieso uit een staaf met een diameter van 16 mm gemaakt, zodat het materiaalverlies met het verlijmen van flanken toch niet beperkt kan worden.

Voor een goede reproduceerbaarheid van deze ‘complexe’ geometrie werd de fabricage van deze reeks uitbesteed aan een constructeur gespecialiseerd in fijnmechanica. In bijlage 4.2 is de constructietekening van dit proefstuk terug te vinden. De dimensies van dit proefstuk waren toen vooral gebaseerd op de literatuur. Voorkennis aan de hand van eindige elementenberekeningen was toen nog niet verworven.

6.2 Proefresultaten

6.2.1 *Proefverloop*

De proeven op deze eerste reeks proefstukken gebeurden steeds bij een belastingsduur van ongeveer 1,5 ms. De kerf in de breekbout bedroeg ongeveer 6,65- 6,70 mm. De draaihoek waarmee de staaf voorgetorst wordt, werd gevarieerd bij sommige proeven. Zo waren de proefstukken dan onderhevig aan verschillende vervormingssnelheden.

Naast het opmeten van de rekken werd met een hogesnelheidscamera ook altijd het lokaal gedrag van het proefstuk in beeld gebracht.

Om een logboek aan te leggen van de proeven werd hiervoor een sjabloon/meetfiche gemaakt. Deze meetfiche is terug te vinden in bijlage 6. Met deze meetfiches kan zo bijgehouden worden wat de instellingen van de proefopstelling waren. Op deze meetfiches kunnen daaromtrent ook opmerkingen geformuleerd worden. De eerste proefvaststellingen kunnen ook op deze meetfiches geschreven worden, al dan niet op de ommezijde.

Zo werd vastgesteld dat, tegen de verwachtingen in, de afschuiving steeds plaats vond in de afrondingen aan de flanken.

6.2.2 *Verificatie proefstukgeometrie*

Vooraleer de proefstukken beproefd werden, werden ze onderworpen aan een kwaliteitsinspectie.

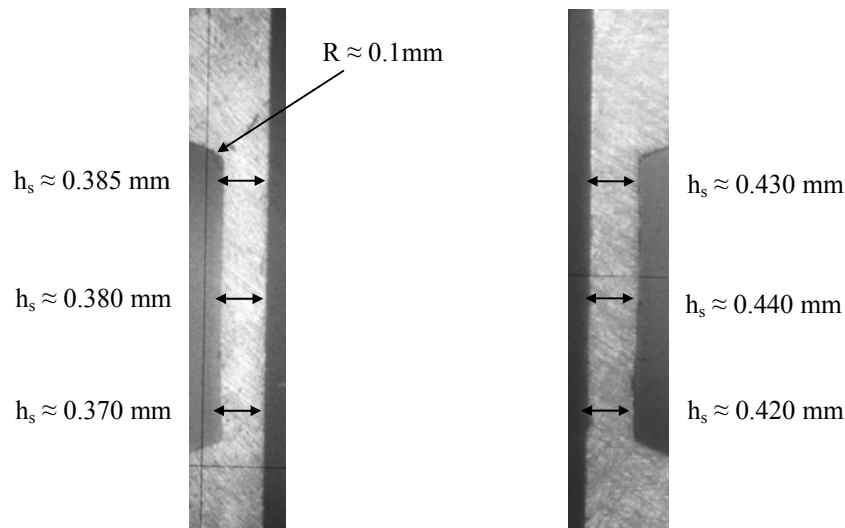
De controle van de geometrie van de proefstukken gebeurde hier met een schuifmaat en een profielprojector.

De constructeur had vooraf al aangegeven dat één proefstuk niet conform was aan de vooropgestelde maten in de constructietekening. Dit proefstuk (genaamd Ti1.10) had een wanddikte van 0,3 mm in plaats van 0,4 mm, wat bij de eigen controle ook zo bleek te zijn. De overige proefstukken voldeden hier wel aan.

Met de profielprojector werd echter vastgesteld dat de buitenwand bij de meeste proefstukken een klein beetje gebold was over de lengte L_s . Dit verklaart waarom bij alle proeven de afschuiving steeds in de afrondingen plaats vond.

Om de geometrie nog beter te onderzoeken, werd beslist om van één proefstuk (Ti 1.9) een sectiesnede te maken. Deze doorsnede werd dan met een microscoop uitvergroot zoals afgebeeld op **Figuur 6.3**.

Met deze sectiedoorsnede werd vastgesteld dat de wanddikte varieert. Dit vooral door een excentriciteit van ongeveer 0,02 mm. Voorts zijn de afrondingen scherper dan opgegeven en lagen deze wat dieper dan de middensectie. De buitenwand is hierdoor bolvormig zoals met de profielprojector vastgesteld werd. Met de beschouwingen uit hoofdstuk 6 is het dan ook meer dan logisch dat de afschuiving zich steeds in de afrondingen vormt.



Figuur 6.3 Opgemeten sectiedoorsnede van proefstuk Ti.9

Voor de volgende reeks proefstukken is het best om met de constructeur eens na te gaan of betere toleranties haalbaar zijn. Een robuuster proefstuk doormiddel van een gecurfd oppervlak kan ook al veel betere resultaten geven, zoals aangetoond werd in paragraaf 5.3.7.2.

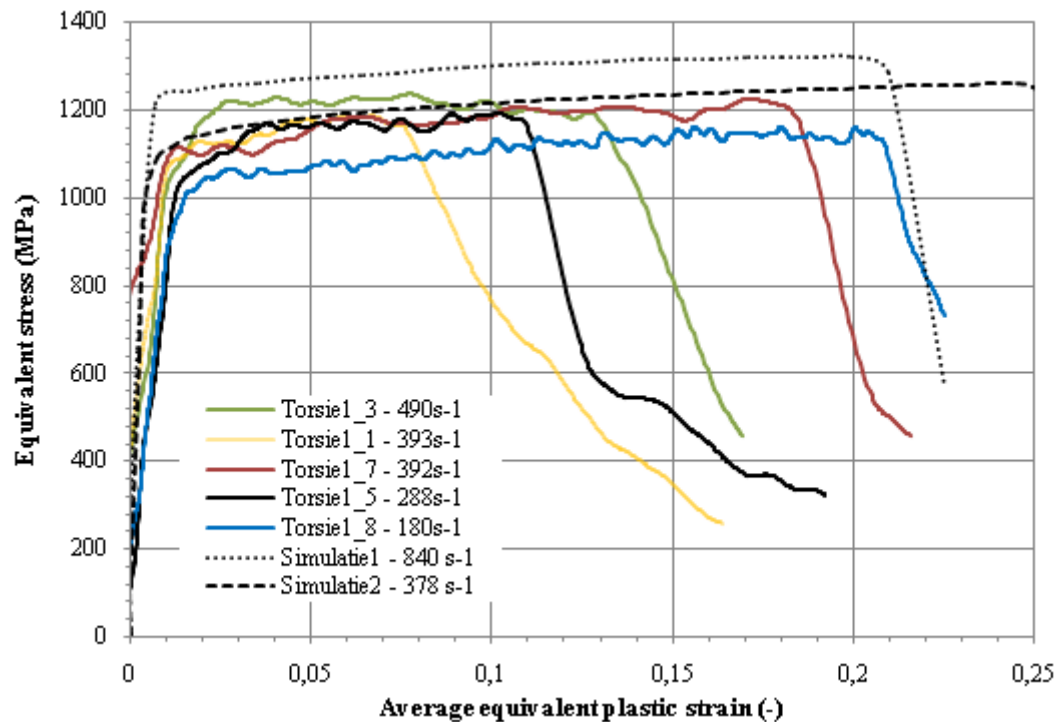
6.2.3 Rekmetingen

Uit de rekmetingen blijkt dat sommige proefstukken breken bij een vrij lage gemiddelde afschuifrek (5%-15%), terwijl ongeveer 20%-40% verwacht wordt [49]. Dit komt voor een groot deel door de aanname bij de verwerking van de rekmetingen. Er wordt namelijk aangenomen dat er een homogene toestand heerst in het proestuk, terwijl dit hier niet zo is. Deze gemiddelde afschuifrek ligt hierdoor lager dan de meer gelocaliseerde rek ter hoogte van de afrondingen.

Enkele rekmetingen die verwerkt werden, worden afgebeeld in **Figuur 6.4**. In deze spanning-rekcurves wordt enkel rekening gehouden met de plastische rek na enkele correcties. Bij een van die correcties wordt, op het gevoel, de elastische vervorming in de adapters en de flanken van het proefstuk in rekening gebracht. Voor een nauwkeurigere correctie kan in een volgend onderzoek een richtwaarde van deze elastische vervorming met eindige elementenberekeningen bepaald worden.

Met twee eindige elementenberekeningen is alvast een benadering van de werkelijke geometrie eens gesimuleerd. Dit met het algemene model zoals beschreven in paragraaf 5.3.1. Er werd een berekening uitgevoerd bij een hoeksnelheid van 500 rad/s ($= 840 \text{ s}^{-1}$, zie vergelijking (4.4)) en een hoeksnelheid van 225 rad/s ($= 378 \text{ s}^{-1}$). Het plastisch rekverloop wordt geïllustreerd in bijlage 5.5.

De resultaten van deze berekeningen zijn ook uitgezet in **Figuur 6.4** en komen goed overeen met het gedrag van de werkelijke waarden.



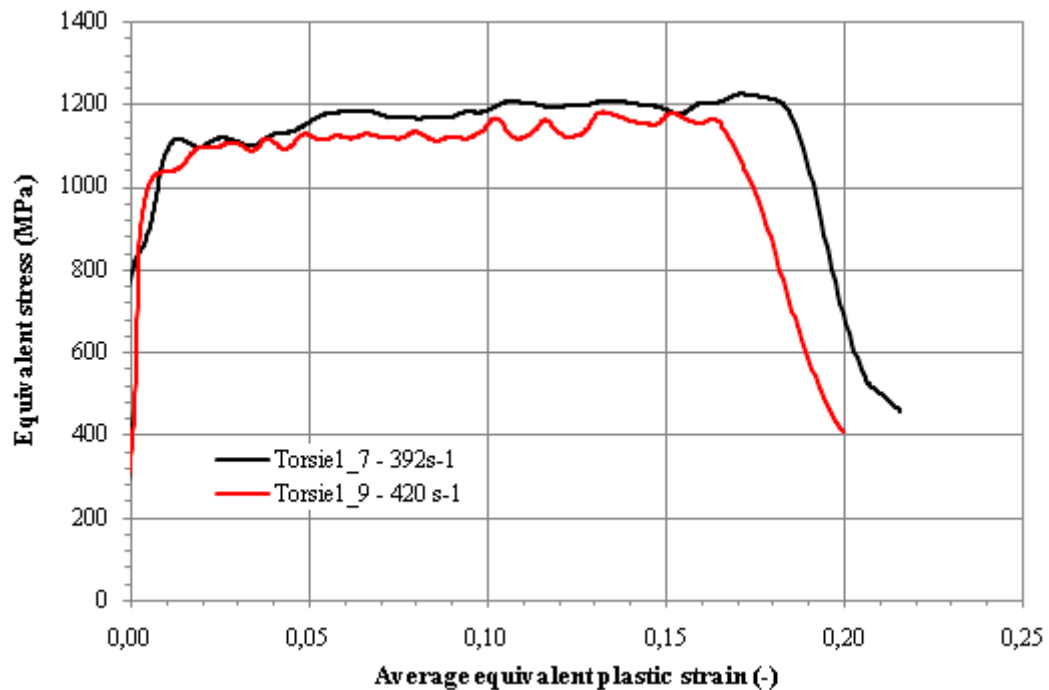
Figuur 6.4 De equivalente spanning in functie van de gemiddelde equivalente plastische vervorming

Uit **Figuur 6.4** blijkt alvast dat bij toenemende vervormingssnelheid de spanningen bij de rekverstevinging hoger komen te liggen. Vervormingssnelheden die toenemen door een groter ingestelde draaihoek op de proefopstelling. De ingestelde draaihoeken zijn terug te vinden in **Tabel 6.1**.

Proef	Draaihoek (°)
<i>Torsiel 3</i>	30
<i>Torsiel 1</i>	25
<i>Torsiel 7</i>	25
<i>Torsiel 5</i>	20
<i>Torsiel 8</i>	15
<i>Torsiel 9</i>	25

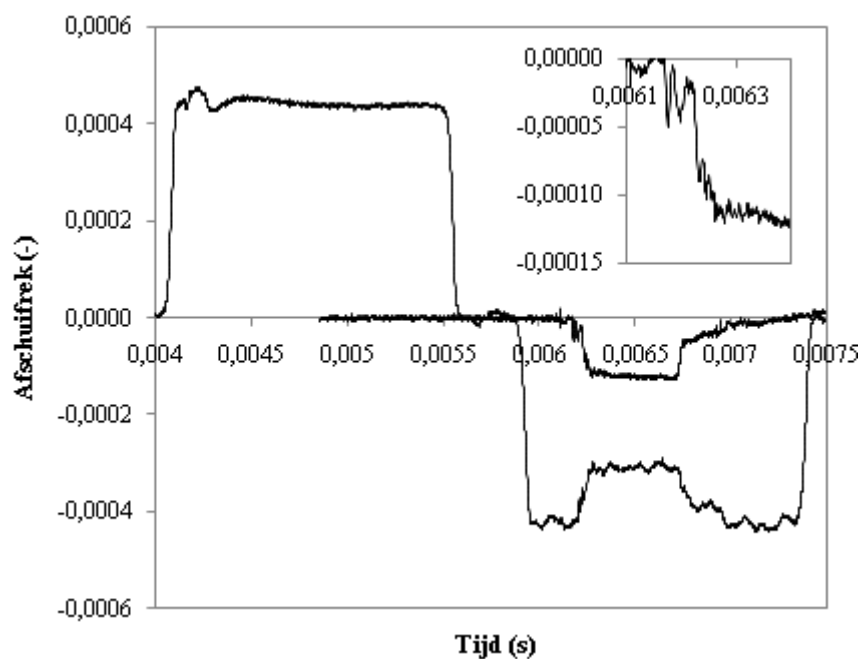
Tabel 6.1 De ingestelde draaihoek bij de proeven

Het proefstuk dat met een afwijkende wanddikte van 0,3 mm is geproduceerd (Ti1.10), wordt in **Figuur 6.5** vergeleken met een ander proefstuk die dan een wanddikte van 0,4 mm heeft. Dit bij een bijna overeenkomende vervormingssnelheid. Toch is de vervormingssnelheid van het proefstuk met de smallere wanddikte iets hoger. Deze figuur vertoont een overeenkomst met de vaststellingen die met de eindige elementen berekeningen gedaan werden in paragraaf 5.3.6.

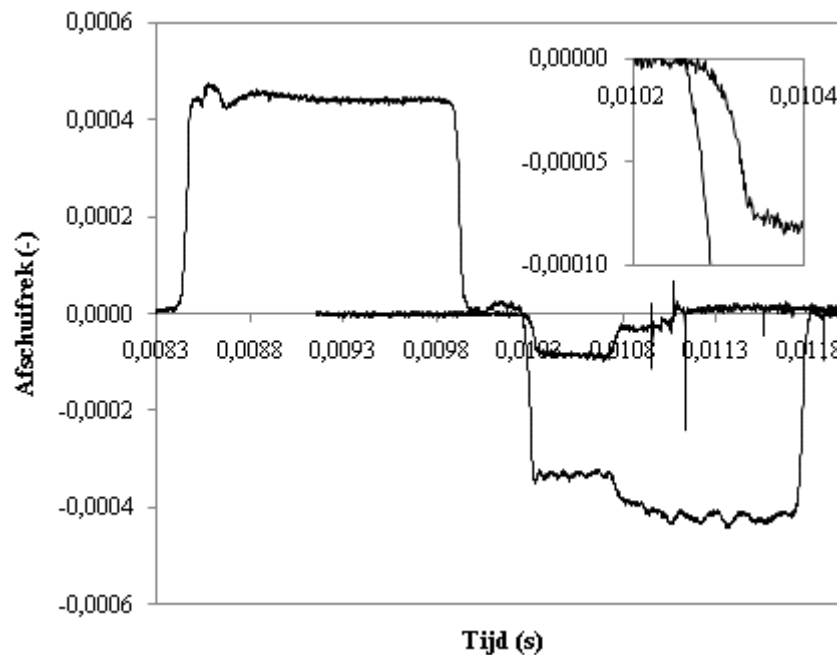


Figuur 6.5 De equivalente spanning in functie van de gemiddelde equivalente plastische vervorming bij twee verschillende wanddiktes en ongeveer dezelfde vervormingssnelheden

Bij het beproeven werd de speling soms in de proefstukbevestiging toegelaten, bij andere weggewerkt. De invloed en het verschil is zichtbaar op **Figuur 6.6** en **Figuur 6.7**. Bij speling zal de doorgelaten golf wat later in de gereflecteerde golf zichtbaar zijn. Deze speling zorgt ervoor dat de staven impacteren op het proefstuk. Door deze impact is de stijgtijd van de doorgelaten golf bij een speling korter dan zonder speling. Door deze impact treden wel bij het stijgen kleine oscillaties op.



Figuur 6.6 Reggolven van proef 'Torsie 1_7' met speling



Figuur 6.7 Reggolven van proef 'Torsie 1_9' zonderspeling

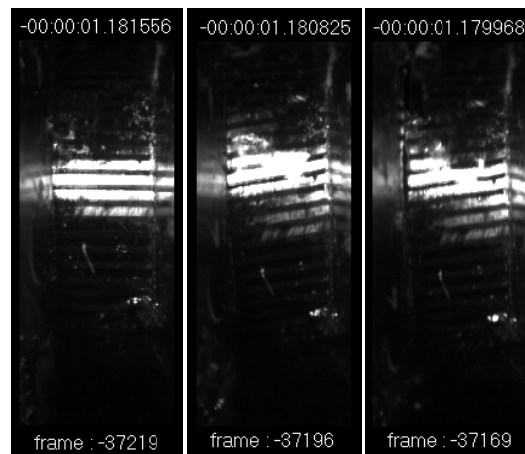
6.2.4 Hogesnelheidsbeelden en digital image correlation [66, 67]

Met de hogesnelheidscamera werden beelden gemaakt van de locale inhomogene vervormingen. Voor de verwerking van deze beelden is nog geen gebruik gemaakt van de mogelijkheid om deze beelden te linken aan de rekmetingen. Een beschrijving van deze mogelijkheid werd gegeven in paragraaf 3.5.

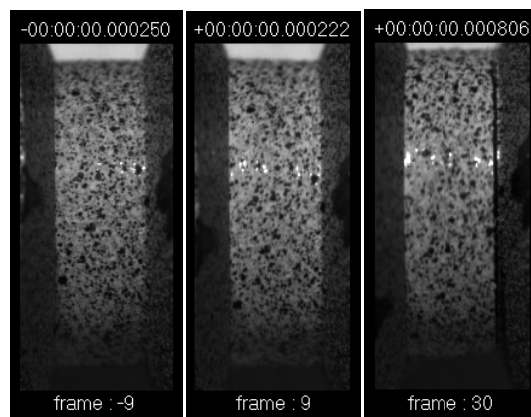
Een voorbeeld van de hogesnelheidsbeelden wordt weergegeven op **Figuur 6.8**. Op deze beelden kan de rotatie makkelijk gevolgd worden door het aangebrachte raster. De vorming van de scheur is echter amper te zien op deze beelden. Hier ontstaat de scheur achteraan in het beeld en propageert de scheur van boven naar onder. Een betere analyse met het blote oog kan alvast gedaan worden met de bewegendende beelden.

Op **Figuur 6.9** kan de rotatie gevolgd worden door de dikke zwarte markeerlijnen op de flanken.

Op frame 30 is ook te zien dat het proefstuk omhoog getrokken worden tijdens de propagatie van de scheur aan de rechter flank. Deze beelden zijn alvast helderder door een beter belichting die gedurende de meerdere proeven geoptimaliseerd werd. Dit werd bekomen met meerdere lichtschermen en bijkomende grotere en helderdere lampen.



Figuur 6.8 Hogesnelheidsbeelden met een framerate 31500 fps bij de proef 'Torsie1_4' waarbij een raster op de buitenwand is aangebracht, in het eerste beeld de rotatie start, in beeld twee breuk optreedt en in beeld drie de scheur propageert.



Figuur 6.9 Hogesnelheidsbeelden met een framerate 36000 fps bij de proef 'Torsie1_9' waarbij spikkels op de buitenwand zijn aangebracht, in het eerste beeld de rotatie start, in beeld twee breuk optreedt en in beeld drie de scheur propageert.

Betere beelden worden ook bekomen door het spikkelpatroon op **Figuur 6.9** (witte grondlaag, zwarte spikkels) die het licht diffuus weerkaatst. Dit spikkelpatroon verleent zich goed voor de analyse van de beelden met 2D digital image correlation.

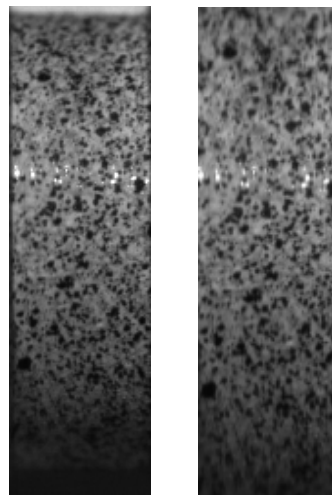
2D digital image correlation is een optisch numerieke meettechniek die toelaat de vervormingen op te meten in de hogesnelheidsbeelden. De techniek is gebaseerd op de vergelijking van twee in de tijd verschoven beelden, waarbij de verplaatsing van de spikkels in deze beelden nagegaan wordt. Hoe beter het spikkelpatroon, hoe nauwkeuriger deze metingen gebeuren. Een goed spikkel patroon is niet repetitief, isotropisch en moet ook een hoog contrast hebben. Reflecties van het licht worden best ook tot een minimum beperkt.

Voor het berekenen van de verplaatsing van een spikkel in de beelden worden de signatuur van een pixel getraceerd. De signatuur van een pixel is de kleurwaarde van deze pixel die verschilt van de andere pixels. Deze signatuur is niet uniek en daarom wordt samen met de omringende pixels een

groep, 'subset' of 'correlation window', beschouwd. Hoe nauwkeuriger het spikkelpatroon is, hoe unieker de algemene signatuur van deze 'subset' is. De grootte van deze 'subset' is een parameter die dient opgegeven te worden. Een andere parameter is de 'step size' die het aantal pixels definieert waarover de 'subset' in x- en y-richting verschoven wordt om het verplaatstingsveld te berekenen.

Met deze parameters kunnen de pixels van een spikkel getraceerd worden door de mogelijke overeenkomstige locaties te controleren. Met een correlatiefunctie wordt aan deze locaties een quotering toegekend naargelang de overeenkomst om deze dan te rangschikken. Door deze correlatiefunctie kan zo een spikkel doorheen een reeks beelden gevolgd worden. Per beeld wordt de verplaatsing van deze spikkel bepaald. Aan de hand van deze verplaatsingen kan dan de rek lokaal op het oppervlak van het proefstuk berekend en visueel voorgesteld worden.

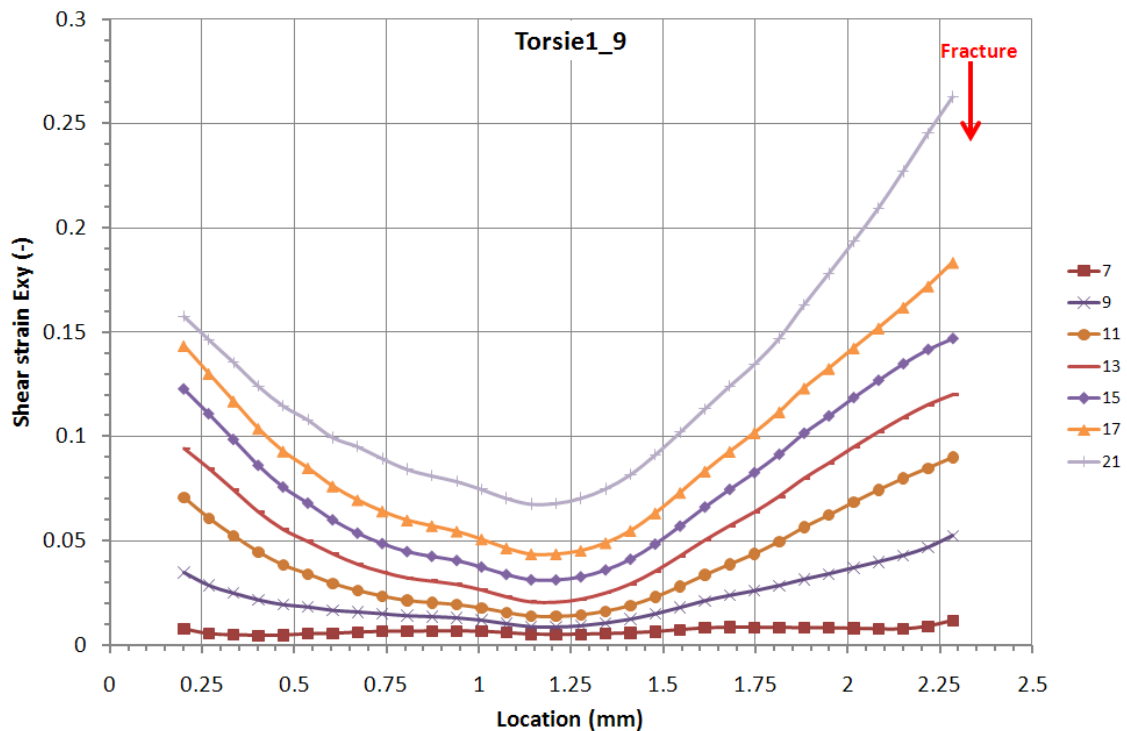
Omdat het oppervlak hier cilindrisch is, is dit in 2D een projectie die gecorrigeerd moet worden vooraleer deze dan gecorreleerd kan worden. De correctie wordt weergegeven op **Figuur 6.10**.



Figuur 6.10 Oringeel (links) en gecorrigeerd (rechts) beeld van 'Torsie1_9' bij frame 15

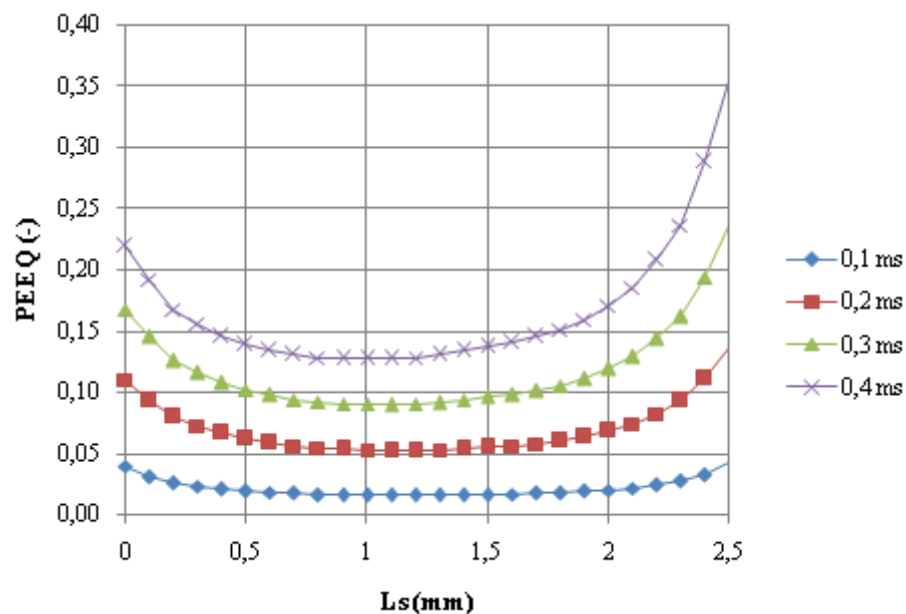
Door deze correctie zal de rek boven- en onderaan het beeld niet zo nauwkeurig zijn als bij een vlakke wand. De rekberekening in het centrum zal echter door deze correctie wel nauwkeuriger zijn.

Het resultaat van digital image correlation toegepast op de beelden van de proef 'Torsie1_9' is terug te vinden op **Figuur 6.11**. Deze afschuifrekken zijn bepaald in het midden van het beeld.



Figuur 6.11 De lokale afschuifrek bepaald via digital image correlation op de hogesnelheidsbeelden van proef 'Torsie1_9'

Deze lokale rekken tonen nog maar eens aan dat er geen homogene toestand op de wand van het proefstuk heerst. De grootste rekken treden op aan de afrondingen. Het verloop van de curves bekomen met digital image correlation vertonen tot slot ook een goed overeenkomst met deze bekomen uit de eindige elementenberekeningen (Figuur 6.12).



Figuur 6.12 De lokale equivalente plastische rek bekomen met de eindige elementenberekening 'Simulatie1'

Hoofdstuk 7

Besluiten en aanbevelingen voor verder onderzoek

7.1 Besluiten

7.1.1 *Proefopstelling*

De proefopstelling is tijdens dit jaarwerk voor het eerst in gebruik genomen. Met de praktische bevindingen en het verzamelen van informatie uit de literatuur is al heel wat achtergrondinformatie omtrent de proefopstelling in dit werk terug te vinden.

De torsieopstelling is voorzien van een pneumatisch en elektrisch circuit waarmee de aansturing van op afstand kan gebeuren. Deze besturing gebeurt met een programmatje vanuit LabVIEW. De opstelling werkt alvast naar behoren.

Voor nauwkeurige metingen is gebleken dat de rekstrookjes en de oscilloscoop goed geaard moeten worden om zo veel mogelijk ruis op de meetsignalen te vermijden. Voor een vlotte start van de metingen is de opstelling voorzien van een triggermechanisme ter hoogte van de klem die bij het openen van de klem een startsein aan de oscilloscoop en de hogesnelheidscamera doorgeeft.

Deze hogesnelheidscamera kan ook aan de oscilloscoop gekoppeld worden om de beelden te kunnen synchroniseren met de opgemeten rekken. Voor het maken van hogesnelheidsbeelden kan een goede belichting bekomen worden door met lichtschermen het licht goed omheen het proefstuk te verspreiden.

De proefstukbevestiging wordt verwezenlijkt door gemodificeerde doppen, horende bij een dopsleutel, aan de staven vast te lijmen. Het proefstuk wordt dan met hexagonale flanken in deze doppen aangebracht. Het gebruiksgemak is hierdoor hoog. Bovendien is de productie van hexagonale flanken aan de proefstukken niet omslachtig.

Deze doppen veroorzaken vroegtijdige reflecties in de staven die met behulp van eindige elementenberekeningen konden worden gelocaliseerd.

Door de speling tussen het proefstuk en de doppen gaat een klein deel van de rotatie verloren. De speling blijkt ook een invloed te hebben op de stijgtijd van de doorgelaten golf. Bij speling

impacteren de staven als het waar op het proefstuk, waardoor een kortere stijgtijd van de doorgelaten golf bekomen wordt.

7.1.2 Proefstukken

Uit de eerste proeven, en nadien verificatie met eindige elementenberekeningen, blijkt dat de proefstukken zeer gevoelig zijn voor productiefouten. Hieraan moet dus bijzondere aandacht besteed worden bij de productie. Gebeurt dit niet dan zal met moeite een homogene vervorming in het proefstuk aangehouden kunnen worden. De afschuiving zal hierdoor ook in willekeurige secties van het proefstuk plaats vinden, waardoor de proeven moeilijk reproduceerbaar zijn.

De proefstukken kunnen echter een stuk robuuster gemaakt worden door de buitenwand licht gecurfd te maken. Proeven worden hierdoor ook een stuk reproduceerbaarder. De homogene vervorming in het proefstuk gaat hierdoor wel voor een stuk verloren.

Uit de eerste proeven op Ti-6Al-4V kan alvast geconcludeerd worden dat bij toenemende vervormingssnelheden de spanning-rekcurve hoger komt te liggen. Dit werd ook vastgesteld met eindige elementenberekeningen die uitgevoerd zijn op een nagebootst imperfect proefstuk uit de werkelijkheid.

Door de vele eindige elementenberekeningen die omtrent de proefstukgeometrie uitgevoerd zijn, is een betrouwbaar model bekomen die voor verder onderzoek gebruikt kan worden.

7.2 Aanbevelingen voor verder onderzoek

7.2.1 Opstelling

In een verder onderzoek kan nagegaan worden of de lengte van de inzetstukken van de klemvingers de stijgtijd van de belastingsgolf beïnvloeden. Voorts kan met assymetrische inzetstukken nagegaan worden of door de wrijving met de staven zelfbekrachtiging van de klem ontstaat. Dit zou de klemkracht ten goede kunnen komen, waardoor met de opstelling nog hogere vervormingssnelheden behaald kunnen worden.

Er kan eens nagegaan worden of met een zeer goede smering van de staven de rimpels op de reksignalen afnemen. Deze zouden eventueel veroorzaakt kunnen worden door het stick-slip effect bij wrijving.

7.2.2 Proefstukken

Met de vaststellingen uit de experimenten en de eindige elementenberkeningen kan een proefstukgeometrie gesuggereerd worden voor de volgende reeks proeven op Ti-6Al-4V. De constructietekening van deze suggestie is terug te vinden in bijlage 4.3.

7.2.3 Simulaties

In een volgende fase van de simulaties op de proefstukken kan eventueel een combinatie van de doppen met het proefstuk gesimuleerd worden. Hiermee zou kunnen nagegaan worden of er met de doppen een homogene overdracht van het koppel over de omtrek van het proefstuk plaatsvindt.

In sommige voorbeelden uit de literatuur wordt de speling bij de proefstukbevestiging absoluut vermeden. Een reden hiervoor is niet echt terug te vinden. Wel dat hierdoor een klein beetje rotatie verloren gaat. In verder onderzoek kan eventueel nagegaan worden of deze speling ook geen invloed heeft op het ontstaan van niet-eendimensionale spanningen. In rust ligt het proefstuk namelijk door de zwaartekracht een beetje uit het center van de staven.

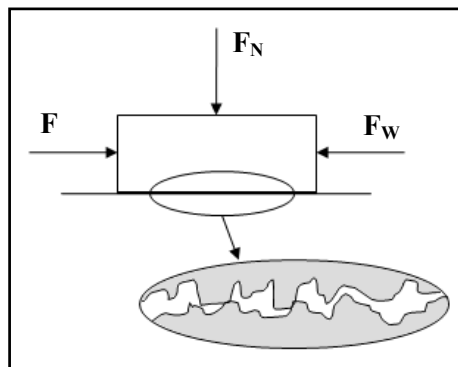
Voor nog nauwkeurigere overeenkomsten met de experimentele data wordt met deze simulaties ook rekening gehouden met de elastische vervorming dus de proefstukflanken en de doppen.

Bijlage 1 - Wrijving [11, 13]

Voor wrijving bestaan twee basiswetten. Ten eerste is de wrijvingskracht F_W , die overwonnen moet worden om twee contactoppervlakken ten opzichte van elkaar te laten bewegen, evenredig met de normaalkracht F_N die de contactoppervlakken tegen elkaar aandrukt:

$$F_W = \mu F_N \quad (1)$$

Voorts is de wrijvingskracht onafhankelijk van het nominaal contactoppervlak. Microscopisch gezien ontstaat namelijk (vooral bij droge wrijving) enkel contact tussen de ruheidspieken van beide oppervlakken (zie **Figuur 1**).



Figuur 1 Principeschets wrijving

Met een groter nominaal contactoppervlak zullen deze microcontacten verder uit elkaar liggen dan een klein nominaal contactoppervlak. De som van deze microcontacten, het werkelijke contactoppervlak, is zo onafhankelijk van het nominaaloppervlak.

In deze microcontacten vindt de wrijving plaats. Uit de vele studies en aannames van wrijving volgen onder andere twee fundamenteën die wrijving verklaren. Dit zijn adhesie en ploegen.

Ploegen heeft betrekking op een hard oppervlak waarvan de ruheidstoppen zich doorheen het zachter tegenoppervlak trachten te begeven (ploegen). Hierbij ontstaat er in de microscopische contactvlakken plastische vervorming en onderhuids elastische vervorming. Wat er juist gebeurt, kan aangetoond worden met een theoretisch model voor ploegen.

Het model bestaat uit een bolvormig contact (**Figuur 2a**). Uit de evenwichtstoestand volgt dat:

$$F_N = p_m A_r, \quad A_r = \pi r^2 \quad (2)$$

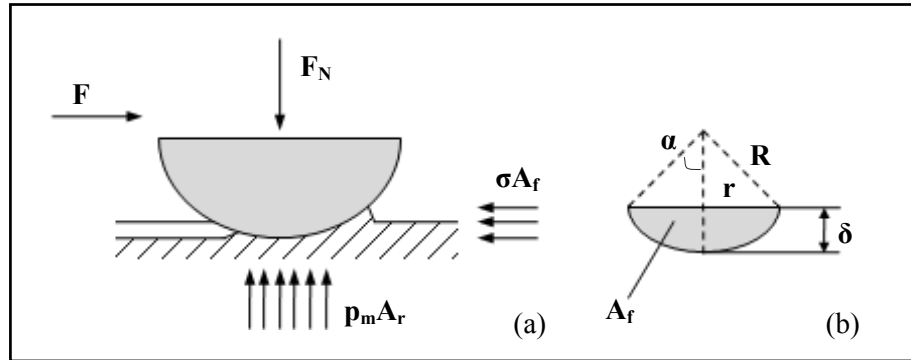
Hierin is F_N de normaal kracht, p_m de gemiddelde contactdruk en r de straal van het contactoppervlak.

De wrijvingskracht volgt uit:

$$F_{w,ploeg} = \sigma A_f \quad (3)$$

met A_f de geprojecteerde oppervlakte aan de voorkant van het bolvormig contact (**Figuur 2b**) en σ de gemiddelde spanning. Voor de wrijvingscoëfficiënt door ploegen volgt dan:

$$\mu_p = \frac{F_{w,ploeg}}{F_N} = \frac{\sigma A_f}{p_m A_r} \quad (4)$$



Figuur 2 Model voor wrijving door ploegen (a) en geprojecteerd oppervlak (b)

De verhouding A_f/A_r kan geschreven worden als een functie van de dimensieloze penetratiediepte δ/R . Met de geprojecteerde oppervlakte $A_f = R^2(\alpha - \sin\alpha \cos\alpha)$, de penetratiediepte $\delta = R(1 - \cos\alpha)$ en de straal van het contactoppervlak $r = R \sin\alpha$ volgt dat:

$$\frac{A_f}{A_r} = \frac{\alpha - \sin\alpha \cos\alpha}{\pi \sin^2 \alpha}, \quad \alpha = \arccos\left(1 - \frac{\delta}{R}\right) \quad (5)$$

Uit de relatie A_f/A_r versus δ/R , blijkt dat de wrijvingscoëfficiënt door ploegen μ_p toeneemt met de dimensieloze penetratie diepte δ/R . Deze penetratie wordt vergemakkelijkt door zachte (lage hardheid) materiaalcombinaties (grote r) en ruwheidspieken met een kleine radius (kleine R).

Uit experimenten volgt dat ploegen een belangrijk aandeel in de wrijving levert als het hardheidsverschil meer dan 20% bedraagt. Een hogere ruwheid van het harde oppervlak geeft ook enige verhoging van de wrijving.

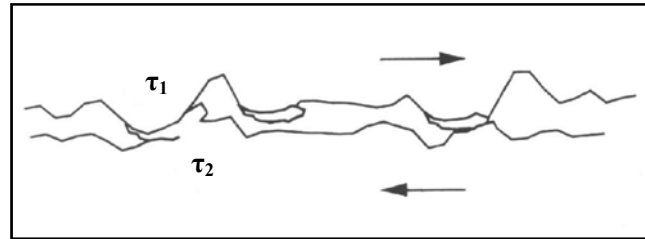
Adhesie berust op het feit dat oppervlakken kleefneigingen hebben ten opzichte van elkaar door atomaire of intermoleculaire krachten. Hierbij wordt een onderscheid gemaakt tussen cohesie- en adhesiekrachten. Cohesiekrachten doen zich voor tussen twee identieke materialen, terwijl adhesiekrachten bestaan tussen twee verschillende materialen. Adhesiekrachten zijn in het algemeen zwakker dan cohesiekrachten. De keuze van twee identieke materialen kan dus een grotere wrijvingscoëfficiënt opleveren.

De grote orde van het aandeel van adhesie in de wrijving varieert sterk. Enkel bij hoogvacuüm en zeer zuivere oppervlakken kan het aandeel hoog zijn. Meestal zijn de oppervlakken echter voorzien van een oxidelaag en andere onzuiverheden waardoor adhesie zeer beperkt is. Door hoge contactdrukken en

het effect van ploegen kan deze oxidelaag plaatselijk doorbroken worden. Er zullen dan adhesie- of lasverschijnselen optreden, waardoor er een kracht nodig is om deze verbindingen te verbreken:

$$F_{w,adhesie} = \tau A_r \quad (6)$$

Hierin is A_r het werkelijke contactoppervlak en τ de toelaatbare afschuifspanning in de adhesieverbinding τ_{12} of de toelaatbare afschuifspanning in het minst hardste oppervlak τ_2 (**Figuur 3**). Wanneer $\tau_{12} < \tau_2$ zal slip zich voordoen en met $\tau_2 < \tau_{12}$ zal materiaaloverdracht plaats vinden.



Figuur 3 Materiaaloverdracht door adhesie

Naast zuivere oppervlakken kunnen gladde oppervlakken (lage ruwheid) leiden tot een groter werkzaam oppervlak voor de intermoleculairekrachten.

Voorts treedt er in de microcontacten tussen metalen voornamelijk plastische deformatie op. Dit heeft tot gevolg dat het werkelijk contactoppervlak A_r evenredig toeneemt met de belasting F_N :

$$A_r = \frac{F_N}{H} \quad (7)$$

Hierin staat H voor de hardheid in het werkelijk contactoppervlak. Voor de wrijvingscoëfficiënt door adhesie volgt dan:

$$\mu_a = \frac{F_{w,adhesie}}{F_N} = \frac{\tau A_r}{H A_r} = \frac{\tau}{H} \quad (8)$$

Uit het voorgaande blijkt dat een beperkte hardheid van beide contactoppervlakken en/of een hardheidsverschil van minder dan 3 à 5 een gunstig effect heeft op de vorming van meer werkelijk contactoppervlak.

Bij stijgende normaalbelasting zal dus het werkelijke contactoppervlak toenemen. Deze toename is een gevolg van de groei van het aantal microcontacten en in mindere mate de groei van het oppervlak per microcontact. Hierdoor is de indringdiepte en daarmee de wrijving door ploegen weinig afhankelijk van de belasting. Met de adhesiecomponent eveneens evenredig met het werkelijk contactoppervlak is de totale wrijving evenredig met de belasting. Met evenredigheidsconstante μ volgt hieruit dan voor de wrijvingskracht vergelijking (1).

Bij materialen met een lage plasticiteitsindex zullen de microcontacten voornamelijk elastisch deformeren. Voorbeelden van deze materialen zijn kunststoffen en keramische materialen, als gevolg

van een lage elasticiteitsmodulus E en een hoge rek respectievelijk als gevolg van een zeer hoge hardheid. In het geval van elastische vervorming is het werkelijk contactoppervlak $A_r \sim (F_N/E)^{2/3}$. Het werkelijke contactoppervlak A_r neemt dan minder evenredig toe met de normaalbelasting F_N als gevolg van een toenemende drukspanning in de microcontacten. Hierdoor neemt A_r minder dan evenredig toe met F_N waardoor de wrijvingscoëfficiënt afneemt bij een hogere nominale vlaktedruk. Om een lage wrijvingscoëfficiënt te realiseren is het daarom bij kunststoffen zinvol het nominale oppervlak klein te kiezen waardoor een hoge vlaktedruk ontstaat.

Het effect van temperatuur is verwaarloosbaar daar van vele conventionele materialen de eigenschappen niet wijzigen bij beperkte temperatuurwijzigingen ($<150^\circ\text{C}$).

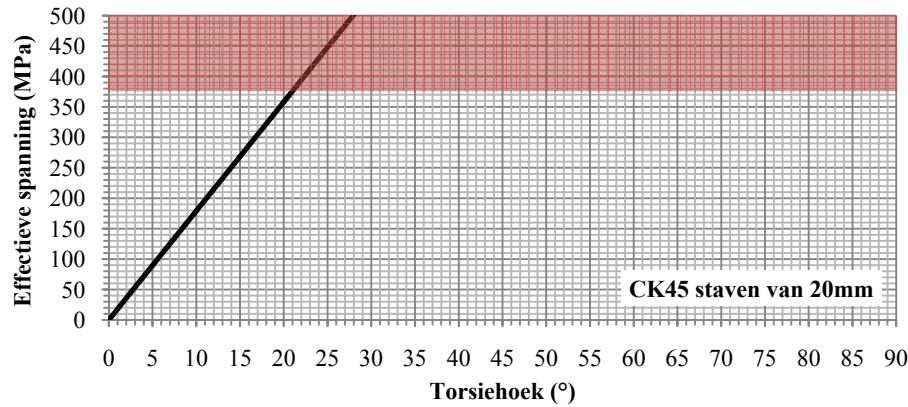
Tot slot zijn in **Tabel 0.1** voor enkele materiaalcombinaties, met betrekking tot het klemmen van de Hopkinsonstaven, de richtwaarden voor de statische wrijvingscoëfficiënt terug te vinden. Gesmeerde en dynamische wrijvingscoëfficiënten zijn doorgaans lager. Let hierbij op dat dit geen exacte waarden zijn. Indien dit echter wenselijk is, kunnen deze via de nodige wrijvingsproeven onder de typische werkingscondities bepaald worden.

Correlerende materialen		μ_{stat} (droog)
Aluminium	Aluminium	1,05-1,35
Lood	Staal (zacht)	0,95
Staal (hard)	Staal (hard)	0,78
Staal (zacht)	Staal (zacht)	0,74
Aluminium	Staal (zacht)	0,61
Koper	Staal (zacht)	0,53
Koper	Staal (304 roestvast)	0,23
Messing	Staal (zacht)	0,51
Gietijzer	Staal	0,4
Zink (gecoat op staal)	Staal	0,5
Wolframcarbide	Staal	0,4-0,6
Ti-6Al-4V (Graad 5)	Aluminium (Al6061-T6)	0,41
Ti-6Al-4V (Graad 5)	Ti-6Al-4V (Graad 5)	0,36
Ti-6Al-4V (Graad 5)	Brons	0,36
Plexiglas	Staal	0,4-0,5
Polystyreen	Staal (hard)	0,3-0,35
Polyetheen	Staal	0,2
Teflon	Staal	0,04

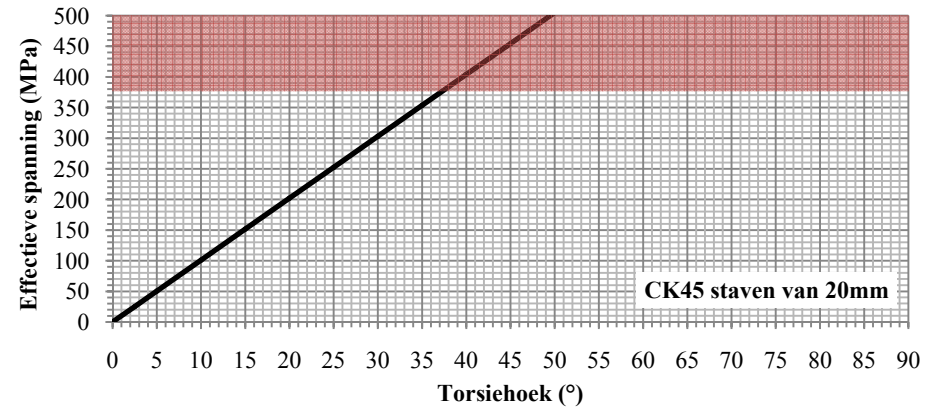
Tabel 0.1 Richtwaarden van de statische wrijvingscoëfficiënt onder droge condities [68]

Merk op indien de wrijving onvoldoende is kan het coaten van een contactoppervlak eventueel een verhoging van de wrijving mogelijk maken. In de literatuur [13] wordt bijvoorbeeld bij contact van staal met een TiN-coating een wrijvingscoëfficiënt (droog) met als richtwaarde 0,8-0,9 teruggevonden. De TiN-coating werd in dit geval volgens het PVD-coatingproces (Physical Vapour Deposition) aangebracht. Coaten van het contactoppervlak betekent sowieso een serieuze meerprijs terwijl dit nog niet met zekerheid een verhoging van wrijving inhoud. Om dit met zekerheid te weten is het aangewezen om dit eerst met enkele wrijvingsproeven na te gaan.

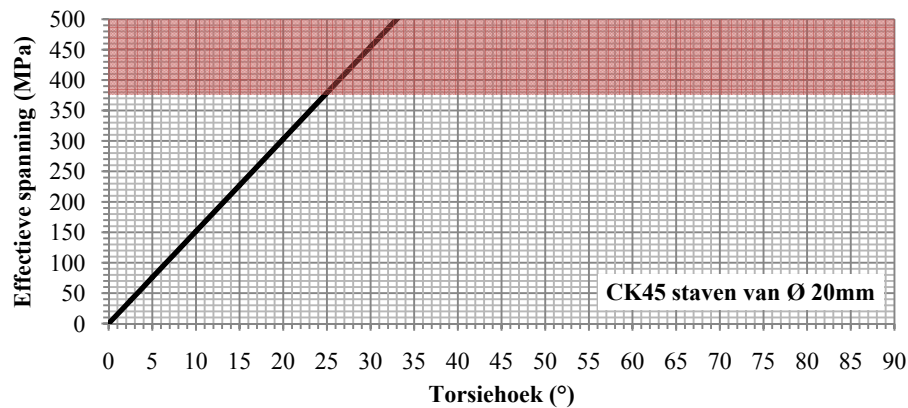
Bijlage 2 - Spanning in functie van torsiehoek



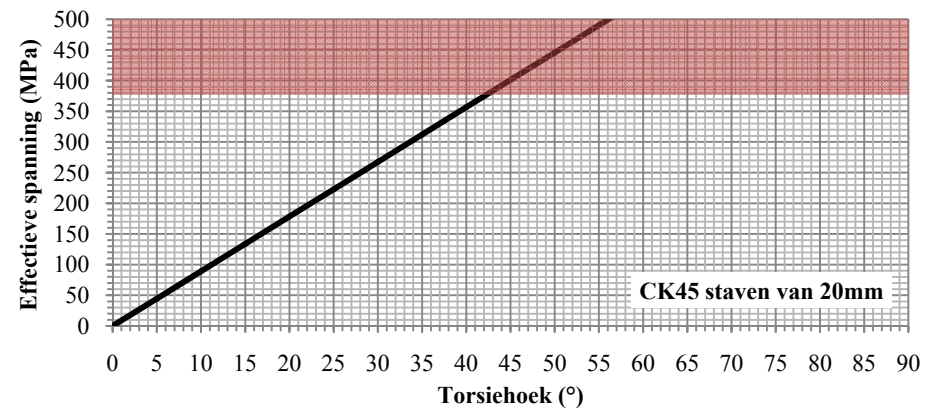
Positie	L_I (mm)	t_I (μ s)	θ_{max} (°)	T_I (Nm)	σ_I (MPa)	p_{min} (bar)
1	1350	846	20	325	358	1,79



Positie	L_I (mm)	t_I (μ s)	θ_{max} (°)	T_I (Nm)	σ_I (MPa)	p_{min} (bar)
3	2394	1500	35	321	354	1,77

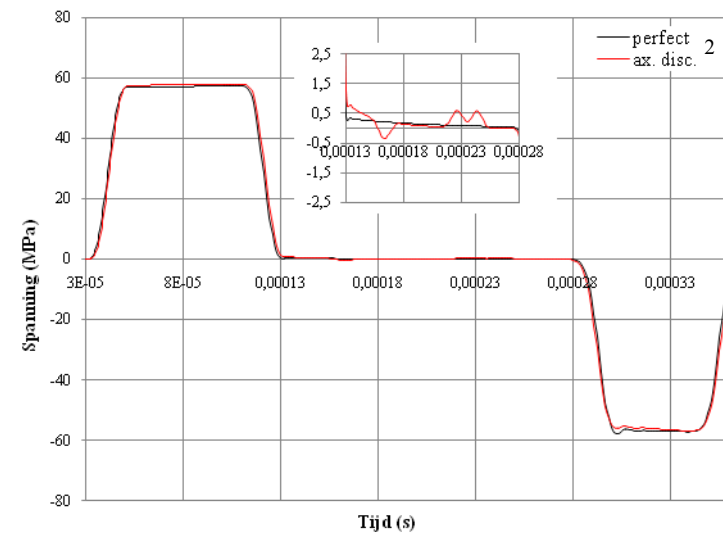
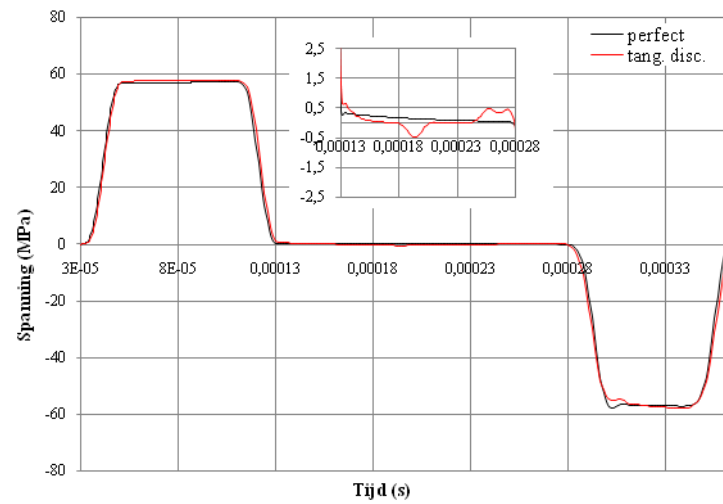
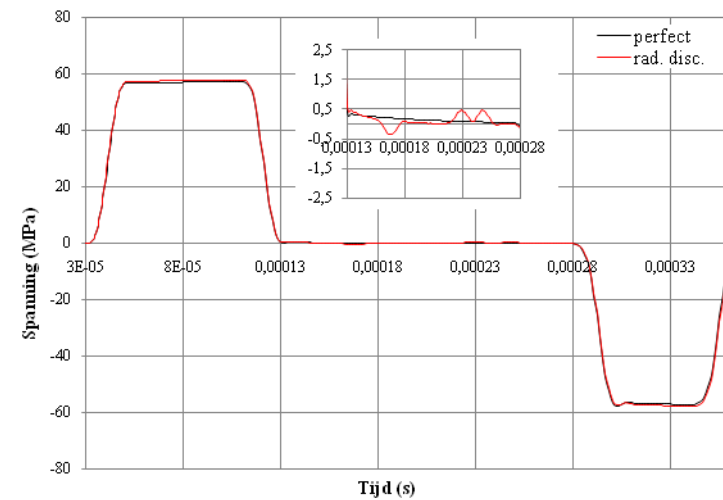
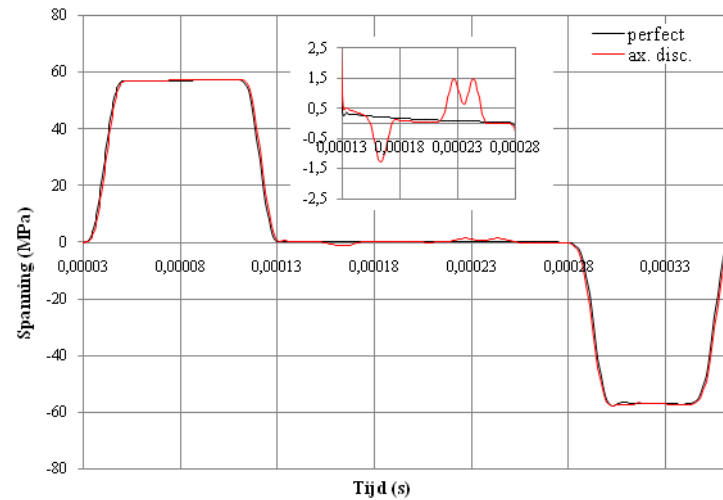


Positie	L_I (mm)	t_I (μ s)	θ_{max} (°)	T_I (Nm)	σ_I (MPa)	p_{min} (bar)
2	1596	1000	25	344	379	1,89



Positie	L_I (mm)	t_I (μ s)	θ_{max} (°)	T_I (Nm)	σ_I (MPa)	p_{min} (bar)
4	2713	1700	40	323	357	1,78

Bijlage 3 - Effect discontinuïteiten



Bijlage 4 - Dimensions en CAD

4.1 Facom S.13H Socket

6

OUTILLAGE GÉNÉRAL
GAMME 1/2" "STANDARD"

▼ DOUILLE PORTE-EMBOUTS À BAGUE DE VERROUILLAGE EF.S

no	Ø	Ø	Longueur	ΔL
	mm	mm	mm	g
EF.S	1/4	1/2	50	66



DOUILLES 1/2" OGV®

LE PROFIL OGV® FACOM



- Profil OGV® FACOM 6 pans et 12 pans.
 - Serrage plus puissant.
 - Longévité accrue.
 - Matage douille-écrou réduit.
- Dans le profil OGV®, les segments droits des pans de serrage sont remplacés par une succession de rayons qui déterminent un profil ogival :
- la surface de contact douille-écrou est augmentée : réduction des contraintes ;
 - l'entraînement de l'écrou se fait par les faces et non plus sur les angles : réduction du matage ;
 - les angles vifs, zones de concentration de contraintes, sont supprimés : longévité accrue.

- Le profil OGV® augmente le couple de serrage tout en améliorant l'endurance de l'outil et en protégeant l'écrou. Y compris dans le cas d'écrous usés ou aux tolérances larges. L'outil tient mieux, plus longtemps.



Contraintes réduites.

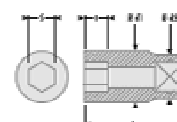


Surfaces de contact augmentées sur les faces.

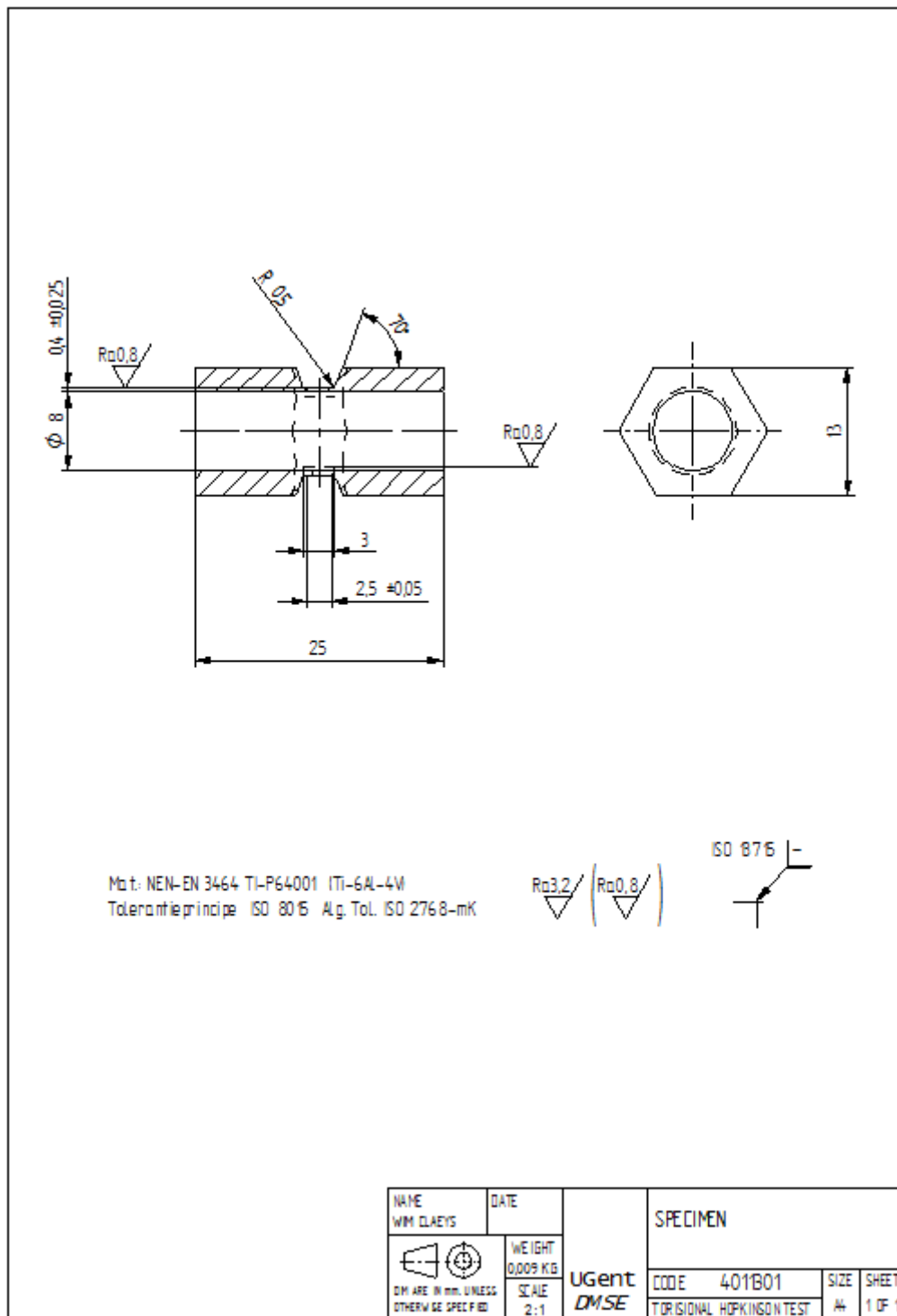
▼ S DOUILLES OGV® MÉTRIQUES

► SO 2725-1, DIN 9124, NF ISO 2725-1

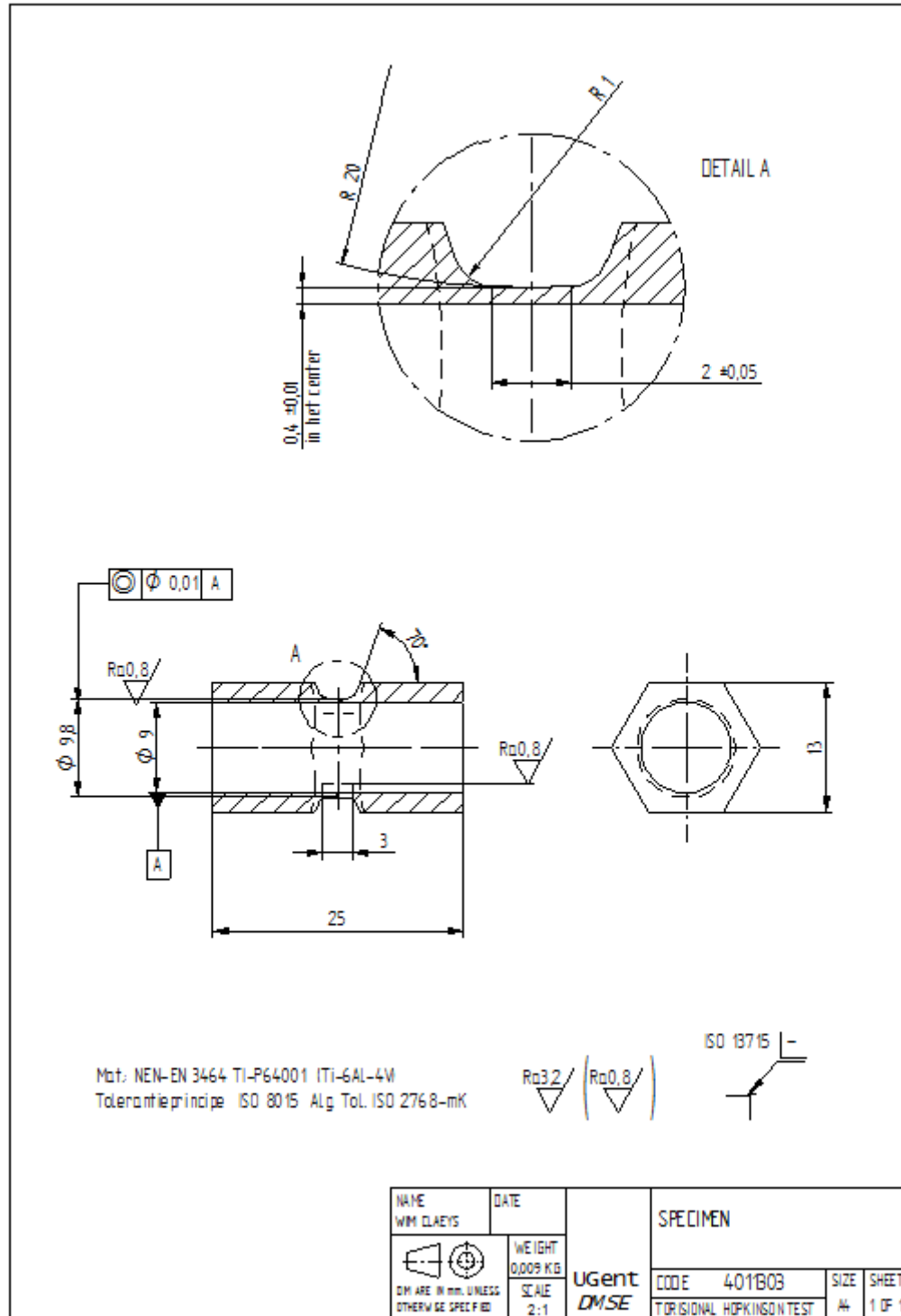
no	no	Ø	Ø	Ø	t	L	ΔL
		mm	mm	mm	mm	mm	g
S.0H	S.0	8	13,1	22,6	6,5	35	40
S.9H	S.9	9	13,6	22,6	6,5	36	40
S.10H	S.10	10	15,3	22,6	7,9	35	40
S.11H	S.11	11	16,5	22,6	9,0	36	51
S.12H	S.12	12	17,8	22,6	9,5	36	52
S.13H	S.13	13	18,9	22,6	10,4	36	55
S.14H	S.14	14	20,2	22,6	10,5	36	57
S.15H	S.15	15	21,4	22,6	12,0	36	60
S.16H	S.16	16	22,6	21,6	12,0	36	57
S.17H	S.17	17	24,1	23,1	13,0	36	61
S.18H	S.18	18	25,5	23,4	13,0	36	68
S.19H	S.19	19	26,6	24,6	14,0	36	69
S.20H	S.20	20	27,4	25,4	14,0	36	71
S.21H	S.21	21	29,1	26,1	16,0	39	93
S.22H	S.22	22	30,4	26,4	16,5	39	101
S.23H	S.23	23	31,6	27,6	16,6	39	122
S.24H	S.24	24	32,7	28,7	16,5	39	130
S.25H	S.25	25	34,1	27,7	16,5	39	139
S.26H	S.26	26	35,4	29	16,5	39	149
S.27H	S.27	27	36,6	29,2	19,0	44	164
S.28H	S.28	28	37,9	30,5	20,0	44	175
S.29H	S.29	29	38,7	31,3	20,0	44	179
S.30H	S.30	30	40,4	33	20,0	44	201
S.31H	S.31	31	41,6	34,2	20,0	44	205
S.32H	S.32	32	42,6	35,1	20,0	44	215
S.34H	S.34	34	44,9	37,5	20,0	44	240



4.2 Beproefde proefstukgeometrie



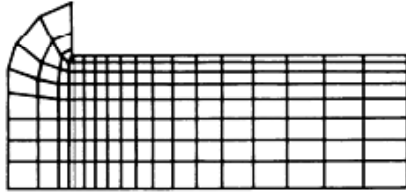
4.3 Suggestie proefstukgeometrie



Bijlage 5 - FEM beelden

5.1 Berekeningen van Leung [47]

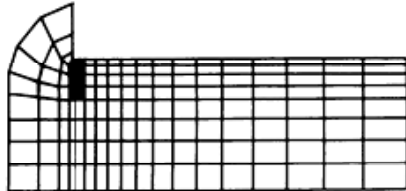
$$T = 2.42 \text{ N} \cdot \text{m} \text{ (21.4 lb} \cdot \text{in.)}$$



$$T = 4.88 \text{ N} \cdot \text{m} \text{ (43.2 lb} \cdot \text{in.)}$$



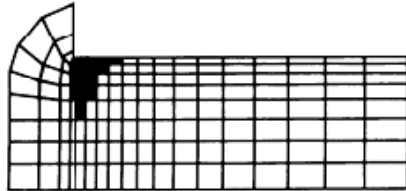
$$T = 4.34 \text{ N} \cdot \text{m} \text{ (38.4 lb} \cdot \text{in.)}$$



$$T = 4.89 \text{ N} \cdot \text{m} \text{ (43.4 lb} \cdot \text{in.)}$$



$$T = 4.74 \text{ N} \cdot \text{m} \text{ (42.0 lb} \cdot \text{in.)}$$



$$T = 4.92 \text{ N} \cdot \text{m} \text{ (43.6 lb} \cdot \text{in.)}$$



$$T = 4.81 \text{ N} \cdot \text{m} \text{ (42.6 lb} \cdot \text{in.)}$$



$$T = 5.01 \text{ N} \cdot \text{m} \text{ (44.4 lb} \cdot \text{in.)}$$



$$T = 4.82 \text{ N} \cdot \text{m} \text{ (42.7 lb} \cdot \text{in.)}$$

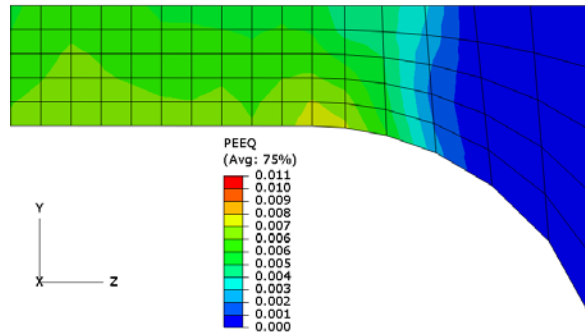
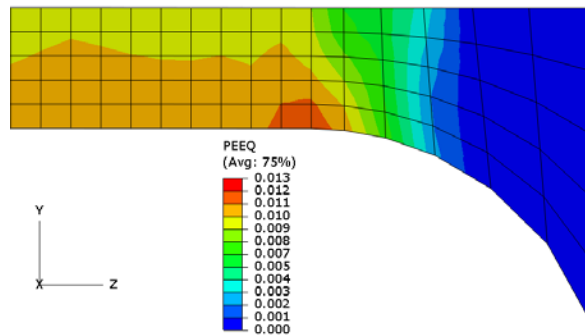
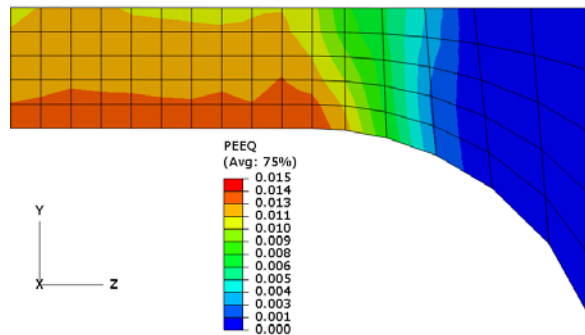
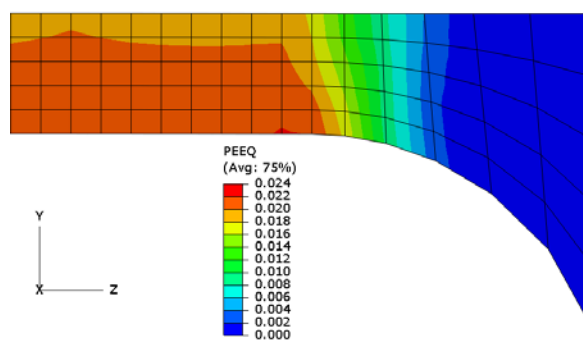


$$T = 5.23 \text{ N} \cdot \text{m} \text{ (46.3 lb} \cdot \text{in.)}$$



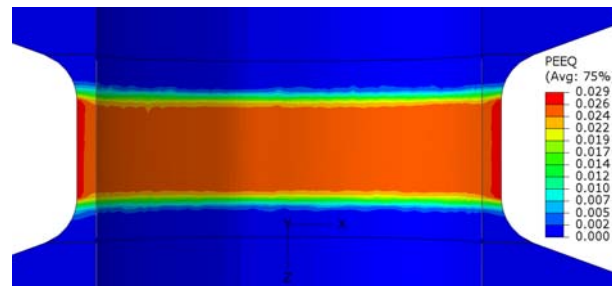
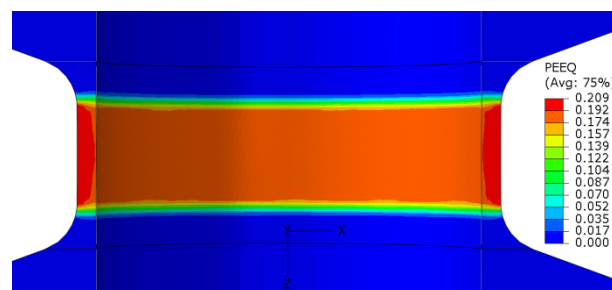
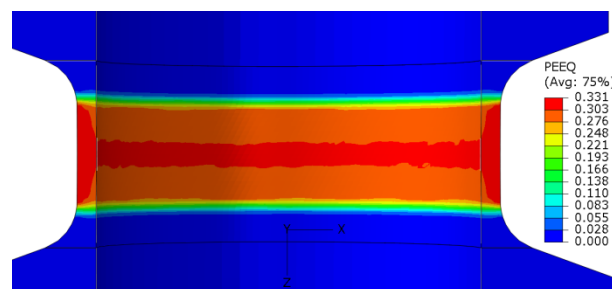
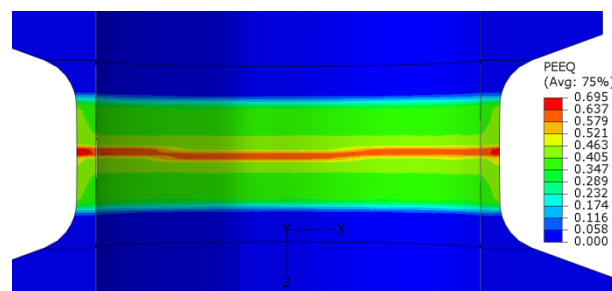
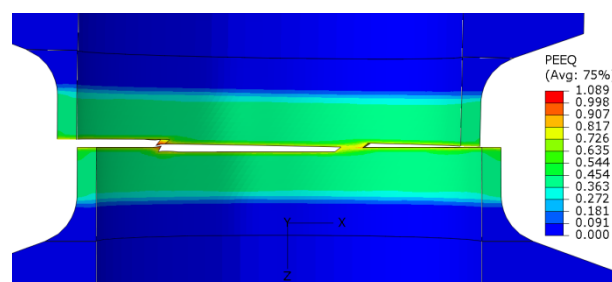
5.2 Verloop van de vervorming

Naam	L_s (mm)	h_s (mm)	d_i (mm)	R_1 (mm)	R_2 (mm)	y (mm)	exc. (mm)	a (°)	mat.
<i>r1,0</i>	2	0,4	8	1,0	-	-	-	70°	Ti-6Al-4V

72 μ s80 μ s84 μ s100 μ s

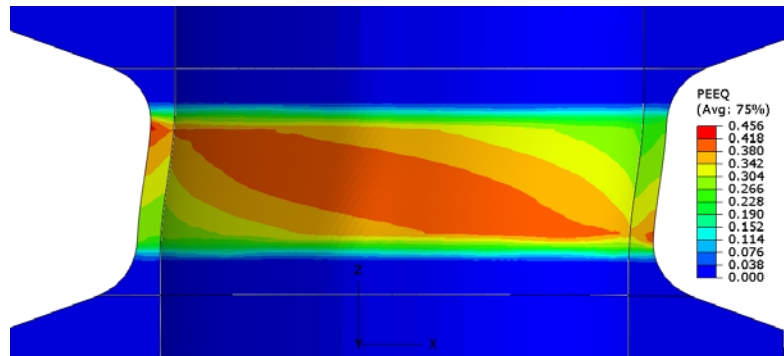
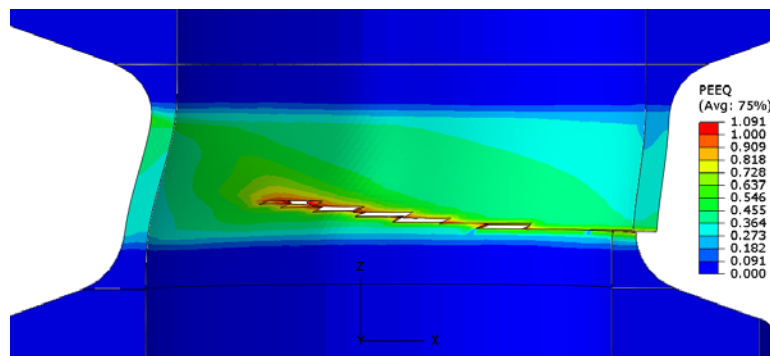
5.3 Perfect proefstuk

Naam	L_s (mm)	h_s (mm)	d_i (mm)	R_1 (mm)	R_2 (mm)	y (mm)	exc. (mm)	a (°)	mat.
<i>r1,0</i>	2	0,4	8	1,0	-	-	-	70°	Ti-6Al-4V

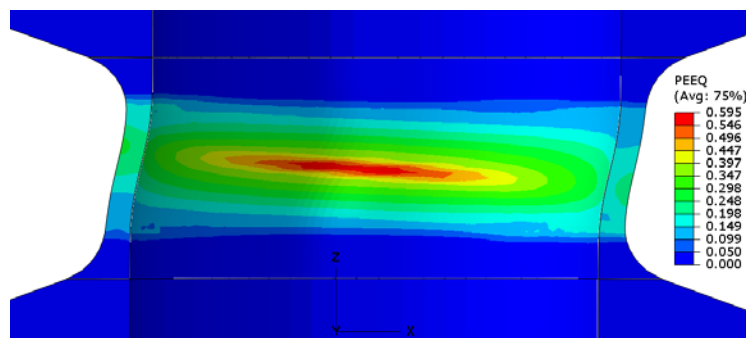
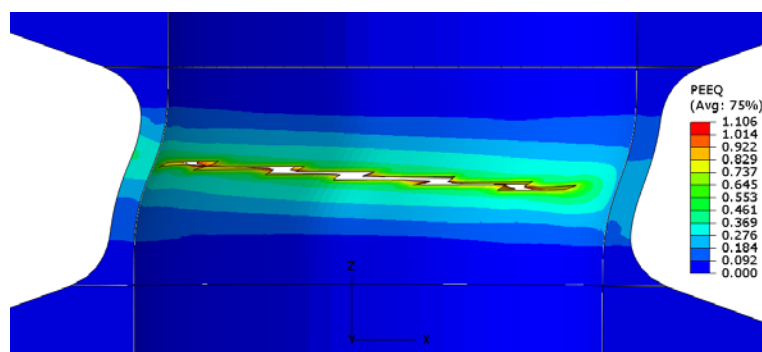
110 μ s440 μ s660 μ s770 μ s880 μ s

5.4 Excentriciteit

Naam	L_s (mm)	h_s (mm)	d_i (mm)	R_1 (mm)	R_2 (mm)	y (mm)	exc. (mm)	α (°)	mat.
<i>e1-R00</i>	2	0,4	8	1,0	0	0	0,01	70°	Ti-6Al-4V

680 μ s900 μ s

Naam	L_s (mm)	h_s (mm)	d_i (mm)	R_1 (mm)	R_2 (mm)	y (mm)	exc. (mm)	α (°)	mat.
<i>e5-R20</i>	2	0,4	8	1,0	20	0,025	0,05	70°	Ti-6Al-4V

380 μ s440 μ s

5.5 Benadering imperfect proefstuk

Excentriciteit = 0,02 mm

Binnendiameter = 4,00 mm

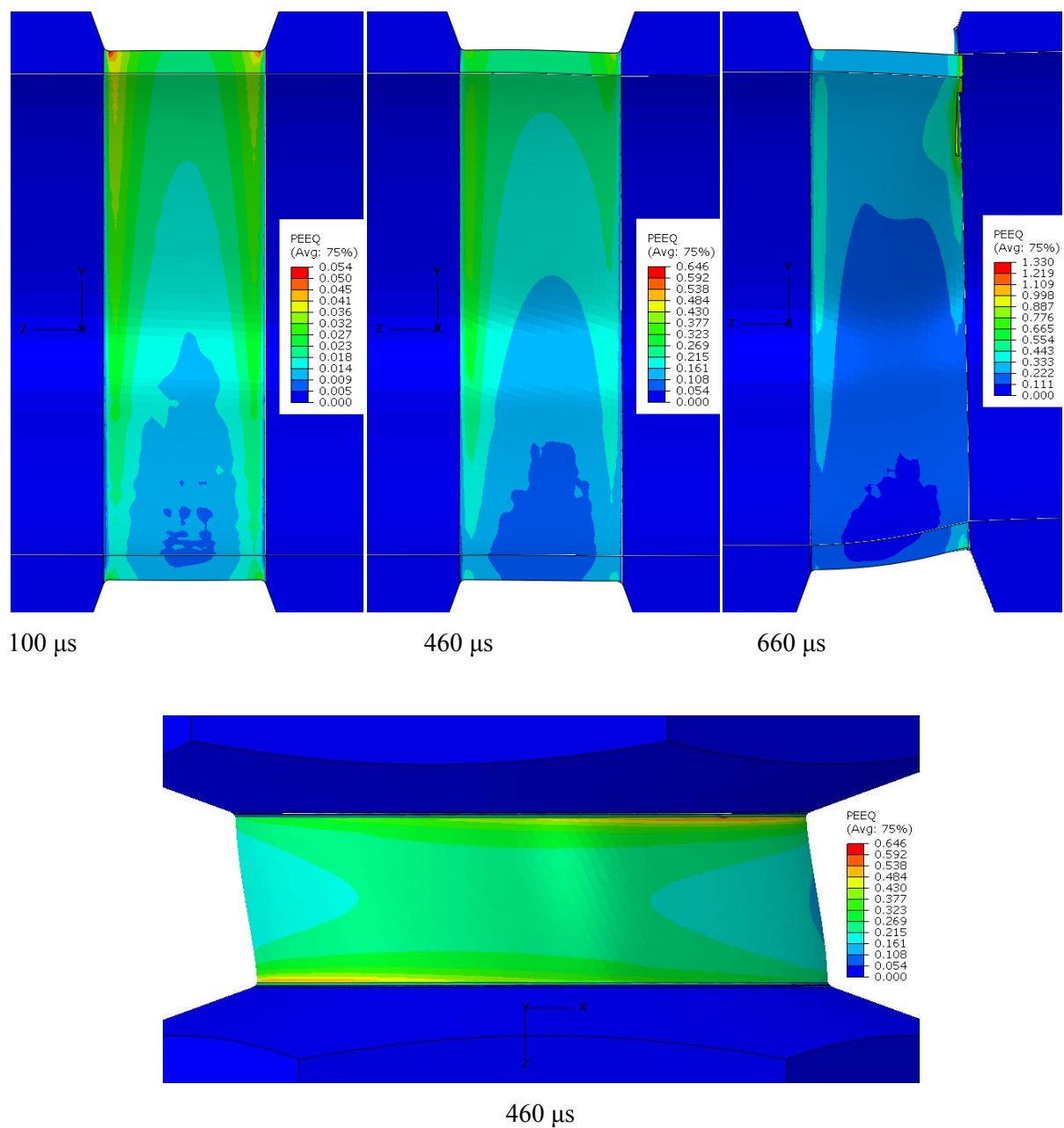
Buitendiameter in het midden = 4,4 mm

Buitendiameter aan de afrondingen = 4,39 mm

Afrondingen = 0,10 mm

Hoeksnelheid = 500 rad/s

De algemene mesh is zoals beschreven in paragraaf 5.3.1 en de mesh in de afrondingen zoals in paragraaf 5.3.3



Bijlage 6 - Meetfiche

HOPKINSON TORSIEPROEF			
Proef:		Datum:	
Proefstuk	Breekbout	Oscilloscoopmeetwaarden	Beelden hoge snelheidscamera

Proefstuk								
Materiaal	Tekening	Geometrie						Opmerkingen
		L_5 (mm)	D_i (mm)	D_u (mm)	$r_{\text{afronzing}}$ (mm)	Ra	hex. verlijmd	
							ja/nee	

Afstelling proefstand					
Torsiehoek	Torsierichting	Stand klem	Luchtdruk	Staven	Opmerkingen
α (°)	zuiger	L_k (mm)	p (bar)	type	
	in/uit				

Breekbout M10-10.9				
Kerf		Warmtebeh.	Aanhaalmoment	Opmerkingen
d (mm)	$r_{\text{afronzing}}$ (mm)	t (min)	M (Nm)	

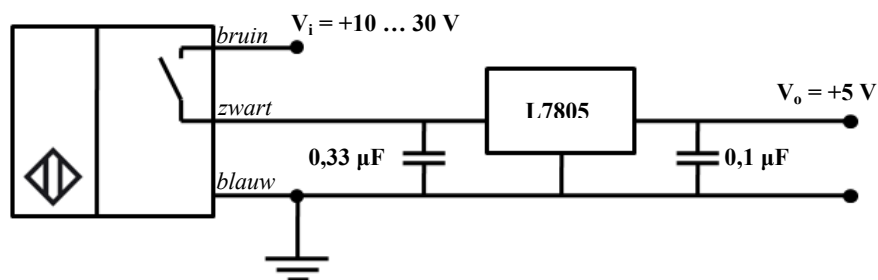
Positie lagerblokken							
Blok 1	Blok 2	Blok 3	Blok 4	Blok 5	Blok 6	Blok 7	Opmerkingen
L_1 (mm)	L_2 (mm)	L_3 (mm)	L_4 (mm)	L_5 (mm)	L_6 (mm)	L_7 (mm)	

Beelden hoge snelheidscamera					
Resolutie	Frame rate	Shutter time	Type lens	Afstand lens	Onderwerp/opmerkingen

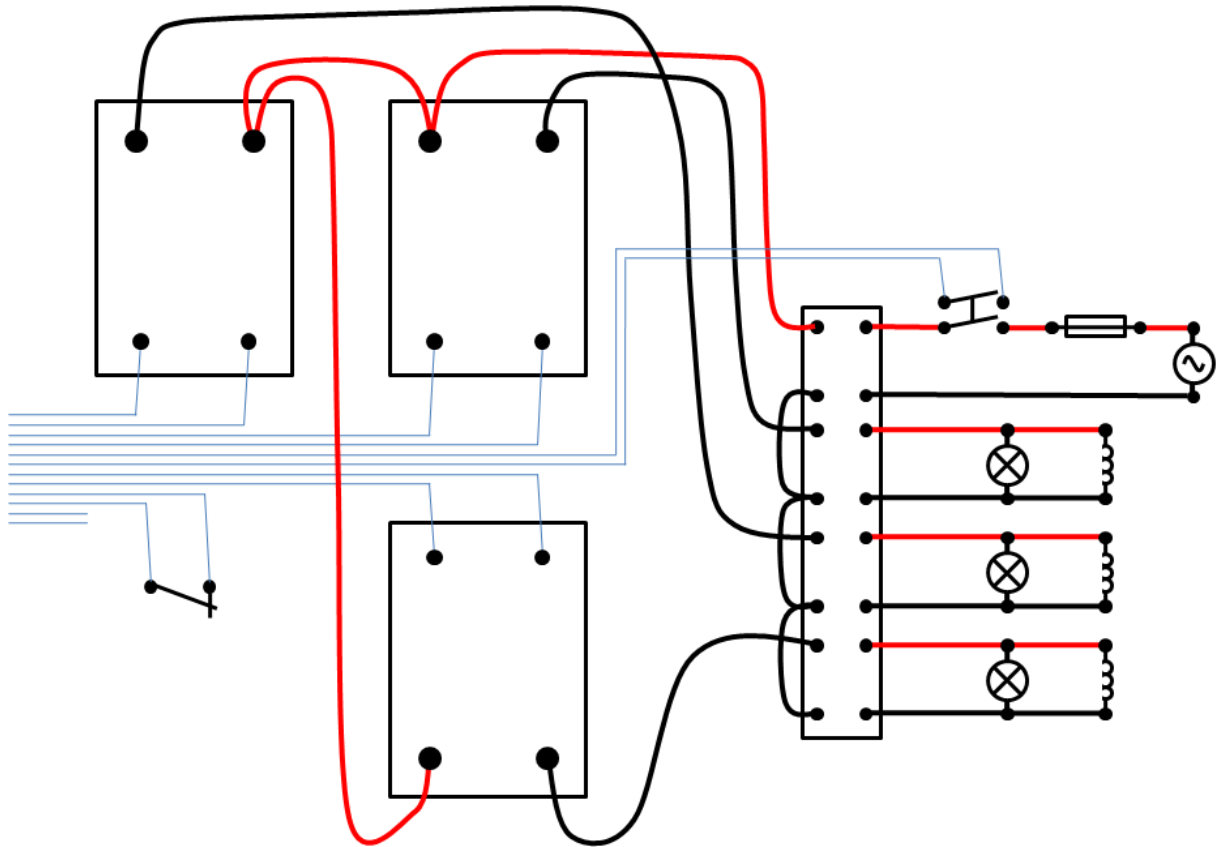
Bijlage 7 - Connectieschema's en – tabellen

7.1 Aansluiting naderingschakelaar en conditionering triggersignaal [69]

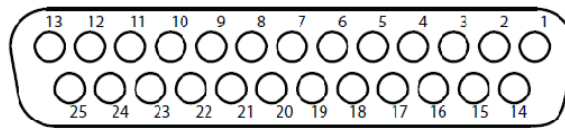
Merk op dat de voor de condensators de minimumwaarden van in de datasheet van de spanningsregelaar L7805 gekozen zijn. Deze condensatoren garanderen de stabiele werking van de spanningsregelaar, de uitgangspanning consistent is. Met de condensator aan de ingang van de regelaar worden spanningsvariates onderdrukt. Met de condensator aan de uitgang van de regelaar worden belastingsvariates onderdrukt.



7.2 Relaiskast



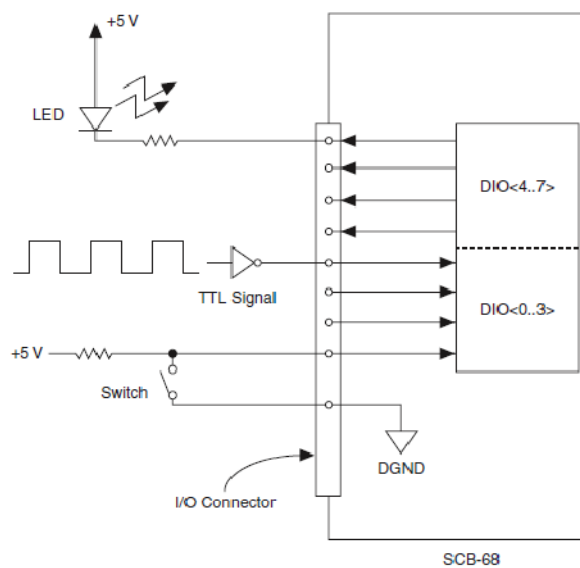
7.3 Connectietabel DAQ – LabVIEW



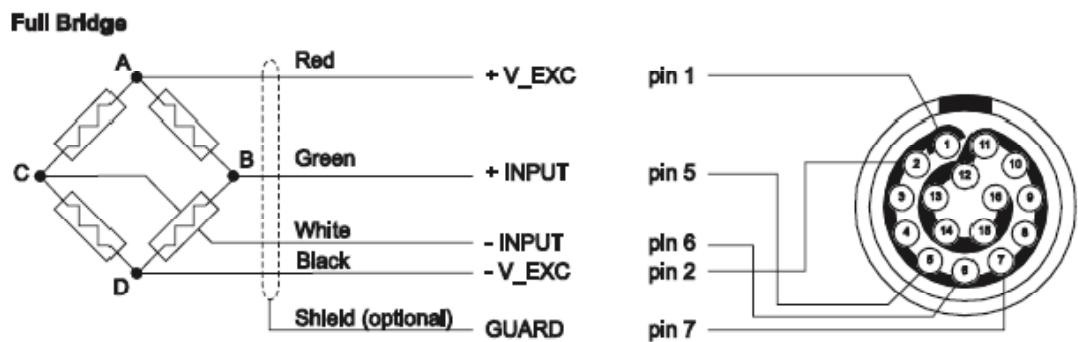
Pin	Kabel	Poort	Nr.	Toepassing
1	rood	DIO.0	52	torsie
2	blauw	DGND	53	
3	groen	DIO.1	17	veiligheid
4	geel	DGND	18	
5	wit			-
6	zwart			
7	bruin	DIO.2	49	klem
8	paars	DGND	50	
9	grijs-roze	DIO.3	47	Start**
10	roze	DGND	13	
11	rood-blauw	DIO.4	19	Stop***
12	grijs	DGND	9	
13	N/C	N/C	N/C	N/C
14	N/C	N/C	N/C	N/C
15	N/C	N/C	N/C	N/C
16	N/C	N/C	N/C	N/C
17	N/C	N/C	N/C	N/C
18	N/C	N/C	N/C	N/C
19	N/C	N/C	N/C	N/C
20	N/C	N/C	N/C	N/C
21	N/C	N/C	N/C	N/C
22	N/C	N/C	N/C	N/C
23	N/C	N/C	N/C	N/C
24	N/C	N/C	N/C	N/C
25	N/C	N/C	N/C	N/C

** DIO.3 ook verbonden via weerstand (1k ohm) met poort +5V, fused, poortnr. 8

*** DIO.4 ook verbonden via weerstand (1k ohm) met poort +5V, fused, poortnr. 8



7.4 Connectietabel rekstrookjes



Rekstrookje IN1:

Pin	Functie	Draadkleur connector	Draadkleur rekstrookje
1	+V_EXC	rood	groen
5	+INPUT	groen	/
6	-INPUT	wit	wit
2	-V_EXC	zwart	bruin
7	GUARD	shield	/

Rekstrookje IN2:

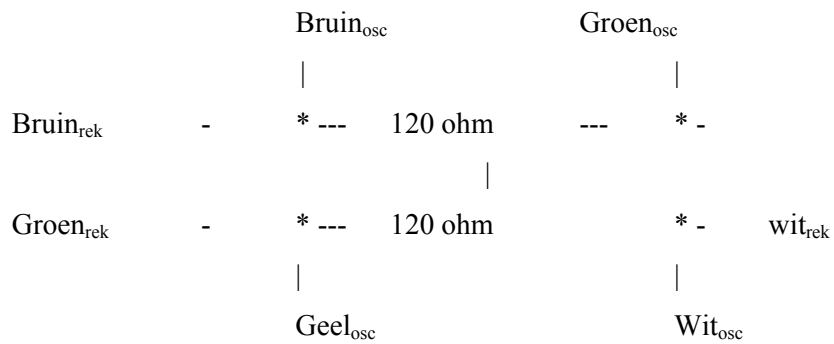
Pin	Functie	Draadkleur connector	Draadkleur rekstrookje
1	+V_EXC	geel	groen
5	+INPUT	groen	/
6	-INPUT	wit	wit
2	-V_EXC	bruin	bruin
7	GUARD	shield	/

Rekstrookje UIT:

Pin	Functie	Draadkleur connector	Draadkleur rekstrookje
1	+V_EXC	geel	groen
5	+INPUT	groen	/
6	-INPUT	wit	wit
2	-V_EXC	bruin	bruin
7	GUARD	shield	/

Hogesnelheidscamera:

Pin	Functie	Draadkleur connector	Draadkleur rekstrookje
1	+V_EXC	/	/
5	+INPUT	BNC+	/
6	-INPUT	BNC-	/
2	-V_EXC	/	/
7	GUARD	/	/



7.5 Technische data hogesnelheidscamera

3.11. External Trigger Input

The APX RS can operate in response to external triggers that are provided depending on the needs of each application.

This section discusses the different kinds of external triggers and how to set up the system for each of them.

3.11.1. Input of External Trigger Signals

The trigger signals that are used on the APX RS and the corresponding input connectors are shown below.

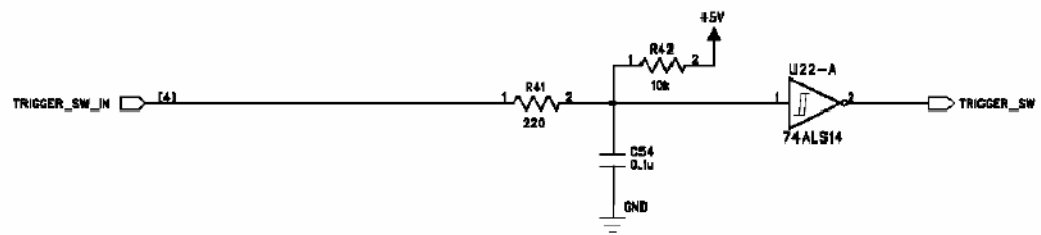
Connectors (Input)	Menu Setting	Signals
TRIGGER SW IN	None	Contact signal Trigger on CLOSURE
TRIGGER TTL IN	None	Optical isolator input Positive logic, 5V, 15mA(recommended) 7V, 23mA(maximum)
GENERAL IN	TRIGGER POS	TTL level, Positive logic 5V(maximum)
	TRIGGER NEG	TTL level, Negative logic 5V(maximum) Contact signal, Trigger on CLOSURE

*Note: For input trigger signals for GENERAL IN, the GENERAL IN circuit must be set up for the type of the input signal from the menu in advance. Refer to Subsection 3.13.1. Setting GENERAL IN Signals for details.

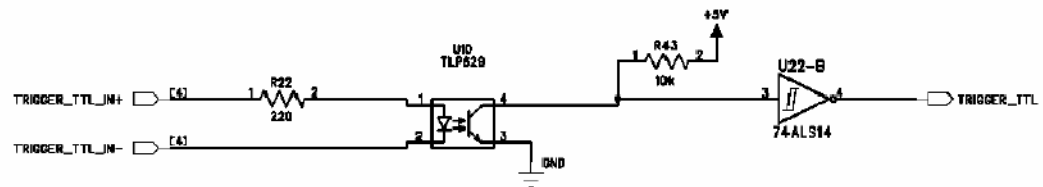
*Note: Do not input any trigger signals other than contact signals to TRIGGER SW IN, otherwise the camera may be seriously damaged.

*Note: Do not apply trigger signals of excessive voltage or current to TRIGGER SW IN or GENERAL IN, otherwise the camera may be seriously damaged.

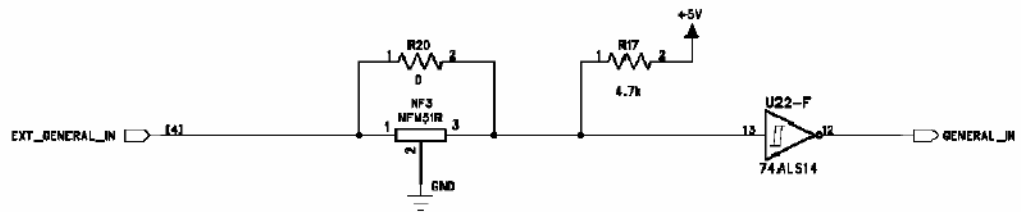
TRIGGER SW IN Circuit



TRIGGER TTL IN Circuit



GENERAL IN Circuit



Bijlage 8 - Technische fiches

8.1 Overzicht

§	Component	Fabrikant	Serienummer	Leverancier
2.2	Torsiezuiger	Festo	DNC-80-600-PPV-A	Of 600?
2.3	Klemzuiger		ADN-125-I-P-A	
2.4	5/2-ventiel	Airtec	M-07-510-HNX-XXX	Air Compact Belgium nv Brusselse Stwg. 427, 9050 Gentbrugge Tel.: 09/230.20.30 – Fax.: 09/230.11.17 e-mail: info@aircompact.com
2.5	3/2-ventiel		M-07-310-HNX-XXX	
2.6	Elektromagneet ventielen		23-SP-011-427	
2.7	Solid state relais	Crydom	D2410	-
2.8	Naderingsschakelaar	Pepperl+Fuchs	NEB4-8GM45-E2	CL Vanderdonck – Goens nv Spitaalpoortstraat 29, 9000 Gent Tel.: 09/228.32.04 – Fax.: 09/229.13.15 e-mail: info.gent@cl-group.be
2.9	Spanningsregelaar	ST	L7805	-
2.10	Lijm	Loctite	480	-

8.2 Torsiezuiger

Standard cylinders DNC, ISO 15552

FESTO

Type codes

		DNC	80	320	PPV	A
Type						
Double-acting						
DNC	Standard cylinder					
Piston Ø [mm]						
Stroke [mm]						
Cushioning						
P	Flexible cushioning rings/pads at both ends					
PPV	Pneumatic cushioning, adjustable at both ends					
Position sensing						
	Without position sensing					
A	Via proximity sensor					

 Note

The standard cylinder DNC can be ordered using either a fixed part number and type designation or via the modular product system. The type code listed above only

applies to the DNC standard cylinder with fixed part number and type designation. Variants can only be ordered using the modular product system.

Standard cylinders DNC, ISO 15552

Technical data

FESTO

Function

DNC...

Without position sensing



DNC...-A-...

With position sensing



⌀ - Diameter
32 ... 125 mm

— - Stroke length
10 ... 2,000 mm

— www.festo.com

Wearing parts kits
→ 22



- Standards-based cylinders to ISO 15552 corresponds to the with drawn standards ISO 6431, DIN ISO 6431, VDMA 24 562, NF E 49 003.1 and JNI 10 290)



DIN



General technical data		32	40	50	63	80	100	125
Piston ⌀		32	40	50	63	80	100	125
Pneumatic connection		G3/8	G3/4	G3/4	G3/8	G3/8	G1/2	G1/2
Piston rod thread		M10x1.25	M12x1.25	M16x1.5	M16x1.5	M20x1.5	M20x1.5	M27x2
	K3	M6	M8	M10	M10	M12	M12	M16
	K5	M10	M12	M16	M16	M20	M20	M27
Constructional design		Piston						
		Piston rod						
		Profile barrel						
Max. torsional backlash of piston rod [°]	Q	±0.65	±0.6	±0.45	±0.45	±0.45	±0.45	—
Cushioning		Flexible cushioning rings/pads at both ends						
		Pneumatic cushioning, adjustable at both ends						
Cushioning length PPV [mm]		20	20	22	22	32	32	42
Position sensing		Via proximity sensor						
Type of mounting		Via female thread						
		Via accessories						
Mounting position		Any						

ⓘ - Note: This product conforms with the ISO 1179-1 standard and the ISO 228-1 standard.

Standard cylinders DNC, ISO 15552

Technical data

FESTO

Operating and environmental conditions									
Piston Ø		32	40	50	63	80	100	125	
Operating medium		Filtered compressed air, lubricated or unlubricated							
Operating pressure		0.6 ... 12							0.6 ... 10
[bar]	#8	1.5 ... 12							1.5 ... 10
	S11	0.1 ... 12							0.1 ... 10
	TT	1 ... 12							—
Ambient temperature ¹⁾		-20 ... +80							
[°C]	S6	0 ... 120							
	TT	-40 ... +80							—
Corrosion resistance class		2							
CRC ²⁾	F3	3							
Certification		Germanischer Lloyd							
ATEX		Specified types → www.festo.com							

1) Note operating range of proximity sensors

2) Corrosion resistance class 2 as per Festo standard 940 070

Components subject to moderate corrosion stress. Externally visible parts with primarily decorative surface requirements when in direct contact with a normal industrial environment or media such as coolants or lubricating agents.

Corrosion resistance class 3 as per Festo standard 940 070

Components requiring higher corrosion resistance. Externally visible parts in direct contact with industrial atmospheres or media such as solvents and cleaning agents, with a predominantly functional requirement on the surface.

Force [N] and impact energy [J]								
Piston Ø		32	40	50	63	80	100	125
Theoretical force at 6 bar, advancing		483	754	1,178	1,870	3,016	4,712	7,363
	S2/S20	415	633	990	1,682	2,721	4,418	6,881
Theoretical force at 6 bar, retracting		415	633	990	1,682	2,721	4,418	6,881
	S2/S20	415	633	990	1,682	2,721	4,418	6,881
Max. impact energy at the end positions ¹⁾		0.1	0.2	3.2	0.5	0.9	1.2	5

1) The permissible impact energy is reduced by approx. 10% for variants K10 and S20

Permissible impact velocity:

$$v_{\text{perm.}} = \sqrt{\frac{2 \times E_{\text{perm.}}}{m_{\text{dead}} + m_{\text{load}}}}$$

$v_{\text{perm.}}$ Permissible impact velocity

$E_{\text{perm.}}$ Max. impact energy

$m_{\text{intrinsic}}$ Moving load (drive)

m_{load} Moving effective load

Maximum permissible load:

$$m_{\text{load}} = \frac{2 \times E_{\text{perm.}}}{v^2} - m_{\text{dead}}$$



Note

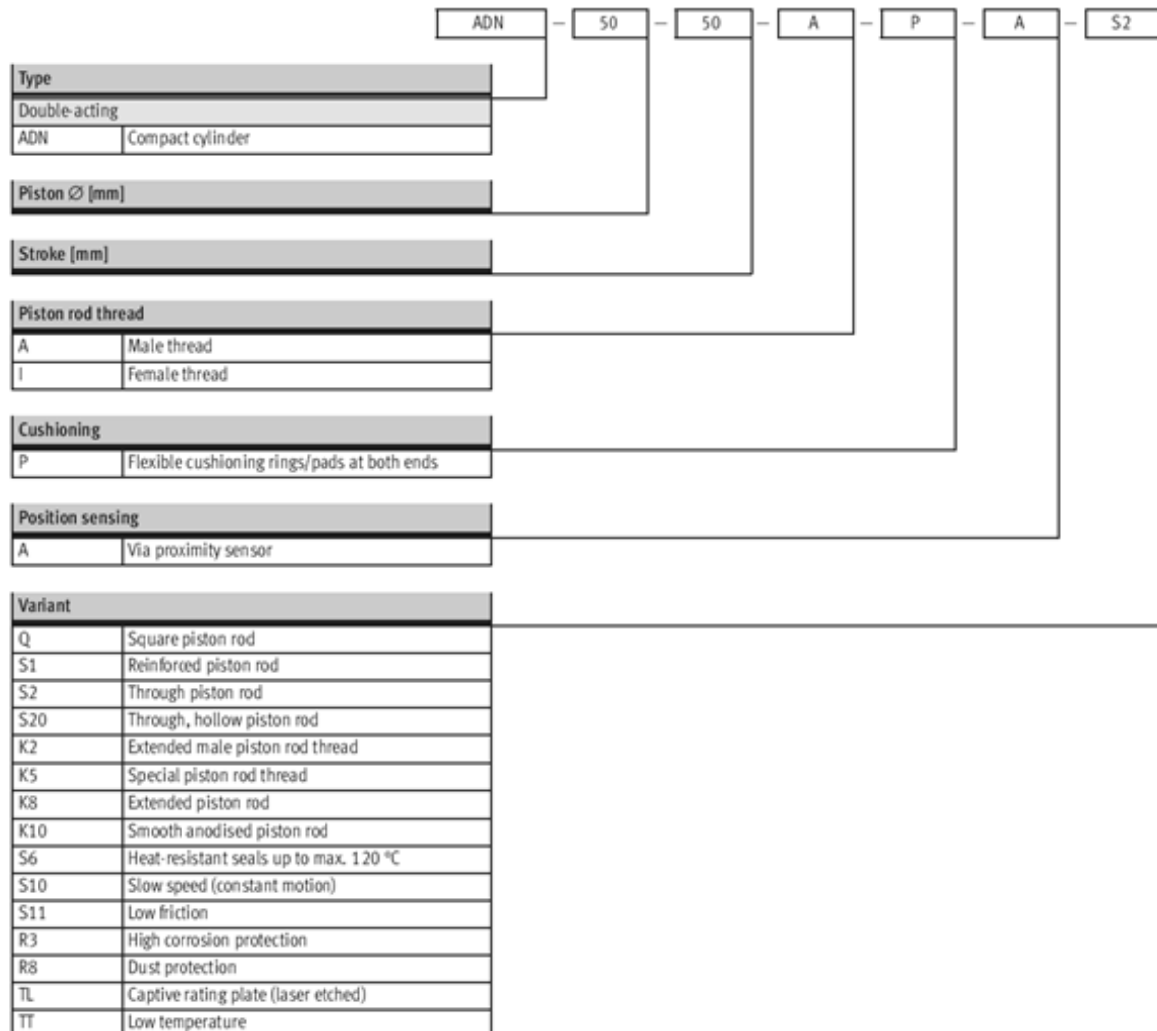
This data represents the maximum values that can be achieved. The maximum permissible impact energy must be observed.

8.3 Klemzuiger

Compact cylinders ADN, to ISO 21287

FESTO

Type codes



Compact cylinders ADN, to ISO 21287

Technical data

FESTO

Function



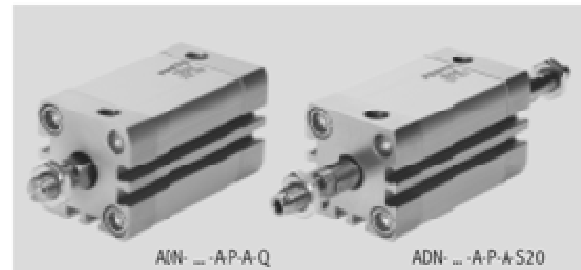
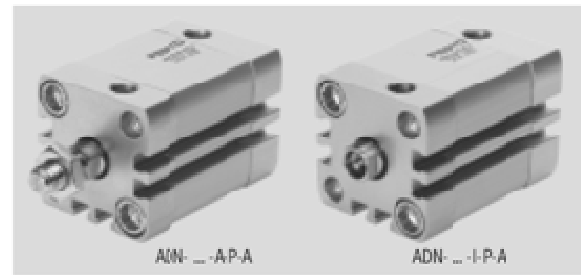
Variants → 3



Ø - Diameter
12 ... 125 mm

Stroke length
1 ... 500 mm

www.festo.com



General technical data											
Piston Ø	12	16	20	25	32	40	50	63	80	100	125
Constructional design	Piston										
	Piston rod										
	Cylinder barrel										
Cushioning	flexible cushioning rings/pads at both ends										
Position sensing	Via proximity sensor										
Type of mounting	Via through-holes										-
	Via female threads										
	Via accessories										
Mounting position	Any										

Technical data – Basic version and variants						
Piston Ø	12	16	20	25	32	40
Pneumatic connection	M5	M5	M5	M5	G $\frac{1}{8}$	G $\frac{1}{8}$
Female piston rod thread	M3	M4	M6	M6	M8	M8
	KS	-	M5	M5	M6	M6
Male piston rod thread	M5	M6	M8	M8	M10x1.25	M10x1.25
	KS	M6	M8	M10, M10x1.25	M10, M10x1.25	M10, M12
Max. torsional backlash of piston rod [°]	Q	1.8	1.6	1.6	1.2	1.2

Piston Ø	50	63	80	100	125
Pneumatic connection	G $\frac{1}{8}$	G $\frac{1}{8}$	G $\frac{1}{8}$	G $\frac{1}{8}$	G $\frac{1}{4}$
Female piston rod thread	M10	M10	M12	M12	M16
	KS	M8	M10	M10	-
Male piston rod thread	M12x1.25	M12x1.25	M16x1.5	M16x1.5	M20x1.5
	KS	M12, M16	M16, M20	M16, M20, M20x1.5	M20
Max. torsional backlash of piston rod [°]	Q	1	0.8	0.8	0.8

Compact cylinders ADN, to ISO 21287

Technical data

FESTO

Technical data – Variant SI					
Piston Ø		25	40	63	100
Pneumatic connection		M5	M5	G½	G½
Piston rod thread	Female	M6	M10	M12	M16
	Male	M8	M12x1.25	M16x1.5	M20x1.5
Special thread	Female	M5	M8	M10	–
variant K5	Male	M10, M10x1.25	M10x1.25, M12	M12x1.25, M16	M16x1.5, M20

Operating and environmental conditions													
Piston Ø		12	16	20	25	32	40	50	63	80	100	125	
Operating medium		Filtered, compressed air, lubricated or unlubricated											
Operating pressure [bar]		1 ... 10		0.6 ... 10									
	Q	1.3 ... 10		1 ... 10		0.8 ... 10			0.6 ... 10				
	S1	-		1 ... 10		-		1 ... 10	-		1 ... 10	-	
	S2, S20	1.5 ... 10	1.3 ... 10	1.2 ... 10		1 ... 10			0.8 ... 10				
	S6	1 ... 10		0.6 ... 10									
	S11	0.45 ... 10				0.25 ... 10							
	R8, TT	-		1.5 ... 10			1 ... 10			-			
Ambient temperature ¹⁾ [°C]		-20 ... +80											
	S6	0 ... +120											
	R3	-20 ... +80											
	TT	-		-40 ... +80								-	
Corrosion resistance class CRC ²⁾		2											
	R3	3											
ATEX		Specified types → www.festo.com											

1) Note operating range of proximity sensors

2) Corrosion resistance class 3 to Festo standard 940-030

Components subject to moderate corrosion stress. Externally visible parts with primarily decorative surface requirements which are in direct contact with a normal industrial environment or media such as coolants or lubricating agents.

Corrosion resistance class 3 to Festo standard 940-030

Components with heavy corrosion exposure. Externally visible components in direct contact with normal industrial atmosphere or media such as solvents and cleaning agents, where the surface requirement is predominantly functional.

Forces [N] and impact energy [J]												
Piston Ø		12	16	20	25	32	40	50	63	80	100	125
Theoretical force at 6 bar, advancing		68	121	138	295	483	754	1178	1870	3016	4712	7363
	S1	–	–	–	295	–	754	–	1870	–	4712	–
	S2	51	90	141	247	415	686	1057	1750	2827	4524	7069
Theoretical force at 6 bar, retracting		51	90	141	247	415	686	1057	1750	2827	4524	7069
	S1	–	–	–	247	–	686	–	1681	–	4417	–
	S2	51	90	141	247	415	686	1057	1750	2827	4524	7069
Max. impact energy at the end positions		0.07	0.15	0.2	0.3	0.4	0.7	1	1.3	1.8	2.5	3.3
	S1	–	–	–	0.3	–	0.7	–	1.3	–	2.5	–
	S6	0.035	0.075	0.1	0.15	0.2	0.35	0.5	0.65	0.9	1.25	1.75
	K10	–	–	0.16	0.24	0.32	0.56	0.8	1	1.4	2	2.6
	S20	–	0.016	0.024	0.083	0.15	0.39	0.48	0.62	0.8	0.9	0.95

Permissible impact velocity:

$$v_{\text{perm.}} = \sqrt{\frac{2 \times E_{\text{perm.}}}{m_{\text{dead}} + m_{\text{load}}}}$$

 $v_{\text{perm.}}$ Permissible impact velocity $E_{\text{perm.}}$ Max. impact energy m_{dead} Moving load (drive) m_{load} Moving workload

Maximum permissible load:

$$m_{\text{load}} = \frac{2 \times E_{\text{perm.}}}{v^2} - m_{\text{dead}}$$



These specifications represent the maximum values which can be reached. Note the maximum permitted impact energy.

8.4 3/2-ventiel

Electrically operated valves
3/2-way,
G 1/4, 1580 NI/min (1.606 Cv)

airtec

Technical data for series

M-07



Order code

M-07-310-HN-142

Coil options¹⁾

Series and function	Standard coils ²⁾ (with plug socket 28-ST-01)		Without coil and plug socket	
	HN at port 2	HN at port 1 + 3	HN at port 2	HN at port 1 + 3
141	12 V DC, 4.2 W	111	570	Power consumpt. 4.2 W, 7/4 VA
142	24 V DC, 4.2 W	112	560	Power consumption 2.2 W ²⁾
152	24 V AC, 7/4 VA	122	Coil with M12 connector and LED	
156	115 V AC, 7/4 VA	126		
157	230 V AC, 7/4 VA	127	HN at port 2	
161	12 V DC, 2.2 W ²⁾	131		
162	24 V DC, 2.2 W ²⁾	132	O42	24 V DC, 4.8 W
			O62	24 V DC, 2.5 W ²⁾
				O12
				O32

¹⁾ HN = Manual override. It can be repositioned by 180°. Standard valve is supplied with HN on the same side as port 2.

²⁾ When the valve is requested without the plug socket, the first digit of the order code for standard coils must be changed from 1 to 4. For optional plug sockets see page 4.154.

Design and function

Spool valve actuated by an electrical signal. Please specify required control voltage when ordering.

The valve M-07-311-HN is available for use with vacuum, order number ME-07-312-HN.

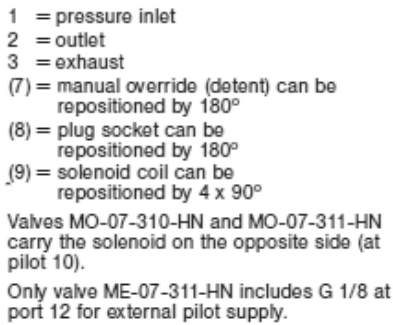
Valves of this series are available in explosion proof design in accordance with 94/9/EG (ATEX). For further details see chapter 12 of this catalogue.

Order number Please complete according to order code.	M-07-310-HN	MO-07-310-HN	M-07-311-HN	MO-07-311-HN	M-07-320-HN	ME-07-311-HN	ME-07-320-HN
							
Function	3/2-way normally closed air spring return	3/2-way normally open air spring return	3/2-way normally closed spring return	3/2-way normally open spring return	3/2-way double solenoid	3/2-way ext. pilot supply spring return	3/2-way double solenoid ext. pilot supply
Connection	G 1/4						
Nominal size	9 mm						
Flow rate	1580 Nl/min (1.606 Cv)						
Pressure range	1.5 ... 10 bar ²⁾ (22 ... 145 psi)		2.5 ... 10 bar ²⁾ (36 ... 145 psi)		1.5 ... 10 bar ²⁾ (22 ... 145 psi)	0 ... 10 bar ²⁾ (0 ... 145 psi)	
Control pressure	Control pressure is identical to main pressure range					2.5 ... 10 bar ²⁾ (36 ... 145 psi)	1.5 ... 10 bar ²⁾ (22 ... 145 psi)
Response time at 6 bar	on 15 ms off 19 ms				14 ms	on 15 ms off 22 ms	14 ms
Temperature range	- 10 °C ... + 70 °C (+ 14 °F ... + 158 °F)						
Materials	Body: Al (anodized), Seals: NBR and POM, Inner parts: Al, stainless steel and brass						
Degree of protection	IP 65 according to EN 60529						
Weight	0.375 kg (0.827 lb.)		0.380 kg (0.838 lb.)		0.520 kg (1.146 lbs.)	0.450 kg (0.992 lb.)	0.578 kg (1.274 lbs.)

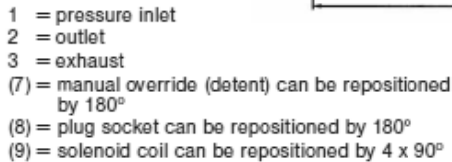
²⁾ max. 8 bar (max. 116 psi) at 2.2 W and 2.5 W.

M-07

M-07-310-HN, MO-07-310-HN, M-07-311-HN, MO-07-311-HN, ME-07-311-HN, ME-07-312-HN



M-07-320-HN, ME-07-320-HN



Only valve ME-07-320-HN includes G 1/8 at ports 10 and 12 for external pilot supply.

8.5 5/2-ventiel

Electrically operated valves
5/2- and 5/3-way,
G 1/4, 1580 NI/min (1.606 Cv)

airtec

Technical data for series

M-07



Order code

M-07-510-HN-142

Coil options¹⁾

Series
and
function

Standard coils²⁾
(with plug socket 28-ST-01)

HN at ports 2 + 4 HN at ports 1, 3 + 5

141 12 V DC, 4.2 W 111

142 24 V DC, 4.2 W 112

152 24 V AC, 7/4 VA 122

156 115 V AC, 7/4 VA 126

157 230 V AC, 7/4 VA 127

161 12 V DC, 2.2 W²⁾ 131

162 24 V DC, 2.2 W²⁾ 132

Without coil and plug socket

HN at ports 2 + 4 HN at ports 1, 3 + 5

570 Power consumpt. 4.2 W, 7/4 VA 500

560 Power consumption 2.2 W²⁾ 530

Coil with M12 connector and LED

HN at ports 2 + 4 HN at ports 1, 3 + 5

O42 24 V DC, 4.8 W O12

O62 24 V DC, 2.5 W²⁾ O32

¹⁾ HN = Manual override. It can be repositioned by 180°. Standard valve is supplied with HN on the same side as port 2.

²⁾ When the valve is requested without the plug socket, the first digit of the order code for standard coils must be changed from 1 to 4. For optional plug sockets see page 4.154.

Design and function

Spool valve actuated by an electrical signal. Please specify required control voltage when ordering.

Valves ME-07-511-HN and ME-07-520-HN are available for use with vacuum (– 0.95 ... 10 bar/–14 ... 175 psi).

Order number changes to ME-07-511-HN-Q and ME-07-520-HN-Q.

Valves of this series are available in explosion proof design in accordance with 94/9/EG (ATEX). For further details see chapter 12 of this catalogue.

Order number Please complete according to order code.	M-07-510-HN	M-07-511-HN	M-07-520-HN	M-07-530-HN	M-07-533-HN	M-07-534-HN	ME-07-511-HN	ME-07-520-HN
Function	5/2-way single solenoid air spring return	5/2-way single solenoid spring return	5/2-way double solenoid	5/3-way center position closed	5/3-way center position exhausted	5/3-way center position pressurized	5/2-way single solenoid ext. pilot supply	5/2-way double solenoid ext. pilot supply
Connection	G 1/4							
Nominal size	9 mm							
Flow rate	1580 NI/min (1.606 Cv)			1300 NI/min (1.321 Cv)			1580 NI/min (1.606 Cv)	
Pressure range	1.5...10 bar ²⁾ (22 ... 145 psi)	2.5...10 bar ²⁾ (36 ... 145 psi)	2 ... 10 bar ²⁾ (29 ... 145 psi)	3 ... 10 bar ²⁾ (43 ... 145 psi)		0 ... 10 bar ²⁾ (0 ... 145 psi)		
Control pressure	Control pressure is identical to main pressure range						2.5...10 bar ²⁾ (36 ... 145 psi)	2...10 bar ²⁾ (29 ... 145 psi)
Response time at 6 bar	on 15 ms off 19 ms	on 15 ms off 22 ms	14 ms	on 15 ms off 22 ms			on 15 ms off 19 ms	14 ms
Temperature range	- 10 °C ... + 70 °C (+ 14 °F ... + 158 °F)							
Materials	Body: Al (anodized), Seals: NBR and POM, Inner parts: Al, stainless steel and brass							
Degree of protection	IP 65 according to EN 60529							
Weight	0.455 kg (1.003 lbs.)	0.465 kg (1.025 lbs.)	0.620 kg (1.367 lbs.)				0.530 kg (1.168 lbs.)	0.650 kg (1.433 lbs.)

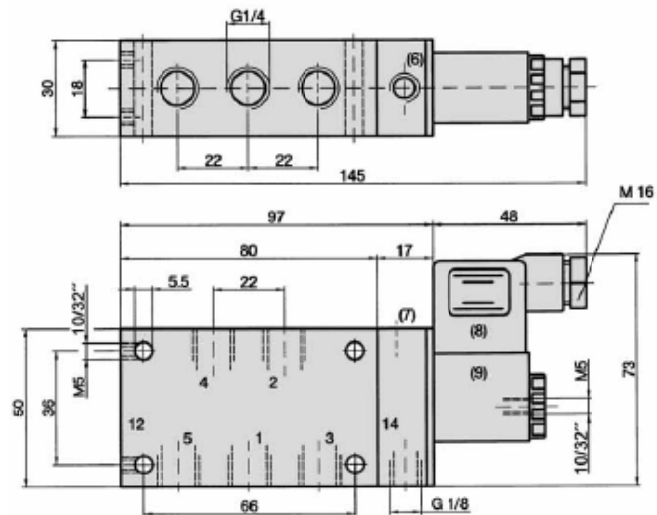
²⁾ max. 8 bar (max. 116 psi) at 2.2 W and 2.5 W.

Subject to change

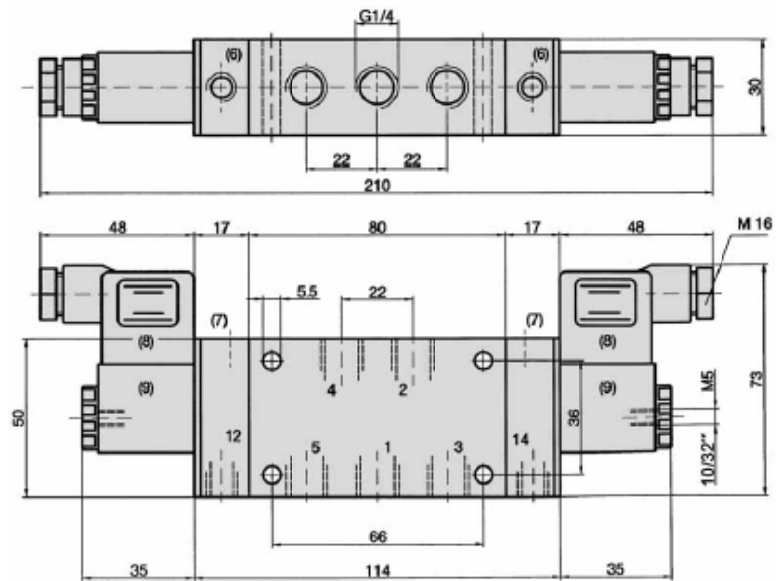
4.151

M-07

- 1 = pressure inlet
- 2, 4 = outlets
- 3, 5 = exhausts
- (6) = Only valve ME-07-511-HN includes G 1/8 at port 14 for external pilot supply.
- (7) = manual override (detent) can be repositioned by 180°
- (8) = plug socket can be repositioned by 180°
- (9) = solenoid coil can be repositioned by 4 x 90°

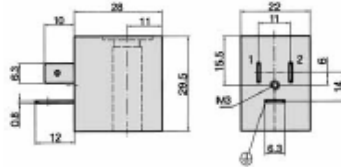


1 = pressure inlet
2, 4 = outlets
3, 5 = exhausts
(7) = manual override (detent) can be repositioned by 180°
(8) = plug socket can be repositioned by 180°
(9) = solenoid coil can be repositioned by 4 x 90°



(6) = Only valve ME-07-520-HN includes G 1/8 at ports 12 and 14 for external pilot supply.

4.153



Solenoid coil with pin distance of 11 mm.

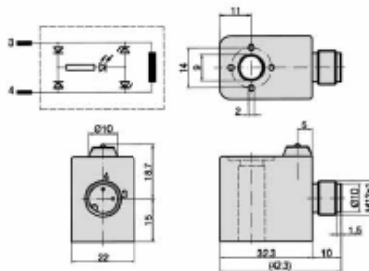
Order number	23-SP-011-411	23-SP-011-412	23-SP-011-422	23-SP-011-426	23-SP-011-427	23-SP-012-431	23-SP-012-432
Standard voltage	12 V DC	24 V DC	24 V AC	115 V AC	230 V AC	12 V DC	24 V DC
Power consumption	4.2 W		7/4 VA			2.2 W	
Degree of protection	IP 65 according to EN 60529 with connected plugs and additional O-rings						
Duty cycle	100 % continuous operation						
Material	Thermoplast						
Temperature range	- 20 °C ... + 50 °C						
Voltage tolerance	± 10 %						
Standard actuator	23-R-011 and 23-R-013					23-R-012 and 23-R-014	

Other voltages on request.

*Using the coil 23-SP-011-412 with the actuator 23-R-012 or 23-R-014 the voltage tolerance is $\pm 30\%$.

Humidity resistant coil (Pin distance 11 mm)

Order number	Z3-SP-011-1-711	Z3-SP-011-1-712	Z3-SP-011-1-722		Z3-SP-011-1-726	Z3-SP-011-1-727	Z3-SP-012-1-732
Standard voltage	12 V DC	24 V DC	24 V AC	12 V DC	115 V AC	230 V AC	24 V DC
Power consumption	4,6 W	4,8 W	8,9/7,3 VA	5,5 W			2,5 W
Degree of protection	IP 65 according to EN 60529 with connected plugs and additional O-rings						
Duty cycle	100 %						
Material	Duroplast						
Temperatur range	- 20 °C ... + 50 °C						
Voltage tolerance	± 10 %						



Solenoid coil, connection with M-12 sensor plug. Pins are inside the coil. LED and circuit protection are included.

Order number	23-SP-011-5-O12	23-SP-012-5-O32
Duty cycle	100 % continuous operation	
Standard voltage	24 V DC	
Power consumption	4.8 W	2.5 W
Degree of protection	IP 65 according to EN 60529 with connected cable	
Material	Duroplast	

Other voltages on request.

8.7 Solid State Relais

crydom™

Series 1

10-90Amp • 120/240 Vac - AC OUTPUT

- Zero Voltage and Random Turn-On Switching
- Panel Mount
- 600V Transient Capability
- Internal Snubber
- 110 & 125A Models Available
- Integrated Overvoltage Protection by Automatic Self Turn-On (Suffix P)

Featuring state-of-the-art Surface Mount Technology, these SPST-NO relays deliver proven reliability in the most demanding applications. Output consists of an SCR AC switch and is available in zero-cross, random turn-on (phase controllable) and normally closed (Form B) versions with either AC or DC input (coil) control. Manufactured in Crydom's ISO 9001 Certified facility for optimum product performance and reliability.

MODEL NUMBERS	AC CONTROL	A1210	A1225	A1240	A2410	A2425	A2450	A2475	A2490
DC CONTROL	D1210	D1225	D1240	D2410	D2425	D2450	D2475	D2490	D2490
OUTPUT SPECIFICATIONS ①									
Operating Voltage (47-63 Hz) [Vrms]		24-140	24-140	24-140	24-280	24-280	24-280	24-280	24-280
Max. Load Current ③ [Arms]		10	25	40	10	25	50	75	90
Min. Load Current, [mArms]		40	40	40	40	40	40	40	40
Transient Overvoltage [Vpk]		400	400	400	600	600	600	600	600
Max. Surge Current, (16.6ms) [Apk]		120	250	625	120	250	625	1000	1200
Max. On-State Voltage Drop @ Rated Current [Vpk]		1.6	1.6	1.6	1.6	1.6	1.6	1.6	1.6
Thermal Resistance Junction to Case (R _{qJC}) [°C/W]		1.48	1.02	0.63	1.48	1.02	0.63	0.31	0.28
Maximum I ² t for Fusing, (8.3 msec.) [A ² sec]		60	260	1620	60	260	1620	4150	6000
Max. Off-State Leakage Current @ Rated Voltage [mArms]		8	8	8	10	10	10	10	10
Min. Off-State dv/dt @ Max. Rated Voltage [V/μsec] ②		500	500	500	500	500	500	500	500
Max. Turn-On Time ④		1/2 Cycle (DC Control), 10.0 msec (AC Control)							
Max. Turn-Off Time		1/2 Cycle (DC Control), 40.0 msec (AC Control)							
Power Factor (Min.) with Max. Load		0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5	0.5

INPUT SPECIFICATIONS ①	DC CONTROL	AC CONTROL	24V AC/DC CONTROL (E SUFFIX)
Control Voltage Range	3-32 Vdc	90-280 Vrms (60Hz)	18-36 Vrms/Vdc
Max. Reverse Voltage	-32 Vdc	—	—
Max. Turn-On Voltage	3.0 Vdc	90 Vrms	18 Vrms/Vdc
Min. Turn-Off Voltage	1.0 Vdc	10 Vrms	4.0 Vrms/Vdc
Nominal Input Impedance	1500 Ohms	60K Ohms	9.0K Ohms
Typical Input Current	3.4mA @ 5 Vdc, 20mA @ 28Vdc	2mA @ 120 Vrms, 4mA @ 240 Vrms	3mA @ 24 V

GENERAL NOTES

© 2008 CRYDOM Inc., Specifications subject to change without notice.

- ① All parameters at 25° C unless otherwise specified.
 ② Off-State dv/dt test method per EIA/NARM standard RS-443, paragraph 13.11.1
 ③ Heat sinking required, for derating curves see page 3.
 ④ Turn-on time for random turn-on versions is 0.02 msec (DC Control Models).

SERIES1
 Rev. 012908
 PAGE 1 OF 4

For recommended applications and more information contact:
USA: Sales Support (877) 502-5500 Tech Support (877) 702-7700 FAX (619) 710-8540
 Crydom Inc., 2320 Paseo de las Americas, Ste. 201, San Diego, CA 92154
 Email: sales@crydom.com WEB SITE: <http://www.crydom.com>
UK: +44 (0)1202 606030 • FAX +44 (0)1202 606035 Crydom SSR Ltd., Arena Business Centre,
 Hollywood Close, Poole, Dorset BH17 7FJ, Email: info@crydom.com
GERMANY: +49 (0)180 3000 506



crydomTM**Series 1**
10-90Amp • 120/240 Vac - AC OUTPUT**GENERAL SPECIFICATIONS**

Dielectric Strength 50/60Hz Input/Output/Base	4000 Vrms
Insulation Resistance (Min.) @ 500 Vdc	10 ⁹ Ohm
Max. Capacitance Input/Output	8 pF
Ambient Operating Temperature Range	-40 to 80°C
Ambient Storage Temperature Range	-40 to 125°C

MECHANICAL SPECIFICATIONS

Weight: (typical)	3.0 oz. (86.5g)
Encapsulation:	Thermally Conductive Epoxy
Terminals:	Screws and Saddle Clamps Furnished, Unmounted

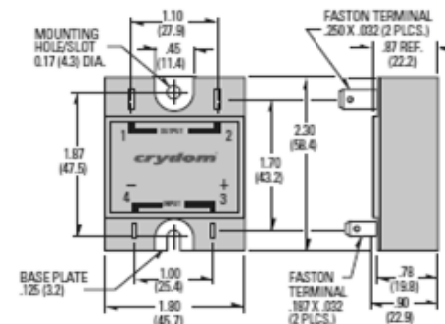
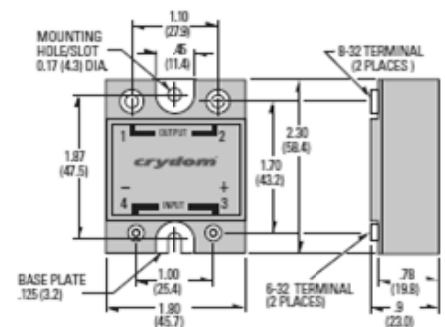
AVAILABLE OPTIONS

- B** Normally Closed (Form B)
Example: **D2450-B, A2450-B**
- E** 24V AC/DC Input
Example: **A2450E**
- F** Faston Terminals (Up to 50A Models)
Example: **D1225F**
- G** Input Status LED.
Example: **D2450G**
Note: Control Voltage Range 4.5-32Vdc for DC Control Models.
- P** Internal Overvoltage Protection.
Relay Will Self Trigger Between 450-600 Vpk. Not Suitable For Capacitive Loads. Not Available with -B Option
Example: **D2425P**
- 4D** 400 Hz Operation
10-50 Amp Models Only
Zero Cross Switching Only
Example: **4D2450**
- 10** Random Turn-On (AC & DC Control)
Phase Controllable (DC Control)
Example: **D2450-10**
- H** Heat Transfer Pad (Attached)
Example: **D2450H**

Ordering System: Combination of the suffixes should be made in the following order:
EFPG-10.
Example: **A2450EFPG-10**

Screw Torque Requirements:
6-32 Screws - 10 in. lbs. (1.1Nm),
8-32 and 10-32 Screws - 20in. lbs. (2.2Nm)
(Screws dry without grease.)

Fastons:
Single pair (up to 25A)
Double pair* (up to 50A).
*Caution: User must connect to both pairs



Crydom Heat Sinks offer excellent thermal management and are perfectly matched to the load current ratings of Crydom panel mount relays. Request Crydom's Heat Sink specification sheet for the details.

All dimensions are in inches (millimeters)

APPROVALS

UL E116949
CSA LR81689
VDE 10143 UG (Not Applicable: -B and 4D)



SERIES1
Rev. 012908
PAGE 2 OF 4

© 2008 CRYDOM Inc., Specifications subject to change without notice.

For recommended applications and more information contact:
USA: Sales Support (877) 902-5600 Tech Support (877) 702-7700 FAX (619) 710-8540
Crydom Inc., 2320 Paseo de las Americas, Ste. 201, San Diego, CA 92154
Email: sales@crydom.com WEB SITE: http://www.crydom.com
UK: +44 (0)1202 606030 • FAX +44 (0)1202 606035 Crydom SSR Ltd., Arena Business Centre,
Holmoor Close, Poole, Dorset BH17 7FJ, Email: intsales@crydom.com
GERMANY: +49 (0)180 3000 506

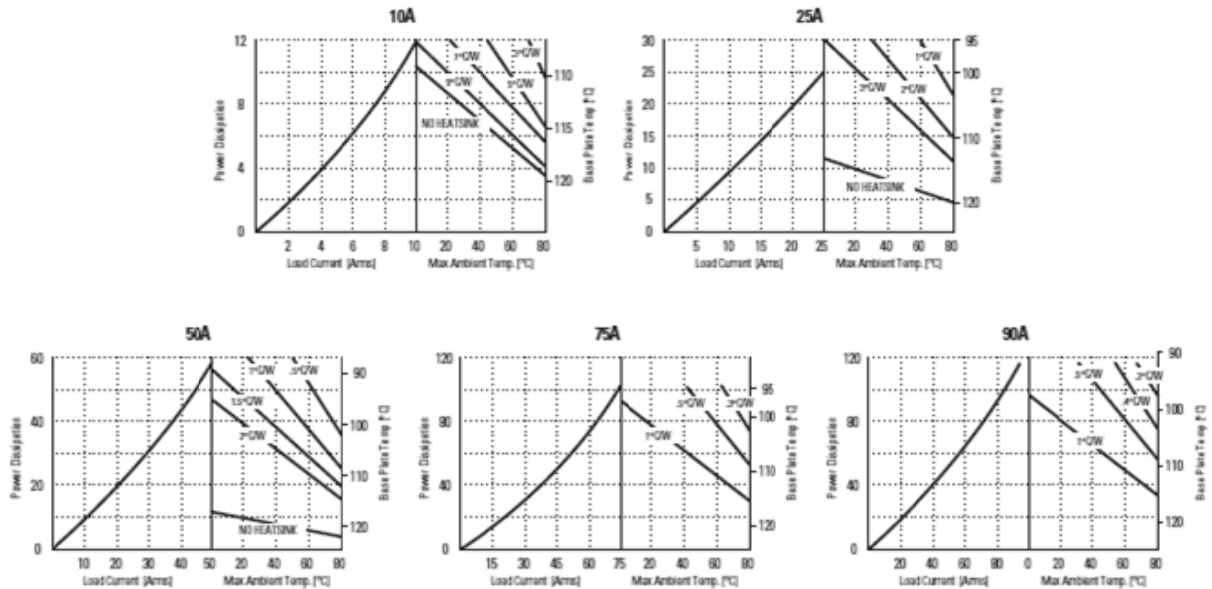


crydom™

Series 1

10-90Amp • 120/240 Vac - AC OUTPUT

CURRENT DERATING CURVES



© 2008 CRYDOM Inc., Specifications subject to change without notice.

SERIES1
Rev. 012908
PAGE 3 OF 4

For recommended applications and more information contact:
USA: Sales Support (877) 502-5500 Tech Support (877) 702-7700 FAX (619) 710-8540
 Crydom Inc., 2320 Paseo de las Americas, Ste. 201, San Diego, CA 92154
 Email: sales@crydom.com WEB SITE: <http://www.crydom.com>
UK: +44 (0)1202 606000 • FAX +44 (0)1202 606035 Crydom SSR Ltd., Arena Business Centre,
 Holyrood Close, Poole, Dorset BH17 7FJ, Email: intsales@crydom.com.
GERMANY: +49 (0)180 3000 506



8.8 Inductieve naderingsschakelaar

Inductive sensor

NEB4-8GM45-E2



CE

Model Number

NEB4-8GM45-E2

Features

- Control series
- 4 mm quasi-embeddable
- Increased operating distance

Connection

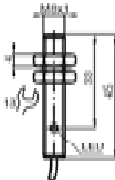


Accessories

BF 8

Mounting flange

Dimensions



Technical Data

General specifications

Switching element function	PNP	Make function
Rated operating distance	s _N	4 mm
Installation		quasi embedd.
Output polarity		DC
Assured operating distance	s _A	0 ... 3.24 mm
Reduction factor r _A		0.25
Reduction factor r _{CU}		0.22
Reduction factor r _{VA}		0.65

Nominal ratings

Operating voltage	U _B	10 ... 30 V
Switching frequency	f	0 ... 500 Hz
Reverse polarity protection		protected against reverse polarity
Short-circuit protection		yes
Voltage drop	U _{CE}	≤ 2 V
Operating current	I _B	0 ... 200 mA
Off-state current	I ₀	0 ... 0.1 mA typ. 0.1 µA at 25 °C
No-load supply current	I ₀	≤ 10 nA
Indication of the switching state		LED, yellow

Ambient conditions

Ambient temperature		-25 ... 70 °C (248 ... 343 K)
---------------------	--	-------------------------------

Mechanical specifications

Connection type		2 m, PUR cable
Core cross-section		0.14 mm ²
Housing material		brass, chromium plated
Sensing face		PBT
Protection degree		IP67

Compliance with standards and directives

Standard conformity		
Standards		EN 60947-5-2:2007 IEC 60947-5-2:2007

Release date: 2009-11-11 16:58

Date of issue: 2009-11-11

1230001_ENG_001

Subject to modifications without notice

Copyright Pepperl+Fuchs

Pepperl+Fuchs Group

USA: +1 330 480 0001

Germany: +49 621 776-4111

Singapore: +65 6770 0091

www.pepperl-fuchs.com

ts.industry@pepperl-fuchs.com

ts.info@pepperl-fuchs.com

ts.info@sg.pepperl-fuchs.com

PEPPERL+FUCHS

REINTEGRATING YOUR SENSING WORLD

1

139

8.9 Spanningsregelaar

L78xxAB - L78xxAC

Maximum ratings

3 Maximum ratings

Table 2. Absolute maximum ratings

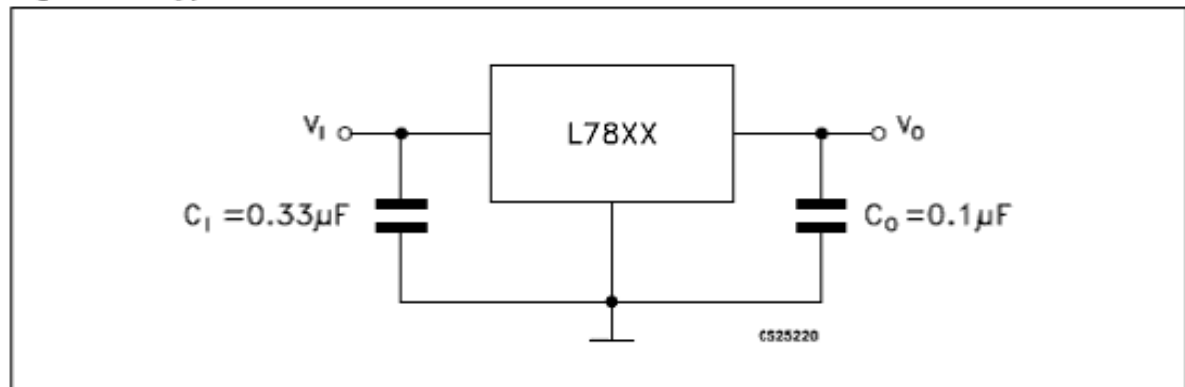
Symbol	Parameter		Value	Unit
V_I	DC input voltage	for $V_O = 5$ to $18V$	35	V
		for $V_O = 20, 24V$	40	
I_O	Output current		Internally limited	mA
P_D	Power dissipation		Internally limited	mW
T_{STG}	Storage temperature range		-65 to 150	°C
T_{OP}	Operating junction temperature range	for L7800AC	0 to 150	°C
		for L7800AB	-40 to 125	

Note: Absolute maximum ratings are those values beyond which damage to the device may occur. Functional operation under these condition is not implied.

Table 3. Thermal data

Symbol	Parameter	TO-220	TO-220FP	D ² PAK	Unit
R_{thJC}	Thermal resistance junction-case	3	5	3	°C/W
R_{thJA}	Thermal resistance junction-ambient	50	60	62.5	°C/W

Figure 4. Application circuit



5 Electrical characteristics

Table 4. Electrical characteristics of L7805A ($V_I = 10\text{ V}$, $I_O = 1\text{ A}$, $T_J = 0\text{ to }150\text{ °C}$ (L7805AC), $T_J = -40\text{ to }125\text{ °C}$ (L7805AB), unless otherwise specified)

Symbol	Parameter	Test conditions	Min.	Typ.	Max.	Unit
V_O	Output voltage	$T_J = 25\text{ °C}$	4.9	5	5.1	V
V_O	Output voltage	$I_O = 5\text{ mA to }1\text{ A}$, $P_O \leq 15\text{ W}$ $V_I = 7.5\text{ to }20\text{ V}$	4.8	5	5.2	V
$\Delta V_O^{(1)}$	Line regulation	$V_I = 7.5\text{ to }25\text{ V}$, $I_O = 500\text{ mA}$		7	50	mV
		$V_I = 8\text{ to }12\text{ V}$		10	50	mV
		$V_I = 8\text{ to }12\text{ V}$, $T_J = 25\text{ °C}$		2	25	mV
		$V_I = 7.3\text{ to }20\text{ V}$, $T_J = 25\text{ °C}$		7	50	mV
$\Delta V_O^{(*)}$	Load regulation	$I_O = 5\text{ mA to }1\text{ A}$		25	100	mV
		$I_O = 5\text{ mA to }1.5\text{ A}$, $T_J = 25\text{ °C}$		30	100	V
		$I_O = 250\text{ to }750\text{ mA}$		8	50	V
I_q	Quiescent current	$T_J = 25\text{ °C}$		4.3	6	mA
					6	mA
ΔI_q	Quiescent current change	$V_I = 8\text{ to }25\text{ V}$, $I_O = 500\text{ mA}$			0.8	mA
		$V_I = 7.5\text{ to }20\text{ V}$, $T_J = 25\text{ °C}$			0.8	mA
		$I_O = 5\text{ mA to }1\text{ A}$			0.5	mA
SVR	Supply voltage rejection	$V_I = 8\text{ to }18\text{ V}$, $f = 120\text{ Hz}$, $I_O = 500\text{ mA}$		68		dB
V_d	Dropout voltage	$I_O = 1\text{ A}$, $T_J = 25\text{ °C}$		2		V
eN	Output noise voltage	$T_A = 25\text{ °C}$, $B = 10\text{ Hz to }100\text{ kHz}$		10		$\mu\text{V}/V_O$
R_O	Output resistance	$f = 1\text{ kHz}$		17		$\text{m}\Omega$
I_{sc}	Short circuit current	$V_I = 35\text{ V}$, $T_A = 25\text{ °C}$		0.2		A
I_{scp}	Short circuit peak current	$T_J = 25\text{ °C}$		2.2		A
$\Delta V_O/\Delta T$	Output voltage drift			-1.1		$\text{mV}/\text{°C}$

1. Load and line regulation are specified at constant junction temperature. Changes in V_O due to heating effects must be taken into account separately. Pulse testing with low duty cycle is used.

8.10 Lijm

Technical Data Sheet

LOCTITE®

LOCTITE® 480™

April 2006

PRODUCT DESCRIPTION

LOCTITE® 480™ provides the following product characteristics:

Technology	Cyanoacrylate
Chemical Type	Ethyl cyanoacrylate
Appearance (uncured)	Black liquid ^{LM}
Components	One part - requires no mixing
Viscosity	Low
Cure	Humidity
Application	Bonding
Key Substrates	Metals, Plastics and Rubbers

LOCTITE® 480™ is a rubber toughened adhesive with increased flexibility and peel strength along with enhanced resistance to shock.

TYPICAL PROPERTIES OF UNCURED MATERIAL

Specific Gravity @ 25 °C	1.05
Flash Point - See MSDS	
Viscosity, Cone & Plate, mPa·s (cP):	
Temperature: 25 °C, Shear Rate: 1,000 s ⁻¹	100 to 200 ^{LM}
Viscosity, Brookfield - LVF, 25 °C, mPa·s (cP):	
Spindle 1, speed 6 rpm	100 to 200

TYPICAL CURING PERFORMANCE

Under normal conditions, the atmospheric moisture initiates the curing process. Although full functional strength is developed in a relatively short time, curing continues for at least 24 hours before full chemical/solvent resistance is developed.

Cure Speed vs. Substrate

The rate of cure will depend on the substrate used. The table below shows the fixture time achieved on different materials at 22 °C / 50 % relative humidity. This is defined as the time to develop a shear strength of 0.1 N/mm².

Fixture Time, seconds:	
Steel (degreased)	60 to 120
Aluminum	10 to 30
Zinc dichromate	50 to 150
Neoprene	<20
Rubber, nitrile	<20
ABS	20 to 50
PVC	50 to 100
Polycarbonate	30 to 80
Phenolic	20 to 60

Cure Speed vs. Bond Gap

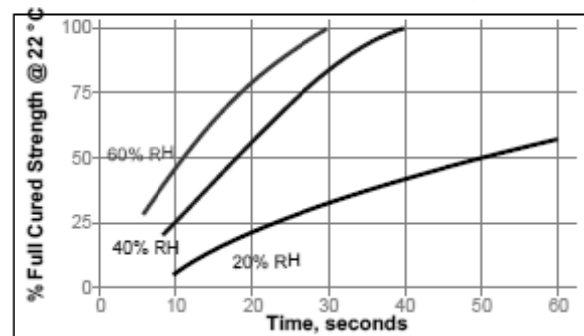
The rate of cure will depend on the bondline gap. Thin bond lines result in high cure speeds, increasing the bond gap will decrease the rate of cure.

Cure Speed vs. Activator

Where cure speed is unacceptably long due to large gaps, applying activator to the surface will improve cure speed. However, this can reduce ultimate strength of the bond and therefore testing is recommended to confirm effect.

Cure Speed vs. Humidity

The rate of cure will depend on the ambient relative humidity. The following graph shows the tensile strength developed with time on Buna N rubber at different levels of humidity.



TYPICAL PROPERTIES OF CURED MATERIAL

Cured for 24 hours @ 22 °C

Physical Properties:

Coefficient of Thermal Expansion, ISO 11359-2, K ⁻¹	80×10 ⁻⁶
Coefficient of Thermal Conductivity ISO 8302, W/(m·K)	0.1
Glass Transition Temperature, ISO 11359-2, °C	150

Electrical Properties:

Volume Resistivity, IEC 60093, Ω·cm	10×10 ¹⁵
Surface Resistivity, IEC 60093, Ω	10×10 ¹⁵
Dielectric Breakdown Strength, IEC 60243-1, kV/mm	25
Dielectric Constant / Dissipation Factor, IEC 60250:	
0.1 kHz	2.65 / <0.02
1 kHz	2.75 / <0.02
10 kHz	2.75 / <0.02

TYPICAL PERFORMANCE OF CURED MATERIAL

Adhesive Properties

Cured for 30 seconds @ 22 °C

Tensile Strength, ISO 6922:	
Buna-N	N/mm ² ≥1.8 ^{LM} (psi) (≥260)

Cured for 24 hours @ 22 °C

Lap Shear Strength, ISO 4587:

Steel (grit blasted)	N/mm ² 22 to 30 (psi) (3,200 to 4,400)
Aluminum (etched)	N/mm ² 14 to 22 (psi) (2,000 to 3,200)
Zinc dichromate	N/mm ² 8 to 15 (psi) (1,200 to 2,200)
ABS	N/mm ² 6 to 20 (psi) (870 to 2,900)
PVC	N/mm ² 4 to 20 (psi) (580 to 2,900)
Phenolic	N/mm ² 5 to 15 (psi) (730 to 2,200)
Polycarbonate	N/mm ² 5 to 20 (psi) (730 to 2,900)

Henkel Technologies

TDS LOCTITE® 480™, April 2008

Nitrile	N/mm ²	5 to 15
	(psi)	(730 to 2,200)
Neoprene	N/mm ²	5 to 15
	(psi)	(730 to 2,200)
Tensile Strength, ISO 6822:		
Steel (grit blasted)	N/mm ²	12 to 25
	(psi)	(1,700 to 3,600)
Buna-N	N/mm ²	5 to 15
	(psi)	(730 to 2,200)

Cured for 24 hours @ 22 °C, followed by 24 hours @ 121 °C, tested @ 22 °C

Lap Shear Strength, ISO 4587:

Steel (grit blasted)	N/mm ²	≥18.0 ^{LMS}
	(psi)	(≥2,610)

TYPICAL ENVIRONMENTAL RESISTANCE

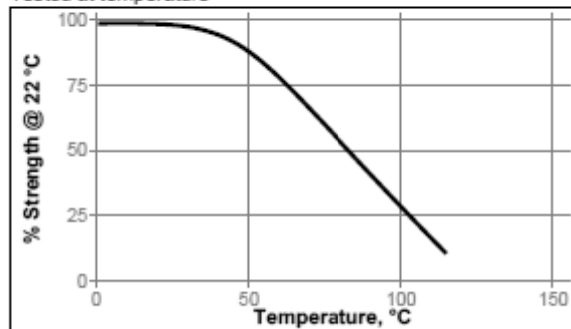
Cured for 1 week @ 22 °C

Lap Shear Strength, ISO 4587:

Steel (grit blasted)

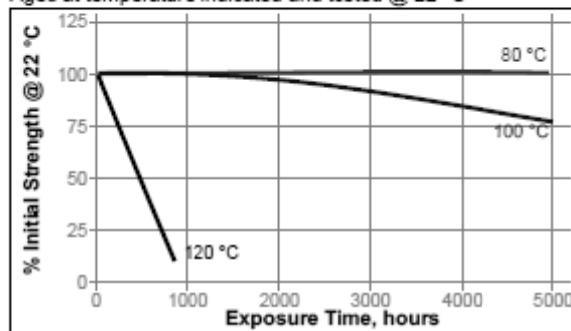
Hot Strength

Tested at temperature



Heat Aging

Aged at temperature indicated and tested @ 22 °C



Chemical/Solvent Resistance

Aged under conditions indicated and tested @ 22 °C.

Environment	°C	% of initial strength		
		100 h	500 h	1000 h
Motor oil	40	85	85	85
Gasoline	22	90	70	70
Ethanol	22	95	95	80
Isopropanol	22	75	75	75
Freon TA	22	90	90	85
Heat/humidity 95% RH	40	80	80	65

Lap Shear Strength, ISO 4587:

Polycarbonate

Environment	°C	% of initial strength		
		100 h	500 h	1000 h
95% RH	40	100	100	100

GENERAL INFORMATION

This product is not recommended for use in pure oxygen and/or oxygen rich systems and should not be selected as a sealant for chlorine or other strong oxidizing materials.

For safe handling information on this product, consult the Material Safety Data Sheet (MSDS).

Directions for use

1. For best performance bond surfaces should be clean and free from grease.
2. This product performs best in thin bond gaps (0.05 mm).
3. Excess adhesive can be dissolved with Loctite cleanup solvents, nitromethane or acetone.

Loctite Material Specification^{LMS}

LMS dated December 5, 2003. Test reports for each batch are available for the indicated properties. LMS test reports include selected QC test parameters considered appropriate to specifications for customer use. Additionally, comprehensive controls are in place to assure product quality and consistency. Special customer specification requirements may be coordinated through Henkel Quality.

Storage

Store product in the unopened container in a dry location. Storage information may be indicated on the product container labeling.

Optimal Storage: 2 °C to 8 °C. Storage below 2 °C or greater than 8 °C can adversely affect product properties. Material removed from containers may be contaminated during use. Do not return product to the original container. Henkel Corporation cannot assume responsibility for product which has been contaminated or stored under conditions other than those previously indicated. If additional information is required, please contact your local Technical Service Center or Customer Service Representative.

Henkel Loctite Americas
+860.571.5100

Henkel Loctite Europe
+49.89.9268.0

Henkel Loctite Asia Pacific
+81.45.758.1810

For the most direct access to local sales and technical support visit: www.loctite.com

Bibliografie

1. Bai, Y. and B. Dodd, *Adiabatic Shear Localization - Occurrence, Theories and Applications*. 2004, Saint-Louis: DYMAT.
2. *High Strain Rate Testing*, in *ASM International - Mechanical Testing and Evaluation*. 2000, ASM International.
3. Peirs, J., *Ontwikkeling van impact-dynamische drukproeven*. 2007, Universiteit Gent.
4. Verleysen, P., *Experimentele studie en numerieke modellering van het dynamisch gedrag in trek van een al dan niet vezelversterkt quasi-bros materiaal*. 1999, Universiteit Gent.
5. De Vogelaere, P., *Impactbuigproeven op geavanceerde staalsoorten*. 2006, Universiteit Gent.
6. Verleysen, P., *Mechanica van Structuren*. 2008, Gent: Universiteit Gent.
7. Xue, Q., L.T. Shen, and Y.L. Bai, *A Modified Split Hopkinson Torsional Bar in Studying Shear Localization*. *Measurement Science & Technology*, 1995. **6**(11): p. 1557-1565.
8. Graber, A. and K. Pohlandt, *State-of-the-Art of the Torsion Test For Determining Flow Curves*. *Steel Research*, 1990. **61**(5): p. 212-218.
9. Shrivastava, S.C., J.J. Jonas, and G. Canova, *Equivalent Strain in Large Deformation Torsion Testing - Theoretical and Practical Considerations*. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1982. **30**(1-2): p. 75-90.
10. MatWeb. *Online Materials Information Resource*. 21 mei 2010; Available from: <http://www.matweb.com/>.
11. *Solid Friction*, in *Friction, Lubrication and Wear Technology*. 2000, ASM International.
12. Muhs, D., et al., *Roloff/Matek Machineonderdelen - Normering, berekening en vormgeving*. 4 ed. 2005, Den Haag: Academic Service.
13. van Beek, A., *Advanced Engineering Design - Lifetime Performance and Reliability*. 2009, Delft: TU Delft.
14. Young, W.C. and R.G. Budynas, *Bodies under Direct Bearing and Shear Stress*, in *Roark's Formulas for Stress and Strain* 2002, The McGraw-Hill Companies, Inc.: New York.
15. Shigley, J.E., Mischke, C. R., Budynas, R. G., *Hertzian Contact Stresses*, in *Mechanical Engineering Design* 2004, The McGraw-Hill Companies, Inc.: New York.
16. Pikley, W.D., *Peterson's Stress Concentration Factors*. 2 ed. 1997, New York: John Wiley & Sons, Inc.
17. Verhelst, S., *Autotechniek*. 2009, Gent: Universiteit Gent.
18. *Drum brake*. 21 mei 2010; Available from: http://en.wikipedia.org/wiki/Drum_brake.
19. Ranc, N., et al., *Temperature field measurement in titanium alloy during high strain rate loading - Adiabatic shear bands phenomenon*. *Mechanics of Materials*, 2008. **40**(4-5): p. 255-270.
20. Chichili, D.R. and K.T. Ramesh, *Recovery experiments for adiabatic shear localization: A novel experimental technique*. *Journal of Applied Mechanics-Transactions of the Asme*, 1999. **66**(1): p. 10-20.
21. *Stick-slip phenomenon*. 21 mei 2010; Available from: http://en.wikipedia.org/wiki/Stick-slip_phenomenon.

22. Gilat, A. and C.S. Cheng, *Modeling torsional split Hopkinson bar tests at strain rates above 10,000 s(-1)*. International Journal of Plasticity, 2002. **18**(5-6): p. 787-799.
23. Festo. *Missing Link*. [PDF] 11 mei 2010; Available from: <http://www.festo-didactic.com/be-nl/services/missinglink/missing-link.htm>.
24. Festo. *Safety engineering guidelines*. [PDF] 11 mei 2010; Available from: http://www.festo.com/INetDomino/files_01/Sicherheitspneu_en_4.pdf.
25. *LabVIEW*. 18 mei 2010; Available from: <http://nl.wikipedia.org/wiki/LabVIEW>.
26. Pepperl+Fuchs. *Sensors for the factory automation*. [PDF] 11 mei 2010; Available from: http://www.p-f.biz/selector/navi/productInfo/doct/t doct0989a_eng.pdf;jsessionid=266FDFA5A6FDF4DB09494987B209DE99.
27. Loctite. *Short Comings of Traditional Retaining Methods*. [PDF] 21 mei 2010; Available from: http://www.useloctite.com/filephotos/item_files/Retaining__ShortComings__TraditionalMetho ds.pdf.
28. Loctite. *The Adhesive Sourcebook*. [PDF] 21 mei 2010; 5 ed.: [Available from: http://www.tribology-abc.com/image/LT3355v5_FullCatalog.pdf.
29. KTN. *Spanbussen*. [PDF] 21 mei 2010; Available from: <http://www.kettingtechniek.nl/uploads/bestanden/KTN-SPANBUSSEN.pdf>.
30. RoyMech. *Taper keyways*. 21 mei 2010; Available from: http://www.roymech.co.uk/Useful_Tables/Keyways/taper_keyways.html.
31. Li, Y.L., K.T. Ramesh, and E.S.C. Chin, *The mechanical response of an A359/SiCp MMC and the A359 aluminum matrix to dynamic shearing deformations*. Materials Science and Engineering a-Structural Materials Properties Microstructure and Processing, 2004. **382**(1-2): p. 162-170.
32. GeneralPolygonSystem. *Polygon Systems*. 21 mei 2010; Available from: <http://www.generalpolygon.com/index.htm>.
33. StoffelPolygonSystems. *Polygon Shapes - Multi-Faceted Problem Solvers*. 21 mei 2010; Available from: <http://www.jobshop.com/techinfo/papers/grinding2.shtml>.
34. Belzona. *Shafts and Bearings*. 21 mei 2010; Available from: <http://www.belzona.com/geq.aspx>.
35. INKOMA. *Shaft-Hub Connections*. [PDF] 21 mei 2010; Available from: <http://www.inkoma.de/pdf-e/inkoma-shaft-hub-connections.pdf>.
36. Bagwell, P. *Rotary Broaching Passes the Test*. 21 mei 2010; Available from: <http://knol.google.com/k/rotary-broaching-passes-the-test#>.
37. Bagwell, P. *The Future of Rotary Broaching*. [PDF] 21 mei 2010; Available from: http://www.slatertools.com/pdf/0109_future_of_rotary_broaching.pdf.
38. Bagwell, P. and J. Tryles. *One Pass Polygons*. [PDF] 21 mei 2010; Available from: http://www.slatertools.com/pdf/cte_0603_broaching.pdf.
39. *Broaching*. [PDF] 21 mei 2010; Available from: <http://team358.org/files/mechanical/Broaching.pdf>.
40. *Abaqus 6.9 Documentation*.
41. *DIN 5842 Involute Spline Profile Dimensions*. 21 mei 2010; Available from: <http://www.omnigear.us/5482InvoluteSplines.aspx>.

42. Kocks, U.F. and M.G. Stout, *Torsion Testing for General Constitutive Relations: Gilles Canova's Master's Thesis*. Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, 1999. **7**(5): p. 675-681.
43. Habraken, A.M., L. Duchene, and F.E. Houdaigui, *Length changes and texture prediction during free end torsion test of copper bars with FEM and remeshing techniques*. International Journal of Plasticity, 2007. **23**(8): p. 1417-1438.
44. Shih-Chieh, L. and J. Duffy, *Adiabatic shear bands in a Ti-6Al-4V titanium alloy*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1998. **46**(11): p. 2201-2231.
45. Marchand, A. and J. Duffy, *An Experimental Study of the Formation Process of Adiabatic Shear Bands in a Structural Steel*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1988. **36**(3): p. 251-&.
46. Chichili, D.R., K.T. Ramesh, and K.J. Hemker, *Adiabatic shear localization in alpha-titanium: experiments, modeling and microstructural evolution*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2004. **52**(8): p. 1889-1909.
47. Leung, E.K.C., *An elastic-plastic stress analysis of the specimen used in the torsional Kolsky bar*. Transactions of the ASME. Journal of Applied Mechanics, 1980. **47**(2): p. 278-282.
48. Lewis, J.L. and J.D. Campbell, *Development and Use of a Torsional Hopkinson-Bar Apparatus*. Experimental Mechanics, 1972. **12**(11): p. 520-&.
49. Macdougall, D.A.S. and J. Harding, *The measurement of specimen surface temperature in high-speed tension and torsion tests*. International Journal of Impact Engineering, 1998. **21**(6): p. 473-488.
50. daSilva, M.G. and K.T. Ramesh, *The rate-dependent deformation and localization of fully dense and porous Ti-6Al-4V*. Materials Science and Engineering a-Structural Materials Properties Microstructure and Processing, 1997. **232**(1-2): p. 11-22.
51. Fellows, N.A. and J. Harding, *Use of high-speed photography to study localisation during high-strain-rate torsion testing of soft iron*. Materials Science and Engineering a-Structural Materials Properties Microstructure and Processing, 2001. **298**(1-2): p. 90-99.
52. Duffy, J. and Y.C. Chi, *On the Measurement of Local Strain and Temperature During the Formation of Adiabatic Shear Bands*. Materials Science and Engineering a-Structural Materials Properties Microstructure and Processing, 1992. **157**(2): p. 195-210.
53. Peirs, J., et al., *The use of hat-shaped specimens to study the high strain rate shear behaviour of Ti-6Al-4V*. International Journal of Impact Engineering. **37**(6): p. 703-714.
54. *Titanium Alloy Ti 6Al-4V*. 24 mei 2010; Available from: <http://cartech.ides.com/datasheet.aspx?i=101&E=269>.
55. *Titanium Alloy*. 24 mei 2010; Available from: http://en.wikipedia.org/wiki/Titanium_alloy.
56. *Titanium Ti-6Al-4V (Grade 5), Annealed*. 24 mei 2010; Available from: <http://asm.matweb.com/search/SpecificMaterial.asp?bassnum=MTP641>.
57. *Ti6Al4V Titanium Alloy*. [PDF] 24 mei 2010; Available from: <http://www.arcam.com/CommonResources/Files/www.arcam.com/Documents/EBM%20Materials/Arcam-Ti6Al4V-Titanium-Alloy.pdf>.
58. Van Slycken, J., *Geavanceerd gebruik van een split Hopkinson bar opstelling - Toepassing op TRIP-staal*. 2008, Universiteit Gent.
59. Verleysen, P., *Modellering van Mechanisch Materiaalgedrag*. 2010, Gent: Universiteit Gent.
60. *Yielding Under Multi-axial Stress and Elastic-Plastic Stress-Strain Relations*. [PDF] 24 mei 2010; Available from: <http://ocw.mit.edu/NR/rdonlyres/Mechanical-Engineering/2-002Spring2004/A07655D2-B7FA-47B0-B861-B0C00EA9CB68/0/lec14.pdf>.

-
61. *Stress (mechanics)*. 24 mei 2010; Available from: [http://en.wikipedia.org/wiki/Stress_\(mechanics\)](http://en.wikipedia.org/wiki/Stress_(mechanics)).
 62. de Vree, J.H.P. *Mechanica - Samenvatting en opdrachten voor trimester 1.1 - 2003*. [PDF] 24 mei 2010; Available from: <http://www.mate.tue.nl/~devree/Mechanicadictaat0304.pdf>.
 63. *Von Mises yield criterion*. 24 mei 2010; Available from: http://en.wikipedia.org/wiki/Von_Mises_stress.
 64. *Triaxial Stress State*. [PPT] 24 mei 2010; Available from: me.queensu.ca/courses/MECH422/Lecture5a.ppt.
 65. Seco. *The Machining Navigator Catalogue 2009 - METRIC*. [PDF] 27 mei 2010; Available from: http://www.secotools.com/CorpWeb/Service_Support/machining_navigator/2009/GB_Turning_2009.pdf.
 66. Lecompte, D., et al., *Quality assessment of speckle patterns for digital image correlation*. Optics and Lasers in Engineering, 2006. **44**(11): p. 1132-1145.
 67. Palanivelu, S., et al., *Validation of digital image correlation technique for impact loading applications*. Dymat 2009: 9th International Conference on the Mechanical and Physical Behaviour of Materials under Dynamic Loading, Vol 1. 2009, Cedex A: E D P Sciences. 373-379.
 68. *Coefficients of friction*. 23 april 2010; Available from: http://www.roymech.co.uk/Useful_Tables/Tribology/co_of_frict.htm.
 69. *How Electronic Gates Work* 8 mei 2010; Available from: <http://www.howstuffworks.com/digital-electronics4.htm>.