

De vermoeiingssterkte van gelaste buisverbindingen voor bruggen
verbeteren dankzij diafragmaverstijving

Dries Stael

Promotoren: prof. dr. ir. H. De Backer, ereprof. dr. ir. P. Van Bogaert
Proefschrift ingediend tot het behalen van de graad van
Doctor in de Ingenieurswetenschappen: Bouwkunde

Vakgroep Civiele Techniek
Voorzitter: prof. dr. ir. P. Troch
Faculteit Ingenieurswetenschappen en Architectuur
Academiejaar 2013 - 2014



ISBN 978-90-8578-706-8
NUR 956
Wettelijk depot: D/2014/10.500/52

Promotoren:

ereprof. dr. ir. Philippe Van Bogaert

prof. dr. ir. Hans De Backer

Examencommissie:

prof. dr. ir. Robby Caspeele, UGent, België (secretaris)

prof. dr. ir. Bohumil Culek, University of Pardubice, Tsjechië

prof. dr. ir. Hans De Backer, UGent, België (promotor)

prof. dr. ir. Wim De Waele, UGent, België

prof. dr. ir. Bert Snijder, Technische Universiteit Eindhoven, Nederland

prof. dr. ir. Luc Taerwe, UGent, België (voorzitter)

ereprof. dr. ir. Philippe Van Bogaert, UGent, België (promotor)



Universiteit Gent

Faculteit Ingenieurswetenschappen en Architectuur

Vakgroep Civiele Techniek

Afdeling Weg- en Waterbouwkunde

Onderzoeksgroep Tunnels, Bruggen en Wegen

Technologiepark 904

9052 Zwijnaarde

België

Tel.: +32 9 264 54 89

Fax.: +32 9 264 58 37

Dankwoord

In de eerste plaats zou ik iedereen willen bedanken die me geholpen heeft om dit proefschrift tot een goed einde te brengen.

Ten eerste wil ik mijn twee promotoren bedanken, want zonder hen zou er helemaal geen doctoraat zijn:

- Ereprof. dr. ir. Philippe Van Bogaert voor het aanreiken van het onderwerp, voor zijn uitgebreide kennis en “buikgevoel” en zijn grote hulp bij het ontwerpen van de vermoeiingsproeven;
- Prof. dr. ir. Hans De Backer voor zijn goede ondersteuning en begeleiding tijdens mijn onderzoek. Zijn bureau was altijd open voor vragen.

Ten tweede wil ik al mijn collega’s bedanken:

- Ken en Wim voor hun advies en grote hulp bij de vele meetprojecten, maar zeker ook voor de leuke en grappige momenten op onze bureau. De sfeer was altijd een schot in de roos;
- Dave, Sam, Tom en Herman voor hun onmisbare hulp bij het uitvoeren van de meetprojecten. Bedankt voor de goede technische ondersteuning;

- Alle collega's van AWW voor de goede sfeer tijdens de middagpauze in de refter. Het was aangenaam werken op de afdeling Weg- en Waterbouwkunde;
- Labo Magnel voor het stockeren van de proefstukken en het voorzien van een ruimte voor het voorbereiden van de proefstukken.

Ten derde wil ik zeker ook prof. Bohumil Culek, Jakub Vagner en hun technisch personeel bedanken voor hun hulp bij het uitvoeren van de vermoeiingsproeven. Ik zal hun goede ontvangst zeker niet vergeten.

Ik wens ook mijn familie en vrienden in de bloemetjes te zetten voor hun geduld, steun en luisterend oor.

Ik wil graag Jonas, Lies en Gregory bedanken voor het nalezen van mijn proefschrift.

Ik wil van deze gelegenheid ook gebruik maken om een welgemeende 'dankjewel' te richten tot mijn ouders. Niet enkel voor hun steun tijdens mijn onderzoek, maar ook voor hun steun en hulp tijdens de volledige duur van mijn opleiding tot burgerlijk ingenieur.

Ten slotte wil ik mijn vrouw Lies bedanken voor haar onvoorwaardelijke steun tijdens mijn onderzoek. Haar hulp achter de schermen was van onschatbare waarde...

ir. Dries Stael

10 april 2014

Samenvatting

Bruggen met buisverbindingen worden zeer gewaardeerd vanwege hun esthetische waarde. Deze constructies hebben een lichte, transparante structuur, waarbij de lijnen van de krachtsafdracht heel duidelijk zijn. Het gebruik van buizen biedt heel wat voordelen dankzij hun gelijke sterkte, buigstijfheid en torsiestijfheid in alle richtingen. Ze hebben ook een hoge sterkte-gewichtsverhouding. Het ontwerp ervan vergt wel enige voorzichtigheid door de vele gelaste verbindingen. De vermoeiingssterkte van deze verbindingen speelt een belangrijke rol, omdat er hoge spanningen, de zogenaamde hot spot spanningen, heersen nabij de lasten. Deze spanningen worden veroorzaakt door de geometrische discontinuïteit en het lasproces, waardoor de structuur gevoelig is voor vermoeiingsschade veroorzaakt door verkeersbelastingen. De secundaire buizen, die verbonden zijn met de primaire buis, veroorzaken lokale verbuiging van de primaire buiswand. Bijgevolg zijn deze lasverbindingen de zwakste onderdelen en bepalen ze de algemene sterkte van de structuur. Er moet dus gestreefd worden naar zo laag mogelijke hot spot spanningen zodat de vermoeiingsleeftijd groter wordt. Een lokale verstijving van de primaire buis ter hoogte van de gelaste buisverbinding wordt onderzocht, waarbij de goede esthetiek van de brug niet beschadigd wordt.

Om de hot spot spanningen nabij de lasteen te verlagen, worden diafragma's geplaatst binnenin de primaire buis. Deze diafragma's verstijven de primaire buis en verhinderen dus de lokale vervormingen van de primaire buiswand. Deze interne verstijvingen kunnen ook de buigende momenten, komende van de secundaire buis, beter overdragen naar de primaire buis.

Om de invloed van deze diafragma's te onderzoeken, wordt eerst een eindig elementen model ontwikkeld. Omwille van de complexe geometrie van de buisverbindingen met de interne diafragma's, wordt de GHS3D methode gebruikt. Hierbij wordt eerst de volledige buitenschil van de buisverbinding gemesht met driehoeken en daarna wordt deze holle ruimte automatisch opgevuld met tetraëders. Tevens wordt het volledige model geparametriseerd via Excel en Visual Basic zodat verschillende geometrieën snel gemodelleerd kunnen worden. Met dit eindig elementen model kunnen de hot spot spanningen van verschillende buisverbindingen bepaald worden. Meerdere convergentietesten worden uitgevoerd om aan te tonen dat de berekende resultaten onafhankelijk zijn van de gebruikte mesh.

De hot spot spanningen kunnen dan vervolgens gebruikt worden om de spanningsconcentratiefactoren (SCF's) te bepalen. In de literatuur zijn er verschillende methoden beschikbaar om deze waarden van een gelaste buisverbinding te bepalen. Moderne bruggen maken echter gebruik van complexe, multi-planaire buisverbindingen, waardoor een alternatieve methode moest ontwikkeld worden. Deze methode gebruikt een eenvoudig draadmodel om de SCF's onafhankelijk te maken van de randvoorwaarden, zodat elke waarde slechts door één enkele basiskracht veroorzaakt wordt. Tevens beschouwt deze methode alle zes basiskrachten en is ze toepasbaar op alle mogelijke soorten buisverbindingen.

Om het eindig elementen model te valideren worden er rekstrookmetingen uitgevoerd op de spoorbrug over de Woluwelaan. Deze brug bestaat uit drie afzonderlijke brugdekken die verbonden zijn met buizen aan twee bogen. De 22 gelaste buisverbindingen van de structuur zijn allemaal intern verstijfd met twee diafragma's. 144 rekstroken worden geïnstalleerd zowel op de boog als op de secundaire buizen, waarbij de meeste rekstroken geplaatst worden nabij een gelaste buisverbinding (knoop ALK09). Twee proefbelastingen worden uitgevoerd om de rekken van de structuur te meten. Er wordt vastgesteld dat er een goede overeenkomst is tussen de gemeten en berekende rekken.

Numerieke simulaties hebben aangetoond dat de diafragma's een positieve invloed hebben op de hot spot spanningen. De SCF's van krachten in de secundaire buizen nemen af door het plaatsen van de diafragma's. De diafragma's hebben soms echter een negatieve invloed op de SCF's van bepaalde krachten in de primaire buis. De toename van deze SCF's is echter vrij klein in vergelijking met de afname van de andere SCF's. Meerdere eindige elementen berekeningen hebben dan ook aangetoond dat de hot spot spanningen duidelijk kleiner zijn wanneer diafragma's geplaatst worden binnenin de primaire buis.

Enkele destructieve vermoeiingsproeven zijn uitgevoerd om de levensduur van buisverbindingen zonder en met diafragma's experimenteel te bepalen. Zes T-knoppen worden dynamisch belast totdat een scheur de binnenwand van de primaire buis bereikt. Vier van deze proefstukken worden voorzien van twee diafragma's. Het moment van volledig doorscheuren wordt bij deze proefstukken duidelijk later bereikt dan bij de proefstukken zonder diafragma's. Als de proefstukken met diafragma's onderling vergeleken worden, dan valt op dat een lagere hot spot spanning geen garantie is op een langere levensduur. De gekozen positie van de diafragma's heeft dus een invloed op de vermoeiingssterkte van de buisverbinding. Wanneer een diafragma geplaatst wordt onder de lasten, dan groeit de scheur door of over het diafragma, waardoor deze als het ware afgesneden wordt van de buisverbinding. De stijfheid van de verbinding neemt snel af en de scheur groeit sneller. Wanneer het diafragma dichterbij het centrum van de buisverbinding verschoven wordt, dan groeit de scheur quasi verticaal doorheen de primaire buis en snijdt het diafragma dus niet af. De buisverbinding blijft verstevigd door de diafragma's, dus de scheur groeit trager en de totale vermoeiingsleeftijd zal groter zijn.

De uitgevoerde rekmetingen op de proefstukken en op de Woluwelaanbrug hebben aangetoond dat de hot spot methode met de nodige voorzichtigheid moet worden toegepast. Zo is het belangrijk om voldoende waarden verspreid over de volledige extrapolatiezone in rekening te brengen om de tweedegraadskromme te bepalen. Drie rekstroken kunnen onvoldoende zijn om nauwkeurig de hot spot rek te bepalen. Het is aangeraden om minstens vijf rekstroken verspreid over de volledige extrapolatiezone te installeren. Op deze manier is de kans veel groter dat een nauwkeurige hot spot rek bepaald wordt. Dit werd tevens bevestigd door meerdere eindige elementen berekeningen.

De optimale dimensies en posities van de diafragma's zijn bepaald met een parameterstudie. Via het verloop van de SCF's en de hot spot spanningen in functie van één dimensieloze parameter (α_d , τ_d of β_d), kan de waarde van de parameter, die overeenkomt met de laagste hot spot spanningen, bepaald worden. Eerst wordt de positie van de diafragma's gewijzigd. De hot spot spanningen zijn minimaal wanneer de diafragma's onder de lasten geplaatst worden. Via de vermoeiingsproeven wordt echter aangetoond dat de positie van de diafragma's een invloed heeft op het scheurpatroon en dus ook op de vermoeiingssterkte van de buisverbinding. Daarom lijkt het aangeraden om het middenvlak van de diafragma's te plaatsen onder de binnenwand van de secundaire buis zodat de vermoeiingsscheur de diafragma's niet afsnijdt of de lasten verbindt. Vervolgens wordt ook de dikte van de diafragma's gewijzigd. Hierbij nemen de hot spot spanningen af bij toenemende dikte van de diafragma's. Het vergroten van de dikte van de diafragma's zal wellicht een negatieve invloed hebben op de vermoeiingssterkte. Dit werd echter niet getest bij de vermoeiingsproeven. Voorlopig lijkt het dus aangeraden om de dikte van de diafragma's gelijk te nemen aan de dikte van de secundaire buizen. Ten slotte wordt de grootte van de holte in de diafragma's aangepast. De hot spot spanningen nemen snel af wanneer de holte verkleind wordt, maar bij kleinere waarden van β_d is deze daling niet zo groot meer, omdat de hot spot spanningen dan beginnen te convergeren naar een constante waarde. Als men rekening houdt met verschillende andere factoren dan lijkt het aanbevolen om de holte niet te klein te kiezen. De eindige elementen berekeningen hebben aangetoond dat de aanbevolen waarde van de dimensieloze parameter β_d tussen 0,35 en 0,40 ligt.

Algemeen kan men concluderen dat de diafragma's de hot spot spanningen verminderen en de levensduur vergroten. Het middenvlak van de diafragma's wordt het best geplaatst onder de binnenwand van de secundaire buis zodat de scheur niet doorheen of over het diafragma groeit en ook niet beide lasten verbindt.

Summary

Tubular bridges are highly appreciated because of their aesthetic value. The use of tubes offers structural advantages because of their equal bending stiffness, strength and resistance to buckling in all directions. High torsional stiffness and a high strength-to-weight ratio are additional advantages of circular hollow sections. The design of these structures requires particular care due to the use of many welded joints. The fatigue strength of these structures is important because high stresses, so called hot spot stresses, are reached near the weld toe of the joints. These are due to geometric discontinuity and to the welding process, making this type of bridge prone to fatigue damage caused by varying traffic loads. In tubular bridges, the braces connected to the chord also introduce local bending of the chord, according to the ratio of the tube diameters. Consequently these welded joints are the weakest parts and determine the global strength of the structure. The hot spot stresses must be kept sufficiently low to increase the fatigue resistance of the welded joints. A local reinforcement of the chord at the welded joints without damaging the aesthetics of the structure is being used and improves the design of the tubular bridge.

To reduce the hot spot stresses near the weld toe, diaphragms are placed inside the chord. These diaphragms reinforce the chord thus reducing the in-

plane deformation of this tube. Thanks to these reinforcements the bending moments can also be transferred from the braces to the chord.

To investigate the influence of the diaphragms, a finite element model has been created. Due to the complex geometry of the joints with the internal diaphragms, the GHS3D method is used. First, the skin of the whole joint must be modelled with triangular elements. Then this hollow space is automatically filled with tetrahedrae. The geometry of the models can be quickly changed by adjusting various parameters in Excel and Visual Basic. The models can be used to determine the hot spot stresses of various tubular joints. The convergence of various finite element models is tested in order to obtain results that are independent of the mesh.

These hot spot stresses can be used to determine the stress concentration factors (SCFs). There are various methods to determine the SCFs of a welded tubular joint. Because modern tubular bridges make use of complex, multi-planar joints, an adapted method to determine the SCFs was needed. The proposed alternative method is an accurate method to obtain independency of the SCFs from boundary conditions by using a simple wireframe model. It also considers all possible basic member forces and is applicable on all possible types of tubular joints.

In order to validate the finite element model, strain measurements have been carried out on the Woluwe Lane Tubular Arch Bridge. The bridge consists of two tubular arches supporting the two upper level railway tracks with tubular members. The central track is suspended in-between the arches. All 22 welded joints are reinforced with two diaphragms. 144 strain gauges have been installed on the arch and struts, with the majority placed in vicinity of a welded joint (joint ALK09). Two load tests have been executed to measure the strains in the structure. A good agreement between the measured and computed strain values is demonstrated.

Numerical simulations have shown that the diaphragms have a positive influence on the hot spot stresses. The SCFs caused by forces in the braces are reduced by placing diaphragms. However the diaphragms can sometimes have a negative influence on the SCFs caused by forces in the chord. The increase of these SCFs is rather small in comparison to the decrease of the other SCFs.

That is why many finite element calculations have shown that the hot spot stresses are significantly lower when placing diaphragms inside the chord.

Experimental fatigue tests have been completed to determine the fatigue life of a tubular joint with and without diaphragm stiffening. Six T-joints have been constructed and tested until through-thickness failure. Four joints were equipped with diaphragms. These joints lasted much longer than the joints without diaphragms. If the joints with diaphragms are compared, then it has been noticed that a lower hot spot stress is no guarantee of a longer fatigue life. Thus, the position of the diaphragms has an influence on the fatigue strength of the joint. When a diaphragm is placed directly below the weld toe, the crack grows through or over the diaphragm, thus cutting it from the joint. The stiffness of the joint decreases fast and the crack grows faster. If the diaphragm is shifted towards the centre of the joint, then the crack grows almost vertical through the chord and does not cut the diaphragm off. The joint is then still reinforced by the diaphragms, so the crack growth is much slower and the total fatigue life will be longer.

Strain measurements carried out on the six T-joints and the Woluwe Lane Bridge, have shown that the hot spot stress method needs to be applied with caution. It is important to provide sufficient strain gauges spread across the entire extrapolation zone, in order to determine the second order polynomial. Using only three strain gauges may be insufficient to obtain an accurate hot spot stress. It is recommended to provide at least five strain gauges equally distributed over the entire extrapolation zone. This was also confirmed by several finite element calculations.

Optimal dimensions of the diaphragms have been determined by executing a parametric study. The variation of the SCFs and hot spot stresses has been determined as a function of a non-dimensional parameter. This has been done for the parameters α_d , τ_d and β_d . The value of each parameter that causes the lowest hot spot stresses has been determined. First, the location of the diaphragms is adjusted. The hot spot stresses are minimal when the diaphragms are placed underneath the weld toe. However, the fatigue tests have shown that the chosen location has an influence on the crack pattern and on the fatigue strength of the joint. Therefore it seems recommendable to locate the centre plane of the diaphragms directly below the inner wall of the brace. This prevents the fatigue crack from cutting the diaphragm off or

connecting the two weld toes. Next, the thickness of the diaphragms is adjusted. The hot spot stress decreases with increasing thickness of the diaphragms. Increasing the thickness of the diaphragms will probably have negative effect on the fatigue strength. This was not tested during the fatigue tests. So for the time being, it seems recommendable to take the thickness of the diaphragms equal to the thickness of the braces. Finally, the size of the hole in the diaphragms is adjusted. The hot spot stress decreases rapidly when the hole gets smaller, but for smaller values of β_d the reduction gets smaller and the hot spot stress converges to a constant value. If other influences are taken into account, then it seems not recommendable to choose a very small hole. Finite element calculations have shown that the recommended value of β_d lies between 0,35 and 0,40.

The diaphragms decrease the hot spot stresses and increase the fatigue life of the joint. It is implied that the optimum location of the centre plane of the diaphragms is located below the inner wall of the brace. This ensures that the crack does not grow across or through the diaphragm or between the two weld toes.

Lijst met symbolen, subscripts en afkortingen

Symbolen

| | |
|----------|--|
| A | Oppervlakte |
| D | Schade |
| D | Buitendiameter van de primaire buis |
| D_d | Diameter van de holte in het diafragma |
| d | Buitendiameter van de secundaire buis |
| E | Elasticiteitsmodulus |
| e | Excentriciteit |
| I | Traagheidsmoment |
| L_{ch} | Lengte van de primaire buis |
| L_{br} | Lengte van de secundaire buis |

| | |
|--------------------------|---|
| l_{br} | Afstand van de oorsprong van de buisverbinding tot het snijpunt van de buisas met de primaire buis |
| L_d | Afstand gemeten vanaf het middelpunt van het diafragma tot de oorsprong van de buisverbinding gemeten langs de x-as |
| M_x | Torsiemoment om de x-as |
| M_y | Buigend moment om de y-as |
| M_z | Buigend moment om de z-as |
| m | Helling van de S-N curve |
| N | Aantal cycli |
| N_3 | Aantal cycli tot het doorscheuren van de wanddikte |
| N_4 | Aantal cycli tot het falen van de buisverbinding |
| N_x | Normaalkracht |
| n | Exponent van dikte-effect |
| Q_{min} | Minimale belasting |
| Q_{max} | Maximale belasting |
| R | Verhouding van de minimale en maximale kracht/spanning in een cyclus |
| R | Straal |
| S | Vermoeiingssterkte |
| $S_{R,nom}$ | Nominale spanningsvariatie |
| $S_{R,hs}$ | Hot spot spanningsvariatie |
| T | Wanddikte van de primaire buis |
| T_d | Plaatdikte diafragma |
| t | Wanddikte van de secundaire buis |
| V | Schuifkracht |
| V_y | Schuifkracht volgens de y-as |
| V_z | Schuifkracht volgens de z-as |
| W | Weerstandsmoment |
| α | Relatieve lengte van de primaire buis |
| β | Verhouding diameters |
| γ | Verhouding straal op dikte van de primaire buis |
| γ_{Ff} | Partiële veiligheidsfactor voor vermoeiingsbelasting |
| γ_{Mf} | Partiële veiligheidsfactor voor vermoeiingssterkte |
| ε | Rek |
| ε_{hs} | Hot spot rek |
| $\Delta\varepsilon_{hs}$ | Hot spot rekvariatie |
| ε_{nom} | Nominale rek |

| | |
|----------------------------------|---|
| $\Delta\varepsilon_{\text{nom}}$ | Nominale rekvariatie |
| θ | Hoek tussen de secundaire buis en de z-as |
| θ_d | Rotatiehoek van het diafragma om de y-as |
| μS | Eenheid gemeten rek of microstrain ($\cdot 10^{-6}$ m/m) |
| ν | Poisson-factor |
| σ | Spanning |
| σ_{hs} | Hot spot spanning |
| $\Delta\sigma_{\text{hs}}$ | Hot spot spanningsvariatie |
| σ_{nom} | Nominale spanning |
| $\Delta\sigma_{\text{nom}}$ | Nominale spanningsvariatie |
| τ | Verhouding wanddiktes |
| τ | Schuifspanning |
| φ | Hoek gemeten in het xy-vlak tussen de primaire en secundaire buis bij multi-planaire buisverbindingen |
| φ | Dynamische factor |
| ϕ | Hoek van de lasverbinding gemeten aan de laswortel |
| ψ | Hoek tussen primaire buis en secundaire buis ter hoogte van een punt op de snijlijn |

Subscripts

| | |
|------|----------------------------------|
| br | Secundaire buis (brace) |
| c | Berekend (computed) |
| comp | Compenserend |
| ch | Primaire buis (chord) |
| d | Diafragma |
| hs | Hot spot |
| i | Beschouwde locatie op de lasteen |
| nom | Nominaal |

Afkortingen

| | |
|-----|-------------------------------|
| API | American Petroleum Institute |
| AWS | American Welding Society |
| CEN | European Standards Commission |
| CHS | Circular Hollow Section |

CIDECT Comité International pour le Développement et l'Etude de la
Construction Tubulaire

EC Eurocode

EE Eindige Elementen

EN Europese Norm

IIW International Institute of Welding

NBN Belgische Norm

RHS Rectangular Hollow Section

SCF Stress Concentration Factor (spanningsconcentratiefactor)

SNCF Strain Concentration Factor (rekconcentratiefactor)

Inhoudsopgave

| | | |
|--------|--|----|
| 1. | Inleiding | 1 |
| 2. | Vermoeïing van gelaste buisverbindingen | 5 |
| 2.1. | Gelaste buisverbindingen | 5 |
| 2.2. | Diafragmaverstijving..... | 8 |
| 2.3. | Vermoeïing van stalen constructiedetails | 9 |
| 2.3.1. | Definitie | 9 |
| 2.3.2. | S-N curves | 10 |
| 2.3.3. | De regel van Palmgren – Miner | 12 |
| 2.3.4. | Regendruppelmethode..... | 12 |
| 2.3.5. | Veiligheidsfactoren | 14 |
| 2.4. | Verskillende methoden om de vermoeïingsleeftijd te bepalen | 15 |
| 2.4.1. | Classificatiemethode | 15 |
| 2.4.2. | Hot spot methode | 16 |
| 2.4.3. | Breukmechanica | 16 |

| | | |
|--------|---|----|
| 2.5. | Vorig onderzoek en huidige richtlijnen | 17 |
| 2.5.1. | Offshore industrie..... | 17 |
| 2.5.2. | Romeijn..... | 17 |
| 2.5.3. | ICOM..... | 18 |
| 2.5.4. | Schumacher | 18 |
| 2.5.5. | CIDECT..... | 20 |
| 2.5.6. | IIW..... | 21 |
| 2.6. | Hot spot methode..... | 21 |
| 2.6.1. | Inleiding | 21 |
| 2.6.2. | Hot spot spanning bepalen..... | 21 |
| 2.6.3. | Bepalen van de vermoeiingsleeftijd | 24 |
| 2.7. | Nominale spanningen van gelaste buisverbindingen..... | 26 |
| 2.8. | Verhouding spanning-rek | 26 |
| 2.9. | Spanningsconcentratiefactoren (SCF's)..... | 28 |
| 2.10. | Correctiefactoren voor het omvangseffect ("Size effect")..... | 29 |
| 2.11. | Residuele spanningen..... | 33 |
| 2.12. | Conclusies | 35 |
| 3. | Probleemstelling en doelstellingen | 37 |
| 4. | Numerieke simulaties | 41 |
| 4.1. | Inleiding | 41 |
| 4.2. | Keuze van de mesh | 42 |
| 4.3. | Modelleren van de buisverbinding..... | 43 |
| 4.4. | Modelleren van de diafragma's..... | 52 |
| 4.5. | Modelleren van de las | 53 |
| 4.6. | Belastingen en randvoorwaarden | 60 |
| 4.7. | Draadmodel | 60 |
| 4.8. | Visual Basic en Excel | 63 |
| 4.9. | Convergentietest | 63 |
| 5. | Alternatieve methode voor het bepalen van de SCF's | 73 |

| | | |
|--------|---|-----|
| 5.1. | Inleiding | 73 |
| 5.2. | Hot spot methode | 74 |
| 5.2.1. | Grenzen extrapolatiezone | 74 |
| 5.2.2. | Invloed van de gebruikte waarden in de extrapolatiezone..... | 77 |
| 5.2.3. | Samenvatting van de hot spot methode | 83 |
| 5.3. | Verschillende methoden om de SCF's te bepalen..... | 84 |
| 5.3.1. | Randvoorwaarden van de geïsoleerde buisverbinding | 84 |
| 5.3.2. | Beschouwde locaties rondom de las | 89 |
| 5.3.3. | Beschouwde basisbelastingen..... | 89 |
| 5.3.4. | De hot spot spanningen bepalen via SCF's | 95 |
| 5.3.5. | Samenvatting van de alternatieve methode | 102 |
| 5.4. | Verschillende methoden vergelijken..... | 107 |
| 5.4.1. | K-knoop in een vakwerk | 107 |
| 5.4.2. | Knoop ALK09 van de Woluwelaanbrug | 115 |
| 5.5. | Conclusies | 120 |
| 6. | Validatie van het EE-model via rekmetingen op de Woluwelaanbrug.... | 123 |
| 6.1. | Inleiding | 123 |
| 6.2. | Geometrie van knoop ALK09 | 129 |
| 6.3. | Rekstroken en meetsysteem | 132 |
| 6.3.1. | Type rekstroken | 132 |
| 6.3.2. | Schakeling en meetsysteem | 132 |
| 6.3.3. | Posities van de rekstroken..... | 133 |
| 6.4. | Proefbelasting met vrachtwagens..... | 136 |
| 6.5. | Proefbelasting met een goederentrein | 140 |
| 6.6. | Rekmetingen vergelijken met EE-berekeningen | 142 |
| 6.6.1. | Methode | 142 |
| 6.6.2. | Belastingsproef met vrachtwagens | 144 |
| 6.6.3. | Belastingsproef met een goederentrein | 145 |
| 6.7. | Conclusies | 147 |

| | | |
|--------|--|-----|
| 7. | Buisverbindingen verstijven met diafragma's | 149 |
| 7.1. | Inleiding | 149 |
| 7.2. | Diafragmaverstijving bij een T-knoop..... | 150 |
| 7.2.1. | Invloed op de hot spot spanning | 150 |
| 7.2.2. | Spanningen nabij de diafragma's | 162 |
| 7.2.3. | Invloed op de SCF's | 165 |
| 7.3. | Diafragmaverstijving bij de Woluwelaanbrug | 168 |
| 7.3.1. | Invloed op de hot spot spanning | 168 |
| 7.3.2. | Spanningen nabij de diafragma's | 171 |
| 7.3.3. | Invloed op de SCF's | 172 |
| 7.3.4. | Invloed op de vermoeiingsleeftijd | 177 |
| 7.4. | Conclusies | 181 |
| 8. | Vermoeiingsproeven uitgevoerd op T-knopen..... | 183 |
| 8.1. | Inleiding | 183 |
| 8.2. | Keuze van de proefopstelling en proefstukken | 184 |
| 8.3. | Faalmechanisme | 191 |
| 8.4. | Gemeten dimensies | 192 |
| 8.5. | Eindig elementenmodel..... | 194 |
| 8.6. | Rekstroommetingen | 195 |
| 8.6.1. | Type rekstroken | 195 |
| 8.6.2. | Locatie rekstroken | 196 |
| 8.6.3. | Druksensor..... | 201 |
| 8.6.4. | Meetsysteem | 202 |
| 8.7. | Statische testen | 204 |
| 8.7.1. | Uitvoering | 204 |
| 8.7.2. | Resultaten..... | 206 |
| 8.7.3. | Gemeten rekken vergelijken met EE-model..... | 212 |
| 8.8. | Dynamische testen | 215 |
| 8.8.1. | Uitvoering | 215 |

| | | |
|---------|--|-----|
| 8.8.2. | Resultaten..... | 217 |
| 8.8.3. | Verhouding spanning-rek | 220 |
| 8.8.4. | Gemeten hot spot rekken vergelijken met EE-model | 223 |
| 8.9. | Vermoeiing | 224 |
| 8.9.1. | Vermoeiingsleeftijd | 224 |
| 8.9.2. | Kerfklasse..... | 226 |
| 8.9.3. | Resultaten vergelijken met richtlijnen CIDECT | 228 |
| 8.9.4. | Dikte-effect..... | 229 |
| 8.10. | Scheurvorming..... | 231 |
| 8.10.1. | Visuele inspectie | 231 |
| 8.10.2. | Visuele inspectie van de langsdoorsnede..... | 234 |
| 8.10.3. | Gemeten vervorming..... | 239 |
| 8.10.4. | Gemeten druk..... | 242 |
| 8.10.5. | Gemeten rekken | 243 |
| 8.11. | Conclusies | 247 |
| 9. | Parameterstudie | 251 |
| 9.1. | Inleiding en werkwijze | 251 |
| 9.2. | T-knoop..... | 253 |
| 9.2.1. | Basisgeometrie | 253 |
| 9.2.2. | Positie van de diafragma's..... | 254 |
| 9.2.3. | Dikte van de diafragma's | 264 |
| 9.2.4. | Diameter van holte in de diafragma's | 270 |
| 9.3. | K-knoop..... | 274 |
| 9.3.1. | Basisgeometrie | 274 |
| 9.3.2. | Positie van de diafragma's..... | 275 |
| 9.3.3. | Dikte van de diafragma's | 283 |
| 9.3.4. | Diameter van de holte in de diafragma's | 288 |
| 9.4. | Knoop ALK09 van de Woluwelaanbrug | 293 |
| 9.4.1. | Basisgeometrie | 293 |

| | | |
|---------|--|-----|
| 9.4.2. | Positie van de diafragma's | 293 |
| 9.4.3. | Dikte van de diafragma's | 299 |
| 9.4.4. | Diameter van de holte in de diafragma's | 302 |
| 9.5. | Conclusies | 304 |
| 9.5.1. | Positie van de diafragma's | 305 |
| 9.5.2. | Dikte van de diafragma's | 308 |
| 9.5.3. | Diameter van de holte in de diafragma's | 308 |
| 10. | Conclusies | 311 |
| 10.1. | Alternatieve methode voor het bepalen van de SCF's | 312 |
| 10.2. | Diafragmaverstijving | 313 |
| 10.2.1. | Numeriek | 313 |
| 10.2.2. | Experimenteel | 313 |
| 10.2.3. | Parameterstudie | 315 |
| 10.2.4. | Praktische richtlijn | 317 |
| 10.3. | Toekomstig onderzoek | 318 |
| 10.3.1. | Destructieve vermoeiingsproeven | 318 |
| 10.3.2. | Breukmechanica | 319 |
| 11. | Bijlagen | 321 |
| 11.1. | Algoritme regendruppelmethode | 321 |
| 11.2. | Hot spot spanningsverloop van knoop ALK09 | 325 |
| 11.3. | Dimensies van de proefstukken | 327 |
| 11.3.1. | Proefstuk 1 | 327 |
| 11.3.2. | Proefstuk 2 | 328 |
| 11.3.3. | Proefstuk 3 | 329 |
| 11.3.4. | Proefstuk 4 | 330 |
| 11.3.5. | Proefstuk 5 | 331 |
| 11.3.6. | Proefstuk 6 | 332 |
| 11.4. | Gemeten en berekende rekken van proefstukken vergelijken ... | 333 |
| 11.5. | Alle grafieken van de parameterstudie | 339 |

| | |
|--------------------------|-----|
| 11.5.1. T-knoop..... | 339 |
| 11.5.2. K-knoop..... | 352 |
| 11.5.3. Knoop ALK09..... | 368 |
| Lijst van tabellen..... | 381 |
| Lijst van figuren | 385 |
| Referenties | 401 |

1. Inleiding

Buisverbindingen zijn de laatste jaren heel populair geworden in de bruggenbouw. Dit is te danken aan hun hoge esthetische waarde. Constructies bestaande uit buisverbindingen, zoals olieboorplatforms, verkeerssignalen, uithangborden, voetgangersbruggen, autowegbruggen, spoorbruggen, hebben een lichte, transparante structuur, waarbij de lijnen van de krachtsafdracht heel duidelijk zijn. Het gebruik van buizen biedt heel wat voordelen dankzij hun gelijke sterkte, buigstijfheid en torsiestijfheid in alle richtingen. Ze hebben ook een hoge sterkte-gewichtsverhouding. Enkele bruggen met buisverbindingen worden getoond op figuren 1-1 tot 1-3. Dit type verbinding wordt echter beschouwd als duur en moeilijk te vervaardigen, maar dankzij moderne snij- en lastechnieken kunnen gelaste verbindingen eenvoudiger gemaakt worden, wat ze meer competitief maakt ten opzichte van andere soorten verbindingen. Het vermoeiingsnazicht van deze gelaste verbindingen is heel belangrijk. Hoge spanningspieken treden op aan de lasteen (zie figuur 2-7), waardoor er scheuren kunnen ontstaan in de buis na vele belastingscycli. Deze spanningen ontstaan door de geometrische discontinuïteit van de verbinding en het lasproces zelf. Tevens veroorzaakt een kleine buis die gelast is aan een grotere buis, een lokale verbuiging van de buiswand. Deze hoge spanningswaarden zijn heel nadelig voor de vermoeiingsleeftijd. Door de hoge spanningsverschillen kunnen er scheuren ontstaan in de buis nabij de las, die dan uiteindelijk kunnen leiden tot het falen van de buisverbinding. Het doel van dit onderzoek

is om de vermoeiingsleeftijd van gelaste buisverbindingen in de bruggenbouw te verhogen via diafragmaverstijping.



Figuur 1-1: Spoorbrug over de Merksemsestraat [1]



Figuur 1-2: Voetgangersbrug in Dilbeek



Figuur 1-3: Spoorbrug over de Woluwelaan [2]

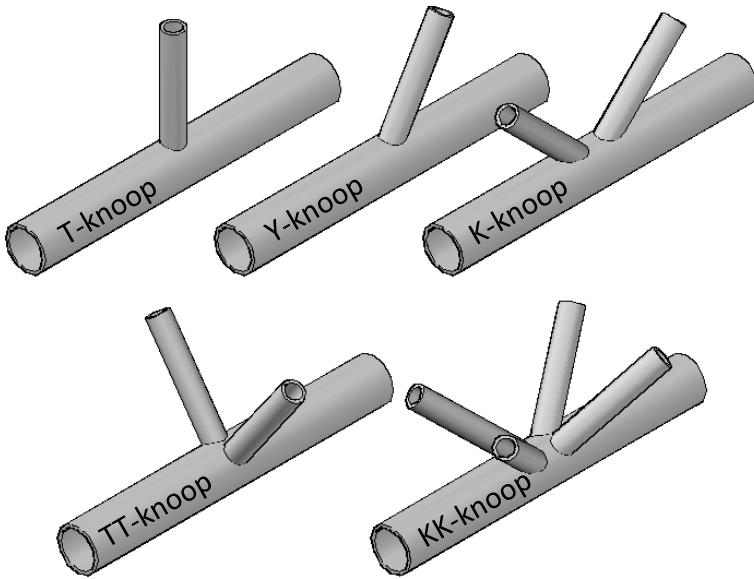
Onderzoek naar vermoeiing van gelaste buisverbindingen werd uitgebreid gevoerd door de offshore industrie. Boorplatformen bestaan uit verschillende gelaste buisverbindingen die ook onderhevig zijn aan vermoeiing. Het vermoeiingsgedrag van gelaste buisverbindingen voor brugstructuren is echter nog niet uitgebreid onderzocht, omdat deze verbindingen nu pas heel populair geworden zijn in de bruggenbouw en een competitief alternatief vormen. Er is echter gebleken dat het gedrag van buisverbindingen voor boorplatformen en bruggen verschillend is, wegens verschillende geometrie, dimensies en heersende belastingen (zie paragraaf 2.5.1). Een buisverbinding wordt gekenmerkt door enkele dimensieloze parameters, namelijk γ , β en τ (zie paragraaf 2.1). Buisverbindingen in bruggen hebben typisch een γ -waarde kleiner dan 12. De huidige richtlijnen en ontwerpvergelijkingen zijn meestal enkel geldig voor buisverbindingen met een γ -waarde ($=D/2T$) groter dan 12. Daarom werd er apart onderzoek uitgevoerd op buisverbindingen voor bruggen ($\gamma < 12$) [3], omdat deze buiten het geldig toepassingsgebied vallen. Het reeds uitgevoerde onderzoek op gelaste buisverbindingen wordt uitvoerig besproken in hoofdstuk 2.

2. Vermoeiing van gelaste buisverbindingen

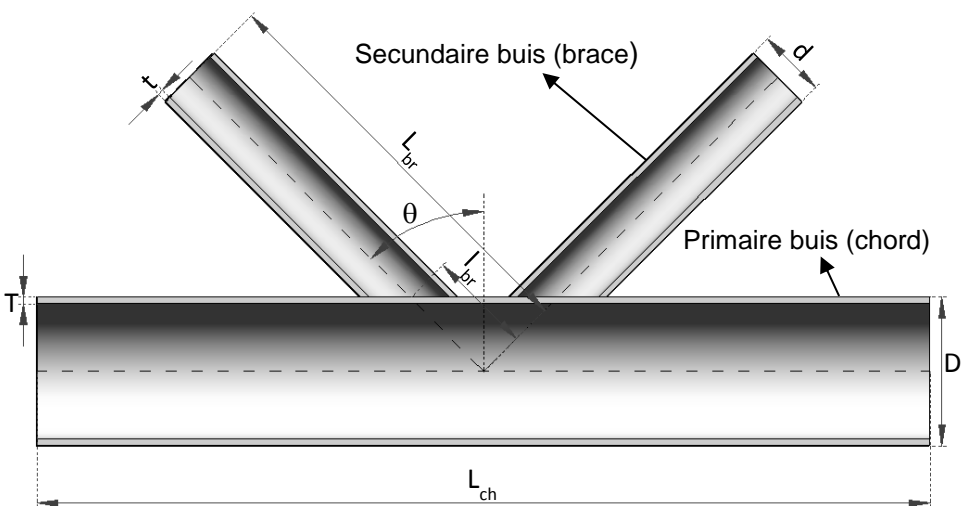
2.1. Gelaste buisverbindingen

Een of meerdere kleine buizen (secundaire buizen) worden gelast op een grotere buis (primaire buis). Hiervoor moet het uiteinde van de kleine buizen eerst uitgesneden worden, zodat dit perfect past op de grote buis. Daarna worden de buizen met elkaar verbonden met behulp van een volledige doorlassing. Om een gelaste verbinding te verkrijgen die eenzelfde sterkte bezit als de gewone doorsnede, wordt de uitgesneden rand van de secundaire buis ook nog afgeschuind. Op figuur 2-1 worden verschillende soorten buisverbindingen weergegeven. Elke verbinding wordt genoemd naar de letter die hun vorm karakteriseert. Figuur 2-2 definieert verschillende parameters van een buisverbinding: α , β , γ en τ zijn dimensieloze parameters en θ bepaalt

de hoek tussen de z-as en secundaire buis bij planaire buisverbindingen. Bij multi-planaire buisverbindingen zijn er twee hoeken nodig om de oriëntatie van de secundaire buis te bepalen, namelijk φ en θ (zie paragraaf 4.3). Een voorbeeld van een niet-standaard, multi-planaire buisverbinding wordt weergegeven in figuur 2-3. Deze verbinding behoort toe aan de spoorbrug over de Woluwelaan (zie hoofdstuk 6).



Figuur 2-1: Verschillende soorten gelaste buisverbindingen



Figuur 2-2: Parameters van een gelaste buisverbinding

Met:

- D = buitendiameter van de primaire buis;
- d = buitendiameter van de secundaire buis;
- T = wanddikte van de primaire buis;
- t = wanddikte van de secundaire buis;
- θ = hoek van de secundaire buis;
- L_{ch} = lengte van de primaire buis;
- L_{br} = lengte van de secundaire buis;
- l_{br} = afstand van de oorsprong van de buisverbinding tot het snijpunt van de secundaire buis met de primaire buis.

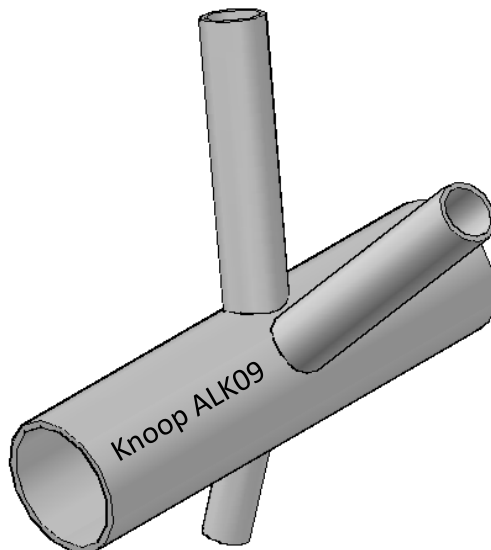
De dimensieloze parameters zijn gelijk aan:

$$\alpha = \frac{2 \cdot L_{ch}}{D} \quad (2-1)$$

$$\beta = \frac{d}{D} \quad (2-2)$$

$$\gamma = \frac{D}{2 \cdot T} \quad (2-3)$$

$$\tau = \frac{t}{T} \quad (2-4)$$



Figuur 2-3: Knoop ALK09 van de Woluwelaanbrug

2.2. Diafragmaverstijving

De gelaste buisverbindingen kunnen intern verstijfd worden via diafragma's. De afmetingen van deze diafragma's worden weergegeven op figuur 2-4. Om de diafragma's te karakteriseren worden er drie nieuwe dimensieloze parameters ingevoerd, namelijk:

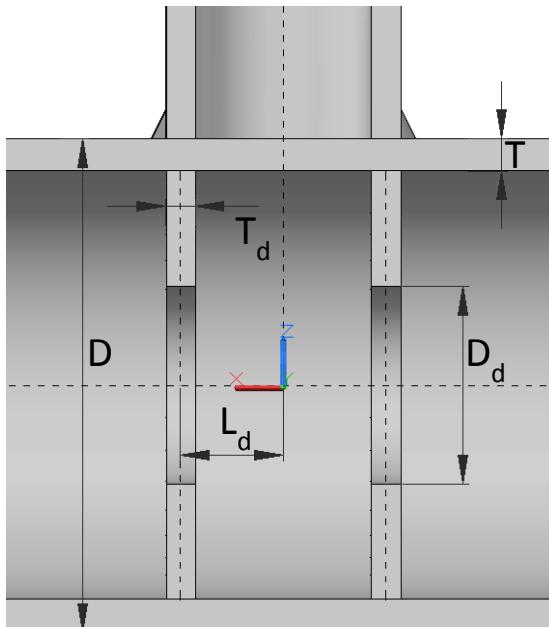
$$\alpha_d = \frac{2 \cdot L_d}{D} \quad (2-5)$$

$$\beta_d = \frac{D_d}{D} \quad (2-6)$$

$$\tau_d = \frac{T_d}{T} \quad (2-7)$$

Met:

- D_d = diameter van de holte in het diafragma;
- T_d = plaatdikte diafragma;
- L_d = afstand gemeten vanaf het middelpunt van het diafragma tot de oorsprong van de buisverbinding gemeten langs de x-as (zie figuur 2-4).



Figuur 2-4: Parameters van de diafragma's

2.3. Vermoeiing van stalen constructiedetails

2.3.1. Definitie

Vermoeiing of metaalmoeheid is een schadeverschijnsel dat ontstaat door herhaalde belastingen. Door deze belastingen kunnen er scheuren ontstaan in het materiaal en kan het materiaal uiteindelijk volledig breken. Deze scheuren ontstaan op plaatsen waar het materiaal initieel al gescheurd is, waar discontinuïteiten zijn in de geometrie of waar er defecten zijn ten gevolge van het productieproces (gieten, walsen, lassen, thermisch behandelen, ...), de zogenaamde kerfdetails of kerfklassen. Op deze plaatsen bestaan er grote spanningsconcentraties waardoor lokaal de vloeigrens overschreden wordt, terwijl de algemene spanningen in het onderdeel ver onder de vloe- of breukspanning blijven. Doordat dit meerdere keren gebeurt, zal de schade zich accumuleren en zal dit scheurinitiatie en/of scheurpropagatie tot gevolg hebben. Als de scheur een kritische lengte bereikt en de spanningen in de resterende sectie de uiterste sterkte bereiken, dan zal deze sectie falen door vermoeiing. Het vermoeiingsnazicht van een gelaste constructie is dus meestal het meest kritische ontwerppunt.

Vermoeiing is dus het proces waarbij een scheur zich kan vormen en groeien onder invloed van een cyclische belasting. De grootte van de belasting die scheuren vormt, kan veel lager zijn dan nodig om de gelaste verbinding te breken in één enkele belastingscyclus. De vermoeiingsleeftijd van een gelaste verbinding is gelijk aan het aantal spanningswisselingen nodig om een scheur te doen groeien tot een bepaalde afmeting of tot het bezwijken van deze verbinding.

Vermoeiingsschade verloopt in 3 fasen:

1. **Initiatie:** De scheur vormt zich ter hoogte van een kerf (las, insluitel, ...) omdat daar een spanningsconcentratie heerst. Deze spanningen kunnen lager zijn dan de vloe- of breukgrens;
2. **Propagatie:** De scheur groeit verder door de dynamische belasting. Naarmate de scheur groter wordt, gaat dit proces sneller;
3. **Terminatie:** Het materiaal breekt. De scheur bereikt een kritische lengte en het materiaal scheurt volledig.

Niet de grootte van de spanningen is belangrijk bij het vermoeiingsontwerp, maar wel het spanningsverschil ($\Delta\sigma = |\sigma_{\max} - \sigma_{\min}|$). De vermoeiingschade is dus hoofdzakelijk afhankelijk van de verstoringen in de geometrie en het materiaal, en het aantal en de grootte van de optredende spanningswisselingen. Deze verstoringen noemt men vermoeiingsdetails. Deze details worden gekenmerkt door een bepaalde kerfklasse. De kerfklasse is gelijk aan de constante nominale spanningsvariatie (zie paragraaf 2.7) die het detail zal doen falen na 2 miljoen cycli. Er zijn echter nog andere factoren die een rol spelen in de vermoeiing zoals residuele spanningen (zie paragraaf 2.11), materiaaleigenschappen en externe invloeden (temperatuur, vochtigheid, ...). De vermoeiingsweerstand kan dus enerzijds verhoogd worden door het vermijden van verstoringen in het materiaal of door het verlagen van de spanningen aan deze verstoringen. In dit onderzoek wordt er gestreefd naar het tweede.

2.3.2. S-N curves

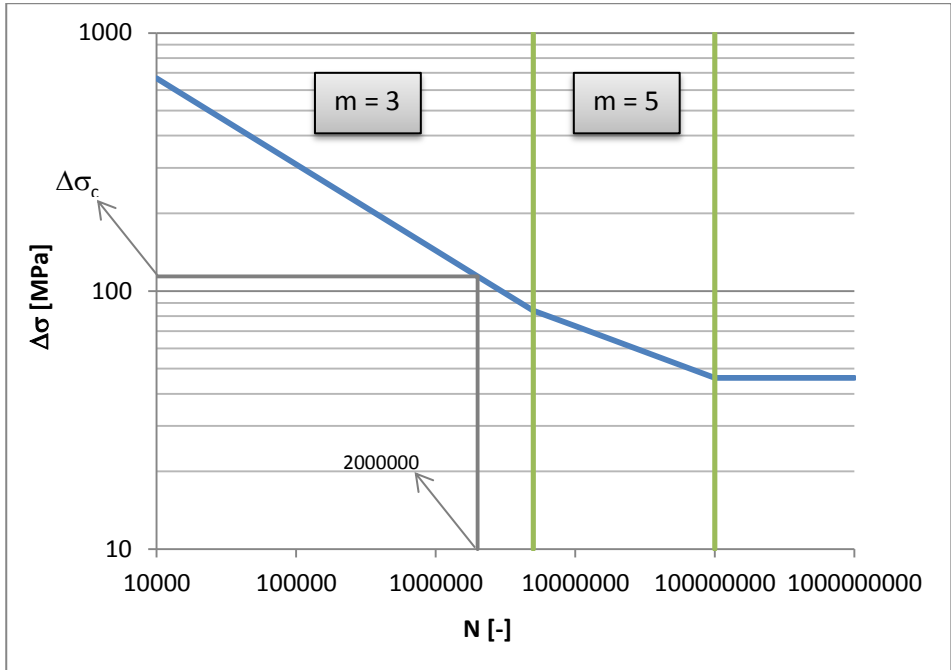
De S-N curves (ook wel Wöhler curves genoemd) worden gebruikt om het aantal cycli tot breuk te bepalen voor een bepaald detail. Deze curves geven dus het verband weer tussen het spanningsverschil $\Delta\sigma$ en het aantal spanningswisselingen tot breuk of falen N. Ze worden gedefinieerd door vergelijking 2-8.

$$\Delta\sigma = C(N)^{-1/m} \quad (2-8)$$

De curve wordt uitgezet op een dubbel logaritmische schaal en bestaat uit drie rechten met elk een verschillende helling. De waarde m bepaalt deze helling en is afhankelijk van de zone van het aantal spanningswisselingen. Van 0 tot $5 \cdot 10^6$ cycli is m gelijk aan 3 en tussen $5 \cdot 10^6$ en $1 \cdot 10^8$ cycli is m gelijk aan 5. Als N groter is dan $1 \cdot 10^8$ dan is de rechte horizontaal en is m dus gelijk aan oneindig. De constante waarde C is afhankelijk van de kerfklasse $\Delta\sigma_c$ en verschilt van zone tot zone. Op figuur 2-5 wordt een S-N curve met kerfklasse gelijk aan 114 MPa weergegeven.

De waarde van de spanningswissel bij $5 \cdot 10^6$ cycli wordt de vermoeiingsgrens bij een constante amplitude genoemd. Een spanningswissel, veroorzaakt door een wisselende belasting met constante amplitude, die lager is dan deze waarde zal geen vermoeiingschade veroorzaken. De waarde van de spanningswissel bij

$1 \cdot 10^8$ cycli wordt de vermoeiingsschadegrens genoemd (beter bekend als de “cut off limit”). Spanningswisselingen, veroorzaakt door wisselende belastingen met variabele amplitude, lager dan deze waarde veroorzaken geen vermoeiingsschade en moeten dus niet in rekening gebracht worden bij het vermoeiingszicht.



Figuur 2-5: S-N curve met kerfklasse gelijk aan 114 MPa

De vergelijkingen van de verschillende delen van de S-N curve worden hieronder samengevat:

- Als $N \leq 5 \cdot 10^6$:

$$\Delta\sigma = \frac{\Delta\sigma_c}{(2 \cdot 10^6)^{-1/3}} \cdot (N)^{-1/3} \quad (2-9)$$

- Als $5 \cdot 10^6 \leq N \leq 1 \cdot 10^8$:

$$\Delta\sigma = 16,11192128 \cdot \Delta\sigma_c \cdot (N)^{-1/5} \quad (2-10)$$

- Als $N \geq 1 \cdot 10^8$:

$$\Delta\sigma = 0,404713164 \cdot \Delta\sigma_c \quad (2-11)$$

Wanneer een constructiedetail onderworpen wordt aan een reeks spanningscycli met een constante amplitude dan kan men dit

spanningsverschil aanduiden op de grafiek en zo het overeenstemmende aantal cycli tot bezwijken bepalen.

2.3.3. De regel van Palmgren – Miner

De regel van Palmgren-Miner (vergelijking 2-12) wordt gebruikt om de vermoeiingschade op te tellen veroorzaakt door de verschillende spanningsverschillen:

$$D = \sum_{i=1}^k D_i = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} \quad (2-12)$$

Met:

- D = schade;
- n_i = aantal optredende spanningswisselingen $\Delta\sigma_i$;
- N_i = aantal cycli tot falen overeenstemmend met $\Delta\sigma_i$.

De schade D is de som van de verhoudingen van het aantal optredende cycli n_i op het aantal cycli tot bezwijken N_i van een bepaalde spanningswissel $\Delta\sigma_i$. Als D gelijk is aan 1, dan is het detail bezwiken. De vermoeiingsschade D moet dus kleiner blijven dan 1 [4]. Ook het effect van de scheur en de mogelijkheid tot inspectie moet in rekening gebracht worden via de partiële veiligheidsfactoren (zie paragraaf 2.3.5). Als $\Delta\sigma_i$ kleiner is dan de “cut off limit”, dan is N_i gelijk aan oneindig en is de schade D_i gelijk aan 0.

De regel van Palmgren-Miner houdt geen rekening met de volgorde van de cycli en veronderstelt lineaire schade accumulatie. Een aantal kleine cycli gevolgd door een aantal grote cycli veroorzaakt in de werkelijkheid een andere schade dan een aantal grote cycli gevolgd door een aantal kleine cycli. Als men daar wel rekening wil mee houden dan moet men overstappen naar breukmechanica (“fracture mechanics”), waar de scheurgroei gesimuleerd wordt ten gevolge van de optredende belastingen. Deze methode wordt echter niet gehanteerd in onderhavig onderzoek.

2.3.4. Regendruppelmethode

De regendruppelmethode (“rainflow fatigue count”) is een manier om uit een willekeurig spanningsverloop het aantal en de equivalente grootte van de

spanningswisselingen te bepalen. Naast deze methode bestaan er nog verschillende andere methoden zoals de methode van het reservoir. De regendruppelmethode is echter algemeen aanvaard en wordt het meest toegepast.

De methode dankt haar naam aan de weg die een fictieve waterdruppel aflegt langsheen de kromme. Eerst moet men een grafiek opstellen die het verloop van de spanning in de tijd weergeeft. Daarna moet deze grafiek 90° gedraaid worden. Aan de rechterkant van het bovenste punt van de gedraaide grafiek laat men nu een regendruppel naar beneden lopen langs de curve. Wanneer deze regendruppel een extremum ontmoet dan valt zij recht naar beneden van de curve totdat ze opnieuw de curve raakt en loopt dan zo verder naar beneden. De regendruppel stopt echter als één van de volgende drie voorwaarden vervuld is:

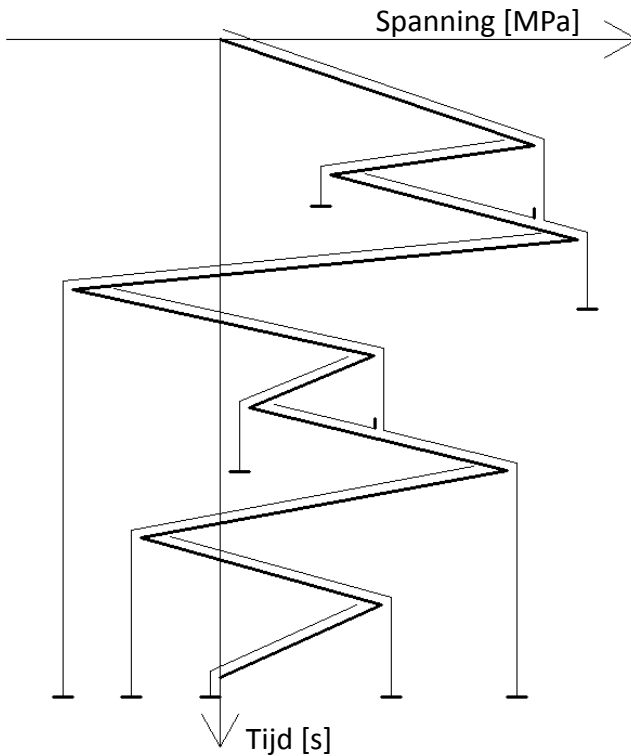
1. De regendruppel bereikt het einde van de grafiek;
2. De regendruppel komt op een plaats waar al een regendruppel gelopen heeft;
3. Als de regendruppel een extremum (minimum of maximum) passeert dat meer extreem (kleiner of groter) is dan het startpunt van de regendruppel.

Van zodra een regendruppel gestopt is, dan begint er een nieuwe druppel op het bovenste extremum waar nog geen druppel gestart is. Op deze manier wordt het volledige spanningsverloop doorlopen. Elke regendruppel stemt dan overeen met een halve cyclus. Het spanningsverschil is de horizontale afstand tussen het begin- en eindpunt van de regendruppel. Dit allemaal moet nog eens herhaald worden voor de linkerkant van de curve. In figuur 2-6 wordt een voorbeeld getoond van deze methode.

Per bekomen spanningswissel $\Delta\sigma_i$ kan dan via de S-N curve bepaald worden wat de bijbehorende waarde van N_i is. Ten slotte kan via de regel van Palmgren-Miner (vergelijking 2-12) de totale schade D veroorzaakt door alle spanningswissels berekend worden.

Via een algoritme [5] (zie bijlage 11.1) kan de regendruppelmethode geprogrammeerd worden in Excel met behulp van Visual Basic zodat voor elk spanningsverloop snel het aantal cycli en de equivalente grootte van de

spanningsverschillen kunnen bepaald worden. Daarna kan men de regel van Palmgren-Miner toepassen om de vermoeiingsleeftijd van het detail te bepalen.



Figuur 2-6: Regendruppelmethode

2.3.5. Veiligheidsfactoren

In Eurocode 3 worden partiële veiligheidsfactoren opgegeven voor de vermoeiingsbelasting (γ_{Ff}) en voor de vermoeiingssterkte (γ_{Mf}). De eerste wordt gelijk genomen aan 1 en de tweede is afhankelijk van de gevolgen van de breuk en de mogelijkheid tot inspectie. De waarde van γ_{Mf} wordt weergegeven in tabel 2-1. Praktisch betekent dit dat de vermoeiingsbelasting vermenigvuldigd wordt met γ_{Ff} en dat de kerfklasse gedeeld wordt door γ_{Mf} .

Een “bezwijk-veilige” verbinding betekent dat het falen van deze verbinding maar beperkte gevolgen heeft. Het falen van de verbinding resulteert dus niet in het bezwijken van de volledige structuur. Wanneer een niet “bezwijk-veilige” verbinding faalt dan zal dit snel leiden tot het falen van de volledige structuur.

Tabel 2-1: Partiële veiligheidsfactor voor de vermoeiingssterkte γ_{Mf} volgens NBN EN 1993-1-9 [4]

| Inspectie en toegang | “Bezwijk-veilige” verbindingen | Niet “bezwijk-veilige” verbindingen |
|---|-----------------------------------|--|
| Periodieke inspectie en onderhoud. Bereikbare buisverbinding. | 1,00 | 1,20 |
| Periodieke inspectie en onderhoud. Slechte bereikbaarheid. | 1,10 | 1,25 |

2.4. Verschillende methoden om de vermoeiingsleeftijd te bepalen

Het meeste onderzoek uitgevoerd op de vermoeiing van gelaste buisverbindingen werd gedomineerd door de petroleum industrie. Offshore structuren bestaan uit vele buisverbindingen die onderworpen worden aan extreme condities ten gevolge van wind, golven en temperatuursbelasting.

Er bestaan verschillende methoden om de vermoeiingssterkte van een gelaste buisverbinding te bepalen. De drie belangrijkste methoden worden hieronder opgesomd.

2.4.1. Classificatiemethode

Dit is de meest gebruikte methode om de vermoeiing van verschillende constructieonderdelen te becijferen. Verschillende structurele details met ongeveer dezelfde vermoeiingssterkte worden ingedeeld in dezelfde vermoeiingsklasse of kortweg kerfklasse genoemd. Hierbij werd rekening gehouden met een bepaalde kans op falen. Deze methode staat vermeld in Eurocode 3 [4]. Eerst wordt via verschillende tabellen in Eurocode 3 [4] de kerfklasse van het onderdeel bepaald. Deze waarde laat toe om de $S_{R,nom} - N$ curve op te stellen. De curve geeft het verband weer tussen de nominale spanningsverschillen (zie paragraaf 2.7) die het detail beïnvloeden en het aantal spanningscycli tot bezwijken. De nominale spanningsvariatie die het detail beïnvloedt, wordt dan uitgezet op de verticale as van de curve om het bijbehorend aantal cycli tot breuk te bepalen.

2.4.2. Hot spot methode

De hot spot methode is een andere methode om de vermoeiingsleeftijd van een onderdeel te bepalen. De methode linkt de vermoeiingsleeftijd van een buisverbinding aan de hot spot spanningswissel in die verbinding. De nominale spanningen uit de voorgaande methode worden dus vervangen door hot spot spanningen (zie paragraaf 2.6.2). Deze spanning leunt dichterbij de werkelijk optredende spanning aan de las. De hot spot spanning is afhankelijk van de geometrie van de buisverbinding en de soort belasting, maar houdt geen rekening met de lokale, niet-lineaire spanningspiek veroorzaakt door de vorm van de las, de straal van de lasteën en de lokale kerfwerking van de las. Zoals bij de classificatiemethode wordt de hot spot spanningsvariatie van een buisverbinding gebruikt in combinatie met een ontwerp $S_{R,hs}$ - N_4 curve. Aangezien het effect van de geometrie en de belasting op de vermoeiingssterkte al vervat zit in de definitie van de hot spot spanning, volstaat één enkele S-N curve om het aantal cycli tot bezwijken te bepalen.

Het hot spot concept werd ontwikkeld voor gelaste buisverbindingen in de offshore olie industrie. Nu wordt deze methode algemeen aangeraden voor het ontwerp van gelaste buisverbindingen die onderhevig zijn aan een vermoeiingsbelasting en wordt beschreven in verschillende richtlijnen waaronder DNV [6], API [7], CIDECT [8] en IIW [9]. Deze methode werd ook uitvoerig bestudeerd door Romeijn [10]. Deze methode zal daarom ook gebruikt worden in dit onderzoek.

2.4.3. Breukmechanica

Breukmechanica kan gebruikt worden om de propagatie van een vermoeiingsscheur te bepalen van een gelaste buisverbinding die initiële scheurdefecten bevat. Deze methode wordt meestal gebruikt om de resterende vermoeiingsleeftijd van een door vermoeiing beschadigd onderdeel te bepalen. Zoals aangetoond door Schumacher [3] kan deze methode ook gebruikt worden om de vermoeiingsleeftijd van gelaste buisverbindingen mathematisch te bepalen, iets wat met gewone EE-modellen niet kan uitgevoerd worden. Deze methode is niet zo eenvoudig toe te passen en vergt het gebruik van relatief complexe modellen, die een heel hoge rekencapaciteit en meer geavanceerde software vergen. Daarom wordt deze methode vooral gebruikt voor eenvoudige gelaste buisverbindingen. Er bestaan weinig kant-en-klare oplossingen voor buisverbindingen met een complexe geometrie en

belasting. Deze methode zal dan ook geen onderdeel uitmaken van dit onderzoek.

2.5. Vorig onderzoek en huidige richtlijnen

2.5.1. Offshore industrie

Buisverbindingen kennen een grote toepassing bij boorplatformen. Omdat deze constructies ook onderworpen worden aan wisselende belastingen, is het vermoeiingsnazicht van deze verbindingen heel belangrijk. Daarom werd er voor deze industrie heel veel onderzoek uitgevoerd naar de vermoeiingssterkte van gelaste buisverbindingen. Zo hebben DNV [6] en API [7] richtlijnen opgesteld voor dit nazicht. Hierbij wordt er gebruik gemaakt van de hot spot methode. Beide richtlijnen bevatten ook vergelijkingen voor het bepalen van de spanningsconcentratiefactoren (SCF's) van buisverbindingen (zie paragraaf 2.9). De belastingen en de geometrie van deze buisverbindingen verschillen echter sterk van die voor brugconstructies. Buisverbindingen van brugstructuren worden gekenmerkt door een slankheid γ kleiner dan 12. De huidige richtlijnen [8, 9] zijn meestal enkel geldig voor buisverbindingen met γ -waarden groter dan 12. Daarnaast worden de buisverbindingen van offshore constructies vooral belast door wind, golven en temperatuur, terwijl bruggen vooral belast worden door variabele verkeersbelastingen. Er werd dan ook vastgesteld dat de resultaten van deze onderzoeken niet zomaar kunnen toegepast worden op gelaste buisverbindingen voor bruggen.

2.5.2. Romeijn

Romeijn [10] heeft verschillende soorten buisverbindingen uitgebreid onderzocht, zowel numeriek als experimenteel. Hij heeft elke stap van de ontwerpfase in detail onderzocht: de hot spot methode, eindige elementen modellering, SCF's bepalen, ... Verder heeft hij ook experimenten uitgevoerd op dubbele K-knopen. Zijn doel was om richtlijnen en aanbevelingen voor het ontwerp van gelaste buisverbinding op te stellen die dan opgenomen kunnen worden in verschillende internationale standaarden.

Zo heeft Romeijn iedere stap van de hot spot methode beschreven en de verschillende mogelijke werkwijzen met elkaar vergeleken. Uiteindelijk kiest hij

één bepaalde werkwijze die de beste resultaten oplevert. Dit zal verder uitgelegd worden in paragraaf 5.2.

De resultaten van Romeijn [10-13] zijn gebaseerd op experimentele resultaten en numerieke berekeningen (EE-modellen). Deze onderzoeken resulteerden in een uitgebreide database van SCF's en werden gebruikt om de huidige ontwerprichtlijnen voor vermoeiing van buisverbindingen op te stellen [8, 9].

2.5.3. ICOM

ICOM (Steel Structures Laboratory) [14] heeft de laatste jaren intensief onderzoek gedaan op K-knoppen in brugstructuren. In hun eigen laboratorium zijn testen op ware schaal uitgevoerd op verschillende K-knoppen geplaatst in een vakwerk. Dankzij deze onderzoeken is er reeds meer geweten over de vermoeiingsleeftijd van gelaste buisverbindingen in bruggen. Vooral het onderzoek van de volgende drie personen is interessant voor dit onderzoek: Schumacher [3], Borges [15] en Acevedo [16].

2.5.4. Schumacher

Het eerste grote onderzoek dat uitgevoerd werd op stalen gelaste buisverbindingen, gebruikt in bruggen, werd uitgevoerd door Schumacher [3]. Ze heeft een uitgebreid onderzoek uitgevoerd op K-knoppen met afmetingen die representatief zijn voor de bruggenbouw ($\gamma < 12$). Haar hoofddoel was om twee specifieke aspecten van gelaste K-knoppen voor brugstructuren te onderzoeken: de hot spot spanningen en SCF's op vermoeiingsgevoelige locaties en de invloed van het omvangseffect ("size effect") op de vermoeiingsweerstand van deze buisverbindingen. Om dit te onderzoeken heeft ze verschillende methoden toegepast, namelijk: vermoeiingsproeven op grote schaal, een parameterstudie met eindige elementen berekeningen en de voorspelling van de vermoeiingsleeftijd via lineair elastische breukmechanica berekeningen (LEFM).

Zo stelde Schumacher vast dat de dimensieloze parameters van buisverbindingen in bruggen allemaal buiten het toepassingsgebied van de huidige richtlijnen vallen ($\gamma_{\text{bruggen}} < 12$). Er was dus nood aan numeriek en experimenteel onderzoek op buisverbindingen voor brugstructuren.

Er werden verschillende vermoeingstesten uitgevoerd op vakwerken bestaande uit K-knoppen. Schumacher heeft in totaal 16 proefstukken die bestaan uit twee K-knoppen onderworpen aan een vermoeingsproef. Deze 16 proefstukken werden opgedeeld in vier series. De vier proefstukken binnenin één serie hadden dezelfde afmetingen. De afmetingen, dimensieloze parameters en type las worden weergegeven in tabel 2-2.

Tabel 2-2: Eigenschappen beproefde K-knoppen

| Serie | Prim. buis D x T [mm] | Sec. buis d x t [mm] | θ [°] | β [-] | γ [-] | τ [-] | Type las |
|-------|--------------------------|-------------------------|-----------------|----------------|-----------------|---------------|------------|
| S1 | 273 x 20 | 139,7 x 12,5 | 30 | 0,51 | 6,83 | 0,63 | FP, BR |
| S2 | 273 x 20 | 139,7 x 12,5 | 30 | 0,51 | 6,83 | 0,63 | FP |
| S3 | 168,3 x 12,5 | 88,9 x 8 | 30 | 0,53 | 6,73 | 0,64 | FP, BR |
| S4 | 273 x 20 | 139,7 x 12,5 | 30 | 0,51 | 6,83 | 0,63 | FP, BR, WI |

Met:

- FP = “full penetration weld” = volledige doorlassing;
- BR = “backing ring” = stalen ring geplaatst binnenin de secundaire buis waartegen de eerste laspas kan gemaakt worden. Dit zou het lassen vereenvoudigen en helpt om een volledige doorlassing te garanderen;
- WI = “weld improved” = las wordt verbeterd met “needle peening” = een pneumatisch pistool met stalen naalden wordt toegepast op de lasverbinding na het lassen en induceert drukspanningen om de residuele trekspanningen (zie paragraaf 2.11) te verminderen. Het versterkt ook het lasmateriaal.

Op deze proefstukken werden meerdere rekstroken aangebracht zodat zowel de nominale spanningen als de hot spot spanningen konden gemeten worden. Daarna werden de gemeten hot spot spanningen vergeleken met de berekende hot spot spanningen volgens de richtlijnen [8, 9]. Hieruit is gebleken dat de gemeten hot spot spanningen veel lager zijn dan de berekende hot spot spanningen. Deze richtlijnen zijn dus inderdaad niet toepasbaar op buisverbindingen van bruggen zoals eerder aangehaald. Anderzijds werd aangetoond dat vermoeingssterkte van de geteste buisverbindingen met T gelijk aan 20 mm lager is dan bepaald met de ontwerp S-N curve. De buisverbindingen met las verbetering (“needle peening”) vertoonden een langere vermoeingslevensduur, maar er is nog meer onderzoek nodig om de positieve invloed te kwantificeren.

Via gevalideerde eindige elementenmodellen werden de SCF's van K-knoppen met verschillende dimensies berekend. Hiermee werd een parameterstudie uitgevoerd waarin buisverbindingen met een lage γ -waarde werden beschouwd, wat typisch is voor bruggen. Dit zorgt ervoor dat dit onderzoek verschilt van vorige, gelijkaardige onderzoeken. Er werd ondervonden dat de berekende SCF's kleiner zijn dan de aanbevolen minimum waarden in de richtlijnen. Zo beveelt CIDECT [8] een minimum waarde van 2,0 aan voor alle soorten buisverbindingen, alle locaties en alle belastingsgevallen, tenzij anders aangegeven.

Schumacher heeft in haar proefschrift [3] ook het effect van de afmetingen op de vermoeiingssterkte van de gelaste buisverbindingen aangetoond. De diktecorrectie van de huidige richtlijnen schijnt niet het werkelijke effect van een verschillende wanddikte te weerspiegelen. De lineair elastische breukmechanica berekeningen (LEFM) lieten toe om de vermoeiingssterktes van verschillende K-knoppen te vergelijken. Zo werd aangetoond dat de invloed van het schaaleffect tussen verschillende buisverbindingen beïnvloed wordt door de wanddikte van de buizen, de geometrie van de buisverbinding en de verschillende belastingscombinaties. Uit deze berekeningen is ook gebleken dat de correctiefactor van het schaaleffect te nadelig is en een meer specifieke correctie moet ontwikkeld worden die toepasbaar is op gelaste buisverbindingen in bruggen. Borges [15] heeft dan ook verder onderzoek verricht op dit onderwerp (zie paragraaf 2.10).

Acevedo [16] heeft het onderzoek van Schumacher [3] en Borges [15] ook verder gezet, maar dan toegespitst op residuele spanningen (zie paragraaf 2.11).

2.5.5. CIDECT

In de achtste publicatie van "Construction with Hollow Steel Sections" van CIDECT [8] wordt een uitvoerig overzicht gegeven van hoe de vermoeiingsleeftijd van een buisverbinding kan bepaald worden. Er wordt ook gebruik gemaakt van de hot spot methode. De publicatie bevat tal van vergelijkingen en grafieken waarmee de SCF's van een bepaalde buisverbinding kunnen bepaald worden. Deze grafieken en vergelijkingen zijn functie van de dimensieloze parameters. Eenmaal de hot spot spanningen van een buisverbinding bepaald zijn, kan via ontwerp S-N curves de vermoeiingsleeftijd

bepaald worden. Verderop zal deze richtlijn nog uitgebreider besproken worden.

2.5.6. IIW

Het “International Institute of Welding” (IIW) heeft ook richtlijnen gepubliceerd voor het vermoeiingsontwerp van gelaste buisverbindingen [9]. Deze richtlijnen vertonen sterke gelijkenissen met die van CIDECT [8]. De verschillen worden verderop besproken.

2.6. Hot spot methode

2.6.1. Inleiding

Het principe van deze methode werd reeds beschreven in paragraaf 2.4.2. Nu wordt de volledige werkwijze van deze methode beschreven. Er bestaan echter veel verschillende varianten op deze methode. Een vastgelegde procedure is er niet. Hieronder worden de verschillende werkwijzen die in de literatuur voorkomen, besproken.

2.6.2. Hot spot spanning bepalen

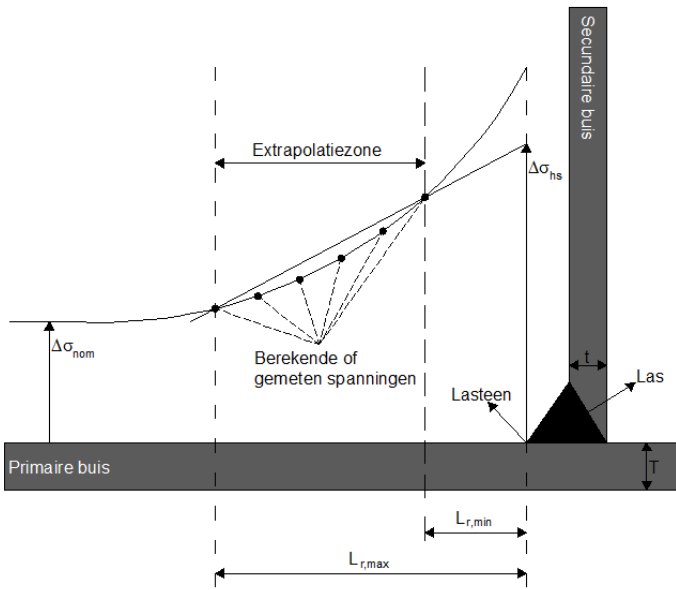
De werkwijze van de hot spot methode staat beschreven in de richtlijnen van DNV [6], CIDECT [8] en IIW [9]. Deze werkwijze is ook onderzocht door Romeijn [10]. Op figuur 2-7 wordt weergegeven hoe de hot spot spanning berekend wordt. Eerst moeten de grenzen van de extrapolatiezone bepaald worden, namelijk $L_{r,min}$ en $L_{r,max}$. Deze waarden werden bepaald door ECSC WG III [17] en worden aanbevolen in verschillende richtlijnen [8, 9] (zie tabel 2-3). De kroon- en zadelloccaties worden aangeduid op figuur 2-8.

Tabel 2-3: Grenzen van de extrapolatiezone [8, 9, 17]

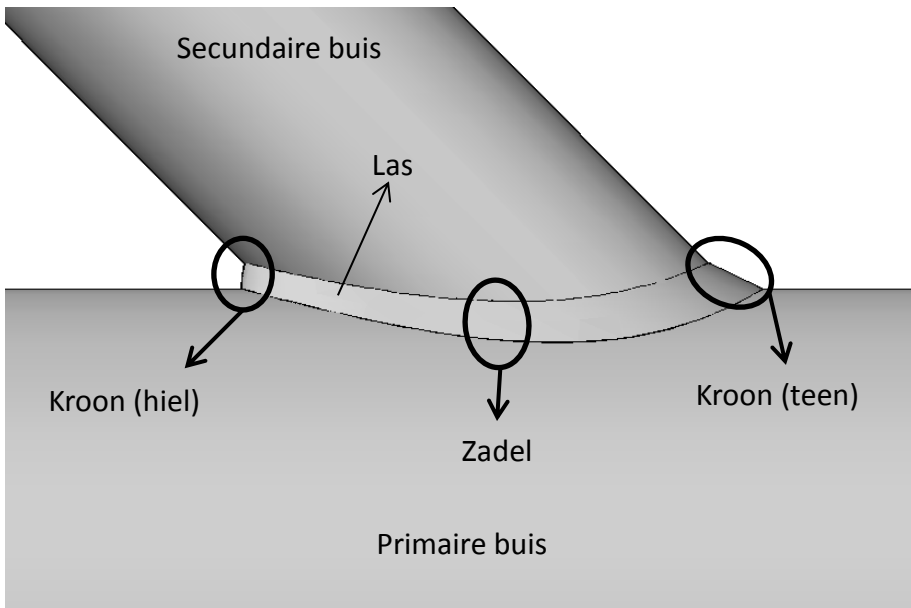
| Afstand tot de lasteen | Primaire buis | | Secundaire buis |
|------------------------|--------------------------|---|---|
| | Zadel | Kroon | Zadel en kroon |
| $L_{r,min}$ | $0,4 \cdot T$ | | $0,4 \cdot t$ |
| $L_{r,max}$ | $0,09 \cdot \frac{D}{2}$ | $0,4 \cdot \left(\frac{D}{2} \cdot T \cdot \frac{d}{2} \cdot t\right)^{0,25}$ | $0,65 \cdot \left(\frac{d}{2} \cdot t\right)^{0,5}$ |

Minimum waarde voor $L_{r,min}$ is 4 mm

Minimum waarde voor $L_{r,max}$ is $L_{r,min} + 0,6 \cdot t$



Figuur 2-7: Hot spot methode



Figuur 2-8: Kroon- en zadellocaties

Zowel CIDECT [8], IIW [9] als Schumacher [3] maken gebruik van deze extrapolatiegrenzen. Romeijn [10] raadt echter aan om gebruik te maken van vereenvoudigde extrapolatiegrenzen, die weergegeven worden in tabel 2-4. In paragraaf 5.2 wordt onderzocht welke tabel het meest geschikt is voor dit onderzoek.

Tabel 2-4: Grenzen van de extrapolatiezone volgens Romeijn [10]

| Afstand tot de lasteen | Primaire buis | Secundaire buis |
|------------------------|---------------|-----------------|
| $L_{r,min}$ | $0,4 \cdot T$ | $0,4 \cdot t$ |
| $L_{r,max}$ | $1,4 \cdot T$ | $1,4 \cdot t$ |

Vervolgens moeten de spanningen in die zone geëxtrapoleerd worden. Er zijn twee soorten spanningen die beschouwd kunnen worden, namelijk primaire spanningen of hoofdspinningen. Romeijn [10] raadt aan om gebruik te maken van primaire spanningen. Voor locaties op de primaire buis hebben deze spanningen een richting die loodrecht staat op de las en voor locaties op secundaire buizen een richting die parallel is met de richting van de as van de buis. Deze primaire spanningen hebben dus een richting die loodrecht staat op de richting van de scheurgroei en is constant over de volledige extrapolatiezone. De richting van de hoofdspinningen is variabel binnen de extrapolatiezone en bemoeilijkt de extrapolatie. Tevens kunnen deze spanningen enkel maar gemeten worden met triaxiale rekstroken. Primaire spanningen kunnen eenvoudig gemeten worden met uniaxiale rekstroken. Er is ook aangetoond dat dicht bij de las de richting van de primaire spanning samenvalt met de richting van de hoofdspinning. Daarom wordt er gebruik gemaakt van de primaire spanningen om de hot spot spanning te bepalen. Ook Schumacher [3] en CIDECT [8] gebruiken primaire spanningen om de hot spot spanning te bepalen. De richtlijnen van IIW [9] maken gebruik van hoofdspinningen.

In de literatuur zijn er ook verschillende extrapolatiemethoden terug te vinden. De richtlijnen van CIDECT [8] en IIW [9] maken gebruik van een zuivere lineaire extrapolatie. Een best passende rechte wordt bepaald doorheen de spanningswaarden in de extrapolatiezone. Het snijpunt van die rechte met de locatie van de lasteen bepaalt de hot spot spanning. In dit onderzoek zal echter gebruik gemaakt worden van de extrapolatiemethode van Romeijn [10], die ook door Schumacher [3] gebruikt werd. Eerst moet de best passende tweedegraadskromme (kleinste kwadraten methode) opgesteld worden doorheen de primaire spanningen in de extrapolatiezone. Deze tweedegraadskromme snijdt de extrapolatiegrenzen en levert twee punten. Deze twee punten moeten dan lineair geëxtrapoleerd worden naar de lasteen. De waarde van de spanning op de lasteen is dan gelijk aan de hot spot spanning. Deze extrapolatiemethode wordt weergegeven op figuur 2-7.

2.6.3. Bepalen van de vermoeiingsleeftijd

Er werd reeds uitgelegd hoe de vermoeiingsleeftijd veroorzaakt door een nominaal spanningsverloop kan berekend worden. Deze manier van berekenen blijft hetzelfde voor de hot spot methode. De nominale spanningswisselingen worden wel vervangen door hot spot spanningswisselingen. Daarnaast is er maar één S-N curve die gebruikt wordt voor alle soorten buisverbindingen, namelijk de $S_{R,hs}-N_4$ curve. Deze curve moet wel nog vermenigvuldigd worden met een correctiefactor (zie paragraaf 2.10). De regendruppelmethode en de regel van Palmgren-Miner blijven ongewijzigd en worden ook hier gebruikt om de vermoeiingsleeftijd te becijferen.

CIDECT [8] en IIW [9] hebben een $S_{R,hs}-N_4$ curve voorgeschreven voor zowel gelaste verbindingen met buizen (Circular Hollow Section (CHS)) als met rechthoekige profielen (Rectangular Hollow Section (RHS)). Deze curve is gebaseerd op een statistische regressie van een grote verzameling van vermoeiingsproeven op gelaste buisverbindingen. De waarde van N is gelijk aan het aantal cycli tot falen of dus N_4 . In totaal zijn er vier erkende definities van N:

- N_1 = aantal cycli totdat de rek 15% verandert in een punt nabij de scheurinitiatie;
- N_2 = aantal cycli tot het detecteren van een scheur;
- N_3 = aantal cycli tot het volledig doorscheuren van de wand;
- N_4 = aantal cycli tot het volledig verlies van statische draagkracht (mechanisme).

Voor het bepalen van de vermoeiingsleeftijd raden beide richtlijnen aan om de kerfklasse gelijk te nemen aan 114 MPa met als referentiedikte $T_{ref} = 16$ mm. Dit betekent dus dat een buisverbinding waarvan de primaire buis een wanddikte heeft van 16 mm en een constante hot spot variatie ondergaat die gelijk is aan 114 MPa, zal bezwijken na $2 \cdot 10^6$ spanningswisselingen. De overeenkomstige $S_{R,hs}-N_4$ curve wordt beschouwd als de referentiecurve. Voor alle andere wanddiktes moet een diktecorrectiefactor op deze referentiecurve toegepast worden. Buizen met dunnere wanddiktes worden gekarakteriseerd door een hogere vermoeiingssterkte en buizen met grotere wanddiktes worden gekarakteriseerd door een lagere vermoeiingssterkte. Deze correctiefactor zit vervat in de vergelijkingen voor de $S_{R,hs}-N_4$ curve van CIDECT

[8] en IIW [9]. Deze vergelijkingen worden hieronder weergegeven en zijn enkel geldig voor buizen met een wanddikte tussen de 4 en 50 mm.

Voor $10^3 < N_4 < 5 \cdot 10^6$:

$$\log(S_{R,hs}) = \frac{1}{3}(12,476 - \log(N_4)) + \left(0,06 \cdot \log(N_4) \cdot \log\left(\frac{16}{T}\right)\right) \quad (2-13)$$

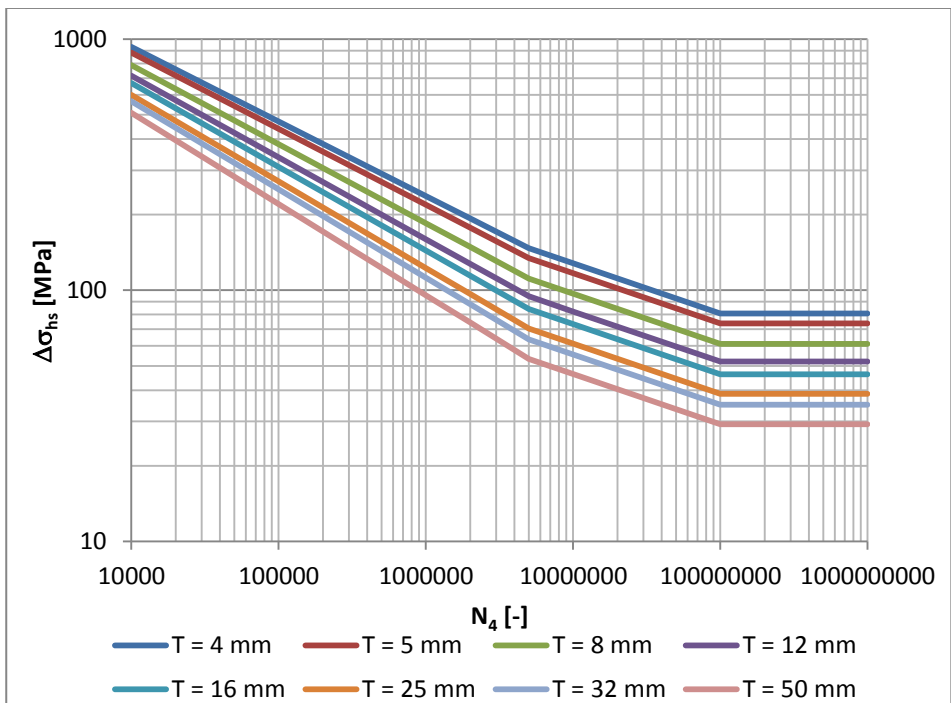
Voor $5 \cdot 10^6 < N_4 < 10^8$:

$$\log(S_{R,hs}) = \frac{1}{5}(16,327 - \log(N_4)) + \left(0,402 \cdot \log\left(\frac{16}{T}\right)\right) \quad (2-14)$$

Met:

- $S_{R,hs}$ = hot spot spanningsvariatie;
- N_4 = het aantal cycli tot falen, een totaal verlies van draagkracht;
- T = wanddikte van de gefaalde buis.

In paragraaf 2.10 wordt deze correctiefactor meer in detail besproken. De verschillende $S_{R,hs}$ - N_4 curven van CIDECT [8] en IIW [9] worden weergegeven op figuur 2-9.



Figuur 2-9: S-N curven van CIDECT en IIW voor buisverbindingen ($4 \text{ mm} \leq T \leq 50 \text{ mm}$)

2.7. Nominale spanningen van gelaste buisverbindingen

Nominale spanningen (σ_{nom}) zijn de spanningen die voorkomen in de buizen op een afstand weg van de gelaste verbinding. Deze spanningen worden bepaald via de lineair elastische vergelijkingen en houden geen rekening met spanningsstijgingen ten gevolge van lassen of andere elementen die het spanningsverloop lokaal wijzigen. Hieronder worden twee voorbeelden gegeven van hoe de nominale spanning berekend wordt van een normaalkracht N_x en een buigend moment in het vlak M_y .

$$\sigma_{nom,N_x} = \frac{N_x}{A} \quad (2-15)$$

$$\sigma_{nom,M_y} = \frac{M_y}{W_y} = \frac{M_y \cdot z}{I_y} \quad (2-16)$$

Met:

- σ_{nom} = nominale spanning;
- N_x = normaalkracht;
- A = oppervlakte doorsnede buis;
- M_y = buigend moment in het vlak;
- W_y = weerstandsmoment van de buis om de y -as;
- z = afstand van neutrale lijn tot uiterste vezel gemeten langs de z -as;
- I_y = oppervlaktetraagheidsmoment van de buis om de y -as;

Als er dwarskrachten aanwezig zijn in een buis dan bestaat er een stijgend of dalend nominaal buigspanningsverloop over de buislengte, door het wijzigend buigend moment. Om in deze gevallen de nominale spanning ter hoogte van de buisverbinding te bepalen, zullen de spanningen lineair geëxtrapoleerd worden naar de oorsprong van de buisverbinding. Dit zal verder verduidelijkt worden in hoofdstuk 5.

2.8. Verhouding spanning-rek

Om vermoeiingsberekeningen te kunnen uitvoeren, moeten gemeten rekken omgezet worden naar spanningen. Een gemeten rekwaarde van een rekstrook

die parallel met de as van een buis gekleefd is, kan omgezet worden via vergelijking 2-17 naar een spanningswaarde. In deze zone verder weg van de gelaste buisverbinding is de spanningstoestand hoofdzakelijk uniaxiaal.

$$\sigma_x = E \cdot \varepsilon_x \quad (2-17)$$

Met:

- σ_x = spanning met een richting evenwijdig met de buisas;
- E = elasticiteitsmodulus;
- ε_x = rek met een richting evenwijdig met de buisas.

Dit eenvoudig lineair verband is niet meer geldig nabij de gelaste buisverbinding. Om deze gemeten rekken nauwkeurig om te zetten naar een spanning moet de rek in drie loodrechte richtingen gekend zijn. Het verband tussen de spanning en de rek kan daar beschreven worden via de wet van Hooke (vergelijking 2-18).

$$\sigma_x = \frac{E}{1 - \nu^2} (\varepsilon_x + \nu(\varepsilon_y + \varepsilon_z)) \quad (2-18)$$

Met:

- σ_x = spanning met een richting loodrecht op de las;
- E = elasticiteitsmodulus;
- ν = Poisson-factor = 0,3 voor staal;
- ε_x = rek met een richting loodrecht op de las;
- ε_y = rek met een richting loodrecht op x en z;
- ε_z = rek met een richting loodrecht op x en y.

Aangezien er enkel uniaxiale rekstroken gebruikt worden, moet deze vergelijking vereenvoudigd worden door aan te nemen dat rekken ε_y en ε_z veel kleiner zijn dan ε_x . Vergelijking 2-18 vereenvoudigt zich dan tot:

$$\sigma_x = 1,1 \cdot E \cdot \varepsilon_x \quad (2-19)$$

Verschillende onderzoeken [10, 18] hebben aangetoond dat de verhouding spanning-rek kan variëren afhankelijk van de belasting en de plaats op de buisverbinding. Het gemiddelde is ongeveer gelijk aan 1,2. Om de hot spot rek om te zetten naar een hot spot spanning wordt er echter aangeraden om een

waarde van 1,17 te gebruiken [19]. Ook Schumacher [3] heeft deze waarde gebruikt. De vergelijking wordt dus:

$$\sigma_x = 1,17 \cdot E \cdot \varepsilon_x \quad (2-20)$$

Verderop in dit proefschrift zal ook aangetoond worden dat de verhouding spanning-rek sterk kan verschillen afhankelijk van de beschouwde locatie (zie paragraaf 8.8.3).

2.9. Spanningsconcentratiefactoren (SCF's)

De berekende hot spot spanning gedeeld door de bijbehorende nominale spanning is gelijk aan de spanningsconcentratiefactor. Beide spanningen worden veroorzaakt door één basisbelasting aangebracht op één buisuiteinde van de verbinding. De SCF's kunnen dus gebruikt worden om via de nominale spanningen veroorzaakt door een bepaalde belastingscombinatie, de hot spot spanningen te bepalen. In de literatuur bestaan er verschillende methoden om alle SCF's van een buisverbinding te bepalen (zie hoofdstuk 5). Een SCF wordt berekend met vergelijking 2-21.

$$SCF_{i,j} = \frac{\Delta\sigma_{hs,i,j}}{\Delta\sigma_{nom,j}} \quad (2-21)$$

Met:

- SCF = spanningsconcentratiefactor;
- $\Delta\sigma_{hs}$ = hot spot spanningsvariatie;
- $\Delta\sigma_{nom}$ = nominale spanningsvariatie;
- i = locatie op de gelaste buisverbinding, namelijk een lasteenlocatie op de primaire of secundaire buis;
- j = beschouwde basisbelasting, namelijk N_x , V_y , V_z , M_x , M_y of M_z .

In hoofdstuk 5 zal uitvoerig uitgelegd en besproken worden hoe deze waarden bepaald worden en hoe deze waarden gebruikt worden om de hot spot spanningen te bepalen.

Op dezelfde manier kunnen ook de rekconcentratiefactoren bepaald worden ("Strain Concentration Factors" of SNCF).

$$SNCF_{i,j} = \frac{\Delta\varepsilon_{hs,i,j}}{\Delta\varepsilon_{nom,j}} \quad (2-22)$$

Met:

- SNCF = rekconcentratiefactor;
- $\Delta\varepsilon_{hs}$ = hot spot rekvariatie;
- $\Delta\varepsilon_{nom}$ = nominale rekvariatie;
- i = locatie op de gelaste buisverbinding, namelijk een lasteenlocatie op de primaire of secundaire buis;
- j = beschouwde basisbelasting, namelijk N_x , V_y , V_z , M_x , M_y of M_z .

De hot spot rek wordt bepaald op dezelfde manier als de hot spot spanning (zie figuur 2-7). De spanningen in de extrapolatiezone worden vervangen door berekende of gemeten rekken. Deze rekken hebben ook een richting loodrecht op de las voor de locaties op de primaire buis en een richting evenwijdig met de secundaire buis voor locaties op de secundaire buis. De nominale rekken kunnen gemeten worden met rekstroken of kunnen bepaald worden via de berekende snedekrachten. Deze laatste worden eerst omgezet in nominale spanningen via vergelijkingen 2-15 en 2-16 en daarna worden de bekomen spanningen omgezet in nominale rekken via vergelijking 2-17.

Verschillende richtlijnen bevatten grafieken met daarop SCF's voor verschillende buisverbindingen. Zo zijn er in de richtlijnen van CIDECT [8] vergelijkingen en grafieken beschikbaar om de SCF's van T-knopen, Y-knopen, X-knopen, K-knopen, XX-knopen en KK-knopen te bepalen. Schumacher [3] heeft echter aangetoond dat de SCF's berekend via deze richtlijnen meestal groter zijn dan bepaald via EE-modellen van buisverbindingen voor bruggen. De werkelijke hot spot spanningen in een buisverbinding van een brug zijn dus lager dan bepaald via de huidige richtlijnen.

2.10. Correctiefactoren voor het omvangseffect (“Size effect”)

Zoals reeds vermeld moet de berekende of gemeten hot spot spanning gecorrigeerd worden om het omvangseffect (“size effect”) in rekening te brengen. Deze gecorrigeerde waarde kan dan uitgezet worden op de ontwerp S-N curve met een kerfklasse van 114 MPa en T_{ref} gelijk aan 16 mm.

Omgekeerd kan ook de vermoeiingssterkte gecorrigeerd worden. Op deze manier wordt de S-N curve aangepast.

Er zijn twee types van het structurele (geometrische) omvangseffect, namelijk het proportionele en het niet-proportionele omvangseffect. Daarnaast is er heel wat verwarring over de gebruikte terminologie. Zo is er het omvangseffect (“size effect”), het dikte-effect (“thickness effect”) en het schaaleffect (“scale effect”).

- Schaaleffect: Dit betekent dat de buisverbindingen proportioneel verschaald zijn. Beide buisverbindingen hebben dus dezelfde dimensieloze parameters;
- Dikte-effect: Dit is de meest gebruikte term en verwijst naar de wanddikte van de gescheurde buis. De wanddikte wordt dan ook gezien als de parameter die de meest significante invloed heeft op dit fenomeen. Hierbij wordt verondersteld dat de buisverbindingen proportioneel verschaald zijn. Dit is dus hetzelfde als het schaaleffect, maar de term dikte-effect wordt meer gebruikt;
- Omvangseffect: Dit is de meest algemene term. Het houdt ook rekening met het verschil in vermoeiingsgedrag tussen niet-proportionele verschaalde buisverbindingen.

Het dikte-effect van een gelaste buisverbinding is het fenomeen waarbij een grotere of dikkere buisverbinding een lagere vermoeiingssterkte heeft dan een kleinere of dunner buisverbinding met dezelfde geometrie (proportioneel verschaald), onderworpen aan spanningen van gelijke grootte. Er werd vroeger namelijk een verschil in vermoeiingsleeftijd ontdekt tussen de platen of gelaste buisverbindingen getest in het laboratorium en de werkelijke, veel dikkere platen die in de werkelijke structuur gebruikt werden. Dit schaaleffect werd in 1979 onderzocht door Gurney [20]. Via experimenten en LEFM berekeningen werd aangetoond dat hoe dikker de plaat is, hoe lager de vermoeiingssterkte is, aangenomen dat de optredende spanningen even groot zijn. Gurney [21] stelde de volgende diktecorrectiefactor voor:

$$\frac{S_T}{S_{T_{ref}}} = \left(\frac{T_{ref}}{T} \right)^n \quad (2-23)$$

Met:

- S_T = vermoeiingssterkte van de beschouwde buis met wanddikte T;
- $S_{T_{ref}}$ = vermoeiingssterkte van een buis met wanddikte T_{ref} ;
- T_{ref} = referentie wanddikte = 32 mm voor buizen en 22 mm voor platen;
- T = wanddikte van de beschouwde buis;
- n = exponent van het dikte-effect = 0,25.

Deze correctiefactor is bepaald aan de hand van S-N gegevens voor platen en buisverbindingen, gaande tot een dikte van 50 mm. Hierbij moet er opgemerkt worden dat deze correctiefactor gebaseerd is op de nominale spanningen en niet op de hot spot spanningen.

De diktecorrectie, die vervat zit in de vergelijkingen van de S-N curve van CIDECT [8] en IIW [9], wordt berekend met vergelijking 2-24. Deze vergelijking is gebaseerd op een statistische studie uitgevoerd op de vermoeiingsresultaten van buisverbindingen [19]. Deze correctiefactor is nadeliger dan deze voorgesteld door Gurney [21].

$$\frac{\Delta\sigma_{hs,T}}{\Delta\sigma_{hs,16}} = \left(\frac{16}{T}\right)^n \quad (2-24)$$

Met:

- $\Delta\sigma_{hs,T}$ = hot spot spanningsvariatie voor een wanddikte T;
- $\Delta\sigma_{hs,16}$ = hot spot spanningsvariatie voor een referentie wanddikte gelijk aan 16 mm;
- T = wanddikte van de beschouwde buis;
- n = exponent van het dikte-effect:
 - $n = 0,06 \cdot \log(N_4)$ als $10^3 < N_4 < 5 \cdot 10^6$;
 - $n = 0,402$ als $5 \cdot 10^6 < N_4 < 10^8$;
- N_4 = het aantal cycli tot falen, volledig verlies van sterkte.

Schumacher [3] heeft proefondervindelijk aangetoond dat deze diktecorrectie geldig is voor $T < 16$ mm, maar voor wanddiktes groter dan 16 mm heeft ze ondervonden dat de diktecorrectie onveilig is. De vermoeiingssterkte van de beproefde buisverbindingen ($T = 20$ mm) met een grotere wanddikte dan 16 mm was lager dan berekend met vergelijking 2-24. Deze factoren n zijn dan

ook bepaald via een database die hoofdzakelijk bestond uit elementen met wanddiktes tussen de 6 en 16 mm.

Via een statistische analyse en LFM berekeningen heeft ze dan weer aangetoond dat het aanvaardbaar lijkt om een exponent n kleiner dan voorgesteld door Gurney ($n = 0,25$) te gebruiken om het dikte-effect te becijferen. Er wordt echter geen exacte waarde voorgesteld [3]. De diktecorrectiefactor gegeven in huidige richtlijnen [8, 9] is veel te nadelig voor buisverbindingen met een hele grote wanddikte, wat typisch is voor brugstructuren. Zo is de wanddikte van de boog van de Woluwelaanbrug (hoofdstuk 6) gelijk aan 55 mm. Omdat deze waarde veel groter is dan de referentiedikte van 16 mm, zorgt de correctiefactor dus voor een veel te grote afname van de vermoeiingssterkte. Bovendien zijn de S-N curves van CIDECT enkel geldig voor wanddiktes tussen 4 en 50 mm.

Na Schumacher [3] heeft Borges [15] verdere studies uitgevoerd op gelaste K-knoppen voor de bruggenbouw. Hij heeft zich toegespitst op het effect van de afmetingen van de buisverbinding op de vermoeiingssterkte, het zogenaamde “size effect”. Verschillende vermoeiingsproeven werden uitgevoerd waarbij de diepte van de scheur gemeten werd. Deze proeven waren een vervolg op de proeven van Schumacher [3] en waren dus gelijkaardig. Daarnaast werd een driedimensionaal model met scheurpropagatie ontwikkeld (LEFM). Met dit model kon de vermoeiingssterkte en levensduur van de buisverbindingen berekend worden. Er werd ook een parameterstudie uitgevoerd.

In alle vorige vergelijkingen wordt enkel de wanddikte gebruikt om het verschil in vermoeiingssterkte te bepalen. Dit wordt het dikte-effect genoemd en komt overeen met een volledige proportionele verschaling. Dit betekent dus dat alle dimensieloze parameters constant blijven en dat de wanddikte gebruikt wordt om het verschil tussen de perfect verschaalde buisverbindingen aan te duiden. In de praktijk is het echter moeilijk om een buisverbinding perfect te verschalen. Buisverbindingen van brugstructuren zijn niet-proportioneel verschaald, dus de diktecorrectiefactoren zijn niet nauwkeurig genoeg. Dit werd duidelijk aangetoond door Borges [15], die zowel proportionele als niet-proportionele verschaling bestudeerd heeft.

Bij proportionele verschaling concludeerde hij dat de diktecorrectie nog altijd kan uitgedrukt worden via $(T_{ref}/T)^n$, maar met een exponent n tussen 0,12 en

0,14 voor de vermoeiingssterkte en tussen 0,37 en 0,43 voor de vermoeiingsleeftijd. Dit betekent dus dat het niet gerechtvaardigd is om een exponent zo groot als die van CIDECT [8] te gebruiken. Het is zelfs veilig om een exponent lager dan die van Gurney [21] te gebruiken. Dit komt overeen met de conclusie van Schumacher [3].

De vorige vergelijkingen zijn niet geldig voor niet-proportionele verschaling. Bij deze verschaling is het verschil in vermoeiingsgedrag tussen niet-proportionele verschaalde buisverbindingen niet enkel afhankelijk van het verschil in wanddikte van de primaire buizen, maar is ook afhankelijk van de dimensieloze parameters β , γ , τ en het beschouwde belastingsgeval. De correctiefactor voor deze verschaling kan dus niet enkel via de wanddikte T uitgedrukt worden. Borges en Nussbaumer [22] ontwikkelden daarom een nieuwe correctiefactor voor niet-proportionele verschaling. Deze correctiefactor is echter enkel toepasbaar op niet-overlappende K-knopen en is afhankelijk van T , β , γ , τ en het belastingsgeval.

Algemeen raden Borges en Nussbaumer [22] aan om vergelijking 2-24 met een lagere exponent n gelijk aan 0,16 te gebruiken om het omvangseffect in rekening te brengen. Deze aanbeveling is echter gebaseerd op de resultaten van onderzoek op K-knopen. Meer onderzoek zal nodig zijn om een algemene correctiefactor op te stellen die toepasbaar is op verschillende soorten buisverbindingen.

2.11. Residuele spanningen

Acevedo [16] heeft een aspect, dat door Schumacher [3] en Borges [15] aangehaald is, verder onderzocht, namelijk de residuele spanningen. Deze spanningen werden gedefinieerd door Gurney [23]: ingesloten spanningen die bestaan in een onderdeel in afwezigheid van een externe aangebrachte belasting. Deze interne spanningen zijn in evenwicht en ontstaan in het onderdeel tijdens de verschillende constructiestappen (mechanische bewerkingen, warmtebehandelingen, lassen, ...). Door het lassen van de buisverbinding zijn er dus nog residuele trekspanningen aanwezig nabij de las. Acevedo heeft aangetoond dat deze spanningen een invloed kunnen hebben op de vermoeiingsleeftijd van de buisverbinding.

Er werden vermoeiingsproeven uitgevoerd op grote schaal op K-knoppen. Deze proeven zijn het vervolg op de proeven van Schumacher [3] en Borges [15]. Deze K-knoppen zijn dus ook representatief voor brugstructuren. Het doel van de proeven was om de invloed van de residuele trekspanningen op de voortplanting van de vermoeiingsscheur en vermoeiingssterkte te bepalen. Om dit te doen moeten de residuele spanningen gescheiden worden van de totale spanningen. Bij buisverbindingen belast onder druk kunnen de scheuren enkel groeien door de aanwezigheid van hoge residuele trekspanningen. Door deze proeven te vergelijken met proeven op identieke buisverbindingen belast onder trek, kan het effect van de residuele spanningen bepaald worden. Daarom werden er proeven uitgevoerd op buisverbindingen volledig onder druk, volledig onder trek en deels onder trek en druk belast. De voortplanting van de scheur werd nauwgezet opgevolgd zodat de invloed van de residuele trekspanningen op het vermoeiingsgedrag kon nagegaan worden. Tevens kan ook vermoeiing door drukspanningen bestudeerd worden, want hierover bestaat nog veel onduidelijkheid.

De meeste richtlijnen negeren vermoeiing veroorzaakt door drukspanningen. Zo staat er letterlijk in de richtlijnen van CIDECT [8]: Er wordt aangenomen dat enkel secundaire buizen waarvan een gedeelte van hun belasting in trek is, vatbaar zullen zijn voor vermoeiingsbreuk. Acevedo [16, 24] heeft echter via vermoeiingsproeven aangetoond dat buisverbindingen volledig belast onder druk zich niet anders gedragen dan buisverbindingen volledig onder trek belast. Dit komt door de grote residuele trekspanningen die aanwezig zijn in deze verbindingen. Er werden residuele spanningen in het staal (S355) nabij de las gemeten die gelijk zijn aan de vloeigrens.

De groei van een scheur in een buisverbinding volledig belast onder trek wordt enkel veroorzaakt door de aangebrachte spanningen en dan vooral het aandeel spanningen veroorzaakt door krachten in de secundaire buis. Via de proeven werd er dus aangetoond dat de residuele trekspanningen geen invloed hebben op de groei van de scheur.

Scheuren in buisverbindingen volledig belast onder druk kunnen ontstaan door de aanwezigheid van de hoge residuele trekspanningen nabij de las. Deze residuele spanningen spelen dus nu wel een grote rol bij de scheurvorming. Ze zorgen ervoor dat de scheur zeker kan groeien tot halverwege de wanddikte in aanwezigheid van de aangebrachte drukspanningen.

Als het faalcriterium gelijk genomen wordt aan een scheur tot halverwege de wanddikte, dan bereiken buisverbindingen belast onder druk dit criterium na ongeveer een gelijk aantal cycli als buisverbindingen belast onder trek. Deze scheur die ontstond door de aangebrachte drukspanningen en de hoge residuele trekspanningen, kan daarna verder groeien en kan leiden tot het falen van de buisverbinding. Dit betekent dus dat buisverbindingen belast onder druk niet veiliger zijn dan andere buisverbindingen en dus ook een vermoeiingsnazicht moeten krijgen.

Om de vermoeiingsberekeningen van onder druk belaste buisverbindingen te vereenvoudigen stelt Acevedo [16, 24] voor om de volledige spanningswissel als trek te beschouwen. Om echter een onderscheid te maken tussen de gevolgen van vermoeiingsscheuren bij buisverbindingen belast onder trek of druk, wordt voorgesteld om gebruik te maken van de partiële veiligheidsfactoren γ_{Mf} gegeven in NBN EN 1993-1-9 [4]. γ_{Mf} wordt gelijk genomen aan 1,00 voor buisverbindingen onder druk (“bezwijk-veilige” verbinding) en gelijk aan 1,20 voor buisverbindingen onder trek (niet “bezwijk-veilige” verbinding)(zie tabel 2-1).

Acevedo [16, 24] stelt ook voor om de referentie kerfklasse te verlagen van 114 naar 100 MPa om rekening te houden met de grote residuele trekspanningen. Deze kerfklasse geeft betere resultaten voor buisverbindingen met $\gamma < 12$. Dit onderzoek is echter enkel uitgevoerd op K-knopen. Voor meer complexe buisverbindingen zal er dus verder onderzoek moeten gebeuren om de invloed van de aanwezige residuele trekspanningen nauwkeurig in te schatten.

2.12. Conclusies

Er is reeds veel onderzoek uitgevoerd op gelaste buisverbindingen. Dit kwam vooral door de offshore boorplatformen waar veel gebruikt gemaakt wordt van gelaste buisverbindingen. Verschillende types buisverbindingen werden al uitgebreid onderzocht. Er is echter gebleken dat de opgestelde richtlijnen voortkomend uit deze onderzoeken niet toepasbaar zijn op gelaste buisverbindingen voor brugconstructies ($\gamma_{bruggen} < 12$ en $\gamma_{richtlijnen} > 12$). Schumacher [3] heeft gelaste K-knopen voor bruggen uitvoerig onderzocht. Daarna volgden er nog enkele andere onderzoeken die daarop voortbouwden. De resultaten van deze onderzoeken zijn dus wellicht enkel geldig voor K-

knopen. Echter dankzij moderne productieprocessen zijn meer verschillende vormen mogelijk. Het onderzoek op gelaste buisverbindingen voor bruggen moet dus nog verder uitgebreid worden.

3. Probleemstelling en doelstellingen

Zoals reeds aangehaald is de vermoeiingssterkte van een gelaste buisverbinding in een brugstructuur het meest kritieke punt. De buisverbindingen moeten meestal veel zwaarder uitgevoerd worden dan statisch nodig is. De hot spot spanningen op de lasverbinding moeten voldoende klein zijn om vroegtijdige vermoeiingsschade te voorkomen.

Bij zwaar belaste bruggen met complexe buisverbindingen zijn de hot spot spanningen echter veel te groot. De wanddikte van de buizen moet verhoogd worden om vermoeiingsschade te voorkomen. De buizen moeten dus veel zwaarder uitgevoerd worden dan statisch nodig is, waardoor hun slank uiterlijk verloren gaat. Het zwaarder uitvoeren brengt ook een zwaarder gewicht en hogere kostprijs met zich mee. Uit vorig onderzoek is tevens gebleken dat vermoeiingsweerstand afneemt naarmate de wanddikte van de buis toeneemt (zie paragraaf 2.10).

Er moet dus gezocht worden naar een andere oplossing om de hot spot spanningen te doen afnemen zodat de vermoeiingsleeftijd toeneemt. Een voorwaarde is dat de goede esthetiek van de buisverbinding bewaard moet blijven. Het idee is dus om de primaire buis intern te gaan verstijven ter hoogte van de gelaste verbinding. Deze interne verstijving kan gerealiseerd worden met diafragma's. Dit zijn cirkelvormige platen met een centrale holte, die binnenin de primaire buis gelast worden. Het is de bedoeling dat deze oplossing voor gelaste buisverbindingen van brugstructuren onderzocht wordt.

Om deze diafragma's te kunnen aanbrengen moet de primaire buis in stukken gesneden worden op een bepaalde afstand van de buisverbinding. De buitenste rand van de diafragma's wordt afgeschuind en daarna worden de diafragma's gepositioneerd in de grote buis. Vervolgens worden ze vast gelast aan de binnenwand van de primaire buis via een volledige doorlassing langs één zijde. Ten slotte worden de verschillende delen van de primaire buis opnieuw verbonden met een volledige doorlassing, namelijk een V-naad. Deze las vormt echter geen gevaar voor de vermoeiing, aangezien deze las een hoge kerfklasse heeft en zich ver genoeg van de buisverbinding bevindt waar de spanningen veel kleiner zijn. Foto's van de constructie van de buisverbindingen van de Woluwelaanbrug worden weergegeven op figuren 6-5 tot 6-8. Via deze werkwijze kunnen ook diafragma's geplaatst worden in buizen met kleine diameters.

De doelstellingen zijn als volgt:

- Doelstelling 1: Onderzoeken of de huidige methoden om SCF's van gelaste buisverbindingen te bepalen toepasbaar zijn op alle soorten buisverbindingen voor brugstructuren;
- Doelstelling 2: Het numerieke model valideren via in-situ metingen op een brug;
- Doelstelling 3: Numeriek bepalen of de diafragma's een positieve invloed hebben op de hot spot spanningen en de vermoeiingsleeftijd van de gelaste buisverbinding;
- Doelstelling 4: Proefondervindelijk bepalen of de diafragma's de hot spot spanningen van een gelaste buisverbinding verlagen en de vermoeiingsleeftijd verlengen;
- Doelstelling 5: Op zoek gaan naar de optimale dimensies en posities van de diafragma's.

De opbouw van dit proefschrift wordt hieronder opgesomd:

- Stap 1: Het maken van een eindig elementenmodel om de spanningen en de rekken van een gelaste buisverbinding te bepalen (Hoofdstuk 4);
- Stap 2: Een methode ontwikkelen die het mogelijk maakt om de spanningsconcentratiefactoren (SCF's) te bepalen van een gelaste buisverbinding en die tevens toepasbaar is op verschillende soorten buisverbindingen (Hoofdstuk 5);
- Stap 3: Rekmetingen uitvoeren op de Woluwelaanbrug om het eindig elementenmodel te valideren (Hoofdstuk 6);
- Stap 4: De invloed van de diafragma's op de hot spot spanningen en SCF's bepalen via eindige elementenberekeningen (Hoofdstuk 7);
- Stap 5: De invloed van de diafragma's op de vermoeiingleeftijd bepalen via destructieve vermoeiingsproeven (Hoofdstuk 8);
- Stap 6: Een parameterstudie uitvoeren om de meest optimale locatie en afmetingen van de diafragma's te bepalen voor verschillende soorten buisverbindingen (Hoofdstuk 9).

4. Numerieke simulaties

4.1. Inleiding

Numerieke simulaties worden gebruikt om gedetailleerd de spanningen nabij de lasverbinding te berekenen. Driedimensionale eindige elementenmodellen van verschillende soorten buisverbindingen worden opgebouwd. Omdat verschillende soorten buisverbindingen zullen onderzocht worden, wordt ervoor gekozen om het model volledig te parametriseren. Het model is dus heel flexibel en laat toe om op een eenvoudige manier verschillende buisverbindingen te modelleren en om een parameterstudie uit te voeren.

Er bestaan verschillende softwarepakketten met kant en klare oplossingen om buisverbindingen te modelleren. Deze pakketten beschikken echter niet over de mogelijkheid om diafragma's te modelleren. Tevens is er weinig controle over de mesh en blijft het een zwarte doos. Daarom wordt ervoor gekozen om volledig vanaf nul te beginnen en zelf elk onderdeel afzonderlijk te programmeren en dan te laten meshen en uitrekenen door het softwarepakket

Samcef [25]. De statische respons van het gegenereerde, lineair elastische model wordt via vergelijking 4-1 berekend. Daarna kunnen alle spanningen en rekken van het model opgevraagd worden.

$$[S] \cdot [q] = [F] \quad (4-1)$$

Met:

- S = stijfheidsmatrix;
- q = matrix van de onbekende vrijheidsgraden;
- F = matrix van de belastingen.

4.2. Keuze van de mesh

Het kiezen van een gepaste mesh is niet zo eenvoudig. Het softwarepakket biedt verschillende mogelijkheden aan:

- Handmatige mesh: Eerst moeten alle knopen aangemaakt worden. Daarna moeten al deze knopen verbonden worden om zo 3D elementen te vormen. Voor een eenvoudige buisverbinding is dit een goede optie, omdat men dan volledige controle heeft over de mesh. Gezien de complexiteit van de beschouwde buisverbindingen lijkt dit echter niet de beste optie;
- Automatische mesh: Hierbij moeten knopen, lijnen en oppervlakken aangemaakt worden. Daarna kunnen deze aangemaakte oppervlakken automatisch gemesht worden door het softwarepakket. Dit kan gebeuren met vierkanten, rechthoeken of driehoeken, wat allemaal 2D elementen zijn. Om 3D elementen te vormen zijn er maar 2 opties. Ofwel deze 2D elementen extruderen tot 3D elementen ofwel de GHS3D methode [26]. Bij het extruderen worden de 2D elementen volgens een bepaalde richting verschoven over een afstand zodat 3D elementen gevormd worden. Dit is echter geen goede optie. Als het buitenoppervlak van de primaire buis geëxtrudeerd wordt, dan past de mesh van de diafragma's niet op het binnenoppervlak van de primaire buis. De knopen van de diafragma's zouden dan moeten vastgeplakt worden aan de elementen van de primaire buis. Dit is echter geen goede oplossing, omdat deze zone zich dicht bij de las bevindt. Daarom is de GHS3D methode meer geschikt voor dit onderzoek. Voor deze methode moet het volledige oppervlak van de buisverbinding gemesht

worden met driehoeken. Eens de volledige schil gemesht is, vult het GHS3D algoritme de lege ruimte met tetraëders. De methode laat dus toe om op een relatief eenvoudige manier heel complexe geometrieën te meshen. Het voordeel van deze methode is dat men volledige controle heeft over het aantal elementen aan de oppervlakte. Op plaatsen waar de spanning berekend moet worden kunnen extra knopen aangemaakt worden die opgenomen zullen worden in de oppervlakte mesh. Deze knopen blijven behouden door het GHS3D algoritme en zullen dus aanwezig zijn in het 3D model. Het grote nadeel is dat men geen volledige controle heeft over de dichtheid van de mesh binnenin de buisverbinding. Zo kan men niet kiezen hoeveel elementen er minimaal in dikte moeten aangemaakt worden. Tijdens dit onderzoek is er wel gebleken dat als de oppervlakte mesh van een goede kwaliteit is (mooie overgang van veel naar weinig elementen), dan zal in de zones waar veel elementen aan de oppervlakte bestaan, ook veel elementen met ongeveer dezelfde grootte binnenin aangemaakt worden. Hierdoor bevatten alle aangemaakte EE-modellen minstens drie elementen over de wanddikte.

Romeijn [10] raadt aan om het model te meshen met behulp van 3D elementen met 20 knopen, namelijk een balk met op elke zijde nog een extra knoop. In dit onderzoek wordt er gebruik gemaakt van de GHS3D methode [26], dus 3D elementen met 20 knopen kunnen niet gebruikt worden. Alle gebruikte EE-modellen bestaan uit 3D elementen met 10 knopen, namelijk een tetraëder met op elke zijde nog een extra knoop (kwadratische tetraëder). Het standaard integratieschema voor tetrahedrale elementen van het softwarepakket is gebruikt, namelijk vier integratiepunten (Gausspunten).

4.3. Modelleren van de buisverbinding

De buisverbinding wordt volledig gemodelleerd via knopen. Eerst moeten alle knopen van de primaire buis bepaald worden. Er wordt gewerkt in een orthogonaal, rechtshandig assenstelsel met de oorsprong in het centrum van de buisverbinding (waar de assen snijden). De x-as is gelegen langsheen de primaire buisas en de z-as is verticaal omhoog gericht. Dit assenstelsel wordt weergegeven op figuur 4-1. De algemene vergelijking van een cilinder in dit assenstelsel is gelijk aan:

$$y^2 + z^2 = R^2 \quad (4-2)$$

Met:

- R = straal van de cilinder.

De coördinaten van elke knoop kunnen eenvoudig bepaald worden door deze vergelijking 4-2 om te zetten naar een parametervergelijking:

$$\begin{aligned} x &= l \\ y &= R \cdot \cos(\omega) \\ z &= R \cdot \sin(\omega) \end{aligned} \quad (4-3)$$

Met:

- l = afstand op de x-as variërend van $-L_{ch}/2$ tot $L_{ch}/2$;
- R = straal van de cilinder en is gelijk aan D/2 voor de buitenschil en D/2 – T voor de binnenschil van de primaire buis;
- ω = hoek van de cilinder variërend van 0 tot 360°.

Door de waarde van ω te laten variëren en de waarde van l en R vast te houden in vergelijking 4-3, kunnen knopen op een cirkel gegenereerd worden. De volledige primaire buis kan dan bepaald worden via knopen gelegen op vier cirkels, twee op elk uiteinde. Het aantal knopen op deze cirkels hangt af van het aantal beschouwde ω -waarden en zal de dichtheid van de mesh bepalen. Om een dichtere mesh te bekomen nabij de lasverbinding worden ook nog knopen bepaald die gelegen zijn op vier cirkels nabij het midden van de buisverbinding. Deze twee middensecties zullen meer knopen bevatten in de omtreksrichting zodat een dichtere mesh bekomen wordt.

Door de knopen van iedere sectie kunnen dan twee cirkels getekend worden. Met deze cirkels kan dan het binnen- en buitenoppervlak van de primaire buis bepaald worden. Vooraleer deze oppervlakken kunnen gemesht worden, moeten eerst nog de knopen van de secundaire buis bepaald worden. Dit gebeurt analoog, maar dit keer is de buisas gelegen langsheen de z-as:

$$\begin{aligned} x &= r \cdot \cos(\omega) \\ y &= r \cdot \sin(\omega) \\ z &= l \end{aligned} \quad (4-4)$$

Met:

- l = afstand op de z-as variërend van 0 tot L_{br} ;
- r = straal van de cilinder en is gelijk aan $d/2$ voor de buitenschil en $d/2 - t$ voor de binnenschil van de secundaire buis;
- ω = hoek van de cilinder variërend van 0 tot 360° .

Deze vergelijking is natuurlijk enkel geldig voor een verticale secundaire buis, zoals bij een T-knoop. Voor andere secundaire buizen moet er een coördinatentransformatie toegepast worden op parametervergelijking 4-4. Deze transformatie bestaat uit een rotatie om de z-as (hoek φ) en daarna een rotatie om de y' -as (hoek θ):

- Rotatie om de z-as:

$$\begin{bmatrix} x' \\ y' \\ z' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\varphi) & \sin(\varphi) & 0 \\ -\sin(\varphi) & \cos(\varphi) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix} \quad (4-5)$$

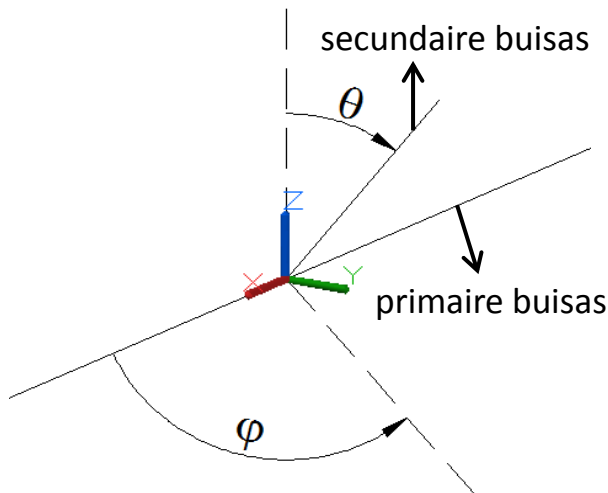
Met x' , y' , z' de assen van het getransformeerde assenstelsel;

- Rotatie om de y' -as:

$$\begin{bmatrix} x'' \\ y'' \\ z'' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\theta) & 0 & -\sin(\theta) \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin(\theta) & 0 & \cos(\theta) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x' \\ y' \\ z' \end{bmatrix} \quad (4-6)$$

Met x'' , y'' , z'' de assen van het getransformeerde assenstelsel.

Beide hoeken worden geïllustreerd op figuur 4-1.



Figuur 4-1: Rotatiehoeken θ en φ

Vergelijking 4-4 wordt dan:

$$\begin{aligned}x'' &= r \cdot \cos(\omega) \\y'' &= r \cdot \sin(\omega) \\z'' &= l\end{aligned}\tag{4-7}$$

Via vergelijkingen 4-5 tot 4-7 kunnen de knopen van de secundaire buis bepaald worden. De vergelijking van de secundaire buis in het absolute assenstelsel x , y en z wordt dan:

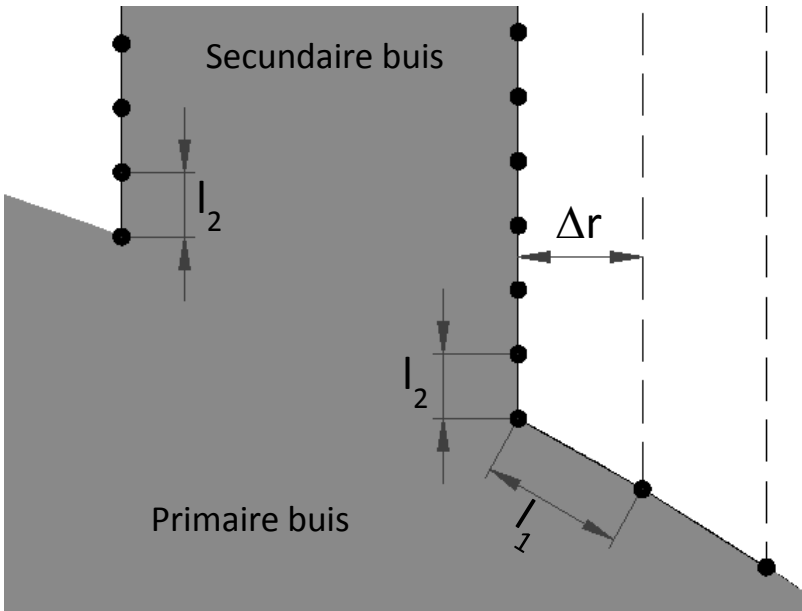
$$\begin{aligned}x &= r \cdot \cos(\omega) \cdot \cos(\varphi) \cdot \cos(\theta) - r \cdot \sin(\omega) \cdot \sin(\varphi) + \cos(\varphi) \\&\quad \cdot \sin(\theta) \cdot l \\y &= r \cdot \cos(\omega) \cdot \sin(\varphi) \cdot \cos(\theta) + r \cdot \sin(\omega) \cdot \cos(\varphi) + \sin(\varphi) \\&\quad \cdot \sin(\theta) \cdot l \\z &= -r \cdot \cos(\omega) \cdot \sin(\theta) + \cos(\theta) \cdot l\end{aligned}\tag{4-8}$$

Eerst worden de knopen op de twee eindcirkels bepaald. Dichterbij de buisverbinding wordt er nog een sectie gekozen waarin er nog meer knopen bepaald worden op twee cirkels, zodat opnieuw een dichtere mesh bekomen wordt nabij de gelaste buisverbinding.

Daarna moeten de snijpunten tussen de secundaire en primaire buis bepaald worden. Deze kunnen bepaald worden via de vergelijking van de primaire buis en een rechte gelegen op de secundaire buis. De vergelijking van de rechte op de secundaire buis wordt gegeven door vergelijking 4-8, waarbij r , ω , φ en θ een vaste waarde hebben en l de onbekende is. Als y en z dan ingevuld worden in de vergelijking van de primaire buis (vergelijking 4-2), dan kan de bekomen vergelijking opgelost worden naar l . Door deze l -waarde, l_{snijpunt} genoemd, terug in te vullen in vergelijking 4-8 worden de coördinaten van het snijpunt bekomen. Deze procedure wordt uitgevoerd voor verschillende hoekwaarden ω en voor twee verschillende waarden van r , namelijk $d/2$ en $d/2-t$. Het aantal beschouwde ω -waarden bepaalt het aantal snijpunten op de buisverbinding en dus ook de dichtheid van de mesh en het aantal locaties waar de hot spot spanning kan berekend worden.

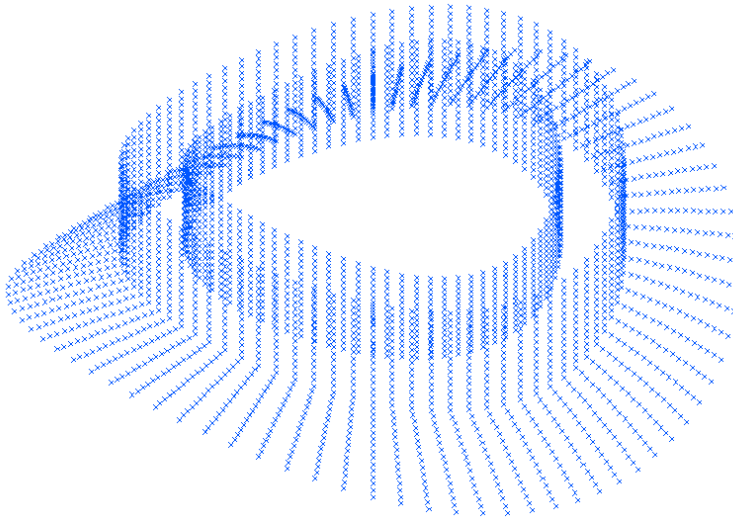
Bij het modelleren van de buizen moet men rekening houden met de locaties waar men de spanningen wil bepalen. Nabij de lasverbinding worden er dus extra knopen aangemaakt die worden opgelegd aan de mesh. Aan elke knoop

wordt een nummer toegekend zodat achteraf de rekken en spanningen in deze knopen opgevraagd kunnen worden. Aangezien de hot spot methode toegepast wordt, moeten de spanningen in de extrapolatiezone rondom de las zowel op de primaire als secundaire buis berekend worden. Op de primaire buis moeten dus knopen gegenereerd worden die gelegen zijn op lijnen loodrecht op de las en binnen de extrapolatiezone. Voor de secundaire buis moeten deze knopen gelegen zijn op lijnen die parallel lopen met de as van de buis. Op figuur 4-2 wordt weergegeven hoe deze knopen berekend worden.



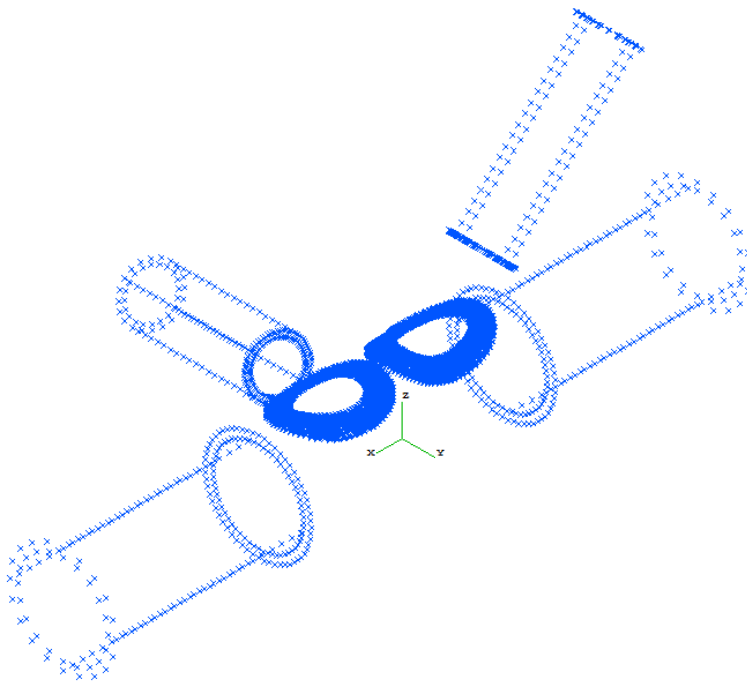
Figuur 4-2: Knopen bepalen nodig voor de hot spot methode

De knopen op de primaire buis worden op dezelfde manier bepaald als de snijpunten van de secundaire buis met de primaire buis. De straal r in vergelijking 4-8 wordt telkens met een kleine afstand vergroot ($r = d/2 + \Delta r$) totdat de afstand l_1 bereikt wordt. Dit wordt meerdere keren herhaald totdat alle knopen op de primaire buis bepaald zijn. De knopen op de secundaire buis kunnen eenvoudig bepaald worden door de parameter l in vergelijking 4-8 telkens met een bepaalde afstand te vergroten, namelijk $l_{\text{snijpunt}} + \text{aantal keer } l_2$. Dit wordt ook herhaald voor het binnenoppervlak van de secundaire buis. Het aantal knopen en de tussenafstanden l_1 en l_2 kunnen eenvoudig gekozen worden via enkele parameters (zie paragraaf 4.8). Op figuur 4-3 worden deze aangemaakte knopen samen met de snijpunten van een T-knoop weergegeven.



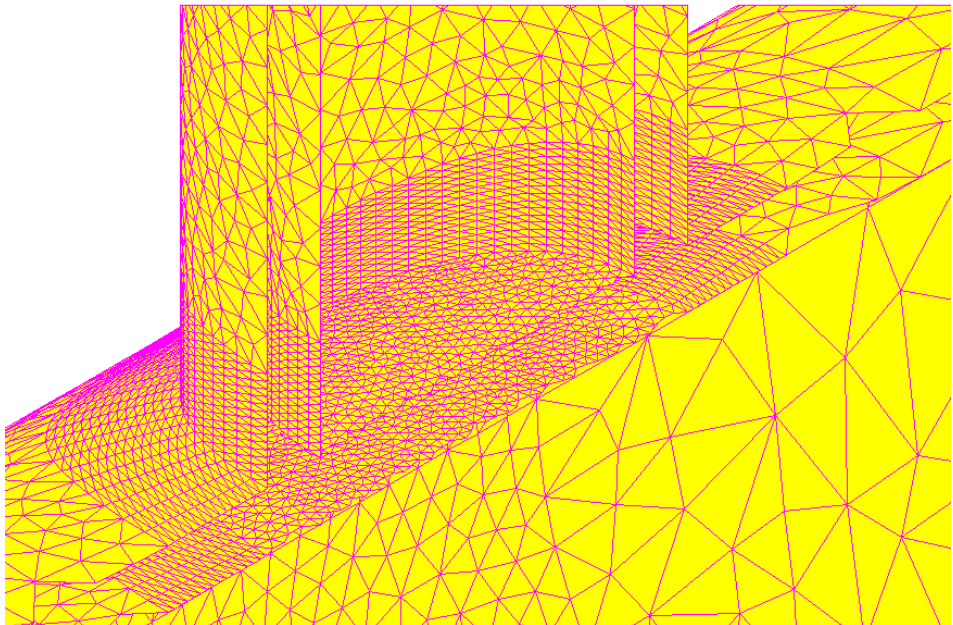
Figuur 4-3: Knopen op en nabij de intersectie van een T-knoop

Via lineaire interpolatie worden ook nog andere knopen verder weg van de buisverbinding bepaald op de primaire en secundaire buis. Deze knopen kunnen gebruikt worden om de nominale rekken en spanningen te berekenen. Ook deze knopen worden opgelegd aan de mesh. Alle gegenereerde knopen van een K-knoop worden weergegeven op figuur 4-4.



Figuur 4-4: Alle bepaalde knopen van een K-knoop

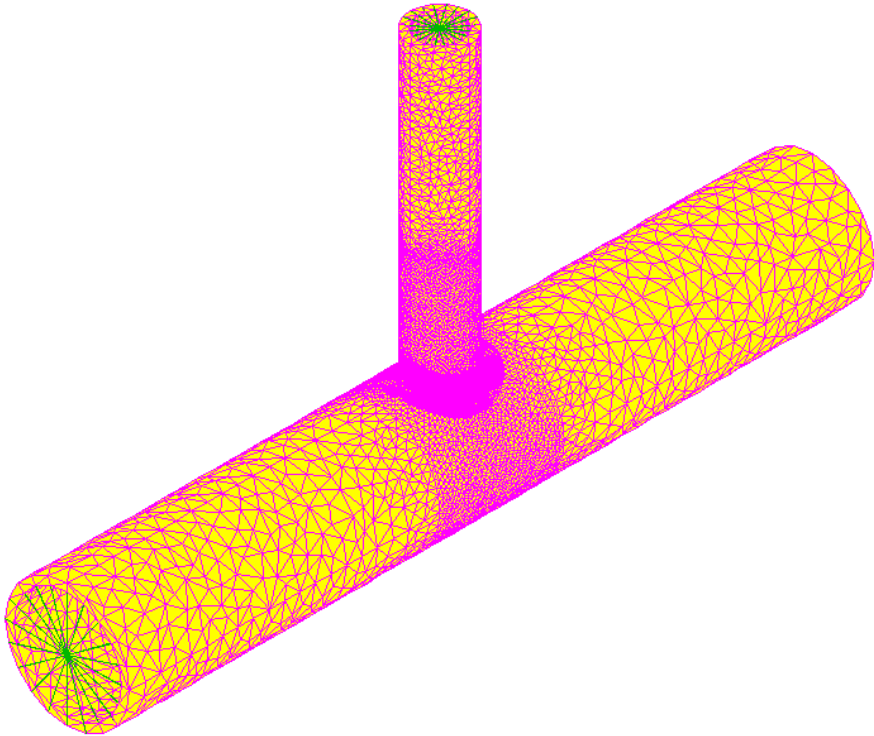
Met al deze knopen, kunnen cirkels, 3D-krommen en rechte lijnen gevormd worden die de randen van de buizen vormen. Tussen deze lijnen worden dan oppervlakken gedefinieerd die daarna automatisch gemesht worden met driehoeken. Alle lijnen en oppervlakken die gebruikt worden om het geheel te meshen zijn slechts hulpmiddelen en zijn niet fysiek aanwezig in het model. Alle aangemaakte knopen blijven wel fysiek aanwezig en worden opgenomen in de aangemaakte mesh. De oppervlakte mesh van de buitenschil van een T-knoop wordt weergegeven op figuur 4-5. Op deze figuur is duidelijk te zien dat de knopen nabij de buisverbinding ook geprojecteerd worden op het binnenoppervlak van de primaire buis, zodat een gelijkaardige mesh zoals op het buitenoppervlak bekomen wordt. Dit zorgt ervoor dat de volume mesh ook fijn genoeg zal zijn over de volledige dikte. Men kan ook zien dat de oppervlakte mesh van de primaire en secundaire buis perfect aansluiten, omdat de knopen op de snijlijnen tussen de primaire en secundaire buis gemeenschappelijk zijn. Het snijvlak tussen de secundaire en primaire buis wordt dus niet gemesht, omdat dit oppervlak niet behoort tot de buitenschil van de buisverbinding.



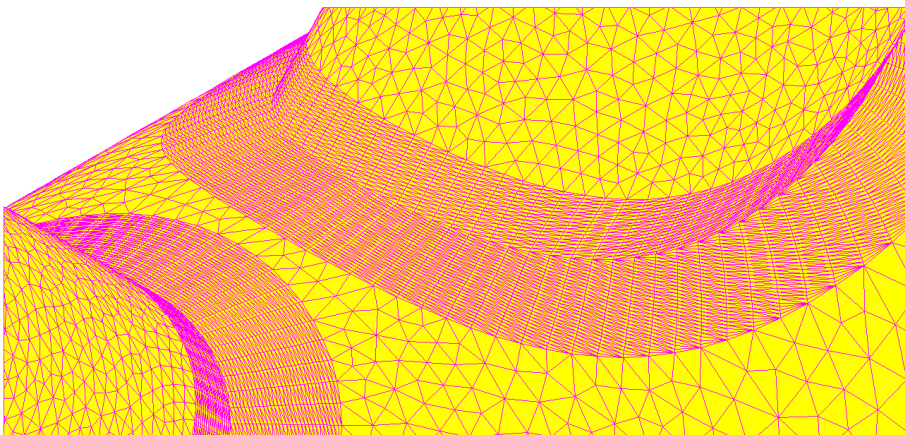
Figuur 4-5: Langsdoorsnede ($y = 0$) van T-knoop waarvan enkel de buitenschil gemesht is

Nu het volledige oppervlak van de buisverbinding gemesht is, kan de GHS3D methode [26] toegepast worden. De gemeshte oppervlakken, bestaande uit driehoeken, vormen een gesloten volume. De holle ruimte wordt via het

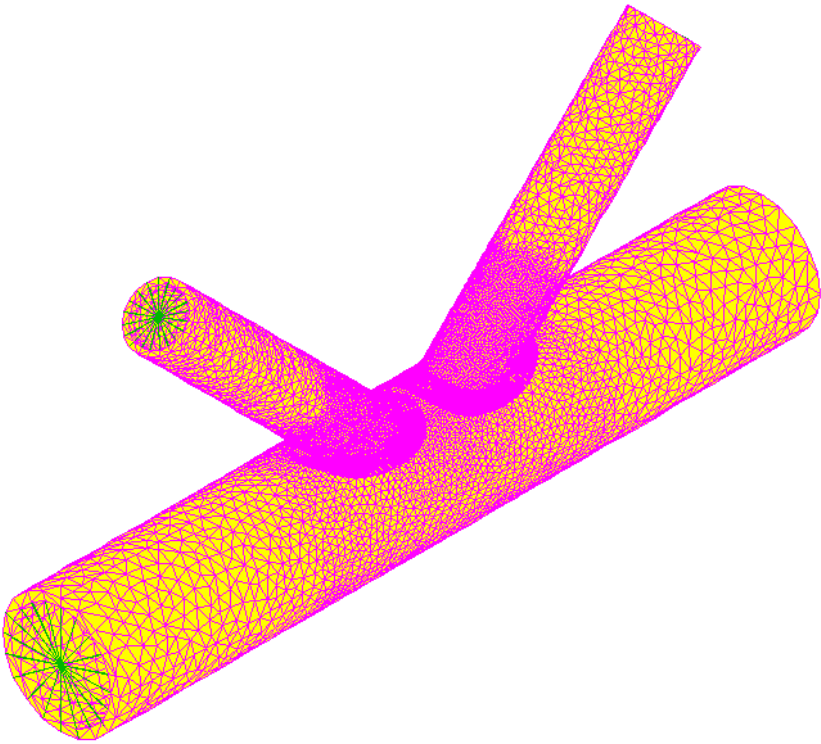
GHS3D algoritme [26] opgevuld met tetraëders. Daarna worden de oppervlakte meshen verwijderd. Het resultaat is een eindig elementenmodel bestaande uit tetraëders. Een voorbeeld van een T- en K-knoop wordt weergegeven op respectievelijk figuur 4-6 en 4-8. De opgelegde knopen dicht bij de las die nodig zijn voor hot spot methode worden getoond op figuur 4-7.



Figuur 4-6: Eindig elementenmodel van een T-knoop

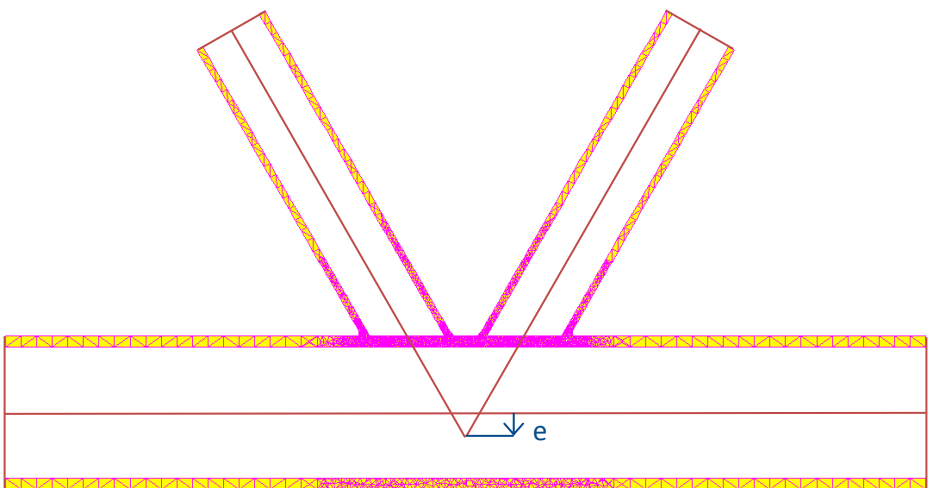


Figuur 4-7: Knopen nabij de snijlijn nodig voor de hot spot methode



Figuur 4-8: Eindig elementenmodel van een K-knoop

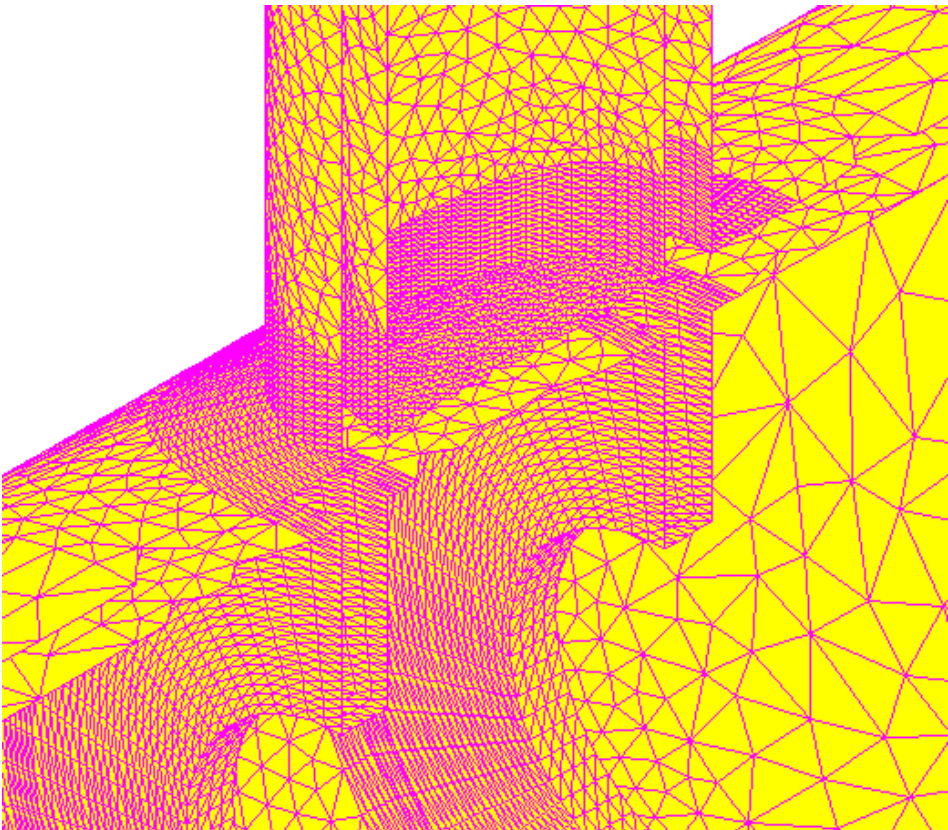
Alle andere soorten buisverbindingen worden op analoge manier bepaald door het aanpassen van parameters (zie paragraaf 4.8). Het is ook mogelijk om een buisverbinding met een bepaalde excentriciteit e te modelleren. Dit wordt geïllustreerd op figuur 4-9. Hierbij wordt e positief gerekend naar beneden.



Figuur 4-9: Eindig elementenmodel van een K-knoop met excentriciteit e

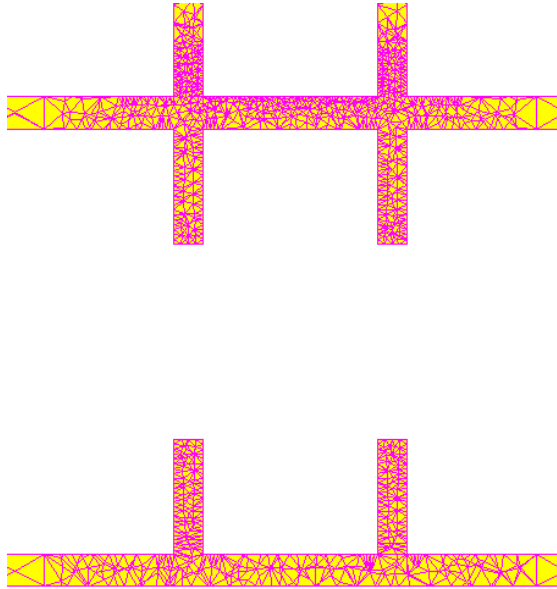
4.4. Modelleren van de diafragma's

De diafragma's worden op dezelfde manier gemodelleerd als de primaire buis (vergelijking 4-3). Per diafragma worden er knopen op vier cirkels bepaald. Beiden vlakken van een diafragma, elk begrensd door twee cirkels, worden dan gemesht met driehoeken. De buitenste twee cirkels vormen ook grenzen voor het binnenoppervlak van de primaire buis. Dit wordt geïllustreerd op figuur 4-10. Op die manier zal de mesh van het diafragma perfect aansluiten op de mesh van de primaire buis. Om het volledige volume te sluiten moet ook nog een kleine cilinder gemesht worden die de binnenwand van het diafragma vormt. De gemeshte buitenschil van een T-knoop met diafragma's wordt getoond op figuur 4-10. Nabij de snijlijn tussen het diafragma en de primaire buis is de mesh wat fijner gemaakt. De grootte van deze zone kan eenvoudig gewijzigd worden via parameters (zie paragraaf 4.8)



Figuur 4-10: Langse doorsnede ($y=0$) van de gemeshte buitenschil van een T-knoop met diafragma's

De diafragma's kunnen echter ook hellen onder een bepaalde hoek (zie paragraaf 6.1). Dit kan opnieuw eenvoudig bepaald worden via een coördinatentransformatie, namelijk een rotatie rond de y-as (zie vergelijking 4-6 en figuur 4-20). Een langsdoorsnede van de volume mesh van een T-knoop met twee interne diafragma's wordt getoond op figuur 4-11.



Figuur 4-11: Langse doorsnijing ($y=0$) van een T-knoop met twee diafragma's

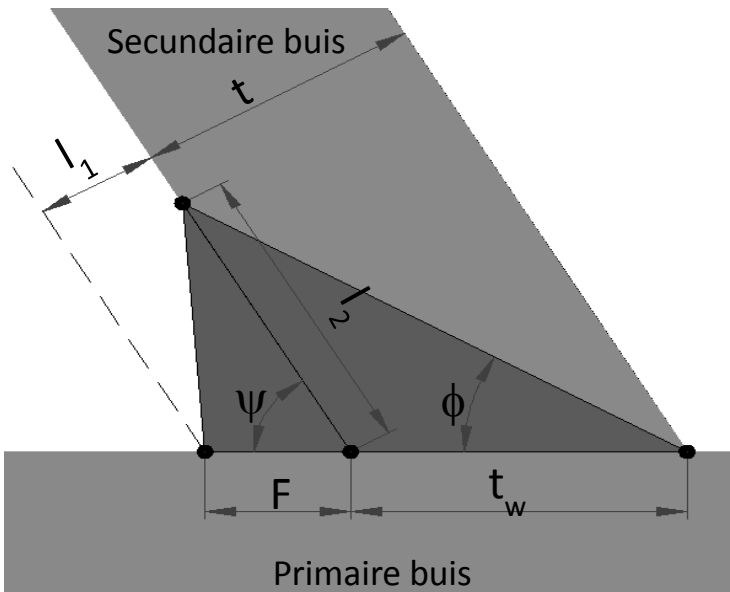
4.5. Modelleren van de las

Om spanningen te bekomen die zo dicht mogelijk aanleunen bij de werkelijkheid, moet de las van de buisverbinding ook gemodelleerd worden. Daarom zal voor elk EE-model een standaard las gemodelleerd worden. De secundaire buis wordt met een volledige doorlassing verbonden met de primaire buis. Voor het modelleren van deze las wordt gebruik gemaakt van de "Structural Welding Code - Steel" [27]. Deze standaard vermeldt aan welke eisen een bepaalde las moet voldoen. Vooral tabel 3.6 uit [27] met geometrische eisen wordt gebruikt om de las te definiëren. Deze geometrische eisen zijn afhankelijk van de hoek ψ (zie figuur 4-12), die in het vlak loodrecht op de snijlijn tussen de primaire en secundaire buis gemeten wordt. De oorsprong van de hoek wordt gevormd door het snijpunt tussen de primaire en secundaire buis in het beschouwde vlak en wordt begrensd door de raaklijn aan de primaire buis in het snijpunt en de lijn op de secundaire buis in het beschouwde vlak. Deze hoek wijzigt dus langsheen de volledige snijlijn.

De las wordt telkens berekend in een sectie waar een snijpunt tussen de secundaire en primaire buis berekend is. De las kan gemodelleerd worden via twee knopen, namelijk de lasteen op de primaire buis en die op de secundaire buis. De knopen van de las worden op dezelfde manier bepaald als de knopen voor de hot spot methode (zie figuur 4-2). Om de lasteen op de primaire buis te bepalen worden dus vergelijkingen 4-8 ($r = d/2 + l_1$) en 4-2 gebruikt. De lasteen op de secundaire buis wordt bepaald via vergelijking 4-8 waarbij de waarde van l_{snijpunt} verhoogd wordt met l_2 . De knopen tussen deze twee berekende lasknopen worden dan bepaald via lineaire interpolatie. Op deze manier wordt de las langsheen de volledige omtrek van buisverbinding gemodelleerd.

Praktisch gezien moeten dus twee lengtes berekend worden: de lengte langsheen de raaklijn van de primaire buis (l_1) en de lengte langsheen de secundaire buis (l_2). Deze lengtes zijn afhankelijk van de waarde van ψ . Hieronder wordt elke situatie apart besproken (zie figuren 4-12 tot 4-14):

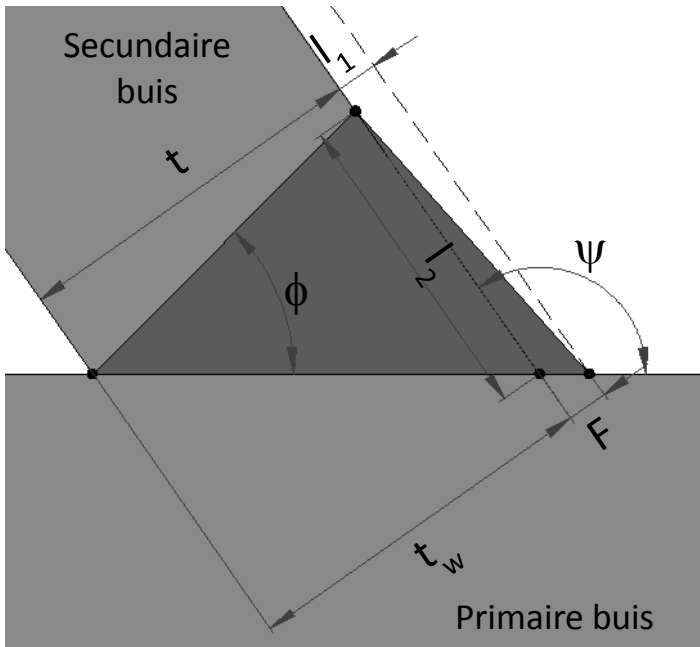
- $30^\circ \leq \psi < 75^\circ$ (figuur 4-12): $\phi = \psi/2$, $t_w = t/\sin(\psi)$ en $F = t/2$;
 → $l_1 = F \cdot \sin(\psi)$ en $l_2 = t \cdot (\tan(90-\psi+\phi) - \tan(90-\psi))$;



Figuur 4-12: Geometrie van de las voor ψ tussen 30° en 90°

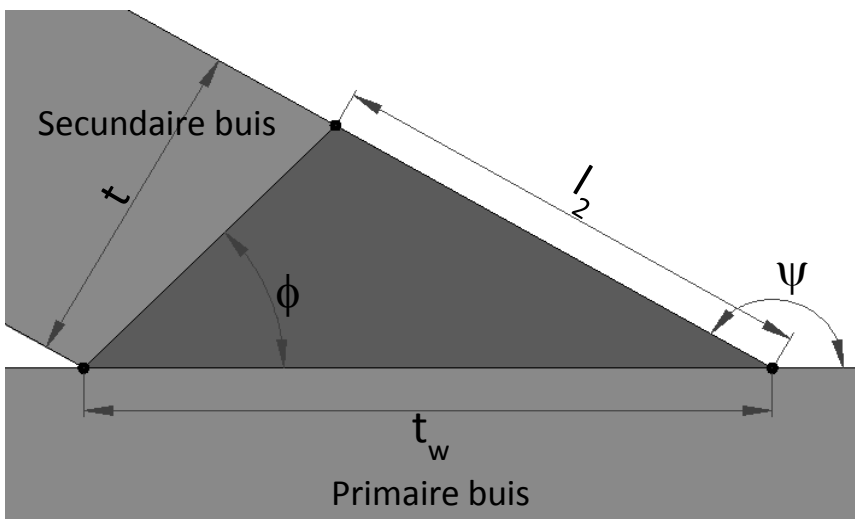
- $75^\circ \leq \psi < 90^\circ$ (figuur 4-12): $\phi = 40^\circ$, $t_w = t/\sin(\psi)$ en $F = t/2$;
 → $l_1 = F \cdot \sin(\psi)$ en $l_2 = t \cdot (\tan(90-\psi+\phi) - \tan(90-\psi))$;

- $90^\circ \leq \psi < 135^\circ$ (figuur 4-13): $\phi = 45^\circ$, $t_w = t$ en F varieert van 0 tot $t/2$ bij ψ van 135° tot 90° ;
 ➔ $l_1 = F$ en $l_2 = t \cdot (\tan(\psi - 90^\circ) + \tan(\phi - \psi + 90^\circ))$;



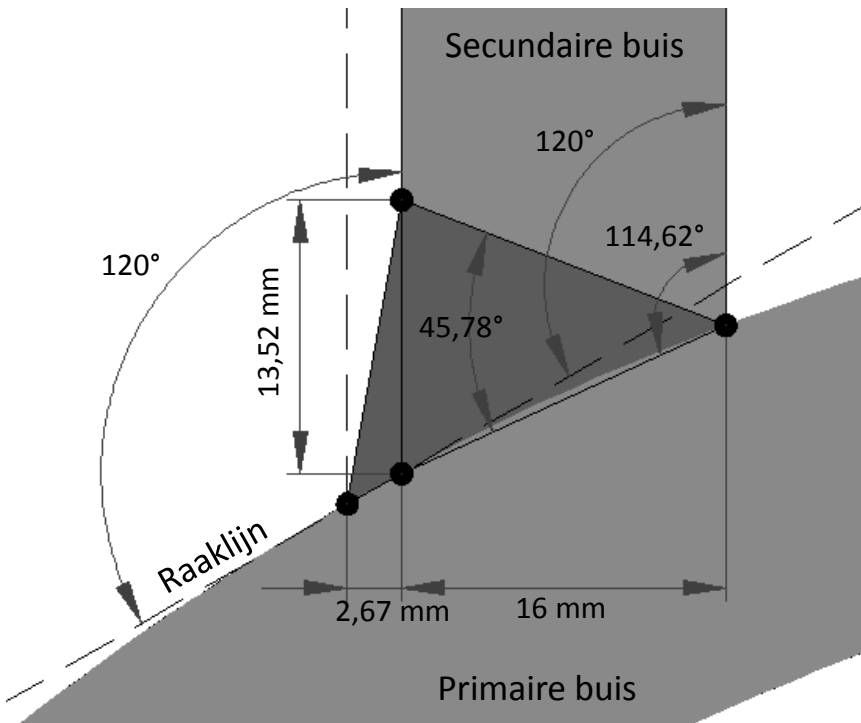
Figuur 4-13: Geometrie van de las voor ψ tussen 90° en 135°

- $135^\circ \leq \psi \leq 150^\circ$ (figuur 4-14): $\phi = 45^\circ$, $t_w = t$ en $F = 0$;
 ➔ $l_1 = 0$ en $l_2 = t \cdot (\tan(\psi - 90^\circ) - \tan(\psi - 90^\circ - \phi))$.



Figuur 4-14: Geometrie van de las voor ψ tussen 135° en 150°

Op al deze voorbeelden verloopt de raaklijn aan de primaire buis horizontaal. Dit is echter niet overal zo. Op figuur 4-15 wordt de geometrie van de las bepaald van een T-knoop (zie bijlage 11.3.1) bij ω gelijk aan 90° (zie vergelijking 4-8). Eerst moet de raaklijn aan de primaire buis in het snijpunt bepaald worden. De hoek ψ wordt dan gemeten tussen deze raaklijn en de secundaire buis en is gelijk aan 120° . De lasteek op de primaire buis wordt bepaald door $r = d/2 + F = 127/2 + 2,67 = 66,17$ mm in te vullen in vergelijking 4-8 en dan de onbekende l bepalen via vergelijking 4-2. De lasteek op de secundaire buis wordt ook bepaald via vergelijking 4-8 met $l = l_{\text{snijpunt}} + l_2 = l_{\text{snijpunt}} + t \cdot (\tan(\psi - 90) + \tan(\phi - \psi + 90)) = 117,43 + 13,52 = 130,95$ mm. De vergelijking van l_2 klopt echter niet volledig. Doordat het oppervlak van de primaire buis gebogen is, ligt het snijpunt van de binnenwand met de primaire buis niet op deze raaklijn. De hoek ϕ is dus niet gelijk aan de gekozen waarde van 45° , maar is iets groter zoals weergegeven op figuur 4-15. Het verschil is echter klein en deze waarde voldoet nog steeds aan de eisen van AWS [27].



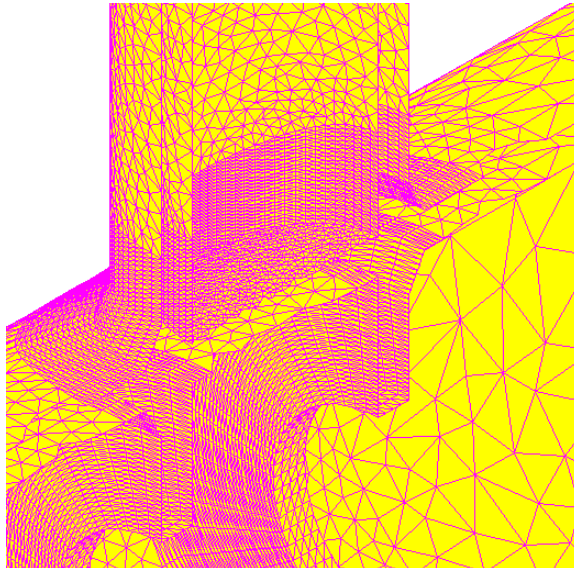
Figuur 4-15: Geometrie van de las voor ψ tussen 90° en 135°

Voor ψ -waarden groter dan 150° of kleiner dan 30° is de geometrie van de las iets complexer. Er werden echter geen buisverbindingen gemodelleerd met

deze waarden. Deze hoekwaarden kunnen voorkomen als θ groter is dan 60° en/of als β groter is dan 0,6 (aangenomen dat φ gelijk is aan 0°). Deze waarden zijn echter niet representatief voor buisverbindingen voor brugstructuren. Deze situaties moesten dus niet beschouwd worden bij de modellering van de las.

Door alle bepaalde knopen van de las kunnen twee 3D krommen getekend worden, één door de knopen van de lasteen op de primaire buis en één door de knopen van de lasteen op de secundaire buis. Tussen deze krommen kan een schaaloppervlak bepaald worden, dat daarna automatisch gemesht wordt met driehoeken.

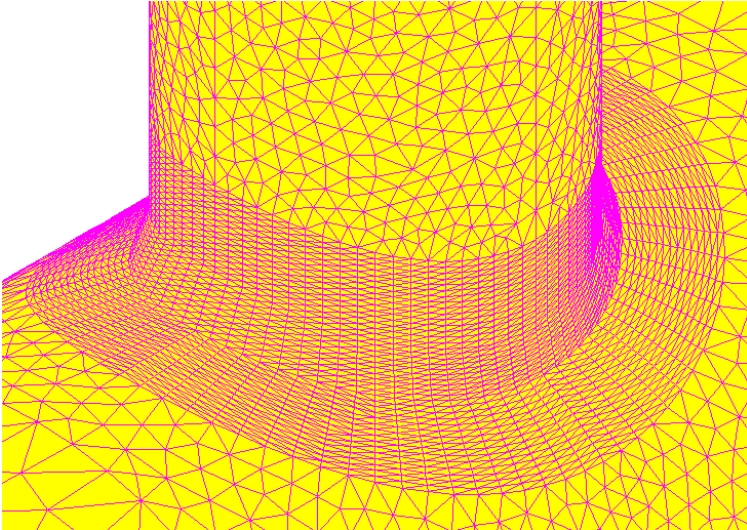
De diafragma's worden ook met een volledige doorlassing verbonden met de binnenwand van de primaire buis. Deze las wordt volledig analoog gemodelleerd. Het betreft dus ook een standaardlas bepaald via de eisen van AWS [27]. Op figuur 4-16 wordt een doorsnede getoond van alle gemeshte oppervlakten van een T-knoop met diafragmaverstijving. Op deze figuur zijn de lasverbindingen duidelijk zichtbaar.



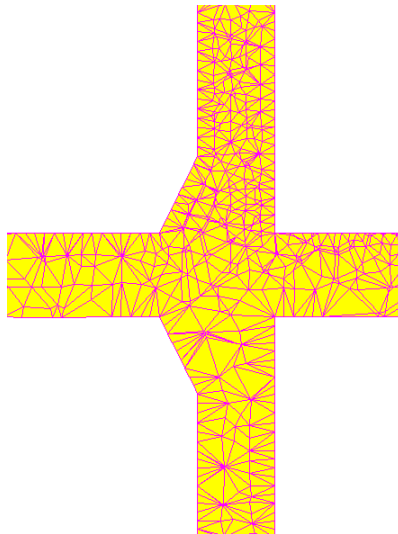
Figuur 4-16: Langse doorsnijing ($y=0$) van de gemeshte buitenschil van een T-knoop met diafragma's

De las en het basismateriaal worden als één geheel beschouwd. Er zijn geen aparte laselementen. Het lasmateriaal wordt dus gelijk verondersteld aan gewoon constructiestaal S355. Dit is een goede aanname want dit zijn

volledige doorlassingen, waarbij er bij productie gestreefd wordt naar een verbinding van gelijke sterkte als het basismateriaal. Het gesloten volume begrensd door alle oppervlakte meshen wordt ten slotte met het GHS3D algoritme opgevuld. De gemodelleerde lassen van een T-knoop met diafragmaverstijving worden weergegeven op figuren 4-17 en 4-18.



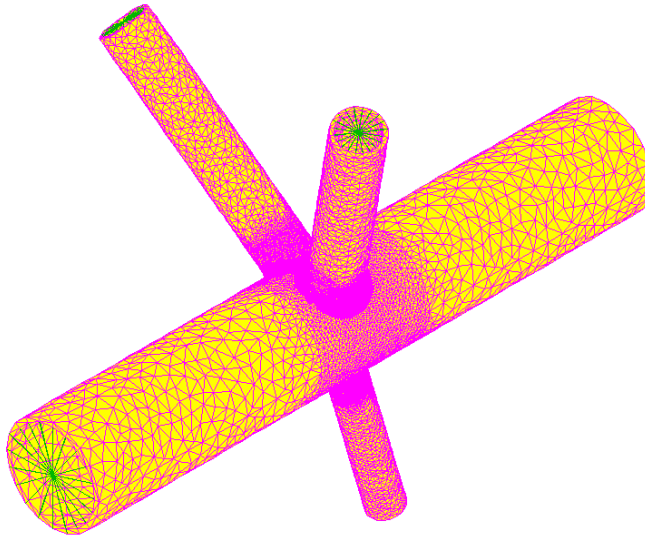
Figuur 4-17: Gemodelleerde las en de opgelegde knopen gebruikt voor de hot spot methode (T-knoop)



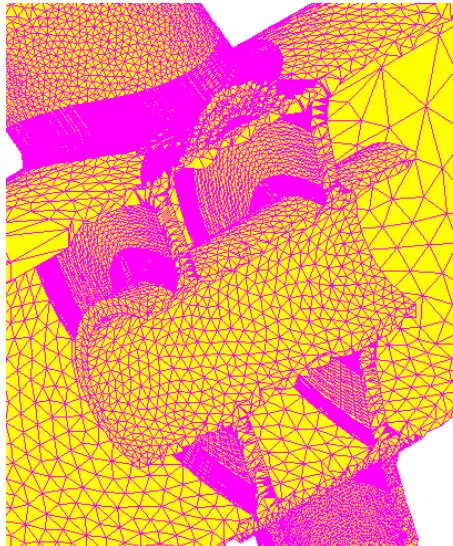
Figuur 4-18: Langse doorsnijing ($y=0$) van de gemodelleerde lassen

Figuren 4-19 en 4-20 tonen het gegenereerde EE-model van knoop ALK09 van de Woluwelaanbrug (zie paragraaf 6.2). De kleine buis wordt op dezelfde

manier als de primaire buis gemodelleerd. De diafragma's en de kleine buis zijn ook verbonden met een volledige doorlassing.



Figuur 4-19: EE-model van knoop ALK09 van de Woluwelaanbrug



Figuur 4-20: Langse doorsnijing ($y=0$) van het EE-model van knoop ALK09

Indien nodig kan de las ook met aangepaste afmetingen gedefinieerd worden. De berekeningswijze verschilt in de manier waarop de twee lengtes l_1 en l_2 berekend worden. De wijze van modelleren blijft altijd hetzelfde.

4.6. Belastingen en randvoorwaarden

De knopen op elk buisuiteinde worden star verbonden met de overeenstemmende eindknoop op de aslijn van de buis. Aan elke eindknoop kan dan een randvoorwaarde (roloplegging, vaste oplegging of volledige inklemming) toegekend worden.

De belastingen (N_x , V_y , V_z , M_x , M_y en M_z) op de buisverbinding worden ook geplaatst op deze eindknopen. Elke eindknoop heeft een lokaal assenstelsel, zodat de randvoorwaarden en belastingen parallel met of loodrecht op de as van de buis staan.

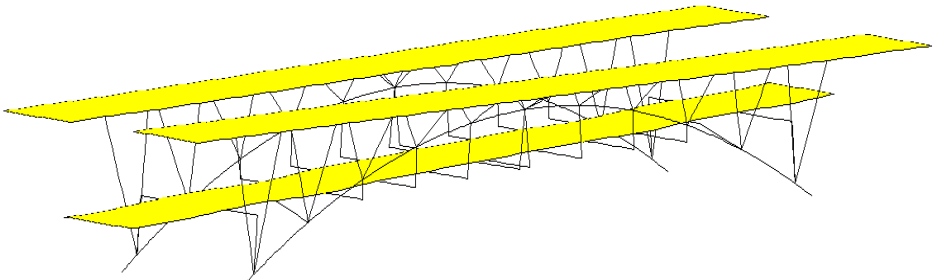
Het eigengewicht van de buisverbinding wordt niet in rekening gebracht. Voor vermoeiingsberekeningen zijn enkel de variabele belastingen belangrijk. De vaste belastingen waaronder het eigengewicht moeten dus niet aangebracht worden op de gemodelleerde buisverbinding.

4.7. Draadmodel

Naast 3D modellen van de buisverbindingen worden er ook draadmodellen opgebouwd van verschillende brugstructuren. Als voorbeeld wordt de Woluwelaanbrug gemodelleerd. Hiervoor worden de stalen buizen vervangen door lijnelementen en wordt het betonnen brugdek vervangen door 2D elementen. Het vlak van het brugdek wordt ook automatisch gemesh met driehoeken. Aan deze 2D elementen wordt dan het materiaal beton en een dikte toegekend. Een voorbeeld van een gegenereerd draadmodel wordt weergegeven op figuur 4-21.

Op de brugdekken kunnen verschillende belastingen geplaatst worden. Aangezien het brugdek ver verwijderd is van de buisverbindingen, wordt ervoor gekozen om enkel maar te werken met puntlasten op het brugdek in plaats van oppervlaktelasten. Oppervlaktelasten zijn moeilijker te definiëren omdat de mesh van het brugdek nooit hetzelfde is en omdat de nummers van elementen niet gekend zijn. Er zijn meerdere opties voorzien om reële belastingen aan te brengen op het brugdek. Deze belastingen worden dan omgezet in een aantal puntlasten zodat de werkelijke belasting zo goed mogelijk benaderd wordt.

- Puntlast op een bepaalde knoop op de buizen of op het brugdek. De positie van deze knoop op het brugdek kan eenvoudig ingevoerd worden en is vrij te plaatsen.
- Stilstaande vrachtwagens op het brugdek: Meerdere vrachtwagens naast of achter elkaar met verschillende asconfiguraties en/of aslasten kunnen op het brugdek aangebracht worden. Zowel de positie als de tussenafstand kan vrij gedefinieerd worden.
- Stilstaande trein op het brugdek: Op elk brugdek kan er een trein geplaatst worden. Hiervoor worden de standaard treinen uit Eurocode 1 [28] gebruikt. De positie kan vrij gekozen worden.
- Rijdende vrachtwagen of trein op het brugdek: Voor dit belastingsgeval worden er meerdere belastingscombinaties na elkaar uitgerekend. De vrachtwagen of trein wordt telkens over een bepaalde afstand verschoven. Als de bekomen spanningen van al deze belastingscombinaties na elkaar uitgezet worden in een grafiek dan bekomt men een continu spanningsverloop.



Figuur 4-21: Draadmodel van de Woluwelaanbrug

De belastingen van de vrachtwagens komen rechtstreeks op het betonnen brugdek en moeten dus niet meer uitgespreid worden. De aslasten van de treinen worden echter uitgespreid door de sporen, de dwarsbalken en de ballast. Met deze spreiding wordt rekening gehouden zoals beschreven in Eurocode 1 [28]. De oppervlaktelasten worden vervangen door meerdere puntlasten. Omdat het brugdek ver verwijderd is van de buisverbindingen is dit een goede benadering. Dit laatste is bevestigd door enkele vergelijkende berekeningen die uitgevoerd werden tijdens het onderzoek. De eisen van Eurocode 1 [28] worden hieronder samengevat:

- De aslast wordt verdeeld over de 3 dichtstbijzijnde dwarsbalken door de treinsporen. De verste twee dwarsbalken worden belast met 25%

van de aslast. De middelste dwarsbalk wordt belast met 50% van aslast. De tussenafstand tussen de dwarsbalken is gelijk aan 60 cm.

- De belasting wordt dan gelijkmatig verdeeld over het volledige oppervlak van de dwarsligger. De afmetingen van de gekozen betonnen dwarsligger worden weergegeven in tabel 4-1.

Tabel 4-1: Afmetingen betonnen dwarsligger

| | |
|----------------|---------|
| Lengte | 2500 mm |
| Breedte | 285 mm |
| Hoogte | 230 mm |

- Deze gespreide belasting op de dwarsbalk wordt dan eens verder gelijkmatig uitgespreid door de ballast. De uitspreiding in de langszin en dwarszin doorheen de belast gebeurt onder een helling van 4:1.

Uiteindelijk bekomt men een patroon van verschillende oppervlaktelasten, dat daarna vereenvoudigd wordt naar meerdere puntlasten. Het proces om alle aslasten van de trein om te zetten naar puntlasten gebeurt volledig automatisch via Visual Basic (zie paragraaf 4.8).

Ten slotte moeten de treinlasten nog vermenigvuldigd worden met een dynamische vergrotingsfactor φ zoals beschreven in Eurocode 1 – Annex D [28].

$$\varphi = 1 + \frac{(\varphi' + \frac{\varphi''}{2})}{2} \quad (4-9)$$

Met:

- $\varphi' = \frac{K}{1-K+K^4}$
- $\varphi'' = 0,56 \cdot e^{-\frac{L^2}{100}}$
- $K = \frac{v}{160}$ voor $L \leq 20$ m en $K = \frac{v}{47,16 \cdot L^{0,408}}$ voor $L > 20$ m;
- v = maximale toegelaten snelheid van de trein [m/s];
- L = de bepalende lengte L_{Φ} [m] (zie tabel 6.2 in [28]).

4.8. Visual Basic en Excel

Het genereren van een EE-model moet volledig handmatig gebeuren. Het voordeel hiervan is dat men alles zelf onder controle heeft. Het nadeel is dat dit veel werk en tijd vergt om telkens een nieuw model aan te maken of te wijzigen. Daarom werd er voor dit proefschrift een soort “programma” gemaakt in Excel. De code werd volledig geprogrammeerd in Visual Basic. Eerst worden alle gegevens en parameters ingevoerd in Excel. Daarna worden deze gegevens via Visual Basic omgezet in een codetaal die kan ingelezen worden door de EE-software. Met dit Excel programma kunnen verschillende soorten buisverbindingen eenvoudig gemodelleerd worden. Alle dimensies van de gelaste buisverbinding kunnen eenvoudig aangepast worden via parameters. Ook het aantal aangemaakte knopen en dus de dichtheid van de mesh kan volledig aangepast worden. Daarnaast kan ook de geometrie van een brugstructuur ingegeven worden. Dit kan gebruikt worden om een draadmodel aan te maken of om automatisch een 3D EE-model te generen van een gekozen buisverbinding in de structuur, zonder dat men zelf alle hoeken en afmetingen van de buizen handmatig moet berekenen. Ten slotte kan het programma automatisch verschillende belastinggevallen aanmaken en juist positioneren op het model. Op deze manier kunnen snel alle aparte belastinggevallen van een rijdende trein gegenereerd worden.

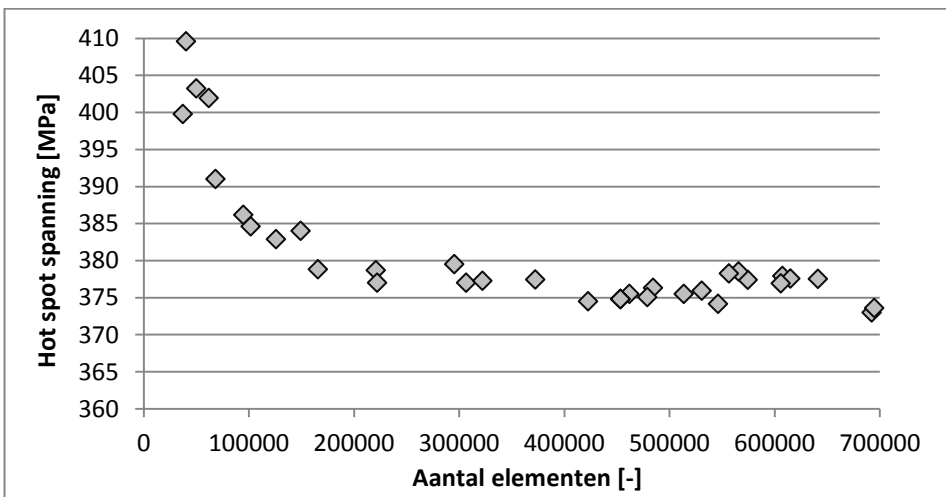
De naverwerking gebeurt ook volledig automatisch in een Excel file met Visual Basic code. De gegevens van de invoer worden terug ingelezen via tekstbestanden die gegenereerd werden samen met de inputfile. Tevens worden ook de berekende spanningen ingelezen, die automatisch uitgeschreven worden door de EE-software. Daarna kunnen alle hot spot spanningen van alle lassen berekend en weergegeven worden in Excel. Daarnaast kunnen ook alle SCF's van een gelaste buisverbinding automatisch bepaald worden via dit programma. Deze waarden kunnen dan via de berekende krachten van een draadmodel omgezet worden in hot spot spanningen. In hoofdstuk 5 wordt uitgebreid uitgelegd hoe deze SCF's bepaald en gebruikt worden.

4.9. Convergentietest

Bij het gebruik van een eindig elementenmodel kan het aantal gegenereerde elementen een grote invloed hebben op de bekomen resultaten. Zo kan een

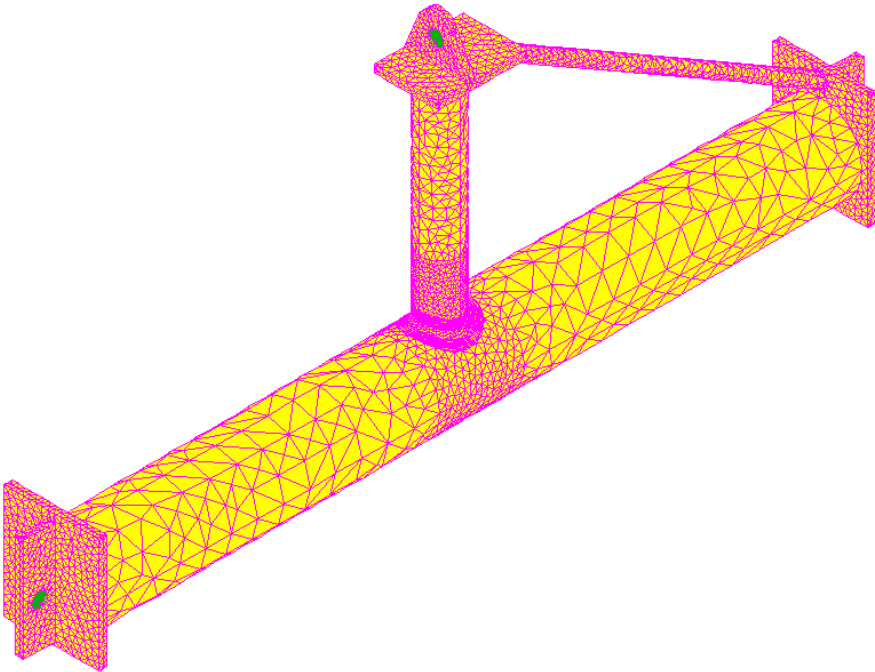
buisverbinding met een klein aantal elementen heel andere spanningen opleveren dan dezelfde buisverbinding met heel veel elementen. Hoe meer elementen, hoe nauwkeuriger de spanningen zijn, maar het nadeel is dat de rekentijd daarmee heel snel toeneemt. Er moet dus een goed afgewogen keuze gemaakt worden. Vanaf een bepaald aantal elementen zullen de spanningen ook niet meer significant wijzigen. Vooral de spanningen dicht bij de las moeten bepaald worden, dus worden er automatisch veel elementen rondom deze las gegenereerd. Verder weg van de las kan het aantal elementen verlaagd worden. De buizen moeten ook een bepaalde lengte hebben, zodat de randvoorwaarden en de aangrijpende belastingen op de uiteinden geen invloed hebben op de spanningen dicht bij de las. Hierbij wordt er gekozen voor een minimum lengte gelijk aan $6 \cdot D$ voor de primaire buis en $D/2 + 5 \cdot d$ voor de secundaire buis [18] (zie ook paragraaf 5.3.3).

Als eerste voorbeeld wordt er een convergentietest uitgevoerd op het EE-model van proefstuk 1 (zie hoofdstuk 8 en bijlage 11.3.1). De randvoorwaarden van de primaire buis zijn vaste scharnierverbindingen en het uiteinde van de secundaire buis wordt belast met een verticale trekkracht gelijk aan 165 kN. Er wordt gestart met een EE-model dat bestaat uit weinig 3D elementen. Daarna wordt telkens het aantal elementen verhoogd totdat de spanningen bijna niet meer wijzigen. Hierbij wordt ook de rekentijd geregistreerd, want die moet ook aanvaardbaar blijven. In figuur 4-22 wordt de maximale hot spot spanning en het bijbehorend aantal elementen van elk EE-model weergegeven.

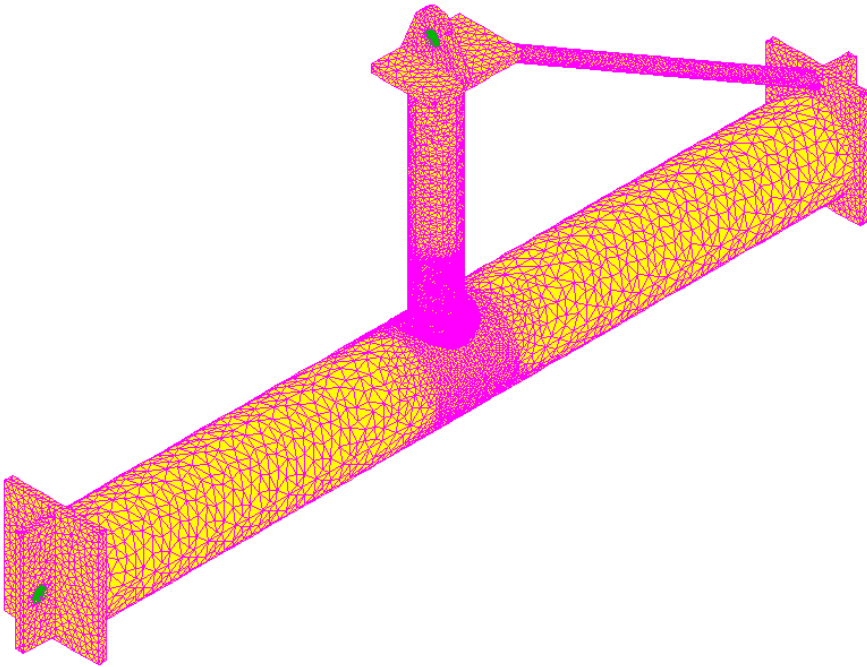


Figuur 4-22: Maximale hot spot spanning in functie van het aantal volume elementen van alle berekenende EE-modellen

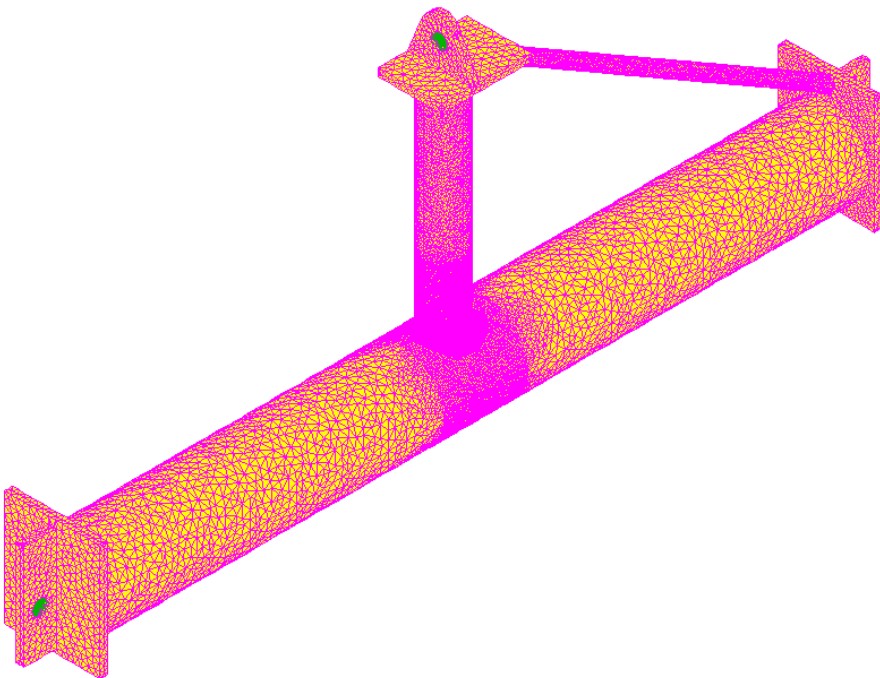
Op deze grafiek kan men zien dat ongeveer vanaf 200000 elementen de maximale hot spot spanning ongeveer constant blijft. De rekestijd varieert van 23 seconden (37368 elementen) tot 4239 seconden (694849 elementen). Bij het model met 221040 elementen duurt het 349 seconden om het model uit te rekenen. Deze rekestijd is zeker aanvaardbaar. Dit laatste model bevat 60 elementen verdeeld over de omtrek van de secundaire buis. De afstand tussen de knopen in de extrapolatiezone is gelijk aan 1,2 mm. EE-modellen met meer dan 700000 elementen vergen een te grote rekencapaciteit en konden dus niet uitgerekend worden. Naast de rekestijd, moet dus ook rekening gehouden worden met de rekencapaciteit van de computer. Op een bepaald moment is de rekenkracht niet meer toereikend en wordt het model te complex om uit te rekenen. Op figuren 4-23 tot 4-25 worden de EE-modellen met respectievelijk 37368, 221040 en 692538 elementen weergegeven.



Figuur 4-23: Eindig elementenmodel van proefstuk 1 met 37368 elementen

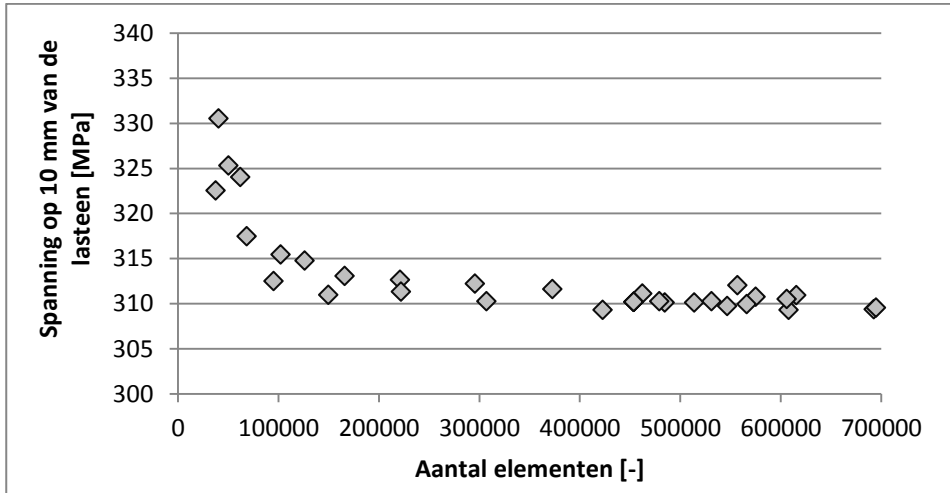


Figuur 4-24: Eindig elementenmodel van proefstuk 1 met 221040 elementen



Figuur 4-25: Eindig elementenmodel van proefstuk 1 met 692538 elementen

De hot spot spanning is natuurlijk afhankelijk van alle spanningswaarden in de extrapolatiezone. Een kleine wijziging in die spanningswaarden kan een groter verschil in hot spot spanning tot gevolg hebben. Daarom wordt op de volgende grafiek (figuur 4-26) de berekende spanning op een afstand van 10 mm van de lasteen (waar de grootste hot spot spanning berekend werd) op de primaire buis weergegeven.

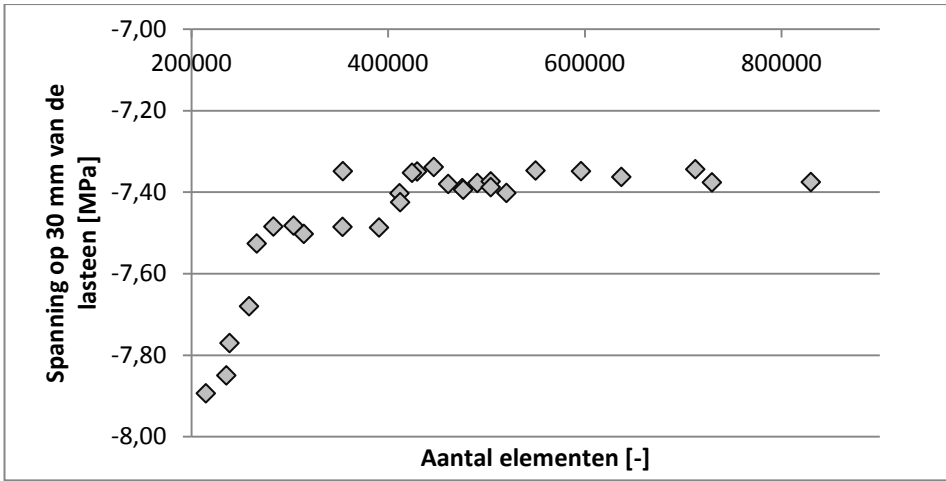


Figuur 4-26: Spanning op 10 mm van de las in functie van het aantal elementen

Deze grafiek convergeert iets duidelijker dan figuur 4-22. Opnieuw vanaf 200000 elementen wijzigt de spanning niet meer significant. Uit deze twee grafieken kan men besluiten dat de spanningen redelijk snel convergeren. Vanaf 200000 elementen wijzigt de spanning bijna niet meer en kan men stellen dat de resultaten onafhankelijk zijn van de mesh.

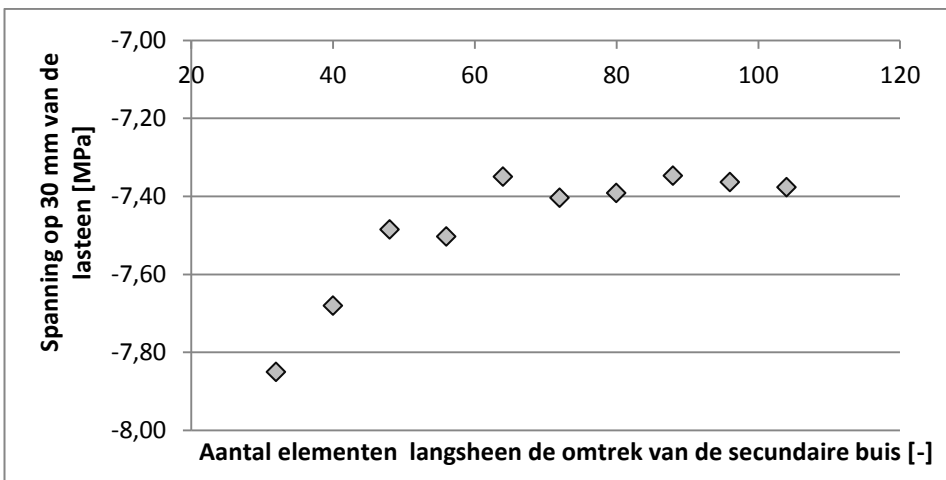
Als tweede voorbeeld wordt een convergentietest uitgevoerd op knoop ALK09 van de Woluwelaanbrug. Deze structuur wordt uitgebreid beschreven in hoofdstuk 6. De primaire buis wordt aan beide zijden ingeklemd en elke secundaire buis wordt belast met $N_x = V_y = V_z = 10 \text{ kN}$ en $M_x = M_y = M_z = 1 \cdot 10^7 \text{ Nmm}$. Deze buisverbinding is al veel complexer en bestaat uit drie secundaire buizen die toekomen op een primaire buis. Het EE-model zal dus bestaan uit veel meer elementen en de rekentijd zal dus ook hoger oplopen. Op figuur 4-27 wordt de berekende spanning op 30 mm van de lasteen (waar de grootste hot spot spanning bepaald werd) weergegeven in functie van het totaal aantal elementen. Dit keer convergeert de spanning vanaf ongeveer 400000 elementen. Het model met 411820 elementen heeft een rekentijd van 889

seconden. De omtrek van de secundaire buis is verdeeld in 72 elementen en de afstand tussen de knopen dichtbij en op de las is gelijk aan 2 mm.



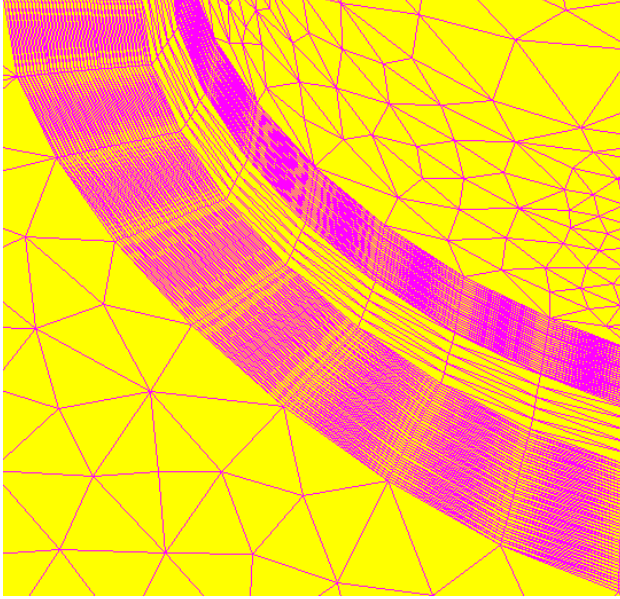
Figuur 4-27: Spanning op 30 mm van de lasteen in functie van het aantal elementen

Op de volgende grafieken wordt de invloed van één bepaalde parameter op de berekende spanning bestudeerd. Op figuur 4-28 wordt de spanning in functie van het aantal elementen gelijk verdeeld over de omtrek van de secundaire buis weergegeven. Bij deze EE-modellen worden alle parameters van de mesh constant gehouden en wordt enkel het aantal elementen verdeeld over de omtrek van de secundaire buis telkens verhoogd. De afstand tussen de knopen dicht bij de las blijft gelijk aan 2 mm.

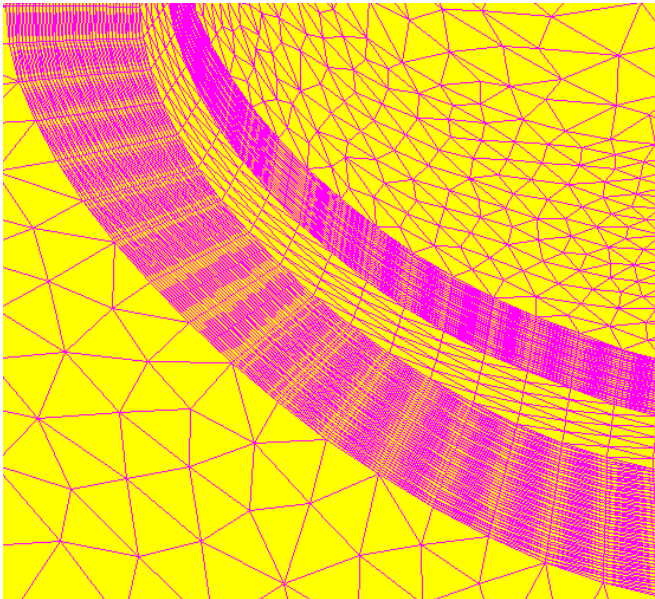


Figuur 4-28: Spanning op 30 mm van de las in functie van het aantal elementen langs de omtrek van de secundaire buis

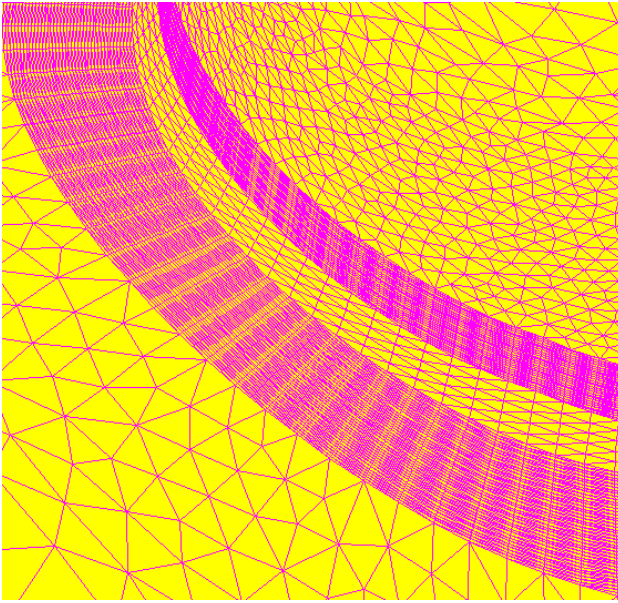
Vanaf 64 elementen is de bepaalde spanningswaarde zo goed als constant. Op figuren 4-29 tot 4-31 worden de EE-modellen met respectievelijk 32, 64 en 96 elementen langsheen de snijlijn tussen de primaire en secundaire buis weergegeven.



Figuur 4-29: Eindig elementenmodel van knoop ALK09 met 32 elementen langsheen de snijlijn

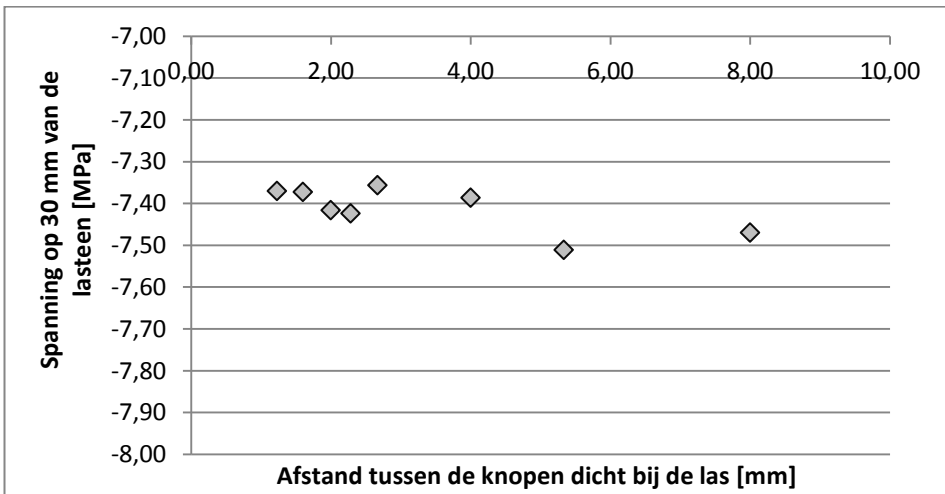


Figuur 4-30: Eindig elementenmodel van knoop ALK09 met 64 elementen langsheen de snijlijn



Figuur 4-31: Eindig elementenmodel van knoop ALK09 met 96 elementen langsheen de snijlijn

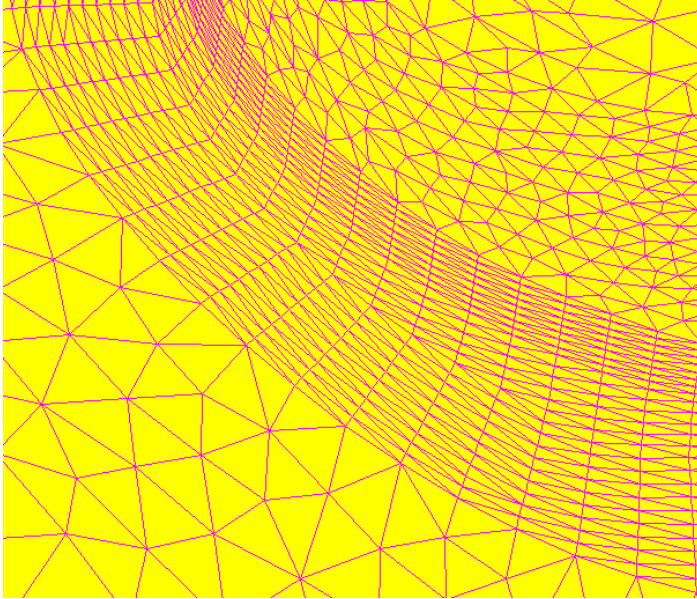
Op figuur 4-32 wordt telkens de afstand tussen de knopen dicht bij de las verkleind. Het aantal elementen langsheen de snijlijn wordt gelijk genomen aan 64.



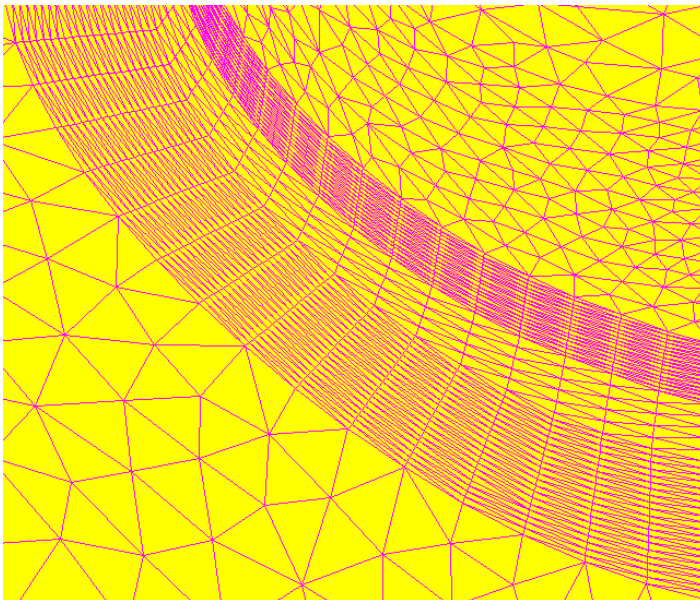
Figuur 4-32: Spanning op 30 mm van de las in functie van de afstand tussen de knopen dicht bij de las

Alle punten op figuur 4-32 liggen ongeveer op dezelfde horizontale lijn. Dit komt omdat het aantal elementen langsheen de omtrek van de secundaire

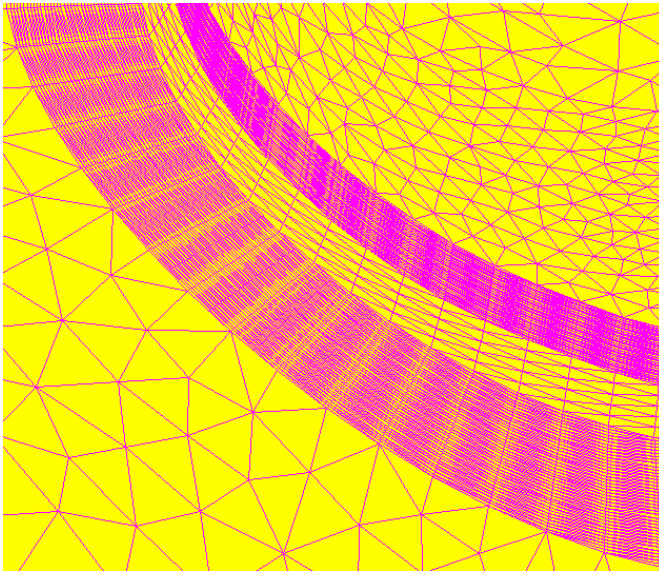
buis al redelijk hoog is. Uit deze resultaten blijkt dat de bepaalde spanning het meest nauwkeurig is bij een afstand tussen 1 en 4 mm. Op figuren 4-33 tot 4-35 worden de EE-modellen met een tussenafstand tussen de knopen dicht bij de las gelijk aan respectievelijk 8, 4 en 2 mm weergegeven.



Figuur 4-33: Eindig elementenmodel van knoop ALK09 met 8 mm tussen de knopen dicht bij de las



Figuur 4-34: Eindig elementenmodel van knoop ALK09 met 4 mm tussen de knopen dicht bij de las



Figuur 4-35: Eindig elementenmodel van knoop ALK09 met 2 mm tussen de knopen dicht bij de las

Om de invloed van de afstand tussen de knopen op de spanningen beter te testen zou een EE-model met minder elementen langsheen de secundaire buis moeten gegenereerd worden. Dit kan echter moeilijk uitgevoerd worden, omdat er dan problemen met de mesh ontstaan. Er kan geen goede mesh gegenereerd worden als de lengtes van de zijden van de elementen te sterk verschillen. Er moet gestreefd worden naar elementen met gelijke zijden.

Het aantal knopen in de extrapolatiezone en het aantal elementen op de snijlijn hebben de meeste invloed op de berekende spanningen. 60 tot 100 elementen gelijk verdeeld over de volledige snijlijn lijkt aangeraden. Bij meer dan 100 elementen duurt het veel langer om het model uit te rekenen en is de kans groot dat de benodigde rekencapaciteit te groot is. De aangeraden afstand tussen de knopen in de extrapolatiezone varieert tussen de 1 en 4 mm. Deze afstand tussen de knopen wordt dan ook gebruikt voor de lasverbinding, want deze moet ook fijn genoeg gemesht worden. Een afstand kleiner dan 1 mm levert meestal problemen op bij het meshen. Deze aanbevelingen worden toegepast op elk EE-model gebruikt in dit onderzoek. De exacte keuze van elke parameter is afhankelijk van de beschouwde buisverbinding. Bij elk EE-model moet een weloverwogen keuze gemaakt worden van alle parameters zodat een goede mesh bekomen wordt. Meerdere convergentietesten op de gebruikte EE-modellen hebben aangetoond dat de berekende spanningen bijna volledig onafhankelijk zijn van de gekozen mesh.

5. Alternatieve methode voor het bepalen van de SCF's

5.1. Inleiding

Wanneer een gelaste buisverbinding ontworpen wordt, dan is het heel belangrijk om de vermoeiingsleeftijd te bepalen. Om deze te bepalen is het aangeraden om de hot spot methode te gebruiken. Het zou immers heel veel rekentijd vergen als de spanningen van een 3D EE-model moeten berekend worden voor veel verschillende belastingen/belastingstappen. Uiteindelijk worden de EE-modellen lineair elastisch uitgerekend, dus is er een lineair verband tussen de belastingen en de spanningen. Als alle hot spot spanningen

veroorzaakt door elke basisbelasting apart berekend worden, dan kunnen de hot spot spanningen ten gevolge van gelijk welke belastingscombinatie bepaald worden via lineaire combinatie. De parameters die hiervoor gebruikt worden zijn de spanningsconcentratiefactoren, afgekort SCF's. Deze factor is de verhouding van de hot spot spanning tot de nominale spanning beide veroorzaakt door een bepaalde basiskracht ($N_x, V_y, V_z, M_x, M_y, M_z$). Iedere buisverbinding heeft een verzameling SCF's waarmee de hot spot spanningen ten gevolge van een bepaalde belastingscombinatie kunnen berekend worden. Elke SCF bepaalt hoe groot de hot spot spanning is die de overeenkomstige basiskracht veroorzaakt. Al deze berekende hot spot spanningen worden dan opgeteld om zo de totale hot spot spanning ten gevolge van een willekeurige belastingscombinatie (verzameling van allemaal basiskrachten) te verkrijgen. In de literatuur bestaan er verschillende methoden om deze verzameling SCF's van een bepaalde buisverbinding te bepalen. In dit hoofdstuk worden verschillende methoden besproken en zal er een alternatieve methode voorgesteld worden [29]. Het bleek nodig om deze methode te ontwikkelen, aangezien de huidige methoden veel rekenwerk vergen of enkel maar toepasbaar zijn op K-knopen. Moderne tubulaire bruggen maken gebruik van complexe, multi-planaire buisverbindingen die een aangepaste methode vergen.

5.2. Hot spot methode

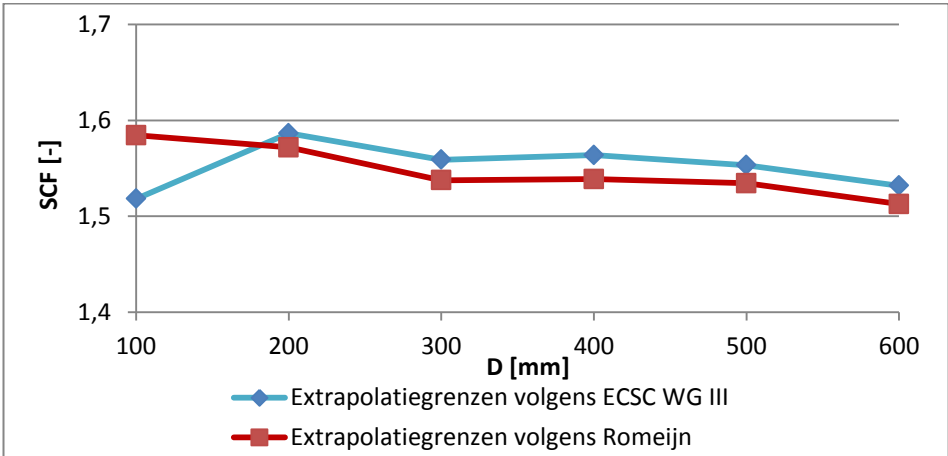
De werkwijze van de hot spot methode werd reeds beschreven in paragraaf 2.6. Hieronder worden enkele stappen van de hot spot methode meer in detail besproken.

5.2.1. Grenzen extrapolatiezone

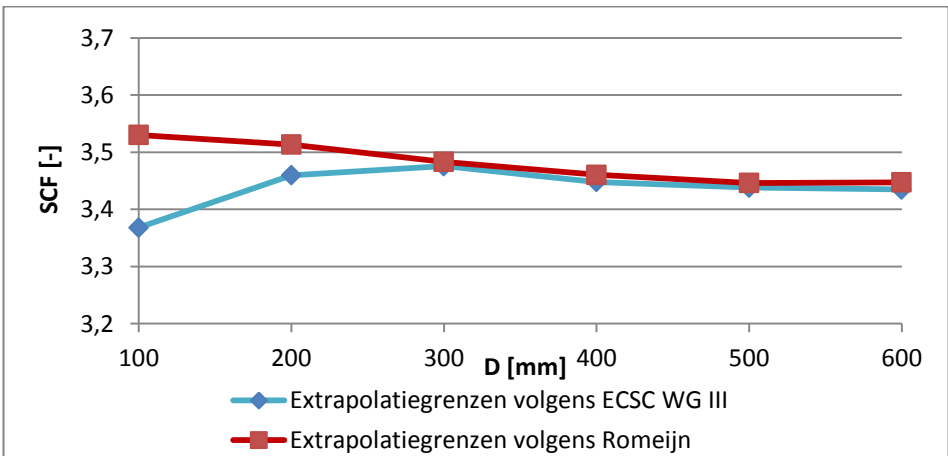
In paragraaf 2.6.2 werden twee mogelijke tabellen gegeven voor het berekenen van de extrapolatiegrenzen, namelijk volgens ECSC WG III (tabel 2-3) en volgens Romeijn (tabel 2-4). Romeijn [10] heeft aangetoond dat de extrapolatiegrenzen van ECSC WG III enkel aangeraden zijn voor buisverbindingen met $D > 400$ mm en $\gamma > 12$. Dit om de mogelijk grote invloed van de extrapolatiezone op de SCF's te vermijden. De waarde van γ is meestal echter kleiner dan 12 voor buisverbindingen van bruggen. De waarden van Romeijn uit tabel 2-4 zouden deze grote invloed op de SCF's niet hebben en zouden toepasbaar zijn op gelijk welke buisverbinding. Bovendien

vereenvoudigen de waarden van Romeijn [10] de hot spot methode omdat $L_{r,min}$ en $L_{r,max}$ gelijk zijn voor de volledige omtrek van de las. De extrapolatiegrenzen aanbevolen door ECSC WG III (tabel 2-3) daarentegen zijn afhankelijk van de beschouwde locatie langsheen de las. Dit bemoeilijkt de berekening van de hot spot spanning, omdat het niet evident is om de locaties zadel en kroon te bepalen op een complexe buisverbinding in vergelijking met een T- of K-knoop (zie figuur 2-8). Om de stelling van Romeijn te verifiëren werden enkele berekeningen uitgevoerd. De SCF's van K-knopen met identieke geometrie ($\theta = 45^\circ$) en identieke dimensieloze parameters ($\beta = 0,46$; $\gamma = 10,91$ en $\tau = 0,82$), maar telkens verschillende diameters ($D = 100, 200, 300, 400, 500$ en 600 mm), zijn bepaald. Deze dimensieloze parameters zijn afgeleid van knoop ALK09 van de Woluwelaanbrug (zie paragraaf 6.2). De SCF's van elke K-knoop worden bepaald met de alternatieve methode (zie paragraaf 5.3.5) waarbij de hot spot spanningen eens berekend worden met de extrapolatiegrenzen volgens ECSC WG III (tabel 2-3) en eens met die volgens Romeijn (tabel 2-4). Enkele resultaten worden weergegeven in figuren 5-1 tot 5-3.

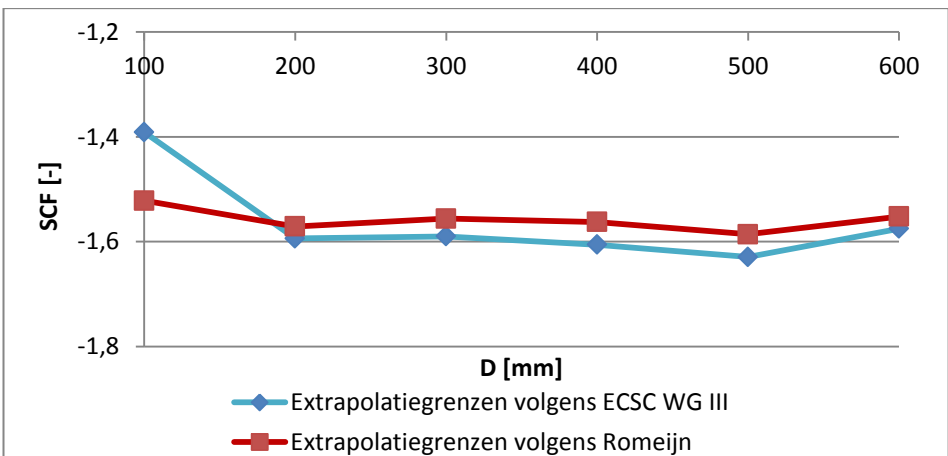
Deze grafieken bevestigen de conclusies gemaakt door Romeijn. Als de vereenvoudigde waarden van Romeijn (tabel 2-4) gebruikt worden dan zijn de SCF's nagenoeg constant. Dit is logisch want gelijke dimensieloze parameters hebben, theoretisch gezien, gelijke SCF's. Er moet wel opgemerkt worden dat de berekende SCF's voor verschillende waarden van D niet exact gelijk zijn door het niet perfect verscalen van de lasverbinding. Als de waarden van ECSC WG III (tabel 2-3) gebruikt worden, dan kan men zien dat voor kleine waarden van D de SCF's afwijken van deze constante waarde. In dit voorbeeld is deze afwijking echter klein en wellicht verwaarloosbaar, maar voor bijvoorbeeld X-knopen is die afwijking voor kleine D waarden veel groter zoals aangetoond door Romeijn [10]. Voor grote waarden van D zijn de SCF's nagenoeg identiek, dus is er geen verschil in resultaat tussen het gebruik van tabel 2-3 of 2-4. In dit onderzoek is de diameter van de primaire buis altijd groter dan 200 mm, dus zouden beide tabellen nagenoeg dezelfde SCF's opleveren. Gezien de complexiteit van sommige buisverbindingen is het gebruik van de waarden van ECSC WG III (tabel 2-3) echter niet praktisch. De waarden van Romeijn zijn veel eenvoudiger in gebruik, dus in dit onderzoek zullen altijd de waarden van tabel 2-4 gebruikt worden.



Figuur 5-1: $SCF_{N_{x,ch}}$ op een kroon locatie op de primaire buis



Figuur 5-2: $SCF_{N_{x,br1}}$ op een zadel locatie op een secundaire buis

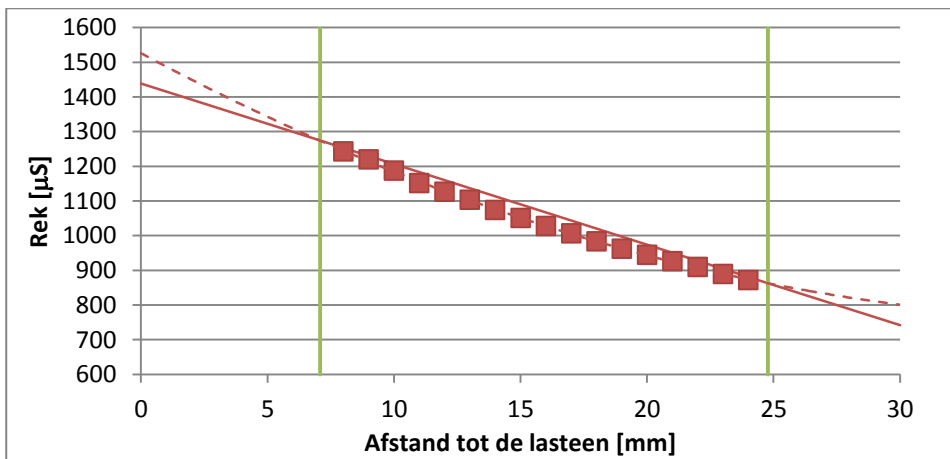


Figuur 5-3: $SCF_{M_{y,br1}}$ op een kroon locatie op de primaire buis

5.2.2. Invloed van de gebruikte waarden in de extrapolatiezone

Vervolgens wordt de invloed van het aantal waarden in de extrapolatiezone op de bepaalde hot spot waarde bestudeerd. In theorie zijn drie waarden binnenin deze zone voldoende om een tweedegraadskromme te bepalen, maar via berekeningen en metingen kan nagegaan worden of dit wel nauwkeurig genoeg is om de hot spot waarde te bepalen. Ook de spreiding van deze waarden wordt bestudeerd. Om dit te bestuderen wordt de hot spot methode meerdere keren toegepast op berekende en gemeten rekken van proefstuk 1 (zie hoofdstuk 8 en bijlage 11.3.1). De uiteinden van de primaire buis zijn vaste scharnierverbindingen en het uiteinde van de secundaire buis wordt belast met een verticale trekkracht van 165 kN.

Eerst wordt de hot spot methode toegepast op rekwaarden bepaald via EE-berekeningen. De hot spot rek op locatie 1 (aangeduid op figuren 8-11 en 8-14 met "Verwachte scheurlocatie") wordt bepaald op figuur 5-4. De afstand tussen de knopen in de extrapolatiezone van het EE-model is gelijk aan 1 mm. In elke knoop kan de berekende rek opgevraagd worden (rode punten op figuur 5-4).



Figuur 5-4: Hot spot methode toegepast op de rekken bepaald via het EE-model

De hot spot rek bepaald in figuur 5-4 is gelijk aan 1438,55 μS . Hierbij werd de tweedegraadskromme (rode streepjeslijn) opgesteld door alle berekende rekwaarden (rode punten) in de extrapolatiezone in rekening te brengen. In tabel 5-1 wordt de hot spot rek telkens opnieuw bepaald, maar telkens wordt slechts een beperkt aantal rekwaarden (rode punten) in rekening gebracht bij

het opstellen van de tweedegraadskromme. De spreiding van deze waarden is ook telkens verschillend. De gekozen rode punten liggen ofwel gelijk verspreid over de extrapolatiezone, ofwel zijn het de middelste waarden, ofwel zijn het eerste waarden na $L_{r,min}$. Het procentuele verschil in deze tabel is berekend ten opzichte van de hot spot rek bepaald met alle waarden, die gelijk is aan 1438,55 μ S.

Tabel 5-1: Hot spot rek bepalen met een verschillend aantal rekwaarden

| Ligging | Verspreid | | In het midden | | Vooraan | |
|----------|-------------------------|-------------|-------------------------|-------------|-------------------------|-------------|
| | Hot spot rek [μ S] | Vershil [%] | Hot spot rek [μ S] | Vershil [%] | Hot spot rek [μ S] | Vershil [%] |
| 3 | 1424,21 | -1,00 | 1505,17 | 4,63 | 1896,77 | 31,85 |
| 4 | 1447,98 | 0,66 | 1423,25 | -1,06 | 1763,93 | 22,62 |
| 5 | 1445,54 | 0,49 | 1399,84 | -2,69 | 1526,62 | 6,12 |
| 6 | 1432,48 | -0,42 | 1446,96 | 0,58 | 1439,44 | 0,06 |

Uit deze tabel blijkt duidelijk dat de bepaalde hot spot rek sterk afhankelijk is van de spreiding van de gebruikte waarden. Als de waarden gelijk verspreid liggen over de volledige extrapolatiezone, dan heeft het aantal waarden (minimum drie) geen grote invloed op de berekende hot spot rek. De nauwkeurigheid neemt wel een klein beetje toe naarmate er meer waarden beschouwd worden. Als de waarden niet verspreid liggen, dan is het aantal beschouwde waarden wel heel belangrijk. Hoe meer waarden, hoe nauwkeuriger de hot spot rek. Dit is logisch aangezien de spreiding ook toeneemt naarmate er meer waarden beschouwd worden. Drie waarden zijn dus voldoende, mits ze goed verspreid liggen over de volledige extrapolatiezone. De nauwkeurigheid vergroot wel naarmate er meer waarden beschouwd worden. Het is dus aangeraden om meer dan drie waarden te beschouwen die goed verspreid liggen over de volledige extrapolatiezone. Zoals reeds vermeld, worden in dit onderzoek alle EE-modellen gegenereerd met een tussenafstand tussen de knopen dicht bij de las tussen de 1 en 2 mm. Dit zorgt ervoor dat redelijk wat knopen gelegen zijn in de extrapolatiezone. Alle berekende primaire spanningen of rekken van deze knopen worden dan ook gebruikt om de hot spot spanning of rek te bepalen.

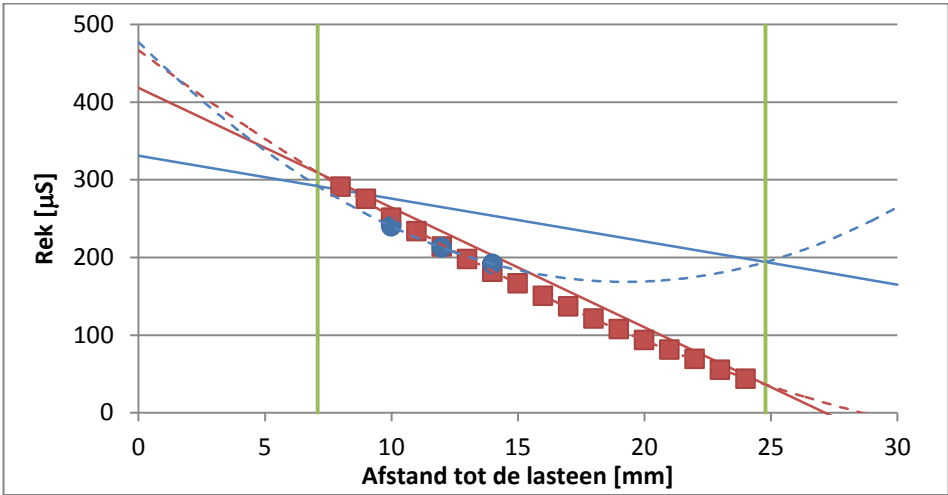
Vervolgens kunnen ook de gemeten rekken van de proefstukken (zie hoofdstuk 8) gebruikt worden om de hot spot methode te bestuderen. De hot spot methode wordt telkens toegepast op de gemeten rekken. De berekende hot spot rek wordt tevens vergeleken met de waarden bepaald via het EE-model.

De volledige vergelijking wordt gegeven in paragraaf 8.7.3, waar het EE-model ook gevalideerd wordt.

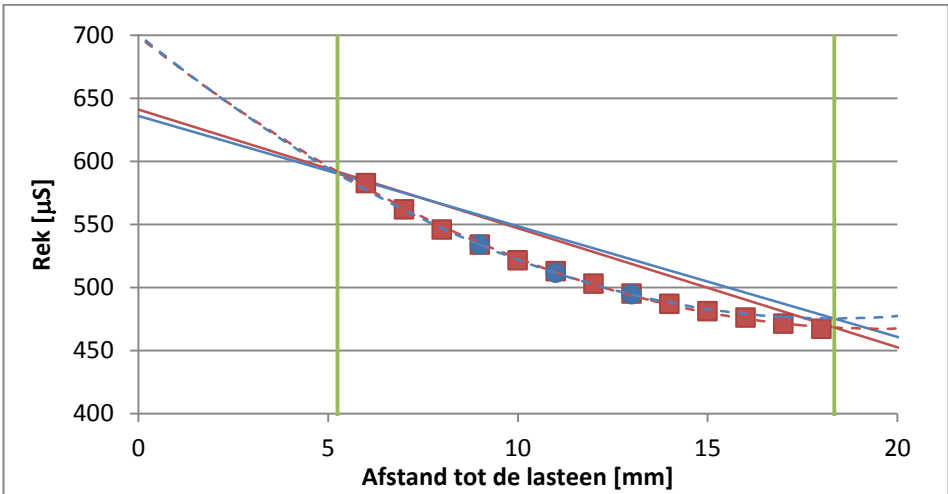
Op de meeste locaties rondom de las op de primaire buis werden slechts drie rekstroken voorzien in plaats van vijf (zie figuur 8-11). Als men de hot spot methode toepast op de drie gemeten rekken op locatie 3 van proefstuk 1 (rekstroken 3-1 tot 3-3 op figuur 8-11), dan kan men op figuur 5-5 zien dat het tweedegraadsverloop doorheen de drie gemeten rekwaarden (blauwe punten en lijnen) duidelijk afwijkt van het tweedegraadsverloop doorheen de berekende rekwaarden (rode punten en lijnen). Deze drie rekwaarden liggen dan ook niet voldoende gespreid over de extrapolatiezone. Tevens kan een kleine verschuiving van een gemeten rekwaarde, bijvoorbeeld door een meetfout, een groot verschil in hot spot rek tot gevolg hebben. Bijna alle gemeten rekken wijken heel weinig af van de berekende waarden, maar doordat hun onderlinge ligging niet goed is, loopt de extrapolatie fout. Een kleine meetfout op één van de drie punten kan dus zorgen voor een sterk verschillende hot spot waarde. Op figuur 5-5 is de hot spot rek bepaald met het EE-model gelijk aan $418,67 \mu\text{S}$, terwijl de gemeten hot spot rek gelijk is aan $331,29 \mu\text{S}$. Dit werd op meerdere locaties op de proefstukken waargenomen, soms met nog grotere verschillen in hot spot rek tot gevolg.

Het is natuurlijk ook perfect mogelijk om met drie waarden die dicht bij elkaar liggen toch nog een nauwkeurige hot spot rek te bepalen. In figuur 5-6 wordt de hot spot methode toegepast op de berekende en gemeten rekken op locatie 11 van proefstuk 5 (rekstroken 11-1 tot 11-3 op figuur 8-15). Men ziet duidelijk dat er een goede overeenkomst is tussen beiden. De berekende hot spot rek is gelijk aan $641,13 \mu\text{S}$ en de gemeten hot spot rek is gelijk aan $636,09 \mu\text{S}$. Deze drie rekstroken liggen dan ook meer in het midden van de extrapolatiezone in vergelijking met figuur 5-5. Uit tabel 5-1 is namelijk gebleken dat het beter is om drie rekstroken te voorzien in het midden dan drie rekstroken in het begin van de extrapolatiezone.

Het is dus duidelijk dat de hot spot rekken bepaald met drie rekstroken, die niet goed verspreid liggen over de extrapolatiezone, niet altijd even betrouwbaar zijn (locaties 3 – 7 en 11 – 18). Dit heeft tot gevolg dat hot spot rekken bepaald via drie, slecht gespreide rekstroken veel meer afwijken van die bepaald via het EE-model (zie tabel 8-15).



Figuur 5-5: Hot spot methode op locatie 3 van proefstuk 1



Figuur 5-6: Hot spot methode op locatie 11 van proefstuk 5

Op drie locaties werden vijf rekstroken aangebracht die meer verspreid liggen over de volledige extrapolatiezone (zie figuur 8-11). In een eerste voorbeeld wordt er opnieuw gekeken naar locatie 1 van proefstuk 1 (rekstroken 1-1 tot 1-5 op figuur 8-11). Op figuur 5-7 wordt de hot spot methode drie keer toegepast op de gemeten rekwaarden (blauwe punten). De resultaten worden samengevat in tabel 5-2. De oranje streepjeslijn is de tweedegraadskromme doorheen de eerste drie waarden. Het is duidelijk dat deze tweedegraadskromme een fout verloop vertoont. Hierdoor is de bekomen hot spot rek veel groter dan de waarde berekend met het EE-model. Het is dus opnieuw duidelijk dat het gebruik van drie rekstroken die niet verspreid liggen

over de extrapolatiezone, leidt tot een onnauwkeurige hot spot waarde. Ditzelfde foute tweedegraadsverloop werd meermaals bekomen op de locaties van de proefstukken waar effectief maar drie rekstroken gekleefd werden. De paarse en blauwe lijnen liggen heel dicht bij elkaar. Deze tweedegraadskrommen hebben wel het gewenste verloop en leiden tot een hot spot waarde die veel minder afwijkt van de waarde berekend met het EE-model. Het gebruik van drie gemeten waarden die goed verspreid liggen, leidt dus wel tot een nauwkeurige hot spot waarde. Deze waarde is zelfs iets nauwkeuriger dan wanneer vijf rekstroken gebruikt worden, maar het verschil is heel klein. Men komt dus opnieuw tot dezelfde conclusies, namelijk dat drie waarden in de extrapolatiezone voldoende zijn, mits ze goed verspreid liggen.

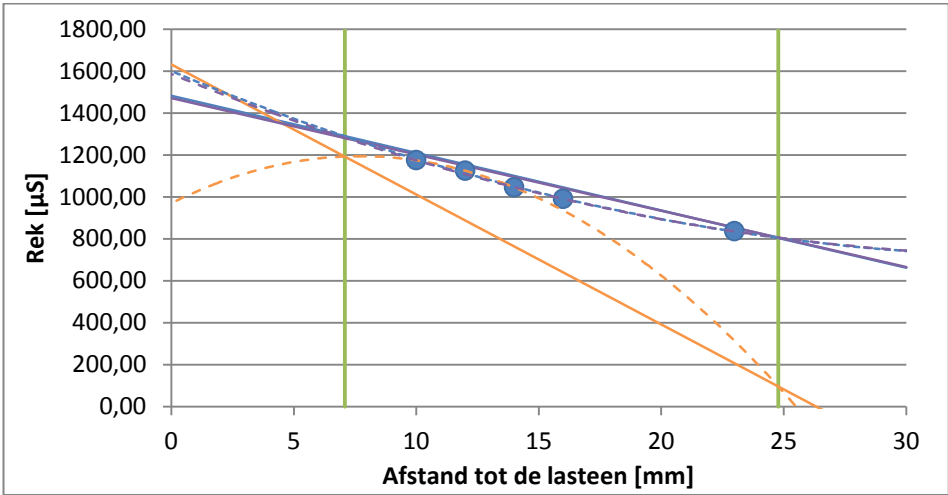
Tabel 5-2: Hot spot rek bepaald met een bepaald aantal rekstroken (locatie 1 van proefstuk 1)

| Gebruikte rekstroken | Hot spot rek [μS] | Procentueel verschil [%] | Lijnkleur op figuur 5-7 |
|-----------------------------|---|---------------------------------|--------------------------------|
| 1-1 tot 1-5 | 1483,32 | 3,11 | Blauw |
| 1-1 tot 1-3 | 1632,21 | 13,46 | Oranje |
| 1-1, 1-3 en 1-5 | 1471,75 | 2,31 | Paars |

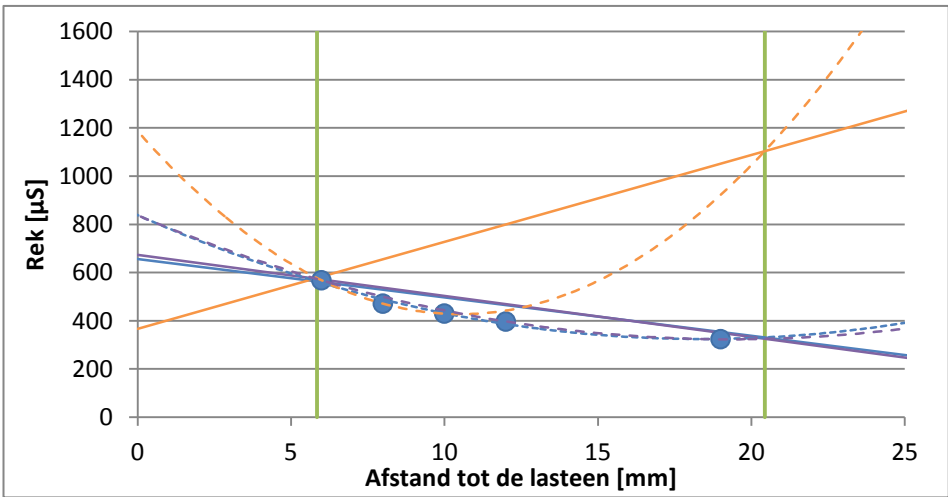
Het voorgaande werd ook uitgevoerd op verschillende locaties van andere proefstukken en er werd waargenomen dat de nauwkeurigheid van de hot spot rek iets groter is wanneer alle vijf waarden in rekening gebracht worden. Dit wordt geïllustreerd met de gemeten rekwaarden op locatie 2 van proefstuk 5 (rekstroken 2-1 tot 2-5 op figuur 8-14). Opnieuw wordt de hot spot methode drie keer toegepast op de gemeten waarden (zie figuur 5-8 en tabel 5-3). De conclusies zijn opnieuw hetzelfde. De oranje lijnen leiden opnieuw tot een foute hot spot rek. De blauwe en paarse lijnen liggen opnieuw heel dicht bij elkaar. Dit keer ligt de hot spot rek bepaald met vijf rekstroken wel iets dichter bij de waarde berekend met het EE-model, dan de waarde bepaald met drie rekstroken.

Tabel 5-3: Hot spot rek bepaald met een bepaald aantal rekstroken (locatie 2 van proefstuk 5)

| Gebruikte rekstroken | Hot spot rek [μS] | Procentueel verschil [%] | Lijnkleur op figuur 5-8 |
|-----------------------------|---|---------------------------------|--------------------------------|
| 2-1 tot 2-5 | 656,48 | 0,75 | Blauw |
| 2-1 tot 2-3 | 367,20 | -43,65 | Oranje |
| 2-1, 2-3 en 2-5 | 672,90 | 3,27 | Paars |



Figuur 5-7: Hot spot methode uitgevoerd met de eerste drie waarden (oranje lijnen), drie verspreide waarden (paarse lijnen) en vijf verspreide waarden (blauwe lijnen) in de extrapolatiezone (locatie 1 van proefstuk 1)



Figuur 5-8: Hot spot methode uitgevoerd met de eerste drie waarden (oranje lijnen), drie verspreide waarden (paarse lijnen) en vijf verspreide waarden (blauwe lijnen) in de extrapolatiezone (locatie 2 van proefstuk 5)

Wanneer de hot spot rek bepaald wordt met drie of vijf rekstroken die wel goed verspreid liggen (locaties 1, 2 en 8), dan worden waarden bekomen die veel dichter aanleunen bij de hot spot rekken bepaald met het EE-model (zie ook tabel 8-14). Het plaatsen van drie, goed verspreide rekstroken is dus voldoende, namelijk één dicht bij $L_{r,min}$, één dicht bij $L_{r,max}$ en één in het midden van de extrapolatiezone.

Om de nauwkeurigheid van de berekende hot spot rek te verhogen lijkt het aangeraden om meer dan drie rekstroken te voorzien. Een meetfout op één van de drie rekwaarden kan zorgen voor een minder nauwkeurige hot spot rek. Daarom lijkt het aanbevolen om meer dan drie rekstroken te voorzien in de extrapolatiezone. Hoe meer waarden gebruikt worden voor de extrapolatie, hoe kleiner de invloed van een meetfout op de berekende hot spot waarde en hoe groter de kans op een meer nauwkeurige hot spot rek. Bovendien kunnen zo ook eventuele defecten of te grote meetfouten opgevangen worden. Het lijkt dus aangeraden om minstens vijf rekstroken te voorzien die goed verspreid liggen over de volledige extrapolatiezone.

Men zou natuurlijk ook kunnen voorstellen om over te stappen op een lineaire extrapolatie van alle waarden in plaats van een tweedegraadskromme, zoals aanbevolen door CIDECT [8] en IIW [9]. Er werd echter beslist om maar één methode te gebruiken, namelijk die van Romeijn [10]. Bovendien hebben alle metingen en EE-berekeningen aangetoond dat het verloop van de rekken en spanningen dicht bij de las duidelijk overeenstemt met een tweedegraadskromme.

5.2.3. Samenvatting van de hot spot methode

Ter samenvatting wordt de volledige hot spot methode nog eens kort herhaald:

1. De grenzen van de extrapolatiezone worden bepaald met tabel 2-4;
2. De primaire spanningen worden berekend in de extrapolatiezone;
3. Door deze spanningen wordt de best passende tweedegraadskromme bepaald;
4. De twee snijpunten van de tweedegraadskromme met de grenzen van de extrapolatiezone worden bepaald;
5. Deze twee punten worden lineair geëxtrapoleerd naar de lasteen;
6. De grootte van de bekomen spanning op de lasteen is de hot spot spanning;
7. Dit wordt herhaald voor alle locaties langsheen de las en voor verschillende belastingen;
8. Door alle berekende hot spot spanningen van één locatie op de lasteen uit te zetten op een grafiek in functie van de tijd wordt een hot spot spanningsverloop bekomen;

9. De regendruppelmethode wordt toegepast op dit hot spot spanningsverloop. Hiermee wordt de grootte van alle hot spot spanningswisselingen en het overeenstemmend aantal cycli bepaald;
10. Per hot spot spanningswissel wordt de bijbehorende waarde van N_4 bepaald via de S-N curve;
11. De regel van Palmgren-Miner wordt toegepast om de totale schade te berekenen die de aangebrachte belasting veroorzaakt.

5.3. Verschillende methoden om de SCF's te bepalen

De hot spot spanning (σ_{hs}) gedeeld door de nominale spanning (σ_{nom}) ten gevolge van een basiskracht die deze hot spot spanning veroorzaakt, is gelijk aan de spanningsconcentratiefactor (SCF). Deze factoren kunnen gebruikt worden om de hot spot spanningen te bepalen van een buisverbinding die zich bevindt in een belaste brugstructuur. Elke buisverbinding heeft meerdere SCF's. Een SCF wordt gekenmerkt door zijn locatie op de buisverbinding en de basiskracht die een hot spot spanning veroorzaakt op die plaats. Die locaties zijn gelegen langsheen de volledige omtrek van de lasteen zowel op de primaire als op de secundaire buis. Voor elke buisverbinding met een verschillende geometrie moet er een nieuwe verzameling SCF's bepaald worden. Als alle SCF's van één locatie op de buisverbinding vermenigvuldigd worden met de corresponderende nominale spanningen van de aangrijpende basiskrachten, dan bekomt men een hot spot spanning voor die locatie en voor de overeenstemmende belastingscombinatie. Dus de SCF's van een buisverbinding kunnen gebruikt worden om alle hot spot spanningen te bepalen veroorzaakt door eender welke belastingscombinatie. Om de SCF's van een buisverbinding te bepalen, moet deze verbinding afgezonderd worden en moet deze belast worden met een enkele basiskracht (N_x , V_y , V_z , M_x , M_y , M_z). Dit moet herhaald worden voor alle buiselementen en voor alle basiskrachten om zo de volledige verzameling SCF's te bepalen. In de literatuur bestaan er verschillende methoden om alle SCF's van een bepaalde buisverbinding te bepalen.

5.3.1. Randvoorwaarden van de geïsoleerde buisverbinding

Eerst moeten de randvoorwaarden van de geïsoleerde buisverbinding bepaald worden. De bepaalde SCF's moeten onafhankelijk zijn van de gekozen

randvoorwaarden. De hot spot spanning mag enkel veroorzaakt worden door de aangebrachte basiskracht en mag niet verstoord worden door andere krachten die veroorzaakt kunnen worden door de randvoorwaarden. Dit is nodig aangezien de hot spot spanningen ten gevolge van elke basiskracht gesuperponeerd worden om zo de totale hot spot spanning te bepalen ten gevolge van een willekeurig belastingschema.

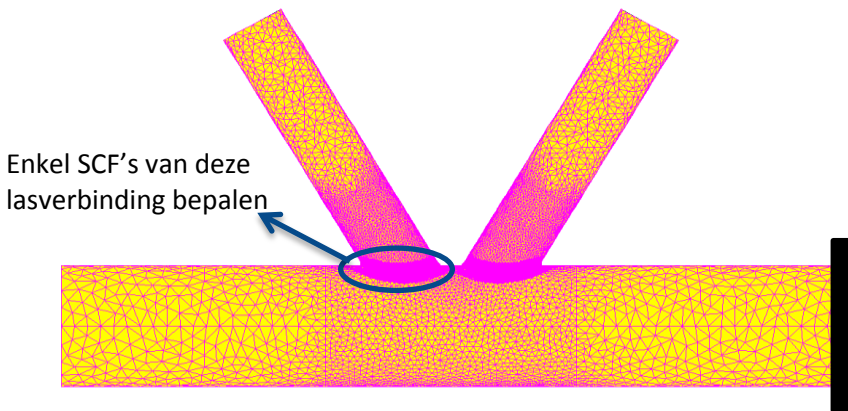
Aan deze eis is eenvoudig voldaan voor de basiskrachten aangebracht op de primaire buis. Als één uiteinde van de primaire buis ingeklemd wordt en de basiskracht wordt aangebracht op het andere uiteinde, dan is de snedekracht overal constant langsheen de primaire buis. De snedekrachten in de secundaire buizen zijn gelijk aan nul, dus de berekende hot spot spanningen zijn onafhankelijk van de randvoorwaarden en worden enkel veroorzaakt door die ene aangebrachte basiskracht.

Als een basiskracht aangebracht wordt op een vrij uiteinde van een secundaire buis dan veroorzaakt deze belasting ook snedekrachten in de primaire buis, bij gelijk welke randvoorwaarden. Dit heeft tot gevolg dat de berekende hot spot spanningen niet enkel veroorzaakt worden door de aangebrachte basiskracht, maar ook door snedekrachten in de primaire buis.

Schumacher [3] ging op zoek naar randvoorwaarden voor een geïsoleerde K-knoop die dezelfde omstandigheden weerspiegelen als een K-knoop in een vakwerk. Via onderzoek werd er gevonden dat een geïsoleerde K-knoop, waarvan de primaire buis ingeklemd is aan de zijde van de secundaire buis belast in druk en die vrij is aan de zijde van de secundaire buis belast in trek, spanningen vertoont die gelijkaardig zijn aan die in een K-knoop die zich in een vakwerk bevindt. In tabel 5-4 worden de vijf belastingsgevallen weergegeven die gebruikt worden om de SCF's te bepalen. Er worden enkel gebalanceerde axiale belastingen op de secundaire buizen beschouwd omdat er aangetoond werd dat het verschil in axiale belasting op de secundaire buizen van K-knopen in vakwerken kleiner is dan 10% [12]. Dus het volstaat om enkel maar het gebalanceerde belastingsgeval te beschouwen.

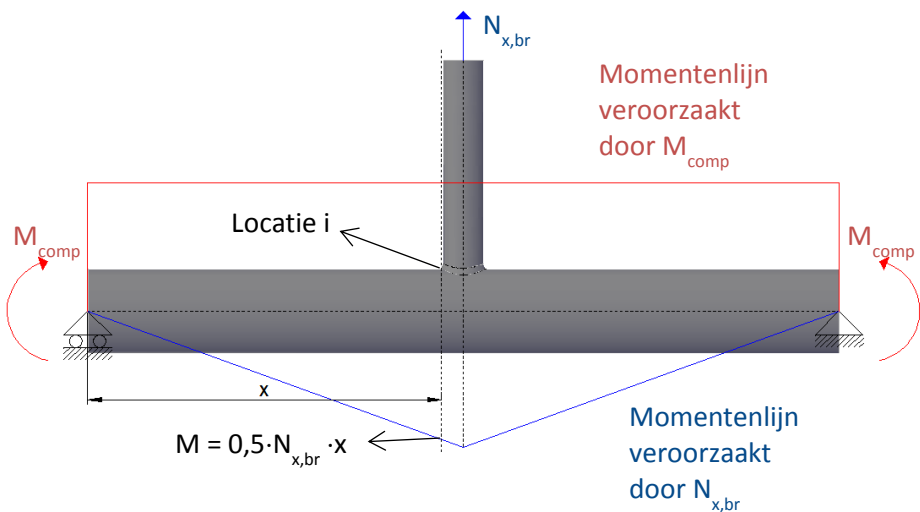
Tabel 5-4: Verschillende belastingsgevallen om de SCF's te bepalen van een K-knoop volgens Schumacher [3]

| Belastingsgeval | Aangebrachte belasting (zie pijlen) | Belastingsschema | Bijbehorende nominale spanning |
|--|-------------------------------------|------------------|--------------------------------|
| Gebalanceerde axiale krachten op secundaire buizen | $N_{x,br}$ | | $\sigma_{nom}; N_{x,br}$ |
| Niet gebalanceerde buigende momenten in het vlak op de secundaire buizen | $M_{y1,br}$ | | $\sigma_{nom}; M_{y1,br}$ |
| Gebalanceerde buigende momenten in het vlak op de secundaire buizen | $M_{y2,br}$ | | $\sigma_{nom}; M_{y2,br}$ |
| Axiale kracht op de primaire buis | $N_{x,ch}$ | | $\sigma_{nom}; N_{x,ch}$ |
| Buigend moment in het vlak op de primaire buis | $M_{y,ch}$ | | $\sigma_{nom}; M_{y,ch}$ |



Figuur 5-9: Geïsoleerde buisverbinding gebruikt om de SCF's te bepalen volgens Schumacher [3]

Enkel de SCF's voor locaties gelegen aan de zijde van het vrije uiteinde van de primaire buis worden bepaald, zoals geïllustreerd in figuur 5-9. De snedekrachten in dit vrij deel van de primaire buis zijn nul wanneer een basiskracht aangebracht wordt op een vrij uiteinde van een secundaire buis. De berekende hot spot spanningen op die locaties zijn dus bij benadering onafhankelijk van de randvoorwaarden en zijn enkel veroorzaakt door die ene basiskracht aangebracht op de secundaire buis. Er zijn wel snedekrachten aanwezig in het ingeklemde deel van de primaire buis, maar de invloed van deze krachten op de hot spot spanningen van de las aan de andere zijde is verwaarloosbaar. De hot spot spanningen van de lasverbinding, die zich bevindt op het ingeklemde deel van de primaire buis, worden dus wel beïnvloed door deze snedekrachten, maar deze spanningen worden niet beschouwd omdat dit deel van de buisverbinding belast wordt in druk en dit wordt als minder kritiek beschouwd.



Figuur 5-10: De berekende hot spot spanning onafhankelijk maken van de randvoorwaarden via compenserende buigmomenten volgens Romeijn [10]

Romeijn [10] raadt aan om compenserende buigmomenten (M_{comp}) aan te brengen op de uiteinden van de primaire buis. De randvoorwaarden van de primaire buis zijn een rolverbinding en een vaste verbinding. Deze methode vraagt heel wat rekenwerk, omdat de grootte van de compenserende buigmomenten verschilt voor elke locatie op de buisverbinding waar de hot spot spanning wordt berekend. Bijvoorbeeld, een axiale kracht ($N_{x,br}$) wordt aangebracht op het vrije uiteinde van de secundaire buis van een T-knoop. Op

het scharnierende en vaste uiteinde van de primaire buis moet een compenserend buigmoment aangebracht worden, zodat de buigspanningen in de primaire buis op locatie i waar de hot spot spanning berekend wordt, gelijk zijn aan nul. Op figuur 5-10 wordt dit geïllustreerd. Het compenserende buigmoment om de hot spot spanning op locatie i te berekenen is dan gelijk aan $0,5 \cdot N_{x,br} \cdot x$. Die berekende hot spot spanning wordt dan gedeeld door de nominale spanning die veroorzaakt wordt door de aangebrachte normaalkracht op de secundaire buis ($\sigma_{nom;N_{x,br}} = N_{x,br}/A_{br}$). Dit is dan gelijk aan de SCF op die locatie i veroorzaakt door de axiale normaalkracht $N_{x,br}$, namelijk $SCF_{i,N_{x,br}}$. Dit moet uitgevoerd worden voor alle locaties rondom de las, waarvoor men een SCF wil bepalen, en voor alle basiskrachten, $3 + m \cdot 3$ in totaal, met m het aantal secundaire buizen.

Geïnspireerd door deze twee methoden om de SCF's onafhankelijk te maken van de randvoorwaarden, wordt er een alternatieve methode voorgesteld. Eerst worden de SCF's voor alle locaties rondom de las (op de primaire en secundaire buis) ten gevolge van de basisbelastingen op de primaire buis bepaald. Hiervoor wordt het ene uiteinde van de primaire buis ingeklemd en worden de basisbelastingen, één voor één, aangebracht op het andere uiteinde. Om de SCF's ten gevolge van een basisbelasting op de secundaire buis te bepalen, worden beide uiteinden van de primaire buis ingeklemd en wordt de basisbelasting aangebracht op een secundaire buis. Alle hot spot spanningen veroorzaakt door dit belastingsgeval worden bepaald. Daarna wordt een draadmodel van de beschouwde buisverbinding met identieke belasting en randvoorwaarden gemaakt. De krachten in de primaire buis in het centrum van de buisverbinding worden bepaald met dit draadmodel. Deze krachten worden dan gebruikt om de nominale spanningen in de primaire buis te bepalen. Deze spanningen vermenigvuldigd met de overeenstemmende SCF's resulteren in hot spot spanningen. Het verschil van beide berekende hot spot spanningen is gelijk aan de hot spot spanningen die het gevolg zijn van de enkele basisbelasting op de secundaire buis. Deze spanningen gedeeld door de nominale spanning van de basisbelasting op de secundaire buis zijn gelijk aan de SCF's voor die basisbelasting. De bekomen SCF's zijn onafhankelijk van de keuze van de randvoorwaarden, want de hot spot spanningen die veroorzaakt zijn door krachten in de primaire buis zijn afgetrokken van de totale hot spot spanningen. De resterende hot spot spanningen zijn enkel veroorzaakt door die enkele basisbelasting op de secundaire buis. Deze methode zal gedetailleerder beschreven worden in paragraaf 5.3.5.

5.3.2. Beschouwde locaties rondom de las

In de volgende stap wordt er bepaald op welke locaties rondom de las de SCF's moeten bepaald worden of dus relevant zijn. Romeijn [10] raadt aan om acht locaties rondom de las te beschouwen, namelijk twee keer kroon, twee keer zadel en nog vier keer tussenin (zie figuur 2-8). Wegens de complexiteit van sommige buisverbindingen is het soms moeilijk om vooraf te bepalen waar de grootste spanningen zullen voorkomen. Daarom zullen voor deze verbindingen meer dan acht locaties beschouwd worden. Aangezien de naverwerking geautomatiseerd is, zullen alle locaties rondom de las waar punten gegeneerd zijn, beschouwd worden. Het aantal locaties rondom de las is dus afhankelijk van het aantal gegenereerde elementen langsheen de snijlijn tussen de primaire en secundaire buis. Hoe hoger het aantal, hoe gedetailleerder het model, maar ook hoe langer de rekentijd. Zoals vermeld bij de convergentietesten (zie paragraaf 4.9) bevatten alle modellen in dit onderzoek tussen de 60 à 100 elementen gelijk verdeeld langs de volledige omtrek van de snijlijn.

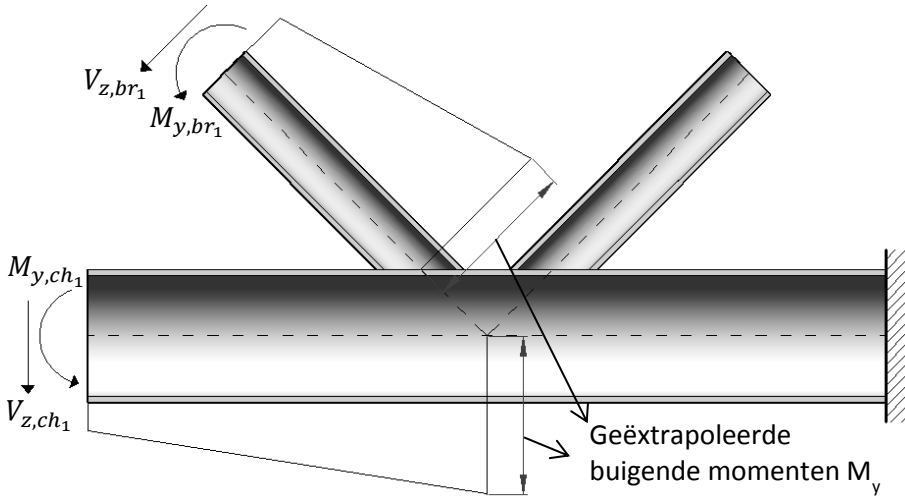
5.3.3. Beschouwde basisbelastingen

Tijdens de laatste stap moet er bepaald worden, welke basiskrachten er moeten beschouwd worden om de SCF's te berekenen. Er zijn zes mogelijke basiskrachten voor elk buisonderdeel, namelijk N_x , V_y , V_z , M_x , M_y en M_z .

Romeijn [10] beschouwt drie basiskrachten, namelijk de normaalkracht N_x en twee soorten buigende momenten (in het vlak (M_y) en uit het vlak (M_z)). Deze drie basiskrachten moeten één voor één aangebracht worden op de geïsoleerde buisverbinding, eerst op de primaire buis en dan eens op elke secundaire buis. Er zijn dus geen SCF's voor de schuifkrachten V_y , V_z en het torsiemoment M_x . Een schuifkracht op het uiteinde van een buiselement veroorzaakt ook een buigend moment in de buisverbinding, dus dit kan deels in rekening gebracht worden via de SCF's van M_y en M_z . Romeijn brengt wel torsiemomenten op de secundaire buis in rekening, door het torsiemoment om te zetten in een buigend moment uit het vlak. Dit zit dus ook deels vervat in de SCF's van M_z . Torsiemomenten in de primaire buis worden buiten beschouwing gelaten.

Schumacher [3] beschouwt voor de volledige K-knoop vijf belastingscombinaties, zoals beschreven in tabel 5-4. Alle relevante SCF's

kunnen bepaald worden met deze vijf combinaties omdat haar onderzoek enkel uitgevoerd is op K-knopen voor bruggen. Torsiemomenten en buigende momenten uit het vlak komen dus niet voor op deze buisverbindingen. Schumacher heeft ook aangenomen dat de belastingen op de secundaire buizen in een vakwerk met K-knopen eenzelfde grootte hebben, al dan niet gebalanceerd.



Figuur 5-11: Extrapolatie van de buigende momenten naar de buisverbinding toe

Voor complexe buisverbindingen blijken de methoden van Romeijn [10] en Schumacher [3] onvoldoende. De vijf belastingscombinaties van Schumacher kunnen niet gebruikt worden, aangezien complexe buisverbindingen meestal belast zijn met significante buigmomenten uit het vlak. Ook de belastingen op de secundaire buizen zijn meestal niet even groot zoals bij K-knopen in een vakwerk. Zowel Romeijn als Schumacher hebben geen aparte SCF's voor schuifkrachten. Een buigend moment op een secundaire buis veroorzaakt een constante momentenlijn langsheen de buis. Als er ook schuifkrachten aangrijpen op het uiteinde van de secundaire buis, dan ontstaat er een variabel buigspanningsverloop langsheen de buis. Het buigend moment is dus verschillend afhankelijk van de beschouwde locatie op de gelaste buisverbinding. Schumacher en Romeijn lossen dit op door toch een constant buigmoment te veronderstellen voor de volledige buisverbinding. Het buigend moment wordt geëxtrapoleerd naar een bepaald punt. Het bekomen buigmoment in dit punt wordt dan gebruikt om de nominale spanning te bepalen. Er wordt dus als het ware een constant buigmoment over de volledige buisverbinding aangenomen. Verschillende onderzoeken hebben

aangetoond dat het verwaarlozen van dit variabel momentverloop aanvaardbaar is. De extrapolatie van deze buigmomenten wordt geïllustreerd op figuur 5-11. De buigende momenten langsheen de secundaire buis worden geëxtrapoleerd naar het snijpunt tussen de as van de secundaire buis en de buitenschil van de primaire buis. De buigende momenten langsheen de primaire buis worden geëxtrapoleerd naar het centrum van de buisverbinding. Op deze twee locaties worden dan de buigende momenten geconverteerd naar nominale spanningen.

Voor compacte buisverbindingen met kleine schuifkrachten is deze vereenvoudiging aanvaardbaar. Voor grotere en complexere buisverbindingen is het variabel buigspanningsverloop misschien niet verwaarloosbaar, want de buigende momenten langsheen de buizen hebben een steil verloop wegens de aanwezigheid van grote schuifkrachten. Bovendien is de omvang van de gelaste verbinding veel groter, waardoor het buigend moment significant kan verschillen afhankelijk van de beschouwde locatie op de lasverbinding. Er moet dus onderzocht worden of het nuttig is om aparte SCF's voor schuifkrachten te bepalen voor structuren met zware buizen, grote buigmomenten en schuifkrachten. Het variabel buigspanningsverloop wordt in rekening gebracht door een schuifkracht aan te brengen op een buisuiteinde en dan de hot spot spanningen ten gevolge van deze schuifkracht te berekenen. Deze hot spot spanningen moeten dan gedeeld worden door de nominale spanning van deze schuifkracht om de SCF's te bekomen. Het probleem dat hierbij naar boven komt is dat deze nominale spanning niet constant is over de volledige buislengte. Daarom wordt ervoor gekozen om de nominale spanning altijd in het centrum van de buisverbinding te berekenen. De schuifkracht wordt dus vermenigvuldigd met de afstand tot het centrum en dan gedeeld door het weerstandsmoment. Deze afstand vormt dus een extra parameter, die achteraf zal terugkomen bij het berekenen van de hot spot spanningen via de SCF's. Dit kan opgelost worden door deze afstand constant te houden en dus de schuifkracht altijd op een gelijke afstand van het centrum van de geïsoleerde buisverbinding aan te brengen bij het berekenen van de SCF's. Er wordt dus een vaste lengte gedefinieerd voor de primaire en secundaire buizen van de geïsoleerde buisverbinding die gebruikt wordt voor het bepalen van de SCF's. De lengte van de primaire buis (L_{ch}) wordt gelijk genomen aan $6 \cdot D$, de lengte van de secundaire buizen (L_{br}) wordt gelijk genomen aan $D/2 + 5 \cdot d$ [18]. Deze lengtes zijn voldoende groot zodat de berekende spanningen niet beïnvloed worden door storingen aan de uiteinden van de buizen in het

EE-model. Door deze vaste lengtes worden de SCF's van schuifkrachten als het ware onafhankelijk gemaakt van een lengte, mits deze vaste lengtes ook gebruikt worden in de vergelijkingen om de hot spot spanningen te bepalen via de SCF's. De schuifkrachten worden dus als het ware altijd op dezelfde afstand van het centrum van de buisverbinding aangebracht.

Zowel Romeijn als Schumacher hebben geen aparte SCF's voor torsiemomenten. In paragraaf 5.4.2 zal er onderzocht worden of aparte SCF's voor het torsiemoment M_x nuttig zijn.

Voor de alternatieve methode zullen alle basiskrachten beschouwd worden bij het bepalen van de SCF's. Alle belastingsgevallen die nodig zijn voor het bepalen van deze waarden, worden uitgebreid besproken in paragraaf 5.3.5. Elke locatie rondom de lasverbinding op de primaire of secundaire buis heeft dus $6 + m \cdot 6$ SCF's waarmee de hot spot spanning op die locatie kan berekend worden ten gevolge van een bepaalde belastingscombinatie.

De grootte van de aangebrachte basiskrachten is zo gekozen dat de nominale spanning in het centrum van de buisverbinding gelijk is aan 1 MPa. Hierdoor zijn de berekende hot spot spanningen meteen ook gelijk aan SCF's (zie vergelijking 2-21). De krachten die aangebracht moeten worden op de geïsoleerde buisverbinding zijn gelijk aan:

$$N_{x,ch} = A_{ch} \quad (5-1)$$

$$V_{y,ch} = \frac{W_{z,ch}}{\frac{L_{ch}}{2}} \quad (5-2)$$

$$V_{z,ch} = \frac{W_{y,ch}}{\frac{L_{ch}}{2}} \quad (5-3)$$

$$M_{x,ch} = W_{x,ch} \quad (5-4)$$

$$M_{y,ch} = W_{y,ch} \quad (5-5)$$

$$M_{z,ch} = W_{z,ch} \quad (5-6)$$

$$N_{x,br} = A_{br} \quad (5-7)$$

$$V_{y,br} = \frac{W_{z,br}}{L_{br}} \quad (5-8)$$

$$V_{z,br} = \frac{W_{y,br}}{L_{br}} \quad (5-9)$$

$$M_{x,br} = W_{x,br} \quad (5-10)$$

$$M_{y,br} = W_{y,br} \quad (5-11)$$

$$M_{z,br} = W_{z,br} \quad (5-12)$$

Met:

$$L_{ch} = 6 \cdot D \quad (5-13)$$

$$A_{ch} = \frac{\pi}{4} \cdot (D^2 - (D - 2 \cdot T)^2) \quad (5-14)$$

$$W_{x,ch} = \frac{\pi}{16} \cdot (D^3 - (D - 2 \cdot T)^3) \quad (5-15)$$

$$W_{y,ch} = \frac{I_y}{z} = \frac{\frac{\pi}{64} \cdot (D^4 - (D - 2 \cdot T)^4)}{\frac{D}{2}} \quad (5-16)$$

$$W_{z,ch} = \frac{I_z}{y} = \frac{\frac{\pi}{64} \cdot (D^4 - (D - 2 \cdot T)^4)}{\frac{D}{2}} \quad (5-17)$$

$$L_{br} = \frac{D}{2} + 5 \cdot d \quad (5-18)$$

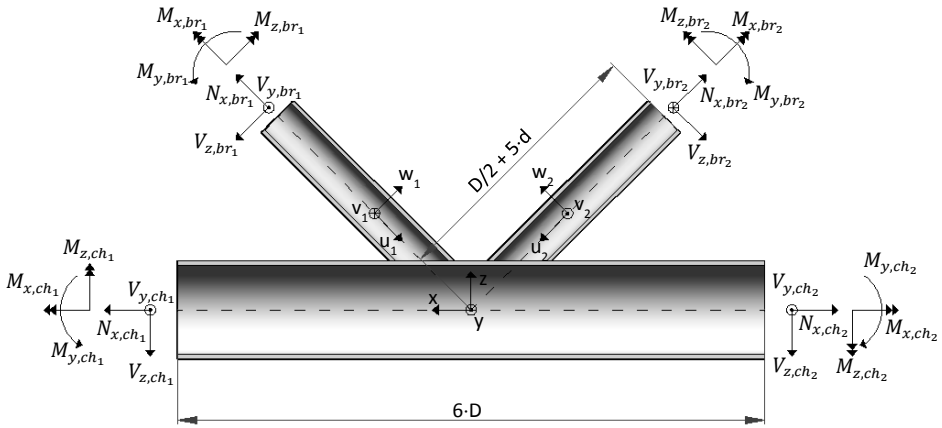
$$A_{br} = \frac{\pi}{4} \cdot (d^2 - (d - 2 \cdot t)^2) \quad (5-19)$$

$$W_{x,br} = \frac{\pi}{16} \cdot (d^3 - (d - 2 \cdot t)^3) \quad (5-20)$$

$$W_{y,br} = \frac{I_y}{z} = \frac{\frac{\pi}{64} \cdot (d^4 - (d - 2 \cdot t)^4)}{\frac{d}{2}} \quad (5-21)$$

$$W_{z,br} = \frac{I_z}{y} = \frac{\frac{\pi}{64} \cdot (d^4 - (d - 2 \cdot t)^4)}{\frac{d}{2}} \quad (5-22)$$

Ook de oriëntatie en zin van de aangebrachte belastingen zijn heel belangrijk. De gedefinieerde positieve zin en oriëntatie van de belastingen worden weergegeven op figuur 5-12.



Figuur 5-12: Oriëntatie en positieve zin van de basiskrachten op de geïsoleerde buisverbinding

De belastingen op de primaire buis zijn gedefinieerd in het absolute assenstelsel x, y, z met zijn oorsprong gelegen in het centrum van de buisverbinding. De belastingen op de secundaire buis hebben een oriëntatie die gedefinieerd is door een lokaal assenstelsel u, v, w . De u -as heeft dezelfde richting als de as van de secundaire buis en is gericht naar het centrum van de buisverbinding. De w -as is gelegen in een vlak, dat bepaald wordt door de as van de secundaire buis en de z -as, en staat loodrecht op de u -as, weg gericht van de primaire buis. De v -as wordt bepaald via de rechter-hand-regel.

Complexe buisverbindingen zijn meestal asymmetrisch, dus een schuifkracht op het linker uiteinde van de primaire buis aanbrengen of op het rechter uiteinde is verschillend. De schuifkrachten $V_{y,ch}$ en $V_{z,ch}$ moeten dus zowel op het linker- als op het rechteruiteinde van de primaire buis aangebracht worden bij het berekenen van de SCF's. Voor locaties links van de buisverbinding worden dan de SCF's gebruikt die bepaald zijn met de schuifkrachten op het linker uiteinde en voor locaties die rechts gelegen zijn van de oorsprong worden de SCF's die bepaald zijn met de schuifkrachten op het rechteruiteinde gebruikt. De andere vier basisbelastingen ($N_{x,ch}$, $M_{x,ch}$, $M_{y,ch}$ en $M_{z,ch}$) veroorzaken een constante kracht langsheen de primaire buis en dus ook een constante nominale spanning. De SCF's ten gevolge van één van die belastingen kunnen dus voor alle locaties in één keer bepaald worden door het

linker uiteinde van de primaire buis in te klemmen en de belasting aan te brengen op het rechter uiteinde. Dit laatste omkeren zou dezelfde SCF's opleveren, dus moet dit maar één keer uitgevoerd worden.

5.3.4. De hot spot spanningen bepalen via SCF's

Eens alle SCF's van een buisverbinding bepaald zijn, kunnen de hot spot spanningen die veroorzaakt worden door een bepaalde belastingscombinatie berekend worden. Hieronder wordt een overzicht gegeven van de verschillende vergelijkingen die gebruikt worden om de hot spot spanningen via SCF's te bepalen.

Romeijn [10] gebruikt vergelijking 5-23 om de hot spot spanningen te berekenen.

$$\begin{aligned} \sigma_{hs;i} = & SCF_{i;N_x,ch} \cdot \sigma_{nom;N_x,ch_{1/2}} + SCF_{i;M_y,ch} \cdot \sigma_{nom;M_y,ch_{1/2}} \\ & + SCF_{i;M_z,ch} \cdot \sigma_{nom;M_z,ch_{1/2}} \\ & + \sum_{n=1}^m \left(SCF_{i;N_x,br_n} \cdot \sigma_{nom;N_x,br_n} + SCF_{i;M_y,br_n} \right. \\ & \left. \cdot \sigma_{nom;M_y,br_n} + SCF_{i;M_z,br_n} \cdot \sigma_{nom;M_z,br_n} \right) \end{aligned} \quad (5-23)$$

Waarbij:

- σ_{hs} = hot spot spanning;
- σ_{nom} = nominale spanning;
- i = beschouwde locatie op de lasteen;
- ch_1 of ch_2 = linker- of rechteruiteinde van de primaire buis;
- br = secundaire buis;
- n = nummer van de secundaire buis;
- m = totaal aantal secundaire buizen.

Schumacher [3] maakt gebruik van vergelijking 5-24.

$$\begin{aligned} \sigma_{hs;i} = & SCF_{i;N_x,br} \cdot \sigma_{nom;N_x,br} + SCF_{i;M_y,br} \cdot \sigma_{nom;M_y,br} + SCF_{i;N_x,ch} \\ & \cdot \sigma_{nom;N_x,ch} + SCF_{i;M_y,ch} \cdot \sigma_{nom;M_y,ch} \end{aligned} \quad (5-24)$$

Waarbij:

- σ_{hs} = hot spot spanning;
- σ_{nom} = nominale spanning;
- i = beschouwde locatie op de lasteen;
- ch = primaire buis;
- br = secundaire buis.

Omdat zowel Romeijn als Schumacher geen aparte SCF's gebruiken voor schuifkrachten, moeten deze krachten gecombineerd worden met het corresponderend buigend moment. Een schuifkracht en buigend moment veroorzaken samen een buigspanningsverloop langsheen de primaire of secundaire buis. Dit nominaal buigspanningsverloop is niet constant langsheen de buis. Zowel Romeijn als Schumacher extrapoleren deze nominale spanningen naar de buisverbinding en gebruiken deze geëxtrapoleerde spanning om de hot spot spanning te bepalen door het te vermenigvuldigen met de corresponderende SCF. Het hellende buigspanningsverloop wordt dus verwaarloosd en een constante buigspanning wordt aangenomen voor de volledige buisverbinding. Voor de primaire buis wordt het buigend moment geëxtrapoleerd naar de oorsprong en voor een secundaire buis wordt het buigend moment geëxtrapoleerd naar het snijpunt van de secundaire buisas met de primaire buis. Op figuur 5-11 wordt dit geïllustreerd met een voorbeeld. De hot spot spanningen van een K-knoop, die rechts ingeklemd is en die belast wordt met schuifkrachten V_{z,ch_1} en V_{z,br_1} en met buigende momenten M_{y,ch_1} en M_{y,br_1} , worden bepaald. De schuifkracht en het buigend moment op de primaire buis worden dan geëxtrapoleerd naar de oorsprong. Het bekomen buigend moment wordt daarna gedeeld door het elastisch weerstandsmoment $W_{y,ch}$ en zo wordt de nominale spanning $\sigma_{nom;M_{y,ch}}$ bekomen. Hetzelfde wordt herhaald voor de schuifkracht en buigend moment dat aangrijpt op de secundaire buis. Dit keer wordt het buigend moment echter geëxtrapoleerd naar het snijpunt van de buisas met de primaire buis. Het bekomen buigend moment wordt dan gedeeld door $W_{y,br}$ om zo $\sigma_{nom;M_{y,br_1}}$ te bekomen. Deze nominale spanningen kunnen dan in vergelijking 5-23 ingevuld worden om zo de hot spot spanningen te bepalen veroorzaakt door deze belastingscombinatie.

De voorgestelde alternatieve methode werd reeds een paar keer vermeld. Een volledig overzicht van deze methode wordt gegeven in paragraaf 5.3.5. Om de

hot spot spanningen te berekenen met de alternatieve methode moet vergelijking 5-25 gebruikt worden.

$$\begin{aligned}
 \sigma_{hs;i} = & SCF_{i;N_{x,ch}} \cdot \sigma_{nom;N_{x,ch_{1/2}}} + SCF_{i;V_{y,ch}} \cdot \sigma_{nom;V_{y,1/2}} + SCF_{i;V_{z,ch}} \\
 & \cdot \sigma_{nom;V_{z,ch_{1/2}}} + SCF_{i;M_{x,ch}} \cdot \sigma_{nom;M_{x,ch_{1/2}}} + SCF_{i;M_{y,ch}} \\
 & \cdot \sigma_{nom;M_{y,ch_{1/2}}} + SCF_{i;M_{z,ch}} \cdot \sigma_{nom;M_{z,ch_{1/2}}} \\
 & + \sum_{n=1}^m \left(SCF_{i;N_{x,brn}} \cdot \sigma_{nom;N_{x,brn}} + SCF_{i;V_{y,brn}} \right. \\
 & \cdot \sigma_{nom;V_{y,brn}} + SCF_{i;V_{z,brn}} \cdot \sigma_{nom;V_{z,brn}} + SCF_{i;M_{x,brn}} \\
 & \cdot \sigma_{nom;M_{x,brn}} + SCF_{i;M_{y,brn}} \cdot \sigma_{nom;M_{y,brn}} + SCF_{i;M_{z,brn}} \\
 & \left. \cdot \sigma_{nom;M_{z,brn}} \right) \quad (5-25)
 \end{aligned}$$

Met:

- σ_{hs} = hot spot spanning;
- σ_{nom} = nominale spanning;
- i = beschouwde locatie op de lasteen;
- ch_1 of ch_2 = linker- of rechteruiteinde van de primaire buis;
- br = secundaire buis;
- n = nummer van de secundaire buis;
- m = totaal aantal secundaire buizen.

De snedekrachten, die veroorzaakt worden door de aangebrachte belastingen, moeten nu bepaald worden in het centrum van de buisverbinding. Een draadmodel van de brugstructuur met een werkelijke belasting is de geschikte manier om de deze snedekrachten en hun overeenkomstige nominale spanningen te bepalen. Een voorbeeld van een dergelijk draadmodel wordt gegeven op figuur 5-18. Alle nominale spanningen moeten dus nu in het centrum van de buisverbinding berekend worden. Dus geen extrapolatie meer naar het snijpunt van de secundaire buisas met de primaire buis. Omdat er aparte SCF's voor schuifkrachten zijn, kunnen de berekende buigende momenten in het centrum van de buisverbinding niet rechtstreeks gebruikt worden om de nominale spanning te berekenen. Dit buigend moment moet opgesplitst worden in een buigend moment en een schuifkracht. De opsplitsing wordt bepaald door de gedefinieerde lengtes van de geïsoleerde buisverbinding die gebruikt werden voor het bepalen van de SCF's. Aangezien er gebruikt gemaakt wordt van superpositie moeten de krachten die in het

centrum van de buisverbinding heersen virtueel getransformeerd worden naar de uiteinden van die geïsoleerde buisverbinding. Het buigend moment moet dus omgerekend worden naar een schuifkracht en een buigend moment op de bepaalde vaste afstand van het centrum van de buisverbinding, namelijk $6 \cdot D/2$ voor de primaire buis en $D/2 + 5 \cdot d$ voor de secundaire buis. Al deze bekomen krachten moeten dan omgezet worden naar nominale spanningen in het centrum van de buisverbinding en deze spanningen kunnen dan in vergelijking 5-25 ingevuld worden. N_x , V_y , V_z , M_x die berekend zijn met het draadmodel moeten niet gewijzigd worden omdat deze krachten constant zijn langsheen de volledige buislengte. Enkel M_y , M_z moeten dus gewijzigd worden omdat deze waarden variëren over de lengte van de buizen door de aanwezigheid van schuifkrachten. De buigende momenten in het centrum en aan het virtueel uiteinde van de geïsoleerde buisverbinding verschillen dus in grootte. Men kan zich dan natuurlijk afvragen waarom er dan niet voor gekozen werd om de krachten in het draadmodel af te lezen op die afstand, dan konden deze krachten rechtstreeks gebruikt worden. Dit komt omdat het eenvoudiger is om alle krachten in het centrum van de buisverbinding te berekenen met het draadmodel. Het zou kunnen dat de buislengtes van de geïsoleerde buisverbinding groter zijn dan de lengtes die voorkomen in de brugstructuur. Het draadmodel bevat altijd al een knoop in het centrum van een buisverbinding, terwijl er anders wellicht extra knopen zouden moeten aangemaakt worden op die welbepaalde lengtes. Ook het virtueel transformeren van de berekende krachten in het centrum naar de uiteinden van de geïsoleerde buisverbinding kan eenvoudig vervat zitten in de vergelijkingen van de nominale spanningen. De vergelijkingen om de berekende krachten in het centrum van de buisverbinding om te zetten in nominale spanningen worden dan gelijk aan:

$$\sigma_{nom; N_{x, ch_{1/2}}} = \frac{N_{x, ch_{1/2}, c}}{A_{ch}} \quad (5-26)$$

$$\sigma_{nom; V_{y, ch_{1/2}}} = \frac{V_{y, ch_{1/2}, c} \cdot \frac{L_{ch}}{2}}{W_{z, ch}} \quad (5-27)$$

$$\sigma_{nom; V_{z, ch_{1/2}}} = \frac{V_{z, ch_{1/2}, c} \cdot \frac{L_{ch}}{2}}{W_{y, ch}} \quad (5-28)$$

$$\sigma_{nom;M_{x,ch_{1/2}}} = \frac{M_{x,ch_{1/2},c}}{W_{x,ch}} \quad (5-29)$$

$$\sigma_{nom;M_{y,ch_{1/2}}} = \frac{M_{y,ch_{1/2},c} - V_{z,ch_{1/2},c} \cdot \frac{L_{ch}}{2}}{W_{y,ch}} \quad (5-30)$$

$$\sigma_{nom;M_{z,ch_{1/2}}} = \frac{M_{z,ch_{1/2},c} - V_{y,ch_{1/2},c} \cdot \frac{L_{ch}}{2}}{W_{z,ch}} \quad (5-31)$$

$$\sigma_{nom;N_{x,br_n}} = \frac{N_{x,br_n,c}}{A_{br}} \quad (5-32)$$

$$\sigma_{nom;V_{y,br_n}} = \frac{V_{y,br_n,c} \cdot L_{br}}{W_{z,br}} \quad (5-33)$$

$$\sigma_{nom;V_{z,br_n}} = \frac{V_{z,br_n,c} \cdot L_{br}}{W_{y,br}} \quad (5-34)$$

$$\sigma_{nom;M_{x,br_n}} = \frac{M_{x,br_n,c}}{W_{x,br}} \quad (5-35)$$

$$\sigma_{nom;M_{y,br_n}} = \frac{M_{y,br_n,c} - V_{z,br_n,c} \cdot L_{br}}{W_{y,br}} \quad (5-36)$$

$$\sigma_{nom;M_{z,br_n}} = \frac{M_{z,br_n,c} - V_{y,br_n,c} \cdot L_{br}}{W_{z,br}} \quad (5-37)$$

Waarbij L_{ch} , A_{ch} , $W_{x,ch}$, $W_{y,ch}$, $W_{z,ch}$ en L_{br} , A_{br} , $W_{x,br}$, $W_{y,br}$, $W_{z,br}$ gegeven worden door vergelijkingen 5-13 tot 5-17 en 5-18 tot 5-22.

Afhankelijk van de locatie i , moeten de krachten in de primaire buis berekend worden aan de rechter- of linkerkant van het centrum. Als locatie i gelegen is aan de rechterkant van het centrum van de buisverbinding, dan moeten de krachten in de primaire buis berekend worden aan de rechterkant (subscript 2) van het centrum van de buisverbinding en vice versa (subscript 1). Dit wordt verderop nog verduidelijkt met een voorbeeld. Ook de zin van de belastingen is heel belangrijk. Als de zin van de berekende kracht in het centrum van de buisverbinding tegengesteld is aan de positieve zin van figuur 5-12, dan moet er voor de kracht een negatief teken geplaatst worden.

Naargelang de situatie kan de voorgestelde alternatieve methode vereenvoudigd worden. Bij een planaire buisverbinding, zoals een T- of K-knoop zijn de snedekrachten V_y , M_x en M_z meestal gelijk aan nul. Deze belastingen hoeven dus niet beschouwd te worden bij het bepalen van de SCF's en kunnen dus gewoon weggelaten worden om rekenwerk uit te sparen. Enkel de SCF's ten gevolge van N_x , V_z en M_y moeten dan nog bepaald worden.

De alternatieve methode kan nog meer vereenvoudigd worden door geen aparte SCF's voor schuifkrachten te beschouwen. Vergelijking 5-38 wordt dan gebruikt om de hot spot spanningen te bepalen.

$$\begin{aligned}
 \sigma_{hs,i} = & SCF_{i;N_x,ch} \cdot \sigma_{nom;N_x,ch_{1/2}} + SCF_{i;M_x,ch} \cdot \sigma_{nom;M_x,ch_{1/2}} \\
 & + SCF_{i;M_y,ch} \cdot \sigma_{nom;M_y,ch_{1/2}} + SCF_{i;M_z,ch} \cdot \sigma_{nom;M_z,ch_{1/2}} \\
 & + \sum_{n=1}^m \left(SCF_{i;N_x,br_n} \cdot \sigma_{nom;N_x,br_n} + SCF_{i;M_x,br_n} \right. \\
 & \cdot \sigma_{nom;M_x,br_n} + SCF_{i;M_y,br_n} \cdot \sigma_{nom;M_y,br_n} + SCF_{i;M_z,br_n} \\
 & \left. \cdot \sigma_{nom;M_z,br_n} \right) \quad (5-38)
 \end{aligned}$$

Met:

- σ_{hs} = hot spot spanning;
- σ_{nom} = nominale spanning;
- i = beschouwde locatie op de lasteen;
- ch_1 of ch_2 = linker- of rechteruiteinde van de primaire buis;
- br = secundaire buis;
- n = nummer van de secundaire buis;
- m = totaal aantal secundaire buizen.

Het verschil met de vorige methode is dat de nominale spanningen ten gevolge van buigende momenten in de secundaire buis moeten bepaald worden ter hoogte van het snijpunt van de buisas met de primaire buis, zoals op figuur 5-11. Het berekende buigmoment in het centrum van de buisverbinding wordt dus geëxtrapoleerd naar dit punt. Alle overige nominale spanningen worden berekend in het centrum van de buisverbinding zoals bij de vorige methode. De vergelijkingen om de berekende krachten in het centrum van de buisverbinding om te zetten in nominale spanningen, zijn gelijk aan:

$$\sigma_{nom;N_{x,ch_{1/2}}} = \frac{N_{x,ch_{1/2},c}}{A_{ch}} \quad (5-39)$$

$$\sigma_{nom;M_{x,ch_{1/2}}} = \frac{M_{x,ch_{1/2},c}}{W_{x,ch}} \quad (5-40)$$

$$\sigma_{nom;M_{y,ch_{1/2}}} = \frac{M_{y,ch_{1/2},c}}{W_{y,ch}} \quad (5-41)$$

$$\sigma_{nom;M_{z,ch_{1/2}}} = \frac{M_{z,ch_{1/2},c}}{W_{z,ch}} \quad (5-42)$$

$$\sigma_{nom;N_{x,br_n}} = \frac{N_{x,br_n,c}}{A_{br}} \quad (5-43)$$

$$\sigma_{nom;M_{x,br_n}} = \frac{M_{x,br_n,c}}{W_{x,br}} \quad (5-44)$$

$$\sigma_{nom;M_{y,br_n}} = \frac{M_{y,br_n,c} - V_{z,br_n,c} \cdot l_{br}}{W_{y,br}} \quad (5-45)$$

$$\sigma_{nom;M_{z,br_n}} = \frac{M_{z,br_n,c} - V_{y,br_n,c} \cdot l_{br}}{W_{z,br}} \quad (5-46)$$

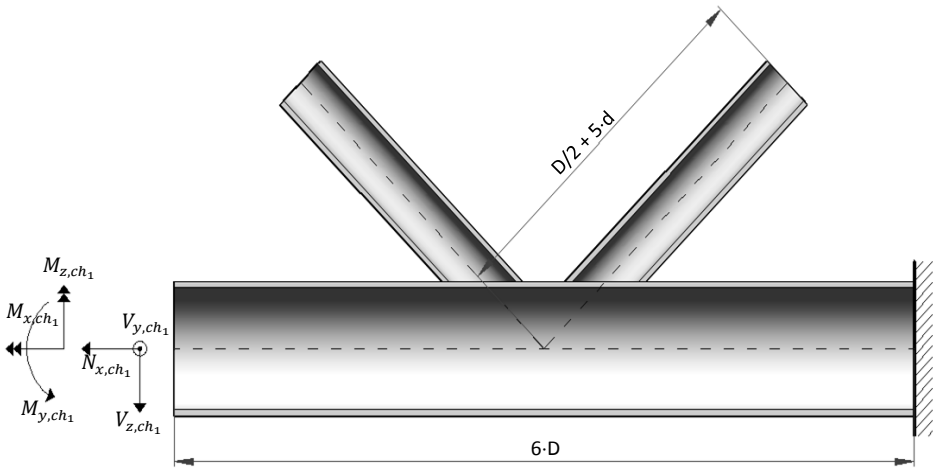
Waarbij A_{ch} , $W_{x,ch}$, $W_{y,ch}$, $W_{z,ch}$ en A_{br} , $W_{x,br}$, $W_{y,br}$, $W_{z,br}$ gegeven worden door vergelijkingen 5-14 tot 5-17 en 5-19 tot 5-22. l_{br} wordt aangeduid op figuur 2-2.

Het is opnieuw mogelijk om deze reeds vereenvoudigde methode nog verder te vereenvoudigen door naargelang de situatie bepaalde basiskrachten weg te laten. De vergelijkingen blijven dan gelijk, enkel deze basiskrachten worden dan gelijkgesteld aan nul.

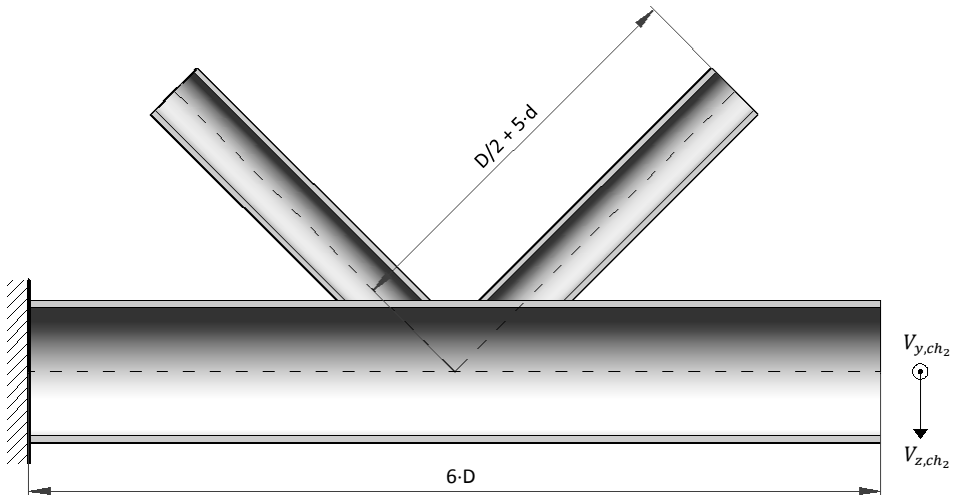
Er dient nog vermeld te worden dat bij alle methoden het overdrachtseffect ("carry-over effect" [30]) in rekening gebracht wordt. Dit betekent dat een belasting op de ene secundaire buis ook een niet verwaarloosbare hot spot spanning op de lasverbinding van de andere secundaire buis veroorzaakt. Daarom wordt in vergelijkingen 5-23, 5-25 en 5-38 de sommatie uitgevoerd over alle secundaire buizen. In paragraaf 7.3.3 wordt deze niet-verwaarloosbare invloed numeriek aangetoond.

5.3.5. Samenvatting van de alternatieve methode

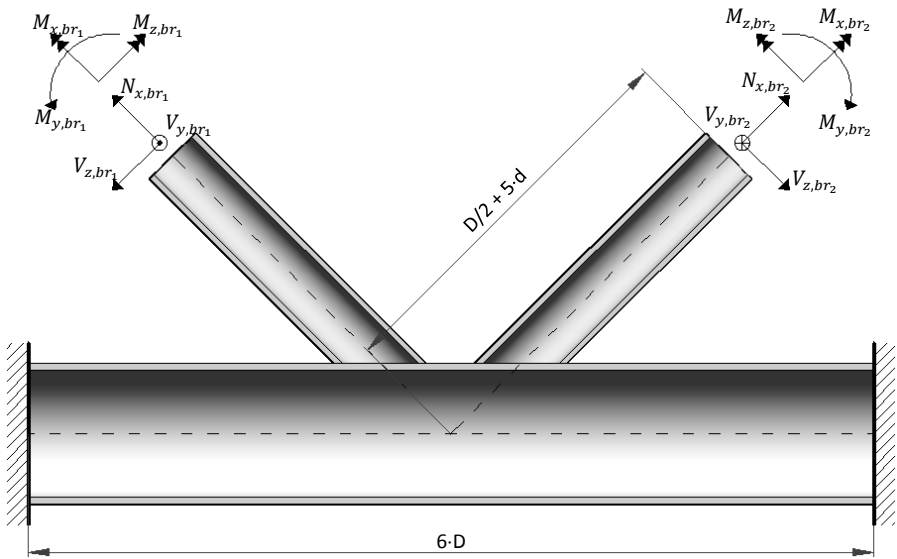
De alternatieve methode met aparte SCF's voor schuifkrachten en torsiemomenten wordt samengevat op figuren 5-13 tot 5-16. Om de figuren te vereenvoudigen is een K-knoop als voorbeeld gebruikt, maar deze methode kan toegepast worden op gelijk welke buisverbinding. Om alle SCF's te bepalen moeten de vier EE-modellen die weergegeven worden op deze vier figuren gebruikt worden.



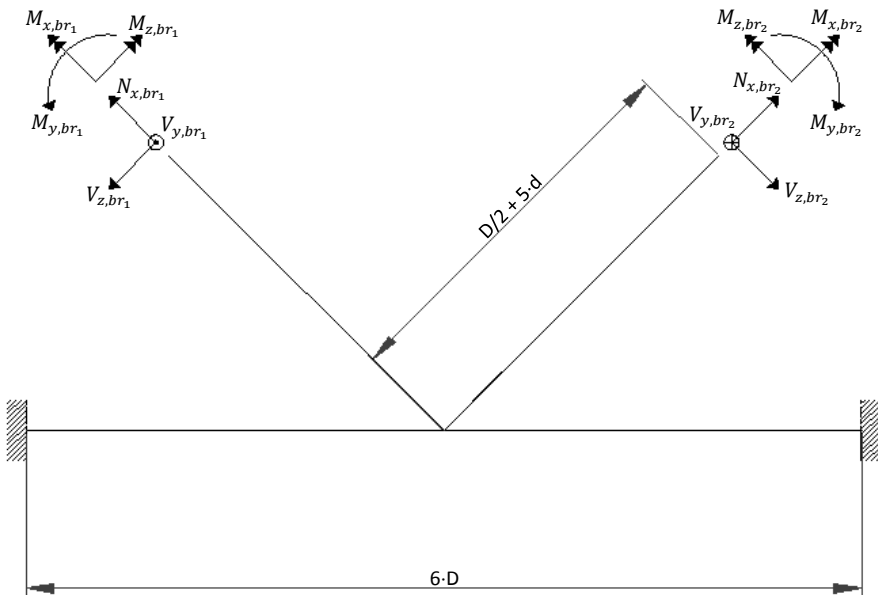
Figuur 5-13: EE-model om de SCF's voor belastingen op de primaire buis te bepalen



Figuur 5-14: Extra EE-model om de SCF's te bepalen voor schuifkrachten op de primaire buis



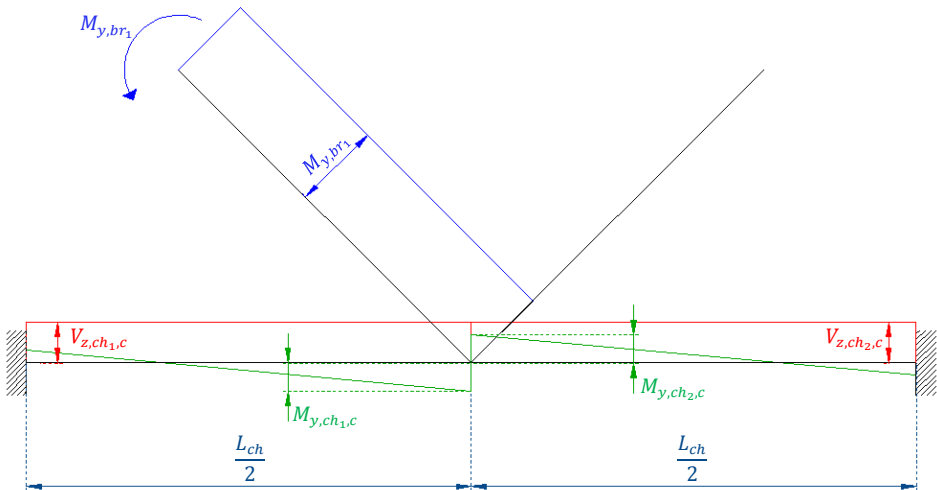
Figuur 5-15: EE-model om de SCF's voor belastingen op de secundaire buis te bepalen



Figuur 5-16: Draadmodel om de krachten in de primaire buis te bepalen ten gevolge van belastingen op de secundaire buis

Eerst moet de primaire buis aan de rechterkant ingeklemd worden en moeten de zes basisbelastingen één voor één aangebracht worden op het andere uiteinde (dus zes EE-berekeningen). Vervolgens moet het linker uiteinde van de primaire buis ingeklemd worden en moeten V_y en V_z één voor één aangebracht worden op het rechteruiteinde (dus twee EE-berekeningen). Per

aangebrachte kracht op het model worden alle hot spot spanningen van beide lussen berekend die tevens gelijk zijn aan de overeenstemmende SCF's. Daarna moeten beide uiteinden van de primaire buis ingeklemd worden en moeten alle zes basiskrachten één per één aangebracht worden op een secundaire buis. Dit moet herhaald worden voor elke secundaire buis (dus 2·6 EE-berekeningen). De hot spot spanningen bepaald met dit laatste EE-model zijn nog niet gelijk aan de SCF's. Deze spanningen zijn immers niet alleen veroorzaakt door de aangebrachte basisbelasting, maar ook deels door krachten in de primaire buis. De hot spot spanningen, die veroorzaakt worden door krachten in de primaire buis moeten dus afgetrokken worden van de totale hot spot spanningen bepaald met het EE-model van figuur 5-15. Op figuur 5-17 wordt geïllustreerd aan de hand van een voorbeeld hoe deze hot spot spanningen bepaald worden.



Figuur 5-17: Voorbeeld van hoe de SCF's voor belastingen op de secundaire buis afhankelijk gemaakt worden van de randvoorwaarden

In dit voorbeeld wordt een buigend moment M_{y,br_1} , berekend met vergelijking 5-11, aangebracht op het uiteinde van de eerste secundaire buis. Eerst worden alle hot spot spanningen van beide lussen bepaald met een EE-model van de buisverbinding waarvan beide uiteinden van de primaire buis ingeklemd zijn en waarbij het buigmoment geplaatst wordt op de eerste secundaire buis (figuur 5-15). Vervolgens wordt een draadmodel van dezelfde buisverbinding met dezelfde randvoorwaarden en belasting gemaakt (zie figuur 5-17). De snedekrachten in de primaire buis aan beide zijden van het centrum van de buisverbinding worden berekend met dit draadmodel. Vier snedekrachten

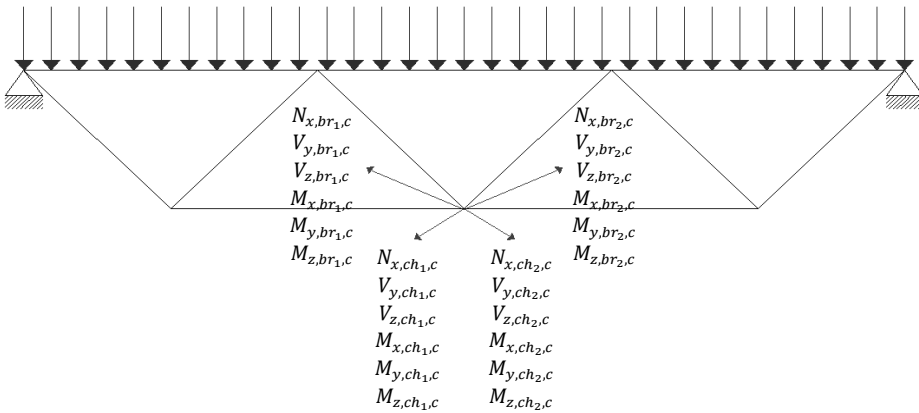
worden bekomen: $V_{z,ch_1,c}$ en $M_{y,ch_1,c}$ aan de linkerkant van het centrum en $V_{z,ch_2,c}$ en $M_{y,ch_2,c}$ aan de rechterkant van het centrum. Voor alle locaties i gelegen aan de linkerkant van het centrum (dus de volledige las tussen secundaire buis 1 en de primaire buis) moeten de hot spot spanningen bepaald met het 3D EE-model verminderd worden met:

$$SCF_{i;V_{z,ch}} \cdot \frac{V_{z,ch_1,c} \cdot \frac{L_{ch}}{2}}{W_{y,ch}} + SCF_{i;M_{y,ch}} \cdot \frac{M_{y,ch_1,c} - V_{z,ch_1,c} \cdot \frac{L_{ch}}{2}}{W_{y,ch}} \quad (5-47)$$

De bekomen hot spot spanningen zijn enkel afhankelijk van het buigend moment M_{y,br_1} . Deze waarden zijn tevens gelijk aan $SCF_{i;M_{y,br_1}}$, omdat de nominale spanning in de eerste secundaire buis constant is en gelijk is aan 1 MPa. Vergelijking 5-47 is een deel van vergelijking 5-25 en is gelijk aan de hot spot spanning op locatie i die veroorzaakt is door de twee snedekrachten $V_{z,ch_1,c}$ en $M_{y,ch_1,c}$ in de primaire buis. De nominale spanningen in de primaire buis worden dus vermenigvuldigd met de overeenstemmende SCF's. Deze SCF's werden reeds eerder bepaald met de EE-modellen op figuur 5-13 en 5-14. Voor alle locaties i aan de rechterkant van de buisverbinding (dus de volledige las tussen secundaire buis 2 en de primaire buis) wordt dezelfde vergelijking afgetrokken van de berekende hot spot spanningen, waarbij subscript 1 vervangen wordt door 2.

Deze methode moet herhaald worden voor alle basiskrachten en voor alle secundaire buizen (dus opnieuw 2-6 berekeningen). Door het toepassen van deze methode zijn alle bekomen SCF's enkel maar veroorzaakt door een enkele basisbelasting. Alle aparte hot spot spanningen berekend met de verschillende SCF's kunnen dus gesuperponeerd worden om zo de totale hot spot spanning te bekomen (zie vergelijking 5-25).

Als alle SCF's van een buisverbinding bepaald zijn, dan kan een draadmodel van de brugstructuur (zie figuur 5-18) gebruikt worden om alle snedekrachten in het centrum van de buisverbinding te berekenen. Ten slotte kan met vergelijking 5-25 alle hot spot spanningen van de buisverbinding in de brugstructuur bepaald worden die veroorzaakt worden door de aangebrachte belastingscombinatie. Deze methode werd volledig geprogrammeerd met Visual Basic en zit ingebouwd in het zelfgemaakte Excel programma. De volledige alternatieve methode wordt ook nog eens samengevat in tabel 5-5.



Figuur 5-18: Draadmodel van een structuur gebruikt om alle snedekrachten in het centrum van de beschouwde buisverbinding te berekenen

Tabel 5-5: Samenvatting van de alternatieve methode

| Stap | Alternatieve methode |
|------|---|
| 1 | Een 3D EE-model van geïsoleerde buisverbinding met de gedefinieerde lengtes wordt gegenereerd |
| 2 | Het rechter uiteinde van de primaire buis wordt ingeklemd |
| 3 | Het vrije uiteinde van de primaire buis wordt belast met N_x , V_y , V_z , M_x , M_y en M_z (één voor één) |
| 4 | De hot spot spanningen van dat EE-model worden bepaald = SCF's |
| 5 | Het linker uiteinde van de primaire buis wordt ingeklemd |
| 6 | Het vrije uiteinde van de primaire buis wordt belast met V_y , V_z (één voor één) |
| 7 | De hot spot spanningen worden bepaald, maar enkel voor de locaties aan de rechterkant van de buisverbinding = SCF's |
| 8 | Nu zijn alle SCF's ten gevolge van krachten op de primaire buis bepaald |
| 9 | Beide uiteinden van de primaire buis worden ingeklemd |
| 10 | Het uiteinde van een secundaire buis wordt belast met N_x , V_y , V_z , M_x , M_y en M_z (één voor één en wordt herhaald voor alle secundaire buizen) |
| 11 | De hot spot spanningen van dat EE-model worden bepaald |
| 12 | Een draadmodel van dezelfde buisverbinding met dezelfde randvoorwaarden en belastingen wordt gemaakt |
| 13 | De krachten in de primaire buis ter hoogte van het centrum van de buisverbinding worden bepaald (zowel links als rechts) |
| 14 | De nominale spanningen van deze krachten worden bepaald en vermenigvuldigd met de SCF's bepaald in stap 4 en 7 |
| 15 | De bekomen waarden worden afgetrokken van de hot spot spanningen bepaald in stap 11 = SCF's |
| 16 | Nu zijn alle SCF's ten gevolge van krachten op de secundaire buizen bepaald |

De alternatieve methode zonder aparte SCF's voor schuifkrachten is bijna identiek. Het verschil is dat de schuifkrachten kunnen geschrapt worden bij het berekenen van de SCF's. Het EE-model van figuur 5-14 is dus niet meer nodig. De hot spot spanningen worden nu bepaald met vergelijking 5-38. De nominale spanningen van buigende momenten in de primaire buis worden bepaald in het centrum van de buisverbinding en die van buigende momenten in de secundaire buis op het snijpunt van de buisas met de primaire buis, zoals op figuur 5-11.

Er zijn dus twee versies van de alternatieve methode, namelijk met of zonder aparte SCF's voor dwarskrachten. Beide versies van de alternatieve methode kunnen afzonderlijk nog verder vereenvoudigd worden door bepaalde basiskrachten weg te laten, bijvoorbeeld als die gelijk zijn aan nul in de beschouwde brugstructuur. Deze basiskrachten moeten dan overal geschrapt worden, zowel in de EE-modellen als in alle vergelijkingen.

5.4. Verschillende methoden vergelijken

5.4.1. K-knoop in een vakwerk

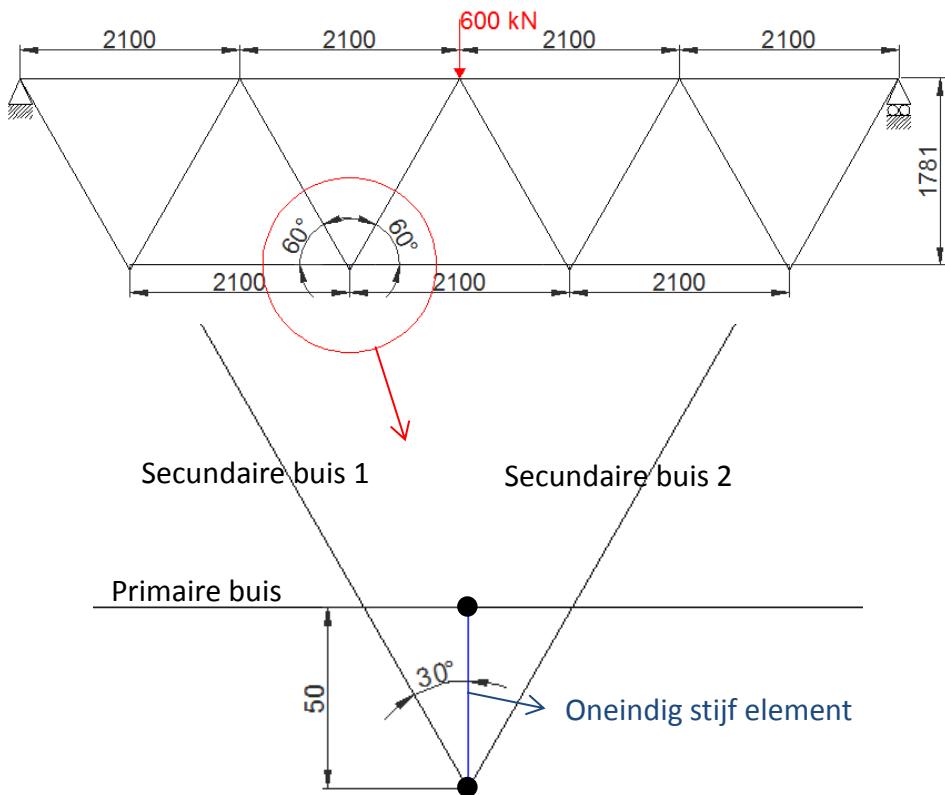
Voor de eerste vergelijking wordt een vakwerk met K-knopen beschouwd. Dit vakwerk is gelijkaardig aan het vakwerk dat beproefd werd door Schumacher [3]. De omcirkelde K-knoop op figuur 5-19 wordt geïsoleerd zodat alle SCF's met de verschillende methoden kunnen bepaald worden. De afmetingen van de K-knoop worden gegeven in tabel 5-6.

Tabel 5-6: Afmetingen van beschouwde K-knoop

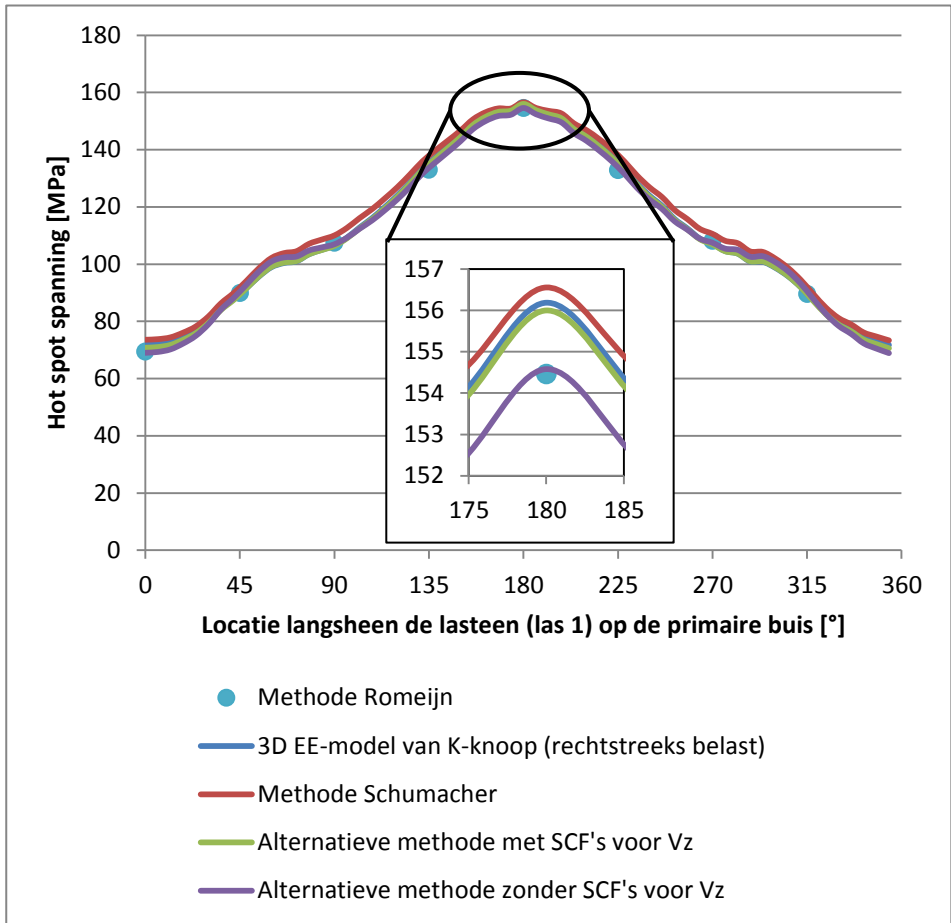
| D [mm] | T [mm] | d [mm] | t [mm] | θ [°] | e [mm] | β [-] | γ [-] | τ [-] |
|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------------|-----------|----------------|-----------------|---------------|
| 273 | 20 | 139,7 | 12,5 | 30 | 50 | 0,51 | 6,83 | 0,63 |

Omdat de beschouwde buisverbinding een K-knoop is, kan de methode van Schumacher eenvoudig toegepast worden. Zowel deze methode als de methode van Romeijn kunnen dan vergeleken worden met de voorgestelde alternatieve methode. Een 3D EE-model van de geïsoleerde K-knoop die rechtstreeks belast wordt met de berekende krachten van het draadmodel van het vakwerk, wordt ook in deze vergelijking opgenomen. De hot spot spanningen berekend met dit laatste model zijn de meest nauwkeurige en kunnen gebruikt worden om te bepalen welke methode de beste resultaten

oplevert. Het draadmodel van het vakwerk wordt ook gebruikt om de snedekrachten in het centrum van de buisverbinding te bepalen, die vervolgens omgezet worden in nominale spanningen. Deze spanningen worden dan vermenigvuldigd met de overeenstemmende SCF's die bepaald zijn met de verschillende methoden. De hot spot spanningen van lasverbinding 1 op de primaire buis die op deze manier verkregen zijn, worden weergegeven op figuur 5-20. Lasverbinding 1 is de verbinding tussen de primaire buis en secundaire buis 1 (zie figuur 5-19). De locaties 0° , 90° , 180° en 270° komen respectievelijk overeen met kroon (hiel), zadel, kroon (teen) en zadel (zie figuur 2-8). Om het rekenwerk te verkorten en vereenvoudigen, werden de basiskrachten V_y , M_x en M_z geschrapt bij het berekenen van de SCF's met de alternatieve methode. Deze krachten zijn allemaal gelijk aan nul in dit vakwerk en hoeven dus niet beschouwd te worden. De alternatieve methode wordt wel twee keer toegepast, eens met aparte SCF's voor V_z en eens zonder SCF's voor V_z . Wegens de symmetrie volstaat het om de basisbelastingen enkel op één secundaire buis aan te brengen.



Figuur 5-19: Vakwerk met K-knopen ($\theta=30^\circ$) (afmetingen in mm)



Figuur 5-20: Hot spot spanningen bepaald met vier verschillende methoden

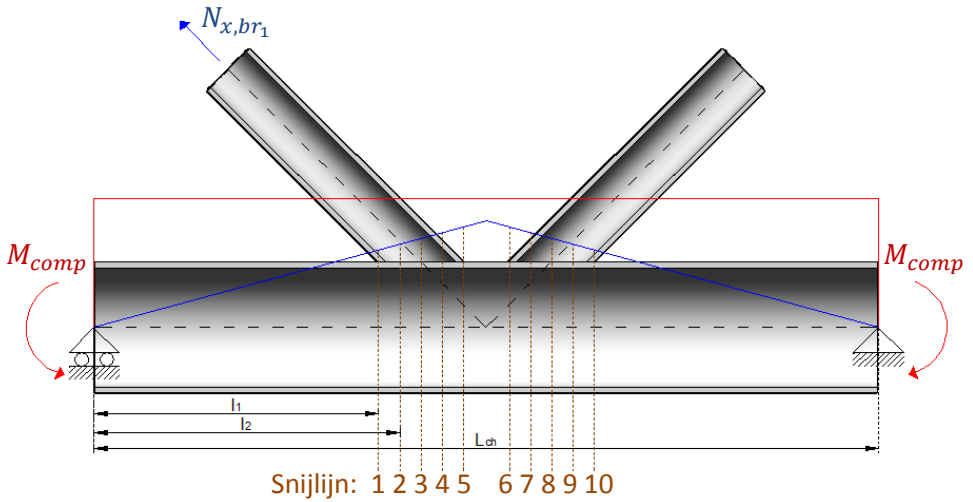
Uit deze grafiek wordt duidelijk dat de verschillen klein zijn. Wanneer er ingezoomd wordt op de grootste spanningen, dan wordt duidelijk dat de alternatieve methode met aparte SCF's voor V_z het dichtst bij de geïsoleerde buisverbinding gelegen is. De minst nauwkeurige methode verschilt echter minder dan 1% van de geïsoleerde buisverbinding. De verschillen zijn dus verwaarloosbaar. De methode van Schumacher is misschien iets minder complex dan de alternatieve methode en is zeker voldoende nauwkeurig voor het bepalen van de SCF's voor K-knopen.

De methode van Romeijn wordt ook toegepast op dit relatief eenvoudig voorbeeld. Zoals aanbevolen door Romeijn worden slechts acht locaties langsheen de lasverbinding beschouwd (zie paragraaf 5.3.2). De acht blauwe punten op figuur 5-20 vallen samen met de curve van de alternatieve methode zonder SCF's voor V_z . Het principe van deze twee methoden is dan ook gelijk,

maar de uitvoering is anders. Hieronder wordt stap per stap overlopen hoe alle SCF's van deze K-knoop bepaald worden met de methode van Romeijn.

Om de SCF's ten gevolge van krachten in de primaire buis te bepalen, wordt het EE-model van de geïsoleerde K-knoop aan de rechterzijde ingeklemd en aan de linkerzijde eens belast met N_{x,ch_1} en eens met M_{y,ch_1} , zoals op figuur 5-13.

Het bepalen van de SCF's ten gevolge van krachten in de secundaire buis verloopt iets complexer. De buigende momenten in de primaire buis, die veroorzaakt worden door krachten geplaatst op een secundaire buis, moeten gecompenseerd worden via een buigend moment M_{comp} , aangebracht op beide uiteinden van de primaire buis, zoals op figuur 5-10. De grootte van deze compenserende buigmomenten is afhankelijk van de beschouwde locatie op de lasverbinding waar de SCF bepaald wordt. In totaal moeten er 32 SCF_{i,N_x,br_1} 's bepaald worden, namelijk 8 lastenlocaties op de primaire buis en 8 op de secundaire buis per lasverbinding. Zoals men kan zien op figuur 5-21 zijn er dus tien snijlijnen waarop SCF_{i,N_x,br_1} 's moeten bepaald worden. Wegens symmetrie zijn er vijf verschillende waarden van M_{comp} , die geplaatst moeten worden op de uiteinden van de primaire buis. Deze vijf belastingscombinaties worden één voor één geplaatst op een 3D EE-model van de geïsoleerde K-knoop waarvan de primaire buis aan de linkerkant een roloplegging heeft en aan de rechterkant een vaste oplegging (dus vijf EE-berekeningen). De momentenlijn in de primaire buis ten gevolge van N_{x,br_1} wordt weergegeven op figuur 5-21. De normaal- en dwarskrachtenlijn worden niet weergegeven op deze figuur. De normaalkracht N_{x,br_1} wordt bepaald met vergelijking 5-7 en is gelijk aan 4995,13 N. De grootte van alle compenserende buigmomenten wordt gegeven in tabel 5-7. Om bijvoorbeeld de acht SCF_{i,N_x,br_1} 's op snijlijn 2 en 9 te berekenen (acht locaties i: twee maal lasten op de primaire buis en twee maal lasten op de secundaire buis per lasverbinding), moet M_{comp} gelijk zijn aan -1471886,34 Nmm. Daarna kunnen de acht hot spot spanningen op de locaties gelegen op snijlijn 2 en 9 bepaald worden met het 3D EE-model. Het buigend moment in de primaire buis op die twee snijlijnen is nu gelijk aan 0, dus de bepaalde hot spot spanningen worden enkel maar veroorzaakt door N_{x,br_1} . Omdat tevens $\sigma_{nom;N_x,br_1}$ gelijk is aan 1 N/mm², zijn de acht berekende hot spot spanningen gelijk aan de SCF_{i,N_x,br_1} 's.



Figuur 5-21: $SCF_{i,N_{x,br_1}}$ bepalen via de methode van Romeijn

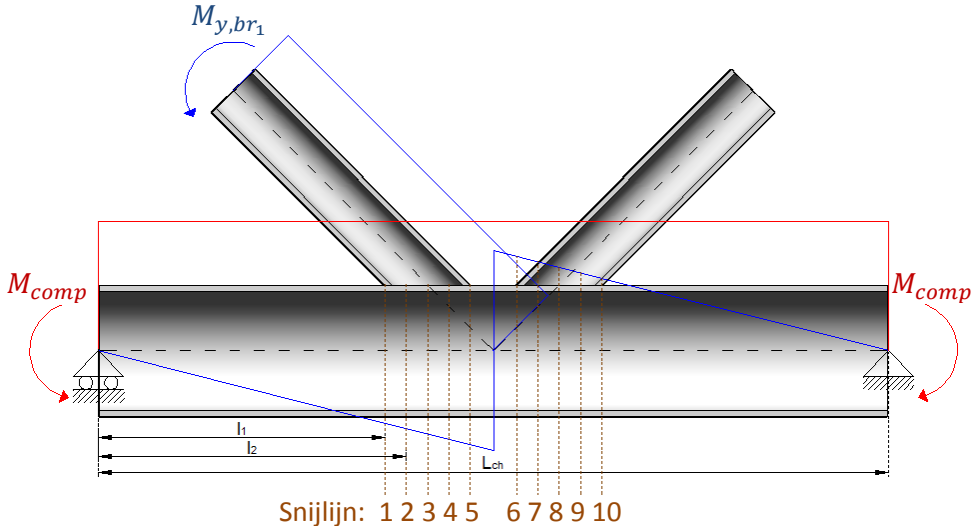
Tabel 5-7: Grootte van de compenserende buigmomenten

| Snijlijn | M_{comp} [Nmm] |
|----------|------------------|
| 1 en 10 | -1402159,58 |
| 2 en 9 | -1471886,34 |
| 3 en 8 | -1626547,94 |
| 4 en 7 | -1750054,05 |
| 5 en 6 | -1793456,46 |

Hierbij werd de normaalkracht aanwezig in de primaire buis niet gecompenseerd. Om deze te compenseren zou men de vaste oplegging en de roloplegging moeten omwisselen bij de berekening van de locaties op snijlijnen 6 tot 10. In deze zone is de normaalkracht N_{x,ch_2} niet gelijk aan nul. De invloed van deze normaalkracht op de SCF's is wellicht beperkt en wordt dus verwaarloosd. Romeijn [10] vermeld enkel compenserende buigmomenten en zegt niets over het compenseren van de normaalkracht.

Het bepalen van SCF's ten gevolge van het buigend moment M_{y,br_1} verloopt volledig analoog. Dit buigend moment M_{y,br_1} wordt geplaatst op het vrije uiteinde van de secundaire buis en is gelijk aan 146028,87 Nmm (vergelijking 5-11). De nominale spanning $\sigma_{nom;M_{y,br_1}}$ is dus gelijk aan 1 N/mm². De momentenlijn veroorzaakt door dit buigend moment wordt weergegeven op figuur 5-22. De dwarskrachtenlijn wordt niet weergegeven op deze figuur. Alle normaalkrachten N_x zijn gelijk aan nul. Omdat het buigend moment in de primaire buis verschillend is voor alle snijlijnen, kunnen er nu geen snijlijnen

samengenomen worden. Er zijn dus tien verschillende waarden van M_{comp} die één voor één op het EE-model moeten geplaatst worden (dus tien EE-berekeningen). In tabel 5-8 worden de verschillende waarden van M_{comp} opgesomd.



Figuur 5-22: $SCF_{i,M_{y,br_1}}$ bepalen via de methode van Romeijn

Omdat de K-knoop volledig symmetrisch is, zijn de SCF's ten gevolge van belastingen op secundaire buis 1 gelijk aan die ten gevolge van belastingen op secundaire buis 2, waarbij alle locaties gespiegeld worden rond het yz-vlak.

Tabel 5-8: Grootte van de compenserende buigmomenten

| Snijlijn | M_{comp} [Nmm] |
|----------|------------------|
| 1 | 55744,16 |
| 2 | 58516,21 |
| 3 | 64664,93 |
| 4 | 69575,03 |
| 5 | 71300,53 |
| 6 | -71300,53 |
| 7 | -69575,03 |
| 8 | -64664,93 |
| 9 | -58516,21 |
| 10 | -55744,16 |

Er moeten dus 17 verschillende belastingscombinaties, één voor één geplaatst op een EE-model, uitgerekend worden om alle SCF's ten gevolge van zes

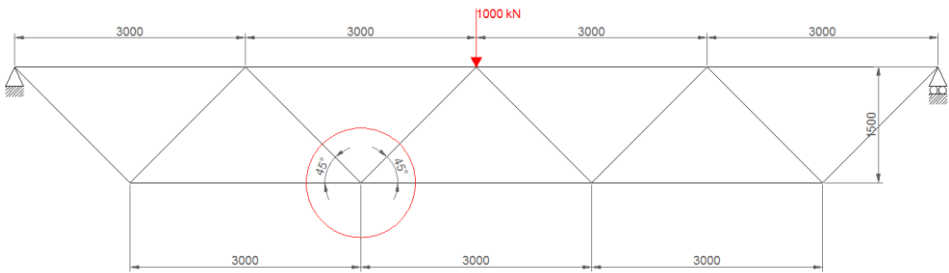
basisbelastingen ($N_{x,ch}$, $M_{y,ch}$, N_{x,br_1} , M_{y,br_1} , N_{x,br_2} en M_{y,br_2}) op 32 locaties (16 locaties op elke lasverbinding, waarbij telkens acht locaties op de primaire buis en acht locaties op de secundaire buis) te bepalen met de methode van Romeijn. De alternatieve methode met aparte SCF's voor V_z vergt het uitrekenen van zes belastingscombinaties op een EE-model en drie belastingscombinaties op een eenvoudig draadmodel. Wegens het vele rekenwerk en de complexiteit, zal de methode van Romeijn dus niet meer toegepast worden op de verdere voorbeelden. Bovendien is de alternatieve methode zonder aparte SCF's voor V_z minstens even nauwkeurig als de methode van Romeijn, maar is ze minder complex en vergt ze nog minder berekeningen (namelijk vier EE-berekeningen en twee berekeningen met draadmodel). Bij de methode van Romeijn neemt ook het aantal berekeningen toe, naarmate men meer locaties rondom de buisverbinding wil beschouwen. Voor eenvoudige buisverbindingen zoals T- en K-knopen blijft het rekenwerk van de methode van Romeijn beperkt, omdat het voldoende is om maar op acht locaties de hot spot spanning te bepalen. Meestal kan men vooraf al voorspellen waar de grootste hot spot spanning zal optreden. Bij complexere buisverbindingen, zoals knoop ALK09 van de Woluwelaanbrug, is de locatie met de hoogste hot spot spanning veel minder evident. Er moeten dus veel meer berekeningen uitgevoerd worden, omdat de hot spot spanning op meer dan acht locaties moet bepaald worden. Bij de alternatieve methode blijft het aantal EE-berekeningen gelijk en worden telkens alle SCF's voor alle gegeneerde knopen langsheen de buisverbinding bepaald. Ook het berekenen van de compenserende buigmomenten wordt veel complexer bij complexere buisverbindingen, omdat dan zowel M_y als M_z moet gecompenseerd worden in de primaire buis. De berekende hot spot spanningen met de methode van Romeijn zijn ook niet volledig afhankelijk van de randvoorwaarden. Op de snijlijn van de beschouwde locatie zijn de krachten in de primaire buis gelijk aan nul. De hot spot spanning wordt echter berekend met spanningen op een afstand van de lasten, waar de snedekrachten in de primaire buis niet langer nul meer zijn.

Men kan besluiten dat de alternatieve methode met aparte SCF's voor schuifkrachten het meest nauwkeurig is omdat deze methode het variabel en lineair buigend momentenverloop in rekening brengt. Het verschil met de andere methoden is echter klein omdat het gaat om een eenvoudige buisverbinding met beperkte omvang.

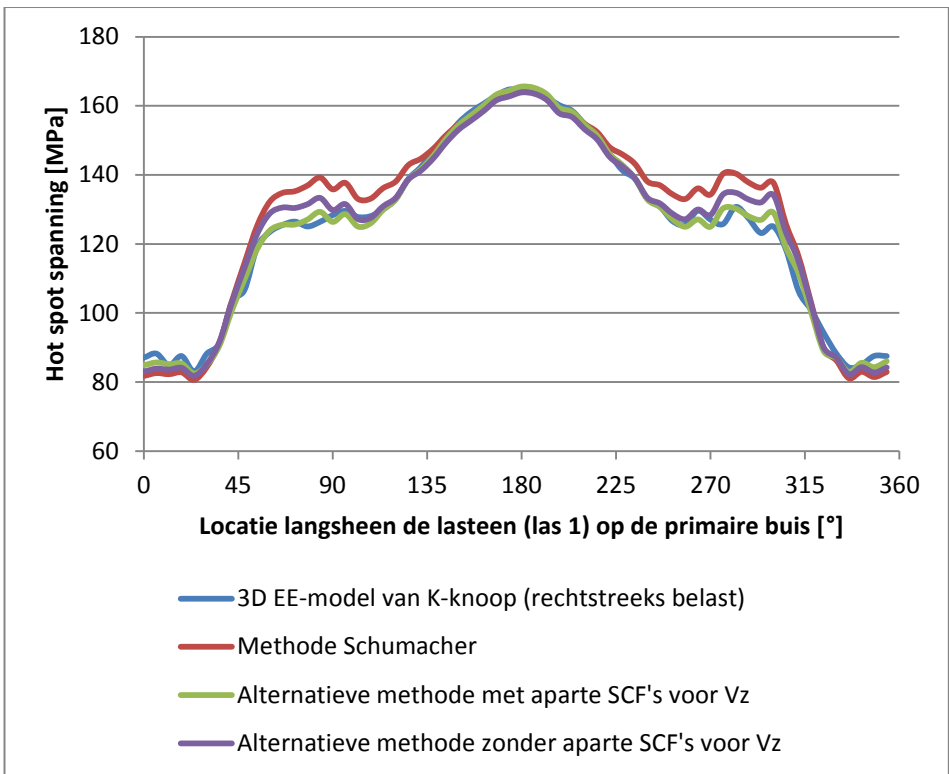
Voor de volgende vergelijking wordt een gelijkaardig vakwerk beschouwd. De afmetingen van de K-knoop worden gegeven in tabel 5-9. De hoek θ is nu gelijk aan 45° . Het vakwerk wordt getoond op figuur 5-23 en de resultaten op figuur 5-24.

Tabel 5-9: Afmetingen van beschouwde K-knoop

| D [mm] | T [mm] | d [mm] | t [mm] | θ [°] | e [mm] | β [-] | γ [-] | τ [-] |
|--------|--------|--------|--------|--------------|--------|-------------|--------------|------------|
| 508 | 20 | 260 | 14 | 45 | 0 | 0,51 | 12,7 | 0,7 |



Figuur 5-23: Vakwerk met K-knopen ($\theta=45^\circ$) (afmetingen in mm)



Figuur 5-24: Hot spot spanningen bepaald met drie verschillende methoden

Op de grafiek is nu een groter verschil merkbaar tussen de verschillende methoden in de zones 45° - 135° en 225° - 315° . In deze zones verschilt de methode van Schumacher het meest, ongeveer 10%. Dit verschil is veroorzaakt door het verwaarlozen van het effect van de schuifkrachten. Deze zones zijn echter minder van belang, aangezien de vermoeiingssterkte bijna altijd afhankelijk is van de grootste hot spot spanningen. De maximale waarden bepaald met de drie methoden op 180° zijn nagenoeg identiek. Dezelfde conclusies als voorheen kunnen gemaakt worden.

Algemeen kan men dus besluiten dat alle methoden geschikt zijn om de SCF's van een K-knoop te bepalen, maar dat de alternatieve methode met aparte SCF's voor schuifkrachten in alle situaties het meest nauwkeurig is.

5.4.2. Knoop ALK09 van de Woluwelaanbrug

Om te weten welke methode het meest geschikt is voor complexe buisverbindingen, worden de verschillende methoden vergeleken voor knoop ALK09 van de Woluwelaanbrug. De geometrie van deze buisverbinding wordt besproken in paragraaf 6.2. De SCF's van knoop ALK09 met dubbele diafragmaverstijving worden bepaald met vijf verschillende methoden. Het EE-model van deze buisverbinding wordt weergegeven op figuur 6-12. Om de hot spot spanningen te bepalen, wordt een draadmodel van de brug (zie figuur 4-21) belast met drie statische treinlasten van het type 3 [28]. De snedekrachten in het centrum van de buisverbinding worden dan omgezet naar nominale spanningen en ingevuld in de verschillende vergelijkingen om de hot spot spanningen te berekenen. Om te weten welk hot spot spanningsverloop het meest nauwkeurig is, worden ze vergeleken met de hot spanningen die rechtstreeks berekend worden met een 3D EE-model van de buisverbinding die rechtstreeks belast wordt met de krachten afkomstig van hetzelfde draadmodel.

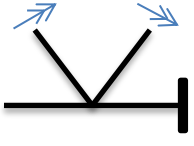
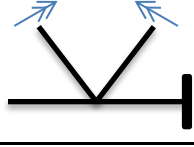

De methode van Schumacher toepassen op deze buisverbinding is niet zo eenvoudig. De verbinding is niet symmetrisch en bezit drie secundaire buizen. Gebalanceerde belastingcombinaties beschouwen met gelijke krachten om de SCF's te bepalen is onmogelijk. Daarom zal de kleine secundaire buis onder de primaire buis buiten beschouwing gelaten worden met de methode van Schumacher. De buisverbinding wordt ook belast met buigmomenten uit het vlak. Deze buigende momenten worden echter niet beschouwd in deze

methode. De methode van Schumacher zal dus uitgebreid worden zodat deze methode ook kan vergeleken worden met de alternatieve methode. Drie belastingscombinaties worden hiervoor toegevoegd aan de oorspronkelijke vijf (zie tabel 5-4), namelijk niet gebalanceerde buigende momenten uit het vlak op de secundaire buizen, gebalanceerde buigende momenten uit het vlak op de secundaire buizen en een buigend moment uit het vlak op de primaire buis (zie tabel 5-10).

Voor de methode van Schumacher moeten er dus acht belastingscombinaties uitgerekend worden waarbij de geïsoleerde buisverbinding aan de rechterkant ingeklemd is. De kleine secundaire buis onderaan de buisverbinding wordt niet belast. Er wordt aangenomen dat de snedekrachten in deze buis geen invloed hebben op de hot spot spanningen van las 1. Torsiemomenten die nu ook uitgesproken aanwezig zijn, zullen echter niet toegevoegd worden aan de methode van Schumacher. Vergelijking 5-24 wordt dan:

$$\begin{aligned} \sigma_{hs;i} = & SCF_{i;N_x,br} \cdot \sigma_{nom;N_x,br} + SCF_{i;M_y,br} \cdot \sigma_{nom;M_y,br} + SCF_{i;M_z,br} \\ & \cdot \sigma_{nom;M_z,br} + SCF_{i;N_x,ch} \cdot \sigma_{nom;N_x,ch} + SCF_{i;M_y,ch} \\ & \cdot \sigma_{nom;M_y,ch} + SCF_{i;M_z,ch} \cdot \sigma_{nom;M_z,ch} \end{aligned} \quad (5-48)$$

Tabel 5-10: Drie extra belastingscombinaties voor de methode van Schumacher [3]

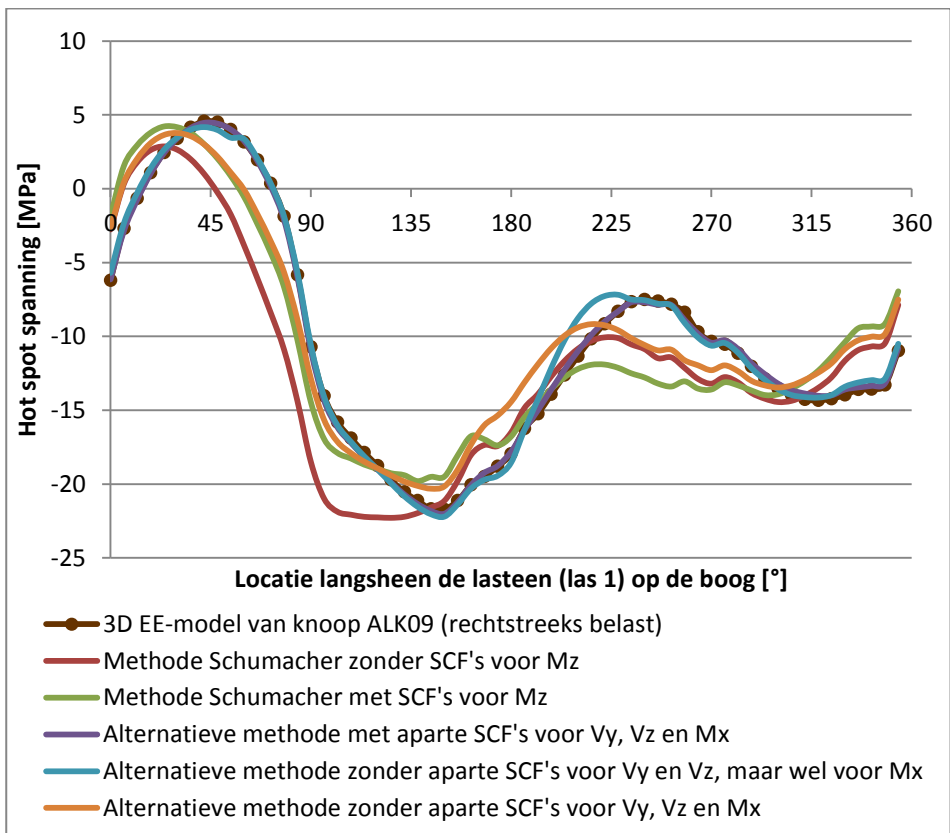
| Belastingsgeval | Aangebrachte belasting (zie pijlen) | Belastingsschema | Bijbehorende nominale spanning |
|---|-------------------------------------|---|--------------------------------|
| Niet gebalanceerde buigende momenten uit het vlak op de secundaire buizen | $M_{z1,br}$ |  | $\sigma_{nom;M_{z1,br}}$ |
| Gebalanceerde buigende momenten uit het vlak op de secundaire buizen | $M_{z2,br}$ |  | $\sigma_{nom;M_{z2,br}}$ |
| Buigend moment uit het vlak op de primaire buis | $M_{z,ch}$ |  | $\sigma_{nom;M_{z,ch}}$ |

Er worden drie versies van de alternatieve methode beschouwd:

- alle basiskrachten worden beschouwd (vergelijking 5-25);
- geen aparte SCF's voor dwarskrachten (vergelijking 5-38);
- geen aparte SCF's voor dwarskrachten en torsiemoment (vergelijking 5-38 met M_x gelijk aan nul).

Bij alle drie deze alternatieve methoden worden de SCF's ten gevolge van snedekrachten in de kleine secundaire buis onderaan bepaald. De invloed van de krachten in de derde secundaire buis op de hot spot spanning van las 1 wordt dus nu wel in rekening gebracht. Bij de derde versie wordt net zoals bij de methode van Schumacher de invloed van het torsiemoment op de hot spot spanningen verwaarloosd. Bij de eerste twee versies wordt deze invloed wel in rekening gebracht.

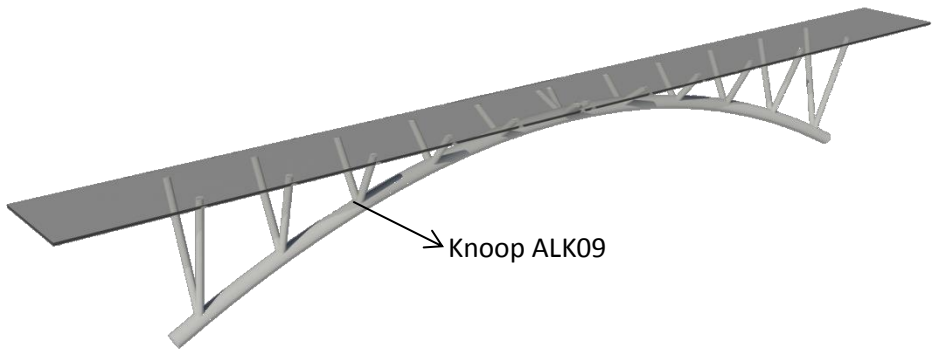
Alle berekende hot spot spanningen voor locaties op de eerste las op de primaire buis worden weergegeven op figuur 5-25.



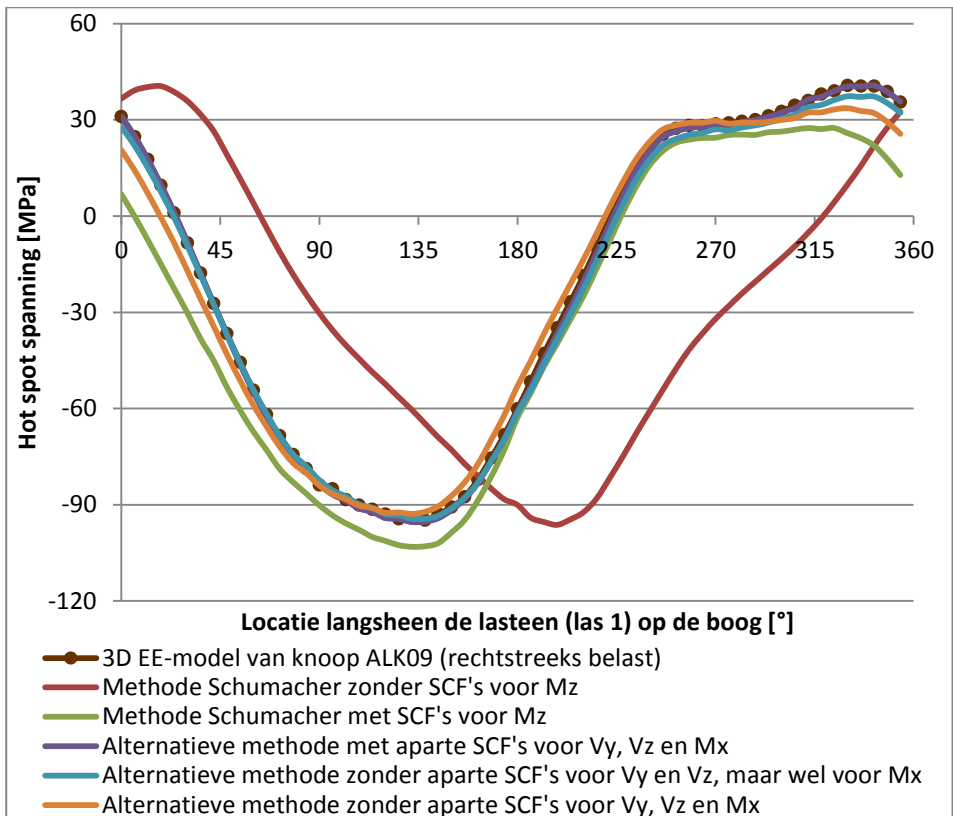
Figuur 5-25: Hot spot spanningen bepaald met vijf verschillende methoden

De alternatieve methode met aparte SCF's voor schuifkrachten en torsiemomenten is het meest nauwkeurig. Deze curve valt samen met de curve van het 3D EE-model. De methode van Schumacher geeft afwijkende resultaten. Deze methode is dan ook enkel maar ontworpen voor K-knopen. Als buigende momenten uit het vlak toegevoegd worden aan deze methode dan leunt de curve dichter aan bij die van de geïsoleerde buisverbinding, maar de resultaten zijn nog altijd te verschillend. Het hot spot spanningsverloop van de alternatieve methode zonder SCF's voor schuifspanningen en torsiemomenten wijkt ook af van het verloop van het 3D EE-model. Dezelfde methode, maar dan met torsiemomenten, valt samen met de geïsoleerde buisverbinding voor bijna alle locaties. Dit toont aan dat het bepalen van aparte SCF's voor torsiemomenten toch wel aanbevolen is voor complexe buisverbindingen met aanzienlijke torsiemomenten.

De SCF's bepaald met de methode van Schumacher zijn niet nauwkeurig genoeg om de hot spot spanningen van complexe buisverbindingen te bepalen. Als buigende momenten uit het vlak toegevoegd worden dan kan deze methode wel gebruikt worden voor complexe buisverbindingen, maar enkel als deze verbinding belast wordt met een combinatie van de verschillende belastingsgevallen weergegeven in tabellen 5-4 en 5-10. Zo moet de buisverbinding een even aantal secundaire buizen bevatten zodat de belastingscombinaties bij het bepalen van de SCF's in evenwicht zijn. Voor dit laatste moet de buisverbinding ook symmetrisch zijn zowel om de x- als y-as. Bovendien kunnen enkel de SCF's voor locaties gelegen op het vrije uiteinde van de primaire buis nauwkeurig bepaald worden (zie figuur 5-9). Aangezien de belastingscombinaties bij het bepalen van de SCF's (tabellen 5-4 en 5-10) allemaal bestaan uit krachten van gelijke grootte, is het ook aanbevolen dat de aangrijpende krachten op de secundaire buizen ten gevolge van een werkelijke belastingscombinatie van ongeveer gelijke grootte zijn bij het bepalen van de hot spot spanningen. Voor vakwerken met K-knopen is dit inderdaad meestal zo, maar bij complexe buisverbindingen kan de grootte van de krachten sterk verschillen in de verschillende secundaire buizen. De methode van Schumacher heeft dus heel wat voorwaarden, waar niet altijd aan voldaan kan worden bij complexe buisverbindingen. De alternatieve methode anderzijds heeft geen beperkingen en is toepasbaar op gelijk welke buisverbinding, omdat alle basisbelastingen apart beschouwd worden. Het laat toe om heel nauwkeurig alle SCF's van alle locaties op de las te bepalen.



Figuur 5-26: Illustratie van de vereenvoudigde versie van de Woluwelaanbrug



Figuur 5-27: Hot spot spanningen bepaald met de vijf verschillende methoden

Een vereenvoudigd model van de Woluwelaanbrug (zie figuur 5-26) werd gemaakt zodat de methode van Schumacher beter toepasbaar is op knoop ALK09. In figuur 5-27 worden opnieuw alle verschillende methoden met elkaar vergeleken. Men kan duidelijk zien dat de curve van Schumacher dichter aanleunt bij die van de alternatieve methode. De beschouwde buisverbinding

bevat nu maar twee secundaire buizen en is tevens niet voorzien van diafragmaverstijving. Bovendien zijn de secundaire buizen gelegen in eenzelfde vlak, waardoor de buisverbinding symmetrisch is om de x-as. De aslijn van het brugdek ligt nu ook in hetzelfde vlak van de boog. De secundaire buizen worden dus nu belast met krachten van gelijke grootte. De hot spot spanningen bepaald met de aangepaste methode van Schumacher zijn nog steeds overschat in vergelijking met de hot spot spanningen bepaald met het 3D EE-model. Dit komt omdat enkele voorwaarden van de methode van Schumacher nog niet voldaan zijn. De lasverbinding ligt namelijk niet volledig op het vrije uiteinde van de primaire buis bij het bepalen van SCF's. Daarnaast zijn de normaalkrachten N_x op beide secundaire buizen allebei drukkrachten en hebben dus dezelfde zin. Dit komt niet overeen met de eerste belastingscombinatie van tabel 5-4, waar de normaalkrachten een tegengestelde zin hebben. Het overdrachtseffect wordt dus ook fout begroot. Dit was ook zo bij de vergelijking op figuur 5-25.

De grootste spanningswaarde bepaald met de methode van Schumacher is 7,5 % hoger dan de grootste waarde berekend met het 3D EE-model, dat rechtstreeks belast is. Dit verschil lijkt klein, maar het verschil in vermoeiingsleeftijd zal nog veel groter zijn. De methode van Schumacher is dus minder nauwkeurig om de hot spot spanningen van complexe buisverbindingen, die voorkomen in raamwerkbruggen, te bepalen. Als alle andere methoden opnieuw vergeleken worden, dan kunnen dezelfde conclusies getrokken worden: de hot spot spanningen bepaald met de alternatieve methode (met aparte SCF's voor schuifkrachten en torsiemomenten) levert spanningen op die bijna identiek zijn aan die berekend met de geïsoleerde buisverbinding. Beide curves vallen samen op figuur 5-27. Deze alternatieve methode is dus aanbevolen om de SCF's van complexe buisverbindingen te bepalen.

5.5. Conclusies

Via EE-berekeningen en experimentele metingen is aangetoond dat de hot spot methode met de nodige voorzichtigheid moet toegepast worden. Zo is het belangrijk om bij EE-berekeningen voldoende waarden, die goed verspreid liggen over de volledige extrapolatiezone, in rekening te brengen bij het bepalen van de tweedegraadskromme. Als men de hot spot rek experimenteel wil bepalen dan kunnen drie rekstroken onvoldoende zijn om een nauwkeurige

hot spot rek te bepalen. Theoretisch zijn drie waarden nochtans genoeg om een tweedegraadskromme op te stellen, maar deze kromme blijkt niet altijd het correcte verloop te hebben. De nauwkeurigheid bij het gebruik van drie rekstroken wordt sterk bepaald door het feit of ze al dan niet voldoende verspreid liggen over de volledige extrapolatiezone. Een betere spreiding leidt tot betere resultaten. Toch is het aangeraden om minstens vijf rekstroken, die goed verspreid liggen over de volledige extrapolatiezone, te installeren. Op deze manier is de kans veel groter dat een nauwkeurige hot spot rek bepaald wordt.

Via de bepaalde hot spot spanningen kunnen de spanningsconcentratiefactoren (SCF's) bepaald worden. Eens alle SCF's van een buisverbinding bepaald zijn, dan kunnen de hot spot spanningen ten gevolge van gelijk welke belastingscombinatie snel en eenvoudig bepaald worden met vergelijking 5-25. Voor elke nieuwe belastingscombinatie zou anders telkens opnieuw een tijdrovende berekening met een 3D EE-model moeten uitgevoerd worden. Dit levert een grote tijds winst op, zeker bij het berekenen van bewegende belastingen, zoals treinen, die gebruikt worden om de vermoeiingsleeftijd van de brug te bepalen.

De voorgestelde alternatieve methode is een nauwkeurige manier om SCF's te bepalen die onafhankelijk zijn van de randvoorwaarden en dus enkel maar veroorzaakt zijn door een enkele basiskracht. Deze methode verschilt vooral van de vorige methoden omdat het gebruik maakt van een eenvoudig draadmodel om de SCF's onafhankelijk te maken. Het beschouwt ook alle basiskrachten en is toepasbaar op alle soorten buisverbindingen. Bovendien is het rekenwerk minder complex dan de methode van Romeijn en is het resultaat heel nauwkeurig. Anderzijds vergt deze methode wel iets meer rekenwerk dan die van Schumacher. Deze laatste is echter enkel toepasbaar op K-knopen. Zelfs als deze methode aangepast zou worden dan zijn er nog steeds beperkingen aan verbonden. De alternatieve methode daarentegen geeft nauwkeurige resultaten voor verschillende soorten buisverbindingen. T-, K-, KK-knopen en complexe buisverbindingen zoals die van de Woluwelaanbrug zijn allemaal uitvoerig getest gedurende dit onderzoek en telkens opnieuw vertoonde de alternatieve methode heel nauwkeurige resultaten. Voor complexe, multi-planaire buisverbindingen die voorkomen in raamwerkbruggen is het aangeraden om alle basiskrachten te beschouwen bij het bepalen van de SCF's. Als de hot spot spanningen berekend worden met

deze SCF's, dan zijn deze identiek aan de hot spot spanningen bepaald met een 3D EE-model, dat rechtstreeks belast wordt met hetzelfde belastingschema. De voorgestelde alternatieve methode kan dus toegepast worden op alle soorten buisverbindingen.

Er dient wel opgemerkt te worden dat de nauwkeurigheid van de resultaten sterk afhangt van de nauwkeurigheid van het EE-model. Dit model blijft steeds een weerspiegeling van de werkelijkheid en zal nooit perfecte resultaten opleveren. Aangezien de hot spot spanningen berekend met de alternatieve methode nagenoeg identiek zijn aan de hot spot spanningen die bepaald zijn met een gedetailleerd EE-model, dat rechtstreeks belast wordt met een werkelijk belastingschema, kan besloten worden dat deze methode het meest nauwkeurige alternatief is om snel de hot spot spanningen van een buisverbinding te bepalen die veroorzaakt worden door verschillende belastingscombinaties.

Voor eenvoudige, planaire buisverbindingen is de alternatieve methode zonder aparte SCF's voor schuifkrachten en torsiemomenten een waardig alternatief zonder verlies aan nauwkeurigheid. Voor planaire buisverbindingen, zoals T- en K-knopen kan de methode meestal verder vereenvoudigd worden door V_z , M_x en M_z weg te laten. Voor het verdere onderzoek zal echter steeds de alternatieve methode met aparte SCF's voor schuifkrachten en torsiemomenten gebruikt worden, aangezien die het meest nauwkeurig is en toch snel en automatisch uitgevoerd kan worden via het Excel programma.

6. Validatie van het EE-model via rekmetingen op de Woluwelaanbrug

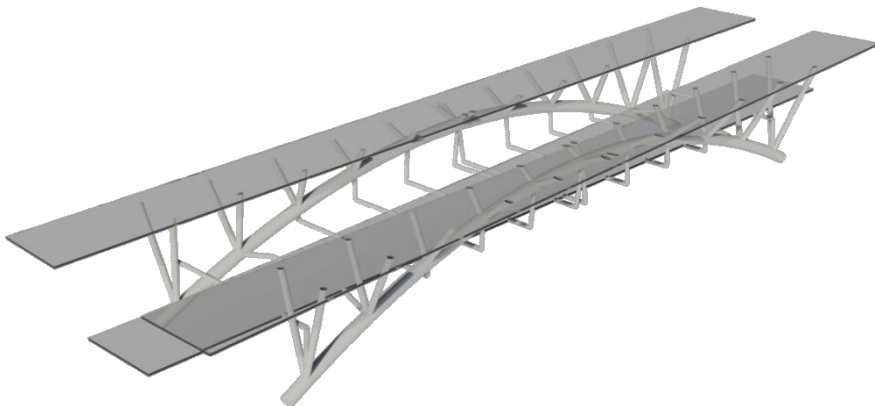
6.1. Inleiding

De spoorbrug over de Woluwelaan [2] bevindt zich in Machelen en maakt deel uit van het Diaboloproject. Dit project vormt de noordelijke omsluiting van de luchthaven Brussel-Nationaal te Zaventem. De locatie is aangeduid op figuur 6-1. De stalen boogbrug bestaat uit drie afzonderlijke brugdekken die elk één spoor dragen. De twee hoger gelegen brugdekken zijn verbonden met verticale buizen aan twee stalen buisbogen. Het middelste lager gelegen brugdek is opgehangen tussen twee bogen met stalen buizen en rechthoekige profielen.



Figuur 6-1: Locatie van de Woluwelaanbrug

De bogen zijn stijf verankerd in een betonnen blok. De verticale buizen (de secundaire buizen) zijn vast gelast aan de stalen boog (de primaire buis). Deze brugstructuur bestaat dus uit vele gelaste buisverbindingen. Deze verbindingen vormen dan ook het meest kritieke onderdeel van de constructie. De twee bogen zijn identiek van geometrie, maar lopen niet perfect parallel. Ook de brugdekken lopen niet parallel en zijn allemaal gelegen op een verschillende hoogte. De uiteinden zijn vast verbonden met het landhoofd (integraalbrug). Elke boog bestaat uit 11 verschillende buisverbindingen genummerd van ALK01 tot ALK11 voor boog A en van BLK01 tot BLK11 voor boog B. Op figuur 6-2 wordt een vereenvoudigde 3D tekening van de brug weergegeven en op figuur 6-3 wordt de afgewerkte brug getoond.



Figuur 6-2: 3D tekening van de Woluwelaanbrug



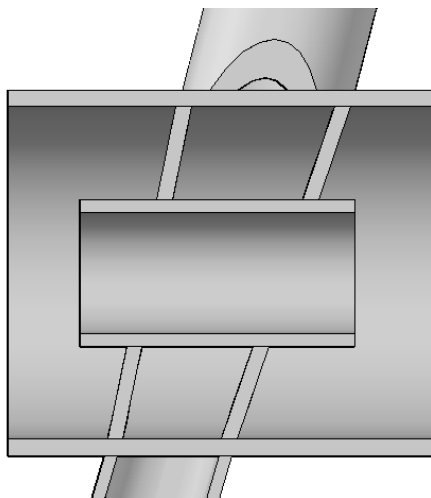
Figuur 6-3: De Woluwelaanbrug

De spanwijdte van beide bogen is gelijk aan 78 m met een toeg van 9 m. De brugdekken zijn ongeveer 92 meter lang. Beide bogen hebben een diameter van 1200 mm. De wanddikte bedraagt 60 mm aan de uiteinden en 55 mm in het midden. De secundaire buizen die de bovenste twee brugdekken verbinden met de bogen hebben een diameter van 550 mm en een wanddikte van 45 of 50 mm. De buizen die het middelste brugdek verbinden met de bogen hebben een diameter van 500 mm en een wanddikte van 40 mm.

Een voorbeeld van een tubulaire vakwerkbrug is weergegeven op figuur 1-1. Bij dit type brug zijn de buigmomenten in de secundaire buizen heel klein en dus verwaarloosbaar. Enkel de normaalkrachten zijn van belang. De Woluwelaanbrug is echter een voorbeeld van een tubulaire raamwerkbrug, omdat er grote buigmomenten bestaan in de secundaire buizen ter hoogte van de buisverbindingen. De buigspanningen in de secundaire buizen zijn aanzienlijk groter dan de axiale drukspanningen. Hierdoor lopen de spanningen aan de las extra hoog op. De buigmomenten in de secundaire buis doen de wand van de boog vervormen, waardoor deze dus in zijn vlak vervormt.

Bij het ontwerp werd snel duidelijk dat de buisverbindingen het meest kritieke punt vormen en dan vooral bij de vermoeiingsberekening en niet bij het

statisch ontwerp. De spanningen aan de las waren veel te groot en de vermoeiingssterkte van de buisverbindingen was dus heel laag. Om deze spanningen te verlagen werden er diafragma's geplaatst binnenin de stalen bogen. Ter hoogte van elke buisverbinding werden er twee diafragma's gelast in de boog die de richting volgen van de secundaire buizen. Op deze manier kunnen de buigmomenten van de secundaire buizen vlot overgedragen worden naar de boog. Bij het ontwerp werden er in het vlak van de diafragma's grote ovalisatie spanningen waargenomen, waardoor de diafragma's op hun beurt ook moesten verstevigd worden. Dit werd gerealiseerd door een kleine buis die doorheen de diafragma's loopt en er aan vast gelast is. Een doorsnijing van een buisverbinding van de Woluwelaanbrug is getekend op figuur 6-4.

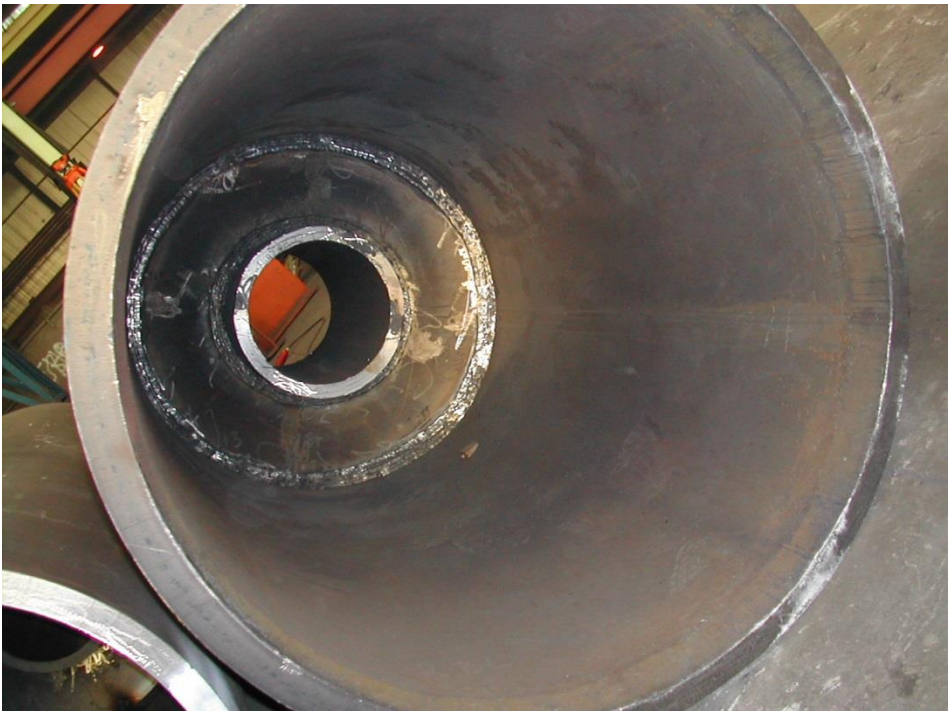


Figuur 6-4: Langse doorsnijing van knoop ALK09 van de Woluwelaanbrug

De bogen bestaan uit allemaal korte moten die aan elkaar gelast worden met een volledige doorlassing (V-naad) (figuur 6-5). Deze korte moten met een grote diameter gelijk aan 1200 mm laten het toe om de diafragma's binnenin de boog te lassen. Ze worden met een volledige doorlassing vastgemaakt aan de binnenwand van de boog (figuur 6-6). De volledige doorlassing gebeurt telkens langs één kant. Hiervoor moeten de randen van de diafragma's afgeschuind worden. De diafragma's worden gepositioneerd via kleine plaatjes die binnenin gelast worden en nadien terug verwijderd worden (figuur 6-7). De randen van de secundaire buizen worden ook afgeschuind en met een volledige doorlassing vastgezet op de boog (figuur 6-8).



Figuur 6-5: Volledige doorlassing tussen twee moten van de boog



Figuur 6-6: Diafragma's vast gelast aan de binnenwand van de boog



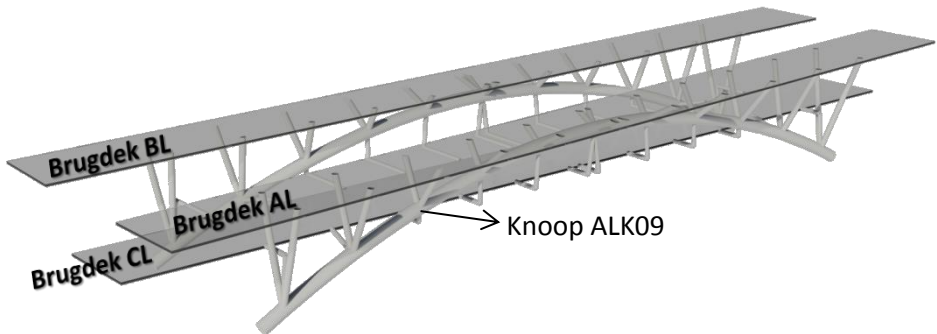
Figuur 6-7: Positionering van de diafragma's binnenin de boog



Figuur 6-8: Afgeschuinde rand van een secundaire buis

6.2. Geometrie van knoop ALK09

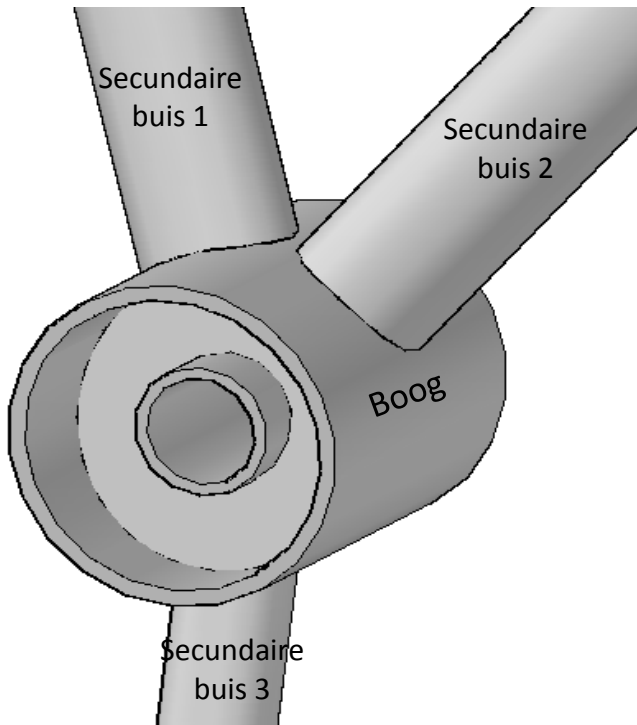
In dit onderzoek zal knoop ALK09 grondig bestudeerd worden. Daarom wordt in deze paragraaf een overzicht gegeven van de geometrie en de afmetingen van deze buisverbinding. Het is de negende verbinding op boog A en wordt aangeduid op figuur 6-9.



Figuur 6-9: Aanduiding van knoop ALK09

Enkel op de linkerhelft (zie figuur 6-9) van de brug konden rekstroken geïnstalleerd worden, omdat de weg onder de rechterhelft niet afgesloten kon worden. Voor dit onderzoek werd de boog onder brugdek AL gekozen omdat op dit brugdek zowel vrachtwagens als een kleine goederentrein konden geplaatst worden. Op deze boog werd dan knoop ALK09 gekozen omdat dit de zwaarst belaste verbinding is die praktisch haalbaar is voor zowel rekmetingen als EE-modellering. De twee buisverbindingen tussen knoop ALK09 en het booggeboorte worden nog zwaarder belast, maar de buisverbinding het dichtst bij het booggeboorte wordt verstoord door verstijvers en de buisverbinding het dichtst bij de knoop ALK09 wordt verstoord door een kokerverbinding van brugdek CL.

Op figuur 6-10 wordt deze verbinding uitvergroot. De buisverbinding bestaat uit een stuk boog met daarop drie gelaste secundaire buizen. De bovenste twee zijn verbonden met brugdek AL en de onderste is verbonden met brugdek CL. De primaire buis is intern verstijfd met twee diafragma's. Deze laatste worden dan nog eens verstijfd door een kleine buis. Alle afmetingen en dimensieloze parameters van knoop ALK09 worden gegeven in tabellen 6-1 tot 6-4. De geometrie van de interne verstijving wordt weergegeven op figuur 6-11.



Figuur 6-10: 3D tekening van knoop ALK09

Tabel 6-1: Afmetingen primaire buis van knoop ALK09

| | D [mm] | T [mm] | γ [-] |
|---------------|--------|--------|--------------|
| Primaire buis | 1200 | 55 | 10,91 |

Tabel 6-2: Afmetingen secundaire buizen van knoop ALK09

| | d [mm] | t [mm] | φ [°] | θ [°] | β [-] | τ [-] |
|-------------------|--------|--------|---------------|--------------|-------------|------------|
| Secundaire buis 1 | 550 | 45 | 56,10 | 24,84 | 0,46 | 0,82 |
| Secundaire buis 2 | 550 | 45 | 285,54 | 40,42 | 0,46 | 0,82 |
| Secundaire buis 3 | 400 | 40 | 180,00 | 163,62 | 0,33 | 0,73 |

Tabel 6-3: Afmetingen diafragma's van knoop ALK09 (voor nummering diafragma's zie figuur 6-11)

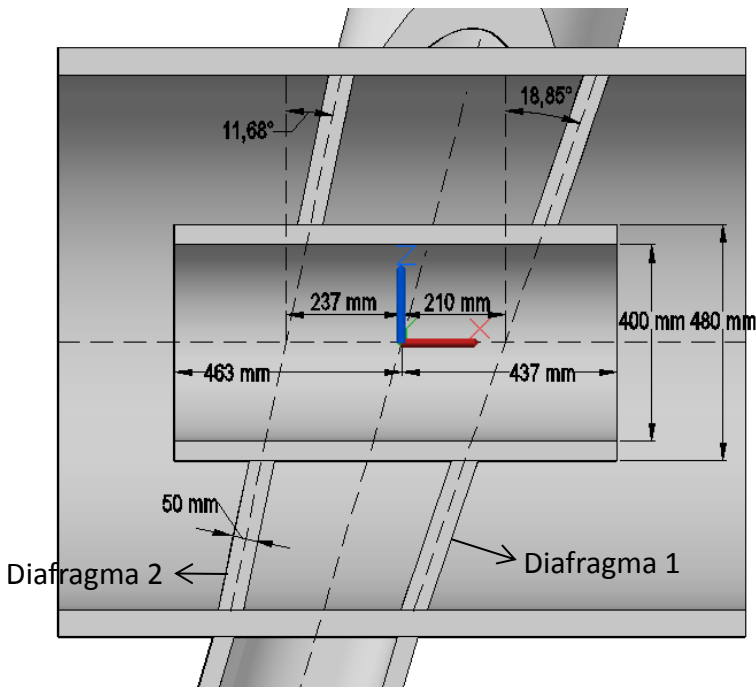
| | D _d [mm] | T _d [mm] | L _d [mm] | θ_d [°] | α_d [-] | β_d [-] | τ_d [-] |
|-------------|---------------------|---------------------|---------------------|----------------|----------------|---------------|--------------|
| Diafragma 1 | 480 | 50 | 210 | 18,85 | 0,35 | 0,4 | 0,91 |
| Diafragma 2 | 480 | 50 | -237 | 11,68 | -0,40 | 0,4 | 0,91 |

Tabel 6-4: Afmetingen kleine buis van knoop ALK09

| | D _k [mm] | T _k [mm] | L _{pos} [mm] | L _{neg} [mm] |
|-------------|---------------------|---------------------|-----------------------|-----------------------|
| Kleine buis | 480 | 40 | 437 | 463 |

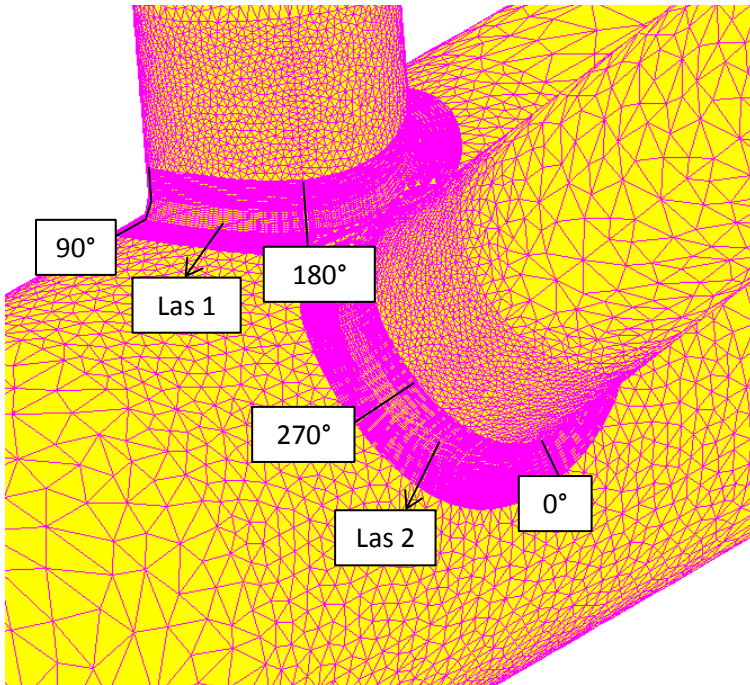
Met:

- θ = rotatiehoek om de z-as (zie figuur 2-2 en 4-1);
- φ = rotatiehoek om de y' -as (zie figuur 4-1);
- θ_d = rotatiehoek van het diafragma om de y-as (zie figuur 6-11);
- D_k = buitendiameter van kleine buis;
- T_k = wanddikte van kleine buis;
- L_{pos} = lengte van de kleine buis vanaf de oorsprong aan de zijde van de positieve x-as;
- L_{neg} = lengte van de kleine buis vanaf de oorsprong aan de zijde van de negatieve x-as.



Figuur 6-11: Geometrie en afmetingen van de diafragma's en kleine buis (langse doorsnijing van figuur 6-10)

Voor het berekenen van de hot spot spanningen aan de lasverbindingen wordt een EE-model gegenereerd. Dit model wordt weergegeven op figuur 6-12. Op deze figuur worden tevens de locaties rondom de las aangeduid. In dit proefschrift komen deze locaties terug op meerdere grafieken en als "Knoop ALK09 met diafragma's" vermeld wordt, dan bevat deze buisverbinding ook de kleine buis zoals weergegeven op figuur 6-11. Enkel in hoofdstuk 9 zal deze kleine buis weggelaten worden.



Figuur 6-12: EE-model van knoop ALK09 met aanduiding van de locaties langsheen de gelaste buisverbinding

6.3. Rekstroken en meetsysteem

6.3.1. Type rekstroken

Voor de rekmetingen werden rekstroken type 1-LY41-1,5/120 van HBM gebruikt (figuur 6-13). Dit type is een gewone uniaxiale rekstrook met een weerstand van 120 ohm en een gridlengte van 1,5 mm.



Figuur 6-13: Rekstrook 1-LY41-1,5/120

6.3.2. Schakeling en meetsysteem

De rekstroken worden geschakeld in een kwartbrug schakeling. De twee uiteinden van de weerstand worden verbonden via drie draden aan het meetsysteem. De derde draad wordt gebruikt om de invloed van de

kabellengte op de gemeten weerstand eruit te filteren. Dit is zeker nodig aangezien er grote kabellengtes gebruikt worden. De invloed van de temperatuur op de weerstand wordt er niet uitgefilterd, omdat het hier gaat om korte duur metingen. De invloed van de temperatuur op de weerstand is dus te verwaarlozen.

Alle rekstroken worden verbonden met het meetsysteem Vishay 6000 [31] (figuur 6-14). Dit meetsysteem wordt dan verbonden met een laptop waarop de software Strainsmart alle data registreert en opslaat. Alle rekken worden gemeten met een frequentie van 10 Hz. Dus de rekwaarde wordt 10 keer per seconde opgemeten. De rekken worden weergegeven in microstrain (μS) of dus $\mu\text{m/m}$.



Figuur 6-14: Meetsysteem 6000

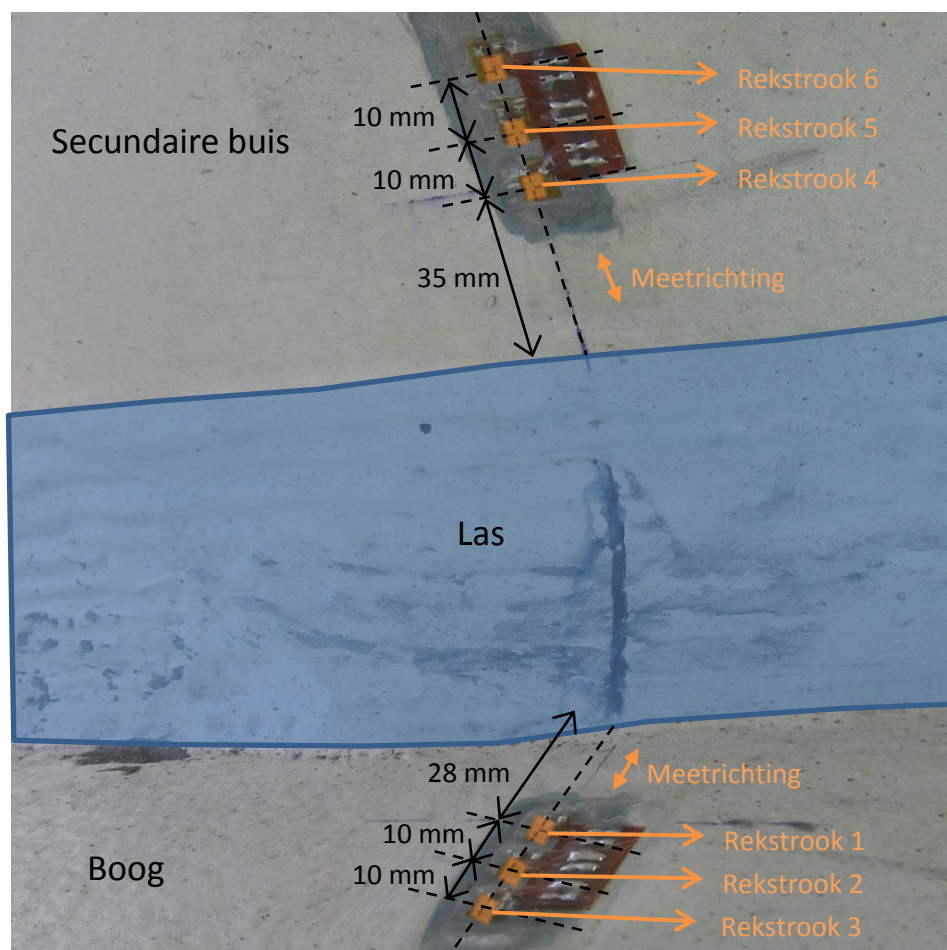
6.3.3. Posities van de rekstroken

In totaal werden er 144 rekstroken aangebracht op de stalen structuur van de Woluwelaanbrug [32]. De meeste rekstroken werden aangebracht op de bogen en verticale buizen nabij de gelaste verbindingen. Zo werd knoop ALK09 (figuur 6-9) voorzien van 96 rekstroken. Deze rekstroken maken het mogelijk om de hot spot rekken aan de las te berekenen. Per las worden er 48 rekstroken aangebracht, 24 op de verticale buis en 24 op de boog. Er zijn acht groepen van elk drie rekstroken die gelijk verdeeld worden langs de volledige omtrek van de las zowel op de boog als op de verticale buis. Deze drie uniaxiale rekstroken op de boog worden op een lijn geplaatst die loodrecht staat op de las. De drie rekstroken op de verticale buizen zijn geplaatst op een lijn die parallel is met de as van de buis. De tussenafstand van de rekstroken is gelijk aan 10 mm en ze worden allemaal geplaatst tussen de grenzen van de extrapolatiezone (zie tabel 2-4). De grootte van de extrapolatiezone wordt gegeven in tabel 6-5.

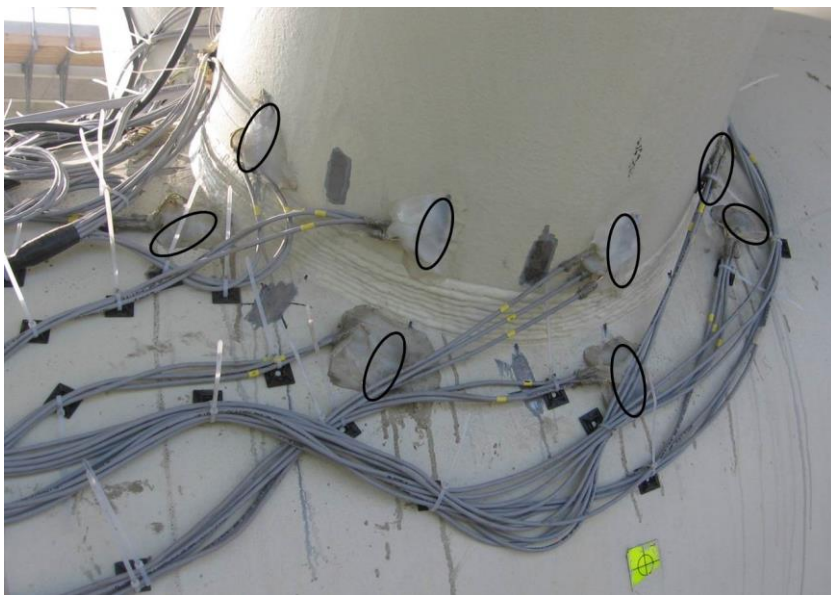
Tabel 6-5: Grenzen van de extrapolatiezone volgens Romeijn voor knoop ALK09

| Afstand tot de lasteen | Primaire buis | Secundaire buis |
|------------------------|---------------|-----------------|
| $L_{r,min}$ | 22 mm | 18 mm |
| $L_{r,max}$ | 77 mm | 63 mm |

Er zijn minstens drie rekstroken nodig zodat een tweedegraadskromme kan gefit worden door de drie gemeten rekwaarden. Deze tweedegraadskromme is nodig voor het bepalen van de hot spot rekken via de hot spot methode (zie paragraaf 2.6). De locatie van de rekstroken dicht bij de lasverbinding van knoop ALK09 wordt getoond op figuren 6-15 en 6-16.



Figuur 6-15: Locatie van de uniaxiale rekstroken dicht bij de las



Figuur 6-16: Locatie van de uniaxiale rekstroken rondom de las van de buisverbinding (per groepjes van drie omcirkeld)



Figuur 6-17: Locatie van de rekstroken die de nominale rekken meten

Alle overige rekstroken worden gekleefd op de boog en de verticale buizen op een veel grotere afstand van de buisverbinding. Deze rekstroken moeten de nominale rekken meten. 12 secties zijn voorzien van elk vier rekstroken die gelijk verdeeld zijn langsheen de omtrek van de buis. Telkens twee secties

waren nodig tussenin de buisverbindingen zodat de gemeten rekken lineair kunnen geëxtrapoleerd worden naar deze verbindingen. De locaties van deze rekstroken, die nodig zijn voor het meten van de nominale rekken van knoop ALK09, worden weergegeven op figuur 6-17.

6.4. Proefbelasting met vrachtwagens

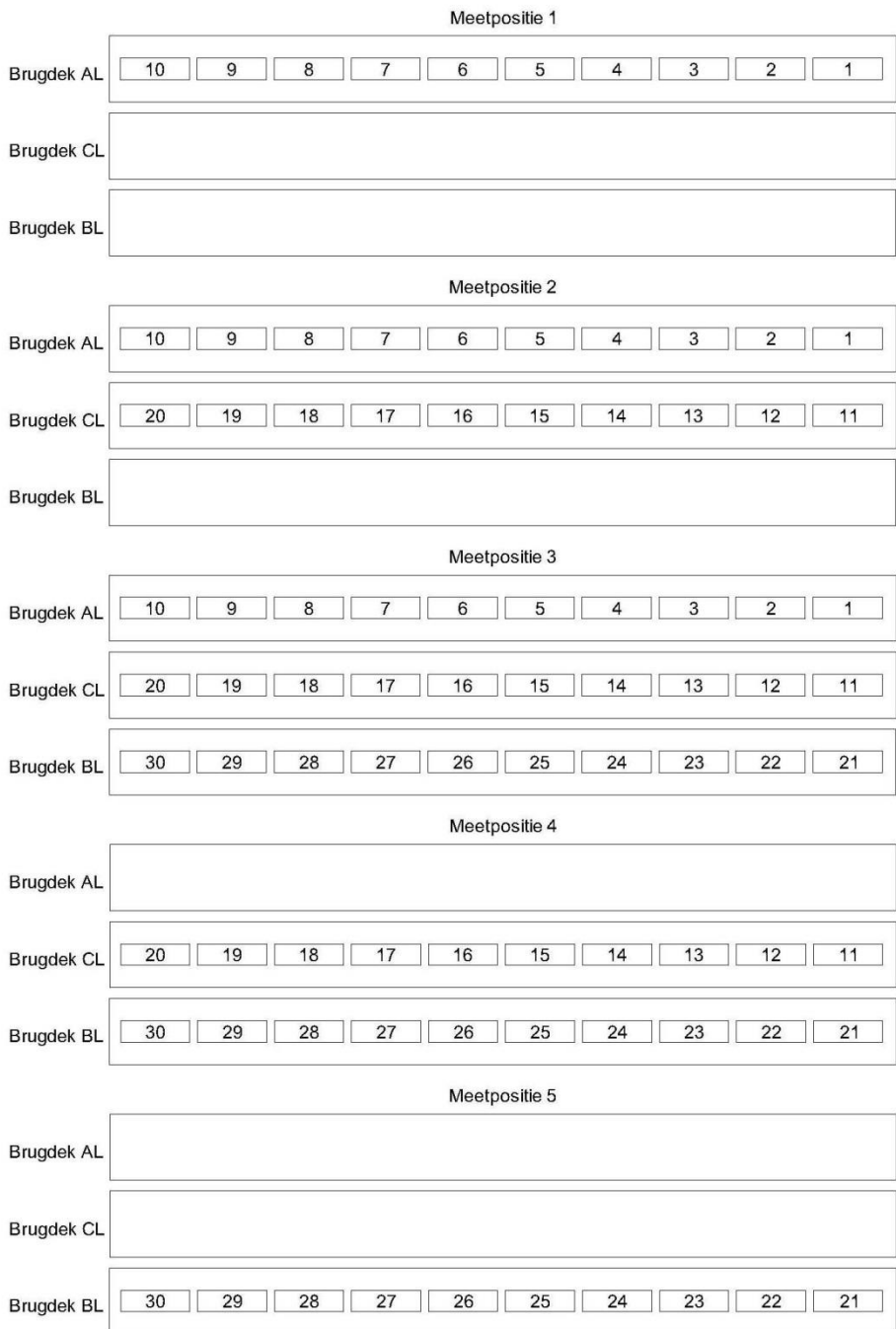
In maart 2011 werd de rekken gemeten tijdens een proefbelasting met 30 vrachtwagens (zie figuren 6-18 en 6-19). Het voordeel van het gebruik van vrachtwagens is dat er verschillende meetposities kunnen gecreëerd worden. De rekken van alle rekstroken werden gemeten tijdens vijf verschillende meetposities. Deze worden weergegeven op figuur 6-20.



Figuur 6-18: Belastingproef met vrachtwagens (meetpositie 5)



Figuur 6-19: Belastingproef met vrachtwagens (meetpositie 2)



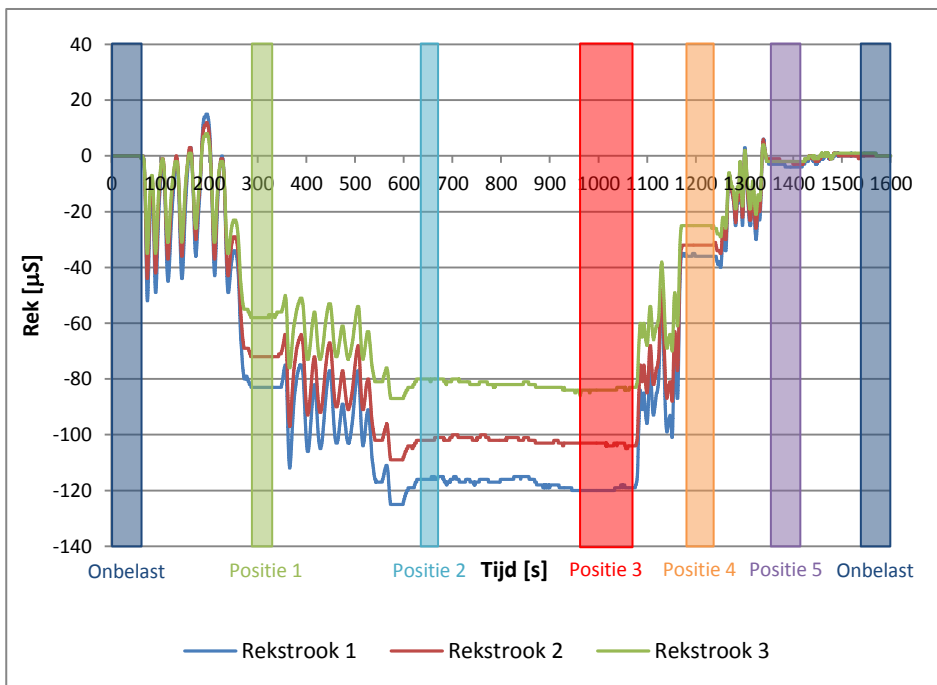
Figuur 6-20: De vijf verschillende meetposities

Tabel 6-6: Totale massa van elke vrachtwagen

| Nummer | Massa [kg] | Aantal assen [-] |
|---------------|-------------------|-------------------------|
| 1 | 32840 | 3 |
| 2 | 31900 | 3 |
| 3 | 29820 | 3 |
| 4 | 29360 | 3 |
| 5 | 34000 | 4 |
| 6 | 26460 | 3 |
| 7 | 29480 | 3 |
| 8 | 28380 | 3 |
| 9 | 31460 | 3 |
| 10 | 29040 | 3 |
| 11 | 36540 | 4 |
| 12 | 28040 | 3 |
| 13 | 27620 | 3 |
| 14 | 29380 | 3 |
| 15 | 28840 | 3 |
| 16 | 28240 | 3 |
| 17 | 34120 | 4 |
| 18 | 31440 | 3 |
| 19 | 32020 | 3 |
| 20 | 37980 | 4 |
| 21 | 30000 | 3 |
| 22 | 30060 | 3 |
| 23 | 27100 | 3 |
| 24 | 29260 | 3 |
| 25 | 35920 | 4 |
| 26 | 23240 | 3 |
| 27 | 34100 | 4 |
| 28 | 34440 | 4 |
| 29 | 27740 | 3 |
| 30 | 35940 | 4 |

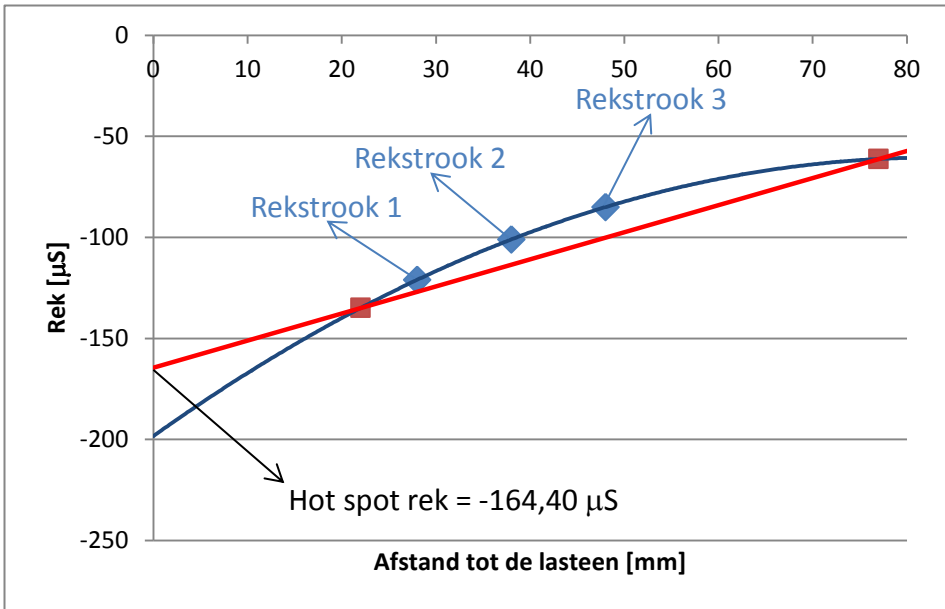
Elk nummer op figuur 6-20 stelt een andere vrachtwagen voor. Ze werden allemaal vooraf gewogen, zodat de totale massa van elke vrachtwagen gekend is (zie tabel 6-6). Vooraleer de vrachtwagens op het brugdek rijden worden de rekstroken op nul gezet en gekalibreerd. Daarna wordt de meting gestart en rijden de vrachtwagens op het brugdek. De rekken worden continu opgemeten

aan een frequentie van 10 Hz. Eenmaal alle vrachtwagens juist gepositioneerd zijn, wordt deze meetpositie gedurende minstens een halve minuut aangehouden zodat voor elke rekstrook een constante rek gemeten wordt. Gedurende één meting worden soms meerdere posities na elkaar gemeten. Het verschil in rek tussen de nulmeting en een statische meetpositie wordt weerhouden. Dus voor elke positie wordt er één rekwaarde voor elke rekstrook bepaald. De gemeten rekken van drie rekstroken geplaatst op boog AL dicht bij de las van knoop ALK09 worden weergegeven op figuur 6-21. Deze drie rekstroken worden genummerd zoals getoond op figuur 6-15. Het is duidelijk dat de rek snel toeneemt naarmate men dichterbij de las komt. De drie constante rekwaarden gemeten tijdens positie 3 worden gebruikt om de hot spot rek te bepalen. De extrapolatie wordt weergegeven op figuur 6-22.



Figuur 6-21: Gemeten rekken van drie rekstroken dicht bij de las van knoop ALK09 tijdens de proefbelasting met vrachtwagens

De metingen hebben ook aangetoond dat beide bogen onafhankelijk van elkaar werken, wat ook gevonden werd tijdens het ontwerp. De rekken op de ene boog zijn verwaarloosbaar klein als vrachtwagens het brugdek boven de andere boog belasten, zie positie 5 op figuur 6-21.



Figuur 6-22: Hot spot methode toegepast op drie rekken gemeten tijdens positie 3

6.5. Proefbelasting met een goederentrein

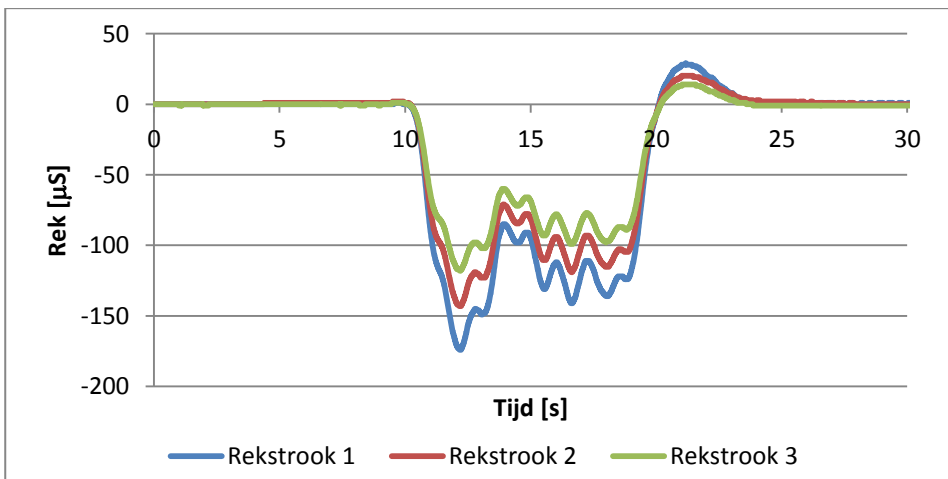
In maart 2012 werden opnieuw rekmetingen uitgevoerd op de Woluwelaanbrug, maar dit keer met een kleine goederentrein (zie figuur 6-23). Opnieuw werden alle rekstroken geïnstalleerd op boog AL gemeten. Het voordeel van een proefbelasting met een trein is dat de belasting nu veel groter is en tevens representatief is voor de belastingen die de structuur te verduren zal krijgen tijdens zijn levensduur. De goederentrein bestaat uit twee locomotieven met daartussen vijf geladen ballast wagons. De aslast van elke wagon is bekend, omdat deze gewogen werden voor de proefbelasting (zie tabel 6-7). De rekwaarden van de rekstroken werden ingesteld op nul vooraleer de trein met een constante snelheid van 30 km/u over het brugdek reed. De metingen werden gestopt nadat de trein het brugdek volledig verlaten had. De rekken werden continu gemeten aan een frequentie van 100 Hz. Voor elke rekstrook werd er dus een continu rekverloop opgemeten. De rekken van dezelfde drie rekstroken als in figuur 6-21, worden weergegeven op figuur 6-24. Opnieuw werd de hot spot methode toegepast op de grootste gemeten waarden (zie figuur 6-25).



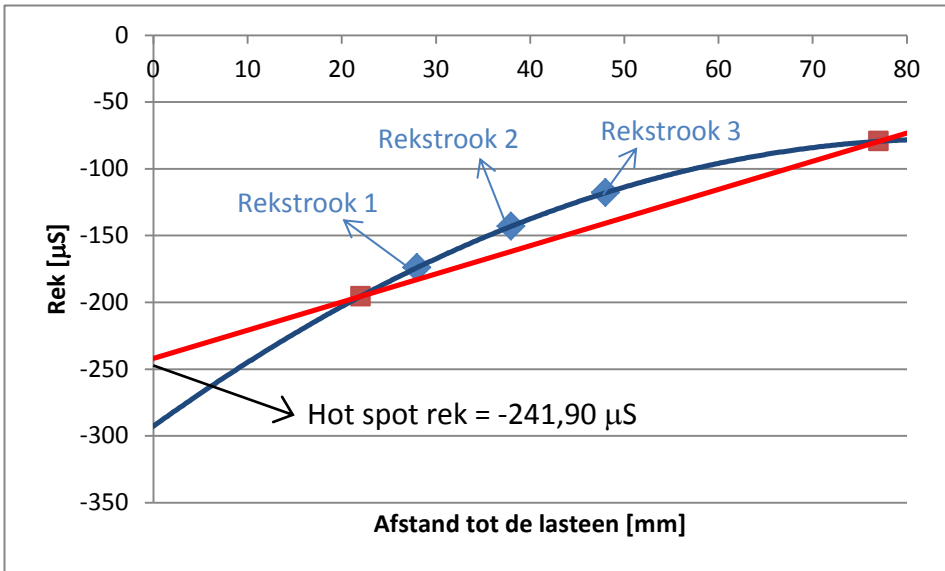
Figuur 6-23: Brugdek AL wordt belast door kleine, rijdende goederentrein

Tabel 6-7: Massa van de goederentrein

| | Massa [kg] | Aantal assen [-] |
|---------------------|------------|------------------|
| Locomotief 1 | 11000 | 6 |
| Wagon 1 | 78600 | 4 |
| Wagon 2 | 78000 | 4 |
| Wagon 3 | 78300 | 4 |
| Wagon 4 | 51000 | 4 |
| Wagon 5 | 77000 | 4 |
| Locomotief 2 | 11000 | 6 |



Figuur 6-24: Gemeten rekken van drie rekstroken op boog AL tijdens een doortocht van de trein



Figuur 6-25: Hot spot methode toegepast op drie rekwaarden gemeten tijdens een doorrit van de trein

6.6. Rekmetingen vergelijken met EE-berekeningen

6.6.1. Methode

Om het EE-model te valideren, worden de rekmetingen van de Woluwelaanbrug vergeleken met de EE-berekeningen. Eerst worden alle SNCF's van een knoop ALK09 bepaald met de voorgestelde alternatieve methode (zie paragraaf 5.3.5). Daarna wordt een draadmodel van de brug gebruikt om de snedekrachten in knoop ALK09 te berekenen ten gevolge van de belasting geplaatst op het brugdek. De snedekrachten bepaald met dit draadmodel worden dan omgezet in nominale spanningen. Deze spanningen worden dan vervolgens omgezet in nominale rekken via vergelijking 2-17. Deze rekken vermenigvuldigd met de corresponderende SNCF's resulteren in hot spot rekken. Met de alternatieve methode is het ook mogelijk om de rekken op de gemeten locaties weg van de las te berekenen in plaats van de hot spot rekken op de lasteen. Dit wordt gedaan door de hot spot rek te vervangen door de berekende rek verder weg van de las bij het bepalen van de SNCF's.

De rekken zouden natuurlijk ook kunnen berekend worden door het 3D EE-model rechtstreeks te plaatsen in het draadmodel van de structuur. Dit wordt

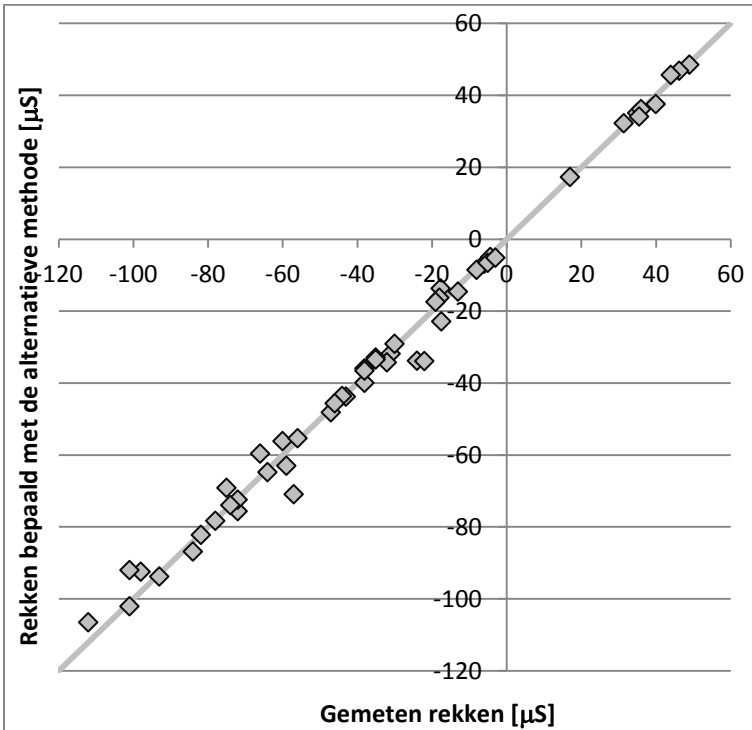
echter niet gedaan omdat dit foute rekwaarden oplevert. Snedekrachten bepaald in een knoop van een draadmodel met daarin een 3D EE-model van de beschouwde buisverbinding zijn verschillend van de snedekrachten bepaald in dezelfde knoop van een draadmodel dat enkel bestaat uit lineaire elementen. Dit komt omdat de stijfheid van een buisverbinding bestaande uit lineaire elementen niet gelijk is aan de stijfheid van een 3D EE-model van diezelfde buisverbinding. Het is dus nauwkeuriger om de snedekrachten in het centrum van de buisverbinding te bepalen met een draadmodel, dat volledig bestaat uit lineaire elementen, deze krachten om te zetten naar nominale rekken en ten slotte te vermenigvuldigen met de corresponderende SNCF's. Met de alternatieve methode kunnen de rekken ten gevolge van een rijdende trein ook op een veel snellere manier bepaald worden. Een draadmodel met een groot aantal belastingsgevallen vergt veel minder rekentijd dan een draadmodel met daarin een 3D EE-model met dezelfde belastingen.

De gemeten rekken zouden ook omgezet kunnen worden in spanningen om dan te vergelijken met de berekende spanningen. De omzetting van rekken in spanningen is echter niet zo nauwkeurig. Deze omzetting kan gebeuren via vergelijking 2-20. Het is echter niet zeker dat een waarde van 1,17 nauwkeurig genoeg is om de gemeten rekken nabij buisverbindingen van de Woluwelaanbrug om te zetten in spanningen. In paragraaf 8.8.3 zal aangetoond worden dat deze verhouding sterk kan verschillen afhankelijk van de beschouwde locatie op de buisverbinding. Het is dus nauwkeuriger om de gemeten en berekende rekken te vergelijken.

Om de gemeten rekken nauwkeurig om te zetten naar spanningen zouden triaxiale rekstroken moeten gebruikt worden. Dit type rekstrook bestaat uit drie individuele uniaxiale rekstroken en meet dus drie rekken op één locatie: onder een hoek van 0° , 45° en 90° . Via deze waarden is de volledige oppervlakte rek- en spanningstoestand gekend. Er werd echter beslist om geen triaxiale rekstroken te gebruiken. De spanningstoestand nabij de las wijzigt heel snel, dus heel compacte triaxiale rekstroken zouden nodig zijn. Tevens verhoogt dit type rekstrook de installatietijd en zou het aantal te meten rekstroken en data verdrievoudigd worden. Voor deze metingen was het meten van de primaire rekken voldoende. Er werd dus beslist om enkel uniaxiale rekstroken te gebruiken en een verhouding van 1,17 aan te nemen indien de rekken moeten omgezet worden in spanningen.

6.6.2. Belastingproef met vrachtwagens

De rekken van knoop ALK09 die gemeten werden tijdens positie 2 (brugdek AL belast met 10 vrachtwagens, figuur 6-20), worden vergeleken met de berekende rekken. Om deze laatste rekken te bepalen worden de puntlasten van de vrachtwagens geplaatst op het draadmodel.



Figuur 6-26: Vergelijking van de gemeten en berekende rekken van knoop ALK09

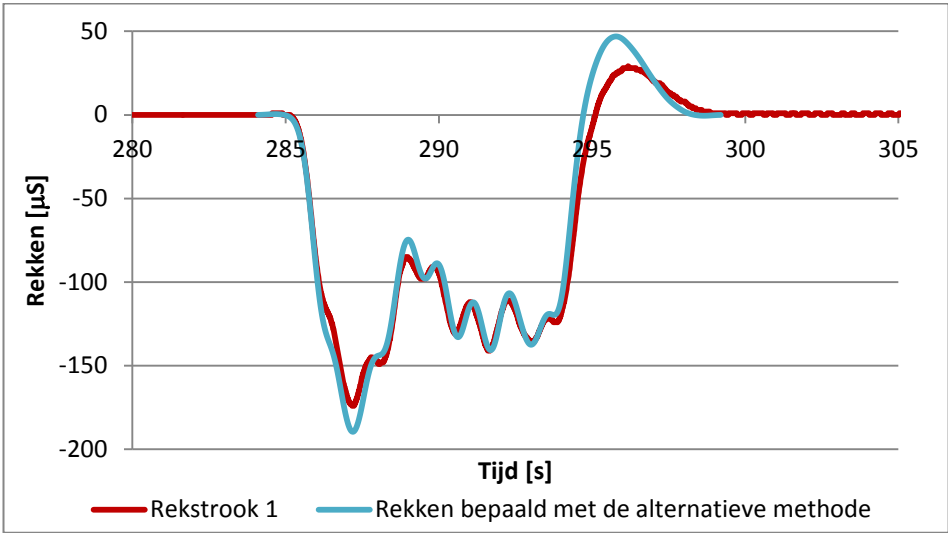
Als alle gemeten en berekende rekken uitgezet worden in een grafiek (zie figuur 6-26), dan wordt het duidelijk dat er een goede overeenkomst is. De gemiddelde waarde van alle rekverhoudingen ($\epsilon_{\text{berekend}}/\epsilon_{\text{gemeten}}$) is gelijk aan 1,05 met een standaardafwijking gelijk aan 0,16. De spreiding van sommige punten is het gevolg van de moeilijke omstandigheden waarin de rekstroken gekleefd werden. Ook de werkelijke locatie en richting van de rekstroken komt niet altijd overeen met de bedoelde locatie. Als een rekstrook wat scheef of verder weg van de las gekleefd is, dan kan dit een groot verschil in rek betekenen, want de rek neemt snel toe nabij de las. Een rekstrook verschuiven langsheen de omtrek kan ook zorgen voor een rekverschil. Omdat drie individuele rekstroken gebruikt werden in plaats van een strip rekstroken (zie paragraaf 8.6.1) is het ook niet zeker dat de rekstroken perfect op de bedoelde

lijn liggen of dat de tussenafstand tussen de rekstroken exact 10 mm is. Ten slotte zijn ook de posities van de wielen van de vrachtwagens niet exact gekend. Natuurlijk is het EE-model ook slechts een weerspiegeling van de werkelijkheid. De geometrie en lasvorm van het model zullen ook nooit identiek zijn aan de werkelijkheid. Dus rekening houdende met al het voorgaande kan men besluiten dat het eindig elementenmodel van knoop ALK09 gevalideerd is en dus kan gebruikt worden voor het berekenen van de hot spot rekken of spanningen ten gevolge van verschillende belastingscombinaties.

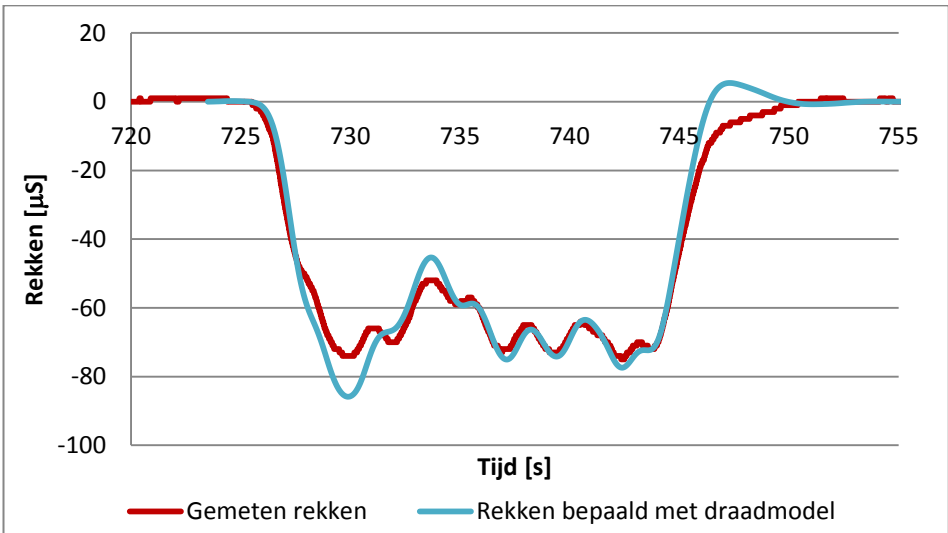
6.6.3. Belastingproef met een goederentrein

Om de rekken te berekenen met het EE-model, worden de treinlasten geplaatst op het brugdek van het draadmodel. De rijdende trein wordt gesimuleerd door de belastingen telkens wat op te schuiven en met de alternatieve methode de bijbehorende rekken te berekenen. Op deze manier wordt een continu rekverloop bekomen ten gevolge van de rijdende goederentrein. De aslasten van de vrachtwagens konden rechtstreeks op het betonnen brugdek geplaatst worden. De treinbelastingen worden echter uitgespreid door de aanwezigheid van de sporen, de dwarsdragers en de ballast. Deze spreiding wordt in rekening gebracht door gebruik te maken van Eurocode 1 [28]. De aslasten worden dus verdeeld over meerdere puntlasten die aangrijpen op het brugdek van het draadmodel. De volledige werkwijze wordt besproken in paragraaf 4.7.

De curven op figuur 6-27 tonen opnieuw aan dat er een goede overeenkomst is tussen de gemeten en berekende rekken van rekstrook 1 aangebracht op boog AL dicht bij de las van knoop ALK09. De gemeten rekken veroorzaakt door de ballast wagons vallen bijna perfect samen met de berekende. De berekende rekken veroorzaakt door de locomotieven worden overschat in vergelijking met de metingen. Dit verschil is het gevolg van het overschatten van de massa van de locomotieven. Deze werden niet gewogen voor de meting en dus werd de maximale massa (110 ton) aangenomen om de rekken te bepalen. Wellicht waren de diesel locomotieven ook niet volledig volgetankt, dus zal de werkelijke massa kleiner zijn dan deze maximum waarde. Dit verklaart waarom de berekende rekken hoger zijn dan de gemeten rekken. Het vergelijken van de berekende en gemeten rekken op andere rekstrooklocaties leidt tot dezelfde conclusies.



Figuur 6-27: Vergelijking van de gemeten en berekende rekken dicht bij de lasten tijdens de treindoorrit



Figuur 6-28: Vergelijking van de gemeten en berekende nominale rekken tijdens een treindoorrit

De gemeten nominale rekken kunnen ook vergeleken worden met de nominale rekken berekend met het draadmodel. De berekende normaalkrachten en buigende momenten van het draadmodel worden omgezet naar nominale spanningen via de eenvoudige vergelijkingen van de elasticiteitstheorie (zie paragraaf 2.7). Deze berekende spanningen kunnen dan via vergelijking 2-17 omgezet worden in rekken en vergeleken worden met de gemeten rekken op boog AL. Op figuur 6-28 worden de gemeten en berekende

nominale rekken op een rekstrooklocatie op de boog weg van knoop ALK09 vergeleken. Men kan zien dat er een goede overeenkomst is. Dit is ook zo voor andere rekstrooklocaties. Dit toont dus aan dat het gebruik van draadmodel nauwkeurig genoeg is om de snedekrachten van een structuur te bepalen.

6.7. Conclusies

De rekmetingen hebben aangetoond dat de rekken en dus ook de spanningen nabij de las heel snel toenemen. Het gebruik van een tweedegraadskromme voor het extrapoleren van de rekken lijkt dus een goede aanname. Deze kromme past het best bij de gemeten rekken binnenin de grenzen van de extrapolatiezone. Het vergelijken van de gemeten en berekende rekken heeft aangetoond dat het EE-model nauwkeurig genoeg is om de hot spot rekken/spanningen of nominale rekken/spanningen van de structuur te bepalen. Het kleine verschil tussen de gemeten en berekende waarden werd veroorzaakt door de moeilijke omstandigheden tijdens het klevan van de rekstroken en de onzekerheden van de belastingen. Dit EE-model kan dus verder gebruikt worden om verschillende tubulaire bruggen te ontwerpen en om de positieve invloed van de diafragma's op de hot spot spanningen te bepalen.

De goede overeenkomst tussen de gemeten en berekende waarden is ook een extra validatie van de alternatieve methode. Alle berekende rekken in dit hoofdstuk werden namelijk bepaald met de alternatieve methode. Op deze manier is de goede nauwkeurigheid van de alternatieve methode ook aangetoond.

Voor het bepalen van de hot spot rek werden er slechts drie rekstroken gekleefd in de extrapolatiezone. Zoals aangetoond in paragraaf 5.2.2 kan het beschouwen van drie waarden soms onvoldoende zijn om nauwkeurig de hot spot rek te bepalen. Zeker als één van deze drie gemeten waarden een meetfout bevat. De rekstroken zijn wel redelijk verspreid over de extrapolatiezone. Toch werd er goed gekeken naar het verloop van de tweedegraadskromme en werd de bepaalde hot spot rek daarna vergeleken met de berekende hot spot rek om te controleren of deze waarde betrouwbaar is. Enkel de betrouwbare waarden werden weerhouden in de verwerking. Op sommige locaties kon geen nauwkeurige hot spot rek bepaald worden. Daarom werden de gemeten rekken rechtstreeks vergeleken met de

rekken berekend via de alternatieve methode om het EE-model te valideren. De hot spot rekken bepaald met de gemeten rekken werden dus niet gebruikt om het EE-model te valideren. Om deze hot spot rekken nauwkeurig te bepalen is het dus aangeraden om de drie rekstroken meer te verspreiden over de extrapolatiezone of meer rekstroken te installeren. Daarom werden de belangrijke locaties op de proefstukken (zie hoofdstuk 8) voorzien van vijf rekstroken in plaats van drie.

7. Buisverbindingen verstijven met diafragma's

7.1. Inleiding

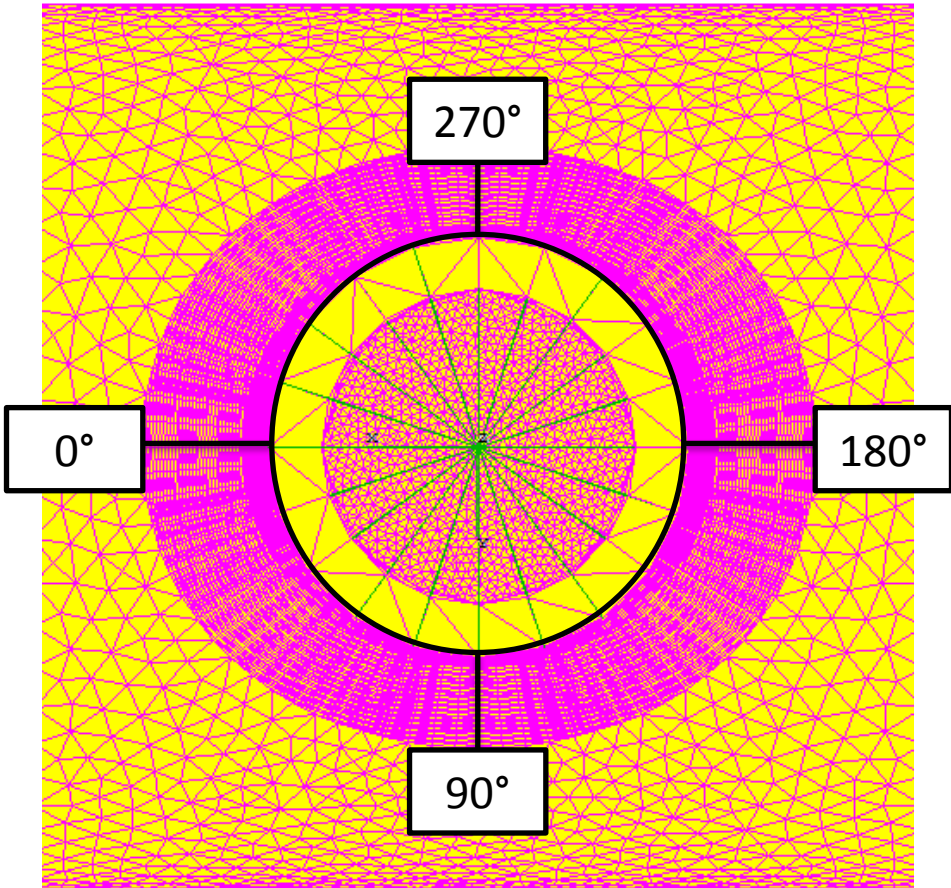
Nu het EE-model aangemaakt en gevalideerd is, kan er numeriek nagegaan worden welk effect de diafragma's hebben op de hot spot spanningen en de SCF's. Daarom zullen in dit hoofdstuk meerdere EE-berekeningen uitgevoerd worden op twee verschillende buisverbindingen, namelijk een T-knoop en knoop ALK09.

De diafragma's zorgen wel voor een nieuwe verstoring binnenin de primaire buis. Dit is dus een potentiële nieuwe plaats waar scheurvorming kan ontstaan. Daarom moeten ook de spanningen nabij de lasverbinding van de diafragma's bekeken worden.

7.2. Diafragmaverstijving bij een T-knoop

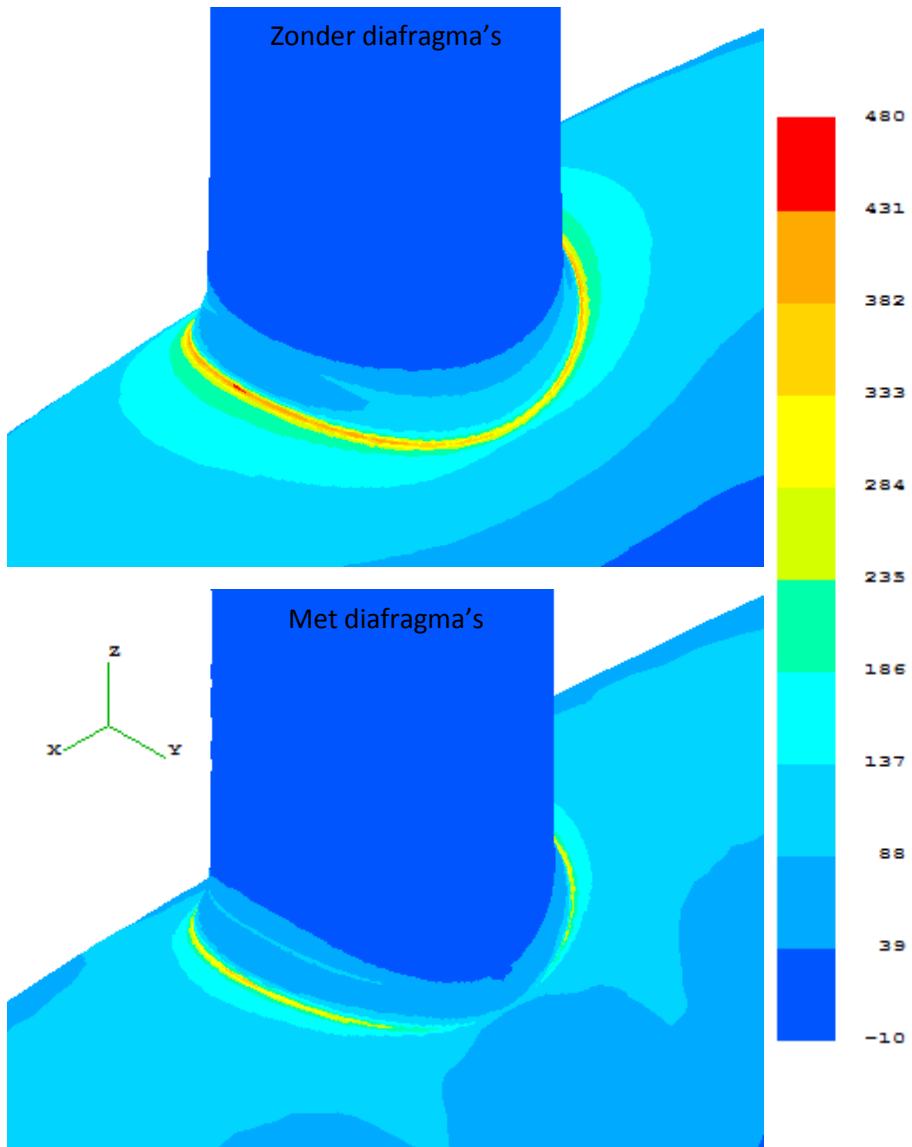
7.2.1. Invloed op de hot spot spanning

De afmetingen van de T-knoop worden overgenomen van proefstukken 1 (T-knoop zonder diafragma's) en 2 (T-knoop met twee diafragma's)(zie bijlagen 11.3.1 en 11.3.2). De schuine buis en de eindplaten worden weggelaten. De randvoorwaarden van de primaire buis zijn vaste scharnierverbindingen en het uiteinde van de secundaire buis wordt belast met een individuele kracht. Er worden dus telkens twee EE-modellen vergeleken, namelijk een T-knoop zonder diafragma's en dezelfde T-knoop, maar dan met twee diafragma's. Een bovenaanzicht van het eerste EE-model wordt weergegeven op figuur 7-1. Op deze figuur worden ook de locaties rondom de lasverbinding aangeduid.



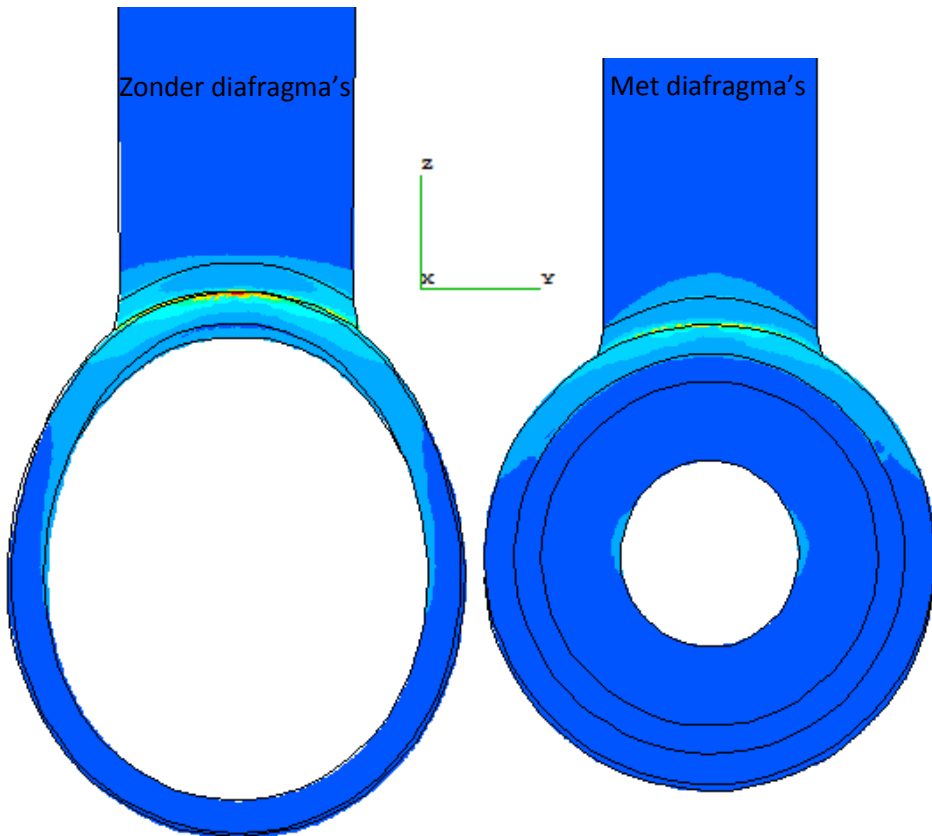
Figuur 7-1: Bovenaanzicht van de gegenereerde T-knoop

Voor de eerste test worden de twee T-knopen elk belast met een axiale trekkracht gelijk aan 150 kN. De grootste hoofdspansingen van beide modellen worden weergegeven op figuur 7-2. Ook de vervorming wordt weergegeven, maar dan wel 100 keer uitvergroot. De hoofdspansingen nabij de las van de T-knoop zonder diafragma's zijn duidelijk groter dan die op de T-knoop met diafragma's. De grootste spanningen doen zich telkens voor nabij de lasten op de primaire buis, namelijk locatie 0° en 180°.



Figuur 7-2: Grootste hoofdspansingen [MPa] en de vervorming (100 keer uitvergroot) van twee T-knopen belast met een verticale trekkracht

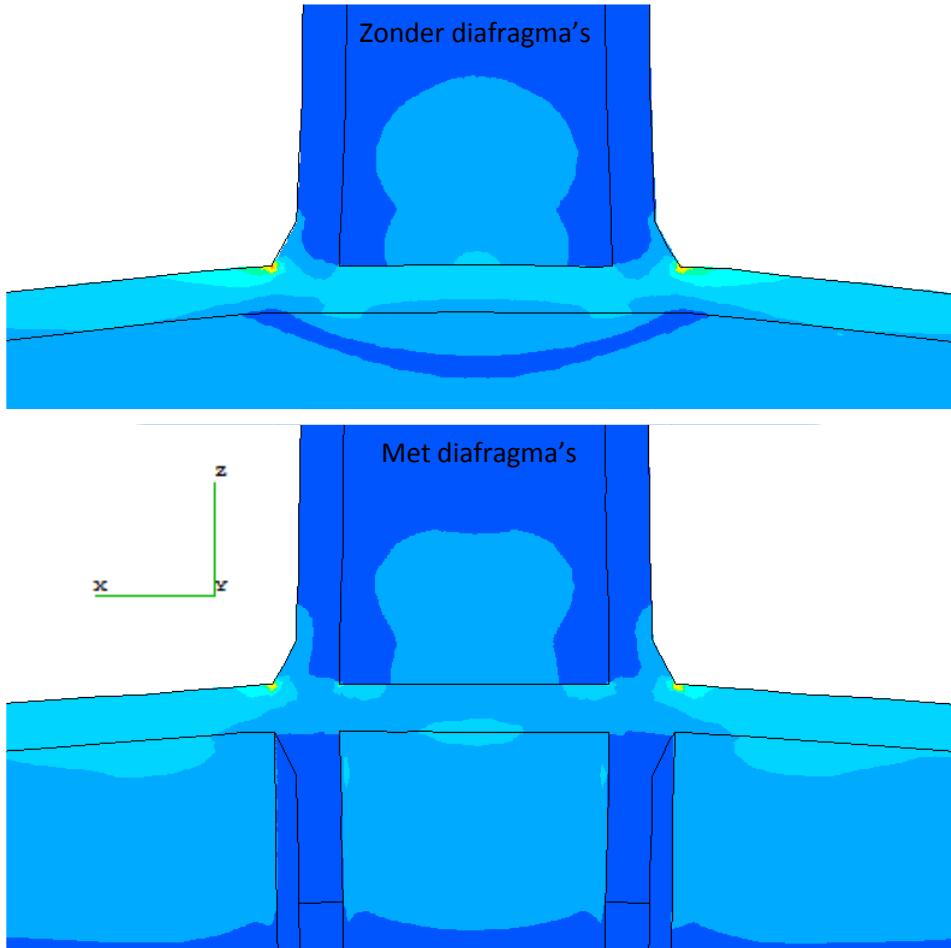
Op figuur 7-3 wordt van elk model een dwarse doorsnede gemaakt ter hoogte van de lasteen op locatie 0° . De doorsnede van de primaire buis van de T-knoop zonder diafragma's is veel duidelijker vervormd van een cirkel naar een ovaal. Bij het rechtse model is deze vervorming veel kleiner en is de doorsnede nog steeds cirkelvormig. Men kan ook zien dat de hoofdspansingen in de diafragma's zeker niet groot zijn.



Figuur 7-3: Dwarse doorsnede van figuur 7-2 ter hoogte van locatie 0°

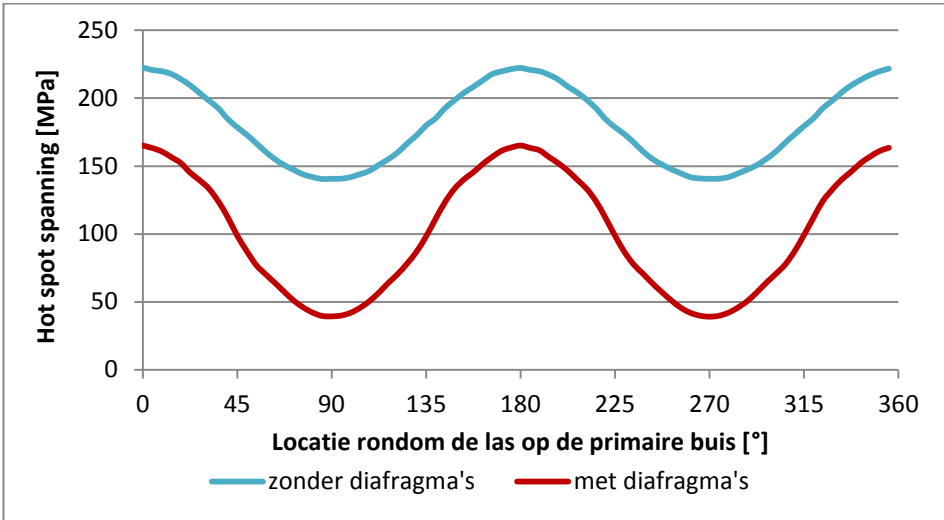
Op figuur 7-4 wordt ook nog eens een langsdoorsnede gemaakt van beide modellen. Op deze figuur kan men opnieuw zien dat de hoofdspansingen aan de lasteen ter hoogte van locaties 0° en 180° het grootst zijn bij het model zonder diafragma's. Men ziet ook dat de vervorming in de langse zin ongeveer volgens een continue boog verloopt. De onverstijfde buiswand vervormt dus over zijn gehele lengte. Bij het model met diafragma's vervormt de buiswand enkel buiten de zone met de diafragma's. Tussen de diafragma's vervormt de buiswand nauwelijks. De volledige buisverbinding wordt dus als het ware als één geheel omhoog getrokken. Dankzij de diafragma's wordt dus een veel

stijvere buisverbinding bekomen. Dit wordt deels bevestigd door de berekende vervormingen van de eindknoop op de as van de secundaire buis: 2,27 mm verticale verplaatsing bij het model zonder diafragma's en 2,15 mm verticale verplaatsing bij het model met dubbele diafragmaverstijving.



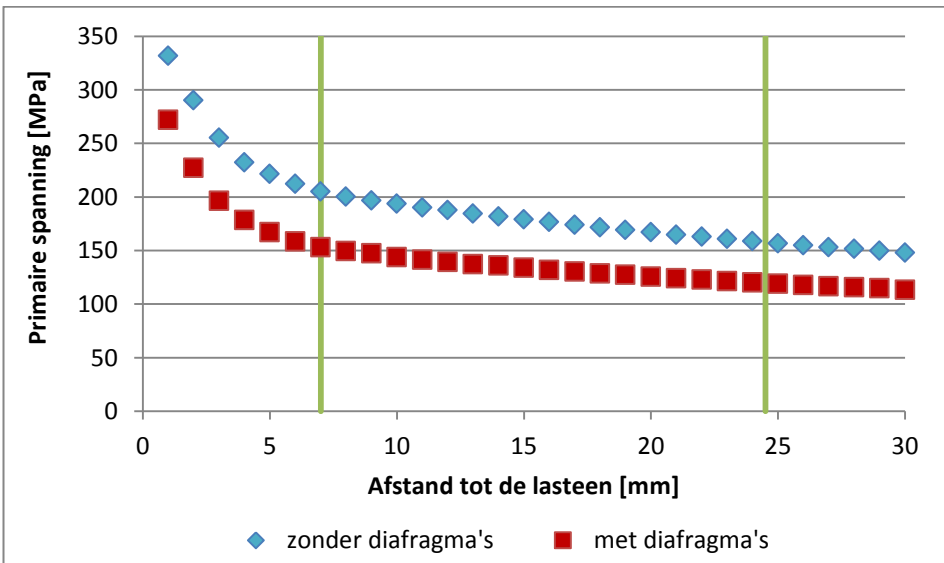
Figuur 7-4: Langsdoorsnede van figuur 7-2

De berekende hot spot spanningen van beide T-knopen worden weergegeven op figuur 7-5. Op deze figuur kan men zien dat de maximale hot spot spanning op locatie 0° afgenomen is van 222,52 naar 165,09 MPa. Dus een daling van 25,81 %. De daling op locaties 90° en 270° is zelfs nog iets groter. Dat de hot spot spanningen overall verminderen is het gevolg van de verstijfde primaire buis. De lokale vervorming ten gevolge van de trekkracht is veel kleiner dankzij de diafragma's. Ze zorgen ervoor dat de primaire buis veel minder vervormt in zijn vlak, wat aangetoond werd op de vorige figuren.



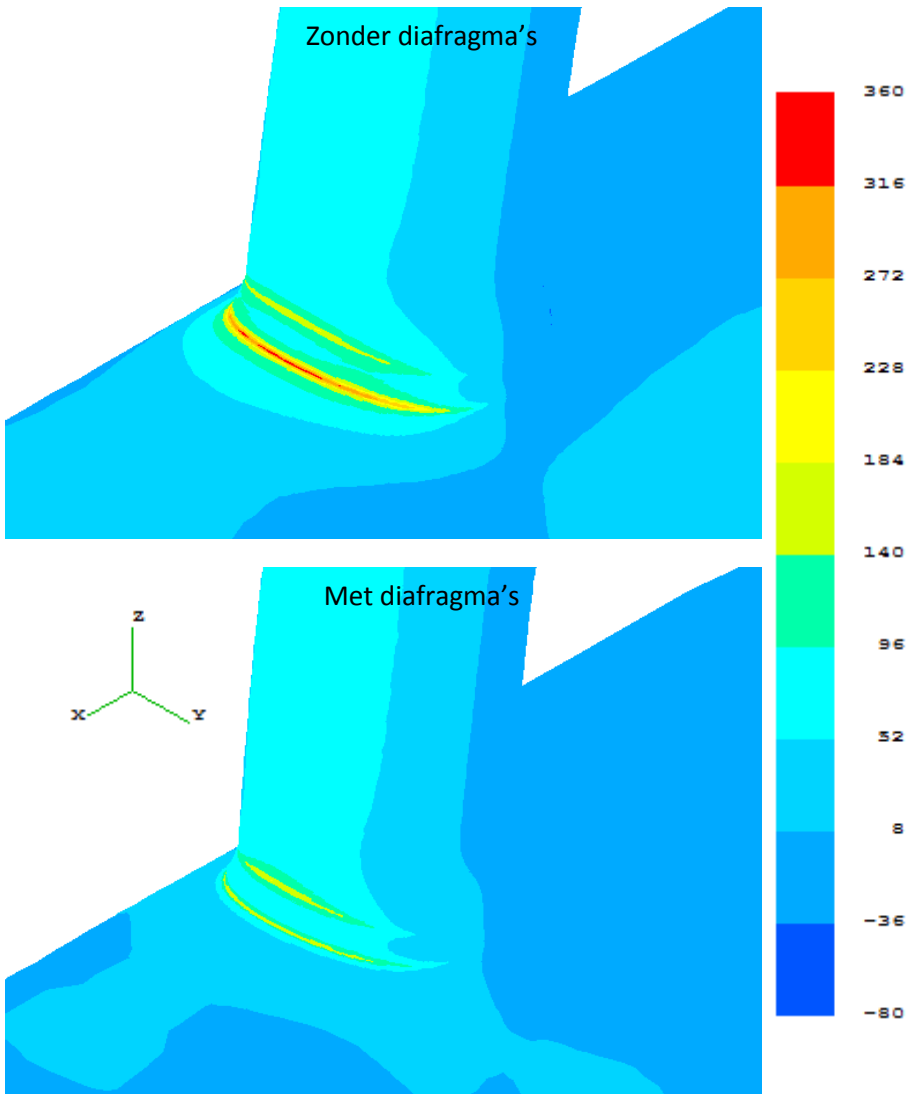
Figuur 7-5: Vergelijking van de hot spot spanningen in de T-knopen ten gevolge van een verticale trekkracht

Men zou kunnen verwachten dat de diafragma's enkel zorgen voor een lokale spanningsdaling, waardoor de hot spot methode een verkeerd beeld zou kunnen geven. In figuur 7-6 worden de berekende primaire spanningen nabij de lasteen van locatie 0° weergegeven. Het is duidelijk dat de hot spot methode ook toepasbaar is op buisverbindingen met diafragmaverstijving. Dankzij de diafragma's zijn alle spanningen nabij de las afgenomen.



Figuur 7-6: Berekende primaire spanningen nabij de lasteen op locatie 0°

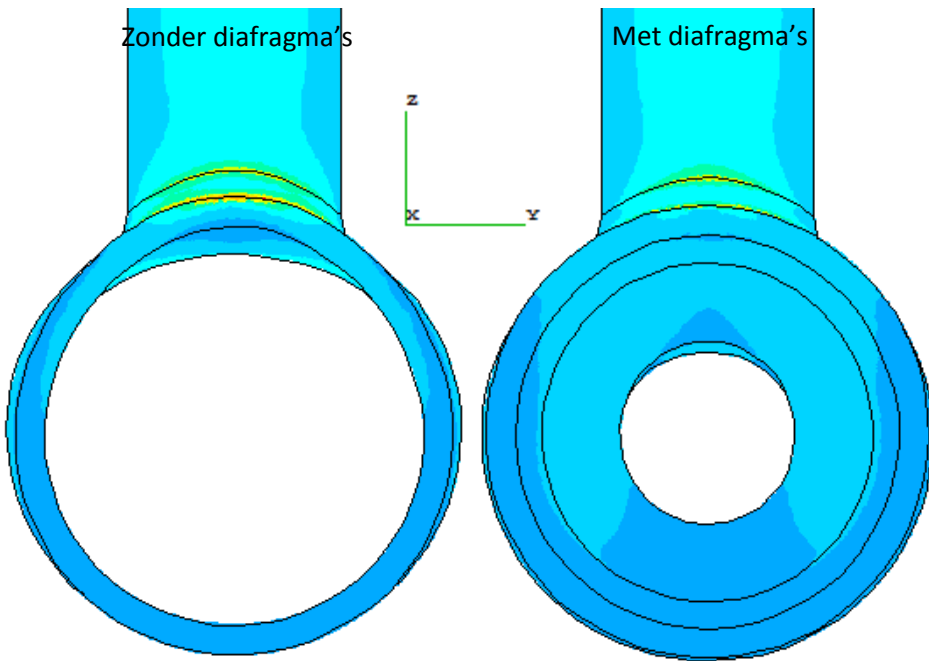
Vervolgens worden dezelfde twee modellen belast met een buigend moment in het vlak van de buisverbinding ($M_y = 10000000 \text{ Nmm}$). Dit buigmoment doet de secundaire buis uitbuigen naar rechts op figuur 7-1. De hoofdspansingen en de vervorming worden weergegeven op figuur 7-7. Op figuren 7-8 en 7-9 wordt opnieuw een dwarse en langse doorsnede gemaakt van de twee EE-modellen.



Figuur 7-7: Grootste hoofdspansingen [MPa] en de vervorming (100 keer uitvergroot) van twee T-knopen belast met een buigend moment M_y

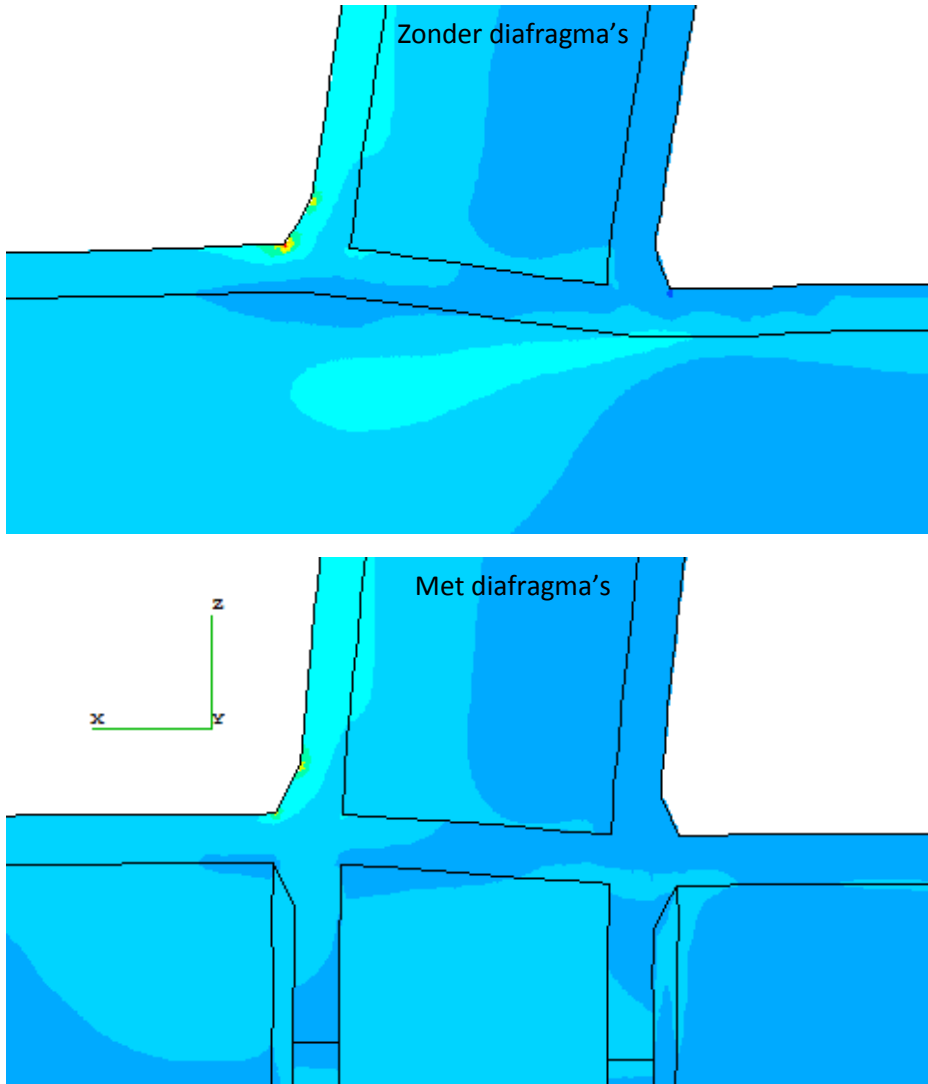
De rode kleuren op het bovenste model op figuur 7-7 duiden aan dat de hoofdspansingen van de T-knoop zonder diafragma's duidelijk groter zijn dan

die van de verstijfde T-knoop. Op figuur 7-8 is dit ook zichtbaar en kan men tevens opmerken dat het bovenste deel van de primaire buis vervormt volgens een golf. Dit is nog veel duidelijker zichtbaar op de langse doorsnede weergegeven op figuur 7-9. Op de bovenste langsdoorsnede is de golfvervorming duidelijk zichtbaar. Op de onderste langsdoorsnede is deze veel kleiner en vervormt de buisverbinding weer als één geheel.



Figuur 7-8: Dwarse doorsnede van figuur 7-7 ter hoogte van locatie 0°

De diafragma's zorgen ervoor dat de krachten veroorzaakt door het buigend moment beter ingeleid worden in de primaire buis. Als er geen diafragma's aanwezig zijn dan vervormt de bovenkant van de primaire buis in een golf door de buiging. Deze vervorming veroorzaakt grote rekken en dus ook grote spanningen nabij de las. Vooral de trekspanningen ter hoogte van locatie 0° zijn heel negatief voor de vermoeiing. De diafragma's verhinderen deze golfvervorming. De krachten van het buigend moment worden verdeeld over een veel groter buiswandoppervlak waardoor de volledige omtrek van de buis het buigmoment opneemt en niet alleen het bovenste deel van de buiswand. Bijgevolg zijn de vervormingen veel kleiner en dus ook de spanningen lager. De eindknoop van de secundaire buis verschuift 2,05 mm naar rechts bij de T-knoop zonder diafragma's en 1,65 mm bij de T-knoop met diafragma's.

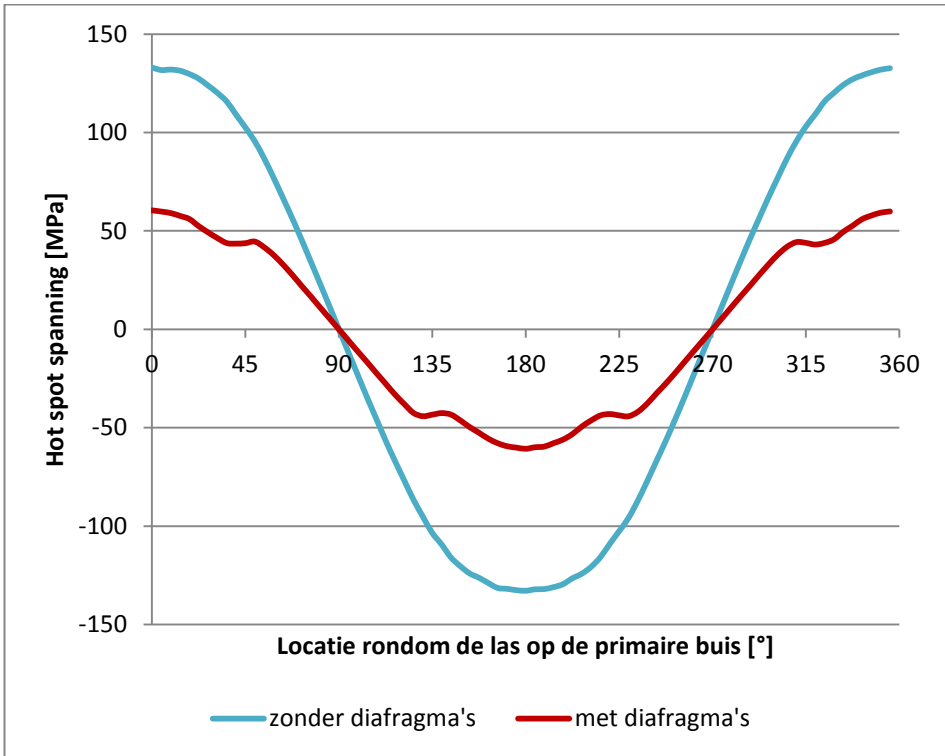


Figuur 7-9: Langsdoorsnede van figuur 7-7

Op de figuren 7-7 tot 7-9 kan men zien dat de hoofdspansingen in de secundaire buis een beetje groter zijn op de T-knoop met diafragma's dan die zonder. Dit komt door de verhinderde vervorming. De hot spot spanningen in de secundaire buis zijn wel nog altijd kleiner dan die op de primaire buis. Dus er is nog geen gevaar voor een vroegere vermoeingsbreuk van de secundaire buis.

De hot spot spanningen op de primaire buis van beide T-knopen worden weergegeven in figuur 7-10. De maximale hot spot spanning op locatie 0° is afgenomen van 133,00 naar 60,44 MPa. Dit komt overeen met een daling van

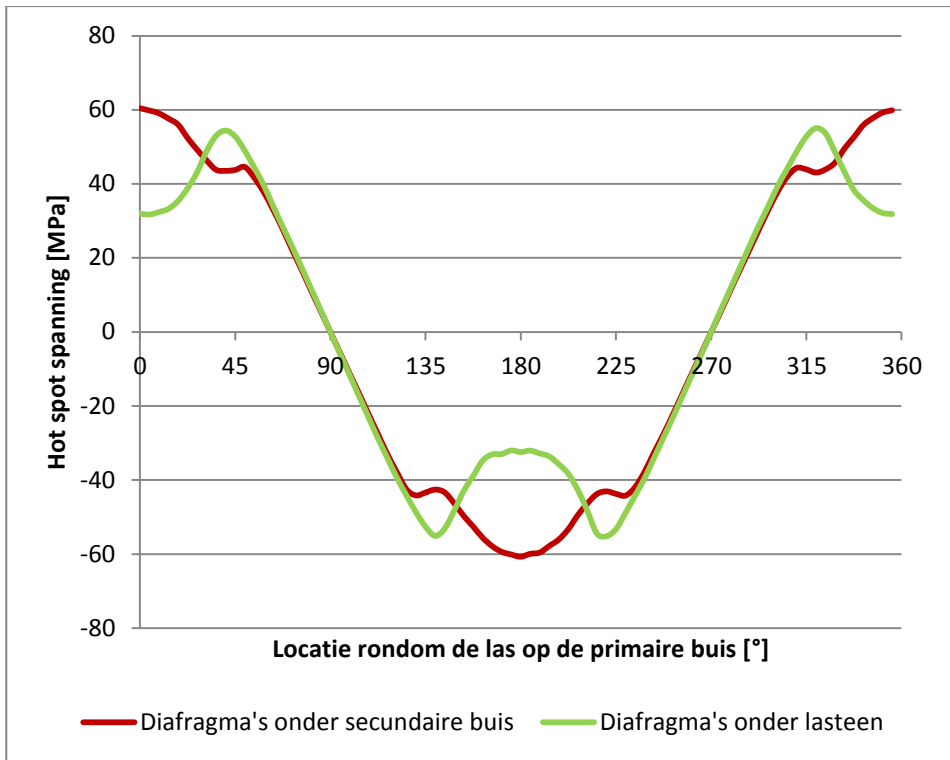
54,55 %. De diafragma's zorgen dus voor een grotere afname van de hot spot spanningen veroorzaakt door een buigend moment dan die veroorzaakt door een axiale kracht. Dit is normaal omdat de vervorming van de primaire buiswand veel groter is door een buigend moment dan door een axiale kracht.



Figuur 7-10: Vergelijking van de hot spot spanningen in de T-knopen ten gevolge van een buigend moment in het vlak

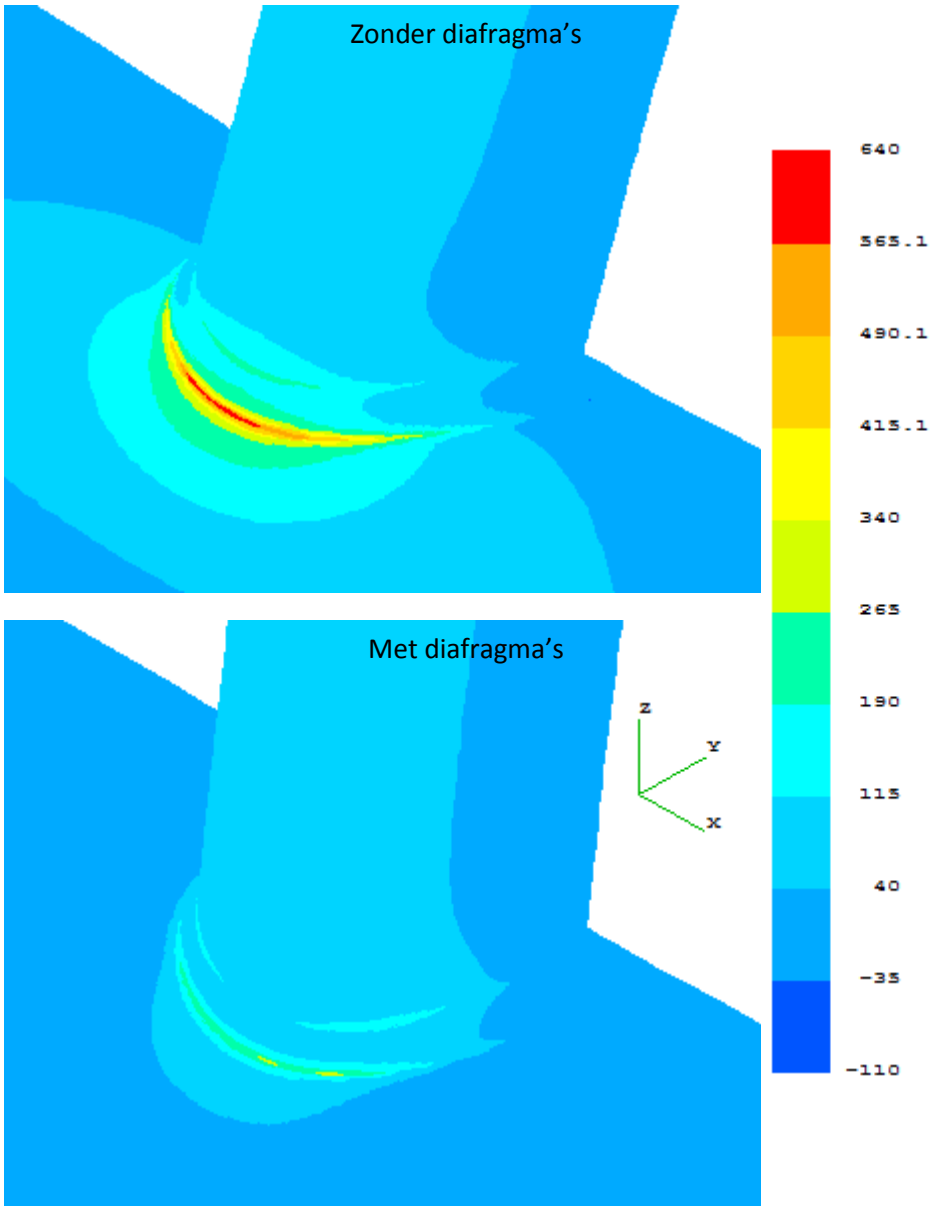
In de vorige grafiek zijn vier kleine knikken te zien die duiden op de plaatsen waar de diafragma's zich bevinden. Men kan dus al vermoeden dat als men de diafragma's wat meer uit elkaar plaatst dat dan de maximale spanningswaarden nog meer afgevlakt zullen worden. Op figuur 7-11 worden de berekende hot spot spanningen van twee T-knopen met een verschillende diafragmaschikking vergeleken. De eerste buisverbinding is dezelfde als in figuur 7-10. Bij de tweede T-knoop werd het middenvlak van de diafragma's geplaatst ter hoogte van de lasten van locaties 0° en 180°. Men kan zien dat de hot spot spanningen nog verder gedaald zijn, van 60,44 naar 55,05 MPa. De maximale hot spot spanning bevindt zich nu wel op een andere locatie. Dit duidt aan dat de locatie van de diafragma's een invloed heeft op de

spanningstoestand. Wellicht bestaan er nog betere diafragmaschikkingen, maar dit zal verder onderzocht worden in hoofdstuk 9.



Figuur 7-11: Vergelijken van twee verschillende diafragmaschikkingen

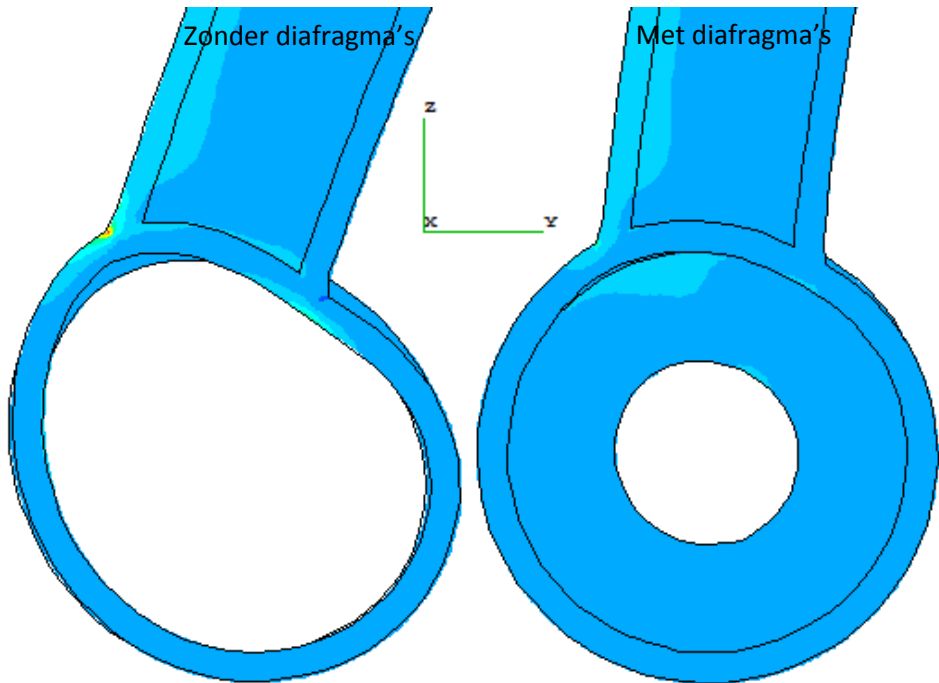
Ten slotte worden de twee T-knopen nog eens belast met een buigmoment uit het vlak ($M_z = 10000000$ Nmm). Dit buigmoment doet de secundaire buis uitbuigen naar beneden op figuur 7-1. De grootste hoofdspansingen en de vervormingen van beide modellen worden vergeleken in figuur 7-12. De hoofdspansingen zijn groter dan bij de vorige twee vergelijkingen (figuren 7-2 en 7-7). Op het bovenste model is de rode kleur duidelijk aanwezig. Op het onderste model is geen rode kleur en zelfs heel weinig gele kleur zichtbaar op de lasverbinding. De spanningen zijn dus sterk verlaagd door de diafragma's. Op figuur 7-13 worden opnieuw de dwarsdoorsnedes weergegeven. Dit keer werd de dwarse snede genomen ter hoogte van het midden van de buisverbinding (locaties 90° en 270°).



Figuur 7-12: Grootste hoofdspansingen [MPa] en de vervorming (100 keer uitvergroet) van twee T-knopen belast met een buigend moment M_z

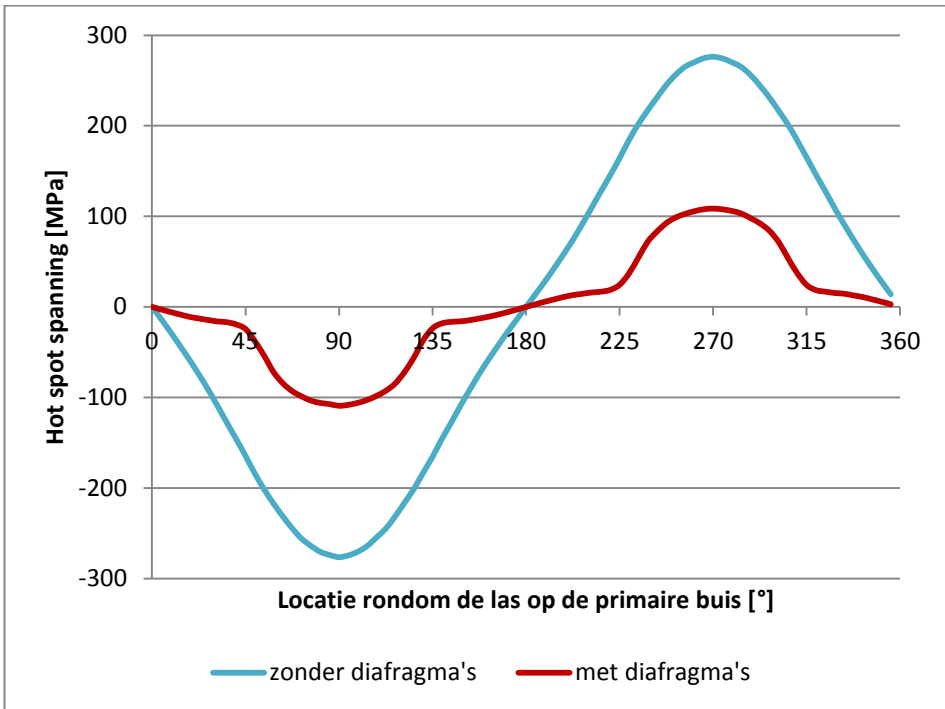
De primaire buis zonder diafragma's vervormt sterk in zijn vlak. De hoofdspansingen ter hoogte van locaties 90° en 270° zijn veel groter dan die van de buisverbinding met diafragma's. De buisverbinding met diafragma's vervormt opnieuw in zijn geheel waardoor de vervormingen nabij de las en dus ook de spanningen daar veel kleiner zijn. Een langse doorsnede van deze twee

EE-modellen is niet zo nuttig omdat op deze lijn de spanningen en vervormingen klein of zelfs gelijk aan nul zijn.



Figuur 7-13: Dwarse doorsnede van figuur 7-12 ter hoogte van locaties 90° en 270°

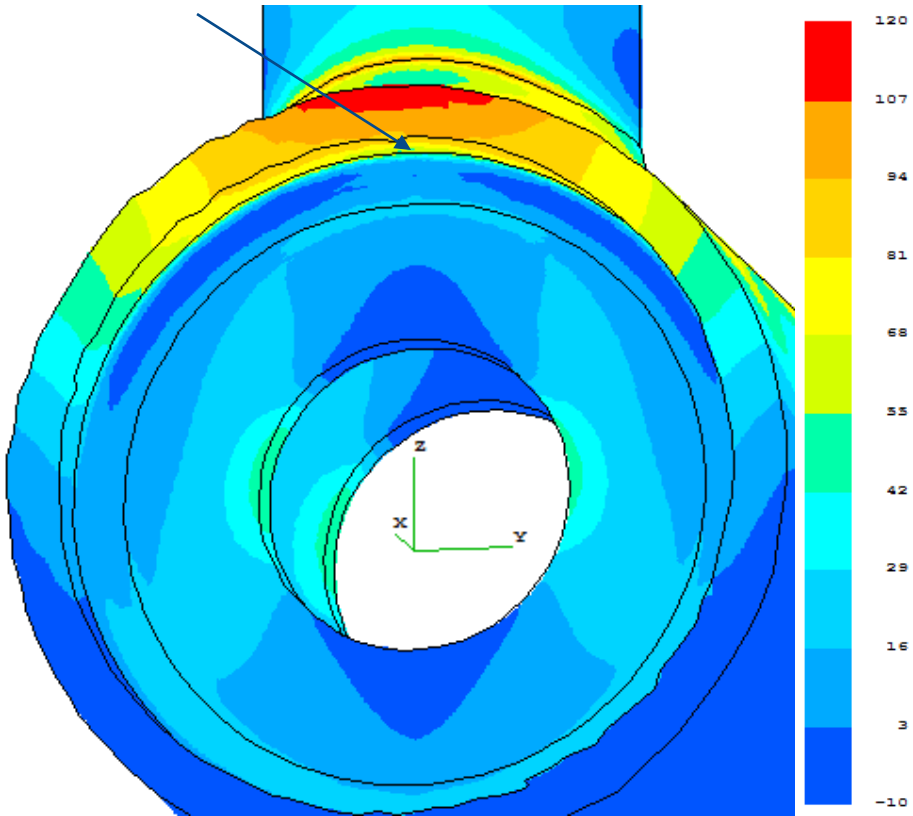
De berekende hot spot spanningen worden weergegeven in figuur 7-14. Opnieuw hebben de diafragma's een positieve invloed op de hot spot spanningen. De maximale hot spot waarde bevindt zich ter hoogte van de locatie 270°. Dankzij de diafragma's neemt de hot spot spanning af van 276,23 naar 108,58 MPa of dus een daling van 60,69 %. Deze grote afname is het gevolg van de verhinderde vervorming van de buiswand door de diafragma's. Deze afname is de grootste van alle drie, maar doet zich wel voor op een andere locatie dan bij de vorige twee vergelijkingen. Een T-knoop zal ook zelden belast worden met grote buigende momenten uit het vlak. Er moet dus vooral nagegaan worden hoe groot de afname van de hot spanningen is wanneer een T-knoop, belast met N_x en M_y , verstijfd wordt met diafragma's. Dit zal uitgevoerd worden in hoofdstukken 8 en 9.



Figuur 7-14: Vergelijking van de hot spot spanningen in de T-knopen ten gevolge van een buigend moment uit het vlak

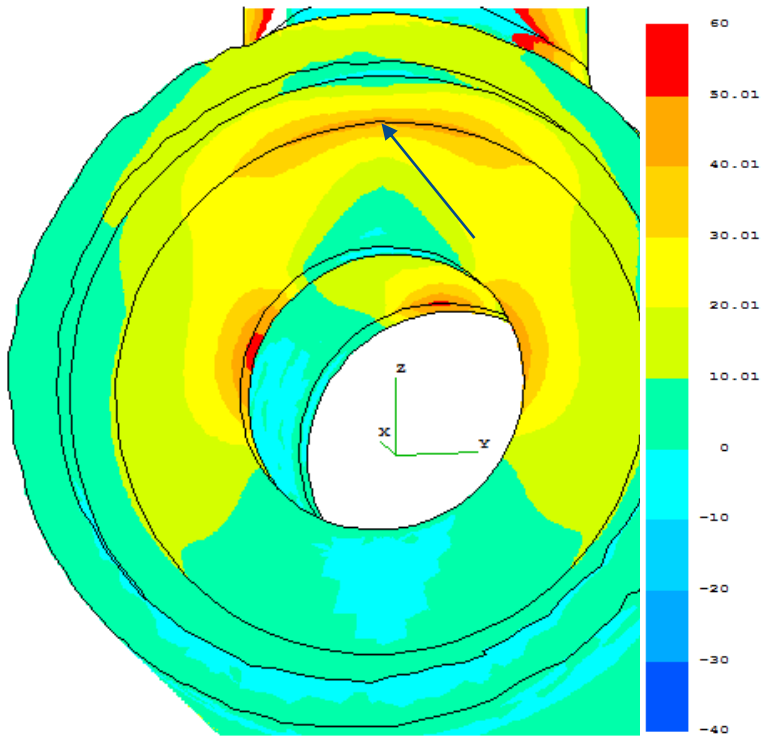
7.2.2. Spanningen nabij de diafragma's

Op alle vorige figuren kon men zien dat de hoofdspinningen in de diafragma's eerder klein zijn. In deze paragraaf worden de hoofdspinningen nabij de lasverbinding tussen de primaire buis en de diafragma's meer in detail bekeken. Op figuur 7-15 wordt een dwarsdoorsnede van de T-knoop, belast met een axiale trekkracht, weergegeven met daarop de grootste hoofdspinningen. De grootste waarde is gelijk aan 64,4 MPa en doet zich voor op de binnenwand van de primaire buis ter hoogte van de lasteen (zie blauwe pijl op figuur 7-15). De grootste hoofdspinning nabij de las van de buisverbinding is veel groter en is gelijk aan 360,4 MPa. De hoofdspinningen in de diafragma's zijn nog kleiner. Vermoeiingsscheuren zullen dus eerder ontstaan nabij de lasverbinding tussen de primaire en secundaire buis dan nabij de lasverbindingen tussen de primaire buis en de diafragma's.

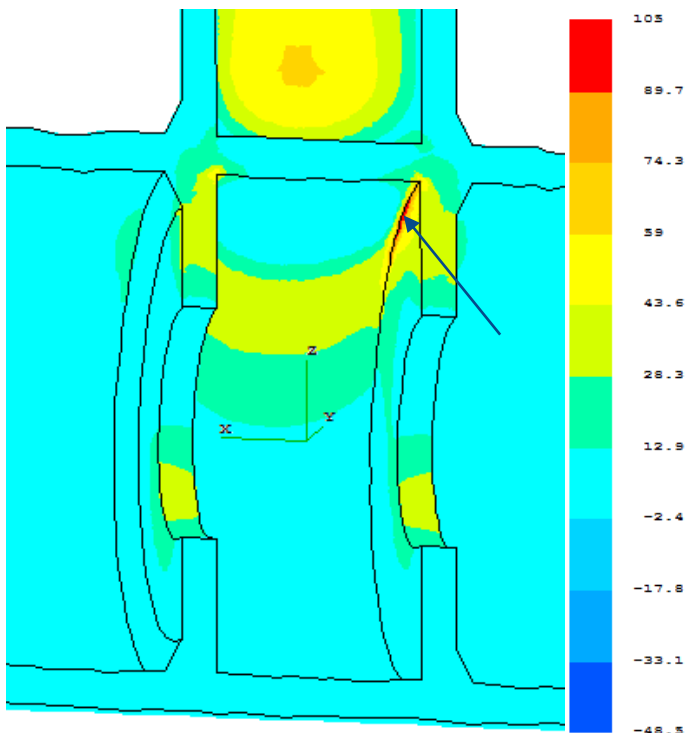


Figuur 7-15: Grootste hoofdspinningen [MPa] op verstijfde T-knoop belast met N_x

Als de buisverbinding belast wordt met een buigend moment in het vlak dan is de grootste hoofdspinning gelijk aan 44,89 MPa. Wat wel opvalt, is dat deze spanningswaarde, aangeduid met een blauwe pijl op figuur 7-16, nu optreedt in het diafragma aan de lasteën en niet in de primaire buis. Dit betekent dus dat een scheur zou ontstaan in het diafragma zelf. De spanningen zijn echter klein genoeg zodat een scheur in het diafragma pas veel later of zelfs niet zou optreden dan een scheur in de primaire buis nabij de lasverbinding tussen de primaire en secundaire buis. De grootste hoofdspinning nabij de lasverbinding tussen de primaire en secundaire buis is gelijk aan 184,5 MPa, wat opnieuw veel groter is. Een scheur in het diafragma zou ook niet leiden tot breuk. Dit is ook het geval wanneer de buisverbinding belast wordt met een buigmoment uit het vlak. De grootste hoofdspinning is dan gelijk aan 102,8 MPa. Deze waarde wordt aangeduid met de blauwe pijl op figuur 7-17 en doet zich voor in het diafragma aan de laswortel. De grootste hoofdspinning nabij de lasverbinding tussen de primaire en secundaire buis is opnieuw veel groter, namelijk 307,7 MPa.



Figuur 7-16: Grootste hoofdspanningen [MPa] op verstijfde T-knoop belast met M_y



Figuur 7-17: Grootste hoofdspanningen [MPa] op verstijfde T-knoop belast met M_z

Het lassen van de diafragma's aan de binnenwand van de primaire buis zorgt voor een nieuwe plaats waar scheuren kunnen initiëren. Uit de vorige berekeningen is echter gebleken dat de spanningen nabij de lasverbinding van de diafragma's veel kleiner zijn dan die nabij de lasverbinding van de secundaire buis. Deze nieuwe plaats is dus veel minder kritiek. Door de lage spanningen zijn scheuren niet de vrezen nabij de diafragma's of zullen ze pas veel later ontstaan dan scheuren nabij de las van de buisverbinding. Bovendien is een plaat gelast binnenin een buis een minder nadelig vermoeiingsdetail dan een gelaste buisverbinding [4]. Deze nieuwe plaats kan wel een belangrijke rol spelen wanneer een vermoeiingsscheur, die ontstaan is aan de las van de buisverbinding, dichtbij komt. Dit wordt besproken in paragraaf 8.10.2.

7.2.3. Invloed op de SCF's

Om de invloed van de diafragma's op de hot spot spanningen veroorzaakt door de verschillende basiskrachten te onderzoeken, worden alle SCF's van de T-knoop eens zonder en eens met diafragmaverstijving bepaald. Deze waarden worden bepaald met de voorgestelde alternatieve methode (zie paragraaf 5.3.5). Voor deze berekeningen wordt opnieuw de geometrie van proefstukken 1 en 2 gebruikt (zie bijlagen 11.3.1 en 11.3.2). In de tabel 7-1 wordt voor elke basiskracht de minimale en maximale SCF weergegeven. Om een duidelijker overzicht te geven, wordt in tabel 7-2 de procentuele toe- of afname van de maximale absolute waarde van elke SCF door het toevoegen van diafragma's berekend. Dus een positieve waarde is een toename en een negatieve waarde is een afname van een SCF ten gevolge van de diafragma's.

Het is duidelijk dat de diafragma's de meeste invloed hebben op de belastingen die aangrijpen op de secundaire buis. Bijna alle SCF's van krachten op de secundaire buis voor locaties op de primaire buis zijn gedaald met 60% door het voorzien van diafragma's. Hieronder worden alle gekleurde zones van tabellen 7-1 en 7-2 besproken:

- Groene zone: SCF's op de primaire buis veroorzaakt door krachten in de primaire buis: De waarden in deze zone zijn meestal kleiner dan die veroorzaakt door krachten in de secundaire buis. De hot spot spanningen worden dus vooral veroorzaakt door krachten in de secundaire buis. Enkel een torsiemoment in de primaire buis heeft een hogere SCF, maar meestal zijn deze torsiemomenten veel kleiner dan

de andere krachten. De diafragma's hebben niet veel invloed op de SCF's in deze zone. De waarde van sommige SCF's stijgt zelfs een klein beetje door de aanwezigheid van diafragma's. Dit komt wellicht omdat de diafragma's de vervorming veroorzaakt door krachten in de primaire buis extra hindert, waardoor de spanningen nabij de las toenemen. Deze kleine stijgingen zijn echter verwaarloosbaar in vergelijking met de daling van de SCF's door krachten in de secundaire buis (blauwe zone). De totale hot spot spanningen van de buisverbinding met diafragma's zullen kleiner zijn dan die van de buisverbinding zonder diafragma's. Dit zal aangetoond worden in hoofdstuk 8, waar dezelfde buisverbinding zonder en met diafragmaverstijving zal beproefd worden;

- Gele zone: SCF's op de secundaire buis veroorzaakt door krachten in de primaire buis: Deze waarden zijn klein in vergelijking met de waarden in de andere zones. Deze waarden zijn allemaal kleiner dan dezelfde waarde voor locaties op de primaire buis. Dit toont opnieuw aan dat de hot spot spanningen op de primaire buis bijna altijd groter zijn dan die op de secundaire buis. Een vermoeiingsscheur zal dus ook altijd ontstaan aan de lasteën op de primaire buis en dan verder groeien doorheen de primaire buis (zie hoofdstuk 8). Tevens worden deze waarden nauwelijks beïnvloed door de diafragma's;
- Blauwe zone: SCF's op de primaire buis veroorzaakt door krachten in de secundaire buis: Deze SCF's zijn de grootste van allemaal. Krachten in de secundaire buis zorgen dus voor de grootste hot spot spanningen. De diafragma's verlagen deze hoge SCF's. De grootste afname is gelijk aan 66,63%, namelijk $SCF_{i;N_{x,br}}$ neemt af van 6,08 naar 2,03. Ook alle andere SCF's nemen af met ongeveer 60%. Enkel op de SCF van het torsiemoment in de secundaire buis hebben de diafragma's geen grote invloed;
- Rode zone: SCF's op de secundaire buis veroorzaakt door krachten in de secundaire buis: Deze waarden zijn opnieuw iets kleiner dan dezelfde SCF's op de primaire buis. Ze zijn wel groter dan die veroorzaakt door krachten in de primaire buis. De diafragma's zorgen ervoor dat bijna alle SCF's afnemen, enkel de SCF's van $V_{z,br}$ en $M_{y,br}$ nemen een klein beetje toe. De SCF van $M_{x,br}$ vertoont de grootste afname, namelijk 89,57%, maar het gaat hier om hele kleine waarden. De tweede grootste afname is gelijk aan 59,75%, namelijk $SCF_{i;N_{x,br}}$ neemt af van 4,04 naar 1,63.

Tabel 7-1: Vergelijken van de SCF's van een T-knoop zonder en met diafragma's

| | Locaties op de prim. buis | | | | Locaties op de sec. buis | | | |
|--------------------|---------------------------|------|-----------------|------|--------------------------|-------|-----------------|-------|
| | Zonder diafragma's | | Met diafragma's | | Zonder diafragma's | | Met diafragma's | |
| | min | max | min | max | min | max | min | max |
| $SCF_{i;N_{x,ch}}$ | -0,13 | 1,39 | 0,00 | 1,38 | -0,19 | -0,01 | -0,12 | -0,02 |
| $SCF_{i;V_{y,ch}}$ | -0,12 | 0,12 | -0,20 | 0,20 | -0,06 | 0,06 | -0,08 | 0,08 |
| $SCF_{i;V_{z,ch}}$ | -0,20 | 1,37 | -0,14 | 1,30 | -0,22 | 0,11 | -0,19 | 0,12 |
| $SCF_{i;M_{x,ch}}$ | -1,39 | 1,39 | -1,09 | 1,10 | -0,35 | 0,35 | -0,55 | 0,55 |
| $SCF_{i;M_{y,ch}}$ | -0,20 | 1,49 | -0,14 | 1,41 | -0,22 | 0,09 | -0,19 | 0,13 |
| $SCF_{i;M_{z,ch}}$ | -0,31 | 0,31 | -0,35 | 0,35 | -0,04 | 0,04 | -0,04 | 0,04 |
| $SCF_{i;N_{x,br}}$ | 2,53 | 6,08 | 0,68 | 2,03 | 0,70 | 4,04 | 1,38 | 1,63 |
| $SCF_{i;V_{y,br}}$ | -3,12 | 3,12 | -1,26 | 1,26 | -1,78 | 1,78 | -1,00 | 1,00 |
| $SCF_{i;V_{z,br}}$ | -1,48 | 1,48 | -0,63 | 0,63 | -1,15 | 1,15 | -1,21 | 1,21 |
| $SCF_{i;M_{x,br}}$ | -0,35 | 0,35 | -0,27 | 0,27 | -0,32 | 0,32 | -0,03 | 0,03 |
| $SCF_{i;M_{y,br}}$ | -1,72 | 1,72 | -0,72 | 0,72 | -1,40 | 1,39 | -1,47 | 1,47 |
| $SCF_{i;M_{z,br}}$ | -3,82 | 3,82 | -1,51 | 1,50 | -2,15 | 2,15 | -1,21 | 1,20 |

Tabel 7-2: Procentueel verschil tussen de SCF's zonder diafragma's en de SCF's met diafragma's

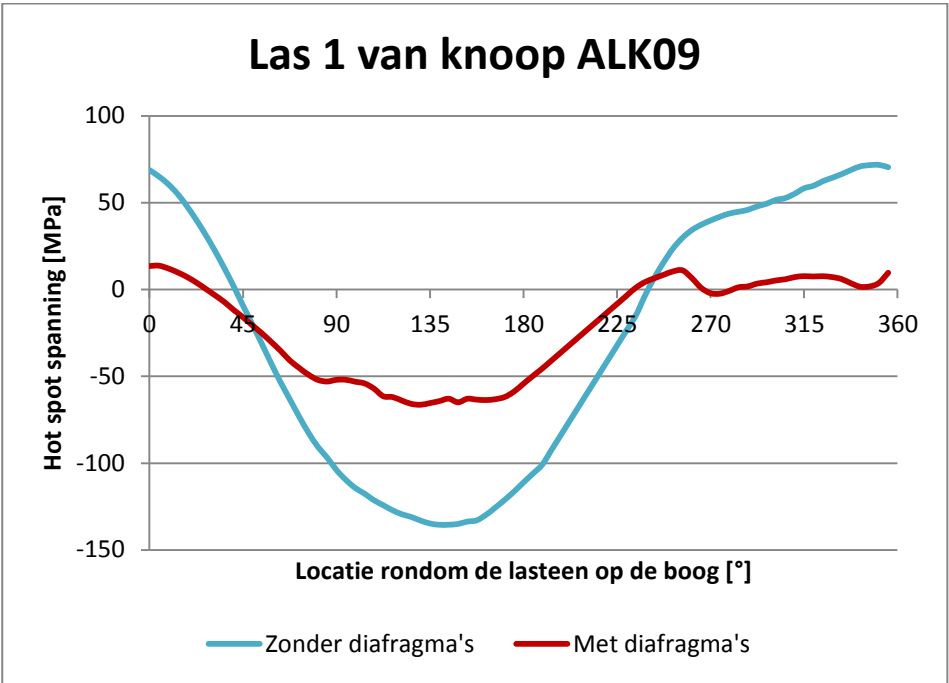
| | Locaties op primaire buis | Locaties op secundaire buis |
|--------------------|---------------------------|-----------------------------|
| $SCF_{i;N_{x,ch}}$ | -0,86% | -35,53% |
| $SCF_{i;V_{y,ch}}$ | 64,93% | 43,33% |
| $SCF_{i;V_{z,ch}}$ | -4,53% | -11,22% |
| $SCF_{i;M_{x,ch}}$ | -21,03% | 58,54% |
| $SCF_{i;M_{y,ch}}$ | -5,69% | -11,23% |
| $SCF_{i;M_{z,ch}}$ | 14,03% | -1,26% |
| $SCF_{i;N_{x,br}}$ | -66,63% | -59,75% |
| $SCF_{i;V_{y,br}}$ | -59,60% | -43,59% |
| $SCF_{i;V_{z,br}}$ | -57,34% | 5,73% |
| $SCF_{i;M_{x,br}}$ | -23,44% | -89,57% |
| $SCF_{i;M_{y,br}}$ | -58,08% | 5,69% |
| $SCF_{i;M_{z,br}}$ | -60,60% | -43,98% |

De totale hot spot spanning is niet enkel afhankelijk van de grootte van de SCF's, maar ook van de grootte van de nominale spanningen. Daarom is het ook belangrijk om de totale hot spot spanningen van de buisverbinding zonder en met diafragmaverstijving te vergelijken. In de vorige paragraaf werd dit vergeleken en verder zal dit nog enkele keren gedaan worden.

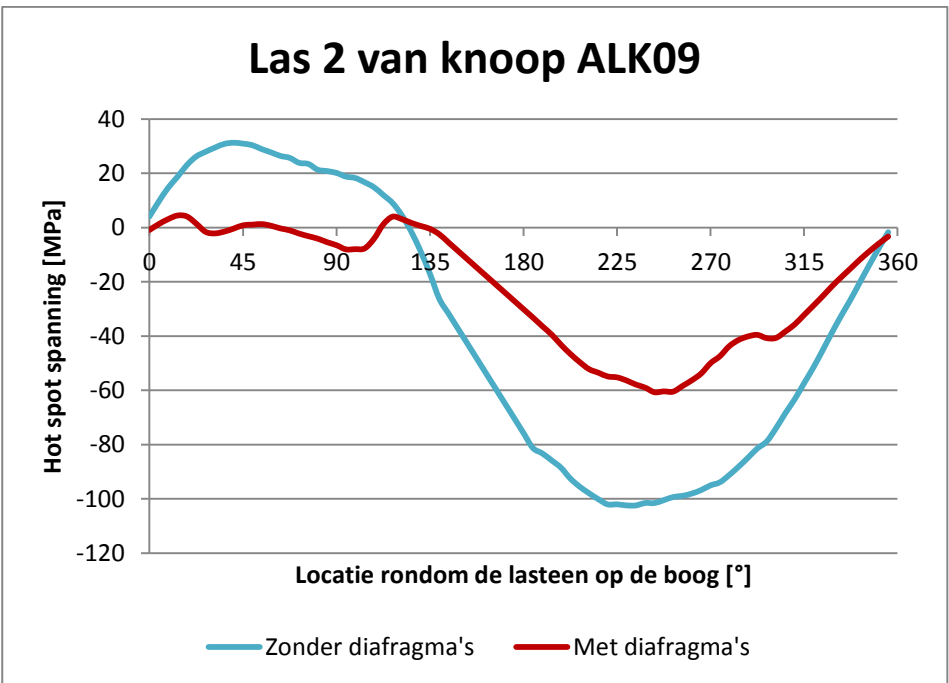
7.3. Diafragmaverstijving bij de Woluwelaanbrug

7.3.1. Invloed op de hot spot spanning

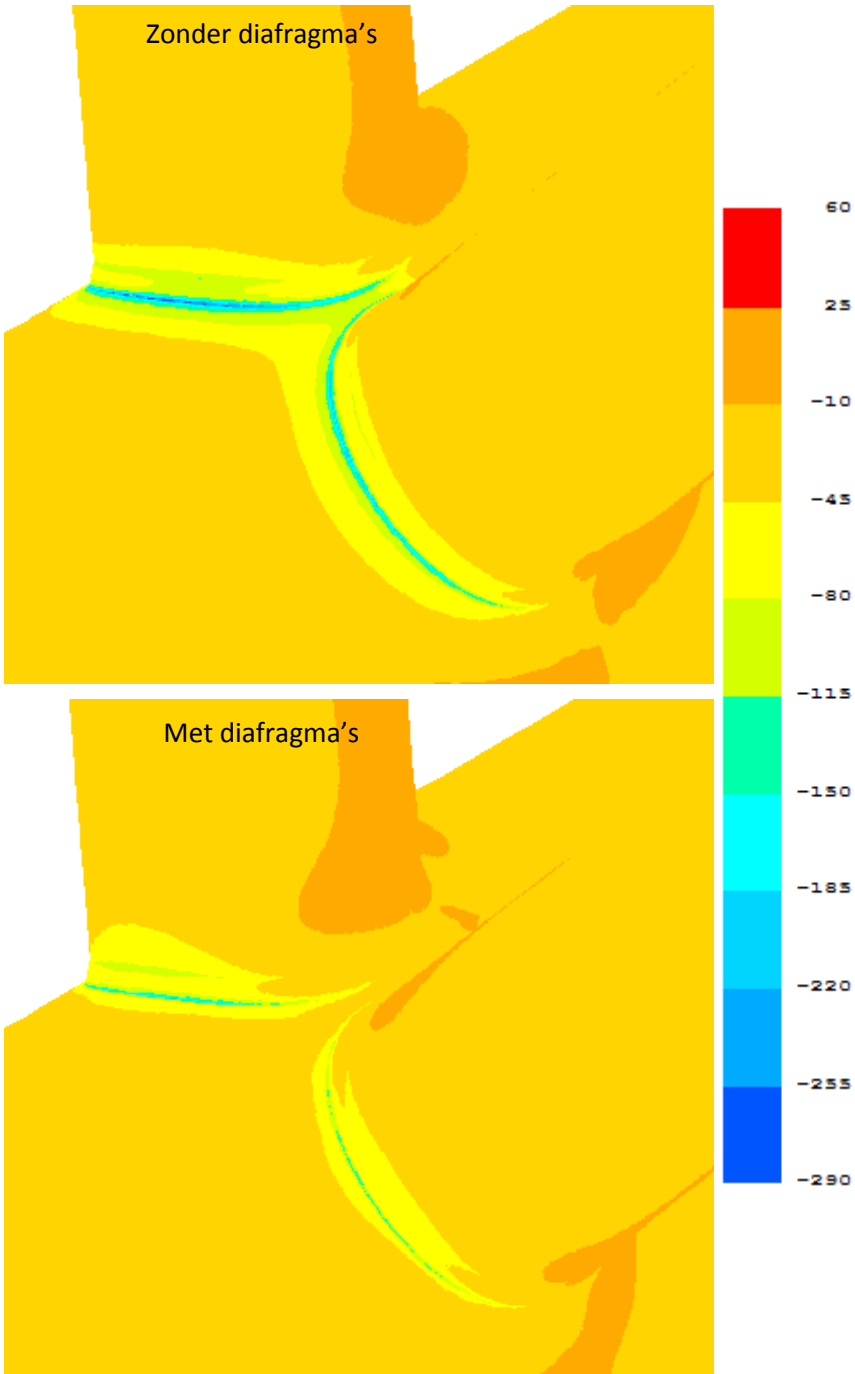
De buisverbindingen van de Woluwelaanbrug zijn allemaal voorzien van dubbele diafragmaverstijving. Om na te gaan hoe groot de invloed van deze interne verstijving op de hot spot spanningen is, worden enkele berekeningen uitgevoerd op knoop ALK09. Van deze buisverbinding worden twee EE-modellen gegenereerd, namelijk de echte knoop ALK09 die intern verstijfd is met twee diafragma's en een kleine buis (zie paragraaf 6.2 en figuur 6-12) en dezelfde buisverbinding zonder die interne verstijving. Met deze twee modellen worden alle SCF's bepaald met de alternatieve methode (met aparte SCF's voor V_y , V_z en M_x)(zie paragraaf 5.3.5). Vervolgens wordt het draadmodel van de Woluwelaan (zie figuur 4-21), waarvan brugdek AL belast is met een stilstaande trein (trein type 3 uit Eurocode 1 [28]), gebruikt om de snedekrachten in het centrum van de buisverbinding te bepalen. Via vergelijking 5-25 kunnen dan de hot spot spanningen van knoop ALK09 bepaald worden. De hot spot spanningen op de primaire buis nabij las 1 en 2 worden weergegeven op figuren 7-18 en 7-19 (voor de locaties zie figuur 6-12). De hot spot spanningen op de secundaire buizen zijn veel kleiner. Ook de hot spot spanningen van las 3 zijn heel wat kleiner en worden dus niet weergegeven. De kleinste hoofdspanningen van beide EE-modellen worden weergegeven op figuur 7-20. Deze hoofdspanningen zijn in absolute waarde veel groter dan de grootste hoofdspanningen. Dit komt omdat de buisverbinding vooral in druk belast is.



Figuur 7-18: Hot spot spanningen van las 1 op de boog



Figuur 7-19: Hot spot spanningen van las 2 op de boog



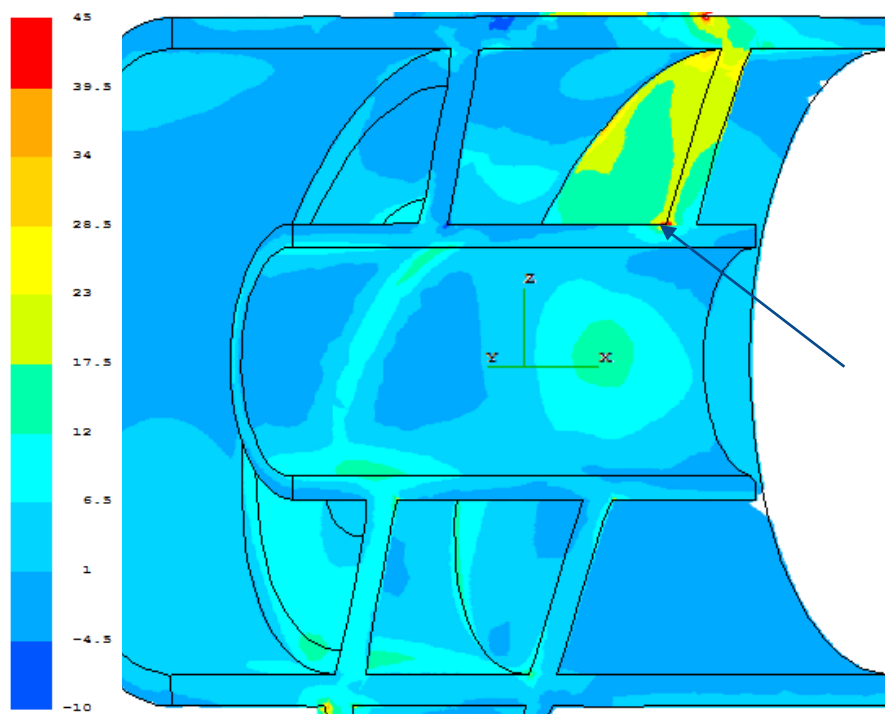
Figuur 7-20: Kleinste hoofdspansingen [MPa] van beide EE-modellen van knoop ALK09

Uit beide grafieken blijkt dat de hot spot spanningen van de buisverbinding met dubbele diafragmaverstijving beduidend lager zijn dan de buisverbinding

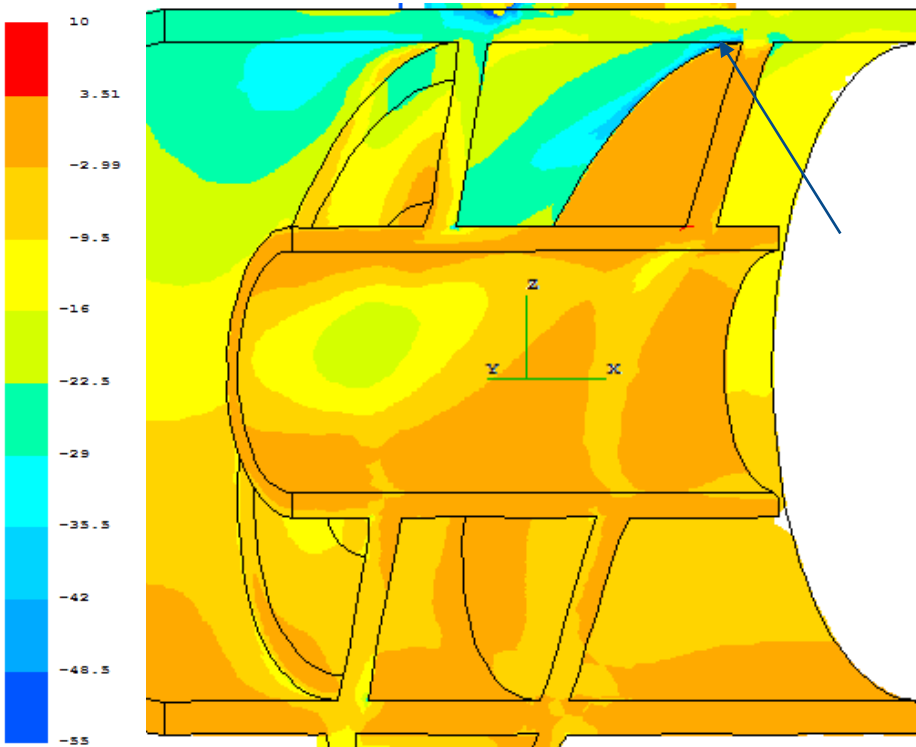
zonder verstijving. De grootste hot spot spanning langsheen las 1 is afgenomen van -135,49 MPa naar -66,36 MPa, dus een daling van 51%.

7.3.2. Spanningen nabij de diafragma's

De hoofdspansingen nabij en op de interne verstijving van knoop ALK09 variëren tussen de -51,55 en 39,15 MPa. Op figuur 7-21 wordt een langsdoorsnede van knoop ALK09 weergegeven met daarop de grootste hoofdspansingen. Op figuur 7-22 worden de kleinste hoofdspansingen weergegeven op dezelfde langsdoorsnede. De grootste waarde doet zich voor op de kleine buis nabij de laswortel (zie blauwe pijl op figuur 7-21) en de kleinste waarde doet zich voor op de binnenwand van de primaire buis nabij de laswortel (zie blauwe pijl op figuur 7-22). De hoofdspansingen op de primaire buis nabij de lasverbinding tussen de primaire en secundaire buis zijn opnieuw veel groter en variëren tussen de -205,1 en 91,5 MPa. Vermoeiingsscheuren nabij of in de interne verstijving zullen dus pas veel later of zelfs niet ontstaan.



Figuur 7-21: Grootste hoofdspansingen [MPa] ter hoogte van de interne verstijving van knoop ALK09



Figuur 7-22: Kleinste hoofdspansingen [MPa] ter hoogte van de interne verstijving van knoop ALK09

7.3.3. Invloed op de SCF's

Alle SCF's van beide buisverbindingen worden vergeleken in tabellen 7-3 en 7-4. De SCF's van de onderste buis (secundaire buis 3) worden niet weergegeven in de tabellen omdat deze waarden toch klein zijn. Belastingen op deze secundaire buis hebben een verwaarloosbare invloed op de SCF's op lasverbinding 1 en 2. Beide tabellen worden samengevat in tabel 7-5, die opnieuw het procentueel verschil tussen de SCF's zonder en met diafragma's weergeeft.

Tabel 7-3: SCF's van de las tussen de boog en secundaire buis 1 (las 1)

| | Locaties op de prim. buis | | | | Locaties op sec. buis 1 | | | |
|----------------------|---------------------------|------|-----------------|------|-------------------------|------|-----------------|------|
| | Zonder diafragma's | | Met diafragma's | | Zonder diafragma's | | Met diafragma's | |
| | Min | Max | Min | Max | Min | Max | Min | Max |
| $SCF_{i;N_{x,ch}}$ | -0,05 | 1,26 | 0,09 | 1,46 | -0,06 | 0,07 | -0,07 | 0,12 |
| $SCF_{i;V_{y,ch}}$ | -0,54 | 0,20 | -0,63 | 0,18 | -0,07 | 0,08 | -0,12 | 0,10 |
| $SCF_{i;V_{z,ch}}$ | -0,13 | 1,20 | -0,06 | 1,21 | -0,05 | 0,17 | -0,04 | 0,18 |
| $SCF_{i;M_{x,ch}}$ | -1,33 | 1,27 | -1,10 | 1,16 | -0,49 | 0,37 | -0,47 | 0,52 |
| $SCF_{i;M_{y,ch}}$ | -0,09 | 1,27 | -0,06 | 1,26 | -0,05 | 0,17 | -0,04 | 0,20 |
| $SCF_{i;M_{z,ch}}$ | -0,65 | 0,09 | -0,71 | 0,04 | -0,05 | 0,05 | -0,10 | 0,08 |
| $SCF_{i;N_{x,br_1}}$ | 2,18 | 8,25 | 0,24 | 2,14 | 0,63 | 6,22 | 1,40 | 1,95 |
| $SCF_{i;V_{y,br_1}}$ | -2,80 | 2,85 | -1,15 | 1,00 | -1,93 | 2,22 | -1,49 | 1,56 |
| $SCF_{i;V_{z,br_1}}$ | -3,84 | 3,75 | -1,27 | 1,34 | -2,75 | 2,71 | -1,55 | 1,51 |
| $SCF_{i;M_{x,br_1}}$ | -2,07 | 2,07 | -0,87 | 0,76 | -1,21 | 1,14 | -0,42 | 0,37 |
| $SCF_{i;M_{y,br_1}}$ | -4,72 | 4,66 | -1,51 | 1,59 | -3,35 | 3,36 | -1,88 | 1,82 |
| $SCF_{i;M_{z,br_1}}$ | -3,47 | 3,44 | -1,37 | 1,16 | -2,37 | 2,69 | -1,79 | 1,89 |
| $SCF_{i;N_{x,br_2}}$ | -4,99 | 1,76 | -0,56 | 0,80 | -3,56 | 0,37 | -0,77 | 0,14 |
| $SCF_{i;V_{y,br_2}}$ | -0,77 | 0,40 | -0,15 | 0,13 | -0,56 | 0,51 | -0,14 | 0,23 |
| $SCF_{i;V_{z,br_2}}$ | -0,62 | 2,50 | -0,11 | 0,46 | -0,42 | 0,64 | -0,48 | 0,20 |
| $SCF_{i;M_{x,br_2}}$ | -0,39 | 1,54 | -0,25 | 0,64 | -0,24 | 0,44 | -0,21 | 0,17 |
| $SCF_{i;M_{y,br_2}}$ | -0,75 | 3,15 | -0,12 | 0,54 | -0,49 | 0,84 | -0,58 | 0,24 |
| $SCF_{i;M_{z,br_2}}$ | -0,93 | 0,45 | -0,19 | 0,18 | -0,69 | 0,58 | -0,16 | 0,27 |

Tabel 7-4: SCF's van de las tussen de boog en secundaire buis 2 (las 2)

| | Locaties op de prim. buis | | | | Locaties op sec. buis 2 | | | |
|---------------------|---------------------------|------|-----------------|------|-------------------------|------|-----------------|------|
| | Zonder diafragma's | | Met diafragma's | | Zonder diafragma's | | Met diafragma's | |
| | Min | Max | Min | Max | Min | Max | Min | Max |
| $SCF_{i;N_{x,ch}}$ | -0,05 | 1,25 | 0,11 | 1,35 | -0,04 | 0,07 | -0,08 | 0,11 |
| $SCF_{i;V_{y,ch}}$ | -0,14 | 0,85 | -0,10 | 0,91 | -0,07 | 0,09 | -0,09 | 0,14 |
| $SCF_{i;V_{z,ch}}$ | -0,12 | 0,98 | -0,08 | 1,03 | -0,03 | 0,14 | -0,05 | 0,18 |
| $SCF_{i;M_{x,ch}}$ | -1,27 | 1,26 | -1,08 | 1,12 | -0,43 | 0,45 | -0,51 | 0,45 |
| $SCF_{i;M_{y,ch}}$ | -0,06 | 1,07 | -0,04 | 1,10 | -0,02 | 0,13 | -0,04 | 0,19 |
| $SCF_{i;M_{z,ch}}$ | -0,12 | 0,94 | -0,03 | 0,97 | -0,06 | 0,09 | -0,09 | 0,14 |
| $SCF_{i;N_{x,br1}}$ | -5,02 | 1,94 | -0,49 | 0,76 | -3,35 | 0,47 | -0,77 | 0,16 |
| $SCF_{i;V_{y,br1}}$ | -0,47 | 1,56 | -0,09 | 0,19 | -0,36 | 0,81 | -0,31 | 0,18 |
| $SCF_{i;V_{z,br1}}$ | -0,58 | 2,22 | -0,11 | 0,41 | -0,36 | 0,50 | -0,45 | 0,19 |
| $SCF_{i;M_{x,br1}}$ | -1,82 | 0,42 | -0,60 | 0,29 | -0,54 | 0,27 | -0,15 | 0,26 |
| $SCF_{i;M_{y,br1}}$ | -0,71 | 2,88 | -0,13 | 0,49 | -0,44 | 0,65 | -0,56 | 0,23 |
| $SCF_{i;M_{z,br1}}$ | -0,51 | 1,95 | -0,13 | 0,23 | -0,39 | 1,03 | -0,36 | 0,21 |
| $SCF_{i;N_{x,br2}}$ | 2,21 | 8,43 | 0,19 | 2,10 | 0,63 | 6,04 | 1,39 | 1,92 |
| $SCF_{i;V_{y,br2}}$ | -2,17 | 2,19 | -0,82 | 0,82 | -1,75 | 1,56 | -1,47 | 1,35 |
| $SCF_{i;V_{z,br2}}$ | -4,34 | 4,20 | -1,42 | 1,37 | -2,86 | 3,09 | -1,49 | 1,46 |
| $SCF_{i;M_{x,br2}}$ | -1,60 | 1,56 | -0,57 | 0,80 | -0,88 | 0,83 | -0,27 | 0,29 |
| $SCF_{i;M_{y,br2}}$ | -5,37 | 5,22 | -1,71 | 1,62 | -3,51 | 3,82 | -1,79 | 1,76 |
| $SCF_{i;M_{z,br2}}$ | -2,57 | 2,64 | -0,94 | 0,98 | -2,10 | 1,87 | -1,78 | 1,61 |

Tabel 7-5: Procentueel verschil tussen SCF's zonder en met diafragma's

| | Lasverbinding 1 | | Lasverbinding 2 | |
|--------------------|------------------------|-------------------------|------------------------|-------------------------|
| | Locaties op prim. buis | Locaties op sec. buis 1 | Locaties op prim. buis | Locaties op sec. buis 2 |
| $SCF_{i;N_x,ch}$ | 15,86% | 59,05% | 7,36% | 64,30% |
| $SCF_{i;V_y,ch}$ | 15,49% | 45,76% | 6,83% | 55,15% |
| $SCF_{i;V_z,ch}$ | 1,13% | 10,01% | 4,36% | 32,92% |
| $SCF_{i;M_x,ch}$ | -12,46% | 8,01% | -11,61% | 14,10% |
| $SCF_{i;M_y,ch}$ | -0,73% | 21,30% | 1,98% | 40,79% |
| $SCF_{i;M_z,ch}$ | 8,20% | 78,38% | 3,34% | 59,58% |
| $SCF_{i;N_x,br_1}$ | -74,02% | -68,60% | -84,83% | -77,16% |
| $SCF_{i;V_y,br_1}$ | -59,57% | -30,01% | -87,67% | -62,28% |
| $SCF_{i;V_z,br_1}$ | -65,09% | -43,46% | -81,50% | -10,08% |
| $SCF_{i;M_x,br_1}$ | -57,85% | -65,46% | -67,09% | -51,97% |
| $SCF_{i;M_y,br_1}$ | -66,35% | -44,02% | -82,95% | -14,65% |
| $SCF_{i;M_z,br_1}$ | -60,36% | -29,85% | -88,22% | -64,70% |
| $SCF_{i;N_x,br_2}$ | -83,89% | -78,32% | -75,04% | -68,13% |
| $SCF_{i;V_y,br_2}$ | -80,57% | -58,21% | -62,44% | -15,88% |
| $SCF_{i;V_z,br_2}$ | -81,39% | -24,99% | -67,19% | -51,84% |
| $SCF_{i;M_x,br_2}$ | -58,32% | -52,93% | -50,17% | -66,67% |
| $SCF_{i;M_y,br_2}$ | -82,81% | -30,51% | -68,18% | -53,02% |
| $SCF_{i;M_z,br_2}$ | -79,88% | -60,41% | -63,02% | -15,07% |

Opnieuw kunnen gelijkaardige conclusies als bij de T-knoop getrokken worden. Alle gekleurde zones worden afzonderlijk besproken:

- Groene zone: SCF's op de primaire buis veroorzaakt door krachten in de primaire buis: De diafragmaverstijving zorgt opnieuw voor een kleine verhoging van sommige SCF's op de primaire buis ten gevolge van krachten in de primaire buis. Deze verhoging is echter beperkt in vergelijking met de afname van de SCF's veroorzaakt door krachten in de secundaire buis. De grootste stijging is $SCF_{i;N_x,ch}$ van 1,26 naar 1,46. De diafragma's verhinderen dus vooral de vervorming ten gevolge van een axiale kracht in de primaire buis. Voor de rest zijn alle SCF's

ongeveer gelijk of iets kleiner. De diafragma's hebben dus maar een beperkte invloed op de hot spot spanningen veroorzaakt door krachten in de primaire buis;

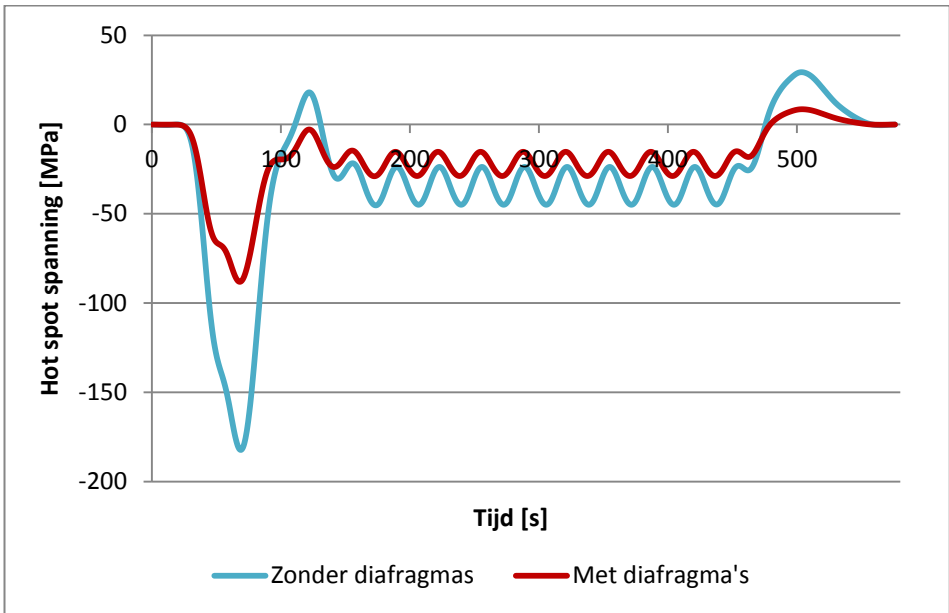
- Gele zone: SCF's op de secundaire buis veroorzaakt door krachten in de primaire buis: Deze SCF's zijn eerder klein. De krachten in de primaire buis veroorzaken dus geen grote hot spot spanningen op de lasten aan de secundaire buis. Alle SCF's stijgen een klein beetje door het toevoegen van de diafragma's, maar deze stijging is verwaarloosbaar;
- Blauwe zone: SCF's op de primaire buis veroorzaakt door krachten in de secundaire buis verbonden met die las: De SCF's in deze zone zijn over het algemeen groter dan de SCF's in alle andere zones. De diafragma's zorgen voor een grote afname van de SCF's. Zo neemt $SCF_{i;N_x,br_2}$ op de primaire buis af van 8,43 naar 2,10. Dit is een daling van 75,04%. De afname van bijna alle andere SCF's ligt tussen 60 en 70%;
- Rode zone: SCF's op de secundaire buis veroorzaakt door krachten in diezelfde secundaire buis: Deze SCF's zijn allemaal kleiner dan die van de blauwe zone. Daarom zijn ook de hot spot spanningen op de secundaire buizen kleiner dan op de primaire buis. De SCF ten gevolge van een axiale kracht in de secundaire buis is opnieuw de grootste. De diafragma's zorgen voor een afname van alle SCF's. De grootste afname is gelijk aan 68,60%, namelijk $SCF_{i;N_x,br_1}$ van 6,22 naar 1,95;
- Bruine zone: SCF's op primaire buis veroorzaakt door krachten in de andere secundaire buis: Deze waarden zijn natuurlijk kleiner dan die in de blauwe zone, maar ze zijn zeker niet verwaarloosbaar. Dit toont aan dat het overdrachtseffect zeker in rekening gebracht moet worden. De diafragma's zorgen voor een grote afname van alle SCF's. $SCF_{i;N_x,br_1}$ neemt af met 90,24% van -5,02 naar -0,49. Bijna alle SCF's nemen ongeveer met 80% af. Het overdrachtseffect is dus veel kleiner wanneer de primaire buis verstijfd wordt met diafragma's. De krachten afkomstig van de ene secundaire buis worden dan beter opgenomen door de verstijfde primaire buis en veroorzaken dus kleinere hot spot spanningen nabij de lasverbinding van de andere secundaire buis. De diafragma's hebben wel een kleinere invloed op de SCF's veroorzaakt door een torsiemoment M_x in de secundaire buizen, maar de afname is wel nog voldoende groot (60 à 70%);

- Paarse zone: SCF's op de secundaire buis veroorzaakt door krachten in de andere secundaire buis: Deze waarden zijn allemaal heel klein. Enkel de SCF van een axiale kracht in de secundaire buis is groter, maar deze is nog altijd kleiner dan die van de bruine en rode zone. Deze SCF is wel negatief. Een trekspanning in de secundaire buis zal dus drukspanningen veroorzaken aan de las op de andere secundaire buis. Dankzij de diafragma's neemt deze grootste SCF opnieuw duidelijk af. De grootste daling is gelijk aan 78,32%, namelijk $SCF_{i;N,x,br_2}$ van -3,56 naar -0,77.

De diafragma's zorgen dus vooral voor een grote afname van de SCF's ten gevolge van krachten in de secundaire buis. Via deze tabellen is ook de invloed van de krachten in de ene secundaire buis op de hot spot spanningen nabij de lasverbinding van de andere secundaire buis aangetoond. De invloed van dit overdrachtseffect (zie paragraaf 5.3.4) is zeker niet verwaarloosbaar. Een kracht in de ene secundaire buis kan grote hot spot spanningen veroorzaken in de las van de andere secundaire buis. Daarom is het heel belangrijk dat de SCF's op locaties nabij de las van een secundaire buis ten gevolge van krachten in andere secundaire buizen ook bepaald worden en in rekening gebracht worden bij het berekenen van de hot spot spanning. Daarom wordt in vergelijking 5-25 (en ook in vergelijkingen 5-23 en 5-38) gesommeerd over alle secundaire buizen.

7.3.4. Invloed op de vermoeiingsleeftijd

Ten slotte wordt de invloed van de interne verstijving op de vermoeiingsleeftijd numeriek bepaald. Om de vermoeiingsleeftijd van de knoop ALK09 te bepalen, moeten de werkelijke treinbelastingen op de brug geplaatst worden [28]. Verschillende rijdende treinbelastingen worden geplaatst op brugdek AL van het draadmodel (zie figuur 4-21). Enkel treintypes 1 tot 4 [28] worden in rekening gebracht, want de Woluwelaanbrug wordt enkel belast met passagierstreinen. Deze belastingen moeten ook nog vermenigvuldigd worden met een dynamische factor (vergelijking 4-9). De berekende snedekrachten in knoop ALK09 wordt dan omgezet in nominale spanningen en die worden dan op hun beurt omgezet in hot spot spanningen via de SCF's en vergelijking 5-25. In figuur 7-23 wordt de grootste hot spot spanningsvariatie weergegeven van knoop ALK09, eens met en eens zonder diafragmaverstijving.



Figuur 7-23: Grootste hot spot spanningsvariatie van knoop ALK09 veroorzaakt door trein type 1 [28]

Op deze figuur kan men duidelijk zien dat de hot spot spanningen beduidend lager zijn dankzij de interne diafragmaverstijving. De maximale hot spot spanning is met 52% gedaald, van -182,21 MPa naar -88,08 MPa. Alle grafieken van de vier verschillende treinen zijn terug te vinden in bijlage 11.2.

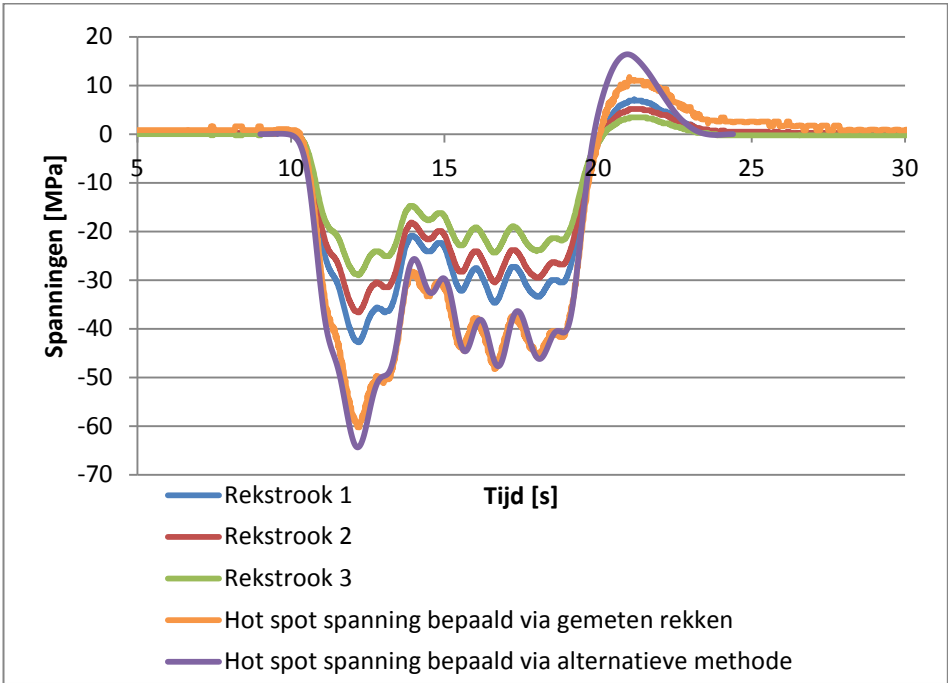
De vermoeingsleeftijd is berekend zoals besproken in hoofdstuk 2. Eerst wordt de regendruppelmethode toegepast op de vier grafieken om zo de grootte van alle hot spot spanningswisselingen te bepalen. Per berekende hot spot spanningsvariatie moet dan N_4 bepaald worden via de $S_{R,hs} - N_4$ curve. Deze curve heeft een kerfklasse gelijk aan 100 MPa en een referentie wanddikte T_{ref} gelijk aan 16 mm. Omdat de wanddikte van boog AL gelijk is aan 55 mm, moet er op deze curve tevens een diktecorrectie toegepast worden met een exponent n gelijk aan 0,16 (vergelijking 2-24). Alle buisverbindingen van de Woluwelaanbrug worden belast onder druk dus een veiligheidsfactor van 1 wordt aangenomen. De totale vermoeingsleeftijd wordt bepaald door aan te nemen dat 54 passagierstreinen per dag de brug overrijden. In realiteit ligt dit aantal veel lager, omdat deze spoorlijn niet intensief gebruikt wordt. De resultaten worden samengevat in tabel 7-6. De vermoeingsleeftijd van knoop ALK09 met diafragmaverstijving wordt verlengd met 104,77 jaar of is 10,95 keer langer dan de vermoeingsleeftijd van dezelfde buisverbinding zonder interne verstijving.

Tabel 7-6: Vermoeiingsleeftijd van knoop ALK09

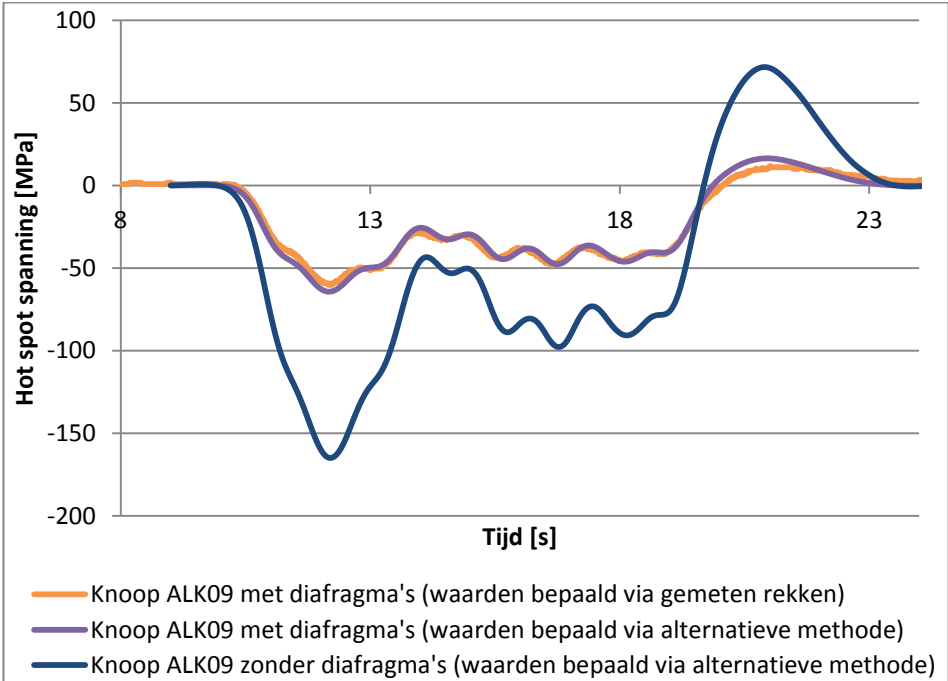
| Trein | Aantal treinen/dag | Geen diafragma's | | 2 diafragma's + kleine buis | |
|-------|--------------------|-----------------------------------|----------------------|-----------------------------------|----------------------|
| | | D _i /doorrit | D _i /jaar | D _i /doorrit | D _i /jaar |
| 1 | 18 | 7,24E-06 | 4,76E-02 | 7,17E-07 | 4,71E-03 |
| 2 | 18 | 2,76E-06 | 1,81E-02 | 2,62E-07 | 1,72E-03 |
| 3 | 9 | 5,56E-06 | 1,83E-02 | 3,91E-07 | 1,28E-03 |
| 4 | 9 | 3,35E-06 | 1,10E-02 | 2,90E-07 | 9,53E-04 |
| | | Totale D _i /jaar | 9,50E-02 | Totale D _i /jaar | 8,67E-03 |
| | | Vermoeiingsleeftijd [jaar] | 10,53 | Vermoeiingsleeftijd [jaar] | 115,30 |

Deze aanbevelingen, gebruikt om de vermoeiingslevensduur van knoop ALK09 te bepalen (zie vorige alinea), zijn echter gebaseerd op numeriek en experimenteel onderzoek uitgevoerd op K-knoppen. De nauwkeurigheid van de bepaalde levensduur kan dus moeilijk gecontroleerd worden. Daarom worden deze waarden hier enkel gebruikt om het verschil aan te tonen tussen een buisverbinding met en zonder diafragmaverstijving. Het is ook niet zeker of deze richtlijnen geldig zijn voor buisverbindingen met diafragmaverstijving. Deze diafragma's kunnen een invloed hebben op de scheurvorming en dus ook op de vermoeiingsleeftijd. Meer experimenteel onderzoek op complexe buisverbindingen voor bruggen (dikwandige buizen, complexe geometrieën, $\gamma < 12$, diafragmaverstijving, ...) is nodig om nauwkeurige ontwerprichtlijnen op te stellen die gebruikt kunnen worden om de levensduur van deze buisverbindingen te bepalen.

De vermoeiingsleeftijd van knoop ALK09 kan ook nog eens bepaald worden via rekken gemeten tijdens de doorrit van de kleine goederentrein (zie paragraaf 6.5). Als de hot spot methode toegepast wordt op de drie gemeten rekwaarden van figuur 6-24, dan wordt de oranje curve op figuur 7-24 bekomen. Om de rekken naar spanningen om te zetten, wordt de verhouding $\sigma/E\varepsilon$ wordt gelijk genomen aan 1,17 (zie paragraaf 2.8). Als deze curve vergeleken wordt met de hot spot spanning bepaald via de alternatieve methode, dan kan men zien dat er een goede overeenkomst is.



Figuur 7-24: Vergelijking van de gemeten en berekende hot spot spanningen tijdens een doorrit van de kleine goederentrein



Figuur 7-25: Hot spot spanningsvariatie in knoop ALK09 veroorzaakt door een kleine goederentrein

Daarnaast is via de alternatieve methode ook de hot spot spanningsvariatie op dezelfde locatie in knoop ALK09 zonder diafragma's bepaald. Alle drie de curven worden weergegeven op figuur 7-25. Opnieuw kan de regendruppelmethode toegepast worden op deze curves. Daarna kan de vermoeiingsleeftijd bepaald worden via dezelfde S-N curve. De resultaten worden weergegeven in tabel 7-7.

Men kan opnieuw zien dat de vermoeiingschade veroorzaakt door de goederentrein veel kleiner is als de buisverbinding intern verstijfd wordt met diafragma's. Hoewel het verschil tussen de gemeten en berekende hot spot spanningen van de buisverbinding met diafragma's heel klein is, is er een duidelijk verschil tussen de bepaalde vermoeiingsleeftijden. Een klein verschil in spanning kan dus een groot verschil in vermoeiingsleeftijd betekenen. Het is dus belangrijk dat de spanningen van een structuur heel nauwkeurig bepaald worden.

Tabel 7-7: Vermoeiingsschade van knoop ALK09 ten gevolge van de goederentrein

| | D_i /doorrit | Aantal doorritten tot breuk |
|--|----------------------------------|------------------------------------|
| Knoop ALK09 zonder diafragma's (bepaald via alternatieve methode) | 8,34E-06 | 119904 |
| Knoop ALK 09 met diafragma's (bepaald via alternatieve methode) | 3,59E-07 | 2785515 |
| Knoop ALK09 met diafragma's (bepaald via metingen) | 2,76E-07 | 3623188 |

7.4. Conclusies

Verschillende numerieke EE-berekeningen hebben aangetoond dat de primaire buiswand sterk vervormt door krachten in de secundaire buis die moeten opgenomen worden door deze primaire buis. Door deze grote lokale vervormingen lopen spanningen nabij de lasverbinding hoog op. De diafragma's verstijven echter de doorsnede van de primaire buis waardoor deze vervormingen beperkt blijven. De buigende momenten en normaalkrachten van de secundaire buis kunnen beter doorgegeven worden aan de primaire buis dankzij de diafragma's. De krachten worden verdeeld over de volledige omtrek van de primaire buis en worden dus niet enkel lokaal door de wand van primaire buis, waar de secundaire buis op toekomt,

opgenomen. Dankzij de interne verstijving, dalen alle spanningen nabij de lasverbinding en dus ook de hot spot spanningen.

Uit alle vergelijkingen blijkt ook dat de diafragma's zorgen voor een daling van de SCF's. Vooral de SCF's op de primaire buis ten gevolge van krachten in de secundaire buis nemen sterk af. De diafragma's hebben het meeste invloed op SCF's die veroorzaakt worden door een normaalkracht in de secundaire buizen. Ze hebben echter een nadelige invloed op sommige SCF's van krachten in de primaire buis. De meeste waarden stijgen een klein beetje. Deze stijging is echter verwaarloosbaar in vergelijking met de afname van de andere SCF's. Verschillende EE-berekeningen hebben aangetoond dat de totale hot spot spanningen van een buisverbinding met diafragmaverstijving altijd duidelijk kleiner zijn dan die van dezelfde buisverbinding zonder interne verstijving. De diafragma's zorgen dus voor een nieuwe discontinuïteit ter hoogte van de gelaste verbinding, maar deze nieuwe situatie is minder schadelijk dan de situatie zonder diafragma's.

Dankzij de verlaagde hot spot spanningen neemt ook de vermoeiingsleeftijd van de buisverbinding toe. Men kan wel moeilijk nagaan of de gebruikte richtlijnen om de levensduur te bepalen nauwkeurig genoeg zijn voor grote, complexe buisverbindingen met diafragmaverstijving. Meer experimenteel onderzoek is nodig om na te gaan wat de invloed is van de diafragma's op de vermoeiingsleeftijd. Daarom moeten er destructieve proeven uitgevoerd worden op buisverbindingen met diafragmaverstijving (zie hoofdstuk 8).

8. Vermoeiings- proeven uitgevoerd op T-knopen

8.1. Inleiding

Om de uitgevoerde vermoeiingsberekeningen te valideren, is het nodig om destructieve vermoeiingsproeven uit te voeren op buisverbindingen met diafragmaverstijving. Om representatieve resultaten te bekomen moet de vermoeiingslevensduur van een realistische buisverbinding, die belast wordt met een realistische cyclische belasting, bepaald worden. De te beschouwen buisverbindingen zijn echter meestal veel te groot en te zwaar om te beproeven. Door tijd- en/of plaatsgebrek worden de buisverbindingen dan ook meestal verschaald, wat een verkeerd beeld kan geven over de vermoeiing. Zo is reeds aangetoond dat de wanddikte een grote invloed heeft op de vermoeiing (zie paragraaf 2.10). Om een duidelijk beeld te hebben van de

vermoeiing moeten er ook meerdere proeven uitgevoerd worden op identieke proefstukken, omdat de vermoeiing beïnvloed wordt door meerdere factoren.

Voor dit onderzoek werden zes proefstukken getest. Deze proeven kunnen een eerste indicatie geven of de diafragmaverstijving een positieve invloed heeft op de vermoeiingslevensduur.

8.2. Keuze van de proefopstelling en proefstukken

Er worden twee eisen vooropgesteld bij de keuze van de proefstukken:

1. Er moeten buisverbindingen getest worden met en zonder diafragmaverstijving;
2. De dimensieloze parameters moeten representatief zijn voor buisverbindingen van brugstructuren.

Met betrekking tot de eerste vereiste wordt er beslist om zes proefstukken te laten fabriceren, namelijk twee groepen van drie proefstukken, waarvan enkel de interne diafragmaverstijving verschilt. De tweede groep wordt bekomen door de drie proefstukken van de eerste groep te verscalen, zodat het dikte-effect kan aangetoond worden. Elke groep bestaat uit één proefstuk zonder diafragmaverstijving, één proefstuk met gewone dubbele diafragmaverstijving en één proefstuk met verbeterde dubbele diafragmaverstijving. Het eerste en vierde proefstuk hebben dus geen diafragma's. De twee diafragma's van het tweede en vijfde proefstuk bevinden zich direct onder de secundaire buis. De twee diafragma's van het derde en zesde proefstuk liggen onder de lasteen en staan dus verder uiteen.

Het ideale zou zijn om buisverbindingen op werkelijke grootte te testen. De proeven moeten echter aangepast worden aan de mogelijkheden van het laboratorium. De afmetingen worden beperkt door de grootte van de proefopstelling. Het gewicht van elk proefstuk mag ook niet te hoog oplopen, want anders kunnen er logistieke problemen ontstaan. Ten slotte speelt tijd ook een belangrijke rol. De proeven moeten binnen een beperkte tijd kunnen uitgevoerd worden. De spanningen in de buisverbinding moeten dus groot genoeg zijn zodat vermoeiingschade binnen een relatief korte tijd optreedt.

De vermoeiingsproeven werden uitgevoerd van 18 februari tot en met 4 maart 2013 in de universiteit van Pardubice in Tsjechië. De faculteit transport “Jan Perner” van deze universiteit is gespecialiseerd in het uitvoeren van dynamische vermoeiingsproeven. Het laboratorium beschikt over meerdere hydraulische zuigers die kunnen gebruikt worden voor statische en/of dynamische testen. Er werd beslist om maar gebruik te maken van één hydraulische zuiger, om zo synchronisatie problemen uit te sluiten en om de proefopstelling te vereenvoudigen. De grootste zuiger die beschikbaar was, kan een statische belasting van 250 kN en een dynamische belasting van 160 kN uitoefenen (zie figuur 8-1). Er werd dus gezocht naar een proefopstelling die kon belast worden met één zuiger die een cyclische belasting van 150 kN uitoefent. Hierbij moest er gestreefd worden naar maximale hot spot spanningen aan de las van de buisverbinding. Aangezien er slechts één zuiger gebruikt zal worden, werd er beslist om de meest eenvoudige buisverbinding te testen, namelijk een T-knoop. Deze buisverbinding is het meest eenvoudig om te fabriceren en kan ook eenvoudig belast worden met één zuiger.

Daarna moest er nog gezocht worden naar de meest geschikte belasting, randvoorwaarden en geometrie. De uiteindelijke keuze van de afmetingen hangt natuurlijk af van de proefopstelling. De locatie van belasting en de randvoorwaarden van de T-knoop bepalen de grootte van de hot spot spanningen.



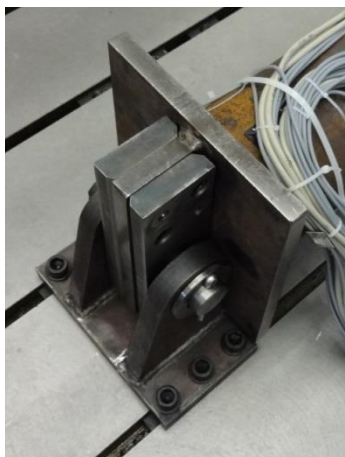
Figuur 8-1: Gebruikte zuiger

De keuze van de randvoorwaarden was niet voor de hand liggend. Een perfecte inklemming creëren is heel moeilijk en trekt heel veel krachten naar zich toe wat nadelig is voor de lassen die daar aanwezig zijn. Het gevaar is dat het proefstuk daar vroegtijdig zou bezwijken in plaats van aan de gelaste buisverbinding. Er werd dus gekozen voor twee vaste scharnierverbindingen. Deze verbindingen werden ontworpen in samenwerking met het laboratorium.



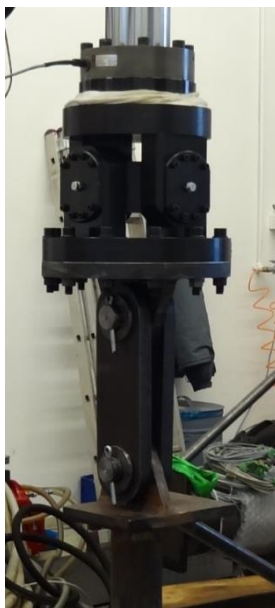
Figuur 8-2: Eindplaten van primaire buis

De uiteinden van de primaire buis werden voorzien van eindplaten (zie figuur 8-2). Aan elk uiteinde werd dan een kopse plaat met gat voorzien waardoor een pin kon geschoven worden. De acht kleine gaten in deze eindplaat zijn voorzien om twee stalen platen vast te bouten aan weerszijden zodat de eindplaat verstevigd is en de pin over een grotere lengte draagt. De stalen pin wordt dan geschoven doorheen de drie platen en uiteindelijk door een soort stalen schoen die vast gebout wordt op de proefvloer. Op deze manier wordt een vaste scharnierverbinding bekomen. Deze scharnierverbinding wordt getoond op figuur 8-3.



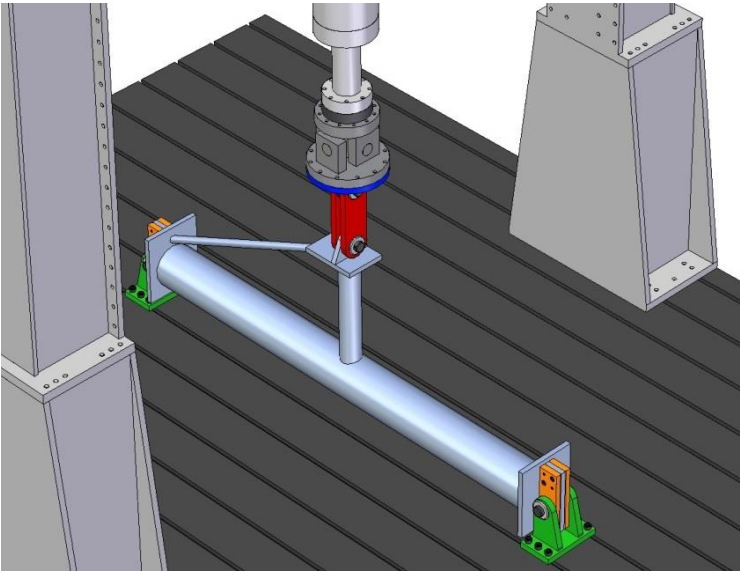
Figuur 8-3: Vaste scharnierverbinding

Het uiteinde van de secundaire buis wordt ook voorzien van een eindplaat met daarop een kopse plaat met gat. Ditzelfde wordt ook voorzien aan het uiteinde van de zuigerstang. Deze twee kopse platen worden dan verbonden via twee platen en twee pinnen. De verbinding tussen het proefstuk en de zuiger wordt getoond op figuur 8-4. De zuiger is onderaan en bovenaan ook nog voorzien van een dubbele scharnier. Deze scharnieren zorgen ervoor dat de zuiger vrij kan bewegen en niet belast wordt haaks op de zuigerstang.



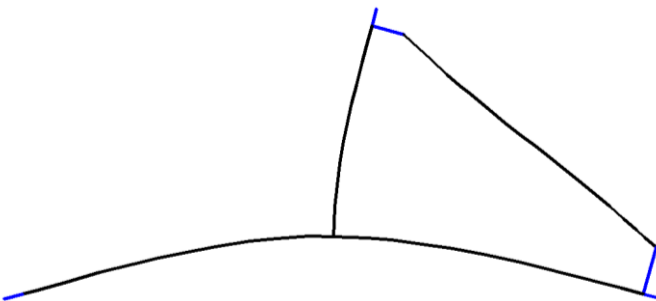
Figuur 8-4: Verbinding proefstuk met zuiger

Als een rechtopstaande T-knoop, die aan beide uiteinden scharnierend verbonden is, belast wordt met een verticale trekkracht, dan zijn de spanningen in de buisverbinding nog niet groot genoeg. Een verticale kracht op de secundaire buis zorgt voor een symmetrisch hot spot spanningsverloop rondom de las. De locatie waar de vermoeiingsscheur zal ontstaan is dus moeilijk te bepalen in dit geval. Buisverbindingen in brugstructuren worden ook zelden enkel axiaal belast. Er moet dus geprobeerd worden om ook buigende momenten te creëren in de secundaire buis. De zuiger schuin plaatsen was heel moeilijk wegens de opbouw van de proefstand. De verticale zuigerpositie moest behouden worden. Een horizontale beweging van de secundaire buis wordt bekomen door het uiteinde te verbinden met het uiteinde van de primaire buis. Dit kan verwezenlijkt worden via een smalle stalen buis. Deze buis wordt vast gelast aan de eindplaten. De uiteindelijke proefstelling wordt weergegeven op figuur 8-5.



Figuur 8-5: Proefopstelling

De werking van deze schuine buis kan aangetoond worden via een eenvoudig draadmodel van de proefopstelling (zie figuur 8-6). Door de verticale kracht van de zuiger vertonen de eindplaten van primaire buis een kleine hoekverdraaiing. Daardoor wordt er aan de schuine buis getrokken en wordt het uiteinde van de secundaire buis verbogen naar rechts. Er wordt dus zowel een axiale kracht als een buigend moment gecreëerd in de secundaire buis. In paragraaf 8.7.2.3 wordt aangetoond dat dit buigend moment zeker niet verwaarloosbaar is.



Figuur 8-6: Draadmodel om het effect van de schuine buis te demonstreren

Tijdens het onderzoek werden verschillende proefopstellingen beschouwd. De hot spot spanningen van deze proefopstellingen werden bepaald via EE-berekeningen. De gekozen proefstelling stemde overeen met de grootste hot spot spanning.

Nadat de proefopstelling bepaald was, kon er gezocht worden naar de definitieve dimensies van de proefstukken. De dimensieloze parameters van knoop ALK09 (zie tabellen 6-1 tot 6-3) werden gebruikt om de afmetingen te bepalen.

De hot spot spanningen in de T-knoop moeten groot genoeg zijn zodat er snel vermoeiing zou optreden. Om hot spot spanningen te bekomen die groot genoeg zijn bij een belasting van 150 kN werd er gekozen voor een kleine wanddikte, maar toch groter dan de referentiedikte van 16 mm (zie paragraaf 2.6.3). Schumacher [3] had aangetoond dat de diktecorrectiefactor van CIDECT klopt voor wanddiktes kleiner dan 16 mm, maar overschat werd voor diktes groter dan 16 mm. Vandaar de keuze voor een wanddikte van 18 mm voor de eerste groep proefstukken. Om het dikte-effect te kunnen aantonen, werd er beslist om de proefstukken van de tweede groep te verschalen. De wanddikte van deze drie proefstukken moet dus kleiner genomen worden dan de referentiedikte. Er werd gekozen voor een wanddikte van 14 mm. De verschalingsfactor lag dus vast: alle afmetingen van de eerste drie proefstukken werden vermenigvuldigd met $14/18 = 0,78$. Enkel de eindplaten werden niet verschaald. Door deze eindplaten gelijk te houden werd niet alleen de productie vereenvoudigd, maar ook de bevestiging van de proefstukken in het laboratorium. Er moest maar één reeks bevestigingsstukken gemaakt worden, die voor alle zes de proefstukken gebruikt konden worden. In totaal werden er dus zes proefstukken gefabriceerd, namelijk twee groepen van elk drie gelijke proefstukken. Drie grotere proefstukken met een wanddikte van 18 mm en dan drie verschaalde, kleinere proefstukken met een wanddikte van 14 mm.

Ten slotte werd er rekening gehouden met de afmetingen die verkrijgbaar zijn bij de fabrikant. Alle gekozen afmetingen moesten dus nog aangepast worden aan de afmetingen van de catalogus. Zo werd de wanddikte van 18 mm veranderd naar 17,5 mm en de wanddikte van 14 mm naar 14,2 mm. De definitieve afmetingen van de zes proefstukken worden samengevat in tabellen 8-1 en 8-2.

Tabel 8-1: Afmetingen primaire en secundaire buis

| Proefstuk | D [mm] | T [mm] | d [mm] | t [mm] | α [-] | β [-] | γ [-] | τ [-] |
|------------------|--------|--------|--------|--------|--------------|-------------|--------------|------------|
| 1, 2 en 3 | 267,0 | 17,5 | 127,0 | 16 | 17,98 | 0,48 | 7,63 | 0,91 |
| 4, 5 en 6 | 216,0 | 14,2 | 101,6 | 12,5 | 18,06 | 0,47 | 7,61 | 0,88 |

Tabel 8-2: Afmetingen diafragma's

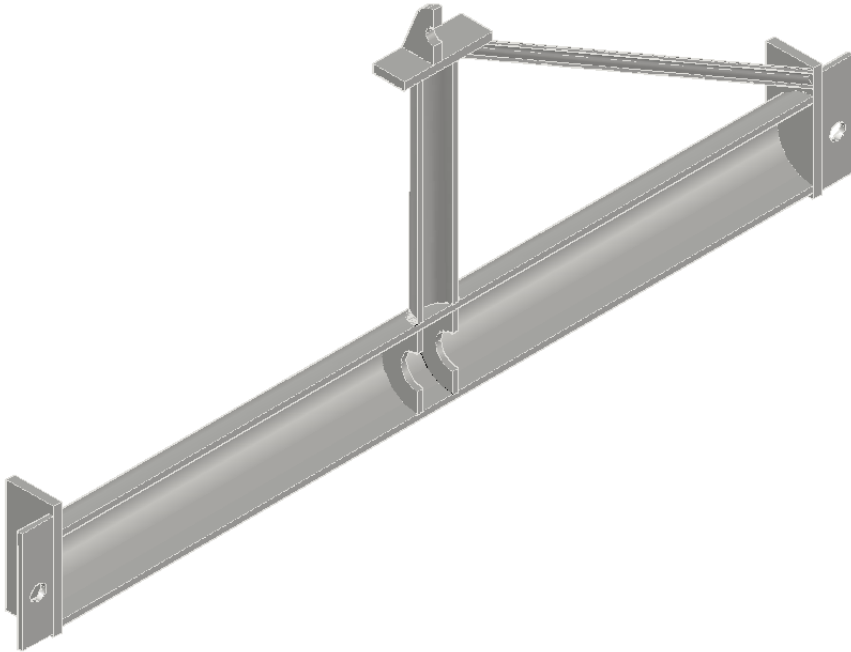
| Proefstuk | D_d [mm] | T_d [mm] | L_d [mm] | α_d [-] | β_d [-] | τ_d [-] |
|-----------|------------|------------|------------|----------------|---------------|--------------|
| 1 | - | - | - | - | - | - |
| 2 | 106,8 | 16 | 55,5 | 0,42 | 0,4 | 0,91 |
| 3 | 106,8 | 16 | 71,5 | 0,54 | 0,4 | 0,91 |
| 4 | - | - | - | - | - | - |
| 5 | 86,4 | 12,5 | 44,55 | 0,41 | 0,4 | 0,88 |
| 6 | 86,4 | 12,5 | 57,05 | 0,53 | 0,4 | 0,88 |

Alle plannen van de proefstukken zijn terug te vinden in bijlage 11.3. Proefstuk 2 geplaatst in de proefstelling wordt weergegeven op figuur 8-7. Figuur 8-8 is een langse doorsnijing van een 3D illustratie van proefstuk 2.



Figuur 8-7: Proefstuk 2 geplaatst in de proefopstelling

De γ -waarde van alle proefstukken is kleiner dan die van knoop ALK09, omdat anders de diameter van de primaire buis veel te groot zou zijn. De waarde van γ is wel altijd kleiner dan 12 en dit is typisch voor buisverbindingen van brugstructuren. Zoals eerder aangegeven zijn de huidige richtlijnen meestal enkel maar geldig voor γ -waarden groter dan 12. Een lage waarde van γ werd dus opzettelijk gekozen.



Figuur 8-8: Langse doorsnijing van een 3D illustratie van proefstuk 2

De keuze van de staalkwaliteit is identiek aan deze van de Woluwelaanbrug, namelijk S355 J2 H [33]. Deze code komt overeen met een lasbare staalsoort met een vloeispanning f_y gelijk aan 355 N/mm^2 (voor nominale diktes kleiner of gelijk aan 16 mm) of 345 N/mm^2 (voor nominale diktes tussen 16 en 40 mm). De treksterkte f_u ligt tussen de 470 en 630 N/mm^2 (voor nominale diktes tussen 3 en 100 mm). De minimale verlenging bij breuk is gelijk aan 22% (voor nominale diktes tot 40 mm).

8.3. Faalmechanisme

Het gekozen faalmechanisme is “through-thickness cracking” (N_3). Dit wil zeggen dat proefstukken gefaald zijn wanneer een scheur zich door de volledige wanddikte van de primaire buis heeft gevormd. Dit faalmechanisme werd gekozen omdat dit eenvoudig gemeten kan worden (zie paragraaf 8.6.3). Een ander faalmechanisme is het complete verlies van draagkracht of “joint failure” (N_4). Dit faalmechanisme werd echter niet gekozen omdat dit veel langer duurt dan een volledige scheur en omdat dit hele grote vervormingen met zich meebrengt. De zuiger zou deze grote vervormingen wellicht niet aankunnen. Dus werden de dynamische testen gestopt na het optreden van een scheur doorheen de volledige wanddikte.

8.4. Gemeten dimensies

De proefstukken werden gefabriceerd door Techno Métal Industrie. Na fabricatie werden alle proefstukken opgemeten om de dimensies te controleren. Er werd gecontroleerd of de proefstukken voldoen aan de toleranties beschreven in NEN-EN 10210-2 [34]. Eerst werden de lengtes van de buizen gemeten. Alle lengtes van de secundaire buizen vielen binnen de toleranties. Alle buizen waren even lang of langer dan de nominale lengte, maar niet meer dan 150 mm langer. De lengtes van de primaire buizen van proefstuk 1 tot 3 zijn ook allemaal in orde. De primaire buizen van proefstukken 4 tot 6 zijn wel korter dan de nominale lengte. Zo is de primaire buis van proefstuk 6 16,1 mm korter dan de nominale lengte. Daarom zullen in de verdere berekeningen alle gemeten lengtes in rekening gebracht worden.

De diameter en wanddikte van de buizen en de afmetingen van de diafragma's konden op dat moment nog niet bepaald worden. Daarom werden de proefstukken na het beproeven in stukken gezaagd zodat ook de wanddiktes van de buizen konden gecontroleerd worden. Eerst werd ter hoogte van de gelaste buisverbinding de diameter en wanddikte van zowel de primaire als secundaire buis op verschillende gekozen posities gemeten. Dit werd uitgevoerd met een digitale schuifmaat met een nauwkeurigheid van 0,01 mm. Alle gemeten diameters vallen binnen de tolerantiegrenzen. De grootste afwijking ten opzichte van de nominale diameter is gelijk aan +2 mm, maar bijna alle gemeten waarden wijken slechts +1 of -1 mm af van de nominale waarde.

De gemeten wanddiktes voldoen allemaal aan de mintolerantie. De plustolerantie wordt begrensd door de tolerantie op de massa. Dit laatste kan echter niet gecontroleerd worden, aangezien de proefstukken niet gewogen werden. Als de plustolerantie gelijk genomen wordt aan de mintolerantie dan voldoen alle gemeten wanddiktes. De grootste afwijking ten opzichte van de nominale afmeting is gelijk aan +1,65 mm, maar de meeste diktes wijken maar +0,5 of -0,5 mm af.

Daarna werden de dimensies van de diafragma's gecontroleerd. Hieruit bleek dat de posities van de diafragma's niet overeenkomen met de geplande posities. De afstand L_d wijkt soms sterk af. De diafragma's staan ook niet perfect loodrecht op de primaire buis, maar dit is te verwaarlozen. De gemeten

wanddiktes van de diafragma's vallen wel allemaal binnen de tolerantiegrenzen. De grootste afwijking is gelijk aan -0,52 mm. De gemeten diameters van het gat in de diafragma's vallen wel buiten de tolerantiegrenzen. Wellicht heeft de constructeur een andere diameter gebruikt, want alle diafragma's van eenzelfde groep hebben dezelfde diameter die kleiner is dan de nominale waarde.

Door deze afwijkingen zullen alle gemeten dimensies gebruikt worden om verdere berekeningen uit te voeren. Uit deze verschillende opgemeten dimensies wordt een gemiddelde afmeting berekend en afgerond tot op één cijfer na de komma. Deze gemeten dimensies worden samengevat in tabellen 8-3 en 8-4. In tabel 8-5 worden de dimensies van de lasdoorsnede, gemeten op de langsdoorsnede, weergegeven. Ook de gemeten dimensies van de las tussen de primaire buis en de diafragma's op deze doorsnede worden in deze tabel weergegeven.

Tabel 8-3: Gemeten dimensies primaire en secundaire buis

| Proefstuk | D [mm] | T [mm] | d [mm] | t [mm] | α [-] | β [-] | γ [-] | τ [-] |
|-----------|--------|--------|--------|--------|--------------|-------------|--------------|------------|
| 1 | 268,0 | 17,7 | 127,5 | 17,2 | 17,93 | 0,48 | 7,57 | 0,97 |
| 2 | 266,0 | 18,3 | 127,4 | 16,7 | 18,08 | 0,48 | 7,27 | 0,91 |
| 3 | 267,0 | 17,2 | 127,2 | 17,0 | 17,98 | 0,48 | 7,76 | 0,99 |
| 4 | 217,8 | 14,8 | 101,3 | 13,1 | 17,90 | 0,47 | 7,36 | 0,89 |
| 5 | 217,0 | 14,6 | 101,4 | 13,1 | 17,87 | 0,47 | 7,43 | 0,90 |
| 6 | 216,0 | 14,4 | 100,9 | 13,2 | 17,91 | 0,47 | 7,50 | 0,92 |

Tabel 8-4: Gemeten dimensies van linkse en rechtse diafragma zoals weergegeven op figuur 8-8

| Proefstuk | D_d [mm] | T_d [mm] | L_d [mm] | | α_d [-] | | β_d [-] | τ_d [-] |
|-----------|---------------|---------------|------------|--------|----------------|--------|------------------|-----------------|
| | | | Links | Rechts | Links | Rechts | | |
| 1 | - | - | - | - | - | - | - | - |
| 2 | 105,0 | 16,2 | 60,40 | -62,50 | 0,45 | -0,47 | 0,39 | 0,89 |
| 3 | 105,0 | 16,4 | 49,40 | -59,80 | 0,37 | -0,45 | 0,39 | 0,95 |
| 4 | - | - | - | - | - | - | - | - |
| 5 | 85,0 | 12,3 | 42,55 | -44,55 | 0,39 | -0,41 | 0,39 | 0,84 |
| 6 | 85,0 | 12,2 | 49,35 | -37,85 | 0,46 | -0,35 | 0,39 | 0,85 |

Tabel 8-5: Gemeten dimensies van de lasdoorsnedes op de langsdoorsnede

| Proefstuk | Las van de buisverbinding | | Las van de diafragma's | |
|-----------|---------------------------------|-----------------------------------|---------------------------------|------------------------------|
| | Lengte op de primaire buis [mm] | Lengte op de secundaire buis [mm] | Lengte op de primaire buis [mm] | Lengte op het diafragma [mm] |
| 1 | 8 | 16 | - | - |
| 2 | 7 | 18 | 6 | 15 |
| 3 | 10 | 17 | 5 | 14 |
| 4 | 6 | 13 | - | - |
| 5 | 7 | 17 | 6 | 14 |
| 6 | 9 | 20 | 8 | 12 |

Alle gemeten dimensies van de lassen op de langsdoorsnede voldoen aan de specificaties gegeven door AWS [27]. Beide lassen werden enkel maar opgemeten op de langse doorsnede en niet langsheen de volledige omtrek. De waarden in tabel 8-5 zijn de gemiddelde waarden van alle gemeten dimensies. Het verschil tussen de gemiddelde waarde en de opgemeten waarde is, op enkele uitzonderingen na, maximaal +1 of -1 mm.

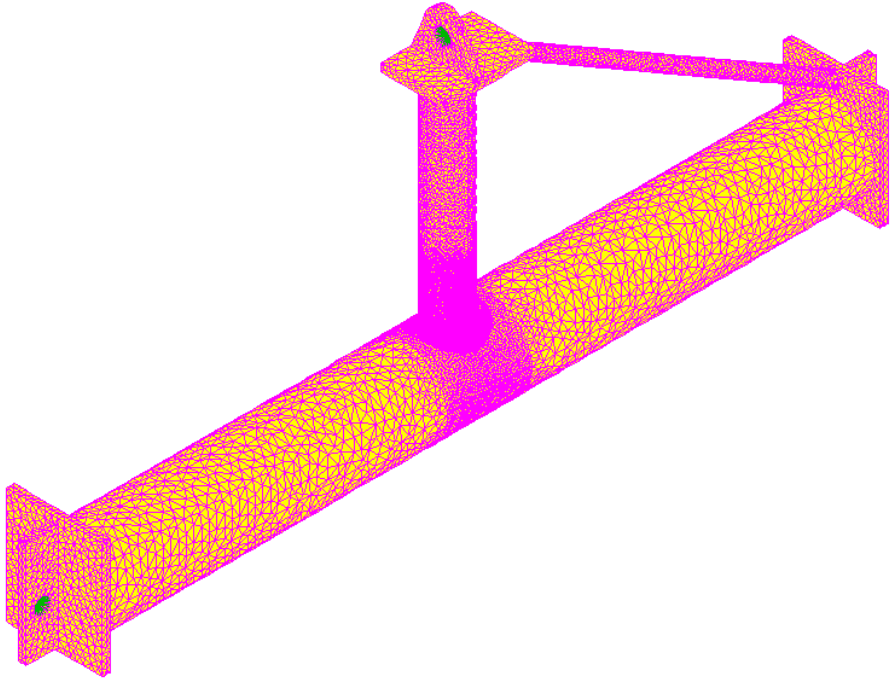
De afmetingen van de eindplaten werden ook gecontroleerd, maar hier werden geen grote afwijkingen gevonden. Alle dimensies vielen binnen de tolerantiegrenzen. Verder werden ook de wanddikte en diameter van schuine buis opgemeten en deze waarden vielen ook binnen de toleranties. De plaatsing van de schuine buis week echter wat af van de geplande. Deze afwijkingen werden ook in rekening gebracht bij de verdere berekeningen.

De gemeten dimensies van tabellen 8-3, 8-4 en 8-5, de lengtes van de buizen en de diameter, wanddikte en plaatsing van de schuine buis werden in rekening gebracht bij het genereren van de EE-modellen. Bij het bekijken van de doorsnijdingen werden nog enkele andere defecten waargenomen, maar deze worden verder besproken.

8.5. Eindig elementenmodel

Voor elk proefstuk wordt een EE-model aangemaakt. De T-knoop kan eenvoudig gemodelleerd worden via Excel (zie paragraaf 4.8). De eindplaten en de schuine buis worden ook in 3D gemodelleerd en toegevoegd aan de T-knoop, zodat alle spanningen en rekken nauwkeurig berekend kunnen worden. Het volledige EE-model van proefstuk 1 wordt getoond op figuur 8-9. Opnieuw

kan de mesh van alle onderdelen eenvoudig aangepast worden met enkele parameters.



Figuur 8-9: EE-model van proefstuk 1

8.6. Rekstrookmetingen

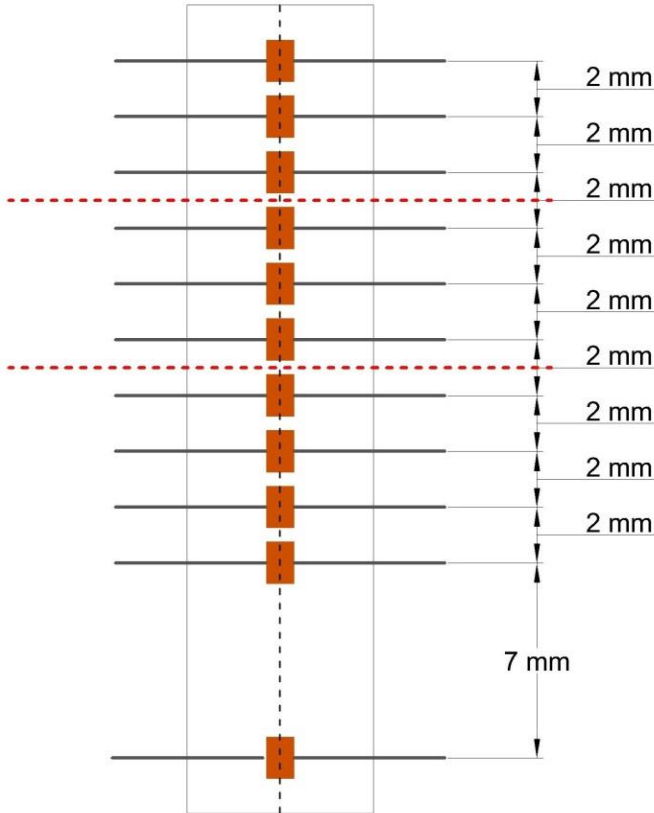
8.6.1. Type rekstroken

Alle proefstukken werden voorzien van 79 rekstroken. Er zijn drie verschillende types rekstroken van HBM gebruikt:

1. Strip uniaxiale rekstroken: 1-KY11-2/120;
2. Enkele uniaxiale rekstroken: 1-LY41-1,5/120;
3. Temperatuur rekstrook: 1-TT-3/100.

Alle uniaxiale rekstroken hebben een weerstand van 120 ohm en een gridlengte van 1,5 mm. De strip rekstroken bestaat uit meerdere rekstroken na elkaar op een vaste afstand. Een dergelijke strip wordt weergegeven op figuur 8-10. Deze strippen werden in drie stukken versneden (zie horizontale

stippellijnen) zodat er twee soorten verkregen werden. De strip met vijf rekstroken werd gebruikt voor de locaties dicht bij de voorspelde scheurlocatie (locaties 1, 2 en 8 op figuren 8-11 en 8-14) en die met drie voor de overige locaties.

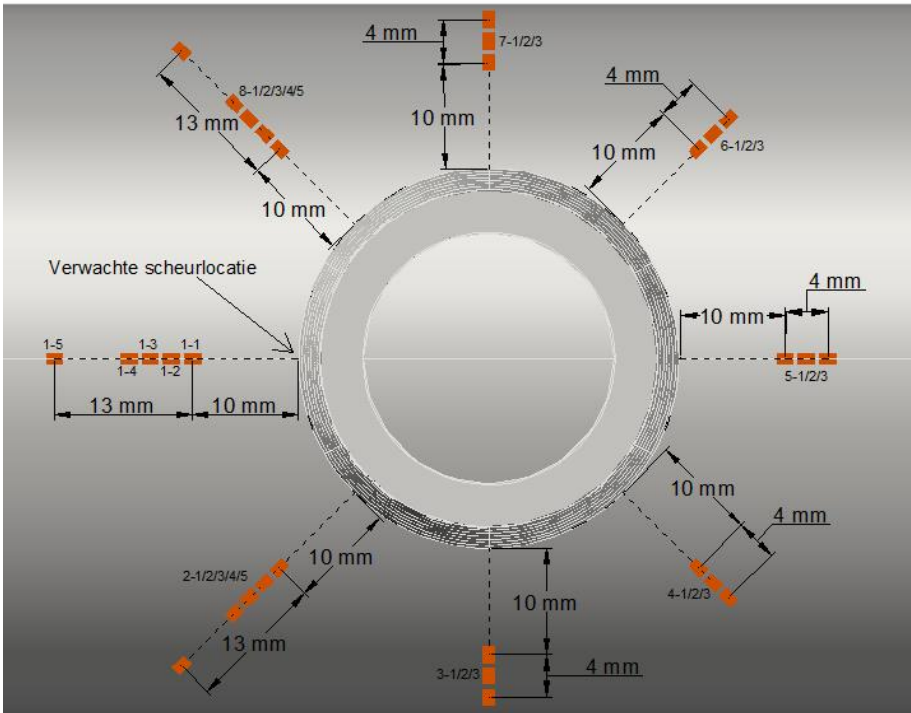


Figuur 8-10: Strip rekstroken 1-LY41-1,5/120

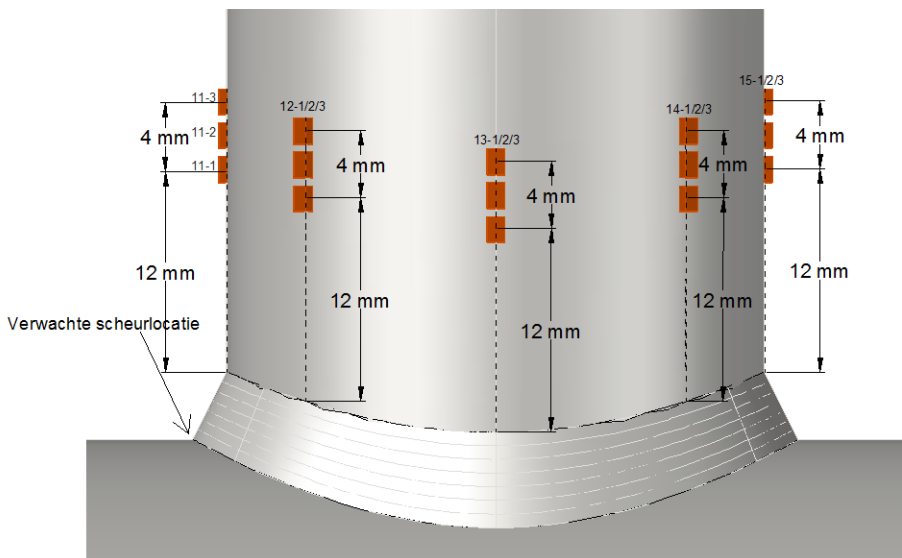
De temperatuur rekstrook heeft een weerstand van 100 ohm en een gridlengte gelijk aan 3 mm.

8.6.2. Locatie rekstroken

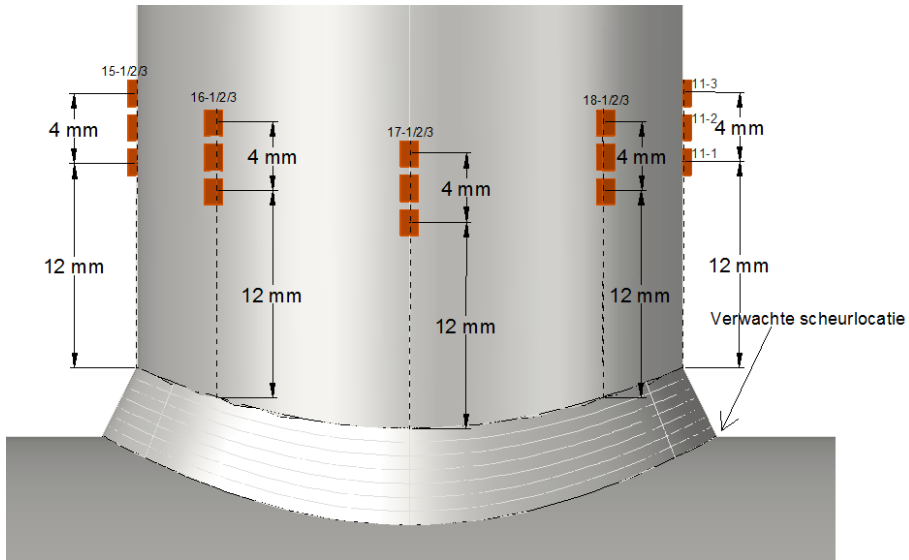
De rekstroken zijn bedoeld om drie zaken te meten, namelijk de hot spot spanningen, de nominale spanningen en de temperatuur. De locaties van de strip rekstroken dicht bij de las worden weergegeven op figuren 8-11 tot 8-16. Tevens wordt ook het nummer van elke rekstrook weergegeven en de te verwachten scheurlocatie (ter hoogte van locatie 1).



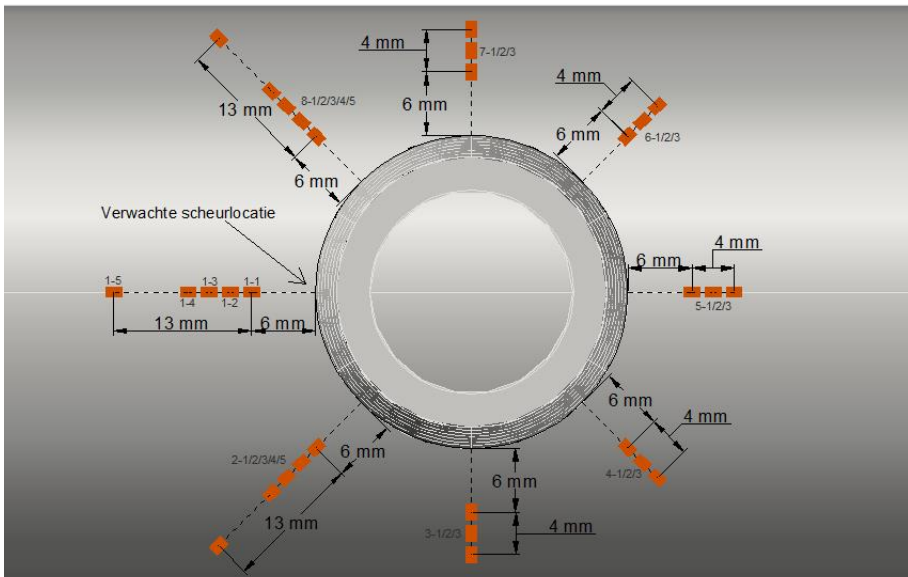
Figuur 8-11: Strip rekstroken gekleefd op de primaire buis dicht bij de las (proefstukken 1, 2 en 3) (bovenaanzicht)



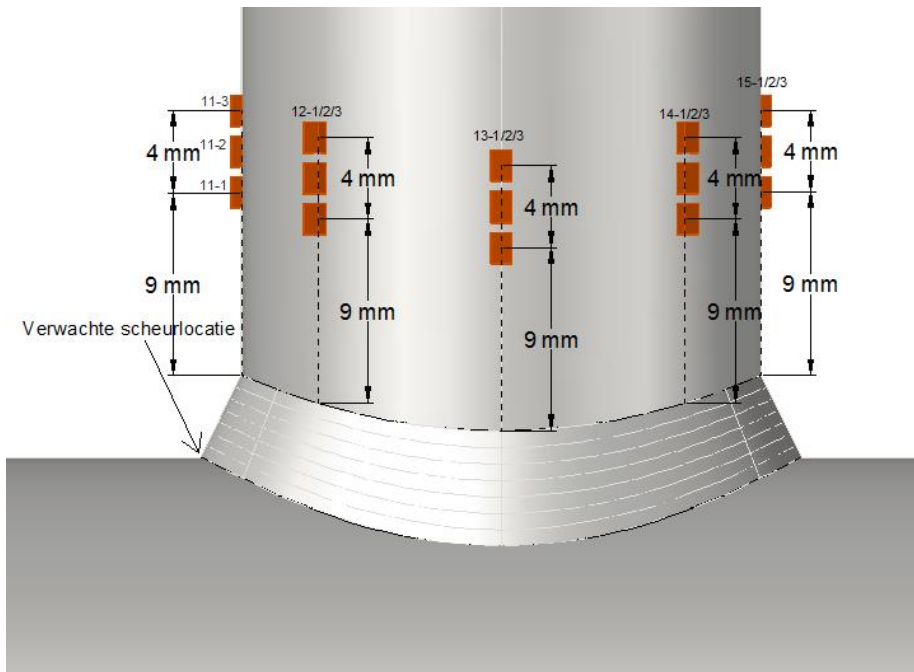
Figuur 8-12: Strip rekstroken gekleefd op de secundaire buis (proefstukken 1, 2 en 3) (vooraanzicht)



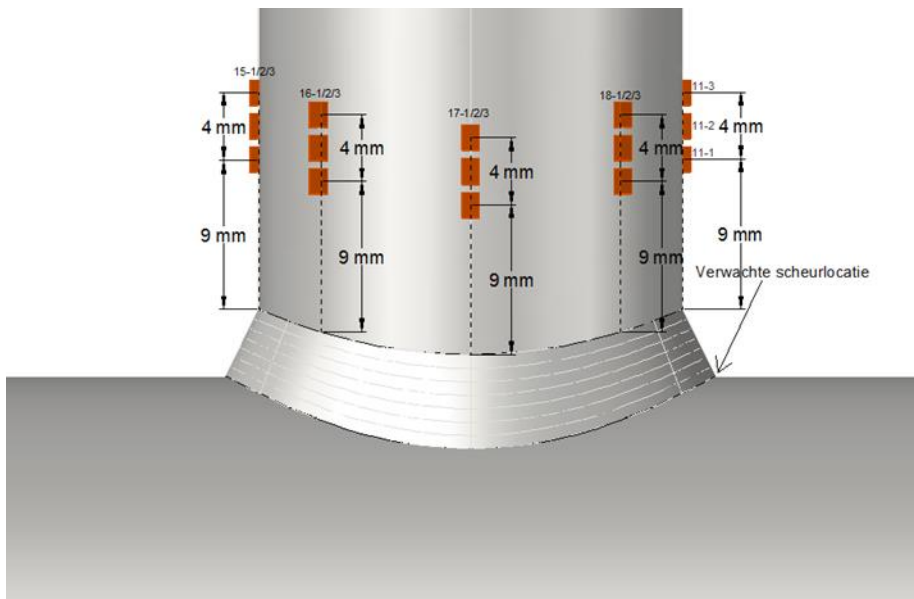
Figuur 8-13: Strip rekstroken gekleefd op de secundaire buis (proefstukken 1, 2 en 3) (achteraanzicht)



Figuur 8-14: Strip rekstroken gekleefd op de primaire buis dicht bij de las (proefstukken 4, 5 en 6) (bovenaanzicht)



Figuur 8-15: Strip rekstroken gekleefd op de secundaire buis (proefstukken 4, 5 en 6) (vooraanzicht)

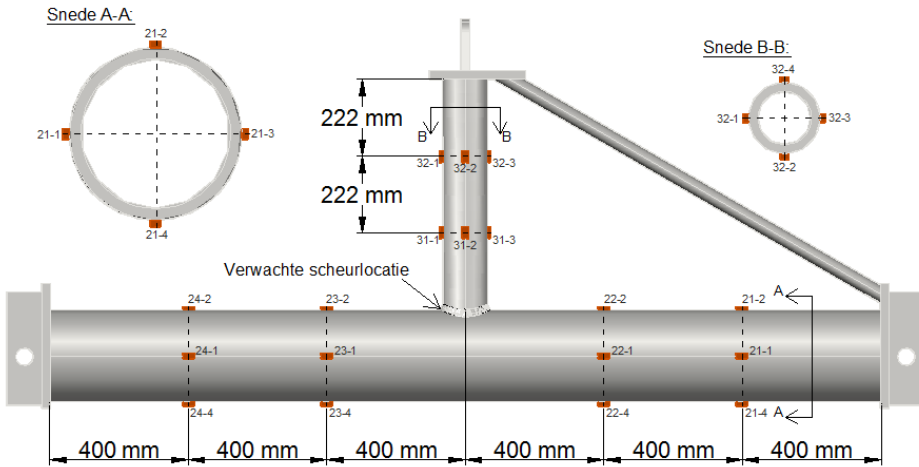


Figuur 8-16: Strip rekstroken gekleefd op de secundaire buis (proefstukken 4, 5 en 6) (achteraanzicht)

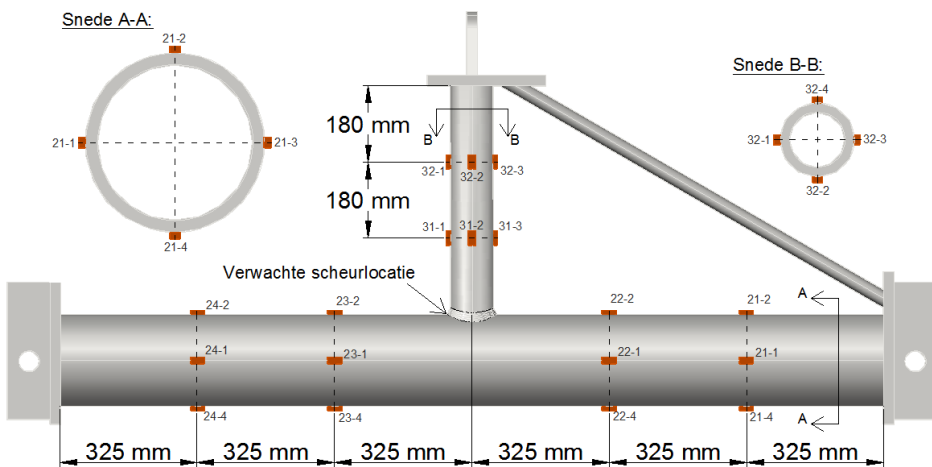
Alle strip rekstroken zijn gelegen binnenin de grenzen van de extrapolatiezone (zie tabel 2-4). De afstand van de lasteen tot de eerste rekstrook wordt iets

groter genomen dan $L_{r,min}$ en wordt zodanig gekozen dat een strip van vijf rekstroken volledig binnen de extrapolatiezone valt. Alle andere stripjes op de primaire buis worden op dezelfde afstand gekleefd. Hetzelfde geldt voor de strip rekstroken gekleefd op de secundaire buis. Nu bevatten alle stripjes echter drie rekstroken. De eerste rekstrook van de strip wordt telkens ook op dezelfde afstand van de las gekleefd en is zodanig gekozen dat de volledige strip binnen de grenzen van de extrapolatiezone valt.

De locaties van de uniaxiale rekstroken verder weg van de buisverbinding om de nominale rekken te meten worden weergegeven op figuren 8-17 en 8-18.



Figuur 8-17: Uniaxiale rekstroken weg van de las (proefstukken 1, 2 en 3)



Figuur 8-18: Uniaxiale rekstroken weg van de las (proefstukken 4, 5 en 6)

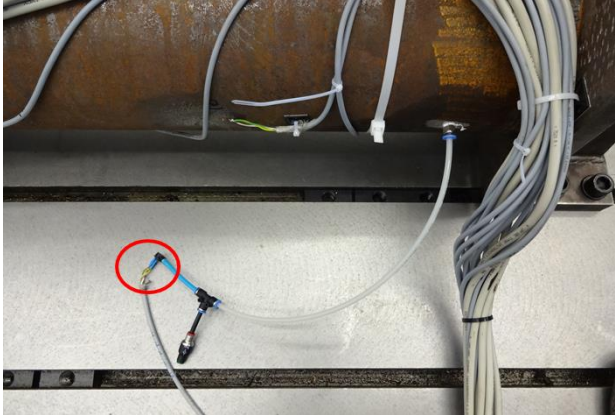
Hoever de rekstroken van de gelaste buisverbinding moeten gekleefd worden om de nominale rekken te meten, wordt in sommige onderzoeken voorgeschreven [12, 18]. Een minimum afstand van $3 \cdot D$ of $3 \cdot d$ verwijderd van de buisverbinding wordt aangeraden. Deze afstand zorgt ervoor dat de rekstroken zich bevinden in een zone waar de spanningen niet meer verstoord worden door de buisverbinding. Schumacher [3] gebruikte echter kleinere afstanden en ze heeft aangetoond dat op die kleinere afstand de spanningen ook niet meer verstoord worden. Er werd gekozen om de buizen op te delen in drie gelijke stukken en daar dan telkens vier rekstroken te kleven gelijk verdeeld over de omtrek. Twee secties zijn nodig om de nominale spanningen lineair te kunnen extrapoleren naar de buisverbinding. Dit betekent dat de rekstroken zich bevinden op een afstand gelijk aan $1,5 \cdot D$ of $1,75 \cdot d$ voor proefstukken 1 tot 3 en $1,5 \cdot D$ of $1,77 \cdot d$ voor proefstukken 4 tot 6. Deze waarden zijn hoger dan de waarden die Schumacher [3] gebruikte, dus deze rekstroken kunnen gebruikt worden om de nominale rekken of spanningen te bepalen.

De temperatuur rekstrook werd aangebracht dicht bij de bovenrand van een eindplaat van de primaire buis. Deze locatie is zo goed als spanningsloos en is dus ideaal voor een temperatuur rekstrook.

8.6.3. Druksensor

Via de dynamische testen moet bepaald worden na hoeveel cycli de scheur de binnenwand van de primaire buis bereikt. Om dit moment op te sporen wordt er gebruik gemaakt van een druksensor. Dankzij de eindplaten is de primaire buis volledig afgesloten. Via een gat dat geboord werd aan het uiteinde van elk proefstuk kon de lucht binnenin de primaire buis op een verhoogde druk gebracht worden met behulp van een compressor. De lucht werd opgeblazen tot een overdruk van 1 bar. Deze overdruk kon eenvoudig via datzelfde gat opgemeten worden met een druksensor (zie figuur 8-19). Deze sensor meet het drukverschil tussen de interne en externe luchtdruk. Van zodra de luchtdruk binnenin begint af te nemen, betekent dit dat de lucht kan ontsnappen via een scheur doorheen de buiswand. Deze scheur ontstaat aan het buitenoppervlak van de buis ter hoogte van de lasten en bereikt na een bepaalde tijd de binnenwand van de buis. Deze drukafname kon heel duidelijk waargenomen worden op de metingen. Telkens als het gemeten drukverschil afgenomen was tot 0 bar dan kon de dynamische proef stopgezet worden.

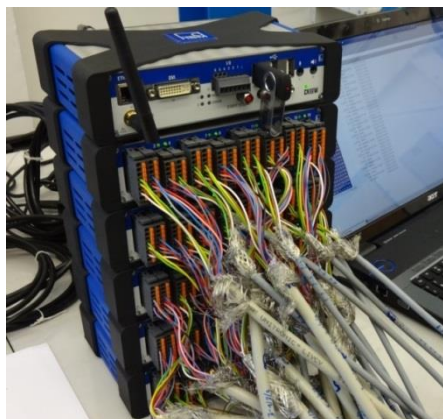
Daarna werd er nog eens gecontroleerd of de lucht wel degelijk via de zichtbare scheur ter hoogte van locatie 1 (zie figuren 8-11 en 8-14) ontsnapte en niet via het geboorde gat of ergens anders. Bij alle proefstukken ontsnapte de lucht via deze scheur, dus alle proefstukken zijn volledig gescheurd op de te verwachten locatie.



Figuur 8-19: Druksensor (rood omcirkeld)

8.6.4. Meetsysteem

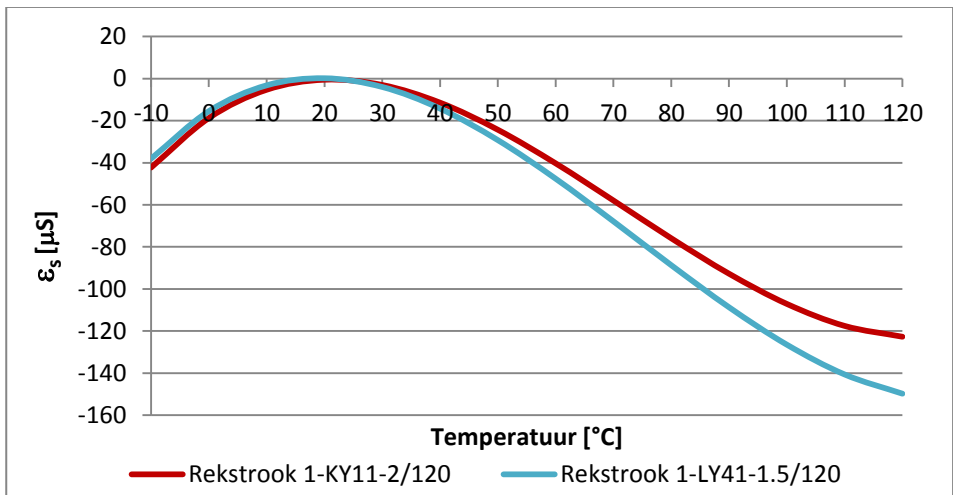
Het meetsysteem QuantumX van HBM [35] werd gebruikt om alle rekstroken en druksensor continu te meten tijdens de proeven. Dit meetsysteem bestaat uit vijf modules MX1615 die elk 16 rekstroken kunnen opmeten. Deze modules worden allemaal verbonden met de datarecorder CX22W. Deze laatste module is een kleine computer met daarop de software die alle data synchroon registreert en weergeeft. Het meetsysteem wordt weergegeven op figuur 8-20.



Figuur 8-20: Meetsysteem QuantumX

Alle rekstroken worden geschakeld via een kwartbrug. Dit meetsysteem ondersteunt wel een vierdraads schakeling in plaats van drie draden zoals gebruikt bij de Woluwelaanbrug (zie paragraaf 6.3.2). Aan elk contactpunt van de rekstrook worden dus twee draden gesoldeerd. De vierde draad wordt gebruikt om wijzigingen in de weerstand van de kabel te compenseren, bijvoorbeeld als er aan de kabel getrokken wordt.

Wijziging van de weerstand door temperatuurvariaties wordt dus opnieuw niet gecompenseerd. Dit keer kan de temperatuur echter wel een invloed hebben op de gemeten rekken, aangezien het metingen van lange duur zijn. Deze invloed zal echter wel beperkt zijn aangezien de proeven allemaal binnen gebeuren. De invloed van de temperatuur op de rek kan wel gekwantificeerd worden via de temperatuur rekstrook. Dankzij deze rekstrook is de temperatuur van het proefstuk gekend gedurende de volledige test. Alle rekstroken worden geleverd met bijhorende specificaties. Hierop staat een curve die kan gebruikt worden om de fout op de rek veroorzaakt door de temperatuur te bepalen. Deze curven worden weergegeven in figuur 8-21.



Figuur 8-21: Temperatuurscompensatie op de gemeten rek voor rekstroken gekleefd op staal

Uit de opgemeten temperaturen is echter gebleken dat een temperatuurscorrectie niet nodig is. De minimale en maximale gemeten temperatuur is respectievelijk gelijk aan 16,89°C en 22,26°C. Als deze waarden uitgezet worden op figuur 8-21 dan bekomt men een maximaal rekverschil van -1,15 μS. Het verschil op de gemeten rek ten gevolge van deze wisselende

omgevingstemperatuur is dus verwaarloosbaar en werd niet in rekening gebracht. De minimum en maximum temperatuur werden allebei gemeten tijdens de dynamische test van proefstuk 3. De andere proefstukken ondergingen een veel kleiner temperatuursverschil, variërend van 0,96 tot 2,75 °C. Dus de invloed van de temperatuur op de rek is te verwaarlozen.

De druksensor wordt geschakeld in een volledige brug en wordt verbonden met vijf draden.

8.7. Statische testen

8.7.1. Uitvoering

De proefstukken werden zo nauwkeurig mogelijk onder de zuiger gepositioneerd. Vervolgens werden de bouten van de voetstukken vastgemaakt aan de proefvloer. Daarna werd de stang van de zuiger op de juiste hoogte gebracht zodat het proefstuk via de platen en pin kon verbonden worden met de zuiger. Net voordat het proefstuk met de zuiger verbonden werd, werd de zuigerkracht op nul gezet en werden tevens de rekstroken op nul gezet.

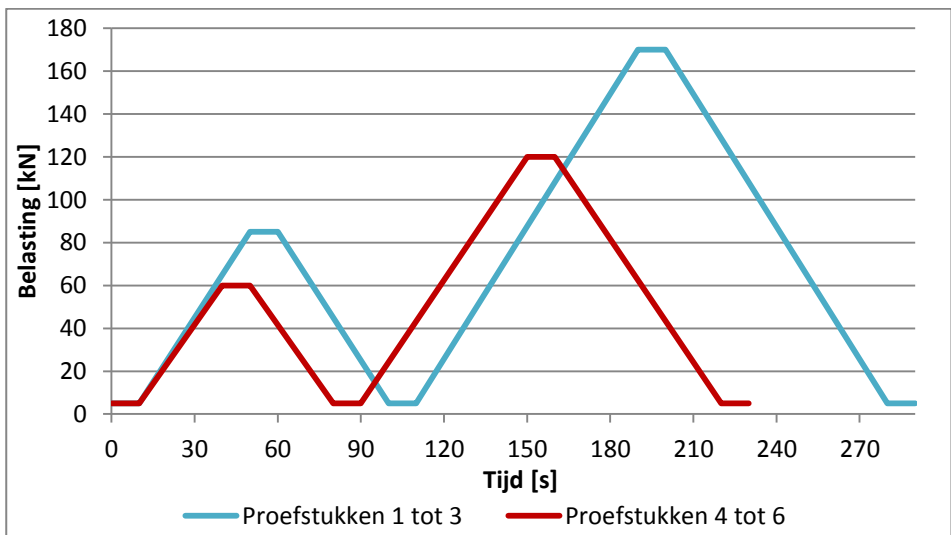
Vooraleer de vermoeiingsproeven begonnen, werden er eerst wat statische testen uitgevoerd. Deze waren nodig om de zuiger goed te kunnen instellen, om het effect van de residuele spanningen in de buisverbinding af te vlakken en om de rekmetingen te stabiliseren. Bij deze statische testen is het aangeraden om belastingen te gebruiken die iets groter zijn dan de belasting van de dynamische testen. Vooraleer de eerste korte statische test begon, werd de belasting van 0 naar 5 kN verhoogd.

De zuiger wordt gestuurd via een opgegeven belastingsschema. Dit betekent dat gevraagde belastingen door de zuiger uitgeoefend worden op het proefstuk, onafhankelijk van de vervormingen van het proefstuk.

De eerste statische test ziet er als volgt uit (zie figuur 8-22):

- Proefstukken 1 tot 3:
 - 0 – 10s: 5 kN;
 - 10 – 50s: 5 -> 85 kN;
 - 50 – 60s: 85 kN;

- 60 – 100s: 85 -> 5 kN;
 - 100 – 110s: 5 kN;
 - 110 – 190s: 5 -> 170 kN;
 - 190 – 200s: 170 kN;
 - 200 – 280s: 170 -> 5 kN;
 - 280 – 290s: 5 kN.
- Proefstukken 4 tot 6:
 - 0 – 10s: 5 kN;
 - 10 – 40s: 5 -> 60 kN;
 - 40 – 50s: 60 kN;
 - 50 – 80s: 60 -> 5 kN;
 - 80 – 90s: 5 kN;
 - 90 – 150s: 5 -> 120 kN;
 - 150 – 160s: 120 kN;
 - 160 – 220s: 120 -> 5 kN;
 - 220 – 230s: 5 kN.



Figuur 8-22: Eerste statische test

Na deze eerste korte statische test konden de criteria van de zuiger ingesteld worden. Daarna werd de tweede statische test uitgevoerd. 20 trage cycli moeten ervoor zorgen dat de rekmetingen zich stabiliseren.

De tweede statische test ziet er als volgt uit:

- Proefstukken 1 tot 3:
 - 0 – 10s: 5 kN;
 - 10 – 50s: 5 -> 170 kN;
 - 50 – 60s: 170 kN;
 - 60 – 100s: 170 -> 5 kN;
 - En dit nog 19 keer herhalen.
- Proefstukken 4 tot 6:
 - 0 – 10s: 5 kN;
 - 10 – 40s: 5 -> 120 kN;
 - 40 – 50s: 120 kN;
 - 50 – 80s: 120 -> 5 kN;
 - En dit nog 19 keer herhalen.

De vier gebruiksvoorwaarden van de zuiger die moesten ingesteld worden, waren: de minimale kracht, de maximale kracht, de laagste positie van de stang en de hoogste positie van de stang. De zuiger werkte volledig automatisch. De dynamische testen stopten als één van de vier voorwaarden overschreden werd. De voorwaarden van de belasting konden niet overschreden worden aangezien de zuiger aangestuurd werd via een opgegeven belasting. De positie van de zuigerstang kon wel overschreden worden door te grote vervormingen van het proefstuk of als er iets fout ging zoals een breuk van een verbinding. Op deze manier konden de proeven volledig autonoom dag en nacht doorgaan. De zuiger registreerde zelf continu twee waarden, namelijk de positie van de zuigerstang en de uitgeoefende kracht.

8.7.2. Resultaten

8.7.2.1. Gemeten vervormingen en belastingen

De positie en de uitgeoefende kracht van de zuiger werden continu opgemeten aan een frequentie van 13,33 Hz. Aan de hand van de gemeten positie kan de verticale vervorming van het proefstuk berekend worden. De gemeten inkorting van de zuiger zal niet volledig overeenstemmen met de verticale vervorming van het proefstuk, aangezien het uiteinde van de secundaire buis een horizontale beweging maakt, waardoor de zuiger wat schuin komt te staan. De gemeten inkorting van de zuiger bestaat dus uit een horizontale en

verticale vervorming. De horizontale vervorming is echter heel klein. De inkorting van de zuiger zal dus bijna volledig overeenstemmen met de verticale vervorming van het proefstuk. De maximale vervorming en belasting van elk proefstuk tijdens de laatste cyclus van de tweede statische proef wordt weergegeven in tabel 8-6.

Tabel 8-6: Gemeten belasting en vervorming

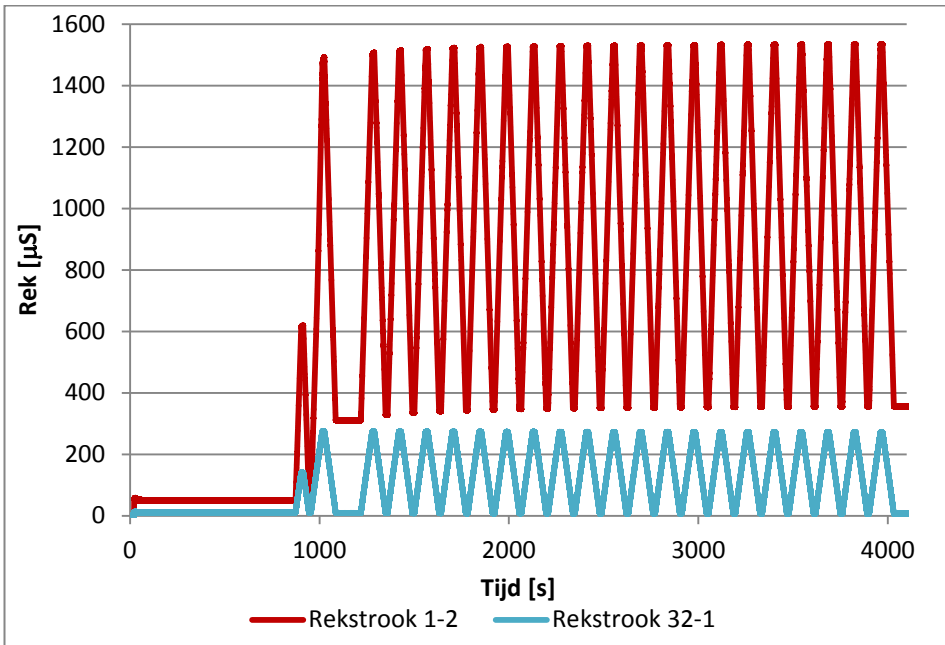
| Proefstuk | Gemeten belasting [kN] | Gemeten vervorming [mm] |
|------------------|-------------------------------|--------------------------------|
| 1 | 164,44 | 4,84 |
| 2 | 164,41 | 4,62 |
| 3 | 164,34 | 4,36 |
| 4 | 114,85 | 3,70 |
| 5 | 114,75 | 3,65 |
| 6 | 114,69 | 3,68 |

De vervorming van de proefstukken met diafragma's is iets kleiner dan die van het proefstuk zonder diafragmaverstijving. Dit toont al aan dat de buisverbindingen met diafragma's iets stijver zijn. Het verschil is echter heel klein, vooral bij de drie kleinere proefstukken. De gemeten belasting zal gebruikt worden bij de EE- berekeningen.

8.7.2.2. Stabilisatie rekken

Tijdens de statische testen kon duidelijk waargenomen worden dat de gemeten rekken zich stabiliseren. In het begin nemen de rekken nog niet mooi lineair toe. De rekken blijven ook nog niet constant tijdens een constante belasting. Dit effect neemt steeds verder af en bij de laatste cycli zijn de rekken duidelijk gestabiliseerd. De rekken volgen mooi het belastingsverloop en zijn gelijk voor elke cycli. Dit kan men duidelijk zien op figuur 8-23. Dit werd waargenomen bij alle proefstukken.

De rekstroken dicht bij de las keren niet terug naar hun begintoestand na de eerste volledige belastingscyclus. Rekstroken verder weg van de buisverbinding keren wel terug naar hun initiële rekwaarde. Dit duidt dus aan dat er residuele spanningen aanwezig zijn nabij de las. Door het uitvoeren van deze eerste statische test hebben deze residuele spanningen zich gestabiliseerd.



Figuur 8-23: Statische test proefstuk 4

8.7.2.3. Nominale rekken

De rekken op de buizen verder weg van de buisverbinding worden gemeten met 24 rekstroken verdeeld over zes secties. Per buisonderdeel worden er twee secties gemeten. Een sectie bestaat uit vier rekstroken verdeeld langsheen de omtrek van de buis. De gemiddelde waarde van deze vier rekstroken is gelijk aan de axiale rek. Deze rek aftrekken van de vier gemeten rekken levert twee groepen rekken die veroorzaakt worden door buiging. Per sectie kunnen dus de axiale rek en buigingsrek in en uit het vlak bepaald worden. De twee secties laten toe om de gemeten rekken lineair te extrapoleren naar de buisverbinding toe. De rekken op de primaire buis worden lineair geëxtrapoleerd naar het centrum van de buisverbinding. De rekken op de secundaire buis worden geëxtrapoleerd naar het snijpunt tussen de secundaire buisas en het buitenoppervlak van de primaire buis. De bekomen nominale rekken worden weergegeven in tabellen 8-7 tot 8-9. Het teken van de buigingsrek is gekozen volgens de tekenconventie van figuur 5-12. Een positieve rek komt dus overeen met een positief buigmoment.

Tabel 8-7: Geëxtrapoleerde rekken [μS] op de primaire buis rechts van de buisverbinding

| Proefstuk | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 |
|----------------------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|
| Axiaal | -8,77 | 0,73 | 1,60 | 2,16 | 1,33 | 3,33 |
| Buiging in het vlak | 629,39 | 641,79 | 676,79 | 676,58 | 701,66 | 730,53 |
| Buiging uit het vlak | 51,75 | 2,14 | -3,32 | 50,39 | -0,97 | -2,50 |

Tabel 8-8: Geëxtrapoleerde rekken [μS] op de primaire buis links van de buisverbinding

| Proefstuk | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 |
|----------------------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|
| Axiaal | -0,27 | -2,57 | -2,11 | -1,04 | -1,43 | -2,23 |
| Buiging in het vlak | 586,46 | 567,50 | 596,24 | 615,74 | 628,60 | 645,57 |
| Buiging uit het vlak | 48,62 | 2,95 | 3,36 | 52,15 | 3,43 | 2,57 |

Tabel 8-9: Geëxtrapoleerde rekken [μS] op de secundaire buis

| Proefstuk | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 |
|----------------------|---------|---------|---------|---------|---------|---------|
| Axiaal | 127,62 | 127,34 | 123,83 | 143,95 | 147,61 | 145,36 |
| Buiging in het vlak | -289,16 | -365,24 | -367,12 | -338,90 | -407,80 | -422,77 |
| Buiging uit het vlak | 42,61 | 19,35 | 17,39 | 9,64 | 18,18 | 19,28 |

Bij alle proefstukken werd een buigend moment uit het vlak gemeten. Dit komt wellicht door opstelfouten of fouten in de geometrie van het proefstuk. Deze fouten zijn echter niet opgemeten en konden dus niet in rekening gebracht worden bij de EE-berekeningen. De rekken ten gevolge van buigende momenten uit het vlak zijn hoofdzakelijk klein en zijn minstens 95% kleiner dan de gemeten rekken ten gevolge van een buigend moment in het vlak. De invloed zal dus wellicht beperkt blijven. Enkel bij proefstuk 1 en 4 worden grotere waarden gemeten, namelijk 85 tot 93% kleiner dan de rekken ten gevolge van buiging in het vlak.

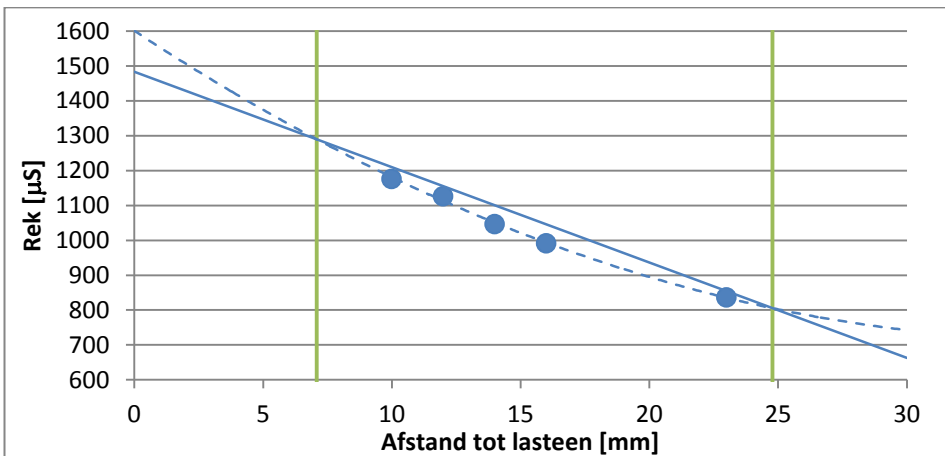
Men kan duidelijk zien dat de rekken veroorzaakt door buiging in het vlak veel groter zijn dan de rekken veroorzaakt door een normaalkracht. De buiging in het vlak is het grootst in de primaire buis. Axiale rekken worden er nauwelijks gemeten, omdat de normaalkracht in de primaire buis heel klein is. In tabel 8-9 kan men zien dat de rekken in de secundaire buis veroorzaakt door het buigend moment in het vlak 2 tot 3 keer groter zijn dan die veroorzaakt door de normaalkracht. Het plaatsen van de schuine buis (zie paragraaf 8.2) veroorzaakt dus een niet te verwaarlozen buigend moment M_y in de

secundaire buis. De hot spot spanningen zullen dus hoofdzakelijk veroorzaakt worden door buiging in het vlak.

De nominale rekken van de proefstukken binnen eenzelfde groep zijn ongeveer gelijk. De rekken veroorzaakt door een buigend moment in het vlak zijn bijna altijd groter bij de proefstukken met diafragmaverstijving. De buiging uit het vlak daarentegen is telkens kleiner. De rekken ten gevolge van een normaalkracht zijn bijna identiek. De diafragma's hebben dus een kleine invloed op de nominale rekken. Ze hebben de grootste invloed op het buigend moment in het vlak. Omdat de buisverbinding zelf stijver is, moeten de buizen zelf meer vervormen en daardoor is de buigingsrek in de buizen iets groter.

8.7.2.4. Hot spot rekken

Tijdens de statische test werden ook de rekken dicht bij de las gemeten. Deze rekken zijn veel groter dan de rekken gemeten weg van de las. Vooral op locaties 1, 2 en 8 werden de grootste rekken gemeten. Via de gemeten rekken kan de hot spot rek bepaald worden. Op figuur 8-24 wordt de hot spot methode toegepast op de rekken gemeten op locatie 1. Men kan zien dat de vijf rekstroken verdeeld liggen over de volledige extrapolatiezone. Dit is aangeraden zoals aangetoond in paragraaf 5.2.2. Een tweedegraadskromme kan mooi door alle gemeten waarden getrokken worden.



Figuur 8-24: Hot spot methode toegepast op rekstroken 1-1/2/3/4/5 van proefstuk 1

Deze hot spot methode kan herhaald worden voor alle gemeten locaties rondom de buisverbinding. In tabel 8-10 worden alle berekende hot spot rekken langsheen de las op de primaire buis weergegeven.

Tabel 8-10: Gemeten hot spot rekken [μS] op de primaire buis

| Proefstuk | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 |
|------------|---------|--------|---------|---------|---------|---------|
| Hot spot 1 | 1483,32 | 963,58 | 1084,96 | 1364,35 | 1045,28 | 1133,30 |
| Hot spot 2 | 1128,89 | 509,77 | 579,54 | 828,66 | 656,48 | 669,56 |
| Hot spot 3 | 331,29 | 131,17 | 72,92 | 41,48 | 156,99 | 219,23 |
| Hot spot 4 | 330,49 | 87,61 | 293,90 | 387,43 | 515,55 | 175,00 |
| Hot spot 5 | 502,57 | 483,46 | 531,45 | -69,00 | 600,83 | 760,17 |
| Hot spot 6 | 419,99 | 147,79 | 179,57 | 595,13 | 121,28 | -116,71 |
| Hot spot 7 | 814,22 | 60,04 | 44,55 | 1200,18 | 116,58 | 70,37 |
| Hot spot 8 | 833,20 | 653,64 | 537,11 | 1223,43 | 704,28 | 646,54 |

De rode waarden in bovenstaande tabel zijn minder betrouwbaar wegens een slecht verloop van de tweedegraadskromme (zie paragraaf 5.2.2). Dit komt omdat de drie rekstroken van locaties 3 tot 7 niet goed verspreid liggen over de extrapolatiezone. Alle hot spot rekken op locaties 1, 2 en 8 zijn wel allemaal betrouwbaar omdat deze waarden berekend worden met 5 rekstroken die verspreid liggen over de volledige extrapolatiezone (zie figuur 8-24). Deze waarden worden dus nog eens herhaald in tabel 8-11.

Tabel 8-11: Gemeten hot spot rekken [μS] van locaties 1, 2 en 8

| Proefstuk | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 |
|------------|---------|--------|---------|---------|---------|---------|
| Hot spot 1 | 1483,32 | 963,58 | 1084,96 | 1364,35 | 1045,28 | 1133,30 |
| Hot spot 2 | 1128,89 | 509,77 | 579,54 | 828,66 | 656,48 | 669,56 |
| Hot spot 8 | 833,20 | 653,64 | 537,11 | 1223,43 | 704,28 | 646,54 |

Via tabel 8-11 kan men zien dat de hot spot rekken niet symmetrisch verdeeld zijn langsheen de omtrek. Dit duidt ook op de aanwezigheid van een buigmoment uit het vlak. Deze asymmetrie wordt waargenomen bij alle proefstukken, maar vooral bij 1 en 4. Proefstukken 2, 3, 5 en 6 vertonen iets minder asymmetrie. Dit werd ook waargenomen bij de nominale rekken. De grootste hot spot rekken werden gemeten op locatie 1. Het is dan ook in die zone dat een scheur verwacht wordt. De overige hot spot rekken op de primaire buis zijn veel kleiner en zijn dus minder van belang.

Men kan ook duidelijk zien dat de hot spot rekken van de proefstukken zonder diafragma's veel groter zijn dan die van de proefstukken met diafragma's. Dit bevestigt de EE-berekeningen, namelijk dat de hot spot rekken afnemen door de aanwezigheid van de diafragma's.

De hot spot rekken op de secundaire buis zijn ook veel kleiner dan de hot spot rekken op de primaire buis (zie tabel 8-12). De scheur zal dus ontstaan in de primaire buis en niet in de secundaire buis. De maximale hot spot rek op de secundaire buis van proefstuk 1 is gelijk aan 391,65 $\mu\text{m/m}$. Dit is op hot spot locatie 11. De hot spot rek op dezelfde locatie, maar dan op de primaire buis (hot spot locatie 1) is gelijk aan 1483,32 $\mu\text{m/m}$. Het is dus duidelijk dat de scheuren gaan ontstaan aan de lasten in de primaire buis. Als men kijkt naar proefstuk 2 dan is het verschil in rek tussen locatie 1 en 11 al veel kleiner. Dit komt omdat de rekken in de secundaire buis groter zijn door de diafragma's, terwijl de rekken in de primaire buis verlaagd worden. De rekken in de primaire buis zijn echter nog steeds veel groter waardoor een scheur zal ontstaan in de primaire buis en niet in de secundaire buis. Opnieuw zijn niet alle berekende hot spot rekken van tabel 8-12 even betrouwbaar, wegens de slechte spreiding van de drie rekstroken.

Tabel 8-12: Gemeten hot spot rekken [μS] op de secundaire buis

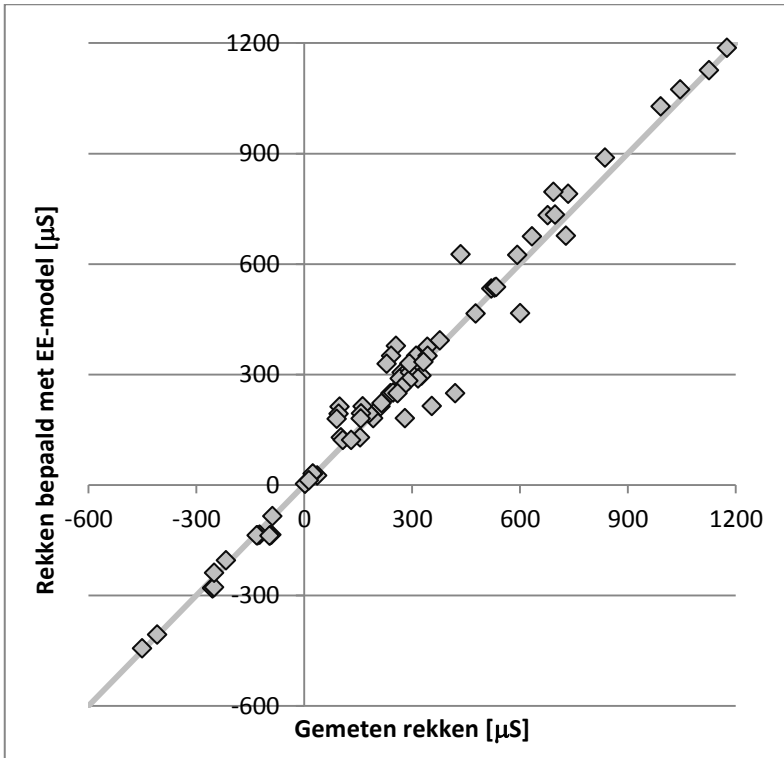
| Proefstuk | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 |
|-------------|---------|---------|---------|---------|---------|---------|
| Hot spot 11 | 391,65 | 736,24 | 446,65 | 249,13 | 636,09 | 690,43 |
| Hot spot 12 | 334,58 | 356,20 | 324,36 | 301,69 | 375,92 | 330,46 |
| Hot spot 13 | 110,72 | 31,94 | -3,31 | 15,17 | 7,23 | 35,42 |
| Hot spot 14 | -91,55 | -107,82 | -115,76 | -169,09 | -164,12 | -127,57 |
| Hot spot 15 | -249,67 | -51,34 | -286,18 | -252,38 | -235,50 | -218,43 |
| Hot spot 16 | -68,64 | -223,58 | -157,13 | -5,86 | -180,28 | -205,07 |
| Hot spot 17 | 190,51 | -23,35 | -12,32 | 285,14 | 27,42 | -27,83 |
| Hot spot 18 | 529,42 | 312,18 | 334,93 | 361,74 | 478,71 | 349,27 |

8.7.3. Gemeten rekken vergelijken met EE-model

De gemeten rekken van de laatste cyclus worden vergeleken met de rekken bepaald met het EE-model. Op figuur 8-25 worden alle gemeten en berekende rekken van proefstuk 1 met elkaar vergeleken. De grafieken van alle proefstukken zijn terug te vinden in bijlage 11.4. Per proefstuk wordt telkens het gemiddelde en de standaardafwijking van de verhouding gemeten rek op berekende rek bepaald. De bekomen resultaten worden weergegeven in tabel 8-13.

Tabel 8-13: Gemeten en berekende rekken vergelijken

| Proefstuk | Gemiddelde [-] | Standaardafwijking [-] |
|-----------|----------------|------------------------|
| 1 | 0,95 | 0,21 |
| 2 | 0,96 | 0,17 |
| 3 | 0,96 | 0,14 |
| 4 | 0,99 | 0,22 |
| 5 | 0,99 | 0,12 |
| 6 | 0,97 | 0,17 |



Figuur 8-25: Gemeten en berekende rekken van proefstuk 1 vergelijken

De gemiddelde waarden en standaardafwijkingen van tabel 8-13 tonen aan dat er een goede overeenkomst is tussen de gemeten en berekende rekken. De spreiding van sommige waarden komt opnieuw door de verschillen tussen de realiteit en het EE-model. Zo zal de geometrie niet exact gelijk zijn. Daarnaast zullen de werkelijke posities van de rekstroken niet volledig overeenkomen met de geplande posities. Het verplaatsen of verdraaien van de rekstroken dicht bij de las kan zorgen voor een groot verschil tussen gemeten en berekende rek, zeker omdat de rekken heel groot zijn en snel wijzigen nabij de las. Ook opstelfouten en de echte randvoorwaarden kunnen zorgen voor

afwijkende belastingen. De grootste verschillen tussen berekende en gemeten rekken doen zich dan ook voor op de hot spot locaties 3, 7, 13 en 17. Dit is wellicht te wijten aan buigmomenten uit het vlak in de secundaire buis die niet beschouwd worden in het EE-model. Deze buigmomenten gaan het grootste effect hebben op de rekken van rekstroken 3-1/2/3, 7-1/2/3, 13-1/2/3 en 17-1/2/3 en maar een heel klein effect op de rekken van de rekstroken 1-1/2/3/4/5. Er is dan ook een goede overeenkomst tussen de gemeten en berekende rekken op die locatie. Er kan dus besloten worden dat het EE model gevalideerd is en nauwkeurig genoeg is om de hot spot spanningen van de T-knoppen te berekenen.

Bij de vorige vergelijking werden enkel de gemeten rekken beschouwd. In tabellen 8-14 en 8-15 worden de hot spot rekken apart vergeleken. In deze tabellen wordt opnieuw het gemiddelde en de standaardafwijking van de verhouding gemeten op berekende hot spot rek weergegeven. In tabel 8-14 worden de hot spot rekken van locaties 1, 2 en 8 vergeleken. Deze waarden zijn bepaald met de gemeten rekken van vijf rekstroken. In tabel 8-15 worden de hot spot rekken van de overige locaties vergeleken. Op deze locaties werden slechts drie rekstroken voorzien in de extrapolatiezone.

Tabel 8-14: Vergelijking gemeten en berekende hot spot rekken van locaties 1, 2 en 8

| Hot spot locaties 1,2 en 8 | | |
|----------------------------|----------------|------------------------|
| Proefstuk | Gemiddelde [-] | Standaardafwijking [-] |
| 1 | 0,95 | 0,13 |
| 2 | 1,00 | 0,10 |
| 3 | 0,91 | 0,03 |
| 4 | 0,92 | 0,14 |
| 5 | 1,00 | 0,07 |
| 6 | 1,05 | 0,01 |

Via tabel 8-15 wordt duidelijk dat er een groot verschil is tussen de gemeten en berekende hot spot rekken. Dit verschil wordt deels veroorzaakt door het buigend moment uit het vlak, maar ook deels door de foute extrapolatie. Dit laatste werd reeds aangetoond in paragraaf 5.2.2 (zie figuur 5-5). Op sommige locaties kan de hot spot rek nauwkeurig bepaald worden via de drie gemeten rekwaarden in de extrapolatiezone, op andere locaties wijkt de gemeten hot spot rek dan weer sterk af van de hot spot rek bepaald met het EE-model. Locaties 3 tot en met 7 werden slechts voorzien van drie rekstroken omdat de

hot spot rekken op deze locaties minder belangrijk zijn. De rekstroken op deze locaties waren vooral bedoeld om het EE-model langsheen de volledige omtrek van de buisverbinding te kunnen valideren en niet om daar nauwkeurig de hot spot rek te bepalen.

Tabel 8-15: Vergelijking gemeten en berekende hot spot rekken van alle locaties behalve 1, 2 en 8

| Alle hot spot locaties behalve 1, 2 en 8 | | |
|--|----------------|------------------------|
| Proefstuk | Gemiddelde [-] | Standaardafwijking [-] |
| 1 | 0,89 | 0,38 |
| 2 | 1,04 | 1,10 |
| 3 | 1,32 | 1,62 |
| 4 | 0,78 | 0,76 |
| 5 | 1,50 | 1,40 |
| 6 | 1,60 | 2,78 |

De gemeten hot spot rekken op locaties 1, 2 en 8 worden bepaald via vijf waarden in plaats van drie. De rekken op deze locaties worden ook minder of zelfs niet verstoord door een buigmoment uit het vlak. Men kan dan ook zien in tabel 8-14 dat er een betere overeenkomst is tussen de hot spot rekken bepaald via de gemeten waarden en die bepaald via het EE-model. De hot spot rek op locatie 1 is bij alle zes proefstukken de grootste en deze waarde is dus belangrijk voor het bepalen van de vermoeiing. Daarom werden deze locaties telkens voorzien van vijf rekstroken. Vanaf hier zal dan ook enkel de gemeten hot spot rek op locatie 1 weerhouden worden. Alle overige gemeten hot spot rekken zijn van minder belang en zullen dus verder niet meer beschouwd worden.

8.8. Dynamische testen

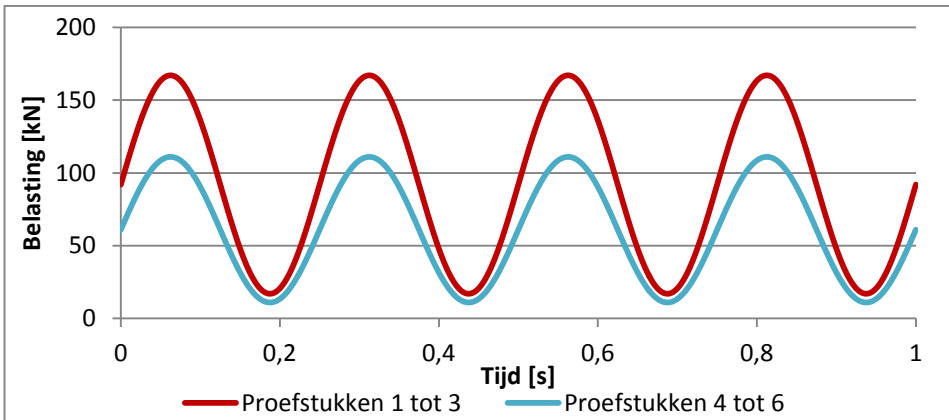
8.8.1. Uitvoering

Na de statische testen konden de dynamische testen beginnen. De zuiger werd opnieuw gestuurd via een opgegeven belastingsschema. Elk proefstuk werd dynamisch belast met een snel variërende belasting met constante amplitude. Het gekozen belastingsschema had een sinusvorm met een frequentie van 3 tot 4 Hz (zie figuur 8-26). Zoals reeds vermeld in paragraaf 8.2 werd de amplitude van de belasting ($\Delta Q = Q_{\max} - Q_{\min}$) gelijk genomen aan 150 kN voor

proefstukken 1 tot 3. Voor de kleinere proefstukken (4 tot 6) werd deze amplitude verkleind tot 100 kN. De minimale en maximale belastingswaarde (Q_{\min} en Q_{\max}) werd bepaald door aan te nemen dat de verhouding $R (= Q_{\min}/Q_{\max})$ gelijk moet zijn aan 0,1. Deze waarde werd gebruikt en aangeraden in verschillende onderzoeken [3, 15, 16]. Via deze twee opgelegde waarden ($\Delta Q = Q_{\max} - Q_{\min} = 150$ kN en $R = Q_{\min}/Q_{\max} = 0,1$) liggen de waarden van Q_{\min} en Q_{\max} vast en zijn gelijk aan:

- Proefstuk 1 tot 3: $Q_{\min} = 17$ kN en $Q_{\max} = 167$ kN
- Proefstuk 4 tot 6: $Q_{\min} = 11$ kN en $Q_{\max} = 111$ kN

Het uitgeoefende belastingsverschil was dus constant en gelijk aan 150 kN voor proefstukken 1, 2 en 3 en gelijk aan 100 kN voor proefstukken 4, 5 en 6.



Figuur 8-26: Dynamische belasting (frequentie 4 Hz)

Eens het belastingsschema ingegeven was, moest enkel nog het aantal cycli opgegeven worden. Het aantal uitgevoerde cycli werd geregistreerd door de zuiger. Eerst werd de test uitgevoerd voor een klein aantal cycli om te zien hoe de zuiger en het proefstuk hierop reageerden. Als alles goed ging, dan werd een groot aantal cycli uitgevoerd. De test werd gestopt als de zuiger zijn aantal cycli bereikt had of wanneer één van de vier opgelegde gebruiksvoorwaarden (zie paragraaf 8.7.1) overschreden werd. De proeven konden natuurlijk ook manueel gestopt worden. De dynamische test werd manueel stilgelegd als de druksensor een druk van 0 bar aangaf. Omdat dit soms 's nachts gebeurde werd de test pas veel later manueel stilgelegd.

8.8.2. Resultaten

8.8.2.1. Gemeten vervormingen en belastingen

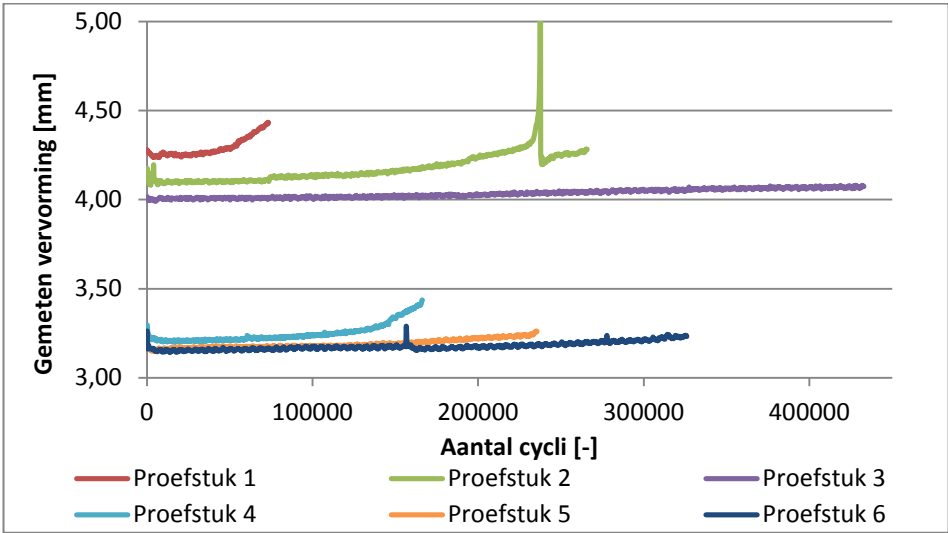
Tijdens de dynamische test werden ook de kracht en verplaatsing van de zuiger continu opgemeten aan een frequentie van 1000 Hz. Aangezien de zuiger gestuurd wordt via een opgegeven belasting, blijft het krachtverschil gedurende de volledige test zo goed als constant. De waarde verschilt een klein beetje van de opgegeven waarde. Alle gemeten krachtverschillen worden per proefstuk weergegeven in tabel 8-16. Deze gemeten krachten zullen ook gebruikt worden bij de EE-berekeningen.

Tabel 8-16: Gemeten belastingverschil uitgeoefend door de zuiger

| Proefstuk | Gemeten belasting [kN] |
|------------------|-------------------------------|
| 1 | 150,452 |
| 2 | 150,360 |
| 3 | 150,284 |
| 4 | 100,136 |
| 5 | 100,044 |
| 6 | 100,327 |

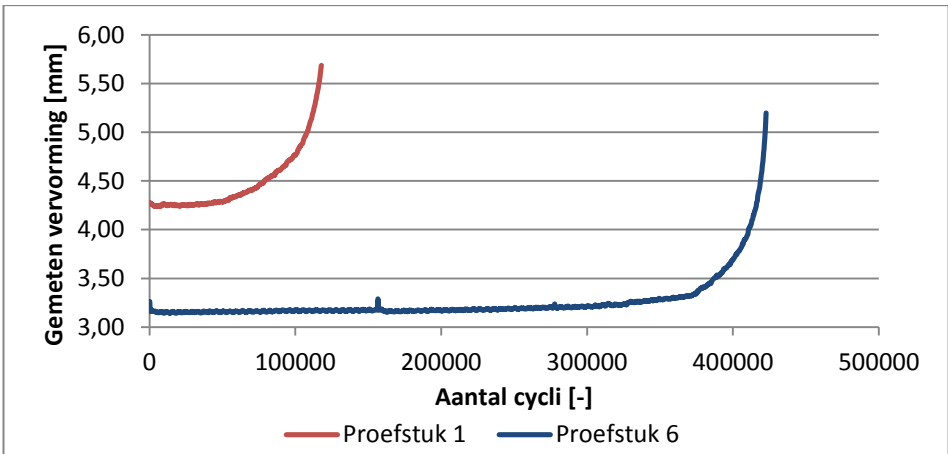
De gemeten vervorming van het proefstuk wijzigt in de tijd. In het begin van de test blijft de vervorming van het proefstuk constant. Als de scheurgroei begint, dan neemt de vervorming een heel klein beetje toe. Hoe groter de scheur, hoe groter de vervorming. Deze vervorming geeft dus ook een indicatie van de grootte van de scheur. De evolutie van de vervorming in de tijd wordt weergegeven op figuur 8-27. Het einde van elke curve stemt overeen met het moment waarop de scheur de binnenwand van de primaire buis bereikt. Bij alle proefstukken is de scheur ontstaan ter hoogte van locatie 1.

De grote piek bij proefstuk 2 werd veroorzaakt door de breuk van een connectieplaat aan de zuiger. Deze breuk heeft wellicht geen grote invloed gehad op de test, omdat de zuiger gestuurd werd via een opgegeven belasting. De uitgeoefende kracht bleef dus constant gedurende de test. De breuk werd hersteld en de test werd verder gezet. Andere kleine pieken op de grafiek werden ook veroorzaakt door het onderbreken van de test.



Figuur 8-27: Gemeten vervorming

De vervorming van de proefstukken zonder diafragma's is opnieuw iets groter dan hun tegenhangers met diafragmaverstijving. Het verschil is echter opnieuw klein. Wat wel duidelijk op te merken valt is dat de vervorming wel sneller toeneemt bij de proefstukken zonder diafragma's. Dit komt omdat de stijfheid van de buisverbinding zonder diafragma's sneller afneemt wanneer de primaire buiswand scheurt.



Figuur 8-28: Gemeten vervorming van proefstuk 1 en 6

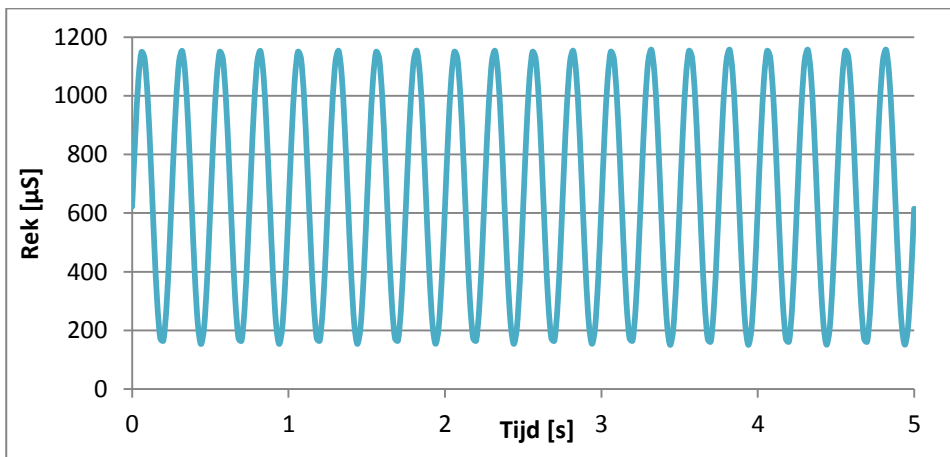
De dynamische testen stopten echter meestal niet direct na een scheur doorheen de wanddikte. Bij proefstukken 1 en 6 ging de test nog een eindje door zodat een veel grotere scheur bekomen werd. De dynamische test kwam

tot een einde door het overschrijden van de criteria. De volledige gemeten vervorming van proefstuk 1 en 6 wordt weergegeven op figuur 8-28. Vanaf een bepaald moment neemt de vervorming veel sneller toe. Dit komt omdat de scheur ook verder groeit weg van de las in de primaire buis. Dit is ook duidelijk zichtbaar op enkele foto's van de scheuren die in paragraaf 8.10 getoond worden.

De proefstukken waren echter nog niet volledig bezweken. De test stopte omdat de gebruiksvoorwaarden van de zuiger overschreden werden, de verplaatsing van de zuigerstang werd te groot. Wegens tijdgebrek werd ervoor gekozen om de criteria niet opnieuw in te stellen en werd de dynamische test stopgezet. De zuiger zou de steeds groter wordende vervorming, totdat het proefstuk volledig faalt, toch niet kunnen verwezenlijken.

8.8.2.2. Hot spot rekken

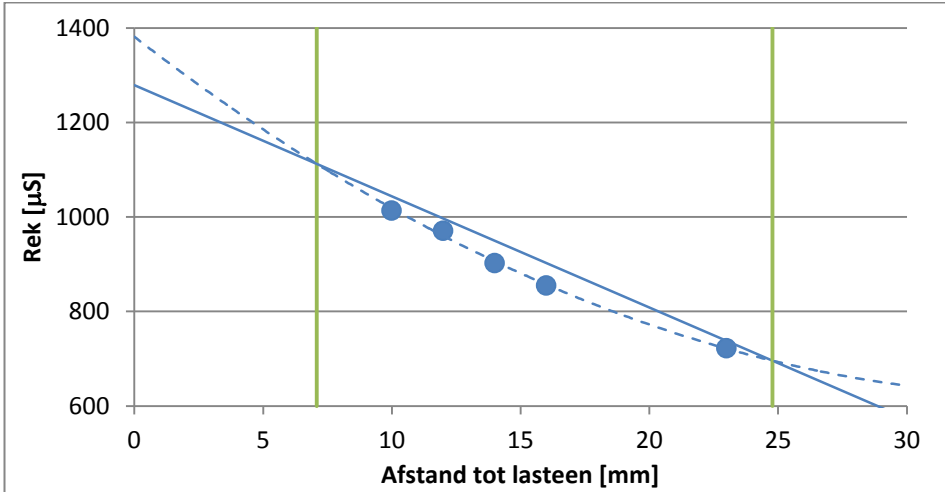
Alle rekstroken werden continu opgemeten gedurende de volledige dynamische test. Deze continu gemeten rekken worden besproken in paragraaf 8.10.5. Voor het bepalen van de vermoeiing is voorlopig enkel de initiële hot spot spanning op locatie 1 van belang. Op figuur 8-29 wordt de continue gemeten rek van rekstrook 1-1 op proefstuk 1 tijdens de eerste vijf seconden van de dynamische test weergegeven.



Figuur 8-29: Gemeten rekken van rekstrook 1-1 op proefstuk 1 tijdens begin dynamische test

De gemeten rekverschillen, die gebruikt worden voor het bepalen van de hot spot rek, zijn gelijk aan het verschil tussen de maximale en minimale

rekwaarde gemeten tijdens de eerste minuut van de dynamische test. Op figuur 8-30 worden de vijf gemeten rekverschillen op locatie 1 van proefstuk 1 weergegeven (blauwe punten). Op deze vijf waarden wordt opnieuw de hot spot methode toegepast.



Figuur 8-30: Hot spot methode toegepast op de gemeten rekken op locatie 1 van proefstuk 1

In tabel 8-17 worden alle hot spot rekken bepaald via de gemeten rekken, opgesomd. In de volgende paragraaf zullen deze rekken omgezet worden in spanningen.

Tabel 8-17: Hot spot rekken op locatie 1 bepaald via gemeten rekken

| Proefstuk | Gemeten hot spot rek [µS] |
|-----------|---------------------------|
| 1 | 1278,98 |
| 2 | 827,87 |
| 3 | 933,89 |
| 4 | 1165,38 |
| 5 | 881,49 |
| 6 | 933,31 |

8.8.3. Verhouding spanning-rek

Om de gemeten rekken te kunnen omzetten naar spanningen moeten de rekken in drie richtingen gemeten worden met een triaxiale rekstrook. Dit is echter niet uitgevoerd, omdat dit het aantal meetdata en de kost serieus verhoogt. Het is ook moeilijk om dicht bij de las de rekken in drie verschillende

richtingen te bepalen. Heel compacte triaxiale rekstroken zijn nodig, aangezien de rekken dicht bij de las heel snel wijzigen. Zoals reeds besproken in paragraaf 2.8 kan een hot spot rek omgezet worden naar een hot spot spanning via vergelijking 2-20. De verhouding spanning-rek wordt gelijk genomen aan 1,17. Het is echter niet zeker dat deze waarde geldig is voor alle locaties en voor alle proefstukken.

De spannings-rekverhouding kan ook numeriek bepaald worden via de eindige elementen berekeningen. In elke knoop van het EE-model kan zowel de berekende rek als spanning opgevraagd worden. Dus voor verschillende locaties (rekstrooklocaties en locaties aan de lasteen) kan de verhouding $\sigma/E\varepsilon$ numeriek bepaald worden. Eerst wordt de verhouding voor de hot spot waarden op locatie 1 bepaald (tabel 8-18).

Tabel 8-18: Verhouding hot spot spanning-rek op locatie 1

| Proefstuk | $\sigma/E\varepsilon$ [-] |
|-----------|---------------------------|
| 1 | 1,18 |
| 2 | 1,16 |
| 3 | 1,15 |
| 4 | 1,18 |
| 5 | 1,15 |
| 6 | 1,15 |

In tabel 8-18 kan men zien dat de verhoudingen $\sigma/E\varepsilon$ voor hot spot locatie 1 lichtjes verschillen afhankelijk van de geometrie van het proefstuk. Alle waarden leunen wel dicht aan bij 1,17. De bepaalde verhoudingen uit tabel 8-18 worden gebruikt om de hot spot rekken gemeten tijdens de dynamische test (zie tabel 8-17) om te zetten naar hot spot spanningen. Deze spanningen worden weergegeven in tabel 8-19.

Tabel 8-19: Hot spot spanningen op locatie 1 bepaald via gemeten waarden

| Proefstuk | Gemeten hot spot spanning [MPa] |
|-----------|---------------------------------|
| 1 | 316,93 |
| 2 | 201,67 |
| 3 | 225,53 |
| 4 | 288,78 |
| 5 | 212,88 |
| 6 | 225,39 |

Vervolgens wordt de verhouding hot spot spanning-rek bepaald voor alle zestien locaties rondom de buisverbinding (8 locaties op de primaire buis en 8 locaties op de secundaire buis). De gemiddelde verhouding en de standaardafwijking van deze 16 waarden wordt per proefstuk weergegeven in tabel 8-20.

Tabel 8-20: Gemiddelde en standaardafwijking van alle verhoudingen hot spot spanning-rek op de 16 locaties rondom de lasverbinding

| Proefstuk | Gemiddelde $\sigma/E\varepsilon$ [-] | Standaardafwijking [-] |
|-----------|--------------------------------------|------------------------|
| 1 | 1,17 | 0,18 |
| 2 | 1,14 | 0,11 |
| 3 | 1,15 | 0,16 |
| 4 | 1,17 | 0,18 |
| 5 | 1,15 | 0,12 |
| 6 | 1,15 | 0,12 |

Deze gemiddelde waarden komen opnieuw goed overeen met 1,17. Deze waarde kan dus inderdaad gebruikt worden om een hot spot rek bij benadering om te zetten naar een hot spot spanning. Als men echter een gemeten rek nauwkeuriger wil omzetten naar een spanning dan moet elke individuele locatie best apart beschouwd worden, want de verhouding kan sterk verschillen afhankelijk van de beschouwde locatie. Zo is minimale en maximale waarde van de 16 berekende verhoudingen respectievelijk gelijk aan 0,78 en 1,43. Voor een nauwkeurige omzetting van rek naar spanning is het aangeraden om triaxiale rekstroken te gebruiken. In dit onderzoek zullen de gemeten hot spot waarden omgezet worden naar spanningen via de verhoudingen berekend met het EE-model. Deze benadering is voldoende nauwkeurig, aangezien er een goede overeenkomst is tussen het EE model en het echte proefstuk.

Tabel 8-21: Gemiddelde en standaardafwijking van alle verhoudingen spanning-rek op alle rekstrooklocaties weg van de gelaste buisverbinding

| Proefstuk | Gemiddelde $\sigma/E\varepsilon$ [-] | Standaardafwijking [-] |
|-----------|--------------------------------------|------------------------|
| 1 | 1,00 | 0,04 |
| 2 | 1,00 | 0,01 |
| 3 | 1,00 | 0,01 |
| 4 | 1,00 | 0,03 |
| 5 | 1,00 | 0,01 |
| 6 | 1,00 | 0,01 |

Het voorgaande wordt nog eens herhaald voor alle rekstrooklocaties op de buizen weg van de buisverbinding (zie figuren 8-17 en 8-18). De resultaten worden weergegeven in tabel 8-21. Wegens het overwegend uniaxiaal spanningsverloop op deze locaties is het evident dat de verhouding gelijk is aan 1.

8.8.4. Gemeten hot spot rekken vergelijken met EE-model

De gemeten hot spot rekken zijn reeds vergeleken met de berekende hot spot rekken in paragraaf 8.7.3. Hier worden nog eens de hot spot rekken op locatie 1 bepaald via de rekken gemeten tijdens de dynamische test vergeleken met de hot spot rekken bepaald via het EE-model. De resultaten van deze vergelijking worden weergegeven in tabel 8-22.

Tabel 8-22: Vergelijking gemeten en berekende hot spot rekken tijdens de dynamische test

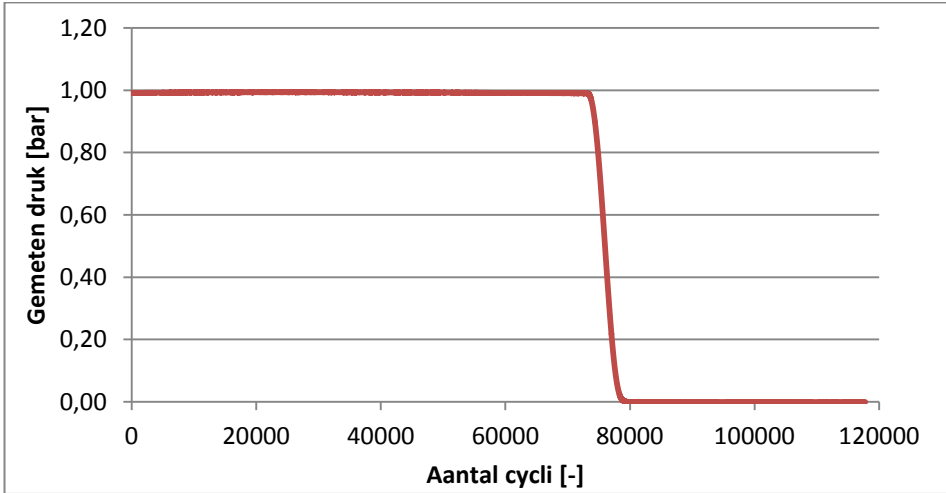
| Proefstuk | Gemeten hot spot rek [μS] | Berekende hot spot rek [μS] | Verhouding [-] |
|------------------|---|---|---------------------------|
| 1 | 1278,98 | 1316,20 | 0,97 |
| 2 | 827,87 | 872,16 | 0,95 |
| 3 | 933,89 | 1052,86 | 0,89 |
| 4 | 1165,38 | 1296,55 | 0,90 |
| 5 | 881,49 | 1009,93 | 0,87 |
| 6 | 933,31 | 945,76 | 0,99 |

Er is opnieuw een goede overeenkomst. Het verschil tussen de gemeten en berekende waarden kan deels veroorzaakt worden door de hoge belastingsfrequentie (3-4 Hz) en de relatief lage meetfrequentie (50 Hz). Daardoor is het niet zeker dat per cycli het optredende minimum en maximum opgemeten wordt. Om deze fout te minimaliseren werd daarom het rekverschil berekend door de maximum waarde te verminderen met de minimum waarde gemeten tijdens de eerste minuut van de dynamische test. De gemeten rekken op latere tijdstippen kunnen niet meer gebruikt worden, omdat na een bepaalde tijd het rekverloop wijzigt (zie figuur 8-45). Men kan dus opnieuw besluiten dat het EE-model gevalideerd is.

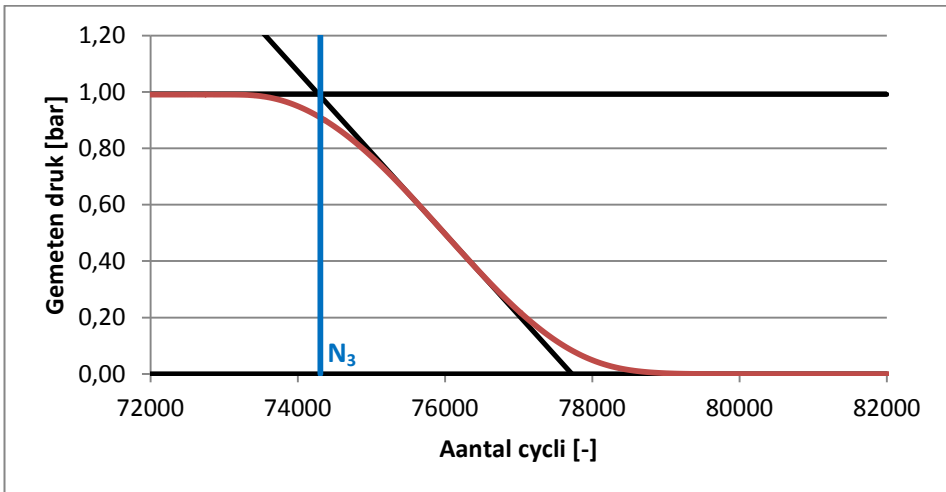
8.9. Vermoeing

8.9.1. Vermoeingsleeftijd

Het aantal belastingscycli totdat er zich een scheur door de volledige wanddikte heeft gevormd is gelijk aan N_3 . Om dit moment te bepalen, werd een methode toegepast op de grafiek van het drukverloop. Het drukverloop van proefstuk 1 wordt weergegeven op figuur 8-31.



Figuur 8-31: Drukverloop van proefstuk 1



Figuur 8-32: Methode om N_3 te bepalen

Het moment waarop de druk begint af te nemen is moeilijk nauwkeurig te bepalen. Daarom werd de methode weergegeven op figuur 8-32 gebruikt. De drukwaarden tussen 35% en 65% van de initiële drukwaarde werden gebruikt om de helling van drukafname te bepalen. De best passende rechte werd dus doorheen deze waarden getekend. Daarna wordt ook de best passende rechte doorheen de gemeten constante drukwaarden getekend. Deze rechte is altijd horizontaal en heeft een waarde van ongeveer 1 bar. Het snijpunt van deze twee rechten bepaalt het aantal cycli N_3 (zie blauwe lijn op figuur 8-32). De resultaten van alle proefstukken worden samengevat in tabel 8-23.

Tabel 8-23: Aantal cycli tot een volledige scheur doorheen de wanddikte

| Proefstuk | N_3 [-] |
|-----------|-----------|
| 1 | 74307 |
| 2 | 265762 |
| 3 | 432745 |
| 4 | 166268 |
| 5 | 235443 |
| 6 | 325959 |

Deze resultaten bevestigen de positieve invloed van de diafragma's. De proefstukken met diafragmaverstijving (2, 3, 5 en 6) hebben een duidelijke langere vermoeiingsleeftijd dan de proefstukken zonder diafragmaverstijving (1 en 4). De vermoeiingsleeftijd van de proefstukken met diafragmaverstijving verschilt ook nog sterk onderling. Dit komt wellicht door de verschillende posities van de diafragma's. Als beide groepen onderling vergeleken worden dan kan er een gelijkaardige trend waargenomen worden. Het eerste proefstuk van elke groep (1 en 4) heeft de kortste levensduur en het laatste proefstuk van elke groep (3 en 6) heeft de langste levensduur.

De grootte op de horizontale as van een S-N curve is echter het aantal cycli tot breuk (N_4). Dit aantal cycli werd niet bepaald met de dynamische proeven. De proeven werden gestopt nadat een scheur door de wanddikte werd gedetecteerd (N_3). Om de resultaten van de proefstukken dus te kunnen weergeven in een S-N curve moeten de gemeten N_3 -waarden omgezet worden naar N_4 -waarden. Een uitgebreid onderzoek [19] op verschillende soorten buisverbindingen heeft aangetoond dat $N_4 = 1,49 \cdot N_3$. Deze berekende N_4 -waarden worden weergegeven in tabel 8-24.

Tabel 8-24: Gemeten N_3 waarden en berekende N_4 waarden

| Proefstuk | N_3 [-] | N_4 [-] |
|-----------|-----------|-----------|
| 1 | 74307 | 110717 |
| 2 | 265762 | 395985 |
| 3 | 432745 | 644790 |
| 4 | 166268 | 247740 |
| 5 | 235443 | 350810 |
| 6 | 325959 | 485678 |

Het is wel niet zeker dat de gebruikte verhouding $N_4/N_3 = 1,49$ geldig is voor proefstukken met diafragma's. Verderop in paragraaf 8.10.3 wordt er aangetoond dat deze verhouding wellicht te klein is voor sommige proefstukken met diafragma's. Wegens het gebrek aan experimentele data is er echter geen andere verhouding beschikbaar in de literatuur om N_4 te bepalen. Deze laatste waarde is nodig om de kerfklasse te kunnen berekenen en om de experimentele waarden te vergelijken met de huidige richtlijnen. Verschillende recente onderzoeken [3, 15, 16] hebben ook deze verhouding gebruikt om N_4 te bepalen.

8.9.2. Kerfklasse

Nu N_4 gekend is kan ook de kerfklasse van elk proefstuk bepaald worden. Deze waarde kan berekend worden via vergelijking 2-9. Een punt van de S-N curve is gekend via de gemeten hot spot spanning en N_4 . De kerfklasse is dan gelijk aan de hot spot spanning die overeenkomt met $N_4 = 2 \cdot 10^6$ cycli op de S-N curve. De berekende kerfklassen worden weergegeven in tabel 8-25.

Tabel 8-25: Kerfklassen bepaald via de vermoeiingsproeven

| Proefstuk | Gemeten hot spot spanning [MPa] | N_4 [-] | Kerfklasse σ_c [MPa] |
|-----------|---------------------------------|-----------|-----------------------------|
| 1 | 316,93 | 110717 | 120,79 |
| 2 | 201,67 | 395985 | 117,54 |
| 3 | 225,53 | 644790 | 154,64 |
| 4 | 288,78 | 247740 | 143,95 |
| 5 | 212,88 | 350810 | 119,17 |
| 6 | 225,39 | 485678 | 140,62 |

Er moet hier wel opgemerkt worden dat de bepaalde N_4 -waarden wellicht te klein zijn voor sommige proefstukken met diafragma's. In paragraaf 8.10.3

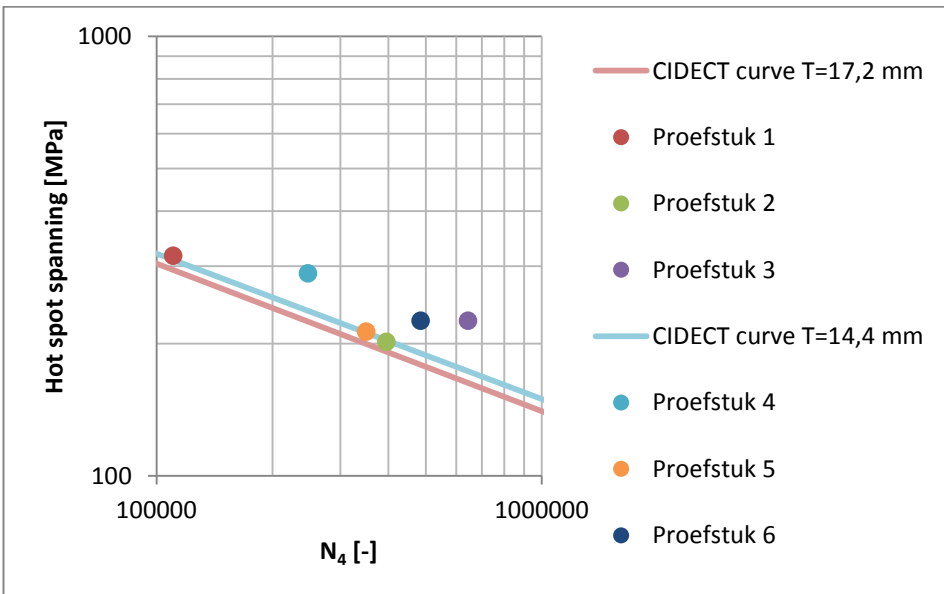
wordt aangetoond dat de werkelijke N_4 -waarde van proefstukken 3 en 5 wellicht groter is. Deze berekende kerfklassen zullen dus eerder een idee geven van de weerstand tegen volledig doorscheuren (N_3) dan tegen het falen van de verbinding (N_4), omdat N_3 wel experimenteel bepaald werd en N_4 niet.

Deze kerfklassen tonen aan dat de diafragma's soms nauwelijks invloed hebben op de kerfklasse en dus ook niet op de vermoeiingssterkte. Zo is de kerfklasse van proefstuk 1 en 2 ongeveer gelijk. Bij proefstuk 2 zorgen de diafragma's dus enkel voor een lagere hot spot spanning en dus een langere vermoeiingsleeftijd dan proefstuk 1. Door de gelijke kerfklasse is de vermoeiingsweerstand gelijk. De kerfklasse van proefstuk 3 is echter veel groter dan die van 1 en 2. Dit proefstuk heeft dus een hogere vermoeiingssterkte dankzij de diafragma's. Proefstuk 3 had dan ook een veel langere levensduur dan alle andere proefstukken (461% langer dan de levensduur van proefstuk 1). De kerfklassen van proefstukken 4 en 6 zijn ook ongeveer gelijk. Proefstuk 5 heeft een lagere kerfklasse. Hier zorgen de diafragma's dus voor een lagere vermoeiingsweerstand. Desondanks is de vermoeiingsleeftijd nog steeds groter dan proefstuk 4. Dit komt omdat de diafragma's zorgen voor een lagere hot spot spanning. Dus hoewel de diafragma's zorgen voor een afname van de weerstand, zorgen ze tevens voor een afname van de hot spot spanning, waardoor in totaal een positief effect bekomen wordt, namelijk een langere levensduur.

Via tabel 8-25 kan men ook de gemeten hot spot spanning vergelijken met de gemeten vermoeiingsleeftijd. Wat vooral opvalt, is dat een lagere hot spot spanning niet automatisch overeenkomt met een langere levensduur. De gemeten hot spot spanning van proefstuk 2 is lager dan die van proefstuk 3. Toch heeft het veel langer geduurd bij proefstuk 3 vooraleer de scheur de binnenkant van de primaire buis bereikt had. Ook proefstuk 6 heeft een hogere hot spot spanning dan proefstuk 5, terwijl proefstuk 6 een langere levensduur heeft dan proefstuk 5. Een mogelijke verklaring hiervoor wordt gegeven in paragraaf 8.10. Het is wel al duidelijk dat alle proefstukken met diafragmaverstijving een langere levensduur hebben dan de proefstukken zonder interne verstijving.

8.9.3. Resultaten vergelijken met richtlijnen CIDECT

De bekomen resultaten kunnen nu getoetst worden aan de huidige richtlijnen van CIDECT [8]. Eerst wordt de gemeten vermoeiingsleeftijd van de beproefde T-knoppen vergeleken met de ontwerp S-N curve van CIDECT [8]. Vergelijkingen 2-13 en 2-14 worden gebruikt om de ontwerp S-N curve op te stellen. Deze curve is afhankelijk van de wanddikte van de primaire buis. Hoe dikker de buiswand, hoe lager de vermoeiingssterkte. De curve laat toe om de vermoeiingsleeftijd te bepalen die overeenkomt met een berekende of gemeten hot spot spanning in de buisverbinding. De gemeten waarden van σ_{hs} en N_4 kunnen geplaatst worden in een grafiek samen met de overeenstemmende S-N curve. Het resultaat is te zien op figuur 8-33. De wanddikte per proefstuk is verschillend, dus elk proefstuk zou vergeleken moeten worden met een andere S-N curve. Het verschil in wanddikte is echter klein. Per groep van drie proefstukken wordt dus de kleinste gemeten wanddikte gebruikt om de S-N curve op te stellen. Dit betekent dus dat voor proefstukken 1 tot 3 een wanddikte van 17,2 mm en voor proefstukken 4 tot 6 een wanddikte van 14,4 mm gebruikt wordt om de S-N curve op te stellen.



Figuur 8-33: S-N curves van CIDECT vergelijken met de experimenteel bepaalde vermoeiingsleeftijd

Op deze figuur kan men duidelijk zien dat alle punten van de proefstukken boven de overeenstemmende CIDECT curve vallen. Dit betekent dat het

gebruik van de CIDECT richtlijnen aanvaardbaar is en dat ze dus wellicht ook geldig zijn voor T-knopen met diafragmaverstijving.

De S-N curven van CIDECT kunnen ook gebruikt worden om uitgaande van de gemeten hot spot spanning de vermoeiingsleeftijd N_4 te bepalen. De gemeten waarde van N_4 gedeeld door deze berekende waarde levert een verhouding die een idee geeft van de veiligheid. De resultaten worden weergegeven in tabel 8-26.

Tabel 8-26: N_4 berekend met de richtlijnen van CIDECT [8]

| Proefstuk | N_4 bepaald met CIDECT [-] | Gemeten N_4 [-] | Verhouding [-] |
|-----------|------------------------------|-------------------|----------------|
| 1 | 85933 | 110717 | 1,29 |
| 2 | 319362 | 395985 | 1,24 |
| 3 | 243185 | 644790 | 2,65 |
| 4 | 133517 | 247739 | 1,86 |
| 5 | 339772 | 350810 | 1,03 |
| 6 | 289857 | 485679 | 1,68 |

De waarden van N_4 bekomen via de dynamische testen zijn allemaal groter dan N_4 berekend via de richtlijnen van CIDECT [8]. Er is zelfs een grote veiligheidsmarge. Enkel de gemeten N_4 van proefstuk 5 is maar 3% groter dan de berekende N_4 . De vermoeiingsleeftijd van alle andere proefstukken is minstens 20% langer dan voorspeld met de richtlijnen van CIDECT [8].

Rekening houdende met de vaststelling dat de N_4 -waarden van sommige proefstukken met diafragma's wellicht nog groter zijn, zijn de richtlijnen van CIDECT zeker aan de veilige kant en zijn ze misschien zelfs iets te veilig. Men kan dus voorlopig besluiten dat de CIDECT richtlijnen nog steeds aanvaardbaar zijn om de vermoeiingsleeftijd van T-knopen met of zonder diafragmaverstijving te voorspellen. De berekende vermoeiingsleeftijd wordt wel wat onderschat in vergelijking met de experimentele vermoeiingsleeftijd, maar is dus wel aan de veilige kant.

8.9.4. Dikte-effect

Ten slotte wordt de diktecorrectie bestudeerd. De kerfklasse volgens CIDECT is gelijk aan 114 MPa bij een T_{ref} gelijk aan 16 mm. De diktecorrectie wordt berekend met vergelijking 2-24. Dit betekent dat proefstukken met een

grotere wanddikte een lagere vermoeiingssterkte hebben dan die met een kleinere wanddikte. Dit wordt ook deels bevestigd via de vermoeiingsproeven. De kerfclassen van proefstukken 1 en 2 ($T = 17,7$ en $18,3$ mm) zijn duidelijk kleiner dan de kerfclassen van proefstukken 4 en 6 ($T = 14,8$ en $14,4$ mm). Proefstukken 3 en 5 vormen hier een uitzondering op. De kerfklasse van proefstuk 5 is een klein beetje kleiner dan die van proefstuk 1, terwijl de wanddikte nochtans kleiner is. Proefstuk 3 heeft dan weer een grotere kerfklasse dan proefstukken 4 tot 6, terwijl de wanddikte groter is.

Deze kerfclassen kunnen ook vergeleken worden met de kerfclassen voorgeschreven door CIDECT [8]. Alle wanddiktes van de primaire buizen van proefstukken 1 tot 3 zijn groter dan de referentiedikte van 16 mm, dus zou volgens CIDECT de kerfklasse kleiner moeten zijn dan 114 MPa. De gemeten kerfclassen van proefstukken 1 tot 3 zijn echter groter dan 114 MPa, dus de vermoeiingssterkte van de eerste groep proefstukken is groter dan voorgeschreven door de richtlijnen van CIDECT. De referentie kerfklasse van CIDECT die gelijk is aan 114 MPa is dus te laag. In tabel 8-27 worden de kerfclassen bepaald met de dynamische proeven vergeleken met de kerfclassen bepaald via vergelijking 2-24.

Tabel 8-27: Kerfclassen bepaald via de richtlijnen van CIDECT [8]

| Proefstuk | Kerfklasse volgens CIDECT [MPa] | Kerfklasse bepaald via dynamische testen [MPa] |
|------------------|--|---|
| 1 | 109,73 | 120,79 |
| 2 | 108,36 | 117,54 |
| 3 | 110,93 | 154,64 |
| 4 | 117,41 | 143,95 |
| 5 | 118,02 | 119,17 |
| 6 | 118,63 | 140,62 |

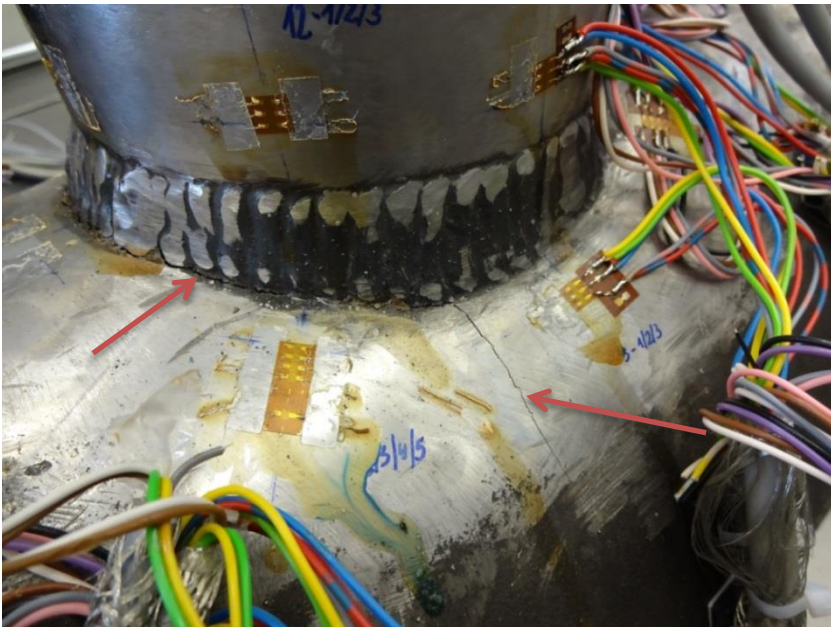
Het is echter moeilijk te bepalen welke invloed de diafragma's hebben op dikte-effect. Daarnaast zijn de berekende kerfclassen van sommige proefstukken met diafragma's wellicht te klein, omdat de N_4 niet experimenteel bepaald werd. Het dikte-effect zou dus enkel becijferd kunnen worden met de waarden van proefstukken 1 en 4. Wanneer deze proefstukken vergeleken worden dan kan men besluiten dat de huidige richtlijnen het dikte-effect onderschatten. Het is echter niet mogelijk om definitieve conclusies te trekken over het dikte-effect gebaseerd op de experimentele waarden van slechts twee proefstukken. Daarnaast is de verscaling tussen de twee groepen

ook niet perfect. Er zit dus wellicht ook een klein verschalings-effect in. Om het dikte-effect beter te kunnen becijferen zijn meerdere vermoeiingsproeven en/of berekeningen met breukmechanica nodig. Het is ook belangrijk om meerdere identieke proefstukken met een verschillende belasting te beproeven zodat alle zones van een S-N curve kunnen beschouwd worden.

8.10. Scheurvorming

8.10.1. Visuele inspectie

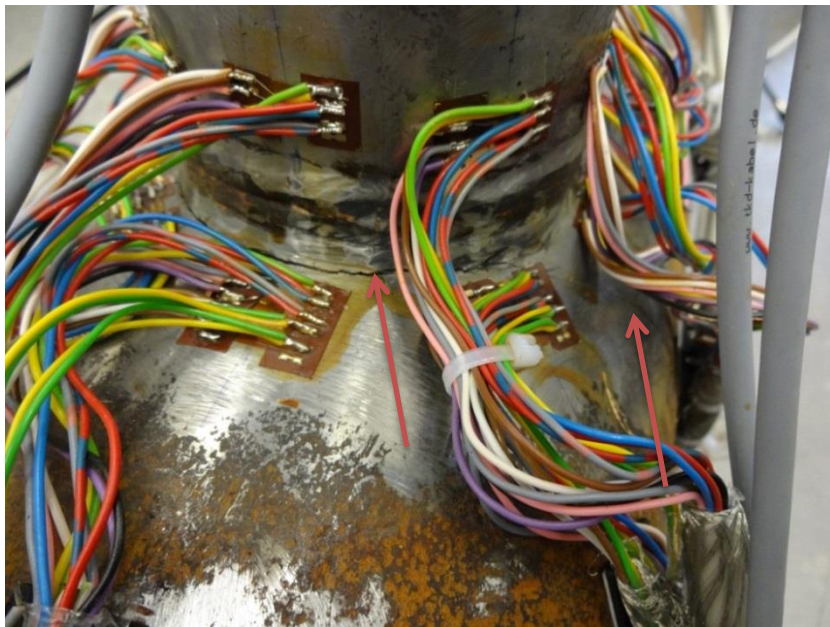
Tijdens en na de dynamische test werden er foto's genomen van de zichtbare scheur in de primaire buis aan de lasteen. Bij alle proefstukken ontstond de scheur ter hoogte van locatie 1 en breidde zich daarna verder uit langsheen de lasteen symmetrisch in beide richtingen en ook verder in de diepte. De scheur bereikte uiteindelijk de binnenwand van de primaire buis en op dat moment begon de gemeten druk af te nemen. Kort daarna werd de dynamische test stopgezet. Op figuren 8-34 tot 8-37 worden enkele foto's getoond van de scheuren in de proefstukken direct na de dynamische test.



Figuur 8-34: Scheur in proefstuk 1

Op figuur 8-34 wordt de scheur van proefstuk 1 weergegeven. De scheur ontstond ter hoogte van locatie 1. Daarna groeit de scheur verder langsheen

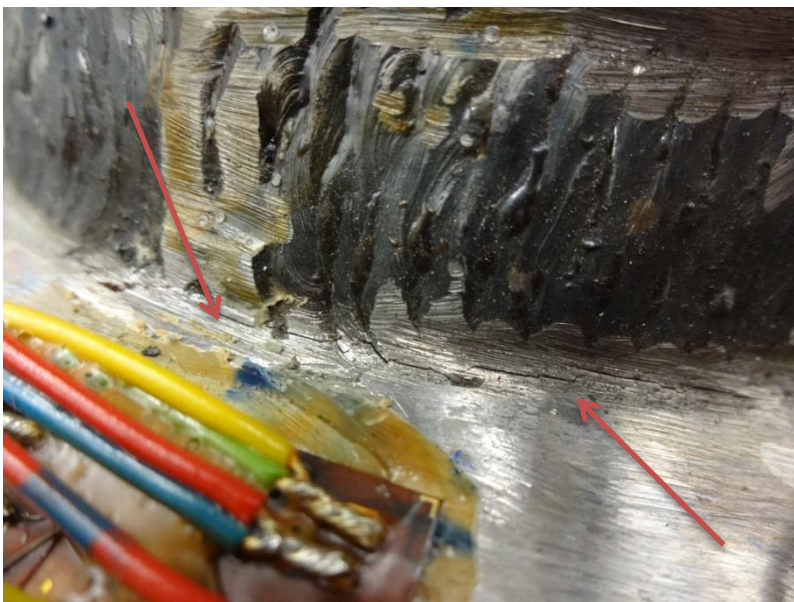
de lasteen en symmetrisch ten opzichte van locatie 1. Ten slotte verwijderd de scheur zich weg van de lasteen in het midden tussen locaties 2 en 3 en locaties 6 en 7 en groeit vanaf daar verder naar beneden in de primaire buis. Dit verklaart waarom de vervorming van proefstuk 1 opeens snel toeneemt op figuur 8-28. Er heeft zich reeds een grote scheur gevormd waardoor de stijfheid van de buisverbinding snel afneemt. Uiteindelijk zou de scheur de onderkant van de primaire buis bereikt hebben en zou de buisverbinding gebroken zijn. Proefstukken 2, 4, 5 en 6 vertonen een gelijkaardig scheurpatroon, enkel de locatie waar de scheur zich verwijderd van de lasteen is telkens verschillend. Zo verlaat de scheur op proefstuk 4 de lasteen ter hoogte van locaties 3 en 7. Bij proefstukken 2 en 6 verlaat de scheur de lasteen al ter hoogte van locaties 2 en 8. Dus bij de proefstukken met diafragmaverstijving verwijderd de scheur zich sneller van de lasteen weg dan bij de proefstukken zonder interne verstijving. Op figuren 8-35 en 8-36 is de scheur van proefstuk 6 zichtbaar. Omdat de dynamische test van proefstukken 1 en 6 nog een tijdje verderging na het bereiken van N_3 is op deze proefstukken een duidelijke en grote scheur zichtbaar. Bij alle andere proefstukken is de scheur moeilijker zichtbaar, omdat de dynamische test van deze proefstukken kort na N_3 stopgezet werd. De scheurlengte langsheen de lasteen op proefstuk 5 is korter en heeft de lasteen niet verlaten. De scheur is symmetrisch ten opzichte van locatie 1 gegroeid tot aan locaties 2 en 8.



Figuur 8-35: Scheur in proefstuk 6



Figuur 8-36: Close up van de scheur weg van de lasteen in de primaire buis van proefstuk 6 (rechterkant op figuur 8-35)



Figuur 8-37: Scheur in proefstuk 3

Proefstuk 3 vertoont een afwijkend scheurpatroon. Op figuur 8-37 kan men duidelijk zien dat er slechts een kleine scheur zichtbaar is aan het einde van de dynamische test. Bij alle andere proefstukken is de gevormde scheur groter en duidelijker waarneembaar. Dit verklaart waarom de gemeten vervorming van proefstuk 3 nauwelijks verandert. De scheurlengte langsheen de lasteen van

proefstuk 3 is veel korter. De scheur ontstond ook ter hoogte van locatie 1, maar groeide daarna slechts langs één kant verder langsheen de lasteen tot net voor locatie 2. Deze kleine scheur bevestigt de veel grotere vermoeiingsleeftijd in vergelijking met de andere proefstukken.

8.10.2. Visuele inspectie van de langsdoorsnede

Na de vermoeiingsproeven werden de proefstukken in verschillende stukken verzaagd. De buizen werden telkens op kleine afstand van de gelaste verbinding dwars doorgezaagd zodat het middenstuk daarna in de langse richting kon doorgezaagd worden. In deze snede kan het scheurpatroon doorheen de primaire buis duidelijk waargenomen worden. Op figuren 8-38 tot 8-43 wordt de scheur ter hoogte van locatie 1 van elk proefstuk getoond.



Figuur 8-38: Scheurpatroon proefstuk 1



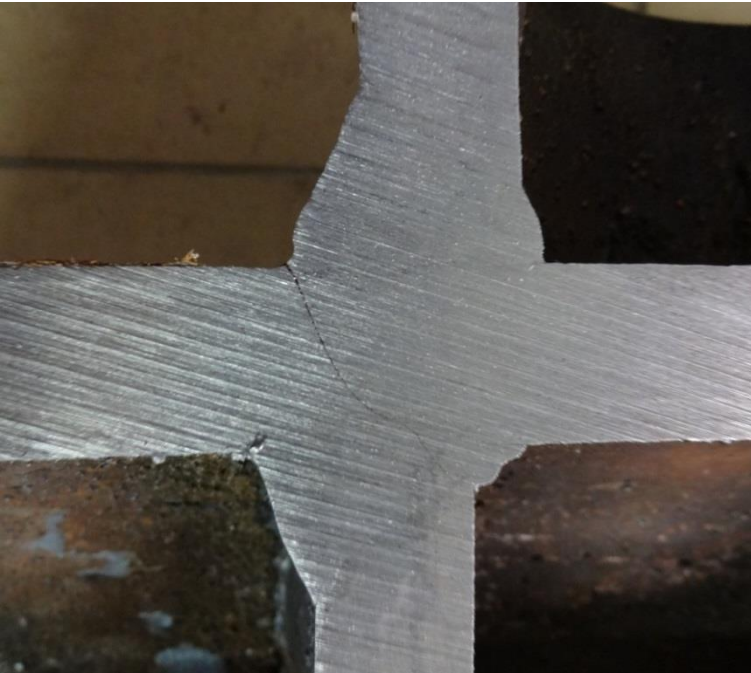
Figuur 8-39: Scheurpatroon proefstuk 4



Figuur 8-40: Scheurpatroon proefstuk 3



Figuur 8-41: Scheurpatroon proefstuk 5



Figuur 8-42: Scheurpatroon proefstuk 2



Figuur 8-43: Scheurpatroon proefstuk 6

Zoals men kan zien verschilt het scheurpatroon van proefstuk tot proefstuk. De scheur doorheen de primaire buis van proefstukken 1 en 4 verloopt bijna verticaal. Ter hoogte van locatie 1 bestaan er grote, horizontale trekspanningen veroorzaakt door het grote buigmoment in de primaire buis. Dus in de dikte zullen de hoofdspansingen vooral horizontaal georiënteerd zijn, vandaar de verticale scheur. De scheur verloopt een klein beetje schuin naar rechts door de krachten afkomstig van de secundaire buis.

Bij de proefstukken met diafragmaverstijving bepaalt de locatie van de diafragma's het scheurpatroon. Bij proefstukken 3 en 5 is het scheurpatroon gelijkaardig aan het scheurpatroon van proefstukken 1 en 4. De scheur verloopt ook verticaal en eindigt links van het diafragma. De diafragma's bevinden zich niet onder de lasten, maar meer naar rechts, waardoor een rechte scheur mogelijk is. De scheurvorming verloopt nu wel veel trager dan die van proefstukken 1 en 4, omdat de trekspanningen ter hoogte van locatie 1 kleiner zijn dankzij de diafragma's. De krachten afkomstig van de secundaire buis kunnen via de diafragma's beter overgedragen worden naar de primaire buis. De lokale vervorming van de primaire buiswand ter hoogte van locatie 1 is dus veel kleiner, waardoor de trekspanningen nabij de lasten ook kleiner zijn.

De scheur van proefstuk 3 is niet volledig zichtbaar op figuur 8-40. Nochtans nam de druk af en ontsnapte er duidelijk lucht uit de primaire buis via de kleine scheur. De locatie waar de scheur de binnenwand van de primaire buis bereikte was niet met het blote oog te bepalen.

Bij proefstukken 2 en 6 verloopt de scheur sterk gebogen en eindigt rechts van het diafragma. De scheur heeft in het begin hetzelfde verloop als die van proefstukken 1 en 4. Daarna buigt de scheur zich om naar een horizontaal verloop, om uiteindelijk te eindigen aan de laswortel van het diafragma. Omdat de las en het diafragma zich onder de lasten van de buisverbinding bevinden, kan de scheur zich niet schuin naar beneden voortplanten zoals bij proefstuk 3 en 5. De scheur moet dus veranderen van richting en buigt zich af op weg naar de dichtstbijzijnde zwakke plaats. De scheur zal wel nooit naar links groeien, omdat het buigend moment in de secundaire buis ervoor zorgt dat de scheur schuin naar rechts groeit. De scheur zal dus uiteindelijk rechts van het diafragma uitkomen.

Bij proefstuk 6 is er ook nog een productiefout waarneembaar. De wanddikte van de secundaire buis is op die plaats duidelijk dunner. Er is ook veel overtollig lasmateriaal aanwezig aan de binnenkant. Dit is ook zo bij proefstukken 4 en 5. Het is moeilijk te bepalen of dit een invloed heeft gehad op de vermoeiingsproeven.

Het is moeilijk te bepalen welk type scheur, namelijk quasi-verticaal of gebogen over het diafragma, overeenkomt met de langste levensduur. Zo had proefstuk 5 (verticale scheur) een kortere levensduur dan proefstuk 6 (gebogen scheur). De levensduur van proefstuk 3 (verticale scheur) is wel langer dan proefstuk 2 (gebogen scheur). Theoretisch gezien lijkt het beter dat de scheur niet over of door het diafragma gaat, omdat het diafragma dan als het ware afgesneden wordt van de buisverbinding. De krachten afkomstig van de secundaire buis kunnen dus moeilijker opgenomen worden door het diafragma. Dit verklaart wellicht ook de snelle toename van de vervorming van proefstuk 6 (zie figuur 8-28). Dus theoretisch gezien lijkt het beter om de diafragma's meer naar binnen te plaatsen zodat de scheur niet over of doorheen het diafragma gaat. Proefstuk 5 spreekt dit echter tegen, aangezien de wanddikte vroeger doorscheurde in vergelijking met proefstuk 6.

Er is een duidelijk verschil tussen proefstukken 3 en 5, hoewel ze beiden een rechte scheur vertonen. Dit verschil kan duidelijk gezien worden wanneer figuren 8-40 en 8-41 vergeleken worden. Bij proefstuk 5 eindigt de scheur aan de lasten van de lasverbinding tussen de primaire buis en de diafragma's. De scheur zoekt altijd de eenvoudigste weg. Het zal groeien van het ene naar het andere zwakke punt, namelijk de details die gevoelig zijn aan vermoeiing, zoals de lasten of laswortel. Op deze plaatsen heersen hoge spanningsconcentraties en is het basismateriaal behandeld door het lassen.

Bij proefstuk 5 is de afstand tussen de lasten van de buisverbinding en die van de diafragma's niet zo groot. Wanneer de scheur de lasten van de diafragma's nadert, dan zal de scheur opeens sneller groeien en zal de primaire buis dus vroeger doorscheuren in vergelijking met proefstuk 6. Net voor het doorscheuren van proefstuk 5 was er een kleine sprong zichtbaar in het verloop van de vervorming wat duidt op een plotse doorscheuring. Dit alles verklaart de lagere kerfklasse van proefstuk 5. Bij proefstuk 6 is de afstand tussen beide lasten ook niet zo groot, maar de lasten van het diafragma ligt links van de lasten van de buisverbinding. Aangezien de scheur niet naar links

kan groeien, gaat de scheur als het ware op zoek naar de dichtstbijzijnde zwakke plaats gelegen aan de rechterkant. Daarom eindigt bij zowel proefstuk 2 als 6 de scheur aan de laswortel van het diafragma. Omdat de scheur een langere weg afgelegd heeft, is de N_3 -waarde van proefstuk 6 groter dan die van proefstuk 5.

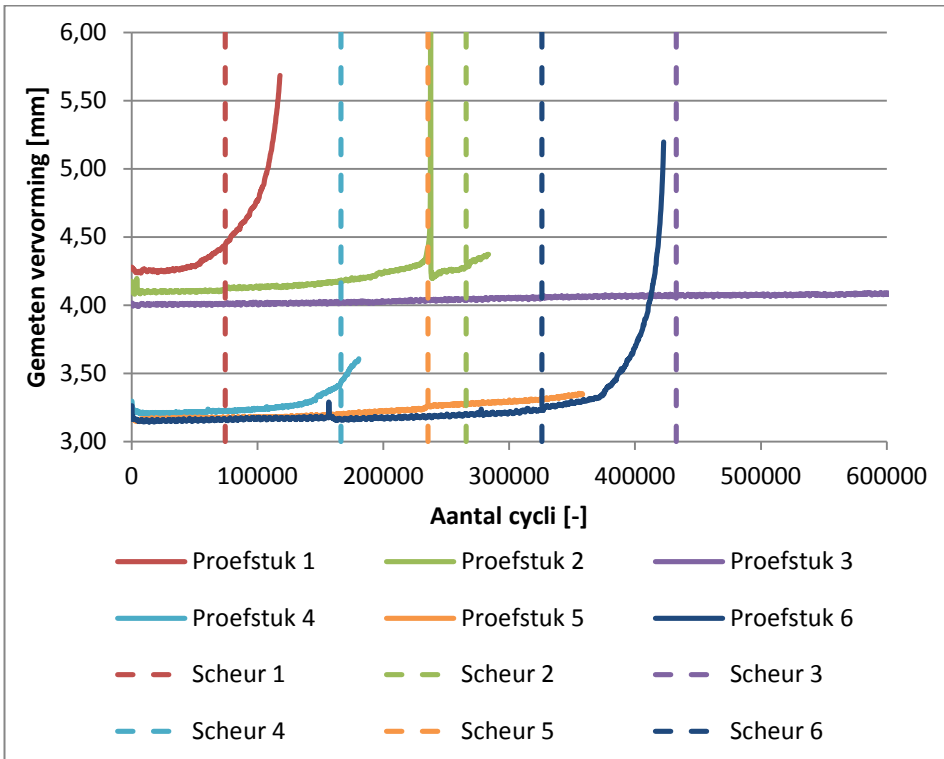
Op het moment van volledig doorscheuren is het proefstuk echter nog niet volledig bezweken. Het aantal cycli tot falen N_4 is niet experimenteel bepaald, dus zou het kunnen dat N_4 van proefstuk 5 groter is dan proefstuk 6. Een aanwijzing hiervoor wordt gevonden in de volgende paragraaf.

Bij proefstuk 3 groeit de scheur bijna verticaal naar beneden, blijft ver genoeg verwijderd van de lasten van het diafragma en zal dus niet opeens veel sneller propageren zoals bij proefstuk 5. Omdat de diafragma's van proefstuk 3 nog dichter bij elkaar geplaatst zijn in vergelijking met proefstuk 5, interfereren beide lasten van proefstuk 3 niet. Het scheurpatroon is gelijkaardig aan dat van proefstuk 1, maar door de lagere spanningen en hogere stijfheid van proefstuk 3 groeit de scheur veel trager en is de vermoeiingsleeftijd dus veel groter in vergelijking met proefstuk 1.

Men moet dus voorkomen dat de scheur over of doorheen het diafragma groeit of dat de lasten verbonden worden door de scheur. Daarom moeten de diafragma's dichter bij elkaar geplaatst worden zoals bij proefstuk 3. Hoe ver de diafragma's naar binnen geplaatst moeten worden is echter afhankelijk van de grootte van beide lussen. Daarnaast wordt de helling van de scheur bepaald door de grootte van de belastingen. Om veilig te spelen worden de diafragma's dus best nog wat dichter bij elkaar geplaatst dan die van proefstuk 3. Het lijkt dus aangeraden om het middenvlak van het diafragma te plaatsen ter hoogte van de locatie waar de binnenwand van de secundaire buis snijdt met de primaire buis (aangenomen dat t en T_d gelijk is).

8.10.3. Gemeten vervorming

Op figuur 8-44 wordt de vervorming van alle proefstukken, gemeten gedurende de volledige dynamische test, weergegeven. De verticale lijnen duiden de waarde van N_3 aan per proefstuk. Op figuur 8-27 stopte de curve op het moment van volledige doorscheuring.



Figuur 8-44: Gemeten vervorming van proefstukken gedurende de volledige dynamische test

De vervorming van proefstukken 1, 2, 4 en 6 neemt snel toe tijdens en/of na de volledige doorscheuring. Terwijl bij proefstukken 3 en 5 de vervorming heel traag stijgt na het volledig doorscheuren. Dat de vervorming van proefstukken 1 en 4 snel toeneemt, komt door de snelle propagatie van de scheur, waardoor de stijfheid van de buisverbinding snel afneemt. Bij proefstukken 2 en 6 loopt de scheur over het diafragma. De krachten afkomstig van de secundaire buis kunnen dus steeds moeilijker overgedragen worden naar de diafragma's waardoor de stijfheid van de buisverbinding snel afneemt. Bij proefstukken 3 en 5 is dit niet het geval. De krachten afkomstig van de secundaire buis kunnen nog steeds goed doorgegeven worden aan de diafragma's en via deze dan aan de volledige doorsnede van de primaire buis. De buisverbinding met diafragma's vormt dus nog steeds een stijf geheel. De stijfheid van het volledige proefstuk is wel wat verminderd door de scheur, maar de vervorming neemt nauwelijks toe. Omdat de stijfheid bij proefstukken 1, 2, 4 en 6 opeens snel afneemt, neemt de vervorming snel toe en dus ook de rekken. Dit betekent dat de scheur snel groter zal worden en uiteindelijk gaat leiden tot een volledige breuk. Bij proefstukken 3 en 5 is dit niet zo. Omdat de

diafragma's niet afgesneden worden, blijft de stijfheid groot en blijven de vervorming en rekken dus laag. De scheur zal dus met een trage snelheid verder groeien. Uiteindelijk zal de stijfheid ook wel afnemen en zal het scheuren sneller verlopen, maar dit zal wellicht pas veel later gebeuren in vergelijking met de andere proefstukken. De zichtbare scheur in de primaire buis van proefstuk 5 was ook veel kleiner dan die van proefstuk 6 (zie paragraaf 8.10.1). Ook de zichtbare scheur van proefstuk 3 was heel klein en dit duidt op de grote sterktereserve na het volledig doorscheuren. Het is dus goed mogelijk dat de totale vermoeiingsleeftijd N_4 van proefstuk 5 groter is dan die van proefstuk 6.

De N_4 -waarden werden echter niet experimenteel bepaald. Er wordt aangenomen dat de verhouding N_4/N_3 gelijk is aan 1,49. De experimentele resultaten van proefstuk 3 doen echter vermoeden dat deze waarde niet nauwkeurig genoeg is. De dynamische test van proefstuk 3 is gestopt na 613291 cycli. Op dat moment was de buisverbinding wellicht nog ver verwijderd van het moment van volledige breuk. Er was nog maar een kleine scheur aan de lasten tussen locaties 1 en 2 zichtbaar en de vervorming was nauwelijks toegenomen. De N_3 -waarde van proefstuk 3 is gelijk aan 432745 cycli, dus omgerekend is N_4 gelijk aan $1,49 \cdot 432745 = 644790$ cycli. Het is echter weinig waarschijnlijk dat na dit aantal cycli de buisverbinding volledig gebroken zal zijn, want dit is slechts 31499 cycli na het stoppen van de dynamische test.

De kerfklassen berekend met N_4 kunnen dus een verkeerd beeld geven van de totale vermoeiingssterkte van de buisverbinding. Wellicht zal de N_4 -waarde van proefstuk 3 en 5 veel groter zijn dan berekend en zal dus ook de kerfklasse groter zijn. De berekende kerfklassen geven wel een idee van de vermoeiingsterkte van de buisverbinding tegen het volledig doorscheuren van de primaire buiswand, want N_3 werd experimenteel bepaald. De lagere kerfklasse van proefstuk 5 duidt op een lagere vermoeiingssterkte tegen het volledig doorscheuren. Dit komt door het interfereren van beide lasten zoals aangetoond in de vorige paragraaf. Hoewel de weerstand tegen volledig doorscheuren van de primaire buis van proefstuk 5 lager is dan die van proefstuk 4, is de N_3 -waarde van proefstuk 5 toch groter dankzij de verlaagde hot spot spanningen. Ook door de grote sterktereserve na het volledige doorscheuren van de primaire buis van proefstuk 5 zal de werkelijke N_4 -waarde wellicht groter zijn dan die van proefstuk 6.

Men kan dus besluiten dat een rechte scheur te verkiezen is boven een gebogen scheur over of door het diafragma. Als de diafragma's echter niet dicht genoeg bij elkaar geplaatst worden, dan kan de scheur groeien tussen beide lastenen (zie figuur 8-41) en zal de primaire buis sneller doorscheuren dan de buisverbindingen met een gebogen scheur (zie figuren 8-42 en 8-43). Echter door de grote sterktereserve, omdat het diafragma niet afgesneden wordt, zal de totale levensduur toch groter zijn. Als de diafragma's nog dichter bij elkaar geplaatst worden, dan zal de scheur verticaal groeien en zal ze niet interfereren met de lasteen van de diafragma's. De vermoeiingssterkte tegen volledig doorscheuren en falen zal veel groter zijn. De geteste proefstukken zou men dus als volgt kunnen rangschikken: proefstuk 3 > proefstuk 5 > proefstuk 2 & 6 > proefstuk 1 & 4.

8.10.4. Gemeten druk

Het aantal cycli dat nodig is om de interne overdruk te doen afnemen van de initiële waarde tot nul, kan ook een indicatie geven van de grootte van de scheur. Dit aantal cycli wordt bepaald met dezelfde methode van figuur 8-32. De best passende schuine rechte heeft een snijpunt met de rechte doorheen de initiële drukwaarden en de druk gelijk aan 0. Het verschil tussen het aantal cycli op deze twee snijpunten is gelijk aan het aantal cycli tot volledige drukafname en deze waarden worden weergegeven in tabel 8-28.

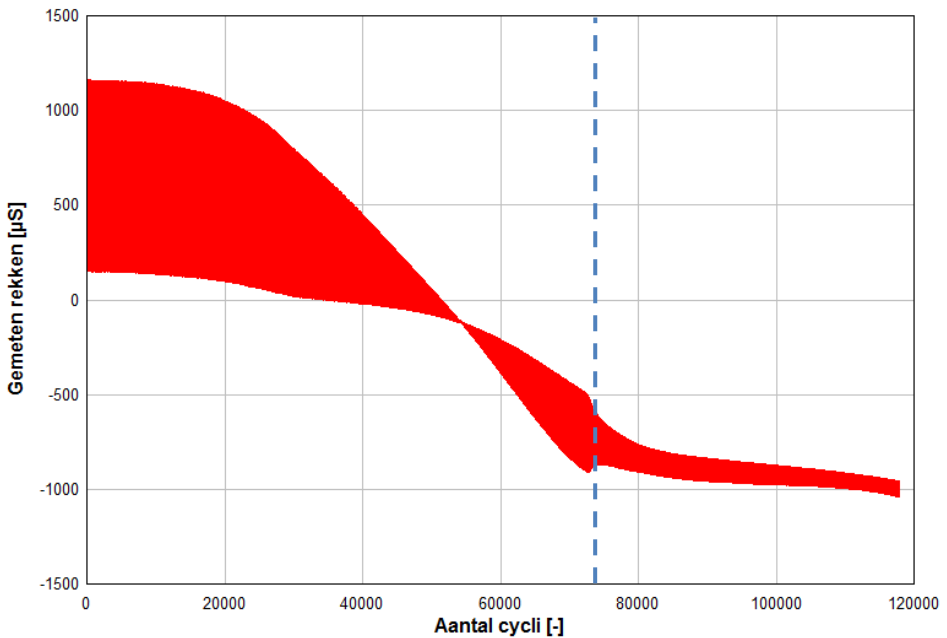
Tabel 8-28: Aantal cycli tot volledige drukafname

| Proefstuk | Aantal cycli [-] |
|-----------|------------------|
| 1 | 3417 |
| 2 | 8657 |
| 3 | 180175 |
| 4 | 2236 |
| 5 | 23500 |
| 6 | 22228 |

Uit deze waarden kan men besluiten dat de scheur van proefstuk 1 en 4 wellicht veel groter is of zich veel sneller uitbreidde dan de scheuren van de andere proefstukken. Vooral bij proefstuk 3 duurde het veel langer vooraleer de overdruk afgenomen was tot nul. Dit proefstuk had dan ook maar een hele kleine scheur.

8.10.5. Gemeten rekken

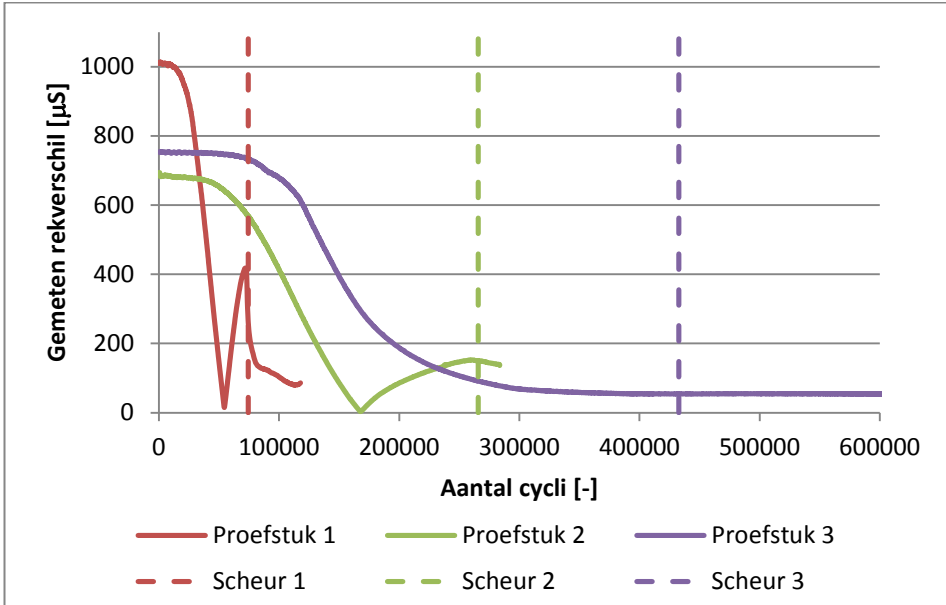
De continu gemeten rekken kunnen ook iets vertellen over de scheurvorming. Op figuur 8-45 wordt het gemeten rekverloop van rekstrook 1-1 op proefstuk 1 weergegeven. Dit verloop wijzigt duidelijk gedurende de dynamische proef. De verticale blauwe lijn duidt de waarde van N_3 aan. Ter hoogte van deze lijn is een plotse wijziging van de rekken zichtbaar. Deze insnoering van het rekverloop is duidelijk zichtbaar op figuur 8-45 en is het moment waarop de scheur de binnenkant van de primaire buis bereikt. De blauwe lijn komt een aantal cycli later, maar dit komt door de manier waarop de waarde N_3 bepaald wordt (zie paragraaf 8.9.1). Het exacte moment van volledig doorscheuren gebeurt een aantal cycli vroeger dan bepaald.



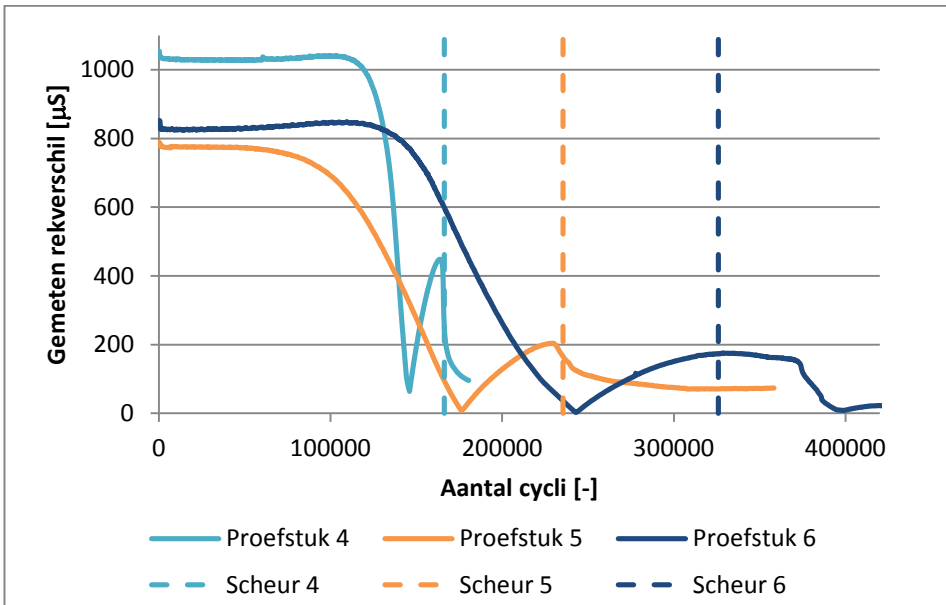
Figuur 8-45: Gemeten rekken rekstrook 1-1 van proefstuk 1

Op figuur 8-46 worden de gemeten rekverschillen van rekstrook 1-1 op proefstukken 1 tot met 3 weergegeven. Rekstrook 1-1 bevindt zich het dichtst bij de locatie waar de scheur ontstaat. Als men kijkt naar de curve van proefstuk 1, dan kan men zien dat het rekverschil in het begin van de test eventjes constant is. Daarna neemt het rekverschil af en wordt op een bepaald moment zelfs heel klein. Vervolgens neemt het rekverschil terug toe totdat het opeens snel afneemt op het moment van volledige doorscheuring. Naarmate dat de scheur groeit, zal de rek afnemen omdat de krachten niet langer kunnen

opgenomen worden door het gescheurde materiaal. Wanneer de wanddikte ter hoogte van locatie 1 volledig gescheurd is, kunnen de krachten niet langer langs daar doorgegeven worden. Vandaar de plotse afname van het rekverschil.



Figuur 8-46: Gemeten rekverschil van rekstrook 1-1 op proefstukken 1 tot 3



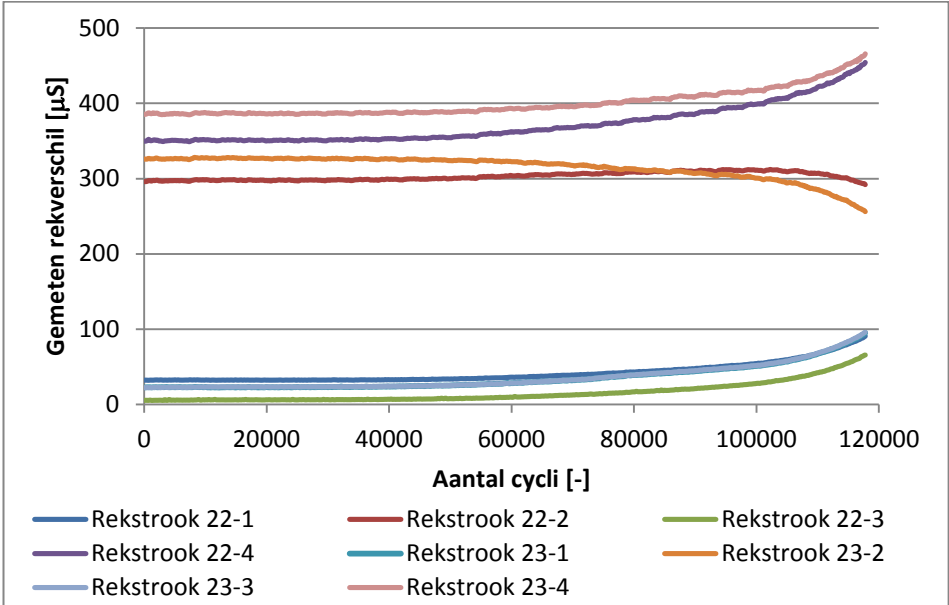
Figuur 8-47: Gemeten rekverschil van rekstrook 1-1 op proefstukken 4 tot 6

In het begin van de test is het rekverschil van proefstukken 2 en 3 langer constant dan dat van dat van proefstuk 1, wat wellicht duidt op een latere scheurinitiatie. Daarna neemt het rekverschil ook veel trager af in vergelijking met het proefstuk zonder diafragmaverstijving. Op het moment van volledig doorscheuren neemt het rekverschil van proefstuk 2 ook terug af, maar deze afname is trager en kleiner dan bij proefstuk 1. Bij proefstuk 3 is er zelfs geen verandering in het rekverschil zichtbaar op dat moment. Het verloop van deze curve is ook verschillend van dat van proefstuk 1 en 2. Het rekverschil neemt geleidelijk af en blijft op het einde zelfs een lange tijd constant. Dit komt wellicht door de kleine en traag gevormde scheur in de primaire buis van dit proefstuk.

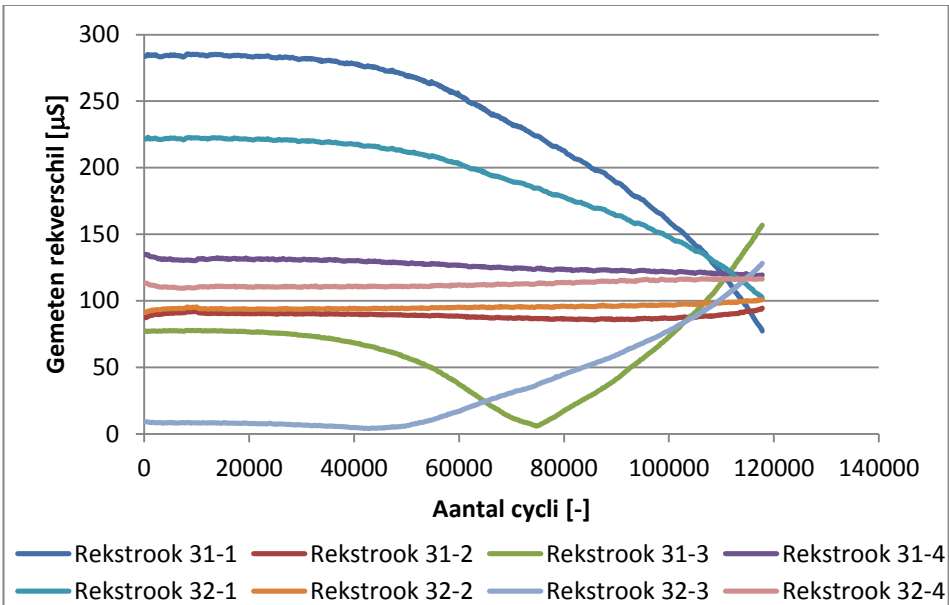
Op figuur 8-47 worden de gemeten rekverschillen van proefstukken 4 tot 6 weergegeven. De curve van proefstuk 4 heeft hetzelfde verloop als dat van proefstuk 1. Het constante gedeelte in het begin duurt wel wat langer, dus wellicht een latere scheurinitiatie. Op het moment van volledig doorscheuren is er opnieuw een snelle afname van het rekverschil zichtbaar. De curve van proefstuk 5 begint vroeger te dalen dan die van proefstukken 4 en 6, wat misschien duidt op een vroegere scheurinitiatie. De afname van het rekverschil verloopt wel trager in vergelijking met proefstuk 4, dankzij de diafragma's. Deze vroegere scheurinitiatie is wellicht ook een reden voor de kortere vermoeiingslevensduur en dus lagere kerfklasse van proefstuk 5. In tegenstelling tot proefstuk 2, is er nu wel een duidelijkere afname van het rekverschil zichtbaar wanneer het aantal cycli ongeveer gelijk is aan N_3 . Bij proefstuk 6 is geen plotse afname te zien op het moment van de volledige scheur, het rekverschil neemt wel traag af zoals bij proefstuk 2. Een aantal cycli later neemt het rekverschil van rekstrook 1-1 wel plots af. Dit hangt samen met de snelle toename van de vervorming en dus de snellere groei van de scheur. Misschien zou dit bij proefstuk 2 ook het resultaat geweest zijn, maar deze dynamische test werd kort na N_3 stopgezet, terwijl bij proefstuk 6 de test nog een tijdje doorging.

Het rekverloop van alle andere rekstroken weg van de buisverbinding wijzigt ook gedurende de dynamische proef. Deze wijzigingen zijn echter veel kleiner dan de rekstroken dicht bij de las. De amplitude van de rekken gemeten op de sectie 21 en 24 van de primaire buis (zie figuren 8-17 en 8-18) wijzigen maar een heel klein beetje. De gemeten rekken op secties 22 en 23 ondergaan al grotere veranderingen door de scheurvorming. De gemeten rekverschillen op

deze secties van proefstuk 1 worden weergegeven op figuur 8-48. Naarmate de scheur groter wordt, neemt de amplitude van de gemeten rek een klein beetje af of toe. Deze kleine veranderingen worden veroorzaakt door de afnemende stijfheid van de buisverbinding. De krachten moeten herverdeeld worden omdat een deel van de buisverbinding gescheurd is.



Figuur 8-48: Amplitude van gemeten rekken op de primaire buis van proefstuk 1



Figuur 8-49: Amplitude van gemeten rekken op de secundaire buis van proefstuk 1

Alle rekverschillen nemen toe behalve die van rekstrook 22-2 en 23-2. Deze bevinden zich bovenop de primaire buis. Omdat de scheur zich voordoet in het bovenste deel van primaire buis, is het logisch dat het rekverschil van deze rekstroken afneemt door de scheurvorming. De trekspanningen die niet kunnen opgenomen worden door het gescheurde gedeelte, moeten herverdeeld worden over de rest van de primaire buis. Vandaar dat ook alle andere gemeten rekverschillen op de primaire buis toenemen. Op secties 21 en 24 is deze toe- en afname veel minder uitgesproken omdat deze rekstroken zich veel verder van de buisverbinding bevinden.

Ook de gemeten rekverschillen op de secundaire buis (secties 31 en 32 op figuren 8-17 en 8-18) wijzigen door de scheurvorming. Hier zijn het vooral de rekstroken die de buiging in het vlak meten die een verandering ondergaan. Op figuur 8-49 worden de gemeten amplitudes van de acht rekstroken op de secundaire buis van proefstuk 1 weergegeven.

De amplitude van het rekverschil gemeten op rekstroken 31-2, 31-4, 32-2 en 32-4 blijft zo goed als constant tijdens de volledige dynamische test. Deze rekstroken meten de buiging uit het vlak. De andere rekstroken meten de buiging in het vlak en hun verloop wijzigt duidelijk. Zo verlaagt het rekverschil aan de linkerzijde en neemt het toe aan de rechterzijde. Dit komt overeen met het ontstaan van de scheur in de primaire buis aan de linkerkant.

Bij de proefstukken met diafragma's zijn de wijzigingen in amplitude nog kleiner dan getoond op de grafieken van proefstuk 1 (figuren 8-48 en 8-49). Dit komt door de grotere stijfheid van de buisverbinding en de kleinere scheur.

8.11. Conclusies

De uitgevoerde vermoeiingsproeven op deze zes proefstukken geven reeds een goede indicatie van de positieve invloed van de diafragma's. Ze bevestigen wat er reeds aangetoond werd met verschillende berekeningen: de diafragma's verlagen de spanningen nabij de las en verhogen de levensduur van de buisverbinding.

Via de resultaten van de statische testen is het EE-model gevalideerd. Er is een goede overeenkomst tussen de gemeten en berekende rekken. Op de locaties waar de scheurvorming verwacht werd, is er ook een goede overeenkomst

tussen de hot spot rekken bepaald via de metingen en via het EE-model. Om de hot spot rekken op deze locaties te bepalen werden er vijf rekstroken gebruikt verspreid over de volledige extrapolatiezone zoals aanbevolen in paragraaf 5.2.2.

Uit de EE-berekeningen is gebleken dat de spannings-rek verhouding voor hot spot waarden gemiddeld ongeveer gelijk is aan 1,17 zoals reeds aangegeven in verschillende onderzoeken. Er is wel aangetoond dat deze factor sterk kan verschillen afhankelijk van de beschouwde locatie op de buisverbinding. Het is aangeraden om ofwel gebruik te maken van triaxiale rekstroken ofwel EE-berekeningen om de verhouding te bepalen.

Als men kijkt naar de resultaten van de dynamische testen dan kan men besluiten dat proefstukken met diafragmaverstijving een langere levensduur hebben dan proefstukken zonder interne verstijving. Ook de gemeten hot spot rekken van proefstukken met diafragma's zijn kleiner dan de gemeten waarden op de proefstukken zonder verstijving. Als de proefstukken met diafragma's onderling vergeleken worden, dan is het moeilijk om te bepalen uitgaande van de hot spot spanning welk proefstuk de langste levensduur zal hebben. Een lagere hot spot spanning kwam niet altijd overeen met een langere levensduur. De diafragma's zullen dus het vermoeiingsgedrag van de buisverbinding beïnvloeden. Hierbij zal vooral de locatie van de diafragma's een rol spelen.

Dankzij de visuele inspectie van het scheurpatroon doorheen de wanddikte van de primaire buis ter hoogte van locatie 1, werd aangetoond dat de locatie van het diafragma het scheurpatroon beïnvloedt. Wanneer de las en het diafragma zich bevinden onder de lasten van de buisverbinding, dan groeit de scheur over of doorheen het diafragma. Wanneer het diafragma meer naar het centrum van de buisverbinding verschoven wordt, dan is het scheurpatroon quasi-verticaal zoals bij de proefstukken zonder diafragma's. Theoretisch gezien lijkt een gebogen scheur over of door het diafragma (proefstukken 2 en 6) nadeliger, omdat deze scheur het diafragma als ware afsnijdt van de buisverbinding waardoor de krachten komende van de secundaire buis moeilijker kunnen doorgegeven worden aan het diafragma. Hierdoor wordt de buisverbinding minder stijf en zal de scheur wellicht sneller groeien. De experimentele resultaten van proefstukken 2 en 3 bevestigen deze redenering, maar de resultaten van proefstukken 5 en 6 lijken dit te ontcrachten, omdat

proefstuk 5 (rechte scheur) een kleinere waarde van N_3 heeft dan proefstuk 6 (gebogen scheur). Als men echter kijkt naar de evolutie van de vervorming (zie figuur 8-44) en de grootte van de scheur langsheen de lasverbinding, dan lijkt het aannemelijk dat de N_4 -waarde van proefstuk 5 groter zal zijn dan die van proefstuk 6. De theoretische redenering dat een rechte scheur te verkiezen is boven een gebogen scheur, wordt dus bevestigd door de experimentele resultaten.

Algemeen kan men dus besluiten dat de middenvlakken van de diafragma's het best geplaatst worden onder de binnenwand van de secundaire buis, zodat de scheur niet doorheen of over het diafragma groeit of zodat beide lastenen niet verbonden worden. Wanneer de diafragma's zo geplaatst worden dan lijkt het veilig om een kerfklasse gelijk aan 150 MPa te beschouwen in plaats van 100 MPa (bij $T_{ref} = 16$ mm). Deze grotere waarde is gebaseerd op de berekende kerfklasse van proefstuk 3, die gelijk is aan 154,64 MPa bij $T = 17,2$ mm. Deze waarde ligt zeker aan de veilige kant aangezien de werkelijke waarde van N_4 van proefstuk 3 wellicht nog groter is dan berekend.

Wegens de beperkte omvang van de uitgevoerde vermoeiingsproeven is het moeilijk om gedetailleerde ontwerprichtlijnen op te stellen. De bedoeling van deze vermoeiingsproeven was om een eerste experimentele verificatie te hebben van de werking van de diafragma's. Het was nooit de bedoeling om S-N curves op te stellen zodat de vermoeiingsleeftijd nauwkeurig kan bepaald worden. In de toekomst zullen meerdere vermoeiingsproeven moeten uitgevoerd worden op verschillende buisverbindingen met diafragmaverstijving zodat gedetailleerde en nauwkeurige ontwerprichtlijnen voor deze buisverbindingen kunnen opgesteld worden. Daarbij moet er ook gekeken worden naar de invloed van de residuele spanningen en het omvangseffect.

9. Parameterstudie

9.1. Inleiding en werkwijze

Om de optimale locatie en afmetingen van de diafragma's te bepalen is het nodig om een parameterstudie uit te voeren. In dit hoofdstuk wordt gezocht welke diafragmaschikking overeenkomt met de langste levensduur. Praktisch gezien wordt er dus bepaald bij welke afmetingen en locatie van de diafragma's de hot spot spanningen het kleinst zijn. De levensduur is echter niet enkel afhankelijk van de optredende hot spot spanningen. In het vorig hoofdstuk werd er via de vermoeiingsproeven aangetoond dat de positie van de diafragma's een invloed heeft op de kerfklasse/vermoeiingssterkte van de buisverbinding. Belangrijk is dat de laagste hot spot spanning niet altijd overeen kwam met de langste levensduur. De exacte levensduur kan dus niet berekend worden met het gebruikte EE-model. De hot spot spanningen van een buisverbinding met een bepaalde diafragmaschikking kunnen wel nauwkeurig bepaald worden met dit EE-model. Dit gekoppeld aan de resultaten van de uitgevoerde vermoeiingsproeven kan reeds een idee geven over de meest optimale schikking.

Deze parameterstudie zal uitgevoerd worden op drie types buisverbindingen, namelijk een T-, K-knoop en knoop ALK09 van de Woluwelaanbrug. Voor elk

type wordt een basisgeometrie gekozen, waarvan een EE-model gemaakt wordt. Convergentietesten worden uitgevoerd op dit basismodel, zodat de bekomen resultaten onafhankelijk zijn van de gekozen mesh. Eén parameter van de diafragma's zal daarna meerdere keren gewijzigd worden in dit EE-model. Dit wordt uitgevoerd voor de positie, de dikte en de binnendiameter van de diafragma's. Er worden dus drie grote groepen EE-modellen bekomen, waarbij per groep telkens één dimensieloze parameter gewijzigd wordt, namelijk α_d , β_d of τ_d . Alle andere grootheden en dimensieloze parameters blijven gelijk per groep.

Per EE-model worden alle SCF's van de buisverbinding bepaald via de alternatieve methode (zie paragraaf 5.3.5). Door deze waarden per groep onderling te vergelijken kan men nagaan wat het effect is van de dimensieloze parameter op de afzonderlijke SCF's. De belangrijkste grafieken met alle SCF's in functie van de dimensieloze parameter worden gegeven in bijlage 11.5. Per paragraaf worden enkel de belangrijkste waarden weergegeven en besproken. Alle andere waarden wijzigen nauwelijks in functie van de dimensieloze parameter of de wijzigingen zijn heel klein.

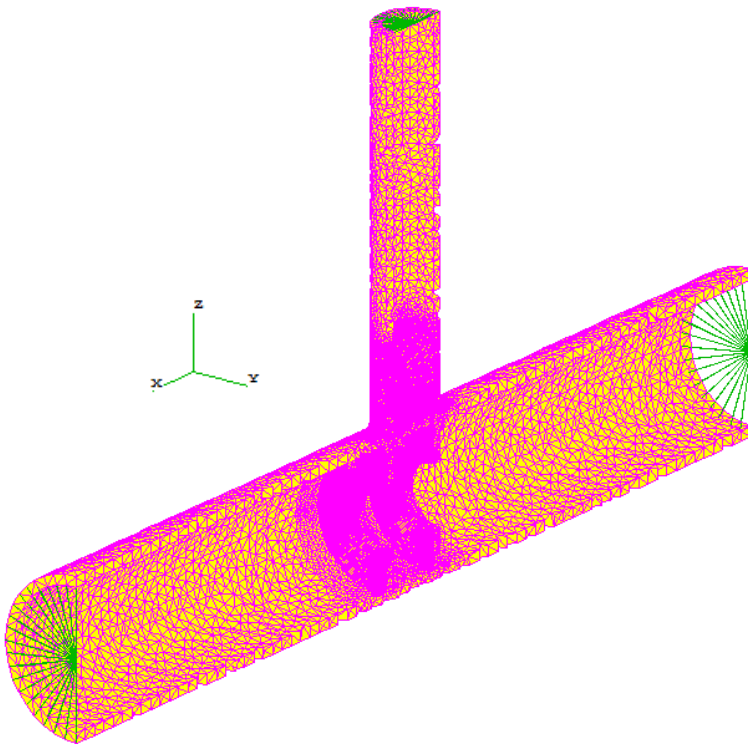
Ten slotte wordt er ook nagegaan wat het effect is van de dimensieloze parameter op de totale hot spot spanning. De grootte van deze spanning is afhankelijk van de grootte van de optredende nominale spanningen. De optimale waarde van de dimensieloze parameter kan dus verschillen naargelang de beschouwde belastingscombinatie. Alle SCF's van een groep worden gebruikt om de totale hot spot spanning te bepalen van de buisverbinding geplaatst in een bepaalde structuur. Door alle berekende spanningswaarden in een grafiek te plaatsen kan men nagaan wanneer de grootste hot spot spanning het kleinst is en wat dus de optimale waarde is van de dimensieloze parameter voor dat belastingsgeval.

Hierbij worden de locaties op de primaire en secundaire buis apart beschouwd, omdat beide een verschillende vermoeiingssterkte hebben door het dikte-effect. Bij gelijke hot spot spanning zal de dikkere primaire buis vroeger bezwijken dan de dunnere secundaire buis. Een grotere hot spot spanning op de secundaire buis is daarom niet altijd even gevaarlijk.

9.2. T-knoop

9.2.1. Basisgeometrie

Eerst wordt de locatie en geometrie van de twee diafragma's binnenin de primaire buis van een T-knoop gewijzigd. De geometrie van de geïsoleerde T-knoop wordt overgenomen van proefstuk 2. Het plan van dit proefstuk wordt gegeven in bijlage 11.3.2. Een langsdoorsnede van het basis EE-model wordt weergegeven op figuur 9-1.



Figuur 9-1: EE-model van basisgeometrie T-knoop (langsdoorsnede)

De dimensies van deze T-knoop worden gegeven in tabellen 9-1 en 9-2. De locaties rondom de lasverbinding worden weergegeven op figuur 7-1. 0° en 180° zijn de kroonlocaties en 90° en 270° zijn de zadellocaties.

Tabel 9-1: Dimensies van de beschouwde T-knoop

| D [mm] | T [mm] | d [mm] | t [mm] | L_{ch} [mm] | L_{br} [mm] | β [-] | γ [-] | τ [-] |
|-----------|-----------|-----------|-----------|------------------|------------------|----------------|-----------------|---------------|
| 267 | 17,5 | 127 | 16 | 1602 | 768,5 | 0,48 | 7,63 | 0,91 |

Tabel 9-2: Dimensies van het linkse en rechtse diafragma van deze T-knoop

| L_d [mm] | | D_d [mm] | T_d [mm] | α_d [-] | | β_d [-] | τ_d [-] |
|------------|--------|---------------|------------|----------------|--------|---------------|--------------|
| Links | Rechts | | | Links | Rechts | | |
| 55,5 | -55,5 | 106,8 | 16 | 0,42 | -0,42 | 0,40 | 0,91 |

9.2.2. Positie van de diafragma's

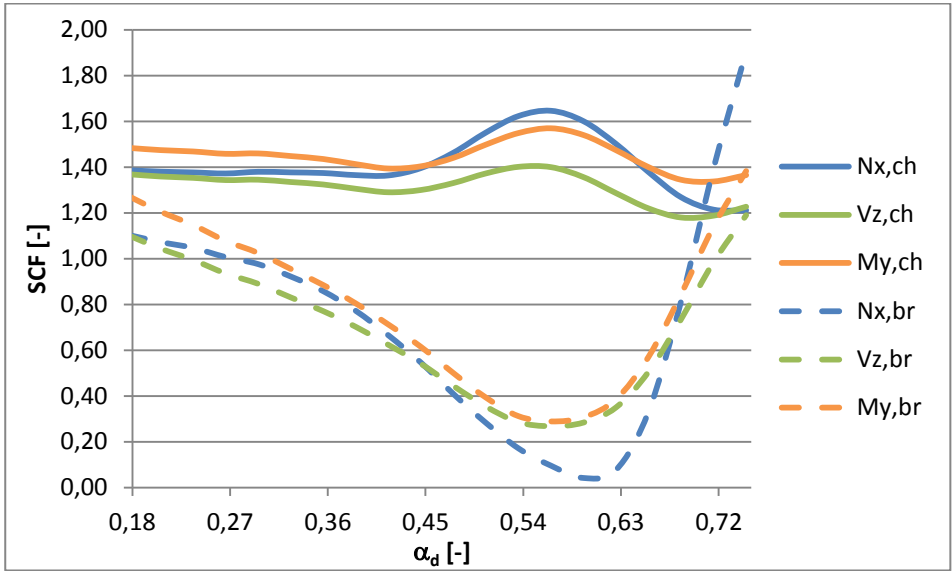
Eerst wordt de positie van de diafragma's gewijzigd. Voor het eerste EE-model wordt L_d gelijk genomen aan 23,5 mm voor het linkse diafragma en -23,5 mm voor het rechtse diafragma. Daarna wordt het linkse diafragma telkens 4 mm naar links verschoven en het rechtse diafragma 4 mm naar rechts. In totaal worden er 20 EE-modellen aangemaakt. De dimensieloze parameter α_d van het linkse diafragma zal uitgezet worden op de horizontale as van de grafieken en varieert tussen 0,18 en 0,75.

9.2.2.1. Invloed op de SCF's

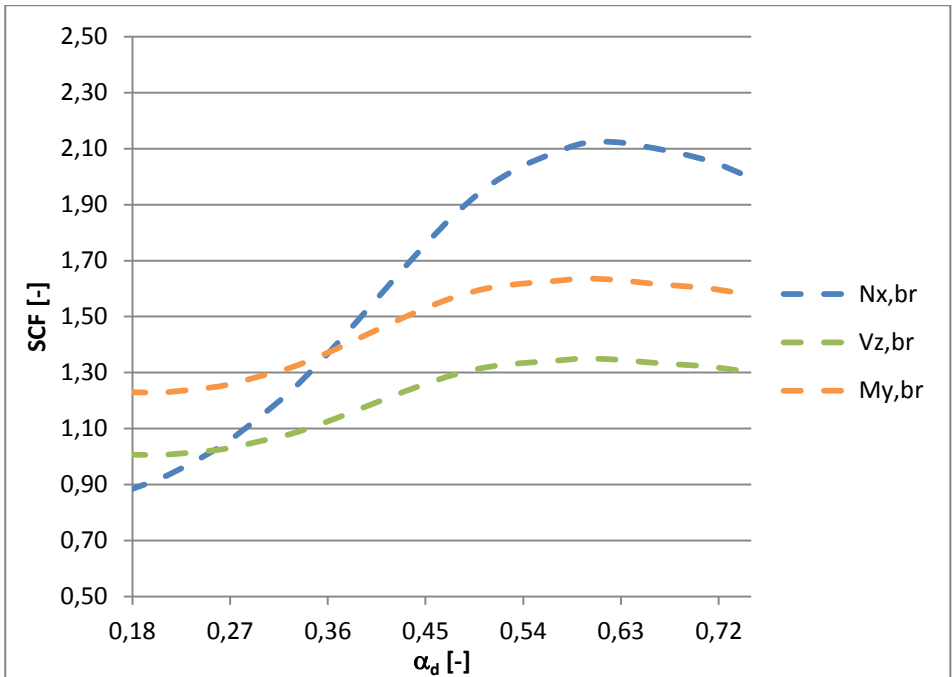
De SCF's bepaald op locatie 180° op de primaire buis en die duidelijk wijzigen door het veranderen van de positie worden weergegeven op figuur 9-2. De SCF van $N_{x,br}$ is minimaal bij α_d gelijk aan 0,6. Dit komt overeen met L_d gelijk aan 79,5 mm. De SCF's van $V_{z,br}$ en $M_{y,br}$ zijn het kleinst bij α_d gelijk aan 0,57 of dus L_d gelijk aan 75,5 mm. Als de diafragma's daarna nog verder van elkaar verwijderd worden dan nemen deze SCF's snel toe. De SCF's van $N_{x,ch}$, $V_{z,ch}$ en $M_{y,ch}$ stijgen wanneer de andere waarden afnemen. Ze zijn maximaal bij α_d gelijk aan 0,57.

Op figuur 9-3 worden enkele SCF's op locatie 180° op de secundaire buis in functie van α_d weergegeven. Enkel de SCF's van $N_{x,br}$, $V_{z,br}$ en $M_{y,br}$ veranderen duidelijk afhankelijk van de locatie van de diafragma's. De wijziging van deze SCF's is wel tegengesteld aan die op figuur 9-2. De SCF's zijn het kleinst bij α_d gelijk aan 0,18 of L_d gelijk aan 23,5 mm en zijn het grootst wanneer dezelfde SCF's op de primaire buis het kleinst zijn. Het plaatsen van de diafragma's nabij de lasten zorgt dus voor een verlaging van de hot spot spanningen, veroorzaakt door $N_{x,br}$, $V_{z,br}$ en $M_{y,br}$ op de primaire buis, maar zorgt tevens voor een stijging van de hot spot spanningen op de secundaire buis.

Wegens symmetrie zullen de SCF's op locaties 0° en 180° identiek zijn, enkel het teken is soms verschillend. Dezelfde conclusies kunnen dus gemaakt worden voor de SCF's op locatie 0°.



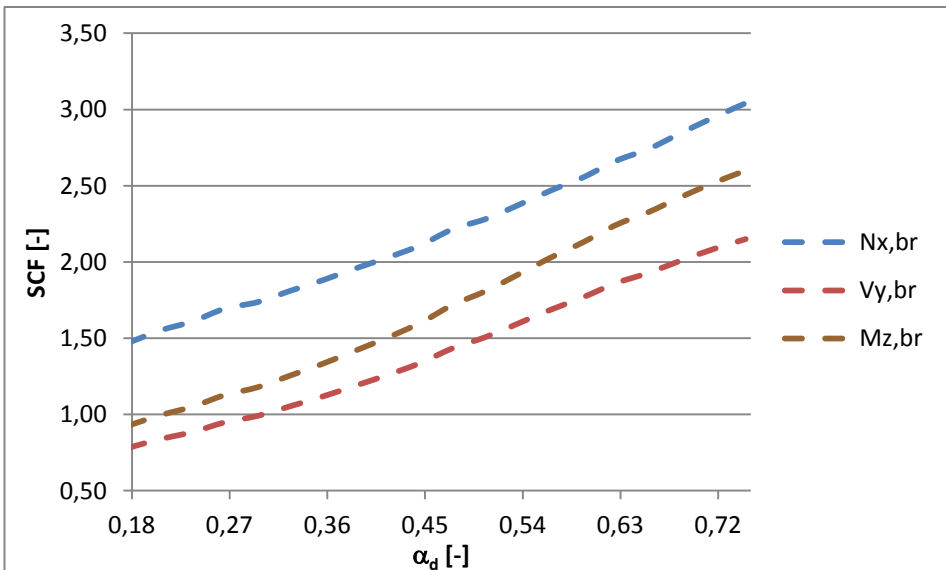
Figuur 9-2: SCF's op locatie 180° op de primaire buis in functie van α_d



Figuur 9-3: SCF's op locatie 180° op de secundaire buis in functie van α_d

Vervolgens wordt de invloed van de positie van de diafragma's op de SCF's van locatie 270° op de primaire buis bestudeerd (zie figuur 9-4). Opnieuw zijn er slechts drie SCF's die duidelijk wijzigen, namelijk die van $N_{x,br}$, $V_{y,br}$ en $M_{z,br}$. Deze waarden vertonen wel een andere trend dan die van figuur 9-2. De SCF's

nemen toe bij toenemende waarde van α_d . Dit is logisch aangezien locatie 270° zich bevindt ter hoogte van het centrum van de buisverbinding. De SCF's op de primaire buis zijn het kleinst wanneer de diafragma's het dichtst bij het centrum van de buisverbinding gelegen zijn, omdat locatie 270° dan meer verstijfd is door de diafragma's. De SCF van $N_{x,ch}$ neemt toe op locatie 270° van 1,47 tot 3,04 wanneer de diafragma's verder weg van elkaar geplaatst worden. Deze waarden zijn allemaal groter dan die van dezelfde SCF op locaties 0° en 180°. De SCF's veroorzaakt door normaalkracht $N_{x,br}$ zijn dus het grootst op de zadellocaties.

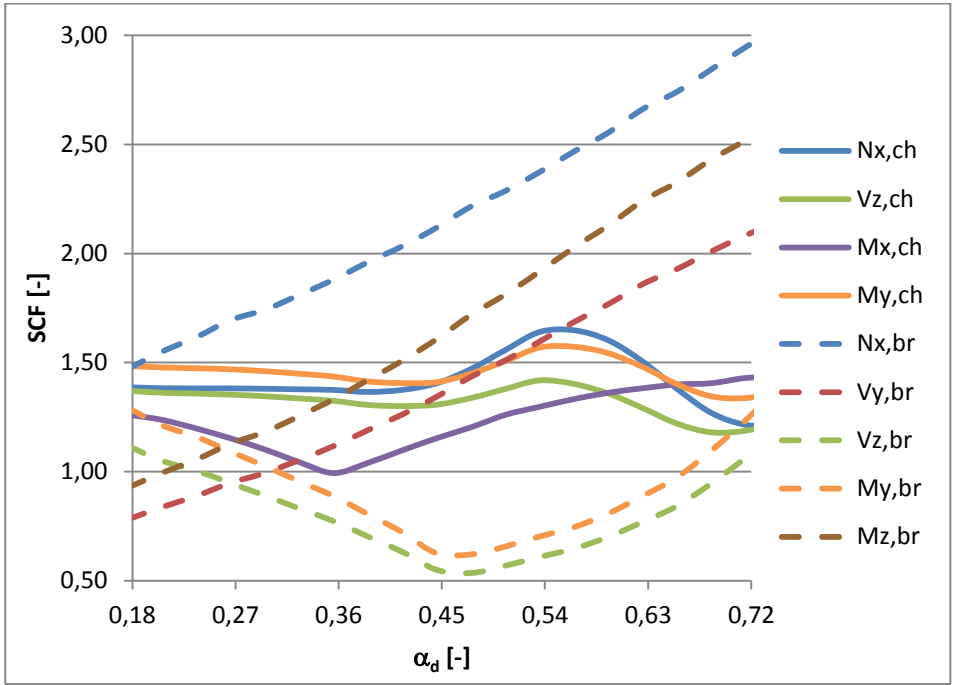


Figuur 9-4: SCF's op locatie 270° op de primaire buis in functie van α_d

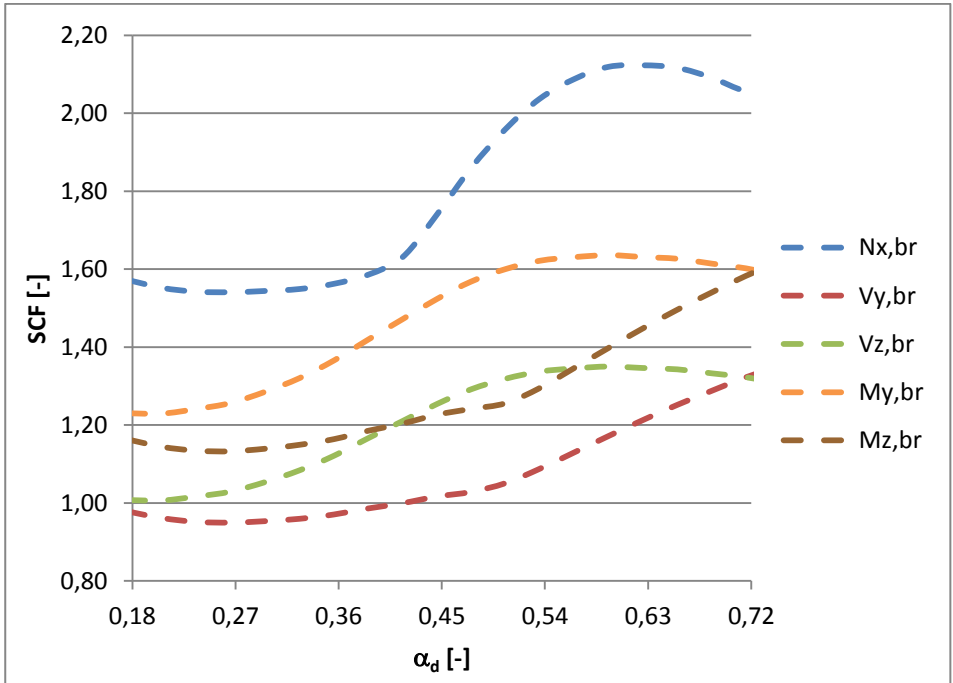
Op de secundaire buis zijn het dezelfde drie SCF's die wijzigen afhankelijk van de gekozen positie van de diafragma's (zie figuur 11-22). De wijziging die deze SCF's ondergaan is wel kleiner dan op figuur 9-4. De curve van $N_{x,ch}$ bereikt een minimum bij α_d gelijk aan 0,33 en die van $V_{y,br}$ en $M_{z,br}$ bij α_d gelijk aan 0,30.

Wegens symmetrie zijn deze conclusies ook geldig voor locatie 90°.

Ten slotte worden de maximale absolute waarden van alle SCF's weergegeven op figuren 9-5 en 9-6 in functie van α_d . Het zijn deze maximale waarden die zorgen voor de grootste hot spot spanningsvariaties.



Figuur 9-5: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de primaire buis in functie van α_d



Figuur 9-6: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de secundaire buis in functie van α_d

De curven op figuur 9-5 vertonen verschillende trends. Zo stijgen de SCF's van $N_{x,br}$, $V_{y,br}$ en $M_{z,br}$ naarmate de diafragma's verder weg van het centrum van de buisverbinding geplaatst worden. Deze waarden bevinden zich allemaal op zadellocaties en zijn dus dezelfde drie lijnen als op figuur 9-4. De SCF's van $M_{x,ch}$, $V_{z,br}$ en $M_{y,br}$ bereiken een duidelijk minimum. De maximale absolute waarde van $SCF_{M_{x,ch}}$ is minimaal bij α_d gelijk aan 0,36. De grootste hot spot spanningen veroorzaakt door het torsiemoment $M_{x,ch}$ doen zich voor op locaties tussen de kroon en het zadel. Deze SCF is dus minimaal wanneer de diafragma's tussenin de kroon en zadel geplaatst worden. De maximale absolute waarde van $SCF_{V_{z,br}}$ en $SCF_{M_{y,br}}$ is het kleinst bij α_d gelijk aan 0,48. Deze waarden bereiken een minimum bij een kleinere waarde van α_d dan op figuur 9-2, omdat deze SCF's op locaties tussen kroon en zadel soms groter zijn dan op de kroonlocatie. De curves van $N_{x,ch}$, $V_{z,ch}$ en $M_{y,ch}$ zijn identiek aan die van figuur 9-2. De SCF's veroorzaakt door de krachten N_x , V_z en M_y in de primaire buis nemen dus toe als de diafragma's zich bevinden nabij de lasten van de kroonlocaties. Het verstijven van deze locaties heeft dus een negatieve invloed op deze SCF's, maar dit heeft wel een positieve invloed op de SCF's van $N_{x,br}$, $V_{z,br}$ en $M_{y,br}$ op die locatie.

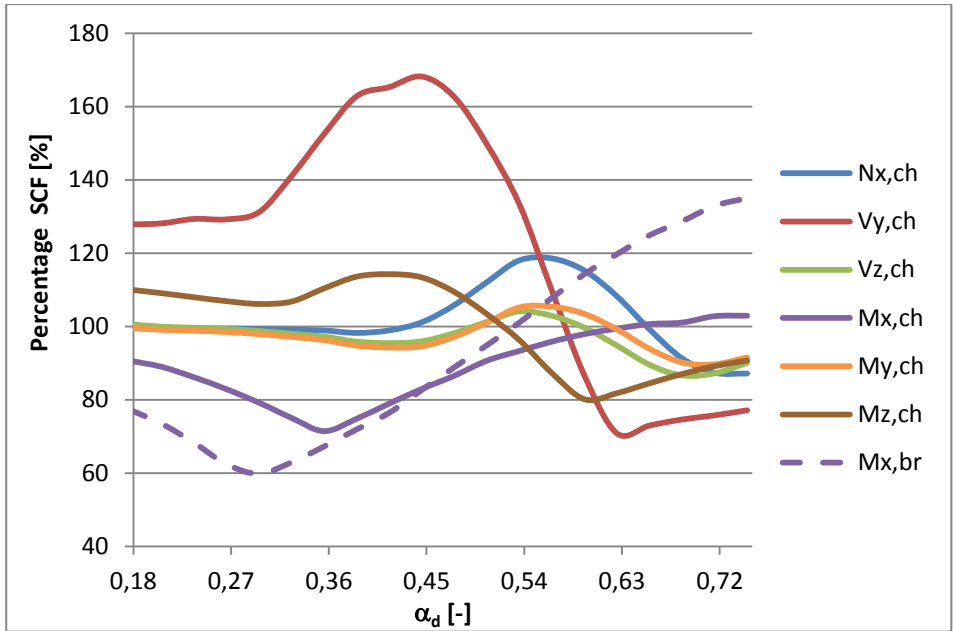
De curven op figuur 9-6 vertonen wel allemaal een gelijkaardige trend. De SCF's van N_x , V_y , V_z , M_y en M_z in de secundaire buis stijgen wanneer de diafragma's verder uit elkaar geplaatst worden.

Omdat de curven van de SCF's verschillende trends vertonen is het moeilijk om te voorspellen welke waarde van α_d zal overeenkomen met de laagste hot spot spanningen. De optimale waarde van α_d zal dus afhankelijk zijn van de grootte van de nominale spanningen en dus de optredende belastingssituatie. Het verloop van de SCF's van $V_{y,br}$ en $M_{z,br}$ moet meestal niet beschouwd worden omdat een T-knoop bijna altijd in zijn vlak belast wordt. Vooral het verloop van de SCF's van $N_{x,br}$, $V_{z,br}$ en $M_{y,br}$ is belangrijk. De diafragma's zullen dus wellicht het best nabij de kroonlocaties geplaatst worden. In paragraaf 9.2.2.3 zullen enkele voorbeelden beschouwd worden.

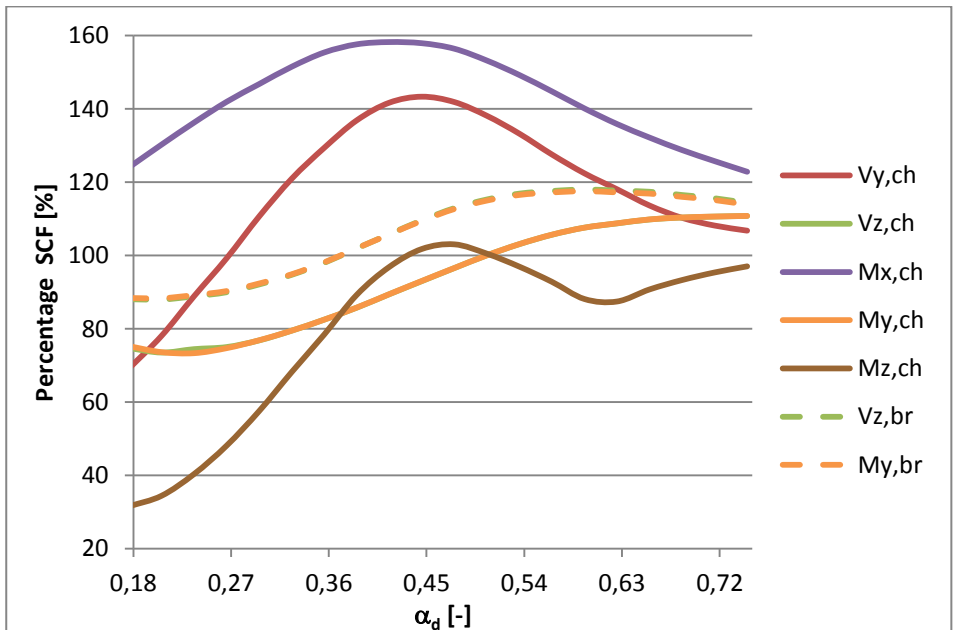
9.2.2.2. Vergelijken met SCF's zonder diafragma's

Vervolgens worden deze waarden vergeleken met de maximale absolute SCF's van dezelfde T-knoop zonder diafragma's (zie tabel 11-2). De grootte van alle SCF's wordt uitgedrukt in het aantal procent ten opzichte van de

overeenstemmende SCF van tabel 11-2. Op figuren 9-7 en 9-8 worden enkele curves, die volledig of gedeeltelijk boven de 100% gelegen zijn, weergegeven.



Figuur 9-7: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de primaire buis)



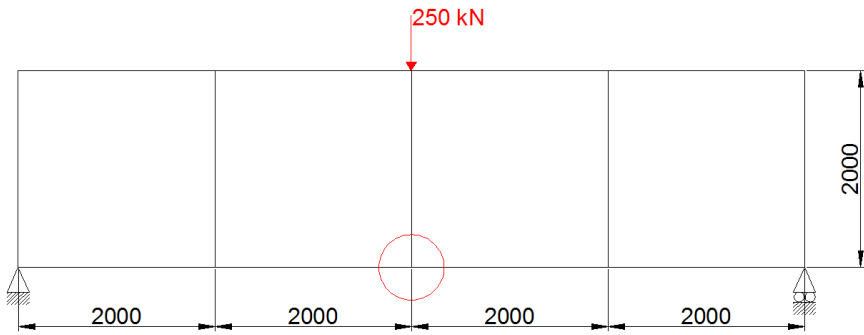
Figuur 9-8: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de secundaire buis)

In paragraaf 7.2.3 werd aangetoond dat de grootste SCF's van $V_{y,ch}$ en $M_{z,ch}$ voor locaties op de primaire buis toenemen wanneer diafragma's geplaatst worden (zie tabel 7-2). Via figuur 9-7 kan men bestuderen of het wijzigen van de positie van de diafragma's daar verandering in brengt. Bij lage waarden van α_d zijn de SCF's van $V_{y,ch}$ en $M_{z,ch}$ inderdaad groter geworden door het toevoegen van de diafragma's. Wanneer de diafragma's verder uit elkaar verschoven worden dan nemen deze twee SCF's opeens af en worden zelfs kleiner dan 100%. Wegens het planaire karakter van deze buisverbinding zijn deze waarden echter minder belangrijk. Deze waarden zijn ook niet zo groot, maar door het uitdrukken in procent worden deze curves sterk uitvergroot. De SCF's van $N_{x,ch}$, $V_{z,ch}$, $M_{x,ch}$, $M_{y,ch}$ en $M_{x,br}$ worden groter dan 100% bij grotere waarden van α_d (zie figuur 9-7). Het verder uit elkaar plaatsen van de diafragma's heeft dus een nadelige invloed op deze SCF's, maar meestal is de toename wel niet zo groot. Alle andere SCF's zijn steeds kleiner dan 100%. Het plaatsen van de diafragma's heeft dus een positieve invloed op deze SCF's onafhankelijk van de gekozen positie.

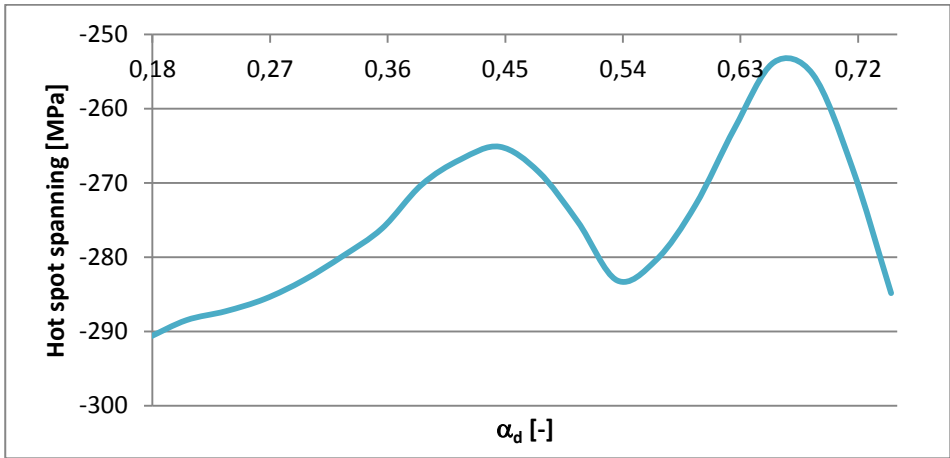
Voor locaties op de secundaire buis (zie figuur 9-8) nemen de maximale SCF's van $V_{y,ch}$, $M_{x,ch}$, $V_{z,br}$ en $M_{y,br}$ toe wanneer diafragma's geplaatst worden (zie tabel 7-2). Deze SCF's blijven ook groter dan 100% ongeacht de gekozen positie van de diafragma's, behalve bij lage waarden van α_d zijn de SCF's van $V_{y,ch}$, $V_{z,br}$ en $M_{y,br}$ opeens kleiner dan 100%. De SCF van $M_{x,ch}$ daarentegen is altijd groter dan 100% ongeacht de locatie van de diafragma's. De SCF's van $V_{z,ch}$ en $M_{y,ch}$ stijgen boven de 100% bij grote waarden van α_d . De SCF van $M_{z,ch}$ wordt iets groter dan 100% rond α_d gelijk aan 0,45, maar dit is verwaarloosbaar.

9.2.2.3. Invloed op de totale hot spot spanning

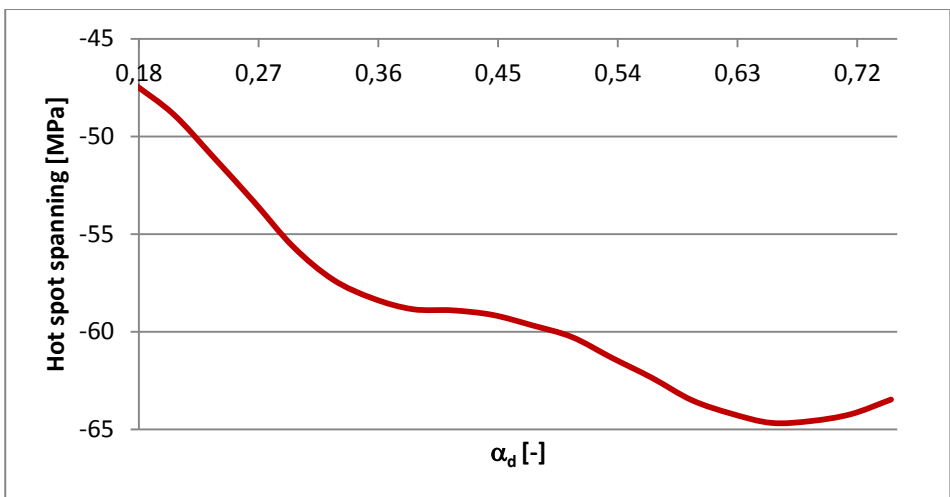
Ten slotte worden alle SCF's gebruikt om de hot spot spanningen te bepalen met de alternatieve methode (zie paragraaf 5.3.5). Er worden twee verschillende voorbeelden beschouwd. Het eerste voorbeeld is de structuur getoond op figuur 9-9. De beschouwde T-knoop wordt rood omcirkeld. De grootste hot spot spanningen op de primaire en secundaire buis in functie van α_d worden weergegeven op figuren 9-10 en 9-11.



Figuur 9-9: Draadmodel van structuur bestaande uit T-knopen (afmetingen in mm)



Figuur 9-10: Grootste hot spot spanning op primaire buis van T-knoop in functie van α_d



Figuur 9-11: Grootste hot spot spanning op secundaire buis van T-knoop in functie van α_d

De hot spot spanningen op de primaire buis nemen af bij toenemende α_d met een duidelijk minimum bij α_d gelijk aan 0,66 ($L_d = 87,5$ mm). De diafragma's bevinden zich dan ongeveer ter hoogte van de eerste extrapolatiegrens ($L_{r,min}$) van locatie 0° en 180° . De maximale hot spot spanning van dezelfde buisverbinding zonder diafragma's doet zich voor ter hoogte van locatie 0° op de primaire buis. Men zou dus verwachten dat de hot spot spanningen het meest zouden dalen als de diafragma's direct onder de lasten geplaatst worden ($\alpha_d = 0,54$). Zoals men kan zien op figuur 9-10 wordt daar niet de laagste hot spot spanning bereikt, maar is er daar net een piek in het verloop. Het verloop van deze curve kan verklaard worden via figuur 9-2, want deze hot spot spanningen doen zich allemaal voor op de kroonlocaties en worden dus veroorzaakt door de vier basiskrachten $N_{x,ch}$, $V_{z,ch}$, $M_{y,ch}$ en $N_{x,br}$. De curve op figuur 9-10 volgt vooral het verloop van de curve van $SCF_{N_{x,br}}$, maar door de stijging van de andere drie SCF's is de hot spot spanning niet minimaal ter hoogte van α_d gelijk aan 0,54.

Met dit voorbeeld wordt duidelijk aangetoond dat de optimale positie van de diafragma's afhankelijk is van de verhouding van de optredende nominale spanningen. Hoewel de stijging van de SCF's van $N_{x,ch}$, $V_{z,ch}$ en $M_{y,ch}$ klein is ten opzichte van de daling van de SCF's van $N_{x,br}$ (zie figuur 9-2), hebben de eerste drie SCF's toch een duidelijke invloed op de totale hot spot spanningen.

De hot spot spanningen op de secundaire buis nemen dan weer toe met stijgende waarde van α_d (zie figuur 9-11). De spanningstoename is wel veel kleiner dan de spanningsafname op de primaire buis.

Tabel 9-3: Maximale hot spot spanningen van T-knoop zonder diafragma's en de procentuele af- of toename van de maximale hot spot spanning bij verschillende waarden van α_d

| | Max. σ_{hs} zonder diafragma's [MPa] | Procentuele af- of toename [%] bij $\alpha_d =$ | | | | |
|--------------------------|--|---|--------|--------|--------|--------|
| | | 0,18 | 0,42 | 0,54 | 0,66 | 0,75 |
| Op prim. buis | -320,78 | -9,31 | -16,81 | -11,74 | -20,88 | -11,20 |
| Op sec. buis | -49,99 | -5,38 | 17,84 | 22,71 | 29,37 | 26,97 |

In tabel 9-3 worden de maximale hot spot spanningen van dezelfde T-knoop zonder diafragma's geplaatst in de structuur gegeven. Daarnaast wordt de procentuele af- of toename van de hot spot spanningen door het plaatsen van de diafragma's berekend.

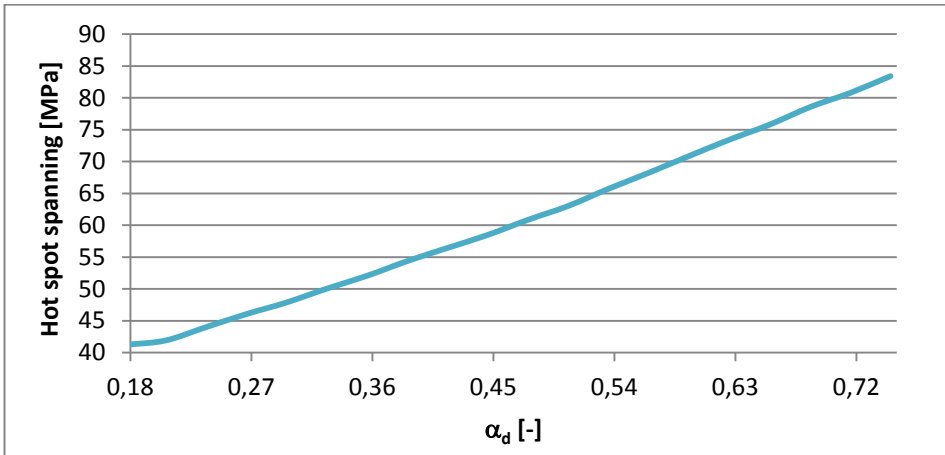
De maximale hot spot spanning op de primaire buis is altijd kleiner door het plaatsen van diafragma's met α_d tussen 0,18 en 0,75. De afname is het grootst bij α_d gelijk aan 0,66 (20,88%). Als de diafragma's geplaatst worden onder de secundaire buis ($\alpha_d = 0,42$ (zie tabel 9-2)) dan is de afname van de maximale hot spot spanning iets kleiner, namelijk 16,81%. Daartussen nemen de hot spot spanningen weer toe, maar de afname is altijd meer dan 10%.

De maximale hot spot spanning op de secundaire buis neemt toe door het plaatsen van diafragma's, behalve bij kleine waarden van α_d . De toename is het grootst bij α_d gelijk aan 0,66 (29,37%). De toename op de secundaire buis is dus het grootst wanneer de afname op de primaire buis het grootst is. De hot spot spanningen op de secundaire buis zijn wel altijd veel kleiner dan die op de primaire buis. De toename is dus ook niet zo groot. Er moet dus vooral gekeken worden naar de hot spot spanningen op de primaire buis bij het bepalen van de optimale locatie van de diafragma's.

Uit deze resultaten lijkt het dus aangeraden om de diafragma's niet nabij de lasten te plaatsen, maar juist nog wat verder uit elkaar te plaatsten ($\alpha_d = 0,66$). Uit de vermoeiingsproeven (hoofdstuk 8) is echter gebleken dat een lagere hot spot spanning niet altijd overeenkomt met een langere levensduur wanneer verschillende posities onderling vergeleken worden. Zo was het beter om de diafragma's dicht bij elkaar te plaatsen, zodat de scheur de diafragma's niet afsnijdt.

Om aan te tonen dat de optimale locatie van de diafragma's afhankelijk is van de beschouwde belastingscombinatie wordt eenmalig nog klein voorbeeld beschouwd. Op figuur 9-12 worden de maximale hot spot spanningen op de primaire buis weergegeven van een T-knoop die eenzijdig ingeklemd is en waarbij de secundaire buis belast wordt met een axiale trekkracht gelijk aan 150 kN. Op deze figuur kan men zien dat het hot spot spanningsverloop sterk verschilt van dat op figuur 9-10. De hot spot spanningen stijgen naarmate de diafragma's verder uit elkaar geplaatst worden. Dit komt omdat de maximale spanningen zich voordoen ter hoogte van de zadellocaties. De optimale

waarde van α_d is nu gelijk aan 0,18. De maximale hot spot spanning is dan gelijk aan 41,21 MPa. De maximale hot spot spanning van dezelfde buisverbinding zonder diafragma's is gelijk aan 164,32 MPa. De hot spot spanning is dus met 74,92% gedaald door het plaatsen van twee diafragma's nabij het centrum van de buisverbinding. De hot spot spanningen kunnen misschien nog verder verlaagd worden als één diafragma geplaatst wordt in het centrum van de buisverbinding, maar dit werd niet getest.



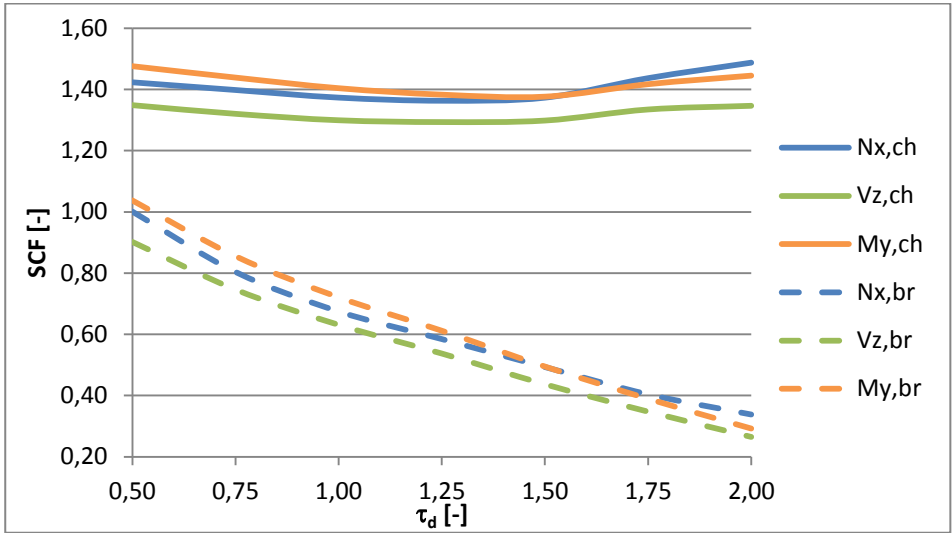
Figuur 9-12: Grootste hot spot spanning op primaire buis van een eenzijdig ingeklemde T-knoop in functie van α_d

9.2.3. Dikte van de diafragma's

Om de invloed van de dikte van het diafragma te bestuderen worden er zeven EE-berekeningen uitgevoerd. De dikte T_d varieert tussen de 8 en 32 mm en de dimensieloze parameter τ_d varieert dus tussen 0,5 en 2.

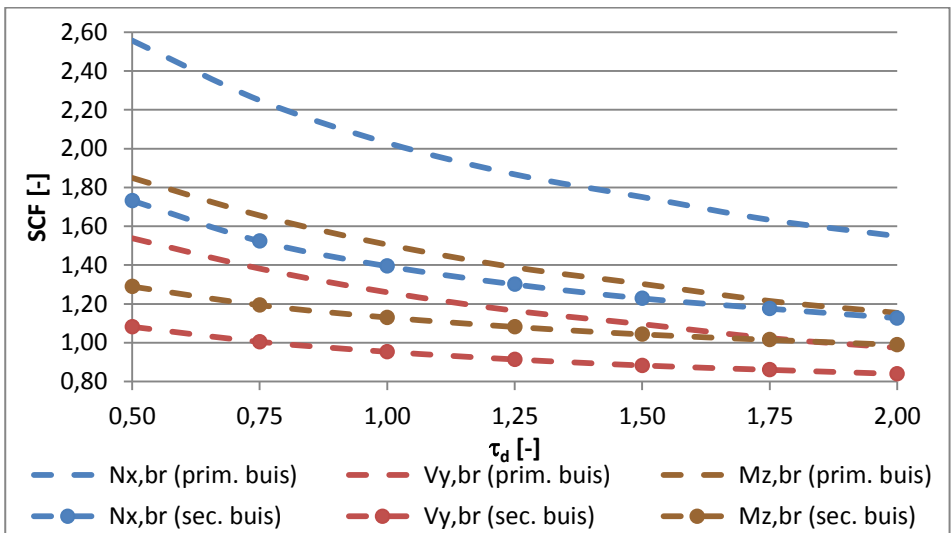
9.2.3.1. Invloed op de SCF's

De SCF's voor locatie 180° op de primaire buis in functie van de dimensieloze parameter τ_d worden getoond op figuur 9-13. Slechts drie SCF's worden beïnvloed door dikte van de diafragma's namelijk de SCF's van $N_{x,br}$, $V_{z,br}$ en $M_{y,br}$. De waarden nemen af naarmate de dikte van de diafragma's toeneemt. De wijziging van de SCF's van $N_{x,ch}$, $V_{z,ch}$ en $M_{y,ch}$ is veel kleiner, maar deze waarden bereiken wel een minimum bij τ_d gelijk aan 1,25 en nemen daarna terug toe. De optimale waarde van τ_d zal dus opnieuw afhankelijk zijn van de grootte van de nominale spanningen.



Figuur 9-13: SCF's op locatie 180° op de primaire buis in functie van τ_d

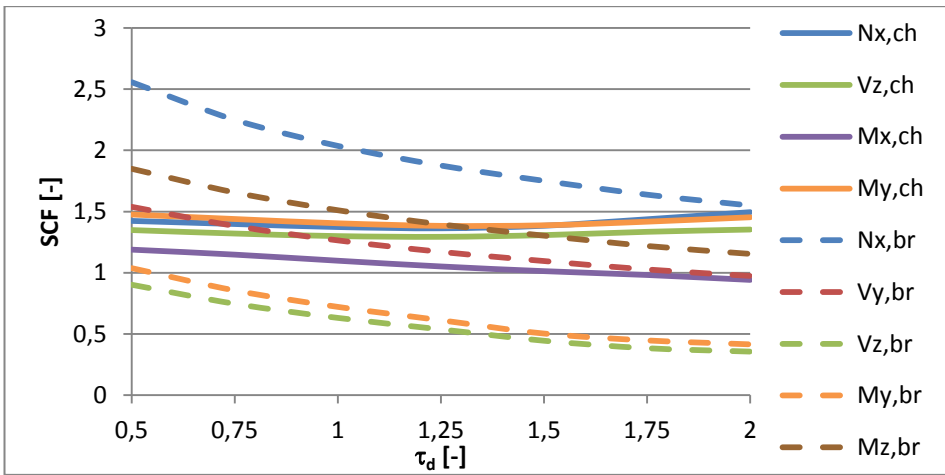
Op locatie 180° op de secundaire buis wijzigen enkel de SCF's van $N_{x,br}$, $V_{z,br}$ en $M_{y,br}$ wanneer de dikte van de diafragma's gewijzigd wordt. De trend is wel tegengesteld aan die van figuur 9-13. De SCF's nemen toe bij stijgende waarde τ_d . Deze toename is echter niet zo groot en de curven convergeren snel naar een constante waarde. Deze SCF's zijn wel groter dan die op de primaire buis, maar de SCF's van $N_{x,ch}$, $V_{z,ch}$ en $M_{y,ch}$ zijn nu wel bijna verwaarloosbaar klein. Wegens symmetrie hebben de SCF's op locatie 0° hetzelfde verloop, dus dezelfde conclusies kunnen getrokken worden.



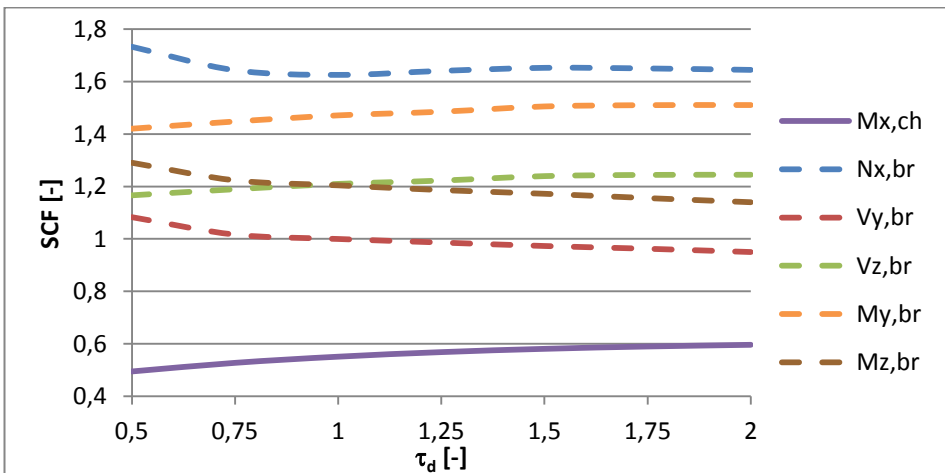
Figuur 9-14: SCF's op locatie 270° op de primaire en secundaire buis in functie van τ_d

Op figuur 9-14 worden de SCF's op locatie 270° op de primaire en secundaire buis in functie van τ_d weergegeven. Op deze locatie vertonen alle SCF's dezelfde trend. De SCF's van $N_{x,br}$, $V_{y,br}$ en $M_{z,br}$ nemen af naarmate de diafragma's dikker worden en dit zowel op de primaire buis als op de secundaire buis. Enkel de SCF's op de secundaire buis zijn kleiner dan die op de primaire buis. Alle overige SCF's zijn heel klein of gelijk aan 0. Dezelfde conclusies gelden voor locatie 90°.

Ten slotte worden opnieuw de maximale absolute waarden van de SCF's weergegeven op figuren 9-15 en 9-16.



Figuur 9-15: Maximale absolute waarde van de SCF's op de primaire buis in functie van τ_d



Figuur 9-16: Maximale absolute waarde van de SCF's op de secundaire buis in functie van τ_d

Op figuur 9-15 kan men zien dat de SCF's van krachten in de secundaire buis allemaal afnemen en convergeren naar een bepaalde constante waarde naarmate de dikte van de diafragma's toeneemt. Ook het torsiemoment $M_{x,ch}$ neemt af bij een toenemende dikte. Dit komt omdat de torsieweerstand van de primaire buis toeneemt naarmate de interne verstijving van de primaire buis toeneemt. De SCF's van $N_{x,ch}$, $V_{z,ch}$ en $M_{y,ch}$ wijzigen minder, maar bereiken wel een minimum bij τ_d gelijk aan 1,25.

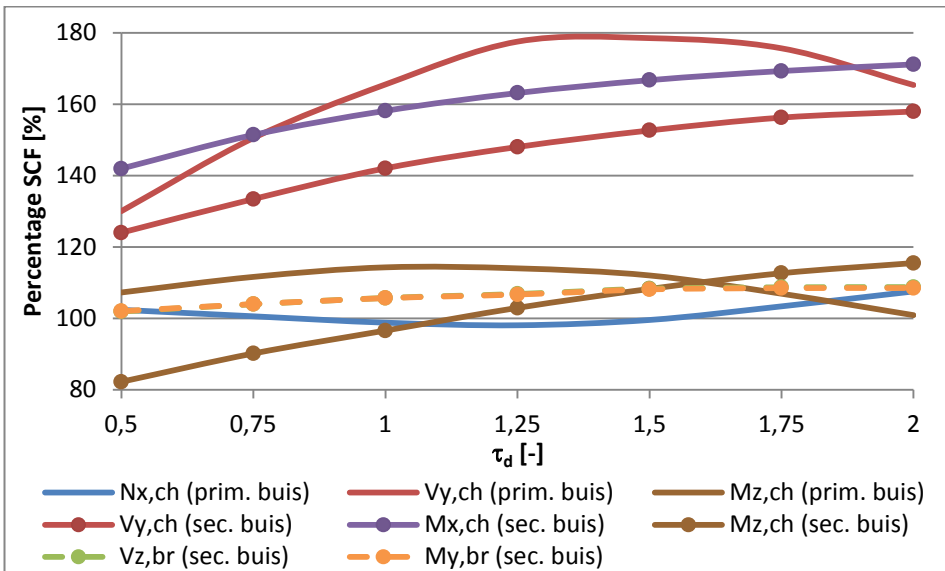
Op figuur 9-16 kan men zien dat de SCF's op de secundaire buis nauwelijks wijzigen wanneer de dikte van het diafragma gewijzigd wordt. Sommige curves stijgen en sommige dalen naarmate de dikte toeneemt. Bij grotere waarden van τ_d convergeren alle curves naar een constante waarde.

Men kan dus concluderen dat het veranderen van de dikte van de diafragma's bijna enkel invloed heeft op de SCF's op de primaire buis veroorzaakt door krachten in de secundaire buis. De trend is altijd dezelfde, namelijk de waarden nemen af, naarmate de dikte toeneemt. Dit is logisch aangezien de buisverbinding stijver wordt naarmate de diafragma's dikker worden. De SCF's voor locaties op de secundaire buis wijzigen nauwelijks.

Praktisch gezien wordt de dikte van een diafragma best beperkt tot de dikte van de secundaire buis. De diafragma's moeten net zoals de secundaire buizen vastgelast worden aan de primaire buiswand via een volledige doorlassing uitgevoerd langs één kant. Bij te grote diktes wordt het uitvoeren van goede doorlassing moeilijker en wordt de kans groter dat de las niet goed uitgevoerd kan worden. Deze dikkere diafragma's kunnen ook een invloed hebben op het scheurpatroon en dus op de levensduur. Dit kan echter moeilijk numeriek aangetoond worden. Dikkere diafragma's zorgen ook voor meer gewicht en een hogere kostprijs. Al deze factoren moeten dus in rekening gebracht worden bij de keuze van de dikte van de diafragma's. De optimale keuze van de dikte van de diafragma's zal dus niet enkel afhankelijk zijn van de grootte van de hot spot spanningen. Er worden best ook vermoeiingsproeven uitgevoerd op de buisverbindingen met diafragma's met verschillende diktes, zodat de invloed van de dikte op de vermoeiingssterkte kan bestudeerd worden.

9.2.3.2. Vergelijken met SCF's zonder diafragma's

Ten slotte worden de verschillende SCF's ook nog eens vergeleken met die van dezelfde buisverbinding zonder diafragma's. Op figuur 9-17 wordt de grootte van de SCF's ten opzichte van de overeenstemmende SCF van tabel 11-2 uitgedrukt in procent, gegeven. Enkel de curven die boven de 100% gelegen zijn worden weerhouden in deze grafiek.



Figuur 9-17: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d

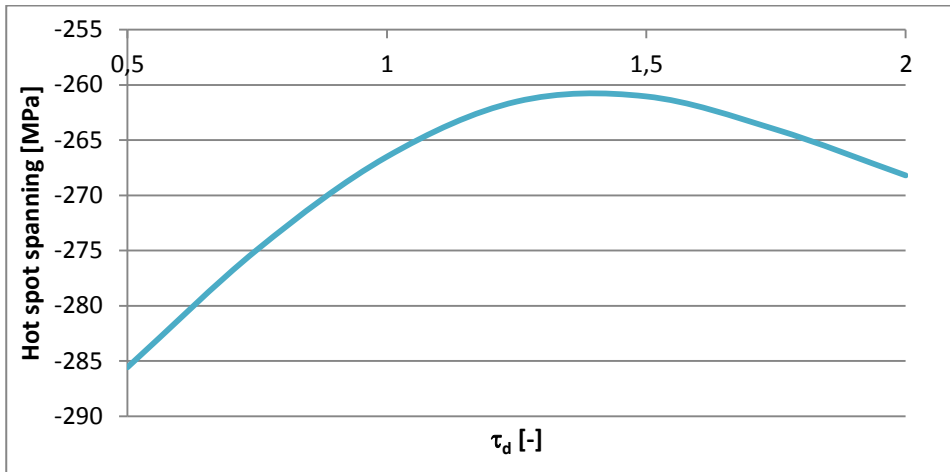
Het lijkt alsof de SCF's van $V_{y,ch}$, $M_{x,ch}$ en $M_{z,ch}$ sterk variëren in functie van τ_d , maar deze variaties zijn heel klein omdat het gaat om kleine SCF's. Door het uitdrukken in percent worden deze curven uitvergroot.

Op figuur 9-17 zijn er acht curves die boven de 100% gaan. Dat de SCF's van $V_{y,ch}$, $M_{z,ch}$ op de primaire buis en $V_{y,ch}$, $M_{x,ch}$, $V_{z,br}$ en $M_{y,br}$ op de secundaire buis stijgen door het toevoegen van diafragma's werd al aangetoond in paragraaf 7.2.3 (zie tabel 7-2). Deze curves zijn tevens altijd groter dan 100% ongeacht de waarde van τ_d . Deze SCF's worden dus nadelig beïnvloed door het toevoegen van de diafragma's ongeacht de gekozen dikte. De SCF van $N_{x,ch}$ op de primaire buis ligt iets boven de 100% en duikt zelfs even onder de 100%. Het toevoegen van diafragma's heeft dus een verwaarloosbare invloed op de SCF's van $N_{x,ch}$ op de primaire buis. De SCF van $M_{z,ch}$ op de secundaire buis stijgt ook boven de 100% vanaf τ_d groter dan 1,12. Het toevoegen van dikkere diafragma's is dus

nadelig voor de SCF's van $M_{z,ch}$ op de secundaire buis. Dit laatste is echter verwaarloosbaar, want deze waarden zijn heel klein.

9.2.3.3. Invloed op de totale hot spot spanning

In deze paragraaf worden opnieuw de grootste hot spot spanningen bepaald van de T-knoop, die rood omcirkeld is op figuur 9-9.



Figuur 9-18: Grootste hot spot spanning op primaire buis van T-knoop in functie van τ_d

Op figuur 9-18 kan men zien dat de hot spanningen afnemen naarmate de dikte van de diafragma's toeneemt en een minimum bereiken als τ_d ongeveer gelijk is aan 1,4. Daarna nemen de hot spot spanningen terug toe.

In tabel 9-4 wordt opnieuw de maximale hot spot spanning procentueel vergeleken met die van de buisverbinding zonder diafragma's.

Tabel 9-4: Maximale hot spot spanningen van T-knoop zonder diafragma's en de procentuele af- of toename van de maximale hot spot spanning bij verschillende waarden van τ_d

| | Max. σ_{hs} zonder diafragma's [MPa] | Procentuele af- of toename [%] bij $\tau_d =$ | | | |
|--------------------------|--|---|--------|--------|--------|
| | | 0,50 | 1,00 | 1,50 | 2,00 |
| Op prim. buis | -320,78 | -10,98 | -16,92 | -18,62 | -16,39 |
| Op sec. buis | -49,99 | 3,21 | 17,92 | 25,60 | 28,07 |

De maximale hot spot spanning op de primaire buis neemt altijd af door het plaatsen van diafragma's onafhankelijk van de gekozen waarde van τ_d . De afname is altijd groter dan 10%. Als τ_d gelijk is aan 1 of 2 dan is de afname ongeveer gelijk. Het lijkt dus aanbevolen om τ_d gelijk te nemen aan 1. De extra afname van de hot spot spanningen bij het verder vergroten van de dikte ($\tau_d = 1,50$) is eerder beperkt en zal wellicht niet opwegen tegen de negatieve invloeden. De invloed van de dikte van de diafragma's op de vermoeiingssterkte is echter nog niet experimenteel bepaald. De waarde van τ_d , die overeenkomt met de langste levensduur, kan dus moeilijk numeriek bepaald worden.

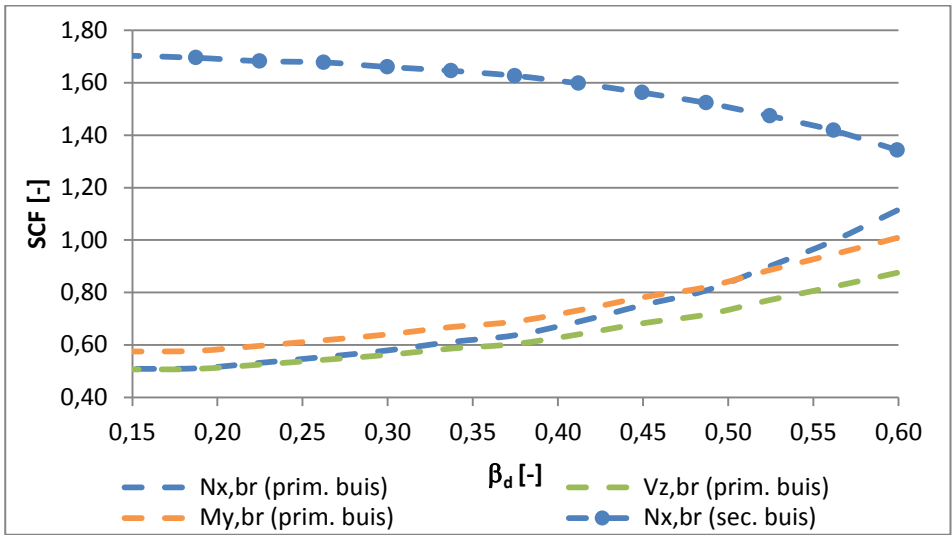
De grootste hot spot spanning op de secundaire buis varieert van -51,60 MPa bij τ_d gelijk aan 0,5 tot -64,03 MPa bij τ_d gelijk aan 2,0. Deze hot spot spanningen zijn dus duidelijk veel kleiner en stijgen naarmate de dikte toeneemt. In vergelijking met de maximale hot spot spanning van de buisverbinding zonder diafragma's nemen de hot spot spanningen toe door het toevoegen van de diafragma's onafhankelijk van de waarde van τ_d . Deze toename is echter niet zo groot omdat deze spanningen veel kleiner zijn dan die op de primaire buis.

9.2.4. Diameter van holte in de diafragma's

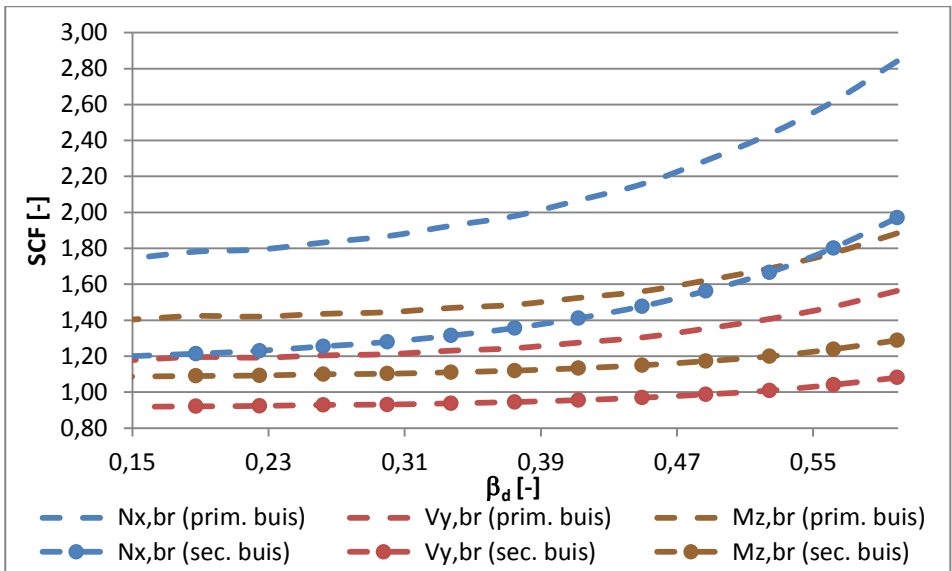
De laatste parameter die aangepast wordt is β_d . De diameter D_d neemt af van 160 naar 40 mm. Deze waarde wordt telkens met 10 mm verkleind. De dimensieloze parameter β_d varieert dus van 0,60 naar 0,15.

9.2.4.1. Invloed op de SCF's

Eerst worden opnieuw de SCF's voor locatie 180° op de primaire en secundaire buis in functie van β_d bestudeerd (zie figuur 9-19). Op de primaire buis zijn het enkel de SCF's van $N_{x,br}$, $V_{z,br}$ en $M_{y,br}$ die wijzigen. Ze nemen af en convergeren naar een constante waarde naarmate de holte in het diafragma kleiner wordt. Op de secundaire buis zijn het enkel de SCF's van $N_{x,br}$ die toenemen en convergeren naar een constante waarde wanneer de waarde van β_d afneemt. De SCF's op locatie 0° hebben een identiek verloop.



Figuur 9-19: SCF's op locatie 180° op de primaire en secundaire buis in functie van β_d

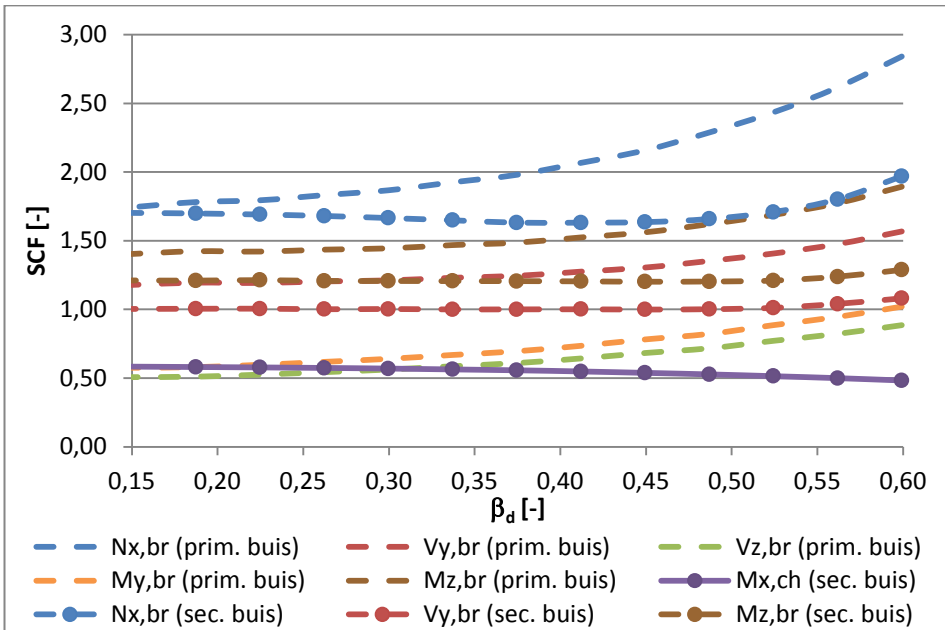


Figuur 9-20: SCF's op locatie 270° op de primaire en secundaire buis in functie van β_d

Op figuur 9-20 worden de SCF's van locatie 270° weergegeven. Alle curven vertonen dezelfde trend. De SCF's van $N_{x,br}$, $V_{y,br}$ en $M_{z,br}$ nemen af en convergeren naar een constante waarde wanneer β_d afneemt en dit zowel op de primaire als secundaire buis. Op locatie 90° zijn de conclusies hetzelfde.

Op figuur 9-21 worden de maximale absolute waarden weergegeven. Alle curven op deze figuur vertonen dezelfde trend, namelijk de SCF's nemen af

naarmate de diameter van de holte afneemt. De meeste curven convergeren snel naar een constante waarde, zeker voor locaties op de secundaire buis. Enkel de curve van de SCF's van $M_{x,ch}$ stijgt een beetje bij afnemende waarde van β_d , maar convergeert daarna snel. Alle SCF's veroorzaakt door krachten in de primaire buis zijn ofwel heel klein of blijven constant ongeacht de waarde van β_d . Het verkleinen van de diameter van de holte heeft dus vooral een positieve invloed op de hot spot spanningen veroorzaakt door krachten in de secundaire buis.



Figuur 9-21: Maximale absolute waarde van de SCF's op de primaire en secundaire buis in functie van β_d

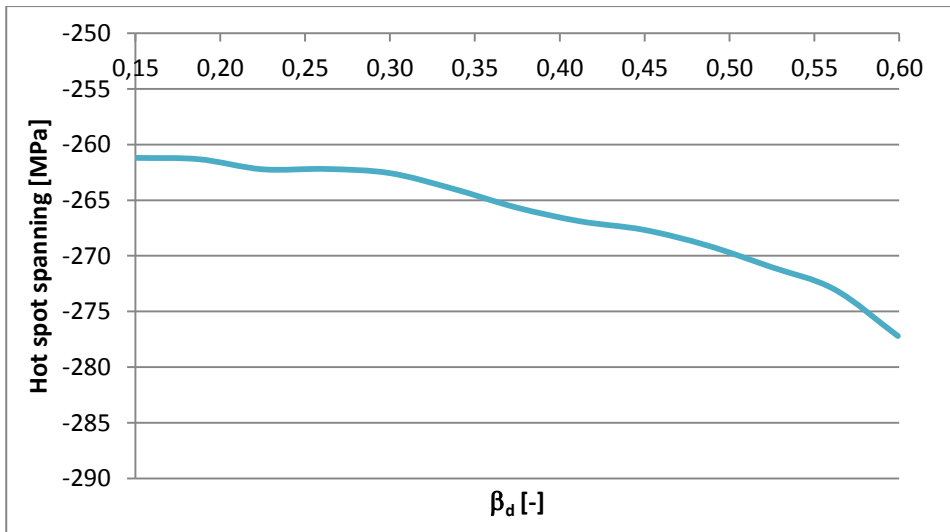
Het verkleinen van de holte zal wellicht geen invloed hebben op het scheurgedrag en de vermoeiingssterkte. Dus elke afname van de hot spot spanning zal een winst in levensduur betekenen. Het lijkt dus aangeraden om de holte van de diafragma's zo klein mogelijk te nemen, maar er moet natuurlijk nog rekening gehouden worden met andere factoren zoals kostprijs, gewicht, hanteerbaarheid, ... De holte laat toe om de diafragma's eenvoudiger te positioneren binnen de primaire buis. Via deze holte kan ook nog eventueel een visuele inspectie van de laswortel uitgevoerd worden. Een volle plaat lijkt dus geen goed alternatief, omdat dit het eigengewicht van de structuur doet toenemen en uiteindelijk geen extra winst oplevert ten opzichte van een diafragma met een kleine holte.

9.2.4.2. Vergelijken met de SCF's zonder diafragma's

Als de bekomen SCF's vergeleken worden met die van dezelfde T-knoop zonder diafragma-verstijving (zie tabel 11-2), dan kan men hetzelfde besluiten als in paragraaf 7.2.3. De zes SCF's die toenemen door het plaatsen van de diafragma's (zie tabel 7-2), blijven ook groter dan 100% ongeacht de grootte van de holte van de diafragma's.

9.2.4.3. Invloed op de totale hot spot spanning

Ten slotte wordt het verloop van de maximale hot spot spanning van de T-knoop (zie figuur 9-9) weergegeven op figuur 9-22. In tabel 9-5 worden de hot spot spanningen opnieuw vergeleken.



Figuur 9-22: Grootste hot spot spanning op primaire buis van T-knoop in functie van β_d

Tabel 9-5: Maximale hot spot spanningen van T-knoop zonder diafragma's en de procentuele af- of toename van de maximale hot spot spanning bij verschillende waarden van β_d

| | Max. σ_{hs} zonder diafragma's [MPa] | Procentuele af- of toename [%] bij $\beta_d =$ | | | | |
|------------------|--|--|--------|--------|--------|--------|
| | | 0,60 | 0,49 | 0,37 | 0,26 | 0,15 |
| Op prim. buis | -320,51 | -13,51 | -16,05 | -17,11 | -18,19 | -18,51 |
| Op sec. buis | -49,99 | 4,07 | 13,39 | 18,70 | 21,51 | 22,63 |

De maximale hot spot spanning is het kleinst wanneer β_d gelijk is aan 0,15 en is dan gelijk aan -261,2 MPa. De maximale hot spot spanning neemt dus met 18,51% af door het toevoegen van de diafragma's met β_d gelijk aan 0,15. Verschillende praktische redenen zullen wellicht ook belangrijk zijn bij het bepalen van de optimale waarde van β_d . Het lijkt aangeraden om β_d gelijk te nemen aan 0,4. Bij deze β_d -waarde is de afname gelijk aan 16,8%. De verdere afname van de maximale hot spot spanning bij het verder verkleinen van de holte is niet zo groot en zal niet opwegen tegen de praktische nadelen die gepaard gaan met het verkleinen van de holte.

De maximale hot spot spanning op de secundaire buis varieert nauwelijks wanneer de holte van de diafragma's aangepast wordt. De trend is wel opnieuw tegengesteld aan die van figuur 9-22, namelijk de maximale hot spot spanning stijgt naarmate de holte verkleint. Tevens zijn al deze waarden opnieuw groter dan die van de buisverbinding zonder diafragma's. De maximale hot spot spanning wijzigt van -52,03 MPa ($\beta_d = 0,60$) naar -61,30 MPa ($\beta_d = 0,15$). De toename is dus eerder beperkt en deze waarden zijn nog steeds veel kleiner dan de hot spot spanningen op de primaire buis.

9.3. K-knoop

9.3.1. Basisgeometrie

Vervolgens wordt er een kleine parameterstudie gedaan op een K-knoop met diafragmaverstijving. Hiervoor wordt het standaard model van Schumacher [3] gebruikt. De afmetingen worden samengevat in tabel 9-6. In tabel 9-7 wordt de gekozen basisgeometrie van de diafragma's gegeven. De diafragma's zijn genummerd van links naar rechts zoals zichtbaar op figuur 9-23.

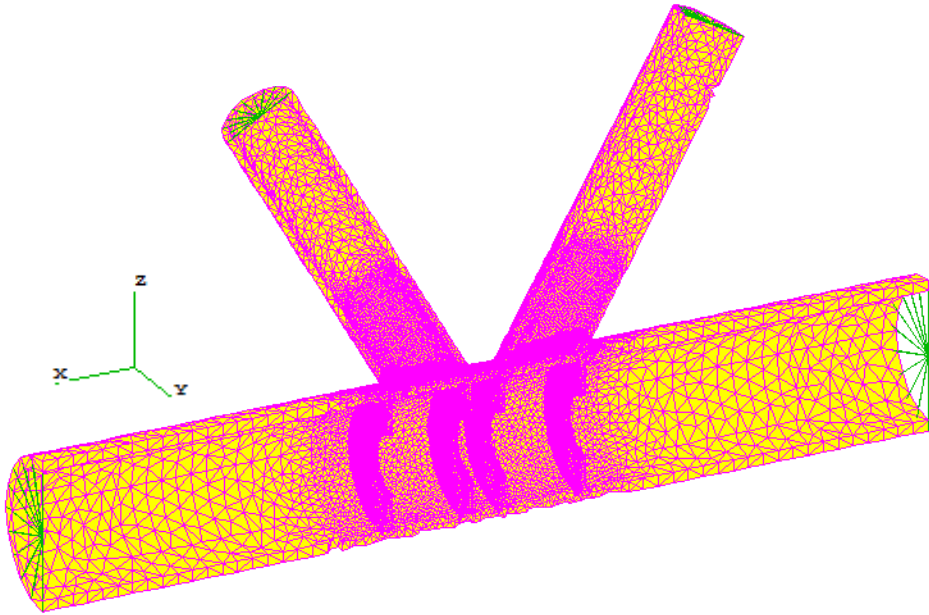
Tabel 9-6: Dimensies van de K-knoop

| D [mm] | T [mm] | d [mm] | t [mm] | e [mm] | θ [°] | β [-] | γ [-] | τ [-] |
|--------|--------|--------|--------|--------|--------------|-------------|--------------|------------|
| 508 | 37 | 260 | 22,2 | 81,28 | 30 | 0,51 | 6,86 | 0,60 |

Tabel 9-7: Dimensies van de diafragma's

| Diafragma | L_d [mm] | D_d [mm] | T_d [mm] | α_d [-] | β_d [-] | τ_d [-] |
|-----------|------------|------------|------------|----------------|---------------|--------------|
| 1 | 330,87 | 203,2 | 22,2 | 1,30 | 0,4 | 0,6 |
| 2 | 56,28 | 203,2 | 22,2 | 0,22 | 0,4 | 0,6 |
| 3 | -56,28 | 203,2 | 22,2 | -0,22 | 0,4 | 0,6 |
| 4 | -330,87 | 203,2 | 22,2 | -1,30 | 0,4 | 0,6 |

De locaties 0° , 90° , 180° en 270° komen respectievelijk overeen met kroon (hiel), zadel, kroon (teen) en zadel (zie figuur 2-8). De langsdoorsnede van het basis EE-model met de vier diafragma's wordt weergegeven op figuur 9-23. Enkel maar de SCF's op lasverbinding 1 worden in deze paragraaf besproken. Deze lasverbinding en secundaire buis 1 bevinden zich links op figuur 9-23. De SCF's op lasverbinding 2 zijn identiek wegens symmetrie.



Figuur 9-23: EE-model van de basisgeometrie K-knoop (langsdoorsnede)

9.3.2. Positie van de diafragma's

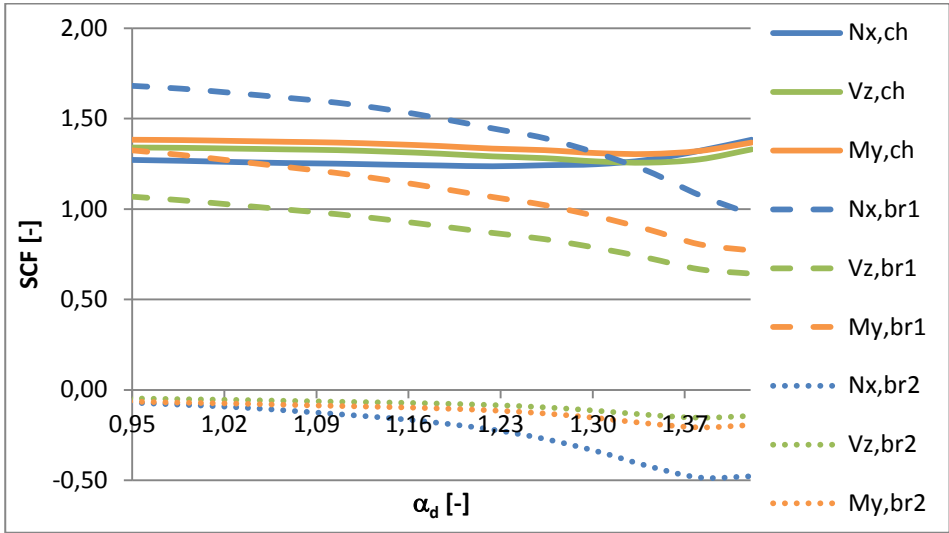
Eerst worden de posities van de vier diafragma's telkens veranderd. De vier startwaarden van L_d zijn gelijk aan 240,87; 146,28; -146,28 en -240,87. Diafragma's 1 en 3 worden telkens 10 mm naar links verschoven en diafragma's 2 en 4 10 mm naar rechts (zie figuur 9-23). In totaal worden er 13 EE-modellen gegenereerd. De dimensieloze parameter α_d van het meest linkse diafragma op figuur 9-23 wordt uitgezet op de horizontale as van de grafieken en varieert tussen 0,95 en 1,42. Grotere waarden van α_d konden niet getest worden, omdat de middenste twee diafragma's dan te dicht bij elkaar komen.

9.3.2.1. Invloed op de SCF's

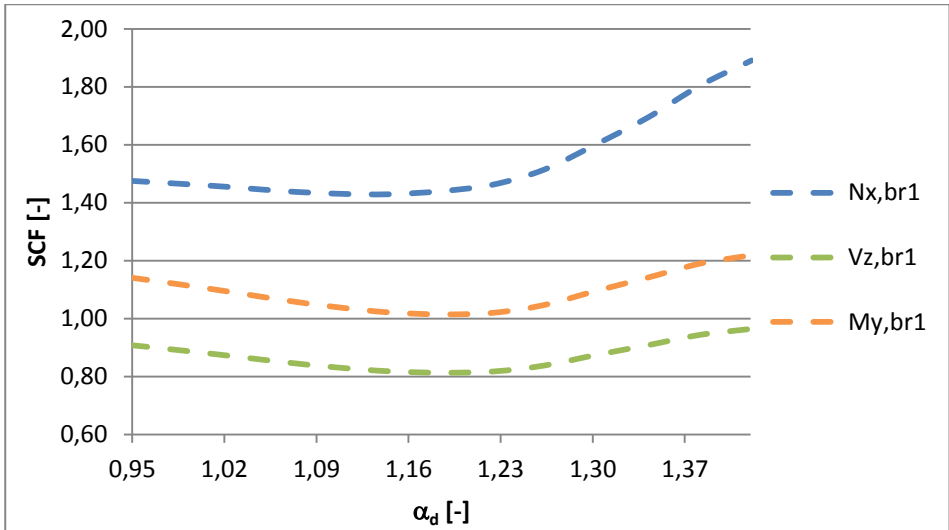
De SCF's bepaald op locatie 180° op de primaire buis worden weergegeven op figuur 9-24. De curven op deze figuur vertonen twee verschillende trends. De SCF's van $N_{x,ch}$, $V_{z,ch}$ en $M_{y,ch}$ zijn lange tijd constant en beginnen toe te nemen wanneer α_d groter wordt dan 1,30 of wanneer de diafragma's zich onder en voorbij de lasten bevinden. De SCF's van $N_{x,br1}$, $V_{z,br1}$ en $M_{y,br1}$ nemen af naarmate de waarde van α_d stijgt. Het plaatsen van de diafragma's nabij de lasten heeft opnieuw een positieve invloed op de SCF's veroorzaakt door krachten in de secundaire buis, maar een negatieve invloed op dezelfde SCF's ten gevolge van krachten in de primaire buis. De SCF's van $N_{x,br2}$, $V_{z,br2}$ en $M_{y,br2}$ zijn heel klein, maar worden toch vermeld omdat deze verantwoordelijk zijn voor het overdrachtseffect (zie paragraaf 5.3.4). Deze waarden worden ook duidelijk beïnvloed door de positie van de diafragma's. Hoe verder de diafragma's uiteen worden geplaatst, hoe groter de hot spot spanningen veroorzaakt door krachten in de tweede secundaire buis. Toch zijn deze waarden eerder klein omdat de krachten vooral worden overgedragen door de diafragma's van de secundaire naar de primaire buis. De invloed van het overdrachtseffect is dus eerder beperkt als de primaire buis verstijfd wordt met diafragma's.

Op de secundaire buis zijn het enkel de SCF's van $N_{x,br1}$, $V_{z,br1}$ en $M_{y,br1}$ die wijzigen in functie van α_d (zie figuur 9-25). Deze waarden bereiken een minimum bij α_d gelijk aan 1,18 en nemen daarna toe. Alle andere SCF's zijn heel klein en wijzigen nauwelijks in functie van α_d . Enkel de SCF's van $N_{x,ch}$ en $N_{x,br2}$ nemen een beetje af bij grotere waarden van α_d .

Dit keer is het verloop van de SCF's op locaties 0° en 180° niet gelijk, omdat deze locaties niet symmetrisch zijn. Zo zijn de SCF's van $N_{x,br1}$, $V_{z,br1}$ en $M_{y,br1}$ op de primaire buis op locatie 0° veel kleiner dan die op locatie 180° . Ze vertonen wel een gelijkaardig verloop. De SCF's van $N_{x,ch}$ en $M_{y,ch}$ zijn wel ongeveer identiek. De SCF van $V_{z,ch}$ is duidelijk kleiner dan die op locatie 180° . Dit duidt nog maar eens het belang aan van het apart beschouwen van de hot spot spanningen veroorzaakt door schuifspanningen. De SCF's van krachten in secundaire buis 2 op locatie 0° zijn verwaarloosbaar klein. Dit komt omdat deze locatie het verst gelegen is van lasverbinding 2. De curven van de SCF's op de secundaire buis op locatie 0° zijn gelijkaardig aan die van locatie 180° , enkel het teken en de grootte verschillen.



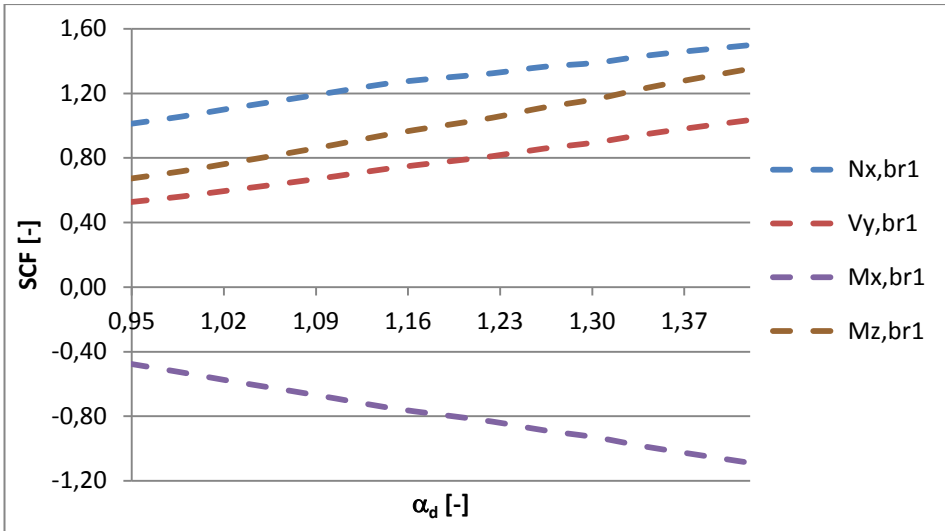
Figuur 9-24: SCF's op locatie 180° op de primaire buis in functie van α_d



Figuur 9-25: Alle SCF's op locatie 180° op de secundaire buis in functie van α_d

De SCF's op locatie 270° op de primaire buis worden weergegeven op figuur 9-26. Op de primaire buis zijn er slechts vier SCF's die toenemen naarmate α_d toeneemt, namelijk $N_{x,br1}$, $V_{y,br1}$, $M_{x,br1}$ en $M_{z,br1}$. Alle andere waarden zijn heel klein of blijven constant. Op de secundaire buis zijn het dezelfde vier SCF's die toenemen bij een stijgende waarde van α_d . Bij α_d gelijk aan 1,42 zijn dezelfde SCF's op de primaire en secundaire buis zelfs bijna identiek van grootte. Bij kleinere waarden van α_d zijn de SCF's op de secundaire buis iets groter dan die

op de primaire buis. Wegens symmetrie is het verloop van de curven op locatie 90° wel identiek aan die van locatie 270°.

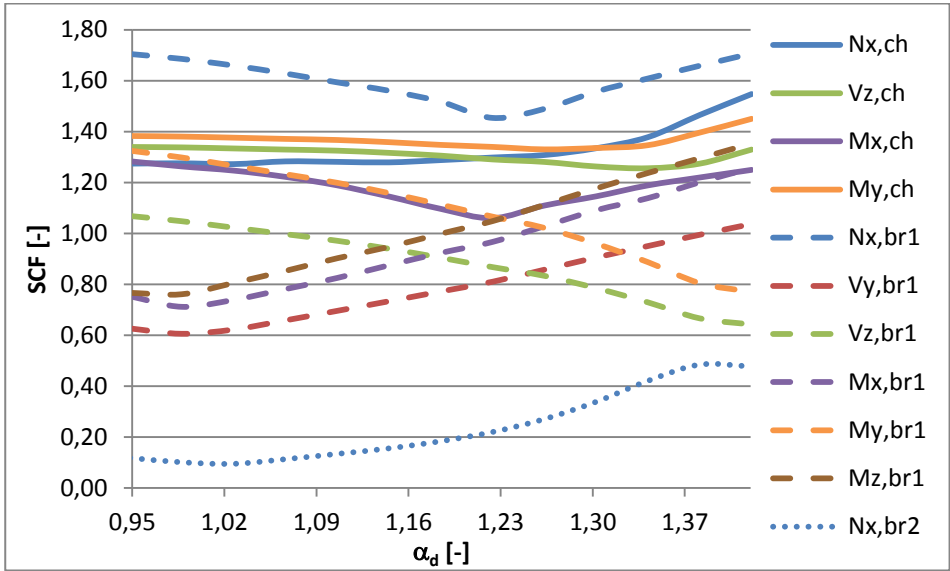


Figuur 9-26: SCF's op locatie 270° op de primaire buis in functie van α_d

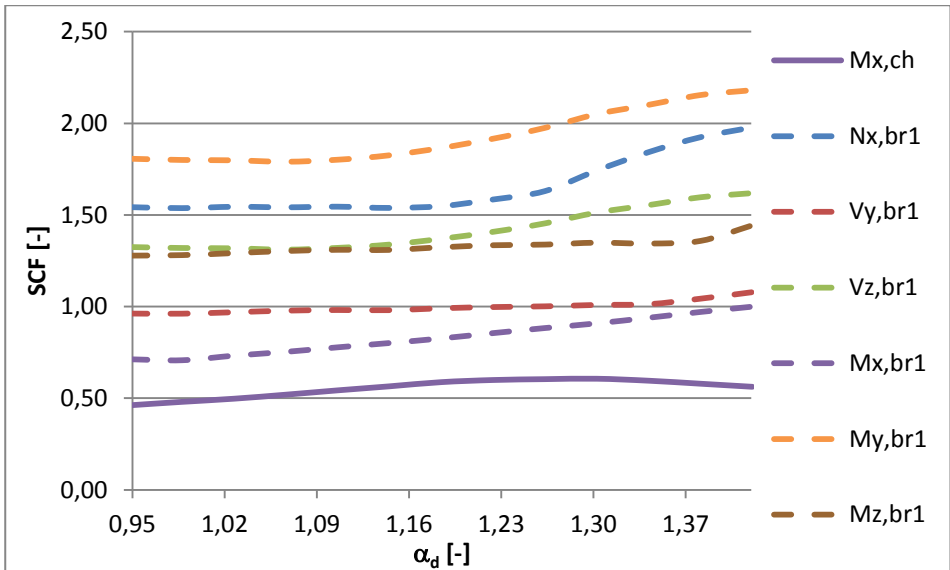
Ten slotte worden de maximale absolute waarden weergegeven op figuren 9-27 en 9-28. Op figuur 9-27 kan men duidelijk zien dat meerdere SCF's beïnvloed worden door de positie van de diafragma's, de trends zijn wel wat verschillend. De SCF's van $N_{x,ch}$, $V_{z,ch}$ en $M_{y,ch}$ vertonen hetzelfde verloop als op figuur 9-24. De SCF van $M_{x,ch}$ bereikt een minimum bij α_d gelijk aan 1,22. Ook de SCF van $N_{x,br1}$ is op dat moment minimaal. De SCF's van $V_{z,br1}$ en $M_{y,br1}$ nemen af bij toenemende waarden van α_d . De SCF's van $V_{y,br1}$, $M_{x,br1}$ en $M_{z,br1}$ nemen dan weer toe wanneer de diafragma's verder uiteen geplaatst worden. De SCF's van krachten in secundaire buis 2 zijn heel klein en verwaarloosbaar. Enkel de SCF van $N_{x,br}$ stijgt duidelijk vanaf α_d gelijk aan 1,09.

Op figuur 9-28 hebben de SCF's een meer gelijke trend. Alle SCF's van krachten in secundaire buis 1 nemen toe bij toenemende α_d . Alle andere SCF's zijn heel klein of blijven constant. Enkel de curve van $SCF_{M_{x,ch}}$ stijgt even en daalt daarna terug.

Net zoals bij de T-knoop zal de optimale waarde van α_d dus afhankelijk zijn van de grootte van de nominale spanningen. Daarnaast zal de gekozen positie van de diafragma's wellicht een bepaalde invloed hebben op de vermoeingssterkte.



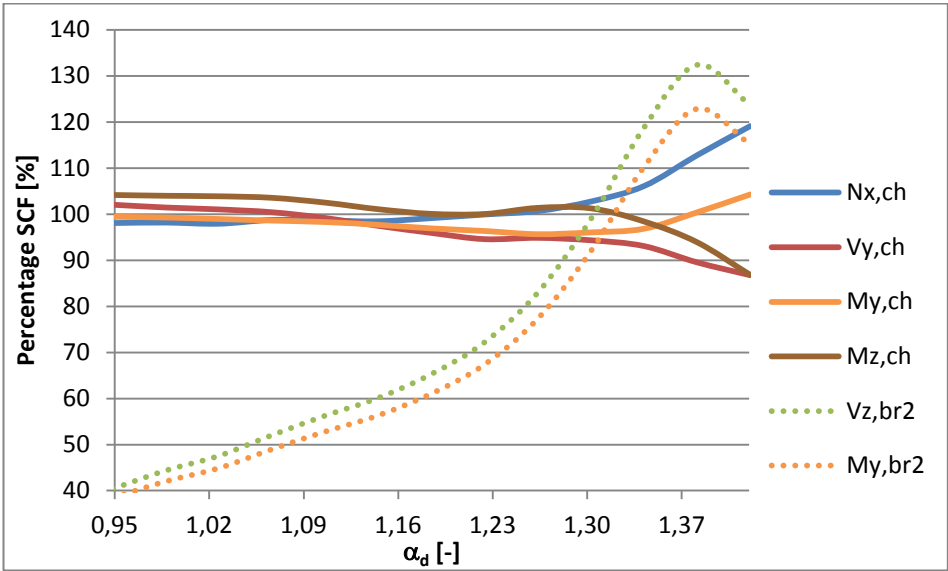
Figuur 9-27: Maximale absolute SCF's op de primaire buis in functie van α_d



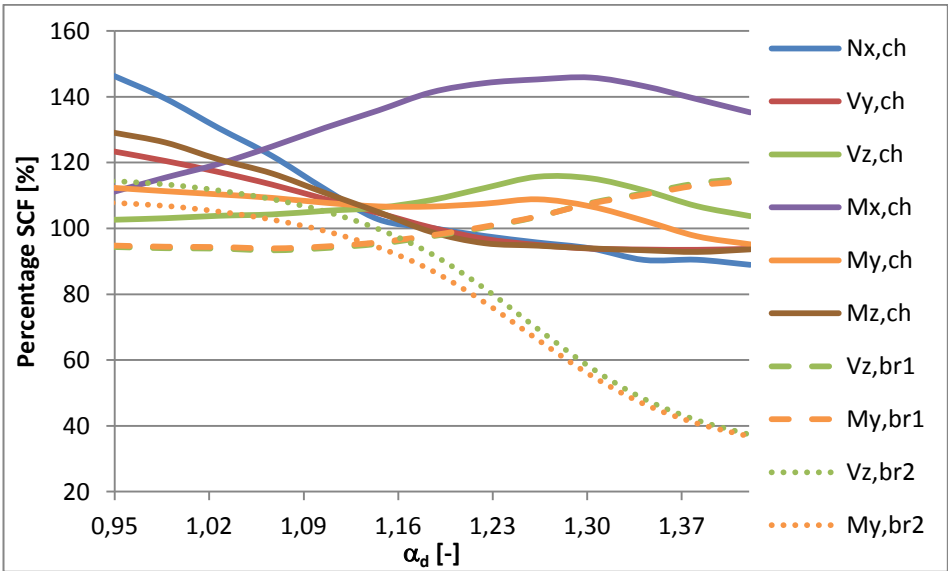
Figuur 9-28: Maximale absolute SCF's op de secundaire buis in functie van α_d

9.3.2.2. Vergelijken met SCF's zonder diafragma's

Op figuren 9-29 en 9-30 worden de SCF's procentueel vergeleken met de SCF's van dezelfde buisverbinding zonder diafragma's, die gegeven worden in tabel 11-3. Enkel de curves die (soms) groter zijn dan 100% worden weergegeven.



Figuur 9-29: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de primaire buis)



Figuur 9-30: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de secundaire buis)

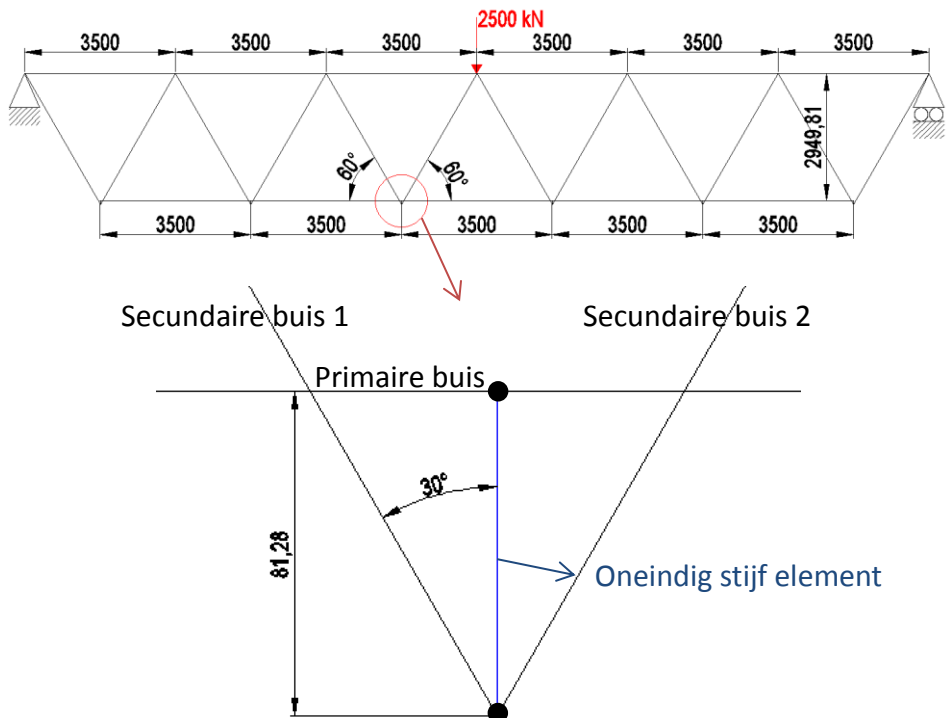
De curven van de SCF's van $V_{y,ch}$ en $M_{z,ch}$ zijn groter dan 100% bij kleine waarden van α_d , maar nemen daarna af en worden iets kleiner dan 100% (zie figuur 9-29). De curven van de SCF's van $N_{x,ch}$ en $M_{y,ch}$ hebben een omgekeerde trend. De curves van de SCF's van $V_{z,br2}$ en $M_{y,br2}$ tonen aan dat het overdrachtseffect kleiner wordt door het plaatsen van diafragma's met een

kleine α_d . Naarmate α_d stijgt, wordt het overdrachtseffect echter groter dan wanneer de buisverbinding niet verstijfd is.

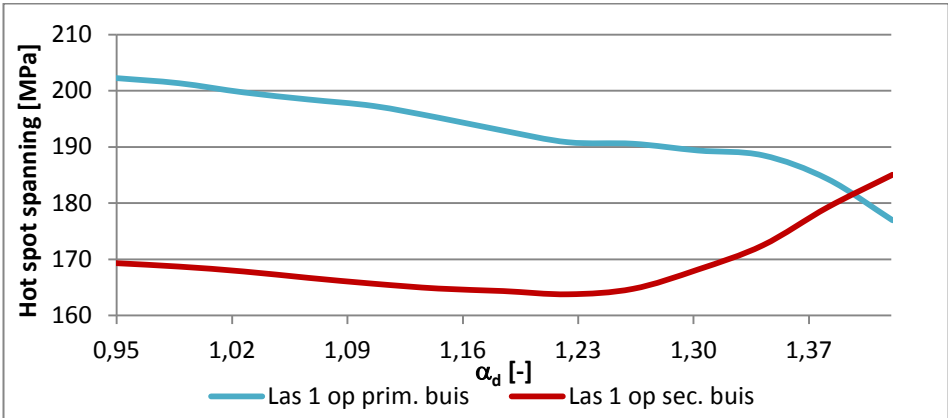
Op figuur 9-30 zijn er ook verschillende trends zichtbaar. De SCF's van $V_{z,ch}$, $M_{x,ch}$ en $M_{y,ch}$ zijn altijd groter dan 100%. Het plaatsen van diafragma's heeft dus altijd een negatieve invloed op deze SCF's. De SCF's van $N_{x,ch}$, $V_{y,ch}$, $M_{z,ch}$, $V_{z,br2}$ en $M_{y,br2}$ zijn groter dan 100% bij kleine waarden van α_d , maar dalen snel en zijn kleiner dan 100% bij grotere waarden van α_d . Het verloop van deze vijf waarden is wel verwaarloosbaar omdat deze heel klein zijn. De curven van de SCF's van $V_{z,br1}$ en $M_{y,br1}$ zijn in het begin iets kleiner dan 100% en daarna iets groter dan 100%. Het plaatsen en verplaatsen van de diafragma's heeft dus maar een beperkte invloed op deze twee SCF's.

9.3.2.3. Invloed op de totale hot spot spanning

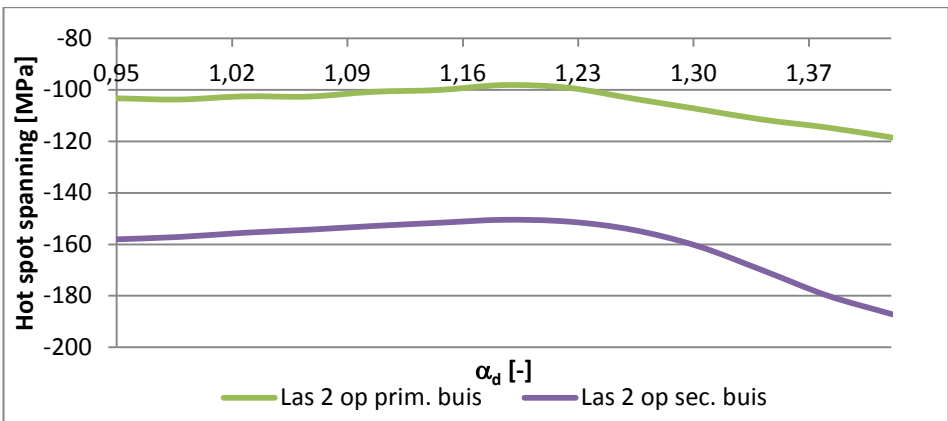
De structuur weergegeven op figuur 9-31 wordt gebruikt om de hot spot spanningen van de rood omcirkelde K-knoop te berekenen. De maximale hot spot spanningen van lasverbinding 1 en 2 in functie van α_d worden weergegeven op figuren 9-32 en 9-33.



Figuur 9-31: Structuur met K-knopen (afmetingen in mm)



Figuur 9-32: Maximale hot spot spanningen van lasverbinding 1 in functie van α_d



Figuur 9-33: Maximale hot spot spanningen van lasverbinding 2 in functie van α_d

In tegenstelling tot figuur 9-10 bereikt de blauwe curve op figuur 9-32 geen duidelijk minimum. De hot spot spanningen nemen af naarmate α_d toeneemt. De hot spot spanning is het kleinst bij α_d gelijk aan 1,42 en is gelijk aan 176,94 MPa. Het lijkt echter dat de hot spot spanning nog verder zou afnemen bij grotere waarden van α_d . Dit kon echter niet getest worden omdat de middelste twee diafragma's dan te dicht bij elkaar liggen. De andere curven op figuren 9-32 en 9-33 bereiken wel een minimum. Alle drie de curven zijn minimaal bij α_d gelijk aan 1,22. Deze waarden zijn allemaal opnieuw duidelijk kleiner dan de hot spot spanningen op de primaire buis nabij lasverbinding 1. Bij α_d gelijk aan 1,42 zijn de maximale hot spot spanningen op de secundaire buis nabij beide lasverbindingen wel opeens groter dan die op primaire buis nabij lasverbinding 1. Dit hoeft echter niet nadelig te zijn omdat de vermoeiingssterkte van de secundaire buis groter is dan die van de primaire buis wegens het dikte-effect.

Ten slotte worden deze hot spot spanningen opnieuw vergeleken met de hot spot spanningen van dezelfde buisverbinding zonder diafragma's (zie tabel 9-8). Alle maximale hot spot spanningen, ongeacht de positie van de diafragma's, zijn kleiner geworden door het toevoegen van de vier diafragma's. De procentuele afnames zijn het grootst bij α_d gelijk aan 1,18. Enkel de maximale hot spot spanning op de primaire buis nabij lasverbinding 1 neemt nog verder af en de kleinste waarde werd bepaald bij α_d gelijk aan 1,42.

Tabel 9-8: Maximale hot spot spanningen van K-knoop zonder diafragma's en de procentuele afname van de maximale hot spot spanning bij verschillende waarden

| | Max. σ_{hs} zonder diafragma's [MPa] | Procentuele afname [%] bij $\alpha_d =$ | | |
|---------------------|---|---|--------|--------|
| | | 0,95 | 1,18 | 1,42 |
| Las 1 op prim. buis | 233,56 | -13,39 | -17,41 | -24,24 |
| Las 1 op sec. buis | 211,38 | -19,90 | -22,25 | -12,46 |
| Las 2 op prim. buis | -142,32 | -27,44 | -31,02 | -16,72 |
| Las 2 op sec. buis | -204,43 | -22,67 | -26,39 | -8,43 |

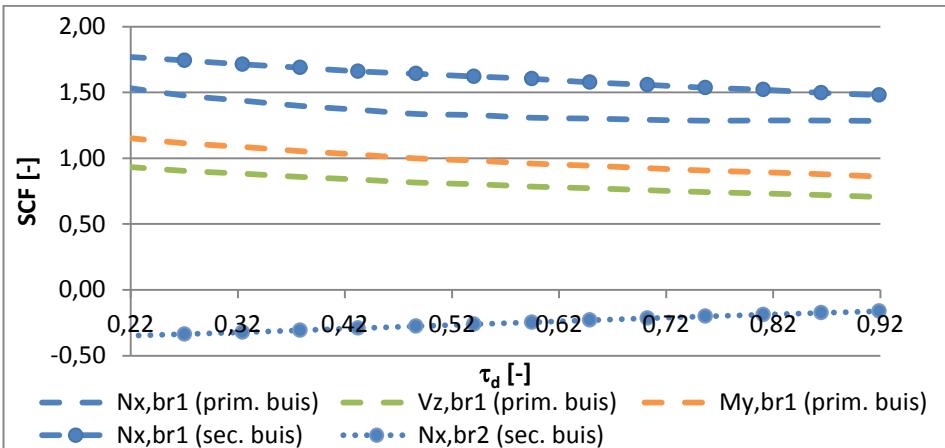
Net zoals bij de T-knoop is het opnieuw moeilijk om de optimale positie van de diafragma's te bepalen. De maximale hot spot spanning op de primaire buis is het kleinst wanneer de diafragma's geplaatst worden ter hoogte van $L_{r,min}$ op locatie 0° en 180° ($\alpha_d = 1,42$). Uit de vermoeingsproeven (zie hoofdstuk 8) is gebleken dat het plaatsen van diafragma's altijd zorgt voor een langere levensduur, dankzij de lagere hot spot spanningen, maar omdat de gekozen positie ook een invloed heeft op het scheurgedrag en de vermoeingssterkte, is de optimale positie niet altijd die die overeenkomt met de laagste hot spot spanningen. Zo worden de diafragma's best dicht bij elkaar geplaatst zodat ze niet afgesneden worden door de scheur.

9.3.3. Dikte van de diafragma's

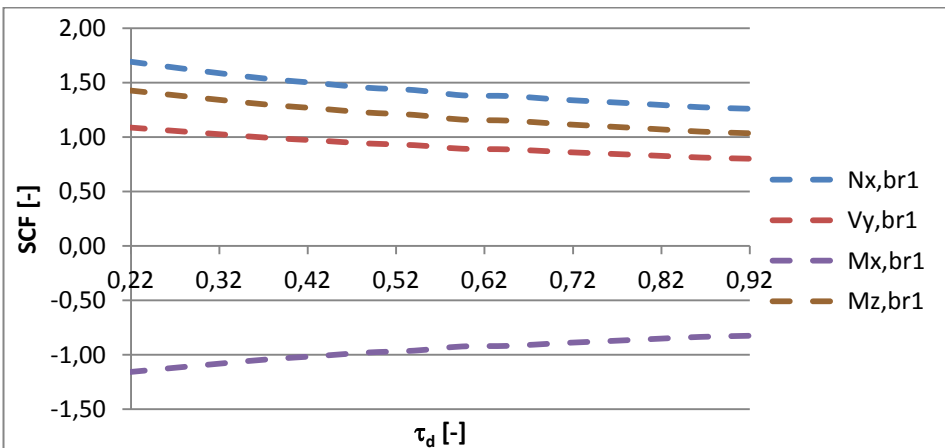
De dikte van de vier diafragma's wordt telkens verhoogd met 2 mm, beginnend met een dikte van 8 mm. In totaal worden er 14 EE-berekeningen uitgevoerd. De dimensieloze parameter τ_d varieert dus tussen 0,22 en 0,92.

9.3.3.1. Invloed op de SCF's

Dezelfde trends als bij de T-knoop worden waargenomen (zie paragraaf 9.2.3.1). Op locatie 0° en 180° op de primaire buis zijn het enkel de SCF's van $N_{x,br1}$, $V_{z,br1}$ en $M_{y,br1}$ die dalen bij toenemende τ_d . Deze waarden op locatie 0° op de primaire buis zijn echter klein. De SCF's op locatie 180° op de primaire buis zijn daarentegen veel groter en worden weergegeven op figuur 9-34. Alle overige waarden op die twee locaties zijn ofwel heel klein of wijzigen nauwelijks. Het verloop van de SCF's van $N_{x,br1}$ en $N_{x,br2}$ op de secundaire buis vertoont dezelfde trend als de SCF's op de primaire buis. Het overdrachtseffect is wel niet zo groot, want de SCF van $N_{x,br2}$ blijft beperkt in grootte. Alle SCF's op locatie 0° op de secundaire buis blijven zo goed als constant ongeacht de waarde van τ_d .

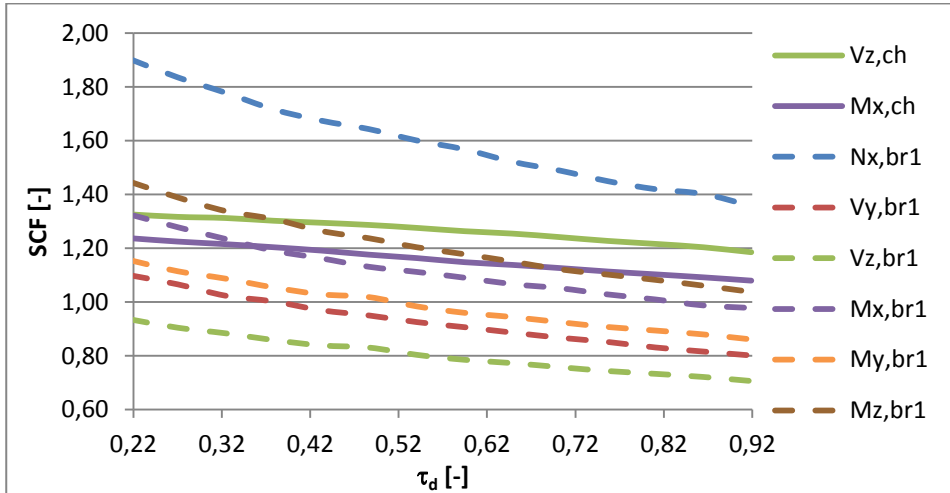


Figuur 9-34: SCF's op locatie 180° in functie van τ_d



Figuur 9-35: SCF's op locatie 270° op de primaire buis in functie van τ_d

Op locatie 270° op de primaire buis zijn er vier andere SCF's die afnemen bij een stijgende waarde van τ_d , namelijk die van $N_{x,br1}$, $V_{y,br1}$, $M_{x,br1}$ en $M_{z,br1}$. Opnieuw is de trend hetzelfde. Het verloop van deze vier SCF's wordt weergegeven op figuur 9-35. Dezelfde vier SCF's op de secundaire buis vertonen hetzelfde verloop. Opnieuw wegens symmetrie zijn de SCF's op locatie 90° identiek op enkele tekens na.



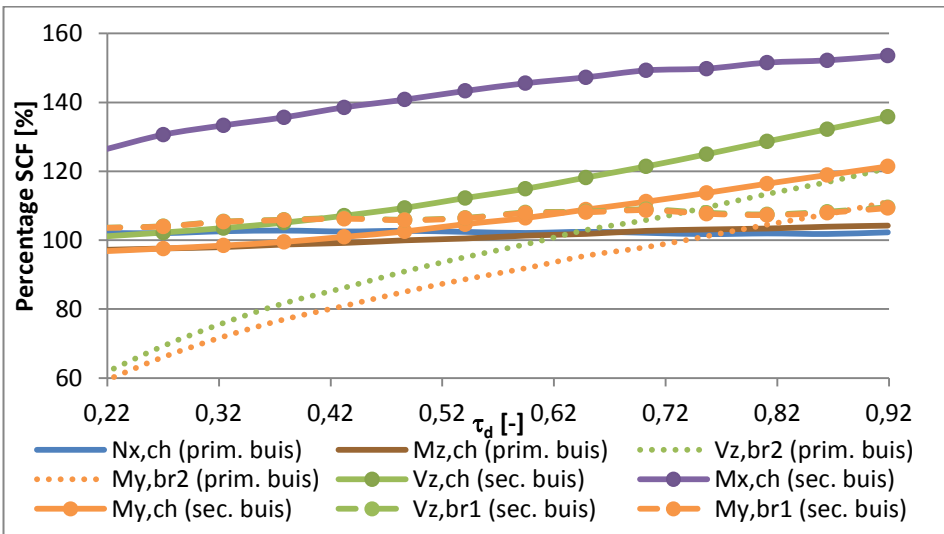
Figuur 9-36: Maximale absolute waarde van SCF's op de primaire buis in functie van τ_d

Ten slotte worden op figuur 9-36 de maximale absolute waarden van alle SCF's uitgezet in functie van τ_d . Alle SCF's op deze figuur vertonen opnieuw dezelfde trend. Alle overige SCF's die niet op deze grafiek weergegeven worden wijzigen nauwelijks bij stijgende τ_d . De maximale absolute waarden van de SCF's op de secundaire buis vertonen dezelfde trend, maar de afname is kleiner dan dezelfde SCF's op de primaire buis. Er zijn echter ook enkele SCF's met een tegengestelde trend, maar de toename is heel beperkt. De SCF van $M_{x,ch}$ vertoont de grootste stijging, namelijk van 0,52 ($\tau_d = 0,22$) naar 0,64 ($\tau_d = 0,92$). Het verstijven van de buisverbinding heeft dus een nadelig effect op de hot spot spanningen op de secundaire buis veroorzaakt door een torsiemoment in de primaire buis.

Alle SCF's vertonen dezelfde trend, namelijk ze nemen af naarmate de waarde van τ_d toeneemt. Dat betekent dus dat de hot spot spanningen afnemen, naarmate de buisverbinding stijver wordt, dankzij de dikkere diafragma's. Dezelfde conclusie werd gevonden bij de T-knoop (zie paragraaf 9.2.3.1).

9.3.3.2. Vergelijken met SCF's zonder diafragma's

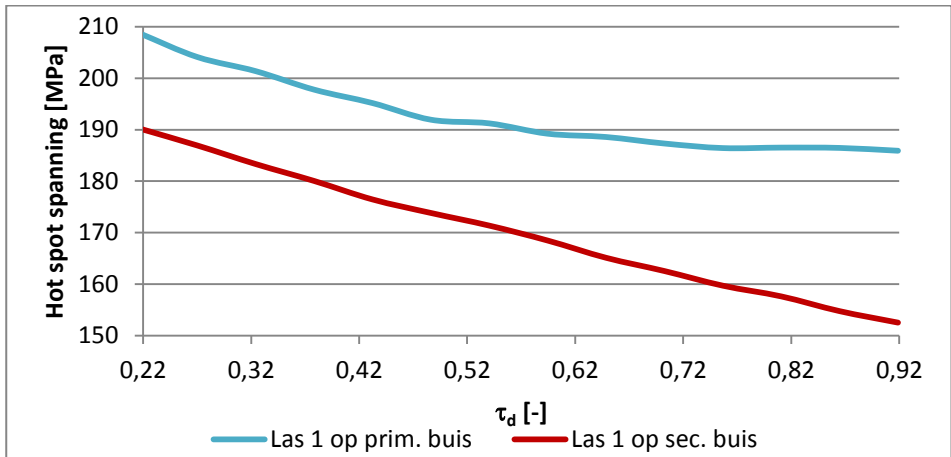
De maximale absolute waarde van elke SCF van dezelfde K-knoop zonder diafragma's wordt gegeven in tabel 11-3. De SCF's die groter zijn dan 100%, en die dus groter zijn dan dezelfde SCF van de K-knoop zonder diafragma's, worden weergegeven op figuur 9-37. De SCF's van $N_{x,ch}$ op de primaire buis en van $V_{z,ch}$, $M_{x,ch}$, $V_{z,br1}$ en $M_{y,br1}$ op de secundaire buis zijn altijd groter dan 100% ongeacht de waarde van τ_d . De SCF's van $V_{z,br2}$ en $M_{y,br2}$ zijn bij lage waarden van τ_d kleiner dan 100%, maar wanneer de dikte van de diafragma's toeneemt dan worden ze groter dan 100%. De hot spot spanningen veroorzaakt in lasverbinding 1 door de krachten V_z en M_y in secundaire buis 2 vergroten dus door het toevoegen van diafragma's met een grote dikte. Het extra verstijven van de buisverbinding met behulp van dikkere diafragma's heeft een nadelige invloed op het overdrachtseffect van buigende momenten in het vlak. Het gaat echter wel om kleine SCF's, dus deze stijgende trend zal maar een kleine invloed hebben op de totale hot spot spanning. Alle andere SCF's die niet op figuur 9-37 weergegeven worden, hebben een dalende trend.



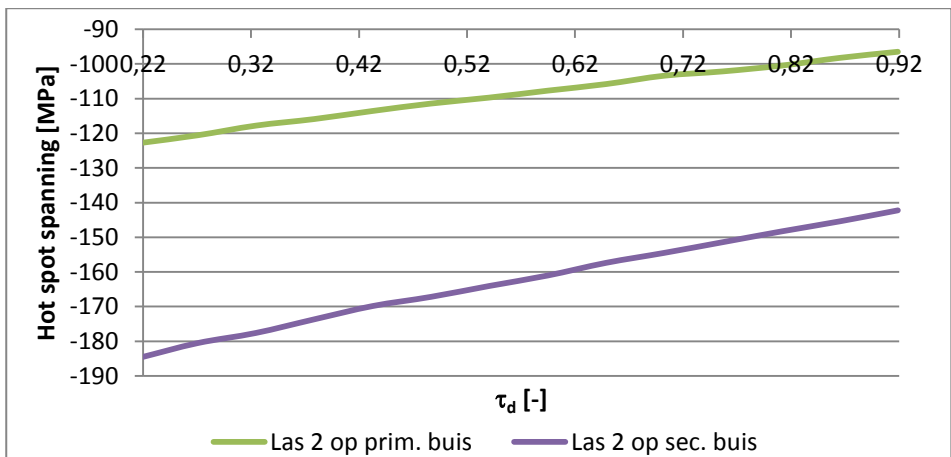
Figuur 9-37: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d

9.3.3.3. Invloed op de totale hot spot spanning

De maximale hot spot spanningen van de K-knoop in de gekozen structuur (zie figuur 9-31) worden weergegeven op figuren 9-38 en 9-39.



Figuur 9-38: Maximale hot spot spanning op lasverbinding 1 in functie van τ_d



Figuur 9-39: Maximale hot spot spanning op lasverbinding 2 in functie van τ_d

De hot spot spanningen zijn opnieuw het grootst op de primaire buis nabij lasverbinding 1. Dit is dan ook de locatie waar de vermoeiingsscheur zal optreden. De hot spot spanningen op lasverbinding 2 zijn tegengesteld van teken (drukspanningen) en zijn in absolute waarde kleiner dan die van lasverbinding 1. De trend is wel voor alle vier locaties gelijk, namelijk de maximale hot spot spanning neemt af bij een toenemende dikte van de diafragma's.

Ter vergelijking worden de hot spot spanningen van dezelfde buisverbinding zonder diafragma's gegeven in tabel 9-9. Tevens wordt in deze tabel de procentuele afname van de maximale hot spot spanning bij verschillende waarden van τ_d berekend.

Tabel 9-9: Maximale hot spot spanningen van K-knoop zonder diafragma's en de procentuele afname van de maximale hot spot spanning bij verschillende waarden

| | Max. σ_{hs} zonder diafragma's [MPa] | van τ_d | | |
|----------------------------|---|---------------------------------------|--------|--------|
| | | Procentuele afname [%] bij $\tau_d =$ | | |
| | | 0,22 | 0,59 | 0,92 |
| Las 1 op prim. buis | 233,56 | -10,61 | -18,98 | -20,40 |
| Las 1 op sec. buis | 211,38 | -9,99 | -20,30 | -27,84 |
| Las 2 op prim. buis | -142,32 | -13,68 | -24,32 | -32,21 |
| Las 2 op sec. buis | -204,43 | -9,60 | -21,23 | -30,42 |

De hot spot spanningen van de buisverbinding met diafragmaverstijving zijn altijd kleiner dan die van dezelfde buisverbinding zonder verstijving. Bij het plaatsen van dunne diafragma's ($\tau_d = 0,8$ en $T_d = 8$ mm), neemt de maximale hot spot spanning overall af met ongeveer 10%. Wanneer de dikte van de diafragma's ongeveer gelijk genomen wordt aan de dikte van de secundaire buizen ($\tau_d = 0,59$ en $T_d = 22$ mm), dan nemen de maximale hot spot spanningen nog verder af met ongeveer 20%. Wanneer de dikte nog verder toeneemt ($\tau_d = 0,92$ en $T_d = 34$ mm) dan neemt de maximale hot spot spanning op de primaire buis nabij las 1 niet veel meer af, namelijk een verdere daling van 1,42%. Deze extra afname is heel klein en wellicht zullen andere problemen optreden door de grote dikte van de diafragma's, zoals problemen bij het lassen. Voor deze belastingssituatie lijkt het dus aangeraden om de dikte van de diafragma's gelijk te nemen aan de dikte van de secundaire buizen.

Men is natuurlijk vooral geïnteresseerd naar de toename van de vermoeiingslevensduur. De hot spot spanningen kunnen op dit moment echter niet nauwkeurig omgezet worden naar een bepaalde levensduur, omdat de invloed van de dikte van de diafragma's op het vermoeiingsgedrag niet gekend is. Er zijn meerdere factoren die hierbij een rol spelen, dus zal dit proefondervindelijk moeten bestudeerd worden.

9.3.4. Diameter van de holte in de diafragma's

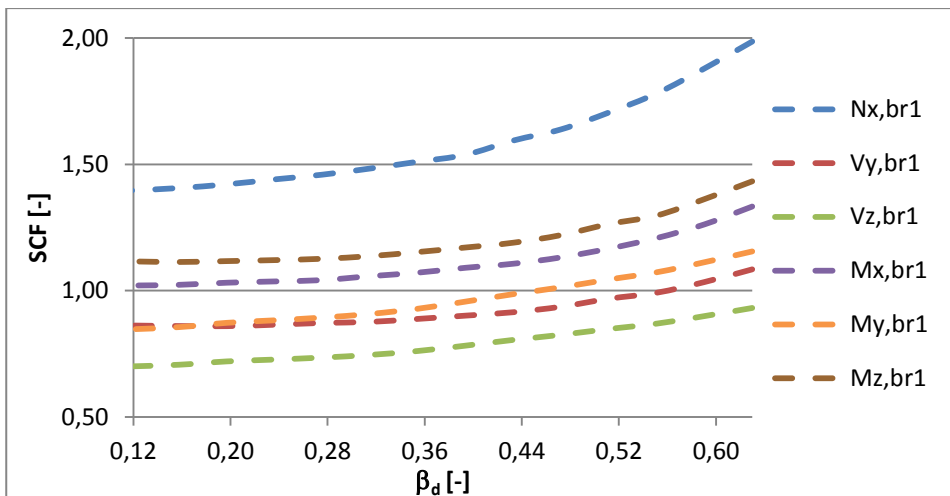
Ten slotte wordt opnieuw de holte in de diafragma's telkens verkleind. De initiële waarde van de diameter van de holte is gelijk aan 320 mm. In totaal worden er 14 EE-berekeningen uitgevoerd waarbij de diameter telkens

verkleind wordt met 20 mm. De dimensieloze parameter β_d gaat dus van 0,63 naar 0,12.

9.3.4.1. Invloed op de SCF's

Opnieuw worden dezelfde trends als bij de T-knoop waargenomen (zie paragraaf 9.2.4), namelijk de SCF's nemen af naarmate de holte kleiner wordt. De grafieken van deze paragraaf zijn bijna identiek aan die van de vorige paragraaf, maar zijn nu wel gespiegeld omdat de SCF's nu afnemen bij afnemende waarde van β_d . Op enkele uitzonderingen na zijn de waarden zelfs bijna identiek van grootte. Daarom worden de SCF's hier niet per locatie besproken, enkel de maximale absolute waarden die wijzigen in functie van β_d worden weergegeven op figuur 9-40. Het verschil met figuur 9-36 is dat de SCF's van $V_{z,ch}$ en $M_{x,ch}$ nu nauwelijks wijzigen in functie van de dimensieloze parameter. Alle SCF's van krachten in de primaire buis blijven nagenoeg constant en zijn dus onafhankelijk van de diameter van de holte.

Het zijn enkel de SCF's van krachten in secundaire buis 1 die duidelijk afnemen naarmate de holte van de diafragma's kleiner wordt. De maximale absolute SCF's van krachten in de andere secundaire buis wijzigen een klein beetje, maar omdat ze beperkt zijn in grootte zal dit geen beduidende invloed hebben op de totale hot spot spanningen.



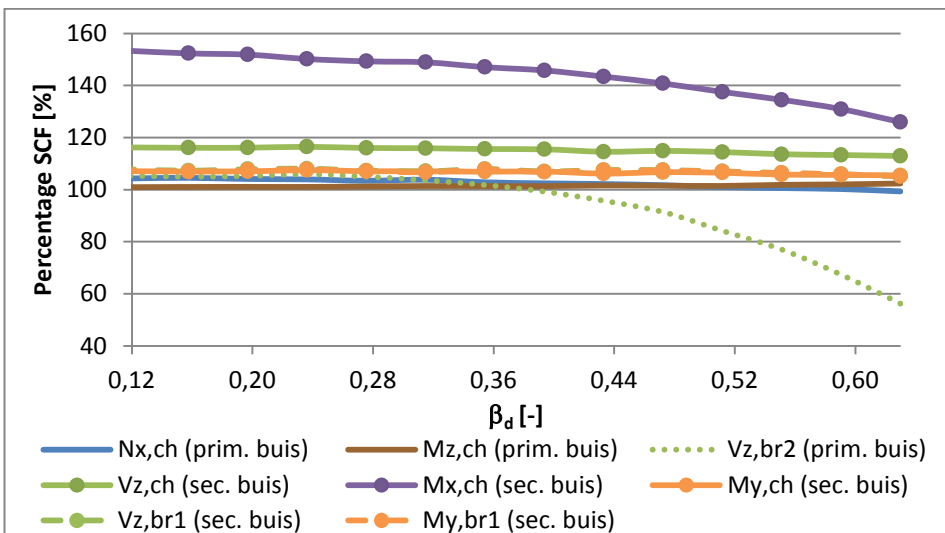
Figuur 9-40: Maximale absolute waarde van SCF's op de primaire buis in functie van β_d

De maximale absolute SCF's op de secundaire buis wijzigen ook in functie van β_d , maar deze wijzigingen zijn opnieuw veel kleiner dan die van de SCF's op de primaire buis. De SCF van $M_{x,ch}$ op de secundaire buis stijgt opnieuw bij een kleiner wordende holte. Deze trend werd ook gevonden bij de T-knoop.

Men kan dus concluderen dat het wijzigen van de grootte van de holte ongeveer hetzelfde effect heeft als het wijzigen van de dikte van de diafragma's. De SCF's op de primaire buis ten gevolge van krachten in de secundaire buis nemen af naarmate de holte kleiner wordt. Alle andere SCF's wijzigen nauwelijks.

9.3.4.2. Vergelijken met SCF's zonder diafragma's

De SCF's uitgedrukt in een aantal procent ten opzichte van de SCF's van de buisverbinding zonder diafragma's (zie tabel 11-3) en die groter zijn dan 100% worden weergegeven op figuur 9-41.



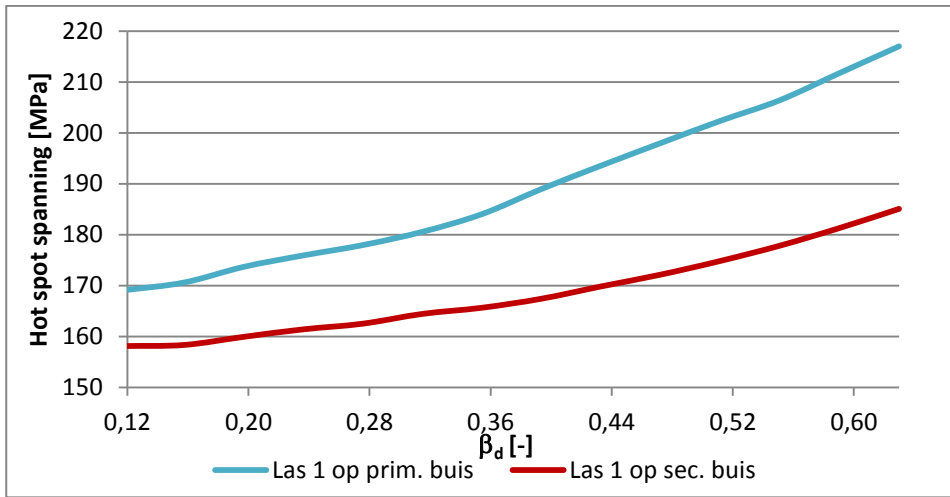
Figuur 9-41: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van β_d

Op één SCF na, zijn het dezelfde SCF's die groter zijn dan 100% als op figuur 9-37. Deze figuur is dus gelijkaardig aan figuur 9-37, maar er zijn toch enkele duidelijke verschillen. Zo stijgt de SCF van $M_{y,br2}$ niet meer boven de 100%, die van $V_{z,br2}$ wel nog, maar deze waarden zijn toch heel klein. De SCF's van $V_{z,ch}$ en $M_{y,ch}$ op de secundaire buis zijn groter dan 100% en blijven constant onafhankelijk van de grootte van de holte. Op figuur 9-37 nemen deze waarden toe bij toenemende dikte. Het verhogen van de dikte heeft dus

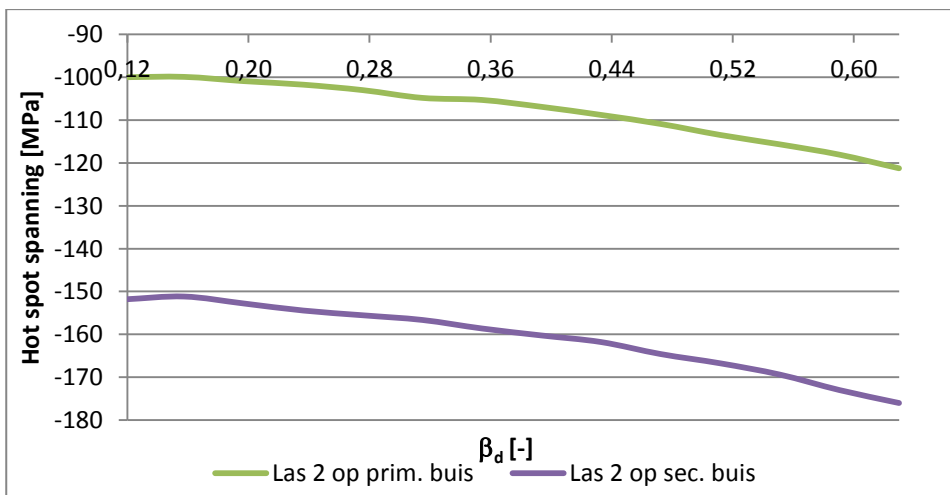
duidelijk een negatieve invloed op die hot spot spanningen, maar dit is niet zo bij het verkleinen van de holte. De negatieve invloed op de hot spot spanningen op de secundaire buis veroorzaakt door $M_{x,ch}$ is wel op beide figuren aanwezig en is ongeveer gelijk.

9.3.4.3. Invloed op de totale hot spot spanning

Ten slotte worden de maximale hot spot spanningen van de K-knoop in de structuur (zie figuur 9-31) weergegeven op figuren 9-42 en 9-43.



Figuur 9-42: Maximale hot spot spanning op lasverbinding 1 in functie van β_d



Figuur 9-43: Maximale hot spot spanning op lasverbinding 2 in functie van β_d

De trend is opnieuw hetzelfde, de maximale hot spot spanningen nemen af naarmate de holte in de diafragma's kleiner wordt. Alle curven convergeren duidelijk naar een constante waarde. Het heeft dus geen zin om diafragma's te voorzien zonder holte. De hot spot spanningen op de primaire buis nabij lasverbinding 1 zijn opnieuw de grootste. De hot spot spanningen nabij lasverbinding 2 zijn drukspanningen en zijn in absolute waarde kleiner dan de spanningen nabij lasverbinding 1.

De afname van de maximale hot spot spanning ten opzichte van de maximale hot spot spanning op de buisverbinding zonder diafragma's wordt procentueel uitgedrukt in tabel 9-10.

Tabel 9-10: Maximale hot spot spanningen van K-knoop zonder diafragma's en de procentuele afname van de maximale hot spot spanning bij verschillende waarden van β_d

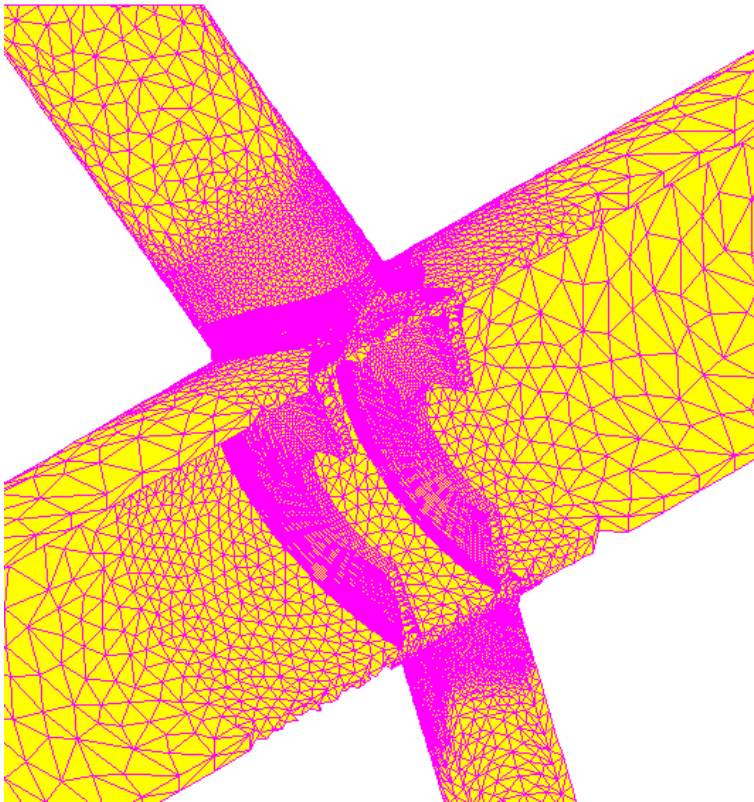
| | Max. σ_{hs} zonder diafragma's [MPa] | Procentuele afname [%] bij $\beta_d =$ | | |
|----------------------------|---|--|--------|--------|
| | | 0,63 | 0,35 | 0,12 |
| Las 1 op prim. buis | 233,56 | -7,08 | -21,20 | -27,60 |
| Las 1 op sec. buis | 211,38 | -12,44 | -21,64 | -25,20 |
| Las 2 op prim. buis | -142,32 | -14,80 | -26,00 | -29,73 |
| Las 2 op sec. buis | -204,43 | -13,90 | -22,41 | -25,73 |

Het plaatsen van diafragma's met een grote holte zorgt voor een beperkte afname van de hot spot spanningen. Hoe kleiner de holte, hoe stijver de diafragma's, hoe meer de primaire buis verstijfd wordt. Diafragma's met β_d gelijk aan 0,35 ($D_d = 180$ mm) zorgen al voor een grotere afname van de hot spot spanningen. Bij het verder verkleinen van de holte nemen de maximale hot spot spanningen nog verder af, maar deze afname wordt steeds kleiner. Daarnaast moet men nog rekening houden met enkele andere parameters, zoals kostprijs, gewicht, ... Het lijkt dus aangeraden om de dimensieloze parameter β_d gelijk te nemen aan 0,35.

9.4. Knoop ALK09 van de Woluwelaanbrug

9.4.1. Basisgeometrie

De geometrie en afmetingen van deze buisverbinding worden besproken in paragraaf 6.2. De kleine buis doorheen de diafragma's wordt in deze paragraaf niet beschouwd, omdat dit de verschuiving van de diafragma's bemoeilijkt. De gekozen basisgeometrie is dus, op de kleine buis na, identiek aan de geometrie van de werkelijke buisverbinding en wordt gegeven in tabellen 6-1 tot 6-3. Een langsdoorsnede van het basis EE-model wordt weergegeven op figuur 9-44. De locaties langsheen de lasverbinding worden weergegeven op figuur 6-12.



Figuur 9-44: EE-model van de basisgeometrie knoop ALK09 (langsdoorsnede)

9.4.2. Positie van de diafragma's

Eerst wordt de positie van beide diafragma's gewijzigd. De eerste waarde van L_d van het linkse diafragma en rechtse diafragma is respectievelijk gelijk aan 60 en -87 mm. Daarna wordt elk diafragma telkens 10 mm verschoven naar links

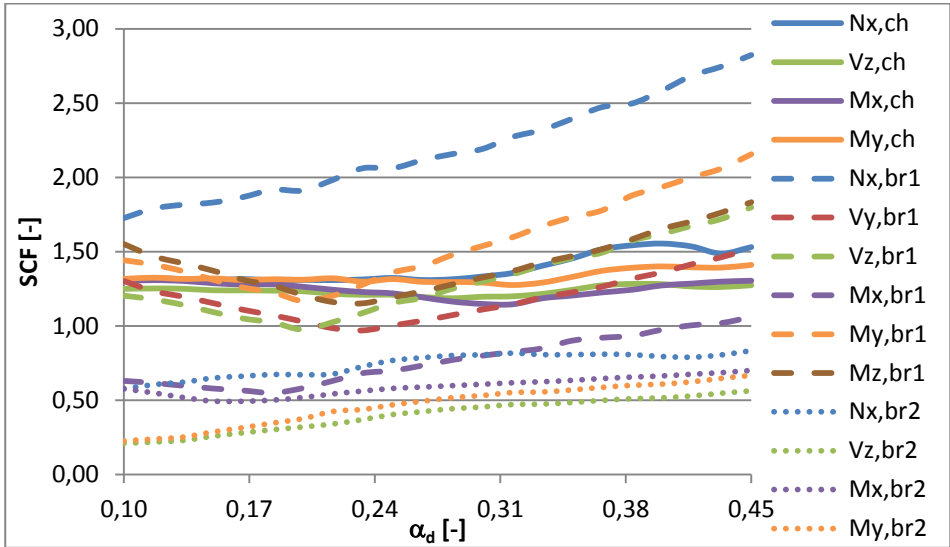
of naar rechts. In totaal worden er 22 EE-berekeningen uitgevoerd. De dimensieloze parameter α_d van het linkse diafragma zal uitgezet worden op de horizontale as van de grafieken en varieert tussen 0,10 en 0,45.

9.4.2.1. Invloed op de SCF's

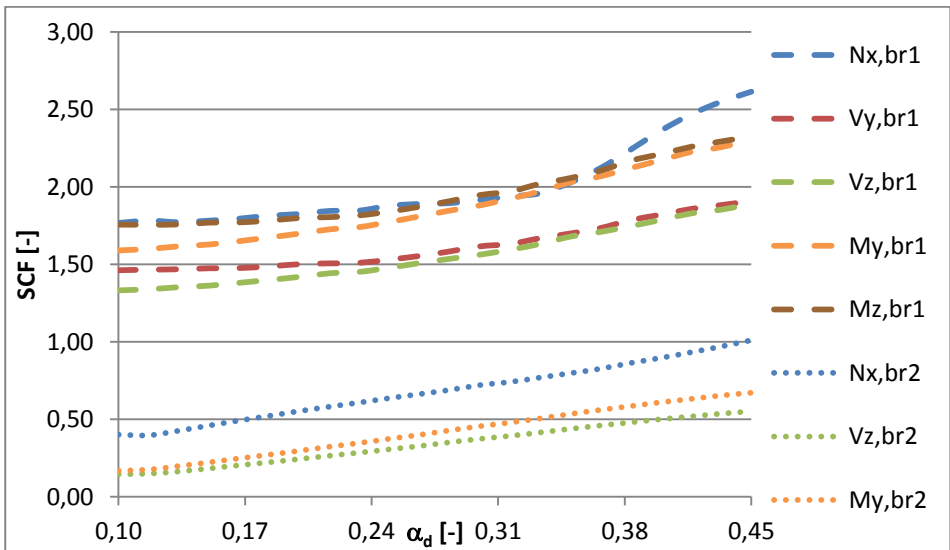
Wegens de complexe geometrie van de buisverbinding worden de SCF's op bepaalde locaties niet afzonderlijk besproken. Op figuur 9-45 worden de maximale absolute SCF's van lasverbinding 1 op de primaire buis weergegeven. Alle SCF's van krachten in de derde secundaire buis worden achterwege gelaten omdat deze waarden allemaal heel klein zijn.

Op figuur 9-45 zijn er verschillende trends zichtbaar. De SCF's van $N_{x,ch}$, $V_{z,ch}$ en $M_{y,ch}$ blijven ongeveer constant bij α_d kleiner dan 0,30. Bij grotere waarden van α_d stijgen deze SCF's een klein beetje en nemen daarna terug af. Het plaatsen van diafragma's onder de lasten of nog verder uit elkaar heeft dus een negatief effect op de hot spot spanningen veroorzaakt door deze krachten. Dit werd ook waargenomen bij de T- en K-knoop. De curve van $M_{x,ch}$ bereikt een minimum bij α_d gelijk aan 0,30. De SCF's ten gevolge van krachten in secundaire buis 1, uitgezonderd $N_{x,br1}$, bereiken een minimum bij waarden van α_d tussen 0,18 en 0,23. Dus wanneer de diafragma's nog dichter bij elkaar geplaatst worden dan de basisgeometrie ($\alpha_d = 0,33$). De SCF van $N_{x,br1}$ neemt toe wanneer de diafragma's verder uit elkaar geplaatst worden. Ook de SCF's van krachten in secundaire buis 2 nemen toe. In vergelijking met de K-knoop (zie figuur 9-27) zijn deze waarden duidelijk groter. Het overdrachtseffect is dus groter bij knoop ALK09.

Op figuur 9-46 wordt het verloop van de SCF's op secundaire buis 1 nabij lasverbinding 1 weergegeven. Alle curven op deze figuur vertonen dezelfde trend. De waarden stijgen naarmate de waarde van α_d stijgt. De SCF's van $N_{x,br2}$, $V_{z,br2}$ en $M_{y,br2}$ zijn opnieuw duidelijk groter dan bij de K-knoop, wat duidt op het belang van het in rekening brengen van het overdrachtseffect. De SCF's ten gevolge van krachten in de primaire buis zijn opnieuw heel klein en wijzigen nauwelijks in functie van α_d . Deze kleine wijzigingen zullen echter wel een invloed hebben op de hot spot spanningen (zie paragraaf 9.4.2.3).



Figuur 9-45: Maximale absolute SCF's op de primaire buis nabij lasverbinding 1 in functie van α_d



Figuur 9-46: Maximale absolute SCF's op de secundaire buis nabij lasverbinding 1 in functie van α_d

Omdat deze buisverbinding niet symmetrisch is, zijn de SCF's van lasverbinding 2 niet identiek aan die van lasverbinding 1. Het verschil is echter meestal klein. Het verloop van de meeste curven is dan ook ongeveer identiek aan die van figuren 9-45 en 9-46. Enkel de curven die duidelijk verschillen worden hier apart besproken.

Op de primaire buis nabij lasverbinding 2 bereiken de curven van $M_{y,br2}$ en $V_{z,br2}$ hun minimum bij een kleinere waarde van α_d dan op figuur 9-45 (curven $V_{z,br1}$ en $M_{y,br1}$ zijn minimaal bij α_d gelijk aan 0,20), namelijk α_d gelijk aan 0,15. De curven van $V_{y,br2}$ en $M_{z,br2}$ bereiken hun minimum bij α_d gelijk aan 0,32 en deze waarde is groter dan op figuur 9-45 (curven $V_{y,br1}$ en $M_{z,br1}$ zijn minimaal bij α_d gelijk aan 0,23). Dit komt omdat deze secundaire buis een andere oriëntatie heeft dan secundaire buis 1. De hot spot spanningen veroorzaakt door buigende momenten zullen dus op andere locaties maximaal zijn.

De SCF's op secundaire buis 2 nabij lasverbinding 2 vertonen dezelfde trends als die op secundaire buis 1. Er zijn geen duidelijk verschillen tussen beide, dus dezelfde conclusies kunnen gemaakt worden.

Net zoals bij de T- en K-knoop zal de grootte van de nominale spanningen bepalen welke positie van de diafragma's overeenkomt met de laagste hot spot spanningen.

9.4.2.2. Vergelijken met de SCF's zonder diafragma's

In deze paragraaf worden de SCF's opnieuw vergeleken met de SCF's van knoop ALK09 zonder diafragma's, die gegeven worden in tabel 11-4.

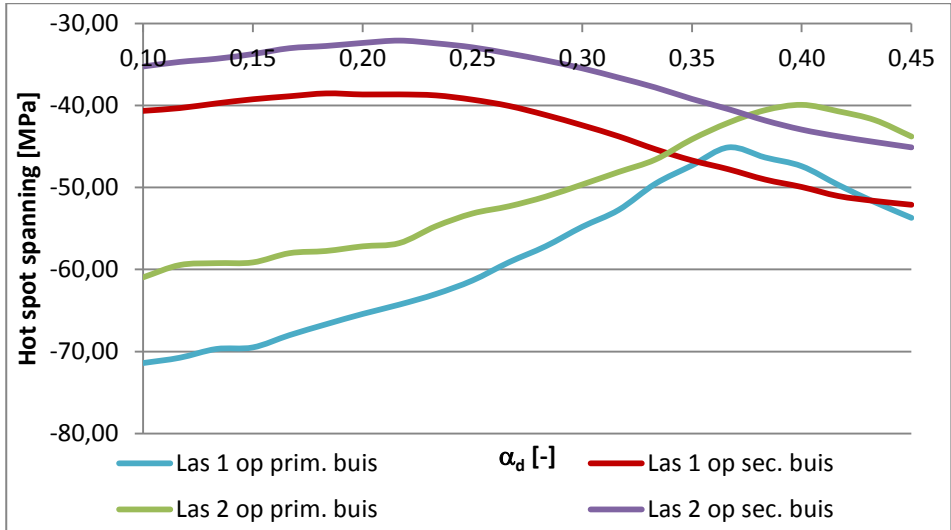
Op de primaire buis nabij lasverbinding 1 en 2 zijn er vijf curven die altijd boven de 100% gelegen zijn ongeacht de waarde van α_d , namelijk die van $N_{x,ch}$, $V_{y,ch}$, $V_{z,ch}$, $M_{y,ch}$ en $M_{z,ch}$. Het plaatsen van de diafragma's heeft dus altijd een negatieve invloed op de hot spot spanningen op de primaire buis veroorzaakt door krachten in de primaire buis (behalve $M_{x,ch}$). De toename van de SCF's schommelt tussen de 0 en 20%.

Op de secundaire buis nabij beide lasverbindingen zijn het dezelfde vijf curven plus de curve van $M_{x,ch}$ die boven de 100% gelegen zijn. Sommige curven zijn bij bepaalde waarden van α_d kleiner dan 100%. De curve van $N_{x,ch}$ varieert het meest, namelijk van 250 naar 70%. Deze grote schommelingen zijn echter verwaarloosbaar omdat al deze SCF's heel klein zijn.

9.4.2.3. Invloed op de totale hot spot spanning

Om de hot spot spanningen te bepalen wordt het draadmodel van de Woluwelaanbrug gebruikt (zie figuur 4-21). Een stilstaande trein type 3 [28]

wordt geplaatst op brugdek AL, zodat de hot spot spanningen maximaal zijn in knoop ALK09. De maximale hot spot spanningen nabij lasverbindingen 1 en 2 in functie van α_d worden weergegeven op figuur 9-47. Men kan duidelijk zien dat de hot spot spanningen van lasverbinding 1 iets groter zijn dan die van lasverbinding 2.



Figuur 9-47: Maximale hot spot spanningen van beide lasverbindingen in functie van α_d

De hot spot spanningen op de primaire buis nemen af naarmate de diafragma's verder uit elkaar geplaatst worden. De curve van lasverbinding 1 op de primaire buis is minimaal bij α_d gelijk aan 0,37. De maximale hot spot spanning nabij lasverbinding 2 is minimaal bij α_d gelijk aan 0,40. Als de diafragma's dan nog verder uiteen geplaatst worden, dan nemen de hot spot spanningen terug toe.

Via figuur 9-46 zou men verwachten dat de maximale hot spot spanning op de secundaire buizen het kleinst is bij de kleinste waarde van α_d . De SCF's op de secundaire buis veroorzaakt door krachten in de primaire buis hebben echter een tegenstelde trend, maar dit wordt niet weergegeven op figuur 9-46, omdat deze wijzigingen klein zijn. Hoewel ze klein zijn, blijken ze toch wel een invloed te hebben op de totale hot spot spanningen, waardoor de hot spot spanningen minimaal zijn bij een grotere waarde van α_d , die gelijk is aan 0,22. Daarna nemen de hot spot spanningen terug toe en worden zelfs bij grote waarden van α_d groter dan de hot spot spanningen op de primaire buis. Wegens de

verschillende vermoeiingssterkte van de primaire en secundaire buis is dit niet nadelig voor de vermoeiing. De locaties op de primaire buis blijven het meest kritiek.

De hot spot spanningen nabij lasverbinding 3 zijn heel klein en dus verwaarloosbaar.

Tabel 9-11: Maximale hot spot spanningen van knoop ALK09 zonder diafragma's en de procentuele af- of toename van de maximale hot spot spanning bij verschillende waarden van α_d

| | Max. σ_{hs} zonder diafragma's [MPa] | Procentuele af- of toename [%] bij $\alpha_d =$ | | | | | |
|----------------------------|--|---|--------|--------|--------|--------|--------|
| | | 0,10 | 0,20 | 0,33 | 0,37 | 0,40 | 0,45 |
| Las 1 op prim. buis | -86,26 | -17,21 | -24,16 | -42,57 | -47,71 | -45,05 | -37,75 |
| Las 1 op sec. buis | -49,19 | -17,37 | -21,44 | -7,85 | -2,89 | 1,51 | 5,92 |
| Las 2 op prim. buis | -62,43 | -2,36 | -8,42 | -25,38 | -32,58 | -36,07 | -29,88 |
| Las 2 op sec. buis | -36,95 | -4,65 | -12,41 | 2,29 | 9,46 | 16,20 | 22,07 |

In tabel 9-11 worden deze hot spot spanningen vergeleken met die van knoop ALK09 zonder diafragma's. Via deze tabel kan men zien dat de maximale hot spot spanning op de primaire buis altijd gedaald is door het plaatsen van de diafragma's onafhankelijk van de gekozen positie. De grootste afname is gelijk aan 47,71 % bij α_d gelijk aan 0,37. De hot spot spanningen van de werkelijke knoop ALK09 kunnen dus nog verder verlaagd worden door de diafragma's nog iets verder uit elkaar te plaatsen, ongeveer ter hoogte van de lasteen. De waarde van α_d van knoop ALK09 zoals uitgevoerd is gelijk aan 0,33 en dan is de maximale hot spot spanning ook al afgenomen met 42,57%. De extra verlaging van de hot spot spanningen door het verder uiteen plaatsen van de diafragma's is dus niet zo groot. De invloed van de positie van de diafragma's op de vermoeiingssterkte zal opnieuw bepalen wat de meest optimale positie is.

De maximale hot spot spanning op de secundaire buizen is verlaagd bij kleine waarden van α_d , maar is soms ook toegenomen bij grotere waarden van α_d . De diafragma's hebben dus soms een negatieve invloed op de hot spot

spanningen op de secundaire buis. Deze waarden zijn echter minder belangrijk omdat de vermoeiingssterkte van de secundaire buis groter is dan die van de primaire buis dankzij het dikte-effect.

9.4.3. Dikte van de diafragma's

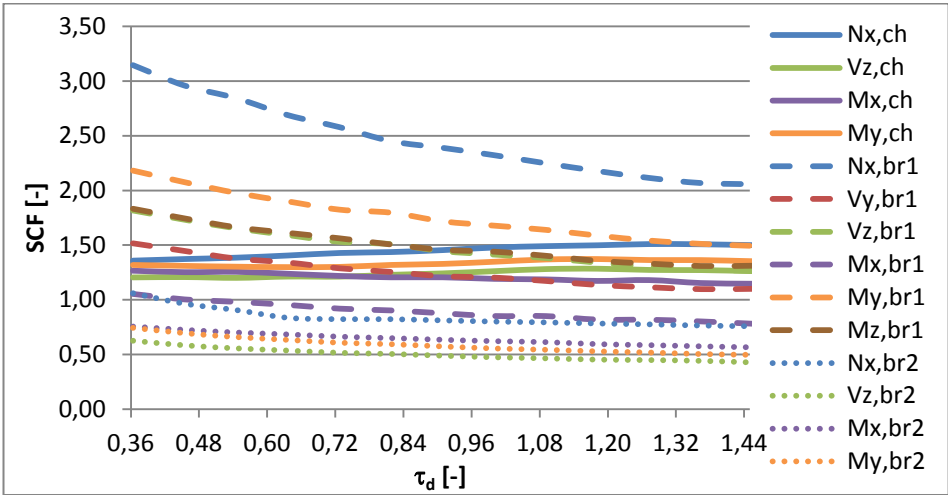
Vervolgens wordt de dikte van de diafragma's stelselmatig verhoogd van 20 naar 80 mm met stappen van 5 mm. De dimensieloze parameter τ_d varieert dus tussen 0,36 en 1,45.

9.4.3.1. Invloed op de SCF's

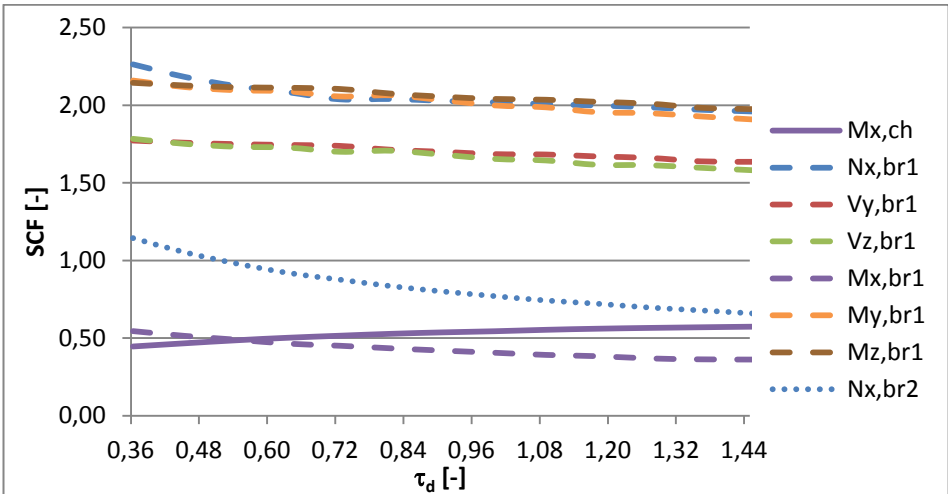
Op figuur 9-48 wordt het verloop van de SCF's op de primaire buis nabij lasverbinding 1 in functie van τ_d weergegeven. Bijna alle SCF's nemen af bij toenemende dikte van de diafragma's. Enkel de SCF's van $N_{x,ch}$, $V_{z,ch}$ en $M_{y,ch}$ nemen een klein beetje toe bij stijgende τ_d . Het vergroten van de dikte van de diafragma's heeft dus een negatieve invloed op de hot spot spanningen veroorzaakt door deze krachten. Deze toenames zijn echter veel kleiner dan de afname van sommige andere SCF's. De curves van de SCF's op de primaire buis nabij lasverbinding 2 hebben hetzelfde verloop, enkel de waarden zijn soms wat verschillend.

Op figuur 9-49 worden de maximale SCF's in absolute waarde op de secundaire buis nabij lasverbinding 1 weergegeven. Alle curven hebben hetzelfde verloop als de overeenstemmende curve op figuur 9-48, enkel de curve van $M_{x,ch}$ heeft een tegengestelde trend. De SCF's van $N_{x,ch}$, $V_{z,ch}$ en $M_{y,ch}$ nemen opnieuw ook een klein beetje toe, maar de waarden zijn veel kleiner dan op de primaire buis.

Op beide grafieken nemen de SCF's veroorzaakt door krachten in secundaire buis 2 af wanneer de dikte toeneemt. Dit betekent dat het overdrachtseffect afneemt naarmate de buisverbinding stijver wordt. Dit is logisch omdat de wand van de primaire buis minder vervormt, dus de hot spot spanningen nabij lasverbinding 1 veroorzaakt door krachten in secundaire buis 2 zullen kleiner zijn.



Figuur 9-48: Maximale absolute waarde van SCF's op de primaire buis nabij lasverbinding 1 in functie van τ_d



Figuur 9-49: Maximale absolute waarde van SCF's op de secundaire buis nabij lasverbinding 1 in functie van τ_d

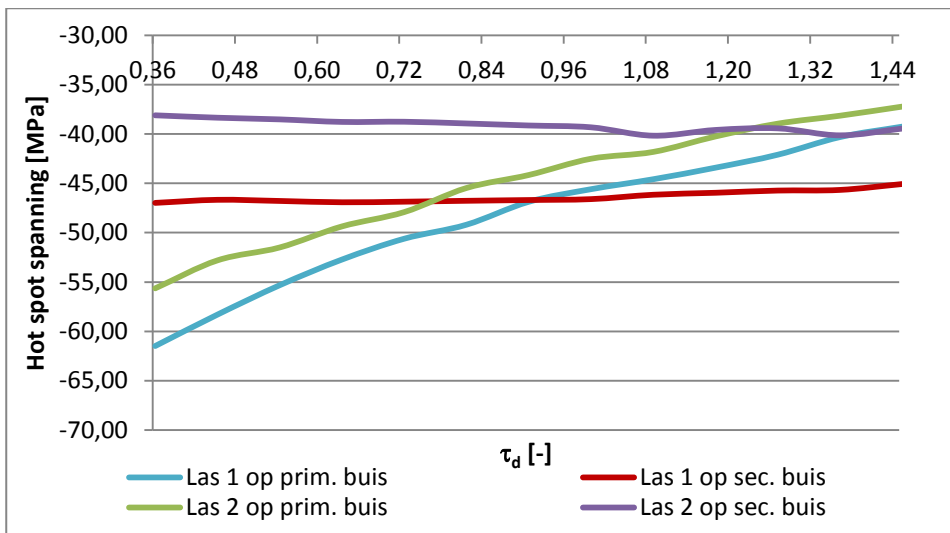
9.4.3.2. Vergelijken met de SCF's zonder diafragma's

Op de primaire buis nabij beide lasverbindingen zijn het enkel de SCF's van $N_{x,ch}$, $V_{y,ch}$, $V_{z,ch}$, $M_{y,ch}$ en $M_{z,ch}$ die altijd groter zijn dan de overeenstemmende SCF van knoop ALK09 zonder diafragma's, ongeacht de waarde van τ_d . Ditzelfde werd ook vastgesteld bij het wijzigen van de positie van de diafragma's (zie paragraaf 9.4.2.2).

Ook voor de SCF's op de secundaire buizen kunnen dezelfde conclusies gemaakt worden als in paragraaf 9.4.2.2. Alle SCF's ten gevolge van krachten in de primaire buis zijn bijna altijd groter dan de overeenstemmende SCF van de buisverbinding zonder diafragma's. De procentuele schommelingen zijn echter verwaarloosbaar omdat de SCF's op de secundaire buis ten gevolge van deze krachten heel klein zijn.

9.4.3.3. Invloed op de totale hot spot spanning

Alle hot spot spanningen van knoop ALK09 bepaald via het draadmodel belast met trein type 3, worden weergegeven op figuur 9-50.



Figuur 9-50: Maximale hot spot spanningen van beide lasverbindingen in functie van τ_d

De maximale hot spot spanning op beide secundaire buizen wijzigt nauwelijks in functie van τ_d . Het laten variëren van de dikte van de diafragma's heeft dus een beperkte invloed op de hot spot spanningen op de secundaire buis. De maximale hot spot spanning op de primaire buis nabij beide lasverbindingen daalt bij toenemende waarde van τ_d . Net zoals op figuur 9-47 zijn de maximale hot spot spanningen nabij lasverbinding 1 opnieuw groter dan die nabij lasverbinding 2. Bij grotere waarden van τ_d is de maximale hot spot spanning op de secundaire buis ook opnieuw iets groter dan die op de primaire buis.

In tabel 9-12 worden deze hot spot spanningen vergeleken met de hot spot spanningen van dezelfde buisverbinding zonder diafragma's. Men kan zien dat

de maximale hot spot spanning op de primaire buis altijd afneemt door het plaatsen van diafragma's onafhankelijk van de gekozen dikte. De grootste afname is gelijk aan 54,50% bij τ_d gelijk aan 1,45. Dit betekent echter dat de diafragma's dan 80 mm dik zijn. De diafragma's van de werkelijke knoop ALK09 zijn 50 mm dik ($\tau_d = 0,91$). Bij deze waarde is de maximale hot spot spanning op de primaire buis nabij lasverbinding 1 ook al afgenomen met 45,67%. Het verder verhogen van de dikte zal wellicht een negatieve invloed hebben op de vermoeiingssterkte, waardoor een lagere hot spot spanning geen garantie is op een langere levensduur. Dit zal verder proefondervindelijk moeten onderzocht worden.

Tabel 9-12: Maximale hot spot spanningen van knoop ALK09 zonder diafragma's en de procentuele af- of toename van de maximale hot spot spanning bij verschillende waarden van τ_d

| | Max. σ_{hs} zonder diafragma's [MPa] | Procentuele af- of toename [%] bij $\tau_d =$ | | | | |
|---------------------|--|---|--------|--------|--------|--------|
| | | 0,36 | 0,64 | 0,91 | 1,18 | 1,45 |
| Las 1 op prim. buis | -86,26 | -28,72 | -38,88 | -45,67 | -49,67 | -54,50 |
| Las 1 op sec. buis | -49,19 | -4,50 | -4,62 | -5,09 | -6,58 | -8,38 |
| Las 2 op prim. buis | -62,43 | -10,87 | -20,93 | -29,27 | -35,53 | -40,38 |
| Las 2 op sec. buis | -36,95 | 3,13 | 4,94 | 5,93 | 7,15 | 6,76 |

De maximale hot spot spanning op de secundaire buizen is nauwelijks gewijzigd ten opzichte van die op de buisverbinding zonder diafragma's. Het plaatsen van de diafragma's en wijzigen van de dikte heeft dus een beperkte invloed op de grootste hot spot spanningen op de secundaire buizen.

9.4.4. Diameter van de holte in de diafragma's

Ten slotte wordt opnieuw de grootte van de holte in het diafragma aangepast. De diameter van de holte varieert tussen 880 en 80 mm en wordt per stap telkens 80 mm verkleind. De dimensieloze parameter β_d varieert dus tussen 0,73 en 0,07.

9.4.4.1. Invloed op de SCF's

Net zoals bij de twee vorige voorbeelden nemen bijna alle SCF's af naarmate de holte van de diafragma's verkleint. Enkel sommige SCF's van krachten in de primaire buis nemen een klein beetje toe, maar dit is verwaarloosbaar. De SCF's van $N_{x,br}$ vertonen de grootste daling. Het verkleinen van de holte van de diafragma's heeft dus vooral een positieve invloed op de hot spot spanningen veroorzaakt door normaalkrachten in de secundaire buizen.

9.4.4.2. Vergelijken met de SCF's zonder diafragma's

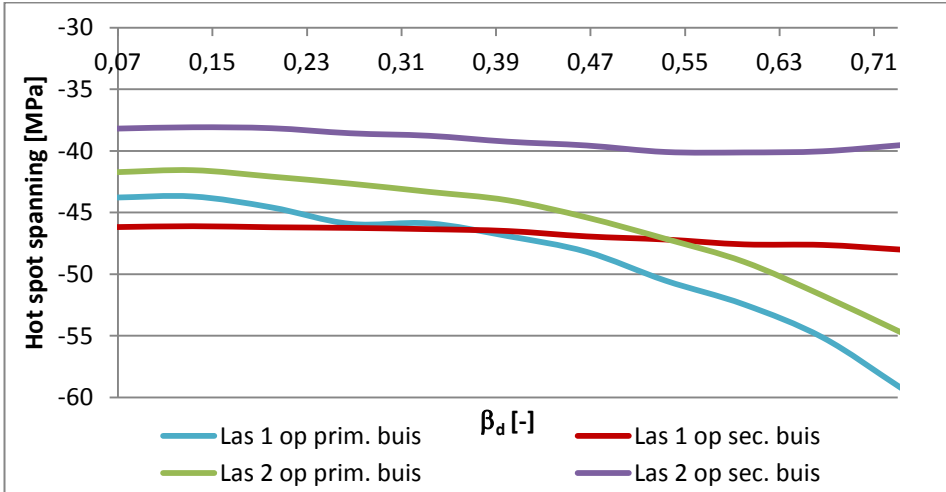
Opnieuw kunnen hier dezelfde conclusies als in paragraaf 9.4.2.2 en 9.4.3.2 gemaakt worden. Op de primaire buis nabij beide lasverbindingen zijn opnieuw dezelfde vijf SCF's ($N_{x,ch}$, $V_{y,ch}$, $V_{z,ch}$, $M_{y,ch}$ en $M_{z,ch}$) altijd groter dan dezelfde SCF's van de buisverbinding zonder diafragma's. Ook op beide secundaire buizen zijn alle SCF's van krachten in de primaire buis groter dan 100%. Dus ongeacht de gekozen grootte van de holte stijgen de hot spot spanningen veroorzaakt door krachten in de primaire buis wanneer er diafragma's geplaatst worden.

9.4.4.3. Invloed op de totale hot spot spanning

De maximale hot spot spanningen van knoop ALK09, veroorzaakt door trein type 3 geplaatst op brugdek AL, worden weergegeven op figuur 9-51. De maximale hot spot spanningen op de secundaire buizen worden opnieuw nauwelijks beïnvloed door de grootte van de holte in de diafragma's. De curves van de maximale hot spot spanningen op de primaire buis dalen bij dalende waarde van β_d . De hot spot spanningen nabij lasverbinding 1 zijn opnieuw groter dan die nabij lasverbinding 2.

In tabel 9-13 worden de hot spot spanningen van knoop ALK09 zonder diafragma's vergeleken met de hot spot spanningen van dezelfde buisverbinding met diafragma's met variërende grootte van de holte. De maximale hot spot spanningen op de beide secundaire buizen veranderen opnieuw nauwelijks. De diafragma's hebben wel altijd een positieve invloed op de maximale hot spot spanning op de primaire buis nabij beide lasverbindingen. De grootste afname is gelijk aan 49,24% bij β_d gelijk aan 0,07. Echter bij β_d gelijk aan 0,4 is de afname ook al gelijk aan 45,62%. Dit is ook de waarde die gekozen werd voor knoop ALK09 van de Woluwelaanbrug. De extra

afname van de maximale hot spot spanning veroorzaakt door het verder verkleinen van de holte is dus niet zo groot. Als andere factoren, zoals kostprijs en gewicht in rekening gebracht worden dan lijkt 0,4 opnieuw een goede keuze.



Figuur 9-51: Maximale hot spot spanningen van beide lasverbindingen in functie van β_d

Tabel 9-13: Maximale hot spot spanningen van knoop ALK09 zonder diafragma's en de procentuele af- of toename van de maximale hot spot spanning bij verschillende waarden van β_d

| | Max. σ_{hs} zonder diafragma's [MPa] | Procentuele af- of toename [%] bij $\beta_d =$ | | |
|---------------------|---|--|--------|--------|
| | | 0,73 | 0,40 | 0,07 |
| Las 1 op prim. buis | -86,26 | -31,30 | -45,62 | -49,24 |
| Las 1 op sec. buis | -49,19 | -2,41 | -5,48 | -6,13 |
| Las 2 op prim. buis | -62,43 | -12,31 | -29,51 | -33,16 |
| Las 2 op sec. buis | -36,95 | 6,97 | 6,22 | 3,36 |

9.5. Conclusies

In dit hoofdstuk werd er gezocht naar de optimale afmetingen en positie van de diafragma's. Praktisch gezien werden dus de waarden van de drie verschillende dimensieloze parameters (α_d , τ_d en β_d) bepaald die

overeenkomen met de langste vermoeiingslevensduur. Dit werd uitgevoerd door de hot spot spanningen te bepalen in functie van elke dimensieloze parameter. Als de vermoeiingssterkte niet zou wijzigen door het plaatsen van de diafragma's, dan zou de optimale waarde van de drie dimensieloze parameters eenvoudig kunnen bepaald worden door op zoek te gaan naar de laagste hot spot spanning. Via de vermoeiingsproeven (zie hoofdstuk 8) werd echter aangetoond dat de diafragma's een invloed hebben op het scheurpatroon en dus ook op de vermoeiingssterkte van de buisverbinding. Bovendien wijzigt de vermoeiingssterkte wanneer de diafragma's verplaatst worden. De vermoeiingsleeftijd is dus afhankelijk van de optredende hot spot spanningen en de kerfklasse/S-N curve van de buisverbinding met een bepaalde diafragmaschikking. Om de levensduur te bepalen in functie van een dimensieloze parameter, moeten dus zowel de hot spot spanningen als vermoeiingssterkte in functie van die dimensieloze parameter bepaald worden. De hot spot spanningen kunnen nauwkeurig bepaald worden via de EE-berekeningen. De kerfklasse of vermoeiingssterkte van een buisverbinding met diafragma's kan echter niet bepaald worden via de lineair elastische EE-berekeningen. Hiervoor moeten vele destructieve vermoeiingsproeven uitgevoerd worden op buisverbindingen met diafragma's met verschillende dimensies en posities. De resultaten van de vier geteste proefstukken met diafragma's zijn niet voldoende om nauwkeurig nieuwe S-N curven op te stellen. De resultaten van de destructieve vermoeiingsproeven gekoppeld aan de bepaalde hot spot spanningen, kunnen wel reeds een idee geven van de meest optimale dimensies en posities van de diafragma's.

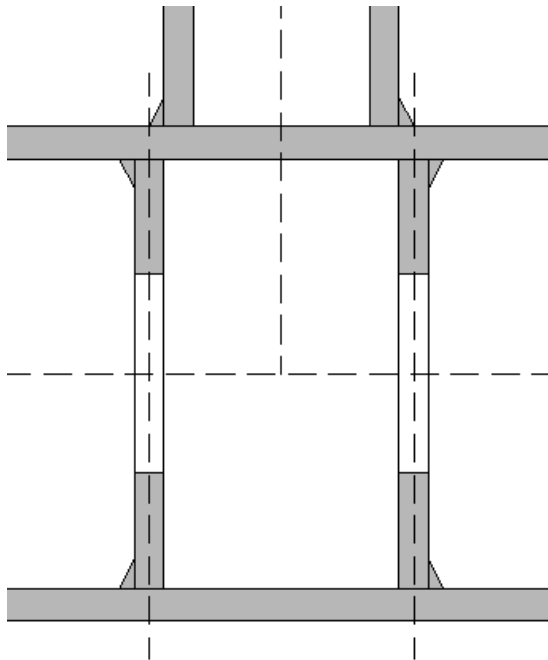
Daarnaast zou men ook nog rekening moeten houden met verschillende andere factoren, zoals kostprijs, gewicht, ... bij het bepalen van de optimale waarden, maar dit werd buiten beschouwing gelaten.

De parameterstudie werd uitgevoerd op drie voorbeelden. Hieronder worden de gelijkenissen en verschillen tussen de drie voorbeelden besproken bij het wijzigen van een bepaalde dimensieloze parameter.

9.5.1. Positie van de diafragma's

De verschillende SCF's vertonen verschillende trends wanneer de diafragma's verder uit elkaar geplaatst worden, maar de trend van een bepaalde SCF is wel hetzelfde bij alle drie de voorbeelden. Zo heeft het plaatsen van de diafragma's

onder of voorbij de lasteen een negatieve invloed op de hot spot spanningen veroorzaakt door krachten in de primaire buis. De SCF's van $N_{x,br}$, $V_{y,br}$ en $M_{z,br}$ nemen ook toe wanneer de diafragma's verder uit elkaar geplaatst worden. De SCF's van $V_{z,br}$ en $M_{y,br}$ zijn dan weer minimaal wanneer de diafragma's onder of voorbij de lasteen geplaatst worden. De positie van de diafragma's die overeenkomt met de laagste hot spot spanningen zal dus afhankelijk zijn van de grootte van de nominale spanningen. Omdat de buisverbindingen meestal hoofdzakelijk in hun vlak belast worden is de maximale hot spot spanning bij alle drie de voorbeelden het kleinst wanneer de diafragma's geplaatst worden onder of voorbij de lasteen (zie figuur 9-52).

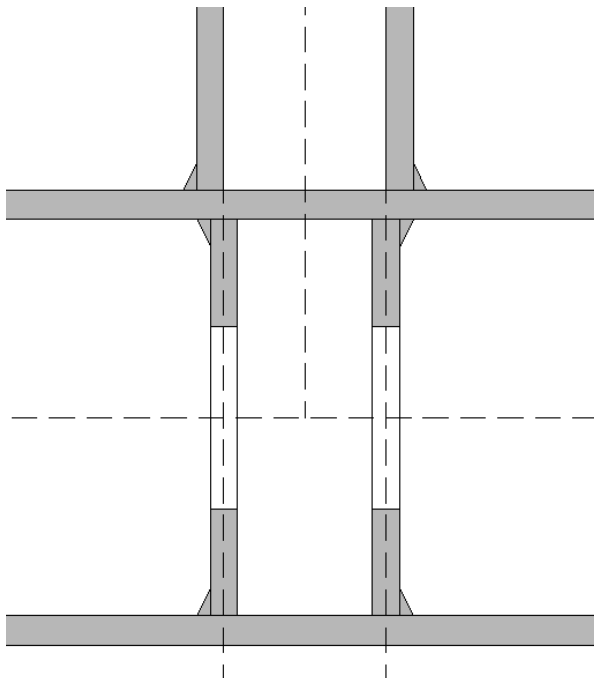


Figuur 9-52: Diafragma's geplaatst onder de lasteen (dwarse doorsnede van T-knoop)

Het lijkt dus aangeraden om de diafragma's direct onder de grootste hot spot spanningspiek te plaatsen, dus ter hoogte van de lasteen (zie figuur 9-52). De resultaten van de uitgevoerde vermoeiingsproeven (zie hoofdstuk 8) hebben echter aangetoond dat de positie van de diafragma's een invloed heeft op het scheurpatroon doorheen de primaire buis en dus ook op de vermoeiingssterkte. Als de diafragma's onder de lasteen geplaatst worden, dan zal de scheur de diafragma's als het ware afsnijden (zie figuren 8-42 en 8-43). De krachten van de secundaire buis kunnen dus moeilijker doorgegeven worden aan de diafragma's, waardoor de primaire buiswand net zoals bij de

onverstijfde buisverbinding de krachten moet opnemen. De stijfheid van de buisverbinding neemt dus snel af, de vervorming neemt snel toe en de primaire buis zal dus sneller scheuren. De sterktereserve na het bereiken van N_3 is dus niet groot.

Als het middenvlak van de diafragma's geplaatst wordt onder de binnenwand van de secundaire buizen, dan snijdt de scheur de diafragma's niet af (zie figuur 8-40). Zelfs wanneer de scheur de binnenwand van de primaire buis bereikt heeft, heeft de buisverbinding nog voldoende sterktereserve. Het is dus aangeraden om de diafragma's niet onder de lasten te plaatsen, maar dicht bij elkaar te plaatsen zodat het middenvlak van de diafragma's gelegen is onder de binnenwand van de secundaire buis (zie figuren 8-40 en 9-53). Hierdoor worden de diafragma's niet afgesneden door de scheur (zoals op figuren 8-42 en 8-43) of worden beiden lasten niet verbonden door een scheur (zoals op figuur 8-41). De totale vermoeiingsleeftijd zal dus groter zijn dan wanneer de diafragma's onder de lasten geplaatst worden, zelfs al komt dit laatste overeen met lagere hot spot spanningen.



Figuur 9-53: Aanbevolen plaatsing van de diafragma's (dwarse doorsnede van T-knoop)

9.5.2. Dikte van de diafragma's

De gevonden trends bij het wijzigen van de dikte van de diafragma's zijn heel duidelijk. Bijna alle SCF's nemen af bij toenemende dikte van de diafragma's. De maximale hot spot spanningen op de primaire buis zijn dus het kleinst bij de grootste waarde van τ_d . Enkel bij de T-knoop vertoont het hot spot spanningsverloop een minimum ter hoogte van τ_d gelijk aan 1,4. Dit komt omdat de SCF's veroorzaakt door krachten in de primaire buis een klein beetje stijgen bij grotere waarden van τ_d en bij de T-knoop zorgde dit voor een toename van de maximale hot spot spanning. Bij de K-knoop is er geen toename van deze SCF's en hot spot spanningen zichtbaar, maar de grootste waarde van τ_d was dan ook gelijk aan 0,92. Het is dus mogelijk dat bij nog grotere waarden van τ_d de hot spot spanningen nog zouden kunnen toenemen, maar dit werd niet bepaald. Bij knoop ALK09 was de grootste waarde van τ_d gelijk aan 1,45. De SCF's veroorzaakt door krachten in de primaire buis stijgen direct tussen τ_d gelijk aan 0,36 en 1,45. Echter door de grootte van de nominale spanningen heeft dit een hele kleine invloed op de totale hot spot spanningen, waardoor ze niet opnieuw toenemen. Het is wel mogelijk dat bij nog grotere waarden van τ_d de hot spot spanningen terug toenemen, maar diafragma's plaatsen met een dikte groter dan 80 mm lijkt niet realistisch.

Bij het bepalen van de optimale waarde van τ_d moet wel opnieuw rekening gehouden worden met de vermoeiingssterkte. Het vergroten van de dikte van de diafragma's zal wellicht ook een invloed hebben op het scheurpatroon. Als de diafragma's veel dikker zijn dan de secundaire buizen, dan zullen de diafragma's zich ook bevinden onder de lasten en zal de scheur opnieuw het diafragma afsnijden. Dikkere diafragma's zullen ook gepaard gaan met grotere lasverbindingen, die een negatieve invloed kunnen hebben op de vermoeiingssterkte. Het wijzigen van de dikte van de diafragma's werd echter niet getest bij de vermoeiingsproeven. Voorlopig lijkt het dus aangeraden om de dikte van de diafragma's gelijk te nemen aan de dikte van de secundaire buizen.

9.5.3. Diameter van de holte in de diafragma's

Het verkleinen van de holte in de diafragma's had op alle drie de voorbeelden hetzelfde effect, namelijk de SCF's en maximale hot spot spanningen nemen

snel af en convergeren naar een constante waarde. De maximale hot spot spanningen op de primaire buis zijn dus minimaal bij de kleinste waarde van β_d .

Het verkleinen van de holte zal dit keer wellicht geen invloed hebben op de vermoeiingssterkte, omdat de geometrie ter hoogte van de binnenwand van de primaire buis niet wijzigt. De kleinste hot spot spanningen zullen dus overeenstemmen met de langste levensduur. De hot spot spanningen nemen snel af wanneer de holte verkleind wordt, maar bij kleinere waarden van β_d is deze daling niet zo groot meer, omdat de hot spot spanningen dan beginnen te convergeren naar een constante waarde. Als men rekening houdt met verschillende andere factoren, zoals kostprijs, gewicht en hanteerbaarheid, dan lijkt het aanbevolen om de holte niet te klein te kiezen. Bij alle drie de voorbeelden werd er vastgesteld dat de extra afname van de hot spot spanningen op de primaire buis niet meer zo groot is wanneer β_d kleiner is dan 0,40 of 0,35. De aanbevolen waarde van de dimensieloze parameter β_d ligt dus tussen 0,35 en 0,40.

10. Conclusies

Het doel van dit onderzoek was om de vermoeiingssterkte van gelaste buisverbindingen te verbeteren. Deze verbindingen worden de laatste jaren meer en meer gebruikt voor brugstructuren, wegens de goede esthetiek. Daarnaast hebben buizen verschillende structurele voordelen. Het vermoeiingsnazicht van deze gelaste verbindingen is wel heel belangrijk, omdat bruggen zwaar en frequent belast worden. De spanningen nabij de lasverbindingen lopen heel hoog op en dit is heel nadelig voor de levensduur van de buisverbinding. De grote spanningsverschillen zouden snel leiden tot scheuren en uiteindelijk tot breuk van de verbinding. Er werd gezocht naar een manier om deze hot spot spanningen te verlagen en dus de levensduur te verlengen. Door het plaatsen van diafragma's wordt de primaire buis verstijfd, waardoor de vervormingen afnemen en dus ook de spanningen nabij de lasverbinding dalen. Omdat de diafragma's binnenin de primaire buis geplaatst worden, wordt de esthetiek van de structuur niet verstoord.

De belangrijkste resultaten van dit onderzoek worden hieronder samengevat.

10.1. Alternatieve methode voor het bepalen van de SCF's

Een belangrijke eerste stap in dit onderzoek was het opbouwen van een eindig elementenmodel. Er werd gekozen voor een EE-model dat eenvoudig kan aangepast worden zodat verschillende geometrieën snel konden gegenereerd worden. Dit model werd zowel in hoofdstuk 6 als 8 gevalideerd.

Vervolgens moesten de spanningsconcentratiefactoren (SCF's) bepaald worden. Met deze waarden kunnen de hot spot spanningen van een buisverbinding op een eenvoudige en snelle manier bepaald worden. Er bestaan echter verschillende methoden om alle SCF's van een bepaalde buisverbinding te bepalen. Deze methoden waren niet allemaal even duidelijk en er werd al snel ondervonden dat deze ook niet eenvoudig konden toegepast worden op complexe buisverbindingen zoals die van de Woluwelaanbrug. De buisverbindingen van deze structuur moesten zeker gemodelleerd kunnen worden, omdat er rekmetingen uitgevoerd werden op deze brug. Tevens is deze brug het ideale voorbeeld van een structuur met buisverbindingen die verstijfd zijn met diafragma's.

Daarom werd er een alternatieve methode voorgesteld die kan toegepast worden op alle soorten buisverbindingen. Deze methode verschilt vooral van de vorige methoden omdat het gebruik maakt van een eenvoudig draadmodel om de SCF's onafhankelijk te maken van de randvoorwaarden. Elke afzonderlijke SCF is dus afhankelijk van één aangebrachte basiskracht. Bij alle vorige methoden werden ook alleen maar normaalkrachten en buigende momenten beschouwd bij het bepalen van de SCF's. Voor complexe, multiplanaire buisverbindingen die voorkomen in raamwerkbruggen is het aangeraden om alle basiskrachten te beschouwen bij het bepalen van de SCF's. Voor eenvoudige, planaire buisverbindingen is de alternatieve methode zonder aparte SCF's voor schuifkrachten en torsiemomenten een waardig alternatief zonder verlies aan nauwkeurigheid. Voor planaire buisverbindingen, zoals T- en K-knoppen kan de methode meestal nog verder vereenvoudigd worden door V_z , M_x en M_z weg te laten.

Daarnaast werd er ook aangetoond dat de hot spot methode met de nodige voorzichtigheid moet toegepast worden. Zo is het belangrijk om voldoende waarden verspreid over de volledige extrapolatiezone in rekening te brengen

om de tweedegraadskromme te bepalen. Als men de hot spot rek experimenteel wil bepalen dan kunnen drie rekstroken onvoldoende zijn om nauwkeurig de hot spot rek te bepalen. Het is aangeraden om minstens vijf rekstroken verspreid over de volledige extrapolatiezone te installeren. Op deze manier is de kans veel groter dat een nauwkeurige hot spot rek bepaald wordt.

10.2. Diafragmaverstijving

10.2.1. Numeriek

Verskillende numerieke EE-berekeningen hebben aangetoond dat de primaire buiswand lokaal sterk vervormt door krachten in de secundaire buis. Door deze grote lokale vervormingen lopen spanningen nabij de lasverbinding hoog op. Als diafragma's geplaatst worden in de primaire buis dan wordt de doorsnede van deze buis intern verstijfd waardoor deze vervormingen beperkt blijven. Bovendien kunnen de krachten afkomstig van de secundaire buis beter doorgegeven worden aan de primaire buis via deze diafragma's. Dankzij deze interne verstijving, dalen alle spanningen nabij de lasverbinding en dus ook de hot spot spanningen.

Via de alternatieve methode werd er ook aangetoond dat de diafragma's zorgen voor een daling van de SCF's. Vooral de SCF's op de primaire buis ten gevolge van krachten in de secundaire buis nemen sterk af. Zo hebben de diafragma's het meeste invloed op SCF's die veroorzaakt worden door een normaalkracht in de secundaire buizen. Anderzijds hebben ze wel een nadelige invloed op de SCF's ten gevolge van krachten in de primaire buis. De stijging van deze SCF's is wel veel kleiner dan de afname van de andere SCF's. Verschillende EE-berekeningen hebben aangetoond dat de totale hot spot spanningen van een buisverbinding met diafragmaverstijving altijd duidelijk kleiner zijn dan die van dezelfde buisverbinding zonder interne verstijving.

10.2.2. Experimenteel

Om alle numerieke berekeningen experimenteel te valideren, werden enkele destructieve vermoeiingsproeven uitgevoerd. Deze proeven waren bedoeld als een eerste snelle verificatie van de positieve invloed van de diafragma's. Het hoofddoel van dit onderzoek was het uitvoeren van numerieke simulaties. Enkele proeven zijn wel noodzakelijk omdat de vermoeiingslevensduur moeilijk

numeriek bepaald kan worden. Een experimentele verificatie is dus zeker gewenst.

Via de rekstrookmetingen werd aangetoond dat de hot spot spanningen van de proefstukken met diafragma's duidelijk kleiner zijn dan die van hetzelfde proefstuk zonder verstijving. De gemeten hot spot spanningen van de proefstukken met diafragma's verschillen nog eens onderling omdat de diafragma's telkens anders gepositioneerd zijn.

De proefstukken werden dynamisch belast totdat de primaire buis volledig doorscheurd was. De proefstukken zonder diafragma's bereikten dit moment veel vroeger dan de proefstukken met diafragma's. De proefstukken met diafragma's hadden dus allemaal een grotere levensduur dan de proefstukken zonder interne verstijving. Als de proefstukken met diafragma's onderling vergeleken worden, dan valt op dat proefstuk 2 vroeger N_3 bereikt dan proefstuk 3, terwijl de gemeten hot spot spanning van proefstuk 2 kleiner is dan die van proefstuk 3. Dit is ook zo voor proefstuk 5 en 6. Een lagere hot spot spanning is dus geen garantie op een langere levensduur. De positie van de diafragma's heeft dus een invloed op de vermoeiingssterkte.

Het scheurpatroon langsheen de lasverbinding en doorheen de primaire buis geeft een goed beeld van de diafragmawerking. Dankzij de visuele inspectie van het scheurpatroon doorheen de wanddikte van de primaire buis ter hoogte van locatie 1, werd aangetoond dat de positie van de diafragma's het scheurpatroon beïnvloedt. Wanneer een diafragma zich bevindt onder de lasten van de buisverbinding, dan groeit de scheur over of doorheen het diafragma (zie figuren 8-42 en 8-43). Wanneer het diafragma meer naar het centrum van de buisverbinding verschoven wordt, dan is het scheurpatroon quasi-verticaal zoals bij de proefstukken zonder diafragma's (zie figuren 8-40 en 8-41). Theoretisch gezien lijkt een gebogen scheur over of door het diafragma (proefstukken 2 en 6) nadeliger, omdat deze scheur het diafragma als ware afsnijdt van de buisverbinding waardoor de krachten komende van de secundaire buis moeilijker kunnen doorgegeven worden aan de diafragma's. De primaire buiswand zal dus net zoals bij de onverstijfde buisverbinding de krachten moet opnemen. De stijfheid van de buisverbinding neemt dus snel af, de vervorming neemt snel toe en de primaire buis zal dus sneller scheuren. De sterktereserve na het bereiken van N_3 is dus niet groot. Het is dus aangeraden om de diafragma's niet onder de lasten te plaatsen, maar dicht bij elkaar te

plaatsen zodat de diafragma's niet afgesneden worden door de scheur zoals op figuren 8-40 en 8-41. Zelfs wanneer de scheur de binnenwand van de primaire buis bereikt, heeft de buisverbinding nog voldoende sterktereserve, omdat de diafragma's nog steeds de buisverbinding goed verstijven. De totale vermoeiingsleeftijd zal dus groter zijn dan wanneer de diafragma's onder de lasten geplaatst worden, zelfs al komt dit laatste overeen met lagere hot spot spanningen.

De zichtbare scheur op het oppervlak van de primaire buis van proefstukken 3 en 5 was veel kleiner aan het einde van de dynamische test in vergelijking met de andere proefstukken. Dit toont dus ook aan dat proefstukken waarbij de scheur de diafragma's niet afsnijdt, een grotere sterktereserve zullen hebben waardoor de scheur minder snel groeit en de totale levensduur dus groter zal zijn. Ook de evolutie van de vervorming van de buisverbinding tijdens de vermoeiingsproeven bevestigen dit. Na het bereiken van N_3 blijft de vervorming van proefstukken 3 en 5 nagenoeg constant, terwijl de vervorming van de andere proefstukken heel snel toeneemt tijdens of na het bereiken van N_3 (zie figuur 8-44).

Toch is er nog een duidelijk verschil tussen proefstuk 3 en 5. Bij proefstuk 5 is de scheur gegroeid tussen de twee lasten (zie figuur 8-41). Dit verklaart waarom de N_3 -waarde van proefstuk 5 kleiner is dan die van proefstuk 6. Door het interfereren van beide lasten is de weerstand tegen het volledig doorscheuren van primaire buiswand kleiner. De totale vermoeiingsleeftijd N_4 van proefstuk 5 zal wellicht wel groter zijn dan die van proefstuk 6, door de grotere sterktereserve van proefstuk 5. Het middenvlak van de diafragma's wordt dus best geplaatst onder de binnenwand van de secundaire buizen (zie figuur 9-53), zodat de scheur niet over of doorheen het diafragma groeit of zodat de scheur niet beide lasten verbindt.

10.2.3. Parameterstudie

Via meerdere numerieke EE-berekeningen werd er gezocht naar de waarden van α_d , τ_d en β_d die overeenkomen met de kleinste hot spot spanningen. Een parameterstudie werd uitgevoerd op een T-, K-knoop en knoop ALK09 van de Woluwelaanbrug. Drie grote groepen EE-modellen werden aangemaakt, waarbij telkens binnen één groep de waarde van één dimensieloze parameter aangepast werd. Alle SCF's van deze modellen werden bepaald via de

alternatieve methode, zodat de variatie van deze waarden in functie van een dimensieloze parameter kon bestudeerd worden. Tevens werden ook de totale hot spot spanningen bepaald in functie van diezelfde parameter. Het werd snel duidelijk dat de gekozen waarden van α_d , τ_d en β_d toch een beduidende invloed hebben op de grootte van de hot spot spanningen.

Eerst werd de positie van de diafragma's gewijzigd. Daarbij vertoonden de SCF's verschillende trends. Zo heeft het plaatsen van de diafragma's onder of voorbij de lasten een negatieve invloed op de hot spot spanningen veroorzaakt door krachten in de primaire buis. De SCF's van $N_{x,br}$, $V_{y,br}$ en $M_{z,br}$ nemen ook toe wanneer de diafragma's verder uit elkaar geplaatst worden. De SCF's van $V_{z,br}$ en $M_{y,br}$ zijn dan weer minimaal wanneer de diafragma's onder of voorbij de lasten geplaatst worden. De positie van de diafragma's, die overeenkomt met de laagste hot spot spanningen, is dus afhankelijk van de grootte van de nominale spanningen. Omdat de buisverbindingen meestal hoofdzakelijk in hun vlak belast worden is de maximale hot spot spanning het kleinst wanneer de diafragma's geplaatst worden onder of voorbij de lasten. Via de vermoeingsproeven werd echter aangetoond dat de positie van de diafragma's een invloed heeft op het scheurpatroon en dus ook op de vermoeingssterkte van de buisverbinding. Als de diafragma's geplaatst worden onder de lasten, dan zal de scheur de diafragma's als het ware afsnijden. De resterende sterkte na het volledig doorscheuren is dus veel kleiner dan wanneer de scheur de diafragma's niet afsnijdt. Rekening houdende met dit lijkt het aangeraden om het middenvlak van de diafragma's te plaatsen onder de binnenwand van de secundaire buizen (zie figuur 9-53) en liefst nog iets dichterbij elkaar zodat de scheur de diafragma's niet afsnijdt of de lasten verbindt.

Vervolgens werd de dikte van de diafragma's gewijzigd. Bijna alle SCF's vertoonden dezelfde trend, namelijk ze nemen af bij toenemende dikte van de diafragma's. De maximale hot spot spanningen op de primaire buis zijn dus het kleinst bij de grootste waarde van τ_d . Enkel bij de T-knoop was de hot spot spanning minimaal bij τ_d gelijk aan 1,4 omdat dikkere diafragma's een negatieve invloed hebben op de SCF's veroorzaakt door krachten in de primaire buis. Daarnaast zal het vergroten van de dikte van de diafragma's wellicht ook een negatieve invloed hebben op de vermoeingssterkte. Dit werd echter niet getest bij de vermoeingsproeven. Voorlopig lijkt het dus

aangeraden om de dikte van de diafragma's gelijk te nemen aan de dikte van de secundaire buizen.

Ten slotte werd de grootte van de holte in de diafragma's aangepast. Bijna alle SCF's nemen snel af en convergeren naar een constante waarde bij afnemende waarde van β_d . Dit is ook zo bij de hot spot spanningen. De maximale hot spot spanningen op de primaire buis zijn dus minimaal bij de kleinste waarde van β_d . Omdat het verkleinen van de holte wellicht geen invloed heeft op de vermoeiingssterkte, zullen de kleinste hot spot spanningen overeenstemmen met de langste levensduur. De hot spot spanningen nemen snel af wanneer de holte verkleind wordt, maar bij kleinere waarden van β_d is deze daling niet zo groot meer, omdat de hot spot spanningen dan beginnen te convergeren naar een constante waarde. Als men rekening houdt met verschillende andere factoren, zoals kostprijs, gewicht en hanteerbaarheid, dan lijkt het aanbevolen om de holte niet te klein te kiezen. Via de drie beschouwde voorbeelden kan men besluiten dat de aanbevolen waarde van de dimensieloze parameter β_d ligt tussen 0,35 en 0,40.

10.2.4. Praktische richtlijn

Wanneer een willekeurige buisverbinding ontworpen wordt, dan gaat men best eerst op zoek naar de locatie waar de grootste hot spot spanning zich voordoet. Dit kan eventueel uitgevoerd worden met een vereenvoudigd rekenmodel. Nabij deze locatie wordt dan best een diafragma geplaatst. Symmetrisch ten opzichte van het centrum van de buisverbinding moet dan een tweede diafragma geplaatst worden. Voor de meest optimale levensduur worden de diafragma's dan best iets dichter bij elkaar geplaatst zodat een gebogen scheur over of doorheen het diafragma vermeden wordt. Het middenvlak van het diafragma wordt dus best geplaatst onder de binnenwand van de secundaire buis (zie figuur 9-53). De dikte van het diafragma wordt best gelijk genomen aan de dikte van de secundaire buis. De diameter van de holte in het diafragma is best gelijk aan $0,35 - 0,40 \cdot D$.

10.3. Toekomstig onderzoek

10.3.1. Destructieve vermoeiingsproeven

Een logische volgende stap is het uitvoeren van veel meer vermoeiingsproeven. De stap van hot spot spanning $\Delta\sigma_{hs}$ naar vermoeiingslevensduur N_4 kon moeilijk gemaakt worden in dit onderzoek door het gebrek aan experimentele data. Via meerdere vermoeiingsproeven op verschillende buisverbindingen met diafragmaverstijving kunnen gedetailleerde en nauwkeurige ontwerprichtlijnen voor deze buisverbindingen opgesteld worden. Er worden best verschillende series van identieke proefstukken aangemaakt, zodat een statistische verwerking mogelijk is. Elke serie zou dan andere dimensies of posities van de diafragma's moeten hebben. Het lijkt het meest interessant om vooral telkens de waarde van α_d of τ_d te veranderen, omdat deze parameters invloed hebben op de vermoeiingssterkte.

Het lijkt ook aangeraden om de testen zo lang mogelijk te laten doorgaan en niet te stoppen bij het volledig doorscheuren van de primaire buis. Hierbij zou het zeker nuttig zijn om de scheurvorming op te volgen. Zo zou het moment van scheurinitiatie moeten kunnen geregistreerd worden. Tevens wordt best ook de dynamische test om de zoveel cycli stopgezet om de scheuren te detecteren en de scheurlengte te meten. Wellicht kunnen er ook nog andere technieken gebruikt worden om de evolutie van de scheur in de diepte op te volgen. Daarnaast zou zeker ook de vervorming continu gemeten moeten worden. De snelheid van de scheurgroei en de evolutie van de vervorming in de tijd zouden een idee kunnen geven van de sterktereserve van de buisverbinding na het bereiken van N_3 . Ook de rekken nabij de kritieke locaties op de primaire buis worden best opnieuw gemeten zodat de hot spot spanning kan bepaald worden. Dit hoeft echter niet zo uitgebreid te zijn zoals in dit onderzoek, maar kan beperkt worden tot de locaties met de grootste spanningen. De methode om N_3 te bepalen met de druksensor, kan zeker ook opnieuw gebruikt worden, omdat dit zijn nut bewezen heeft.

Al deze resultaten zouden het mogelijk moeten maken om de totale levensduur N_4 van de verschillende proefstukken te bepalen en dus ook de vermoeiingsterkte en kerfklasse. Op deze manier kan de optimale diafragmaverstijving experimenteel bepaald worden en kan de invloed van de

diafragma's op de vermoeiingssterkte begroot worden. Om nauwkeurige S-N curven op te stellen zouden de verschillende proefstukken binnen één serie ook moeten getest worden op verschillende spanningsniveaus.

Deze vermoeiingsproeven kunnen tevens gebruikt worden om het dikte-effect verder te onderzoeken. Daarnaast zou het zeker verrijkend zijn om buisverbindingen met diafragma's eens onder druk te belasten. Het is mogelijk dat de krachten van de secundaire buis toch nog deels kunnen doorgegeven worden aan het afgesneden diafragma, omdat de scheur toegedrukt wordt.

10.3.2. Breukmechanica

Tijdens dit onderzoek werd er heel veel tijd gestoken in het maken van een EE-model. Omdat deze modellen gegenereerd worden via Excel en Visual Basic, zou dit zeker verder kunnen gebruikt worden. Een volgende stap is het implementeren van breukmechanica. De invloed van de diafragma's op het scheurpatroon kan dan beter onderzocht worden. Men zou numeriek kunnen bepalen waar de diafragma's juist geplaatst moeten worden om te voorkomen dat de scheur de diafragma's afsnijdt. Met deze methode zou tevens de levensduur van een buisverbinding met diafragmaverstijving numeriek kunnen bepaald worden.

11. Bijlagen

11.1. Algoritme regendruppelmethode

Het gebruikte algoritme voor de regendruppelmethode volgens ASTM E-1049 [5] is als volgt:

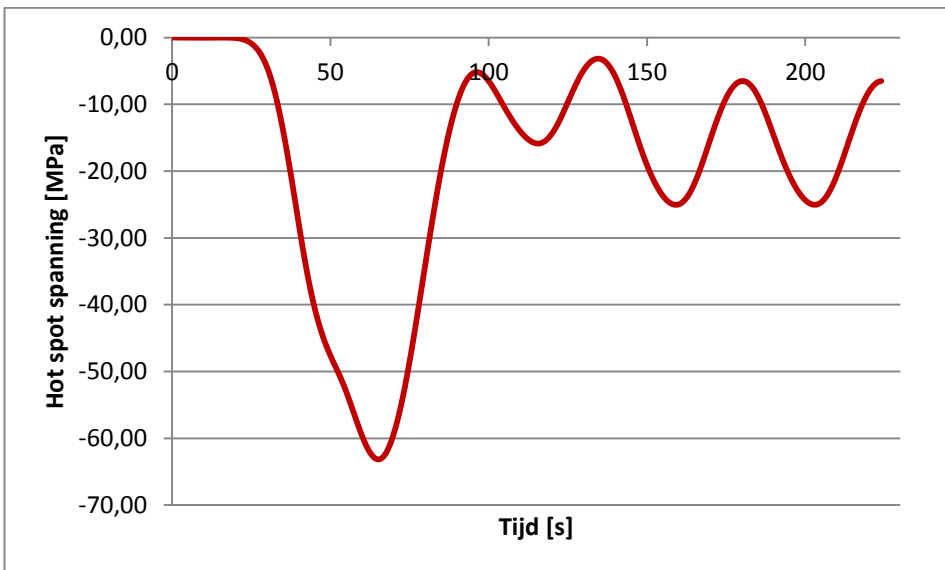
- X = het beschouwde spanningsverschil;
- Y = het vorige spanningsverschil grenzend aan X ;
- S = het startpunt van de curve.

Verschillende stappen:

1. Lees de volgende piek of dal in. Indien einde van grafiek bereikt, ga dan naar stap 6;
2. Indien er nog minder dan drie punten zijn, ga dan naar stap 1. Bepaal X en Y door gebruik te maken van de eerste drie pieken en dalen, die nog niet verwijderd zijn;
3. Vergelijk de absolute waarden van de spanningsverschillen X en Y ;
 - a. Als $X < Y$, ga dan naar stap 1;
 - b. Als $X \geq Y$, ga dan naar stap 4;

4. Als het spanningsverschil Y het startpunt S bevat, ga dan naar stap 5. Anders, tel spanningsverschil Y als 1 cyclus en verwijder de piek en het dal van Y. Ga vervolgens naar stap 2;
5. Tel het spanningsverschil Y als een halve cyclus en verwijder het eerste punt (piek of dal) van Y. Het tweede punt van Y wordt het nieuwe startpunt S en ga naar stap 2;
6. Tel elk spanningsverschil dat nog niet geteld werd als een halve cyclus.

Om dit algoritme te verduidelijken wordt het eens toegepast op de hot spot spanningscurve weergegeven op figuur 11-1. Deze curve is een deel van de curve "2 diafragma's" weergegeven op figuur 11-4.



Figuur 11-1: Hot spot spanningscurve waarop de regendruppelmethode toegepast wordt

Deze grafiek wordt vereenvoudigd door enkel de pieken en dalen te weerhouden (zie figuur 11-2). Het algoritme verloopt dan als volgt:

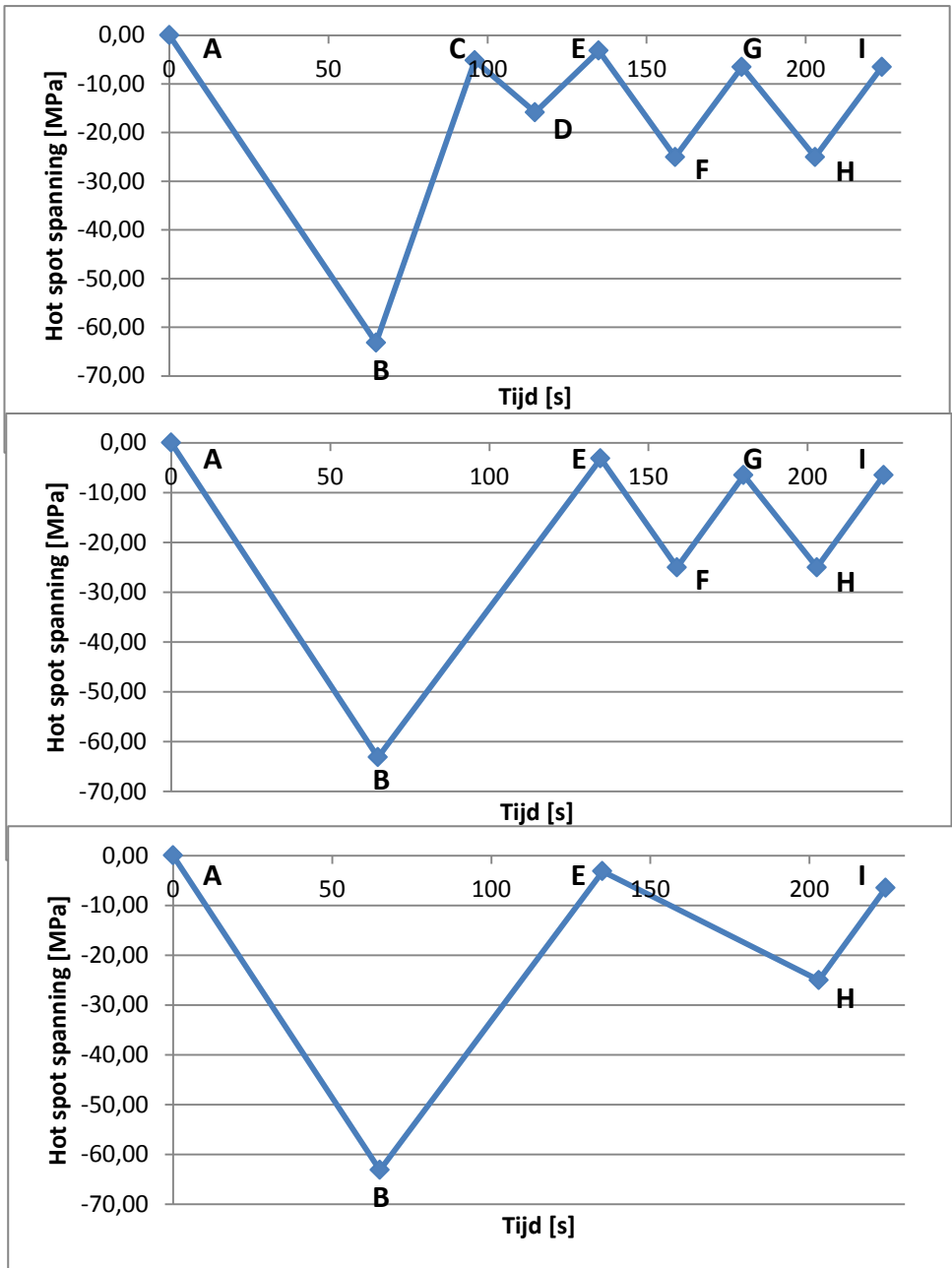
- a. $S = A$; $Y = |A-B| = |0-(-63,16)| = 63,16 \text{ MPa}$; $X = |B-C| = |(-63,16)-(-5,19)| = 57,97 \text{ MPa}$;
 $\rightarrow X$ is kleiner dan Y ;
- b. $Y = |B-C| = |(-63,16)-(-5,19)| = 57,97 \text{ MPa}$; $X = |C-D| = |(-5,19)-(-15,86)| = 10,67 \text{ MPa}$;
 $\rightarrow X$ is kleiner dan Y ;

- c. $Y = |C-D| = |(-5,19)-(-15,86)| = 10,67 \text{ MPa}$; $X = |D-E| = |(-15,86)-(-3,19)| = 12,67 \text{ MPa}$;
 $\rightarrow X$ is groter dan Y ; Y bevat het startpunt S niet; Y wordt geteld als 1 cyclus; verwijder punt C en D (zie figuur 11-2);
- d. $Y = |A-B| = |0-(-63,16)| = 63,16 \text{ MPa}$; $X = |B-E| = |(-63,16)-(-3,19)| = 59,97 \text{ MPa}$;
 $\rightarrow X$ is kleiner dan Y ;
- e. $Y = |B-E| = |(-63,16)-(-3,19)| = 59,97 \text{ MPa}$; $X = |E-F| = |(-3,19)-(-25,05)| = 21,86 \text{ MPa}$;
 $\rightarrow X$ is kleiner dan Y ;
- f. $Y = |E-F| = |(-3,19)-(-25,05)| = 21,86 \text{ MPa}$; $X = |F-G| = |(-25,05)-(-6,52)| = 18,53 \text{ MPa}$;
 $\rightarrow X$ is kleiner dan Y ;
- g. $Y = |F-G| = |(-25,05)-(-6,52)| = 18,53 \text{ MPa}$; $X = |G-H| = |(-6,52)-(-25,05)| = 18,53 \text{ MPa}$;
 $\rightarrow X$ is gelijk aan Y ; Y bevat het startpunt S niet; Y wordt geteld als 1 cyclus; verwijder punt F en G (zie figuur 11-2);
- h. $Y = |A-B| = |0-(-63,16)| = 63,16 \text{ MPa}$; $X = |B-E| = |(-63,16)-(-3,19)| = 59,97 \text{ MPa}$;
 $\rightarrow X$ is kleiner dan Y ;
- i. $Y = |B-E| = |(-63,16)-(-3,19)| = 59,97 \text{ MPa}$; $X = |E-H| = |(-3,19)-(-25,05)| = 21,86 \text{ MPa}$;
 $\rightarrow X$ is kleiner dan Y ;
- j. $Y = |E-H| = |(-3,19)-(-25,05)| = 21,86 \text{ MPa}$; $X = |H-I| = |(-25,05)-(-6,52)| = 18,53 \text{ MPa}$;
 $\rightarrow X$ is kleiner dan Y ; Laatste punt bereikt;
- k. $|A-B|$, $|B-E|$, $|E-H|$ en $|H-I|$ worden geteld als een halve cyclus.

Tabel 11-1: Alle getelde cycli

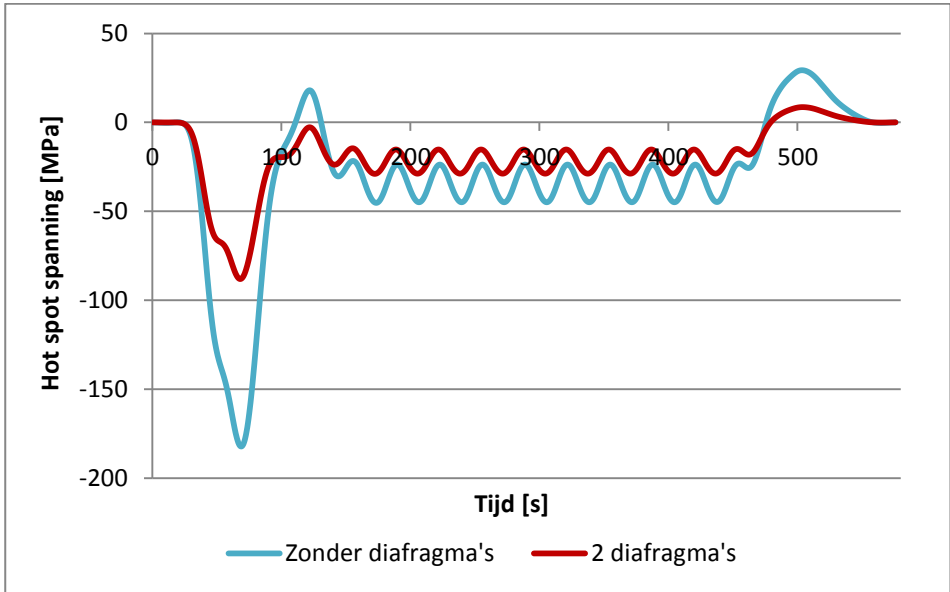
| Aantal cycli [-] | Hot spot spanningsverschil [MPa] |
|------------------|----------------------------------|
| 1 | 10,67 |
| 1 | 18,53 |
| 0,5 | 63,16 |
| 0,5 | 59,97 |
| 0,5 | 21,86 |
| 0,5 | 18,53 |

De verschillende stappen worden ook grafisch weergegeven op figuur 11-2. In tabel 11-1 worden de bekomen cycli gegeven.

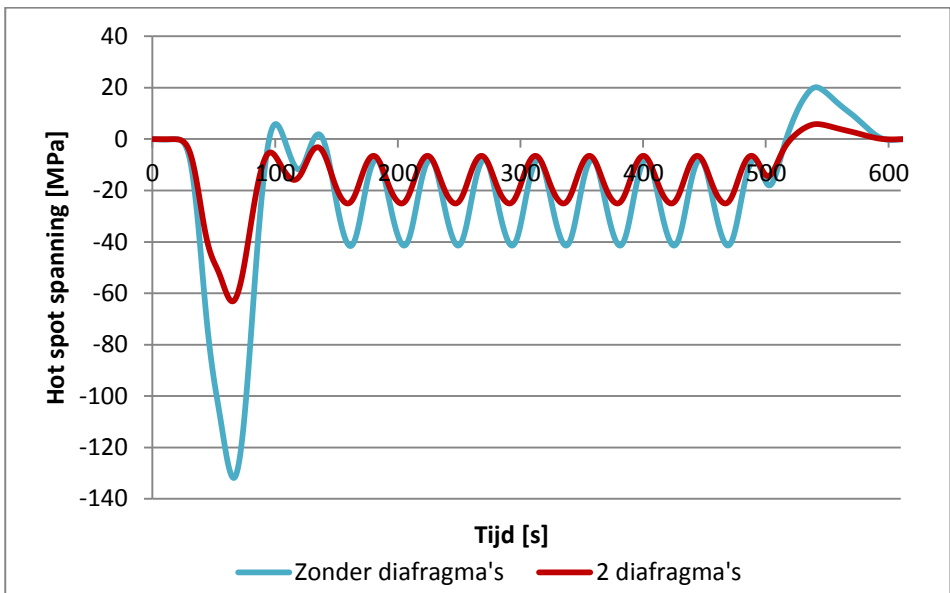


Figuur 11-2: De verschillende uitgevoerde stappen van het algoritme van de regendruppelmethode

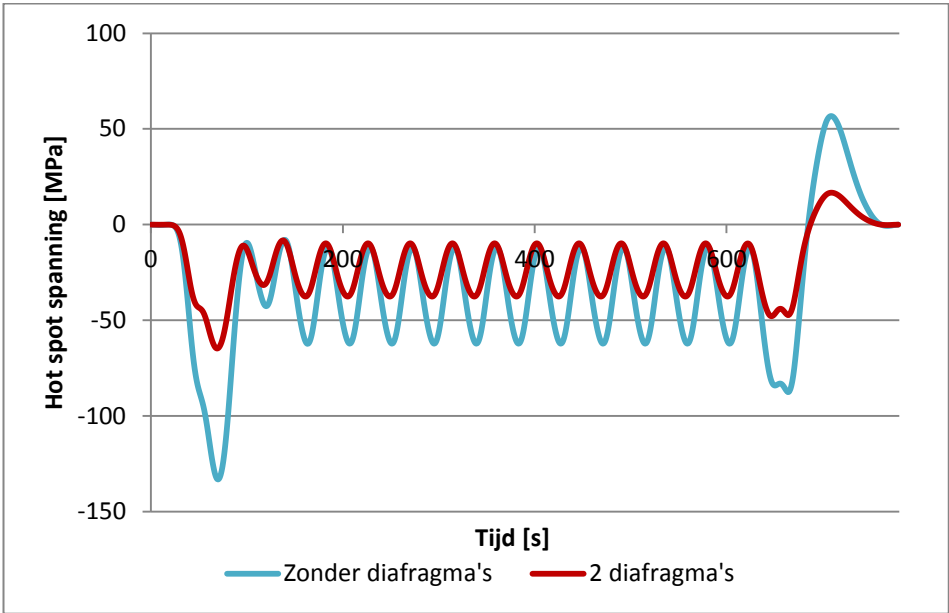
11.2. Hot spot spanningsverloop van knoop ALK09



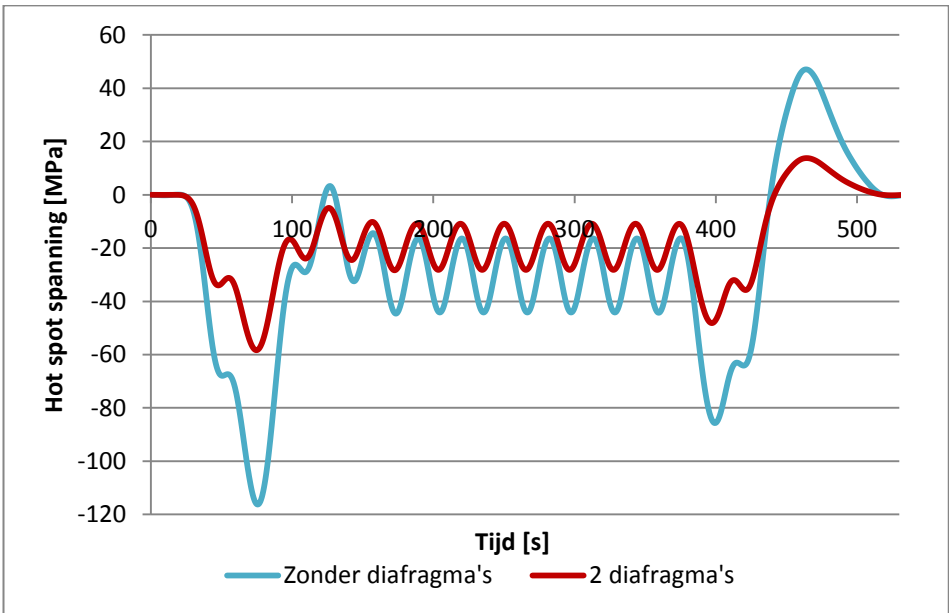
Figuur 11-3: Grootste hot spot spanningsvariatie van knoop ALK09 veroorzaakt door trein type 1 [28]



Figuur 11-4: Grootste hot spot spanningsvariatie van knoop ALK09 veroorzaakt door trein type 2 [28]



Figuur 11-5: Grootste hot spot spanningsvariatie van knoop ALK09 veroorzaakt door trein type 3 [28]



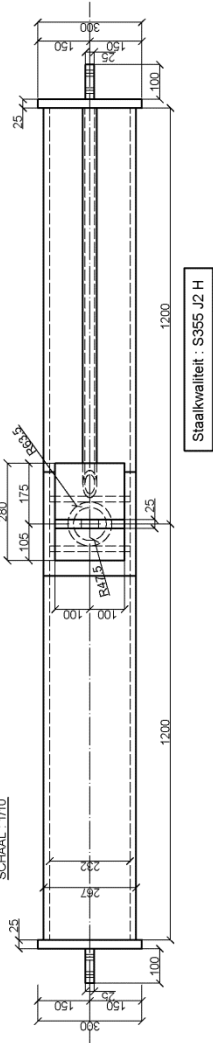
Figuur 11-6: Grootste hot spot spanningsvariatie van knoop ALK09 veroorzaakt door trein type 4 [28]

11.3.3. Proefstuk 3

PROEF 3

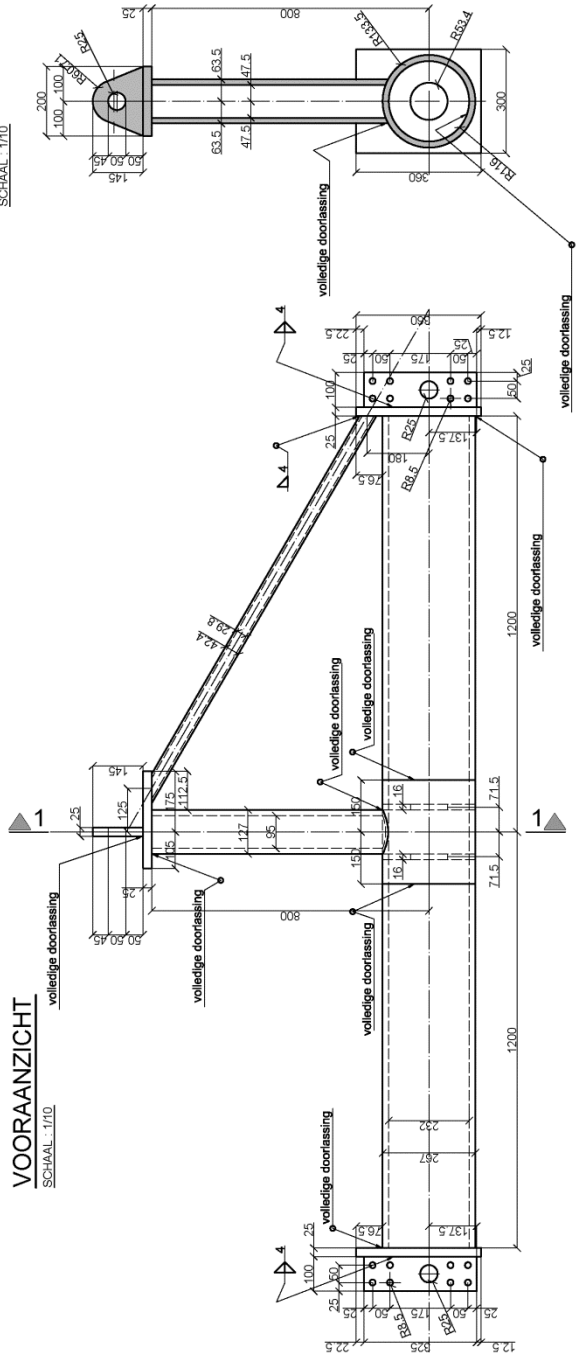
BOVENAANZICHT

SCHAAL: 1/10



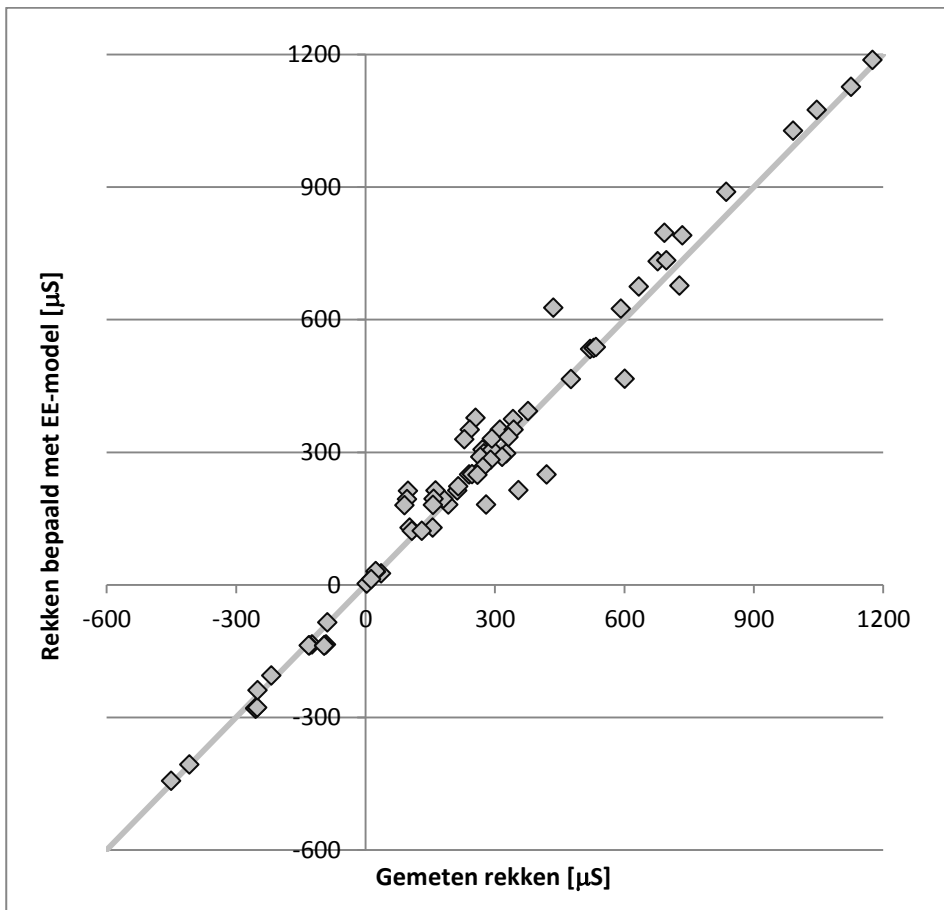
SNEDE 1-1

SCHAAL: 1/10

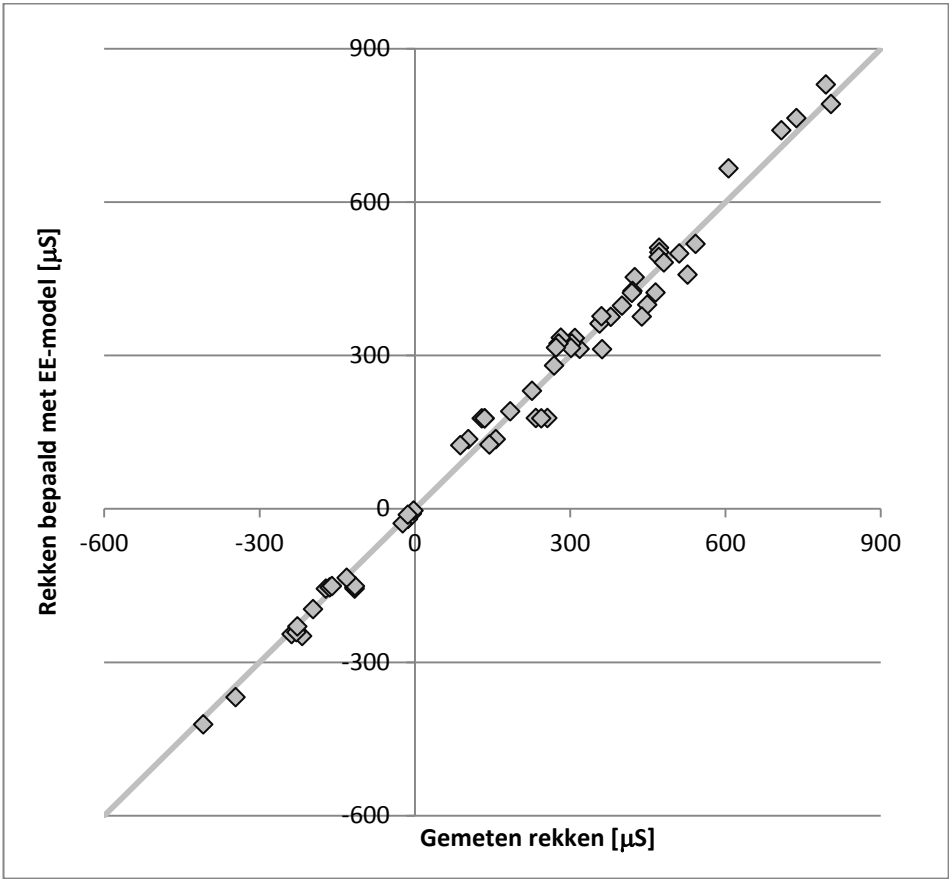


Figuur 11-9: Dimensies van proefstuk 3

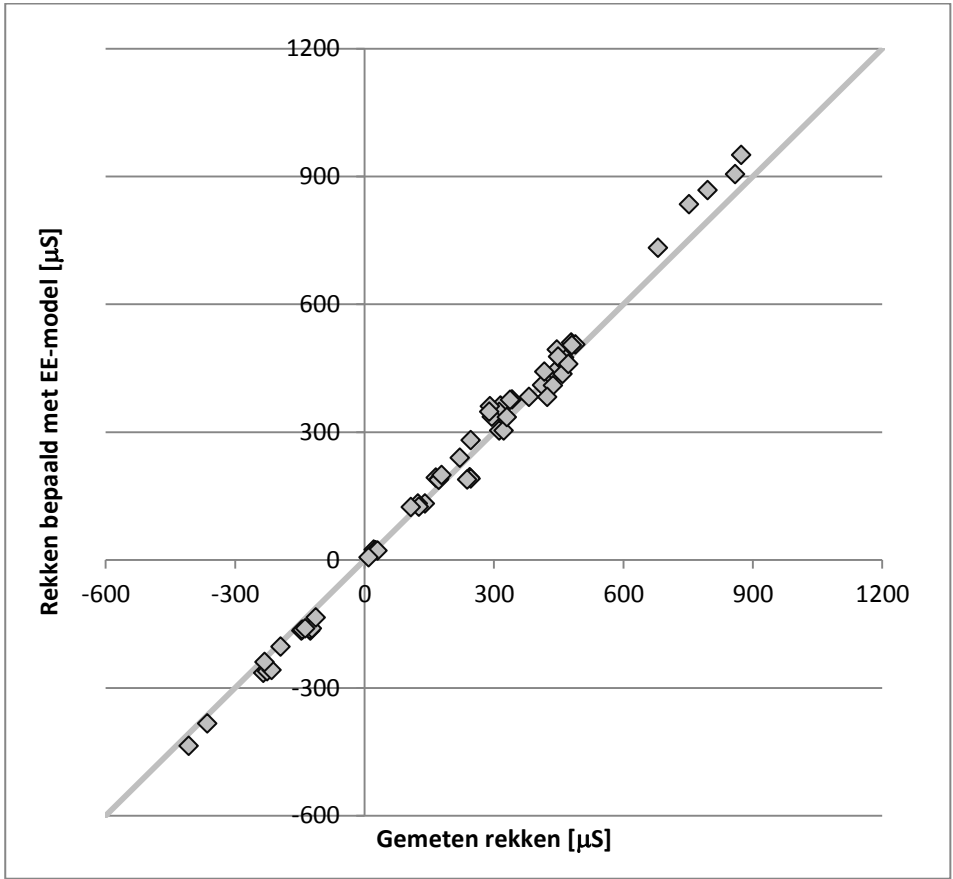
11.4. Gemeten en berekende rekken van proefstukken vergelijken



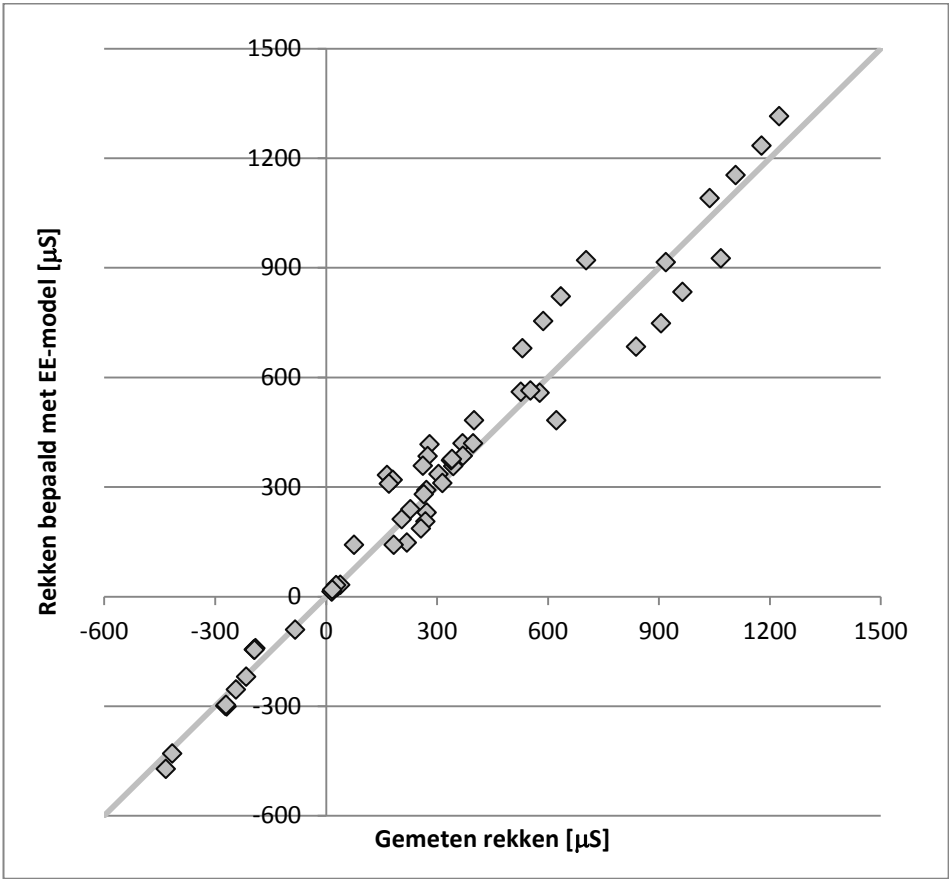
Figuur 11-13: Gemeten en berekende rekken van proefstuk 1 vergelijken



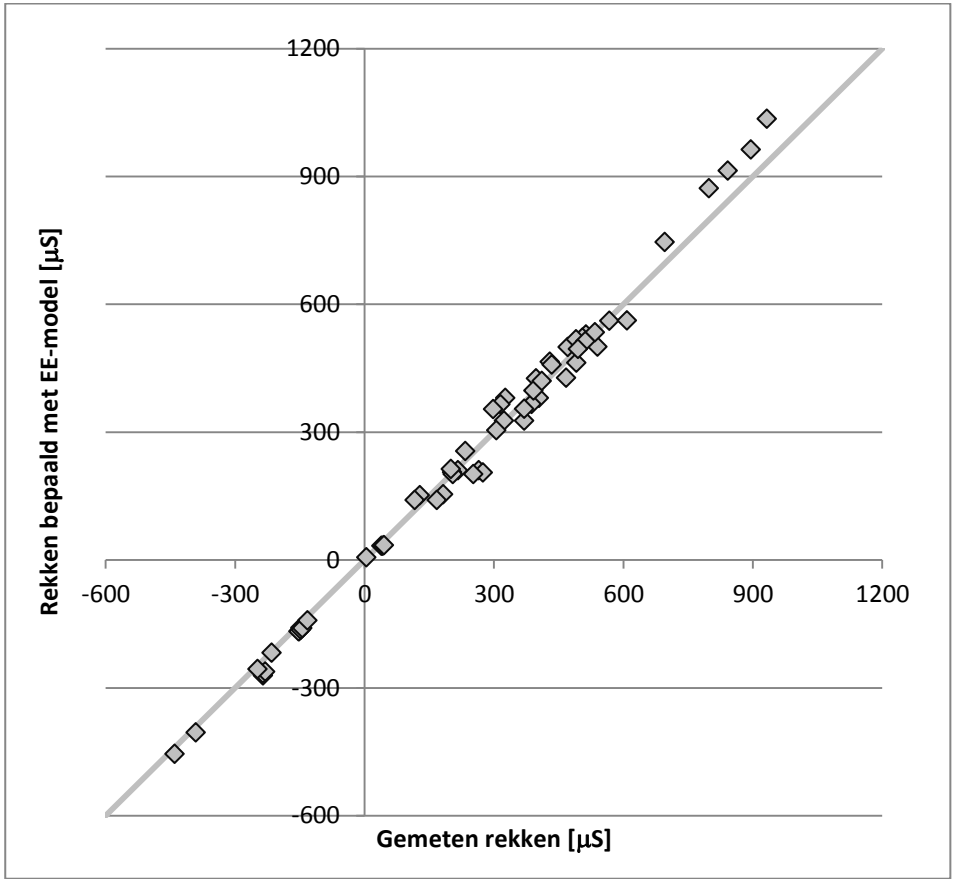
Figuur 11-14: Gemeten en berekende rekken van proefstuk 2 vergelijken



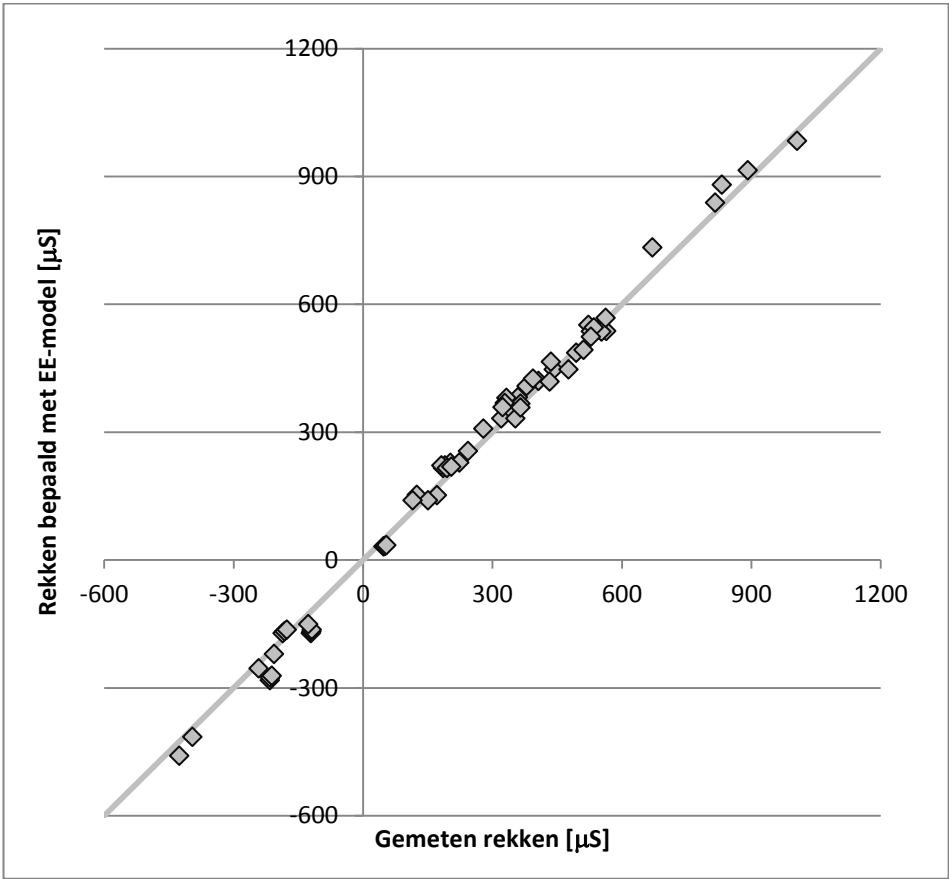
Figuur 11-15: Gemeten en berekende rekken van proefstuk 3 vergelijken



Figuur 11-16: Gemeten en berekende rekken van proefstuk 4 vergelijken



Figuur 11-17: Gemeten en berekende rekken van proefstuk 5 vergelijken

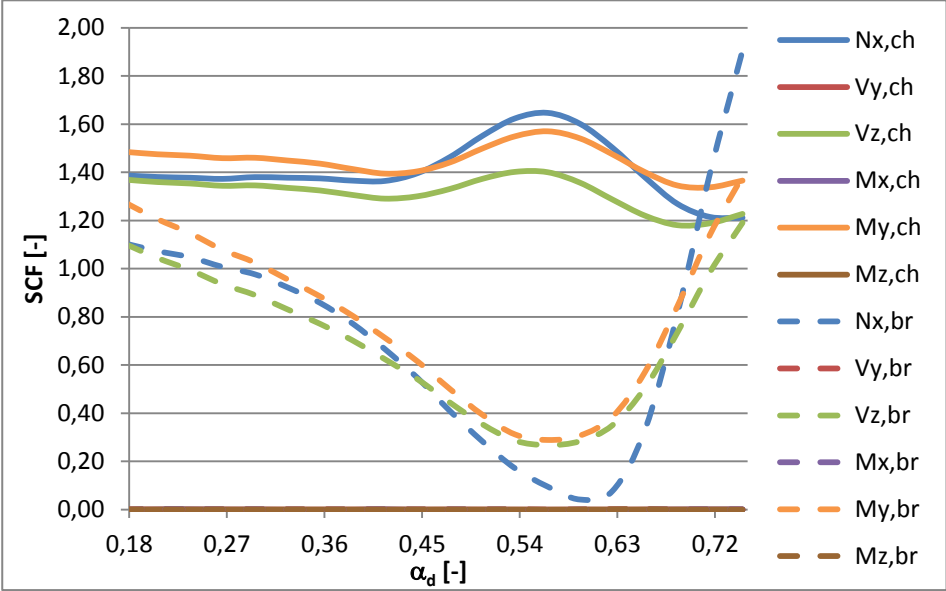


Figuur 11-18: Gemeten en berekende rekken van proefstuk 6 vergelijken

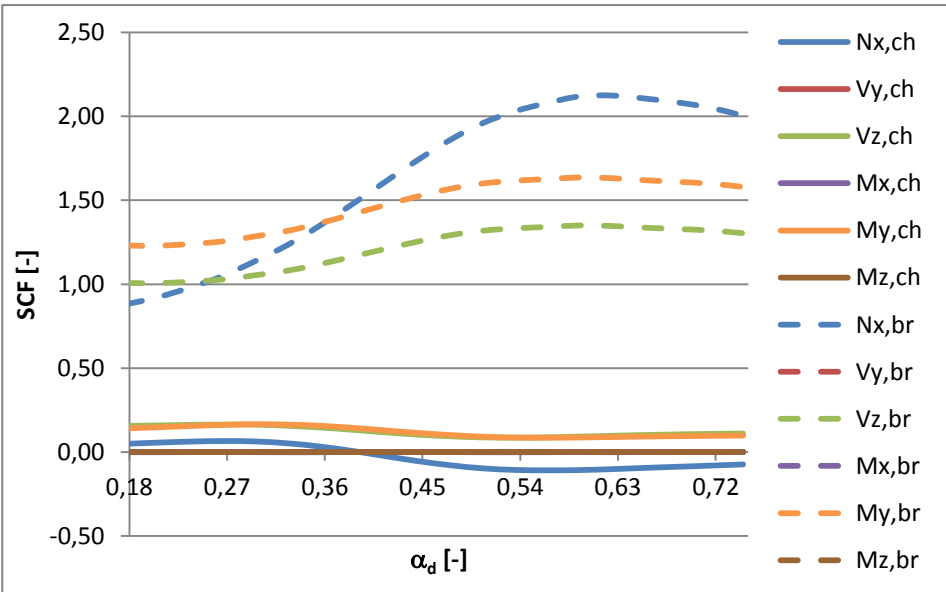
11.5. Alle grafieken van de parameterstudie

11.5.1. T-knoop

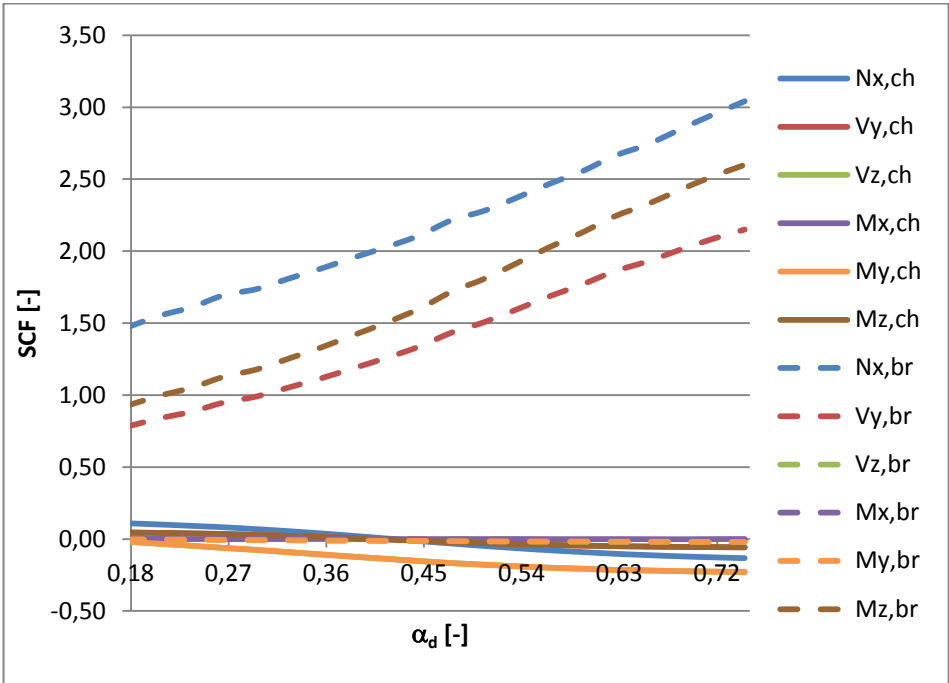
11.5.1.1. Positie van de diafragma's



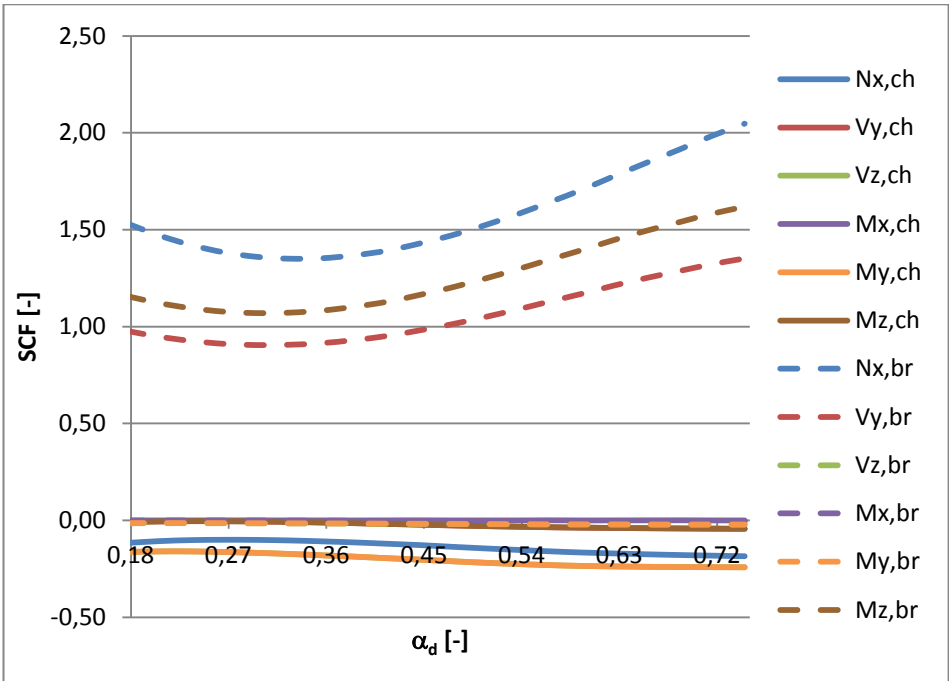
Figuur 11-19: Alle SCF's op locatie 180° op de primaire buis in functie van α_d



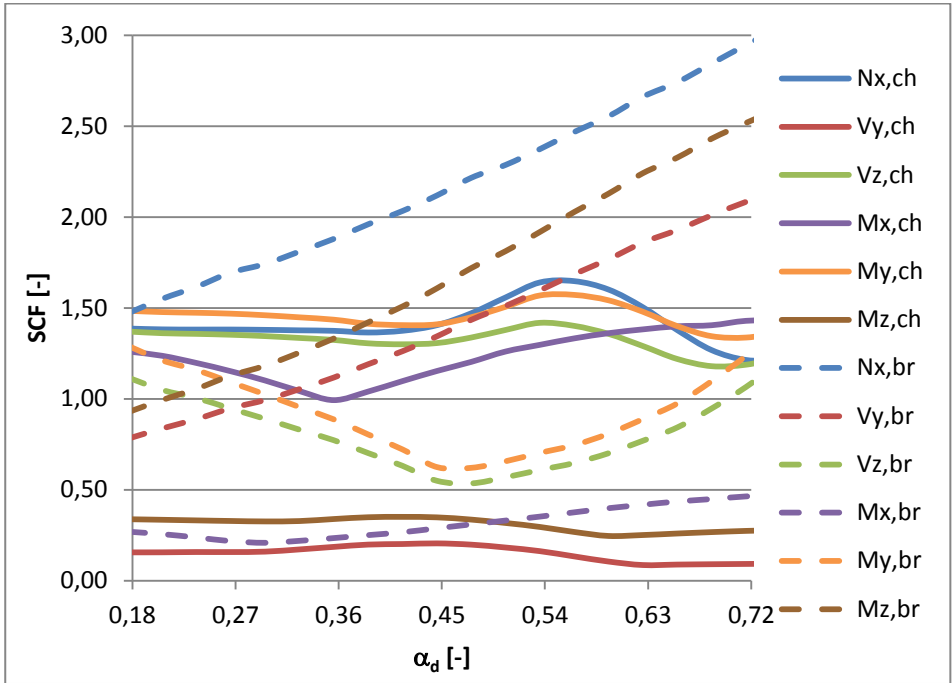
Figuur 11-20: Alle SCF's op locatie 180° op de secundaire buis in functie van α_d



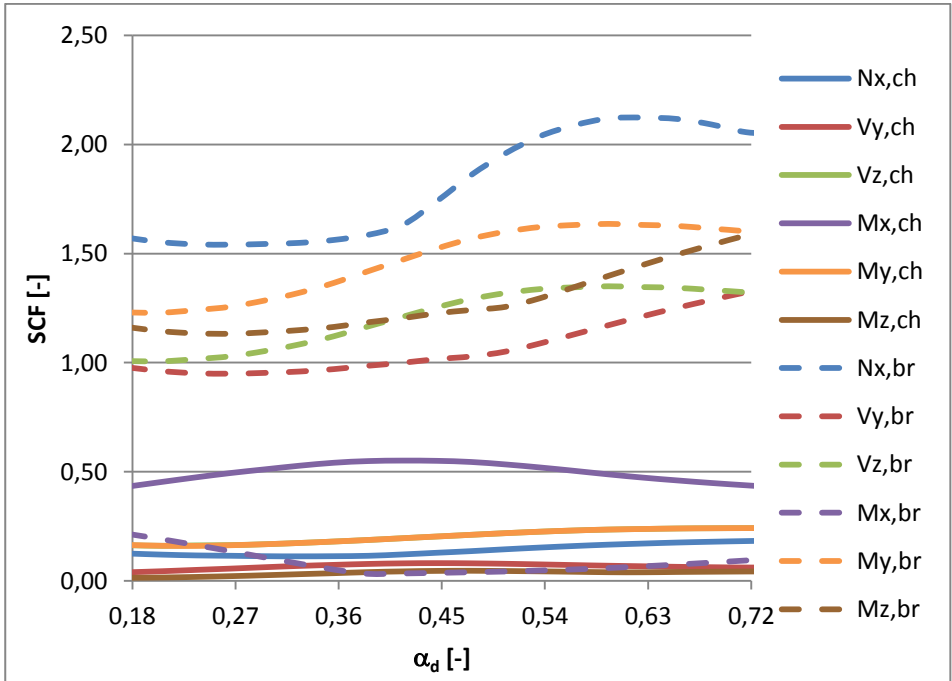
Figuur 11-21: Alle SCF's op locatie 270° op de primaire buis in functie van α_d



Figuur 11-22: Alle SCF's op locatie 270° op de secundaire buis in functie van α_d



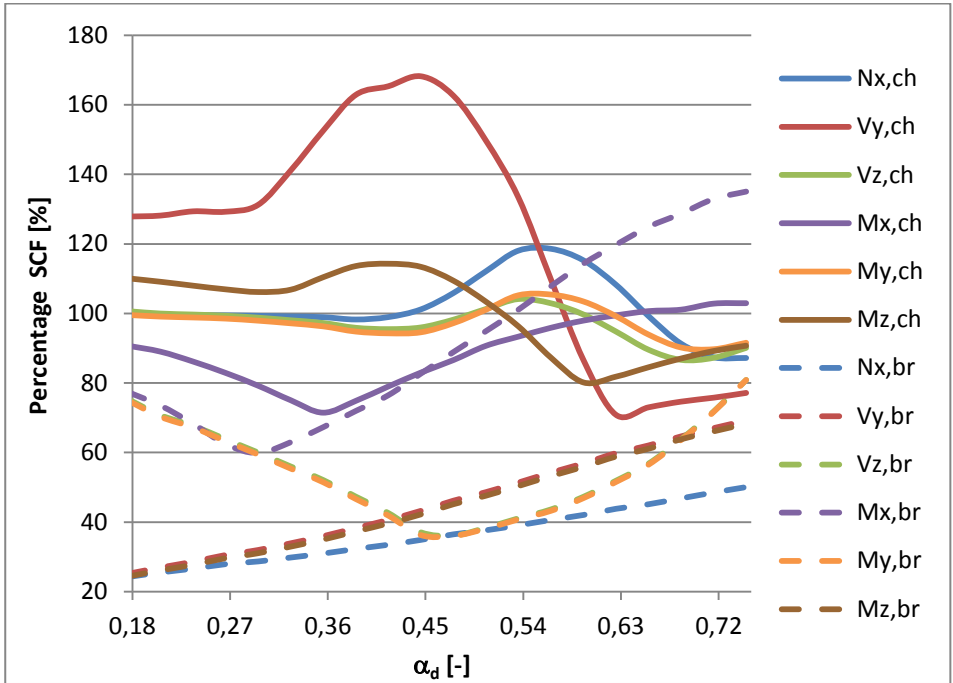
Figuur 11-23: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de primaire buis in functie van α_d



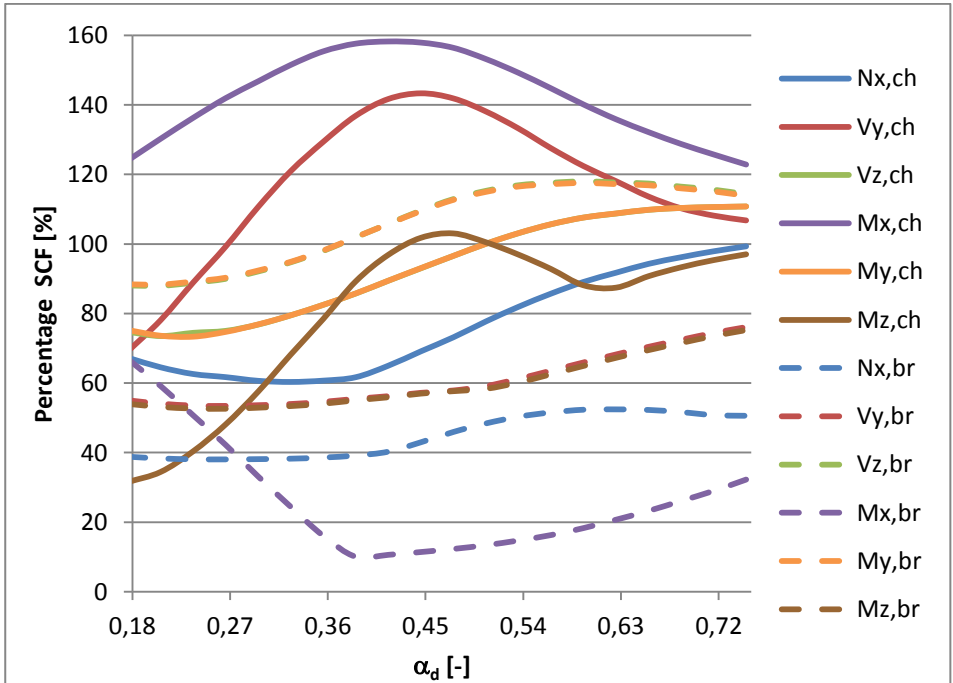
Figuur 11-24: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de secundaire buis in functie van α_d

Tabel 11-2: Maximale absolute SCF's van T-knoop zonder diafragma's

| SCF [-] | Op primaire buis | Op secundaire buis |
|-------------------------|---------------------------------|-----------------------------------|
| N_{x,ch} | 1,39 | 0,19 |
| V_{y,ch} | 0,12 | 0,06 |
| V_{z,ch} | 1,36 | 0,22 |
| M_{x,ch} | 1,39 | 0,35 |
| M_{y,ch} | 1,49 | 0,22 |
| M_{z,ch} | 0,31 | 0,04 |
| N_{x,br} | 6,07 | 4,05 |
| V_{y,br} | 3,11 | 1,78 |
| V_{z,br} | 1,48 | 1,14 |
| M_{x,br} | 0,35 | 0,32 |
| M_{y,br} | 1,73 | 1,39 |
| M_{z,br} | 3,81 | 2,15 |

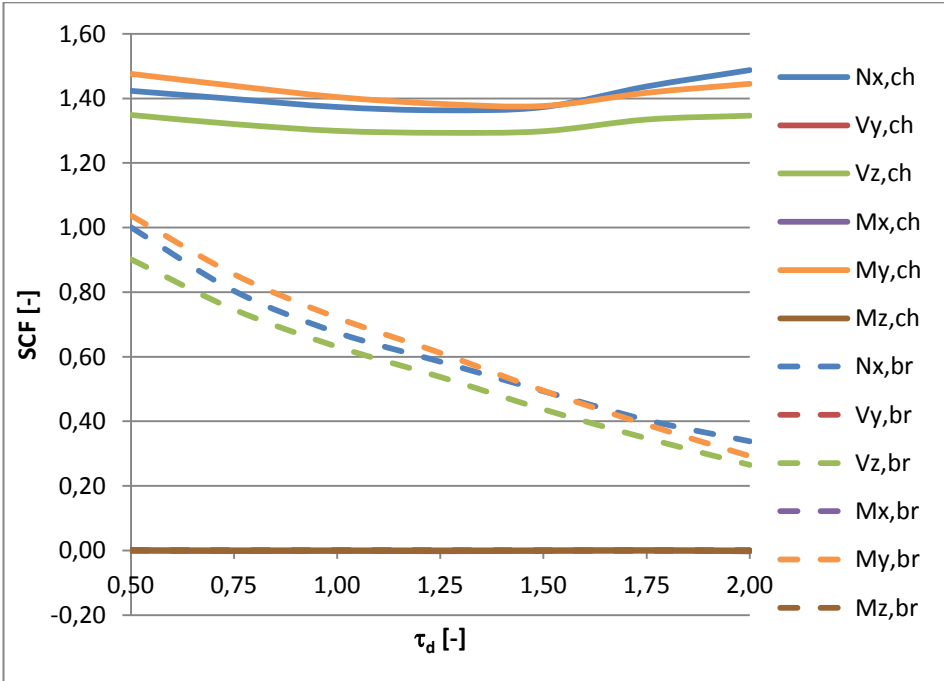


Figuur 11-25: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de primaire buis)

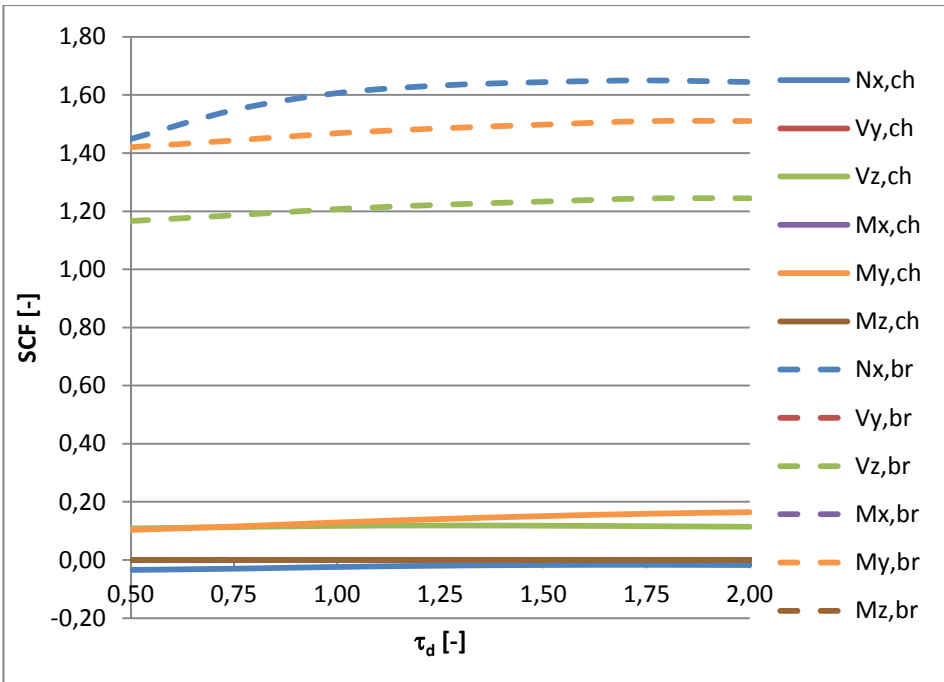


Figuur 11-26: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de secundaire buis)

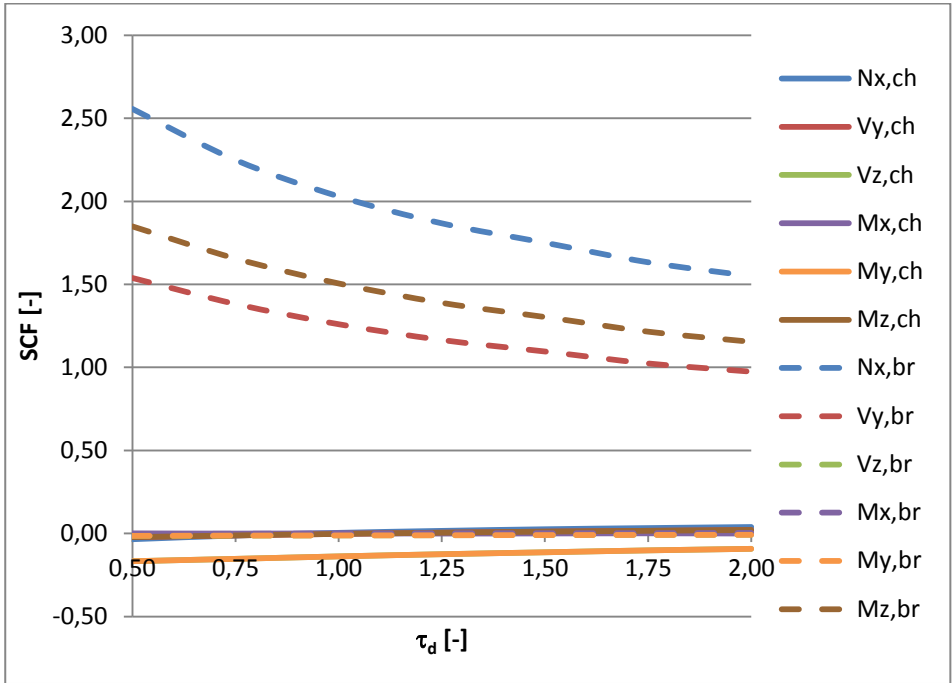
11.5.1.2. Dikte van de diafragma's



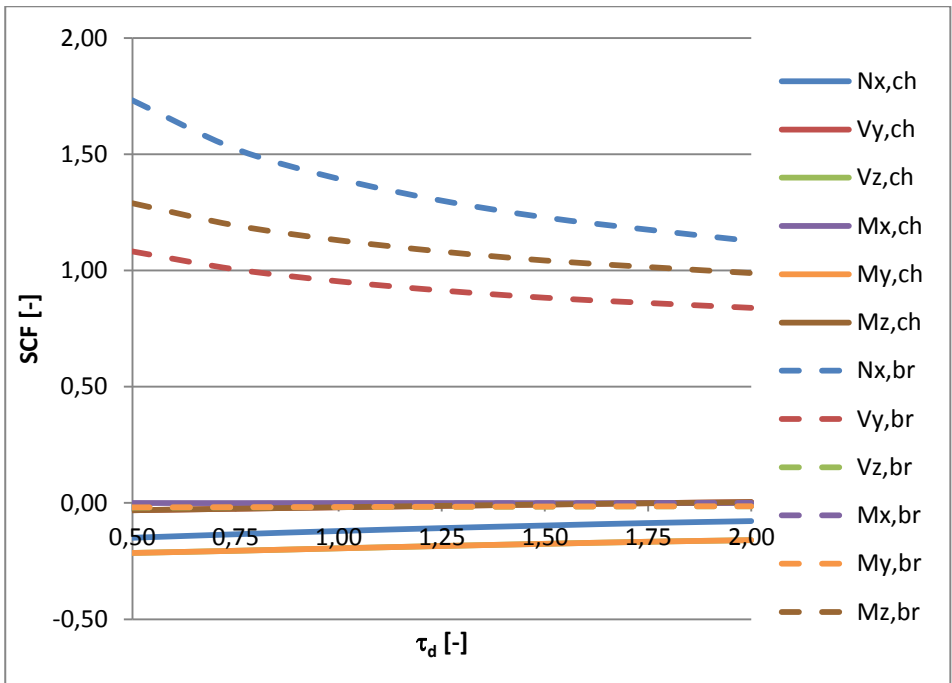
Figuur 11-27: Alle SCF's op locatie 180° op de primaire buis in functie van τ_d



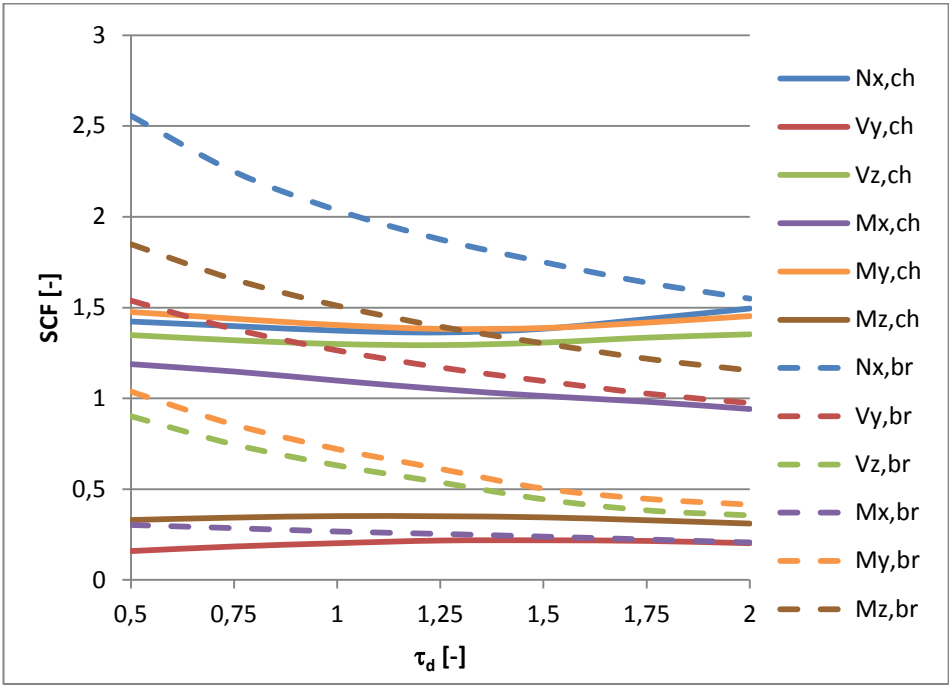
Figuur 11-28: Alle SCF's op locatie 180° op de secundaire buis in functie van τ_d



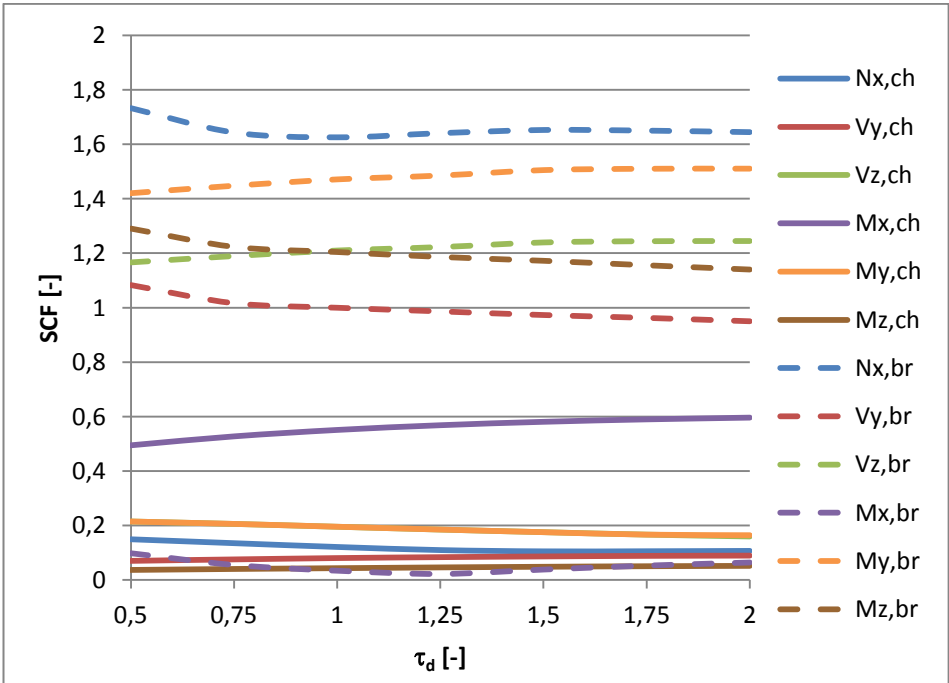
Figuur 11-29: Alle SCF's op locatie 270° op de primaire buis in functie van τ_d



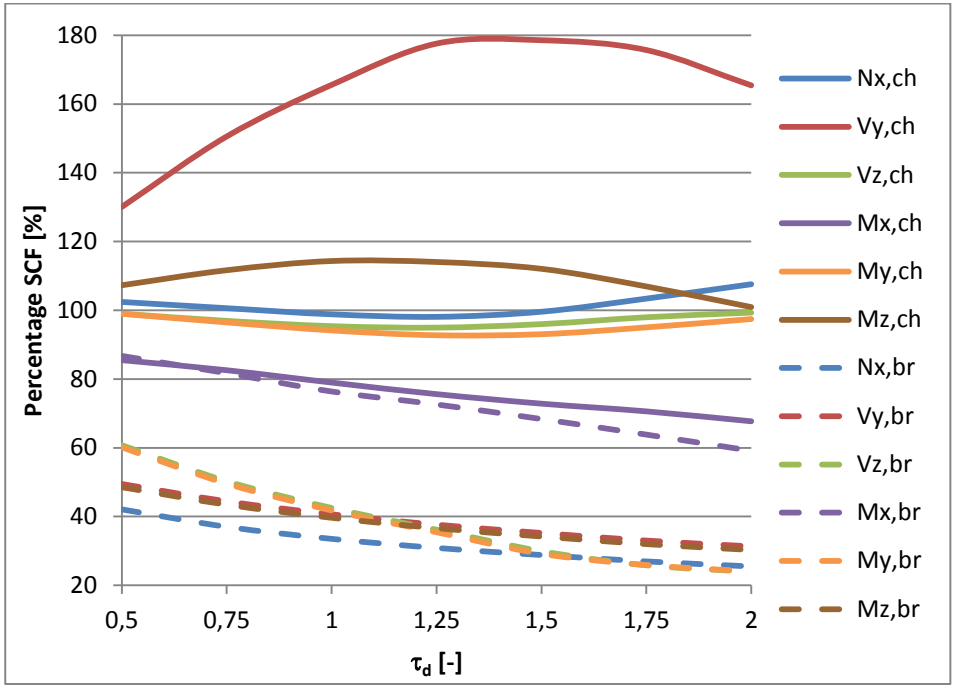
Figuur 11-30: Alle SCF's op locatie 270° op de secundaire buis in functie van τ_d



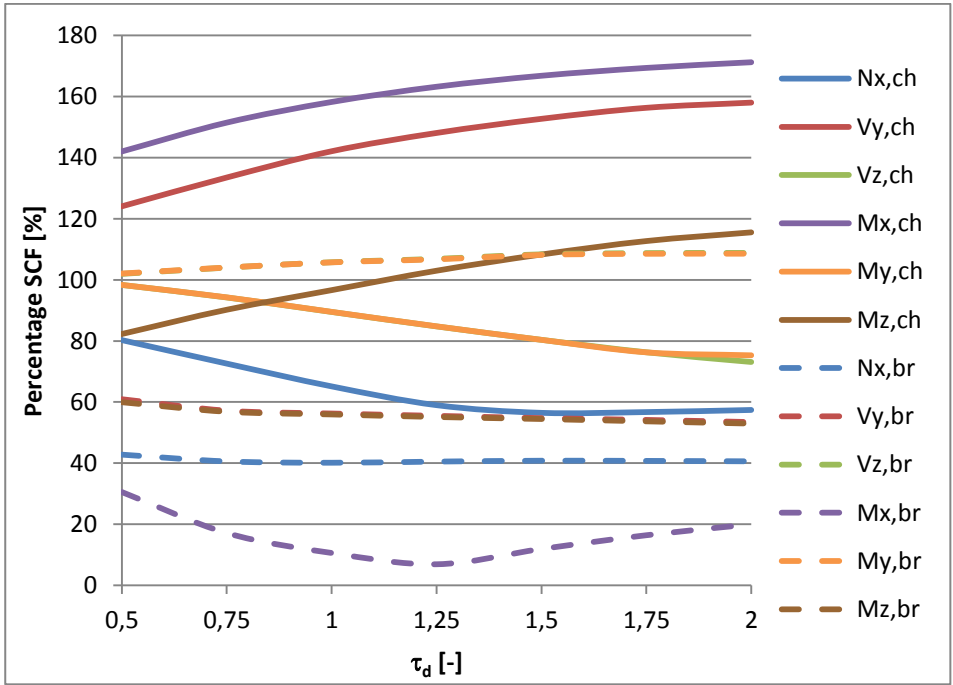
Figuur 11-31: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de primaire buis in functie van τ_d



Figuur 11-32: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de secundaire buis in functie van τ_d

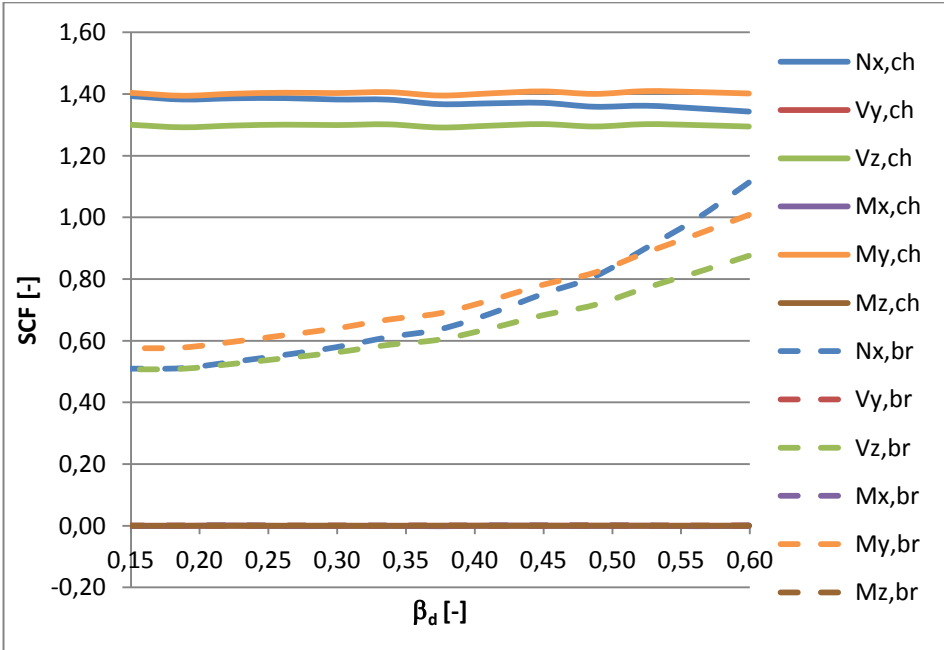


Figuur 11-33: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d (locaties op de primaire buis)

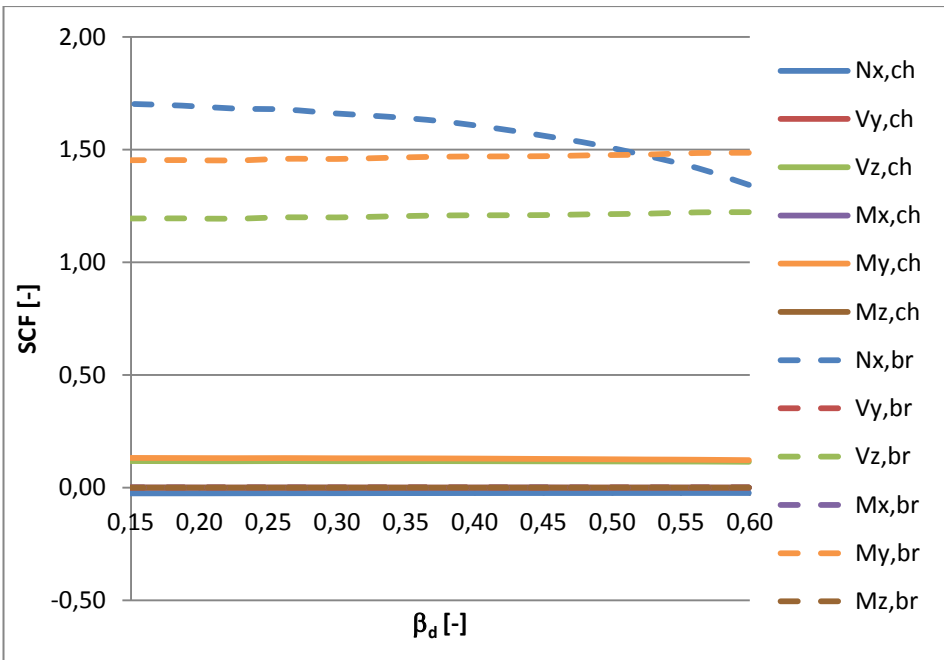


Figuur 11-34: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d (locaties op de secundaire buis)

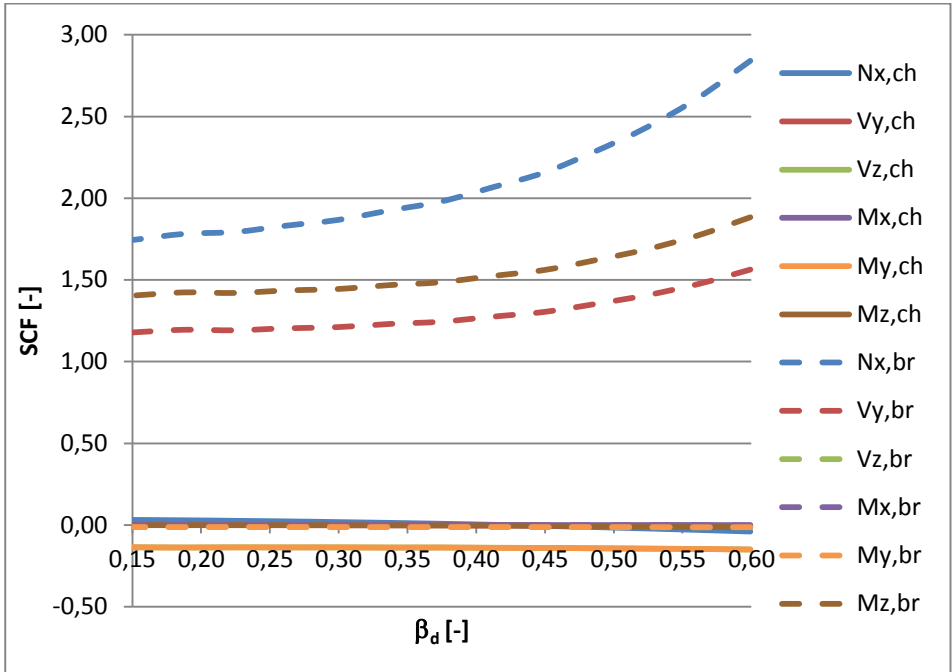
11.5.1.3. Diameter van de holte in de diafragma's



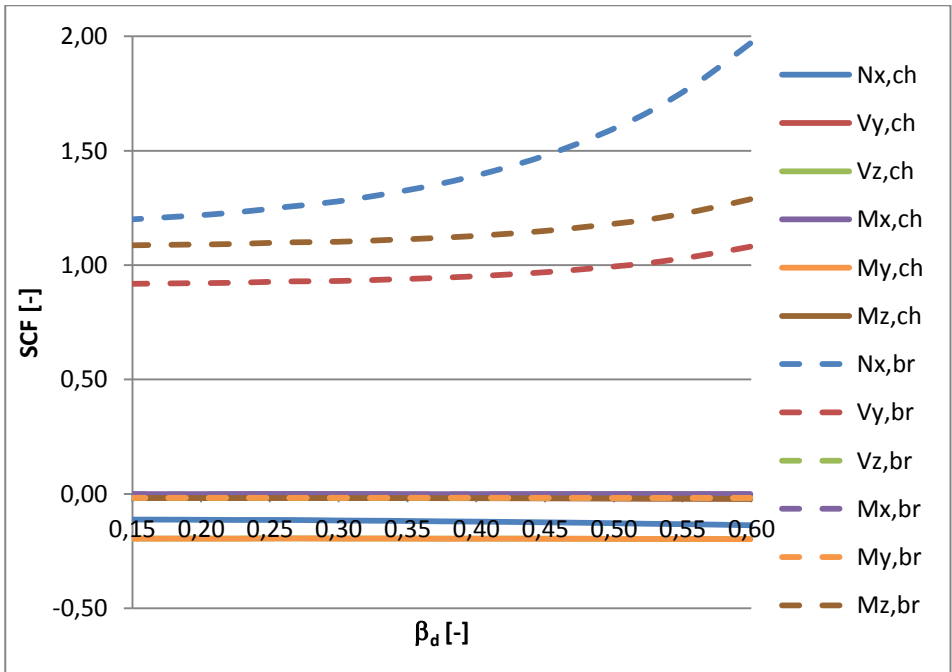
Figuur 11-35: Alle SCF's op locatie 180° op de primaire buis in functie van β_d



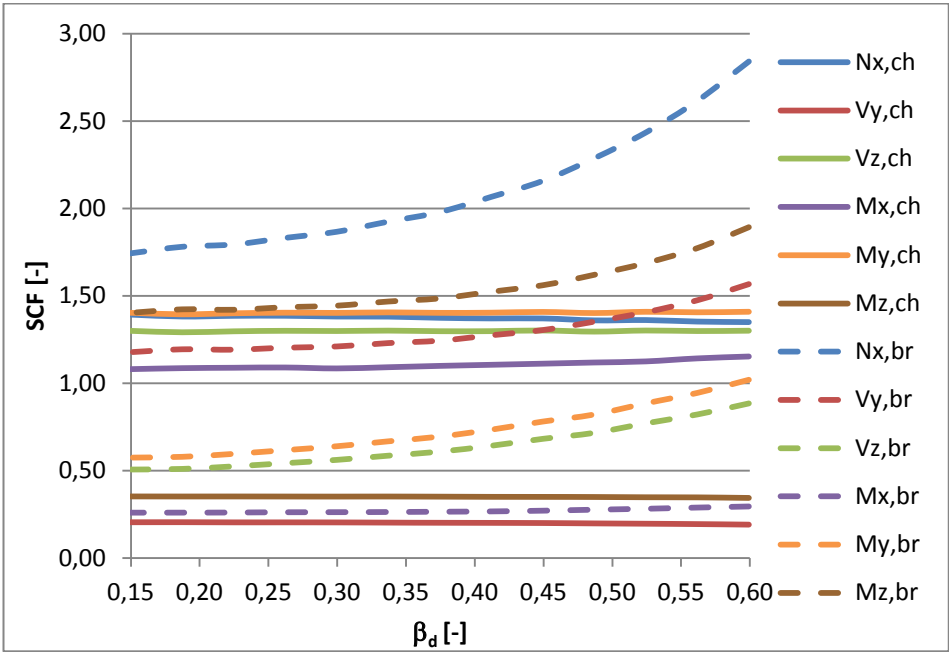
Figuur 11-36: Alle SCF's op locatie 180° op de secundaire buis in functie van β_d



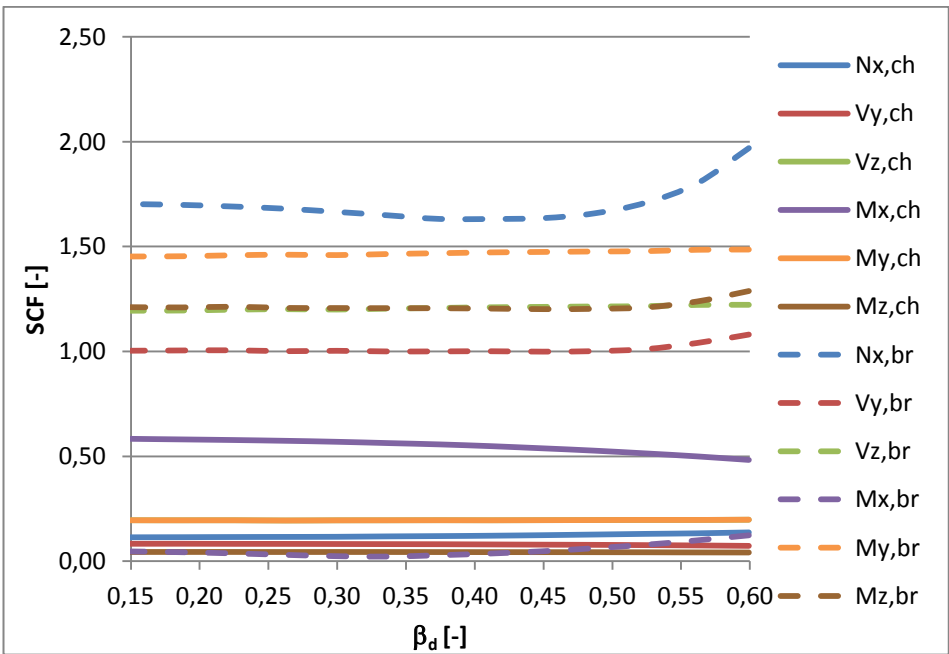
Figuur 11-37: Alle SCF's op locatie 270° op de primaire buis in functie van β_d



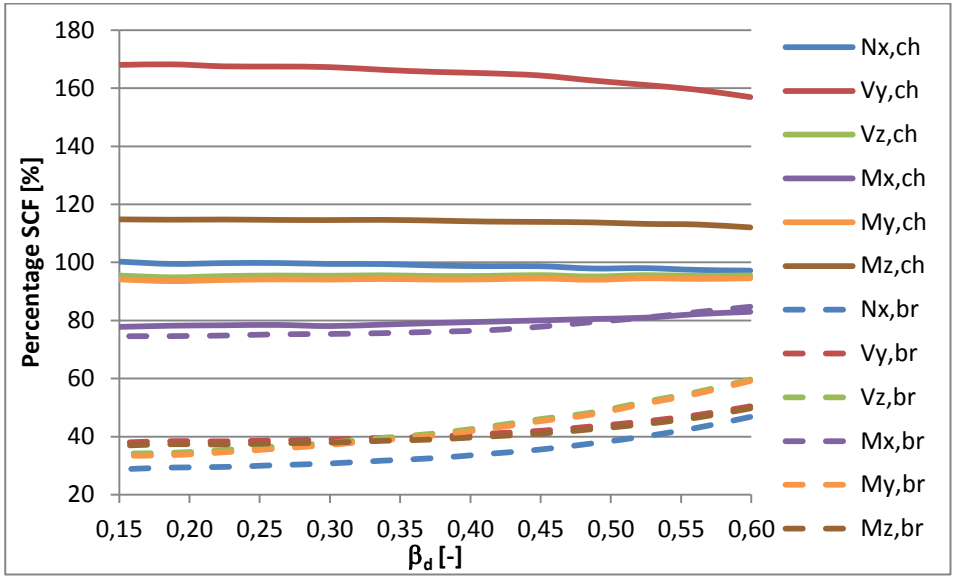
Figuur 11-38: Alle SCF's op locatie 270° op de secundaire buis in functie van β_d



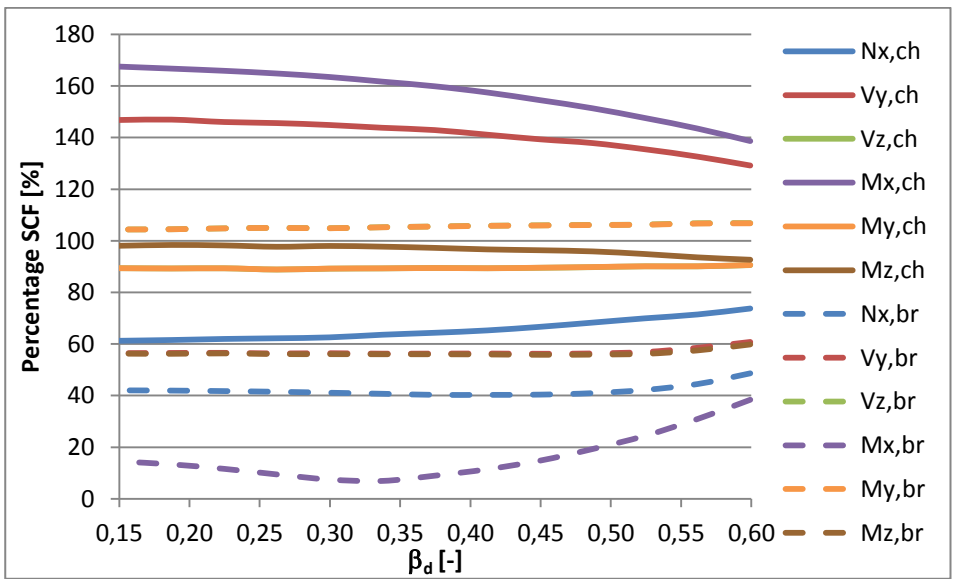
Figuur 11-39: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de primaire buis in functie van β_d



Figuur 11-40: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de secundaire buis in functie van β_d



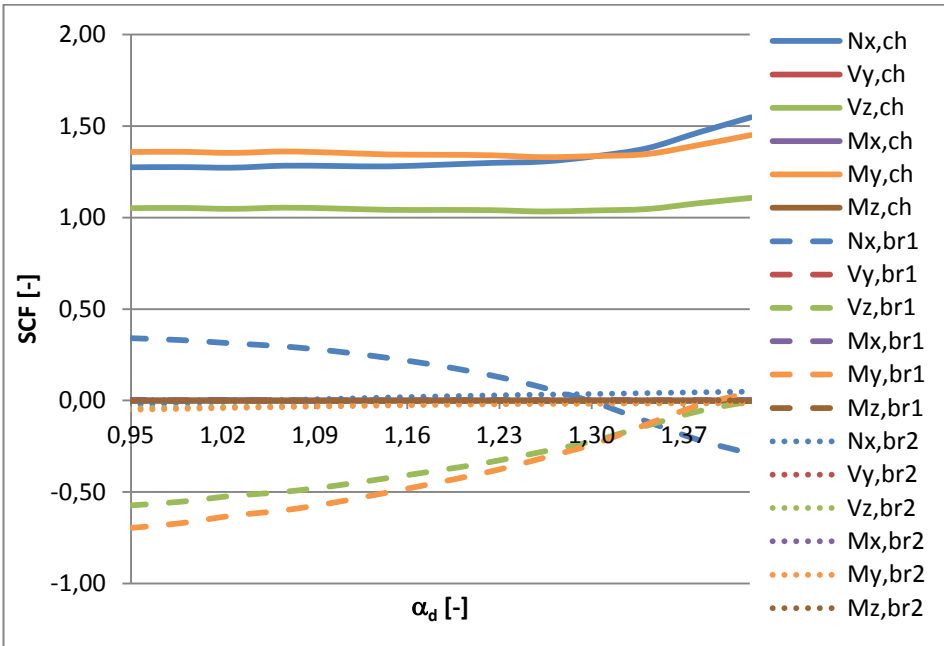
Figuur 11-41: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van β_d (locaties op de primaire buis)



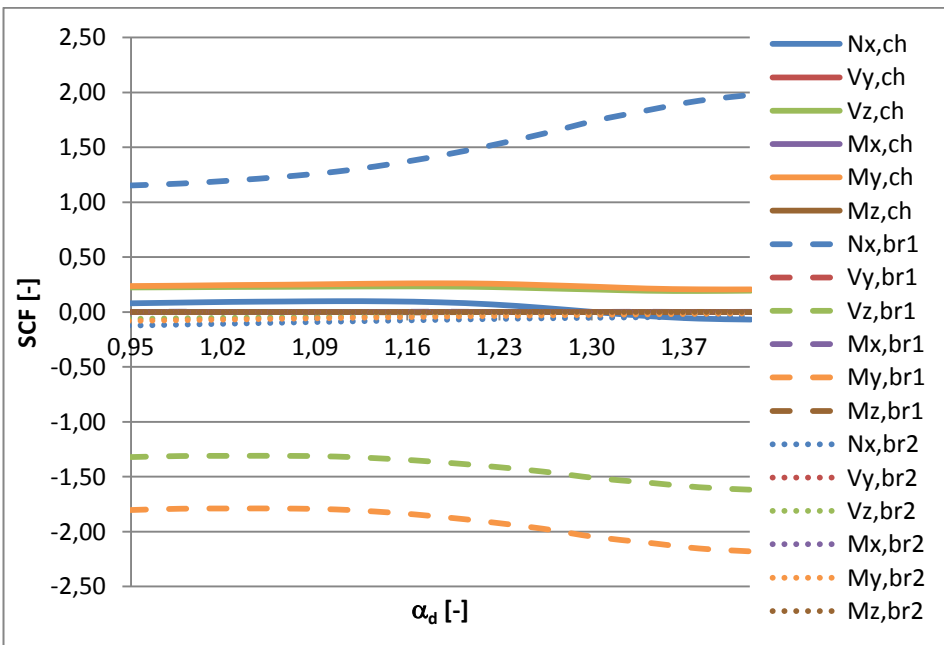
Figuur 11-42: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van β_d (locaties op de secundaire buis)

11.5.2. K-knoop

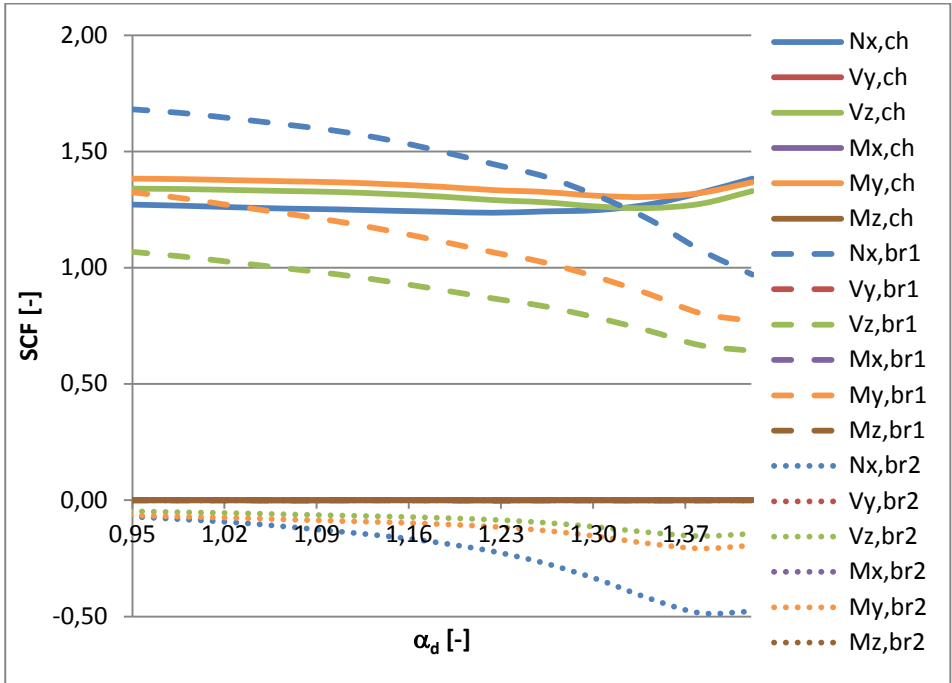
11.5.2.1. Positie van de diafragma's



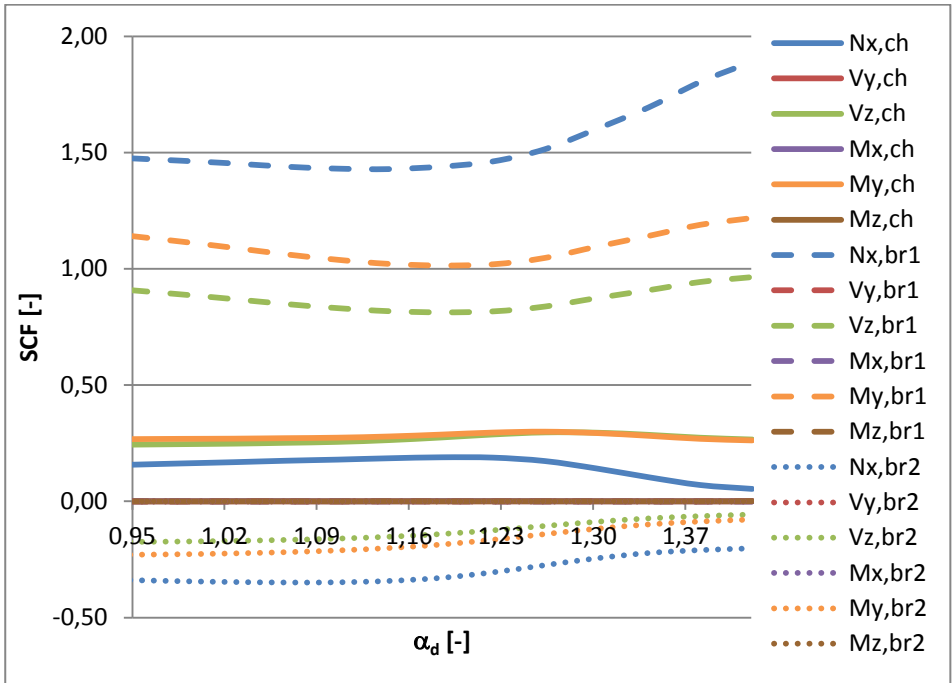
Figuur 11-43: Alle SCF's op locatie 0° op de primaire buis in functie van α_d



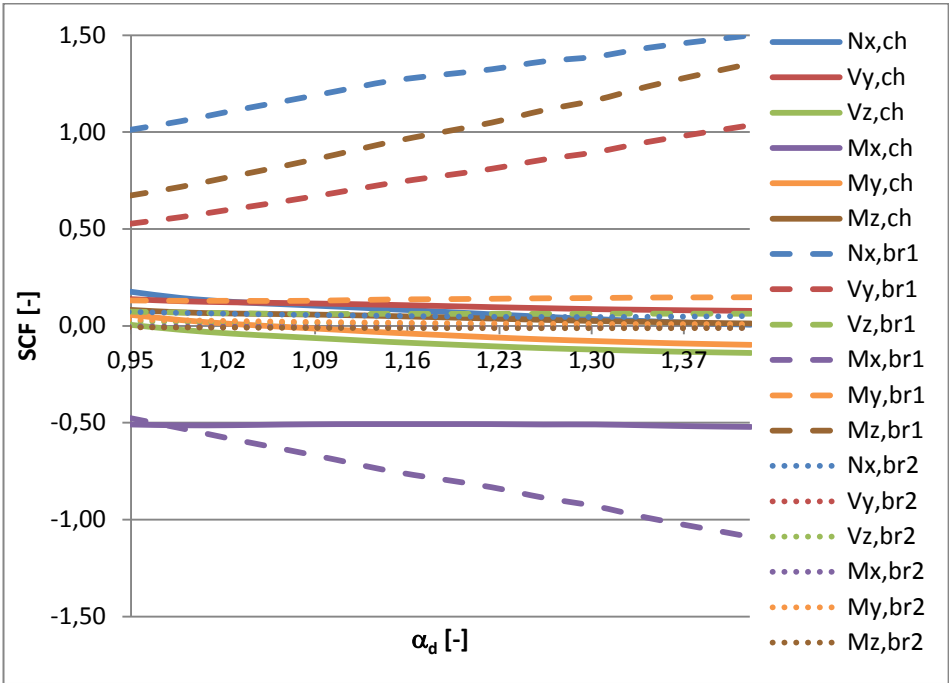
Figuur 11-44: Alle SCF's op locatie 0° op de secundaire buis in functie van α_d



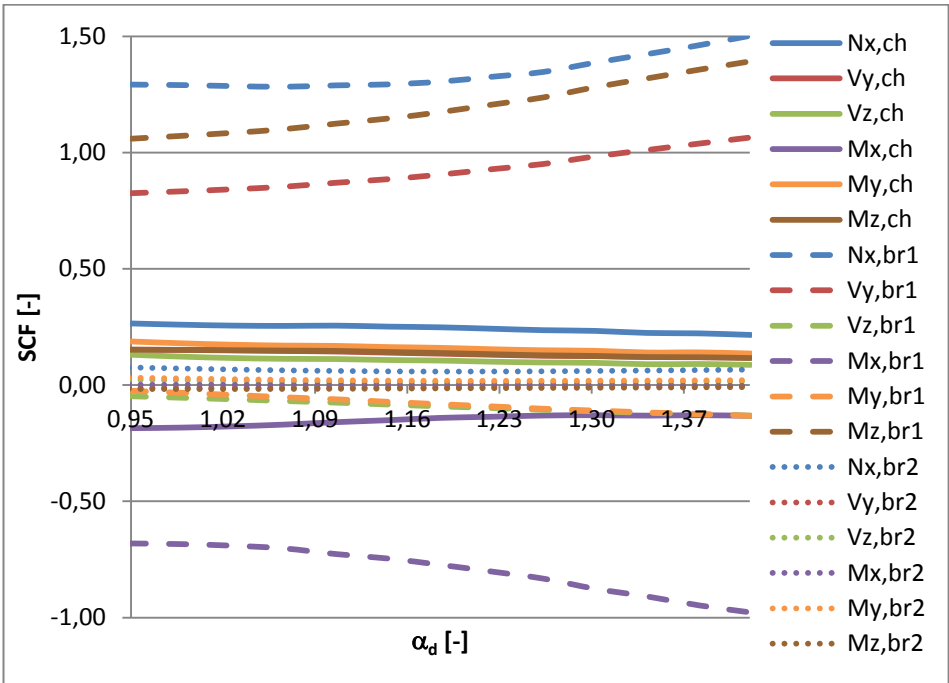
Figuur 11-45: Alle SCF's op locatie 180° op de primaire buis in functie van α_d



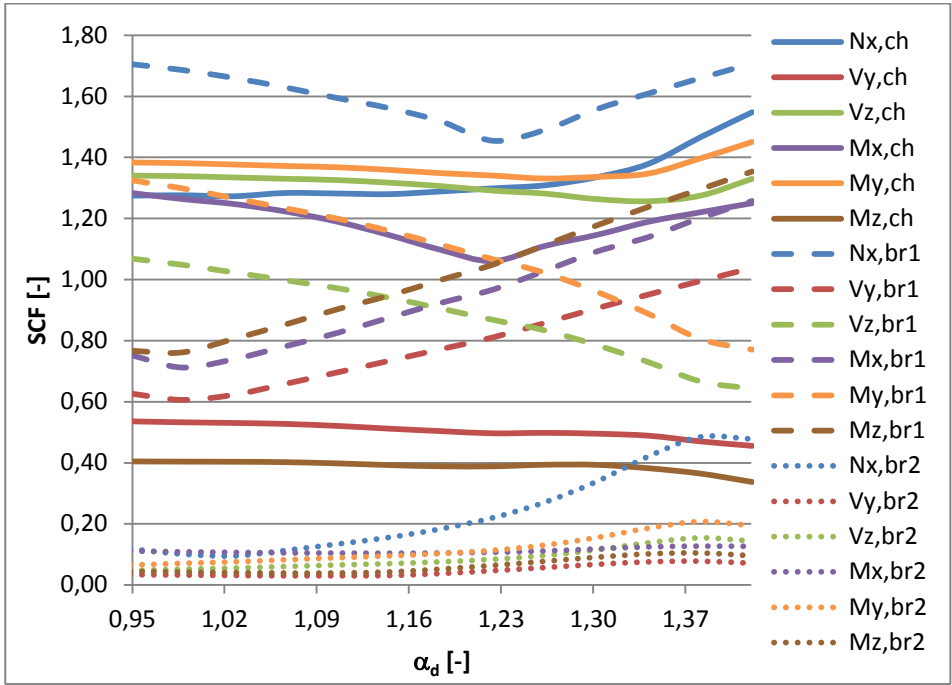
Figuur 11-46: Alle SCF's op locatie 180° op de secundaire buis in functie van α_d



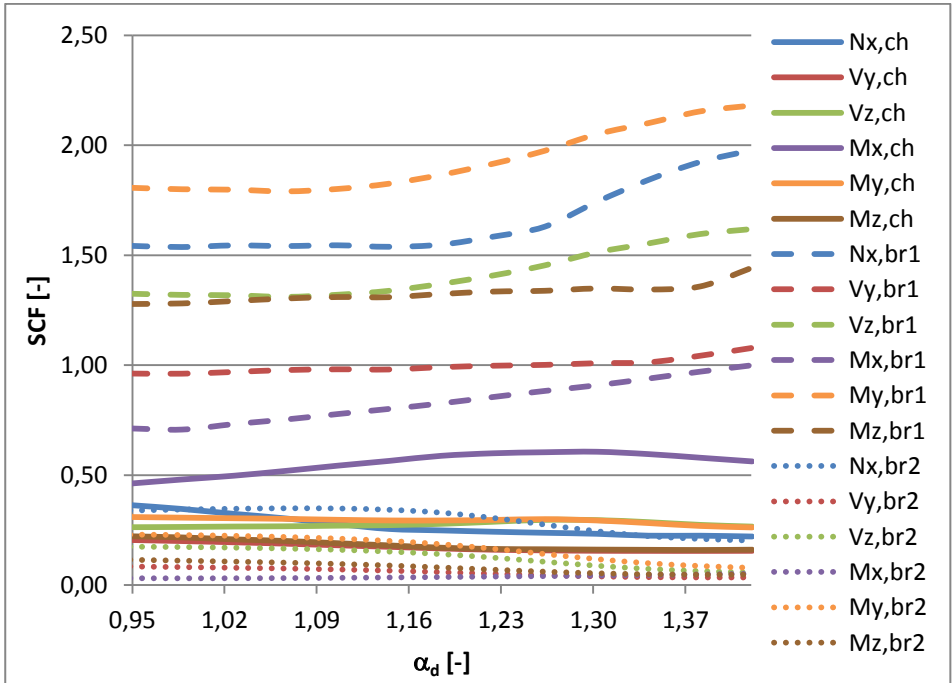
Figuur 11-47: Alle SCF's op locatie 270° op de primaire buis in functie van α_d



Figuur 11-48: Alle SCF's op locatie 270° op de secundaire buis in functie van α_d



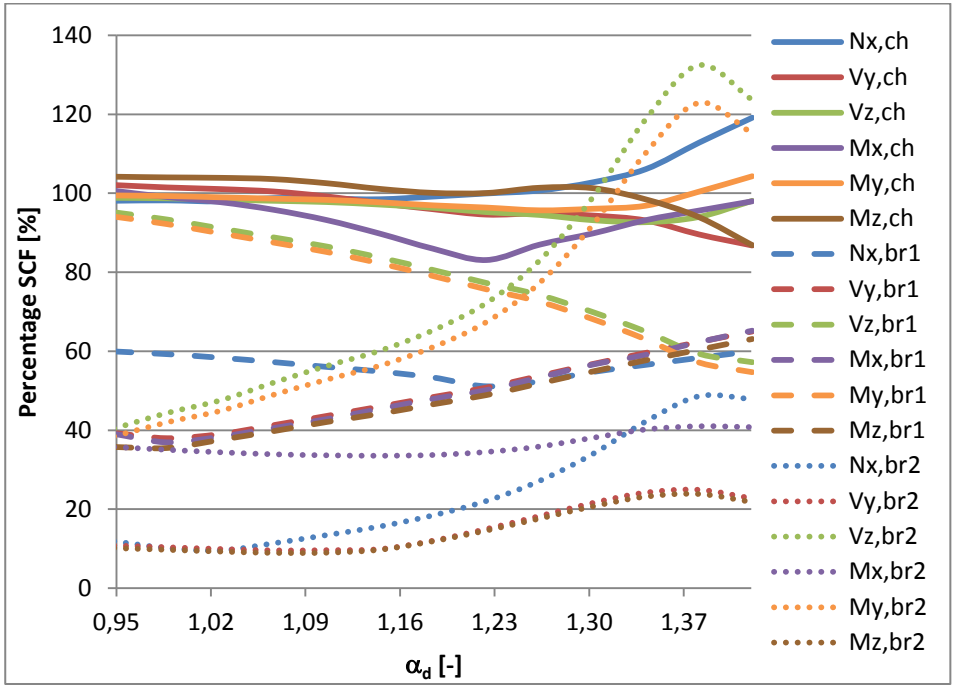
Figuur 11-49: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de primaire buis in functie van α_d



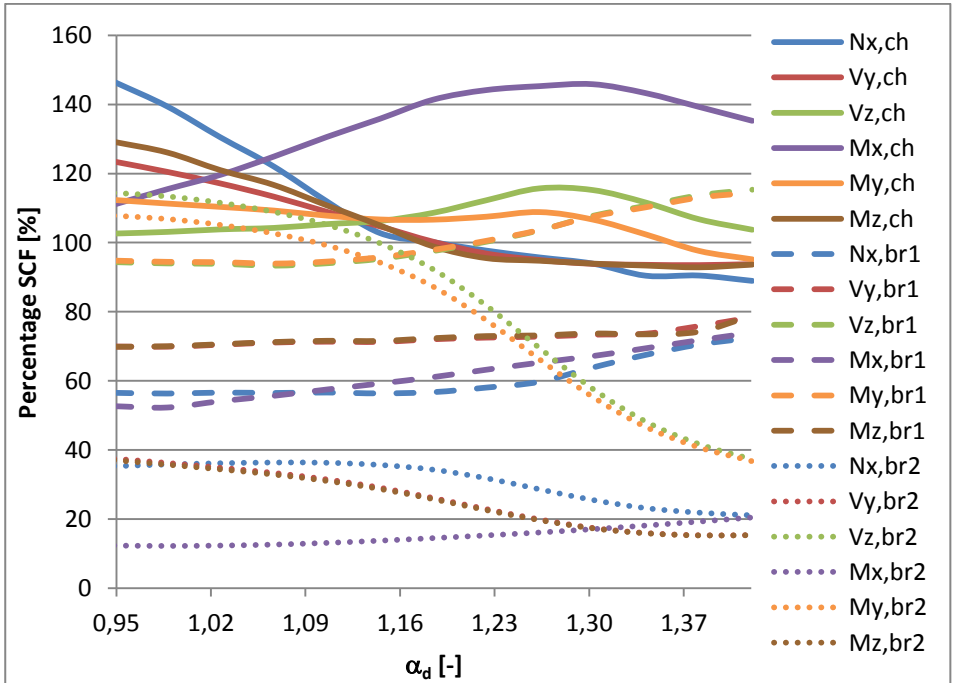
Figuur 11-50: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de secundaire buis in functie van α_d

Tabel 11-3: Maximale absolute SCF's van K-knoop zonder diafragma's

| SCF [-] | Op primaire buis | Op secundaire buis 1 |
|--------------------------|---------------------------------|-------------------------------------|
| N_{x,ch} | 1,30 | 0,25 |
| V_{y,ch} | 0,53 | 0,17 |
| V_{z,ch} | 1,36 | 0,26 |
| M_{x,ch} | 1,28 | 0,42 |
| M_{y,ch} | 1,39 | 0,28 |
| M_{z,ch} | 0,39 | 0,17 |
| N_{x,br1} | 2,85 | 2,73 |
| V_{y,br1} | 1,60 | 1,38 |
| V_{z,br1} | 1,12 | 1,40 |
| M_{x,br1} | 1,93 | 1,35 |
| M_{y,br1} | 1,41 | 1,91 |
| M_{z,br1} | 2,15 | 1,83 |
| N_{x,br2} | 1,00 | 0,96 |
| V_{y,br2} | 0,31 | 0,23 |
| V_{z,br2} | 0,12 | 0,15 |
| M_{x,br2} | 0,31 | 0,25 |
| M_{y,br2} | 0,17 | 0,21 |
| M_{z,br2} | 0,44 | 0,31 |

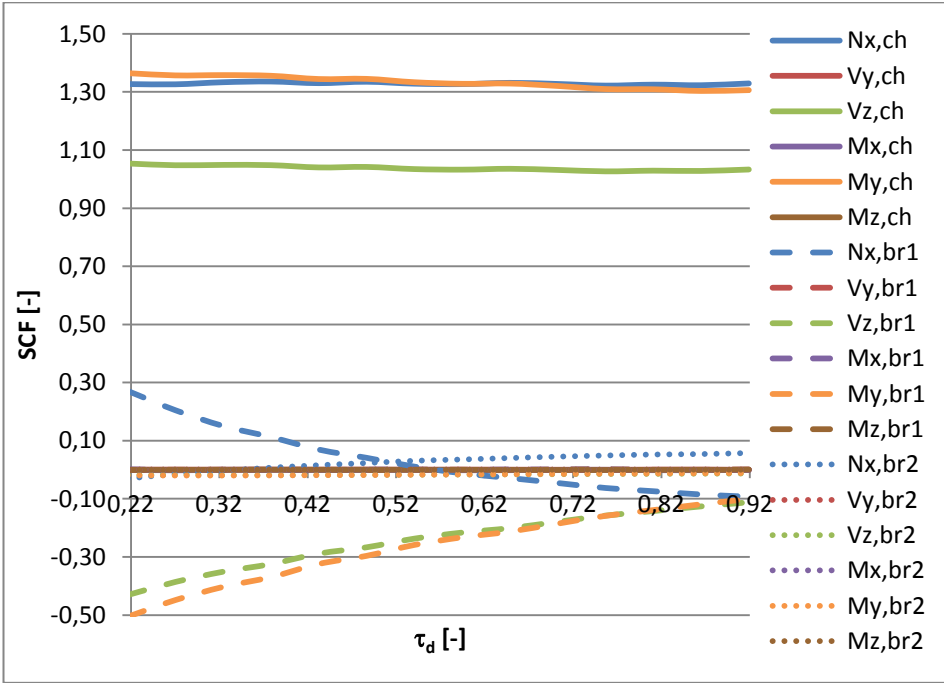


Figuur 11-51: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de primaire buis)

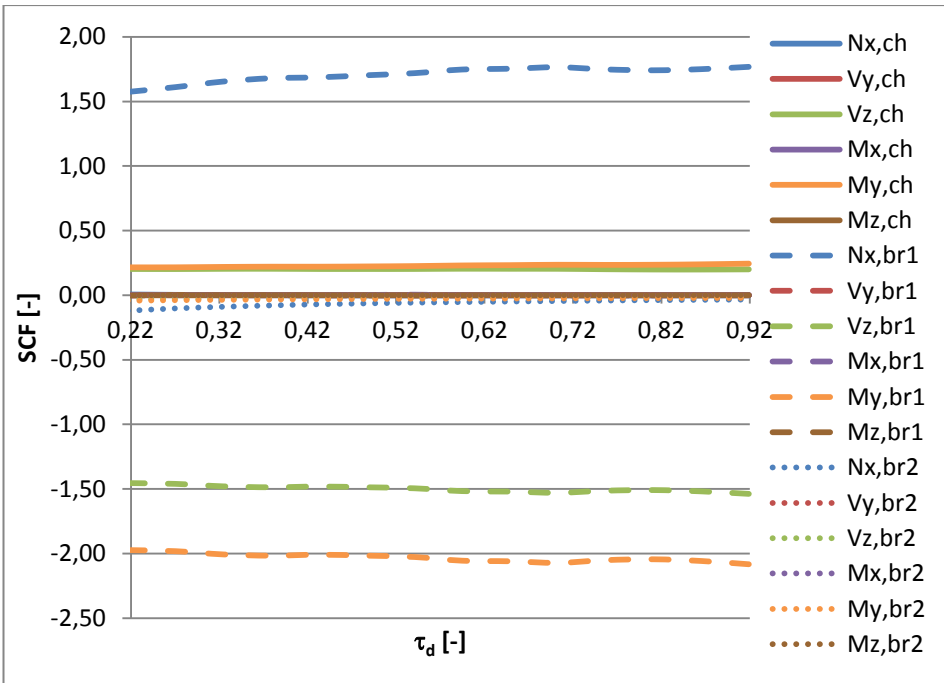


Figuur 11-52: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de secundaire buis)

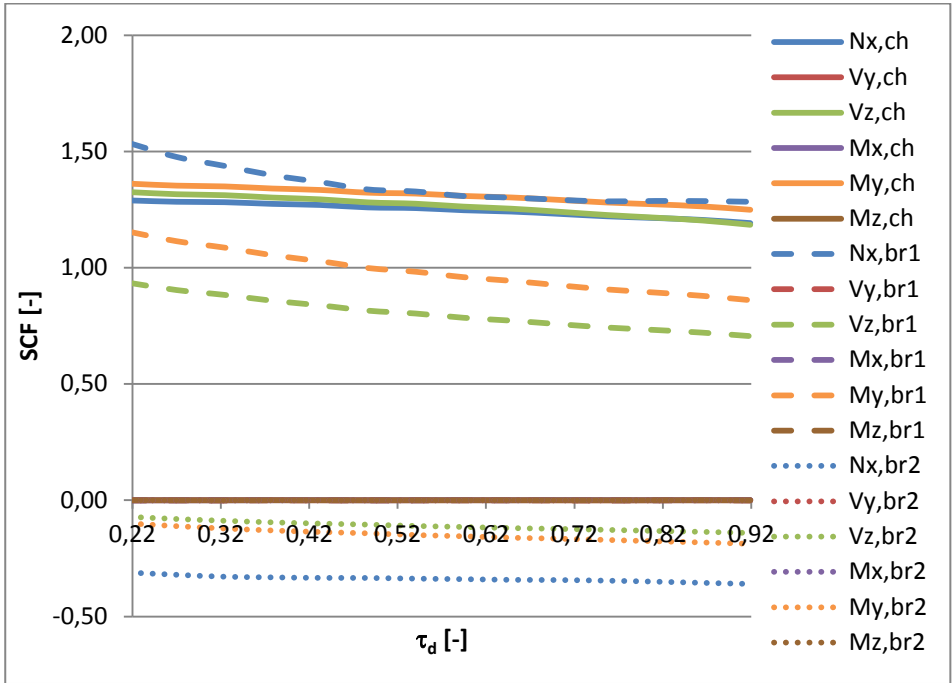
11.5.2.2. Dikte van de diafragma's



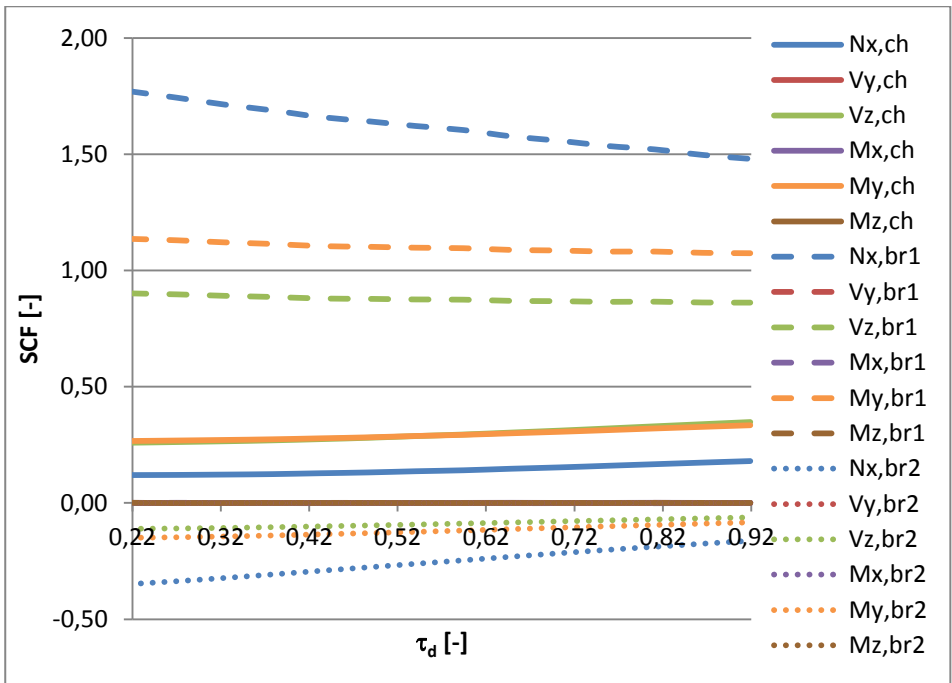
Figuur 11-53: Alle SCF's op locatie 0° op de primaire buis in functie van τ_d



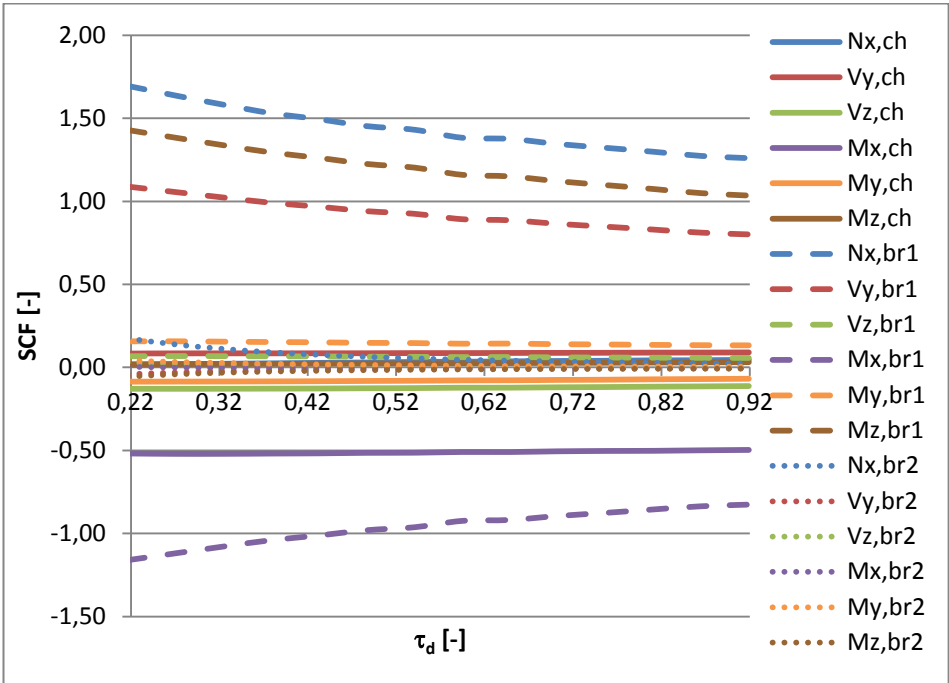
Figuur 11-54: Alle SCF's op locatie 0° op de secundaire buis in functie van τ_d



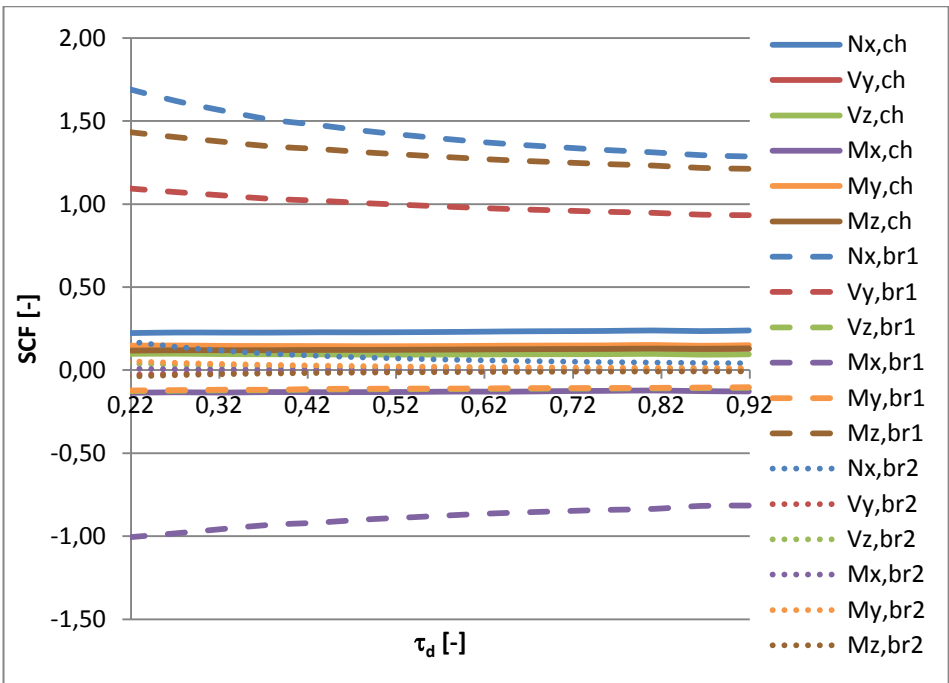
Figuur 11-55: Alle SCF's op locatie 180° op de primaire buis in functie van τ_d



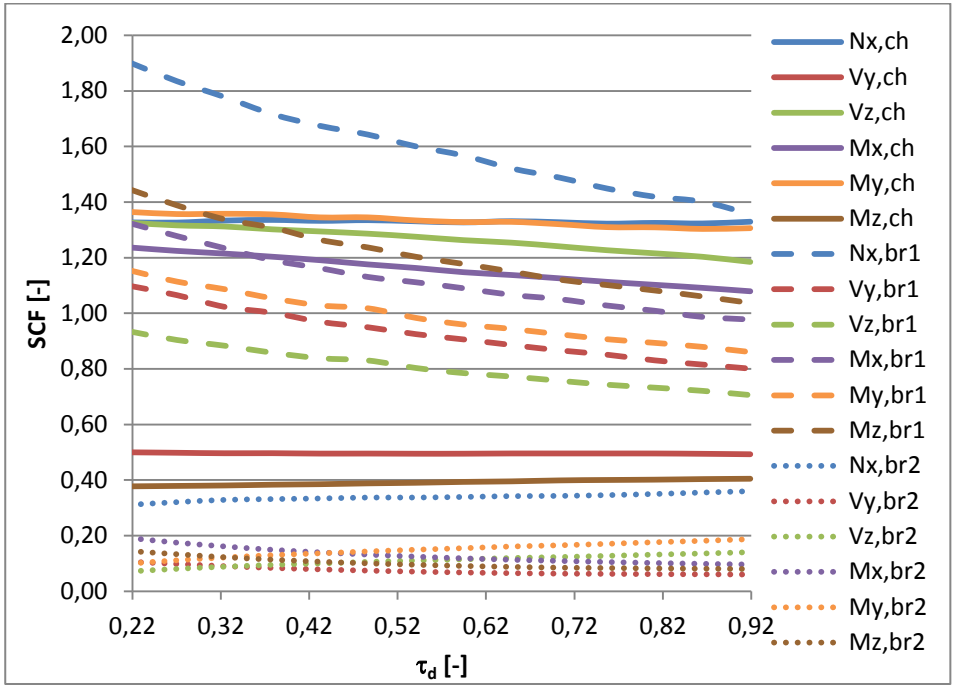
Figuur 11-56: Alle SCF's op locatie 180° op de secundaire buis in functie van τ_d



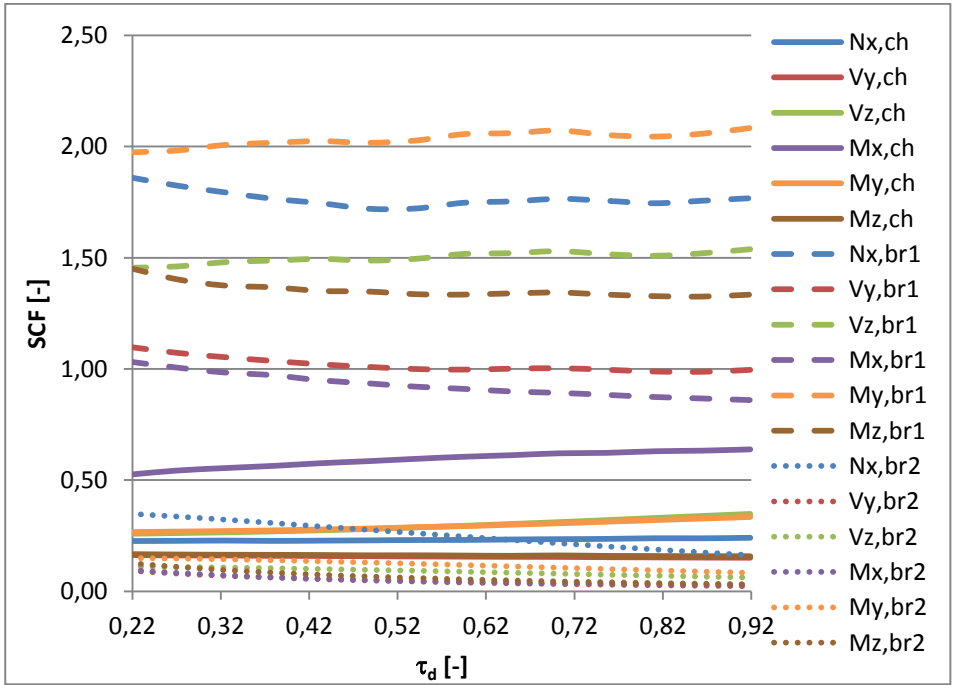
Figuur 11-57: Alle SCF's op locatie 270° op de primaire buis in functie van τ_d



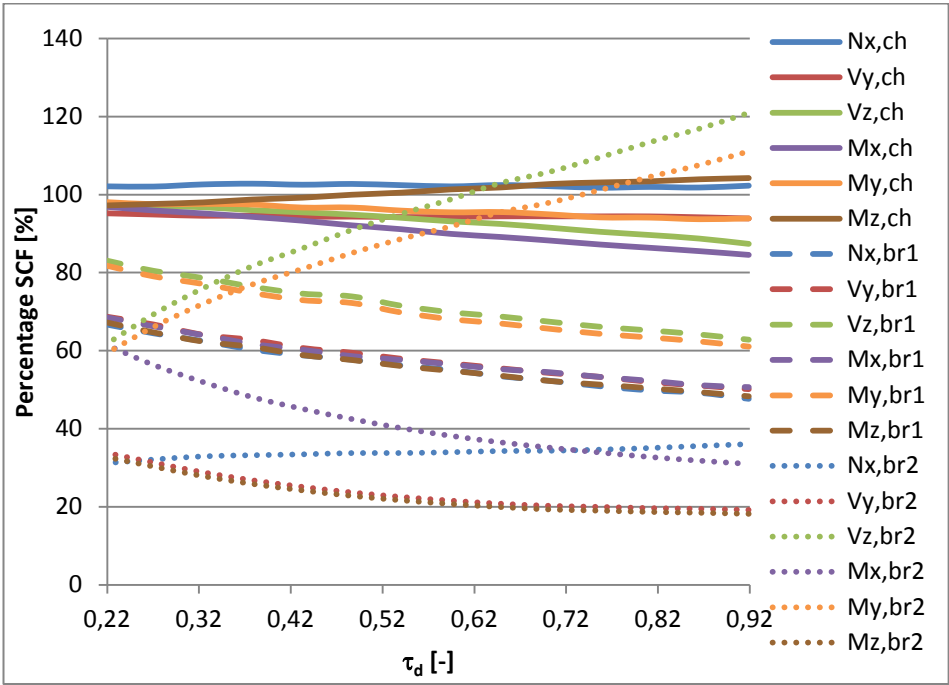
Figuur 11-58: Alle SCF's op locatie 270° op de secundaire buis in functie van τ_d



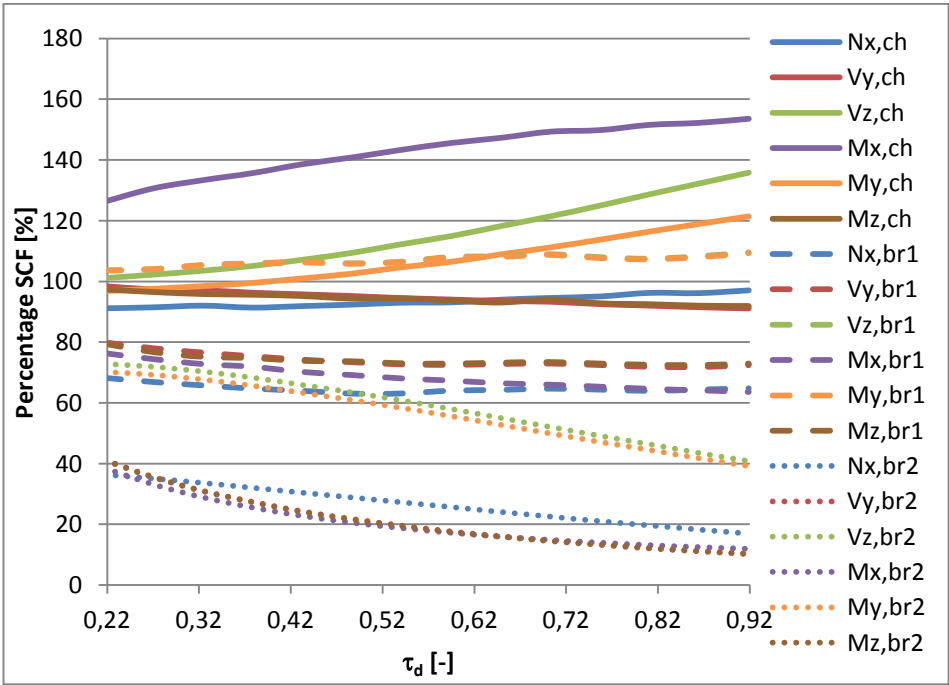
Figuur 11-59: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de primaire buis in functie van τ_d



Figuur 11-60: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de secundaire buis in functie van τ_d

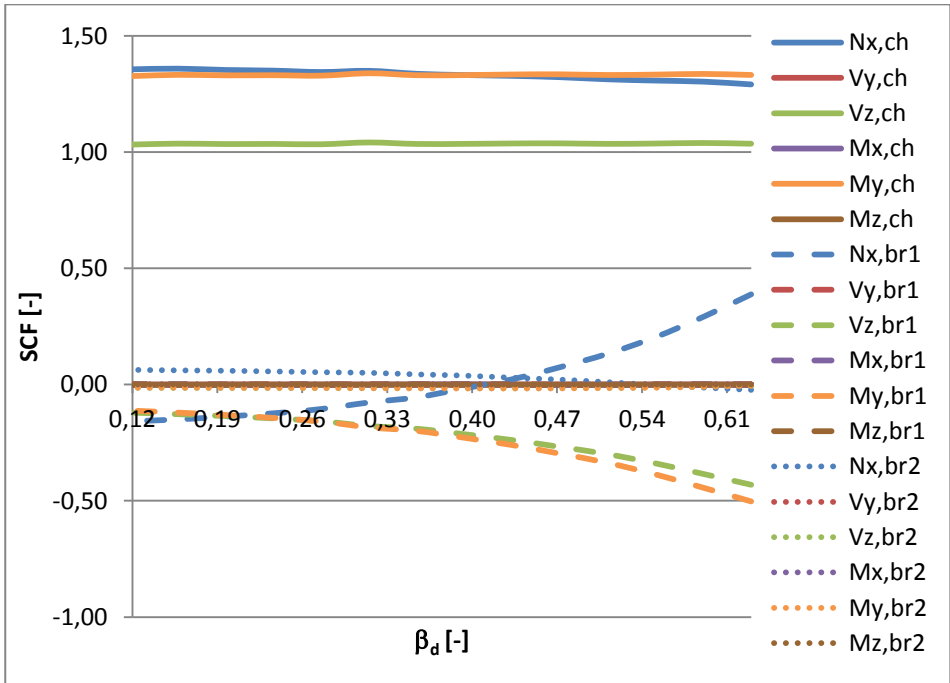


Figuur 11-61: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d (locaties op de primaire buis)

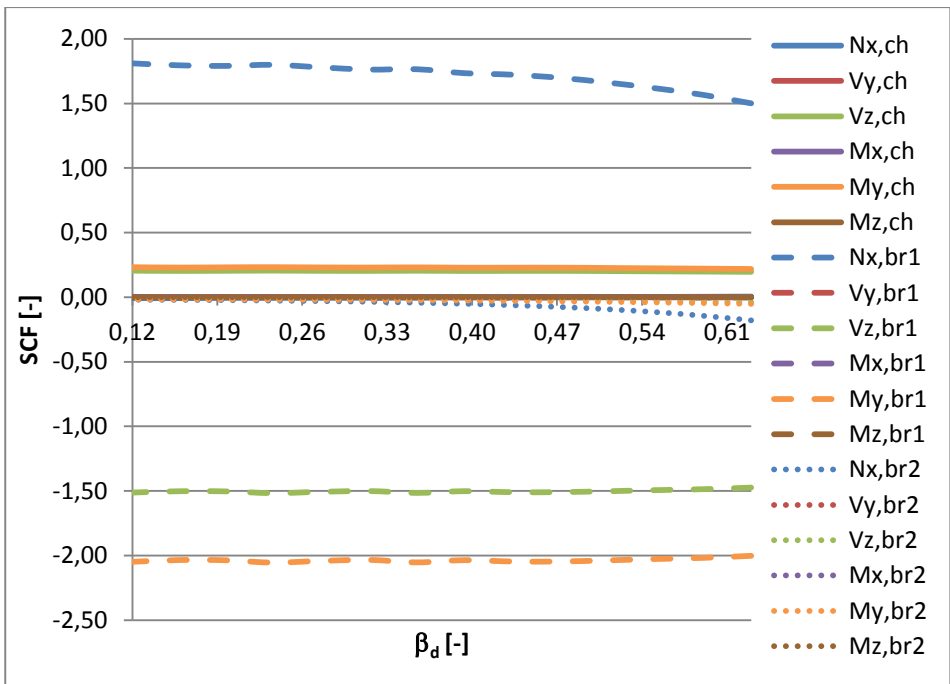


Figuur 11-62: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d (locaties op de secundaire buis)

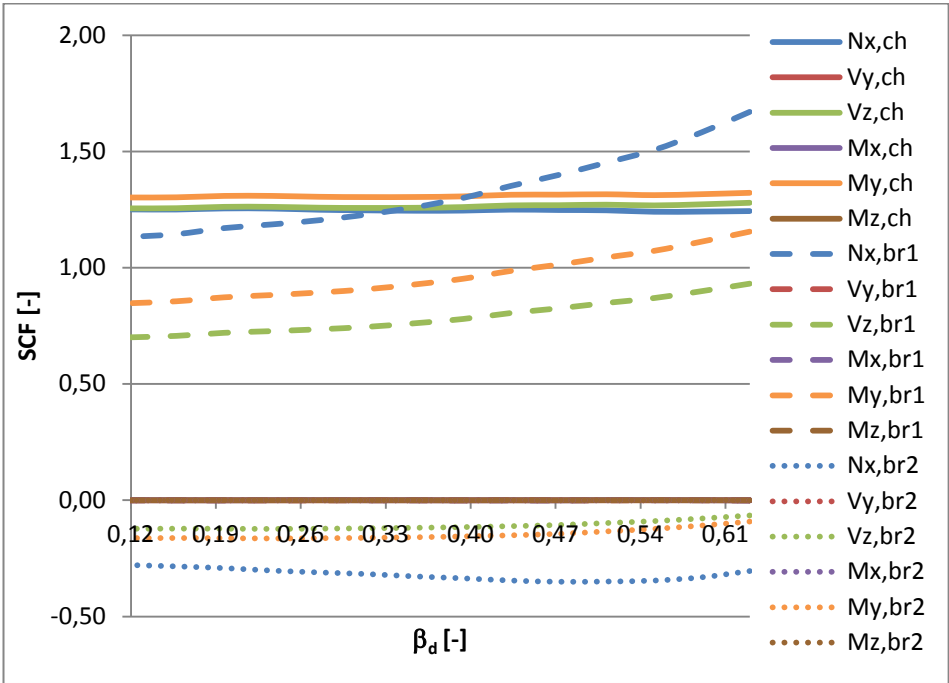
11.5.2.3. Diameter van de holte in de diafragma's



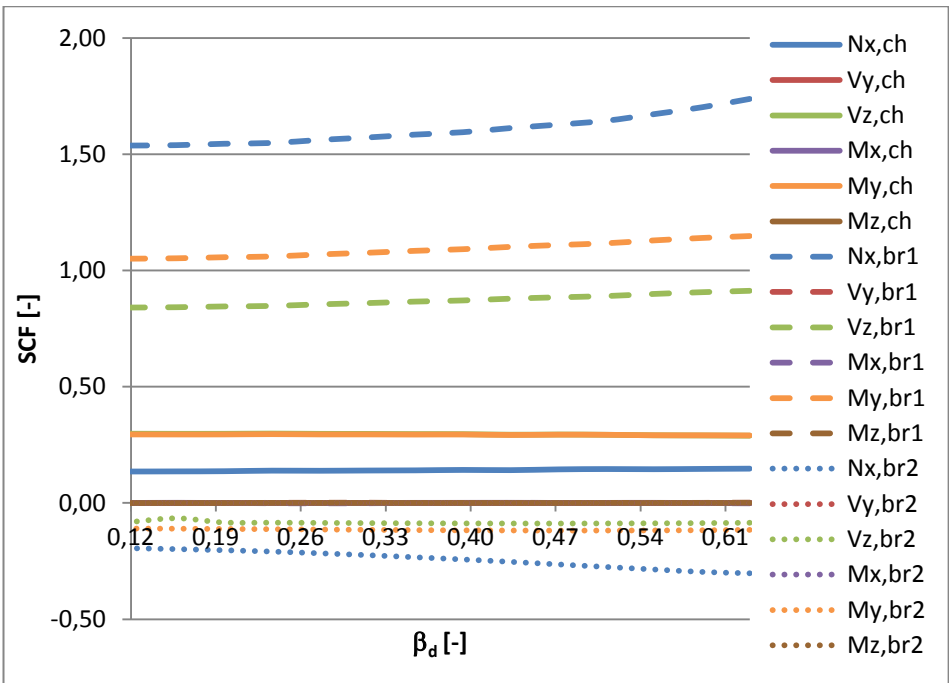
Figuur 11-63: Alle SCF's op locatie 0° op de primaire buis in functie van β_d



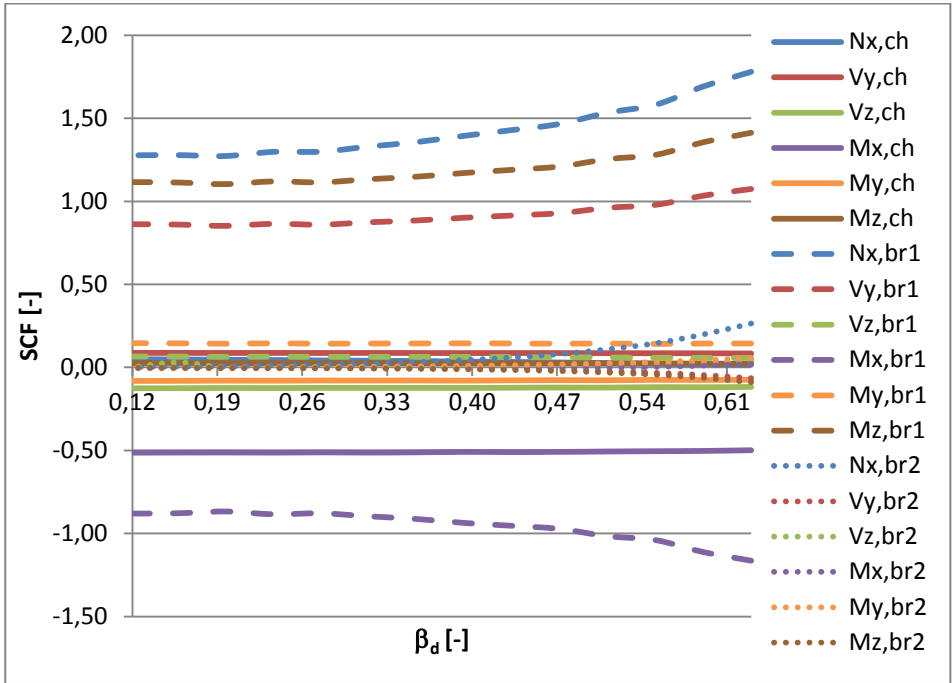
Figuur 11-64: Alle SCF's op locatie 0° op de secundaire buis in functie van β_d



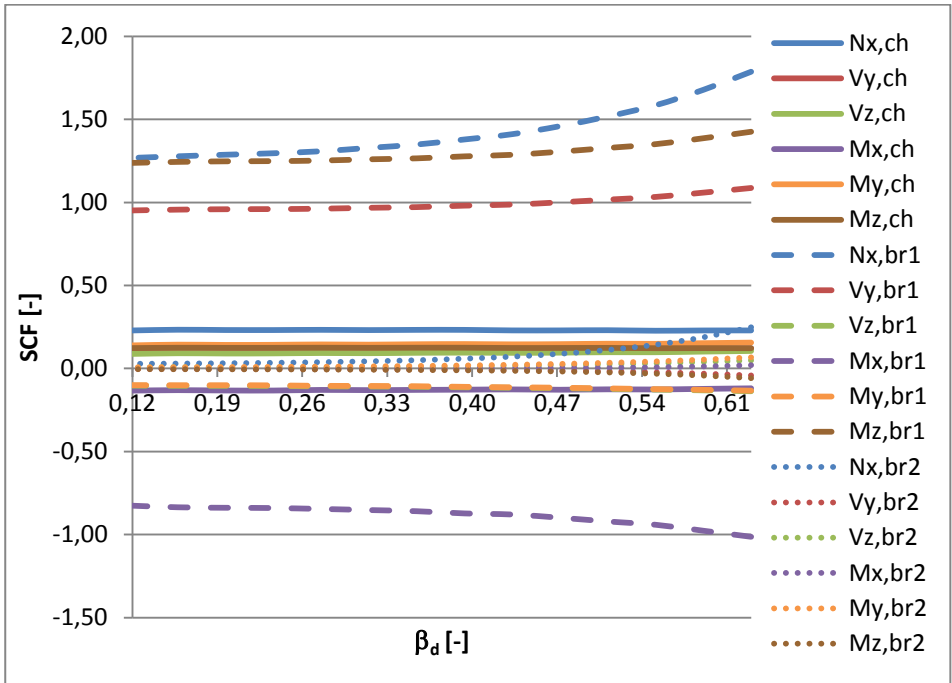
Figuur 11-65: Alle SCF's op locatie 180° op de primaire buis in functie van β_d



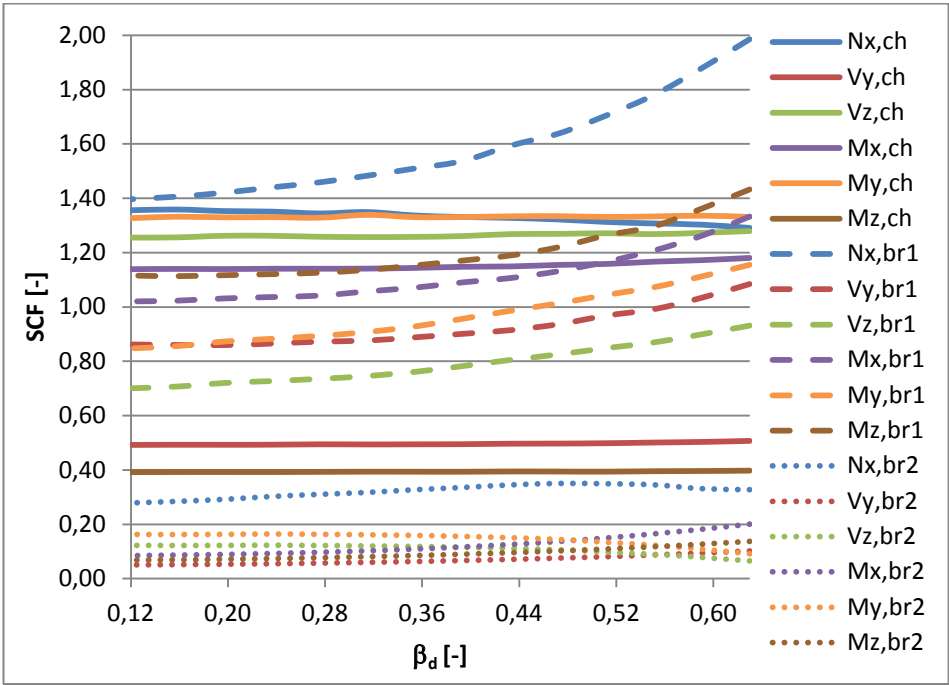
Figuur 11-66: Alle SCF's op locatie 180° op de secundaire buis in functie van β_d



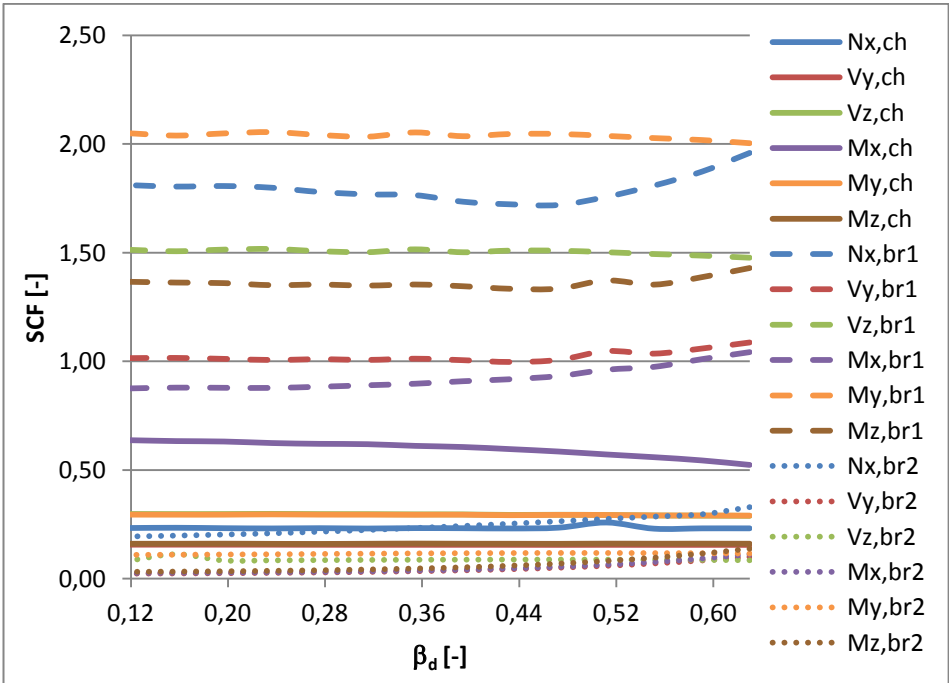
Figuur 11-67: Alle SCF's op locatie 270° op de primaire buis in functie van β_d



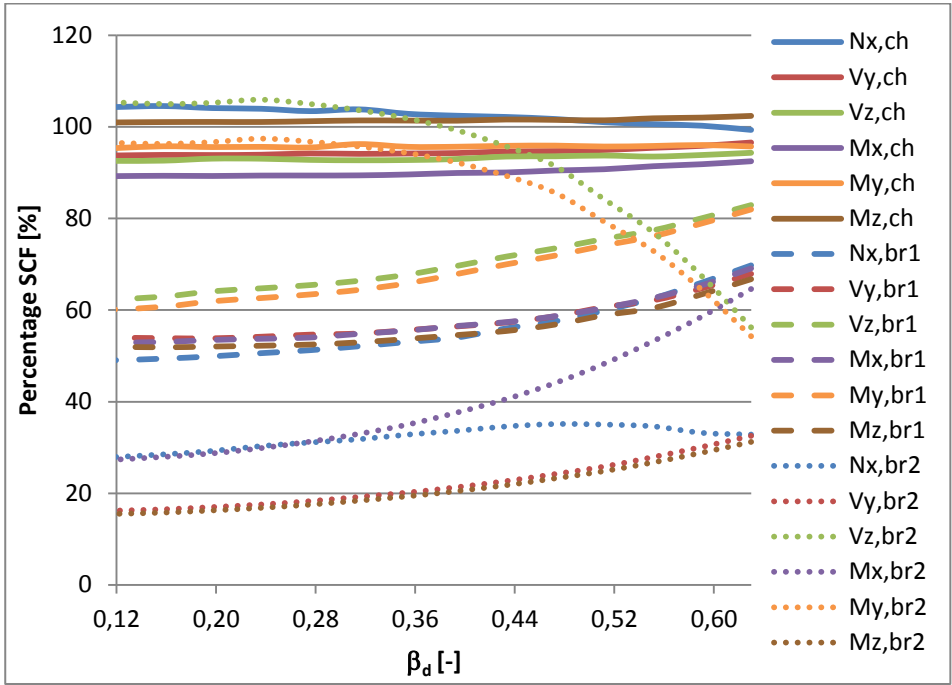
Figuur 11-68: Alle SCF's op locatie 270° op de secundaire buis in functie van β_d



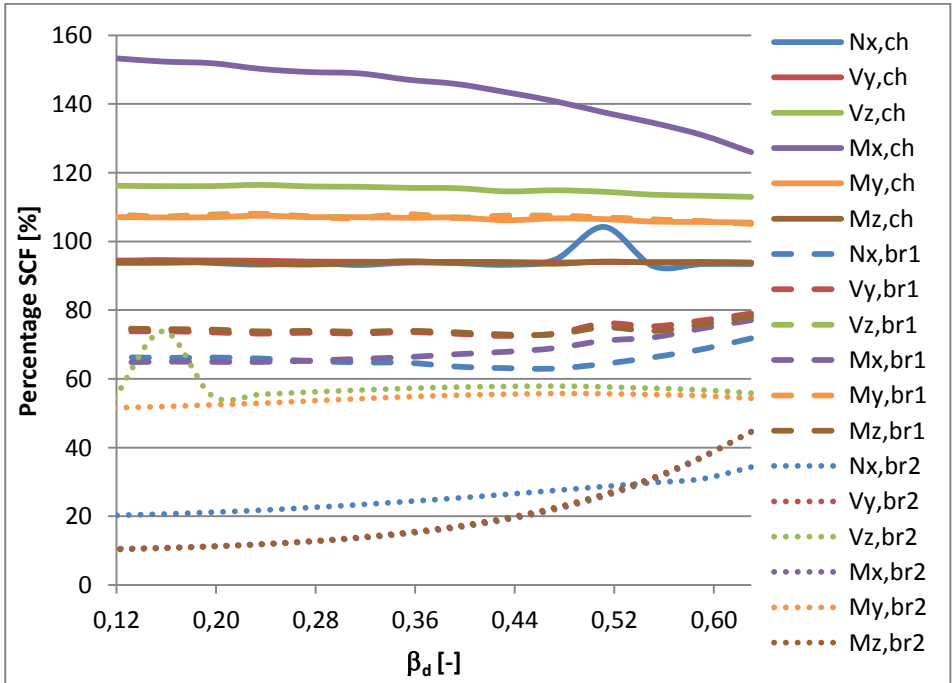
Figuur 11-69: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de primaire buis in functie van β_d



Figuur 11-70: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de secundaire buis in functie van β_d



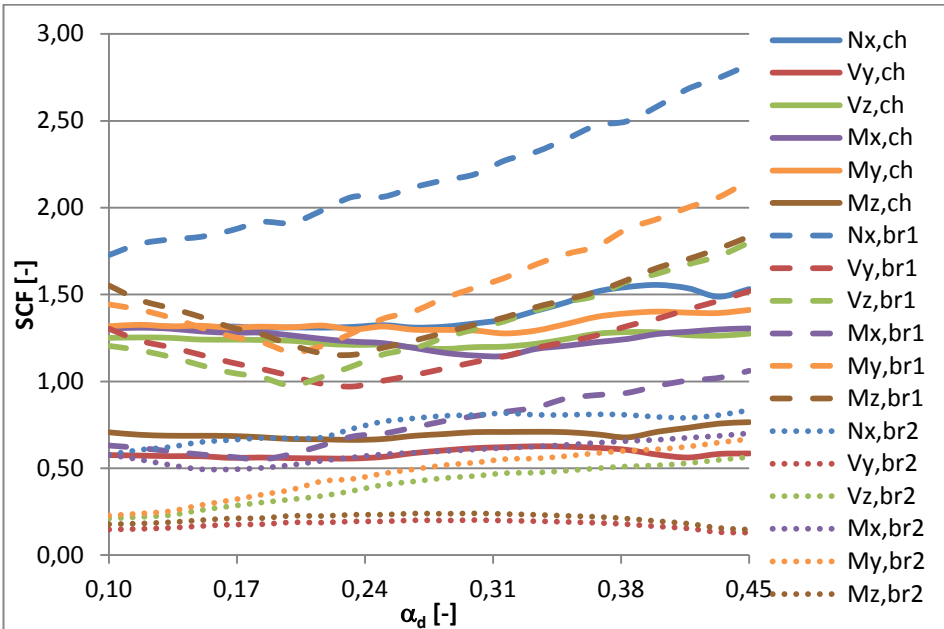
Figuur 11-71: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van β_d (locaties op de primaire buis)



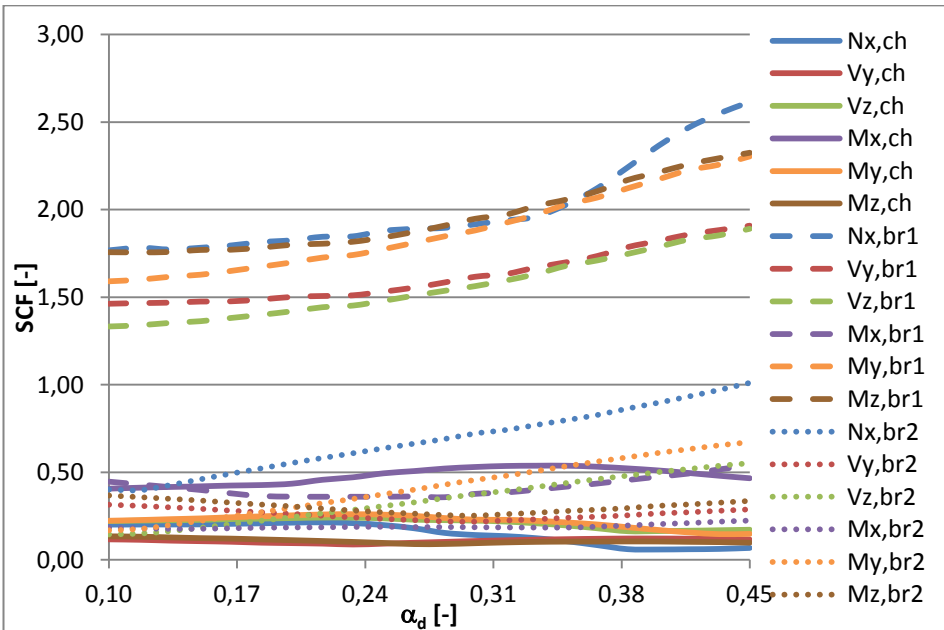
Figuur 11-72: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van β_d (locaties op de secundaire buis)

11.5.3. Knoop ALK09

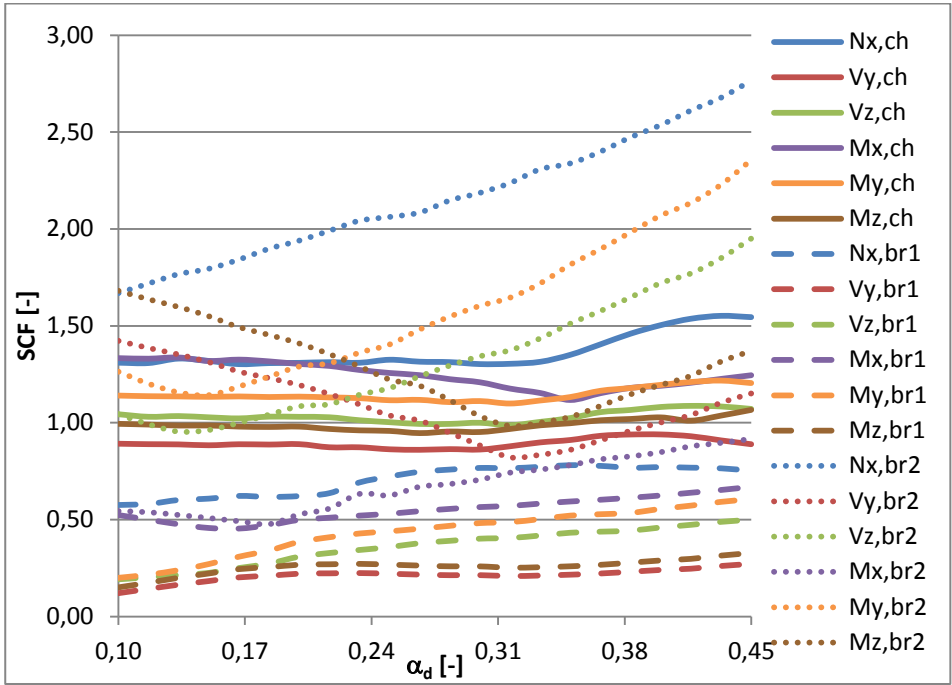
11.5.3.1. Positie van de diafragma's



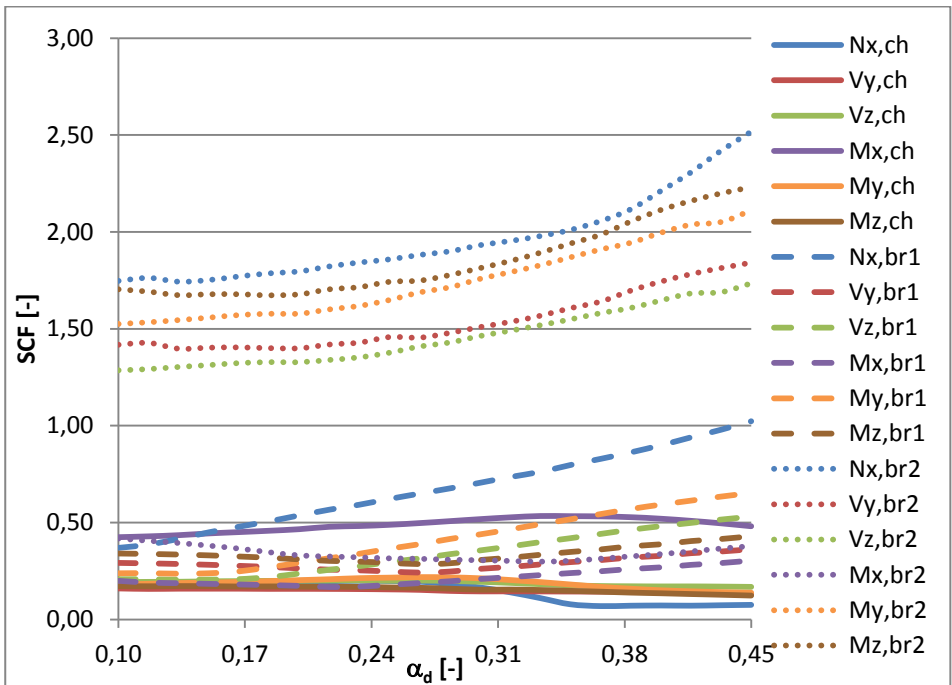
Figuur 11-73: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 1 op de primaire buis in functie van α_d



Figuur 11-74: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 1 op secundaire buis 1 in functie van α_d



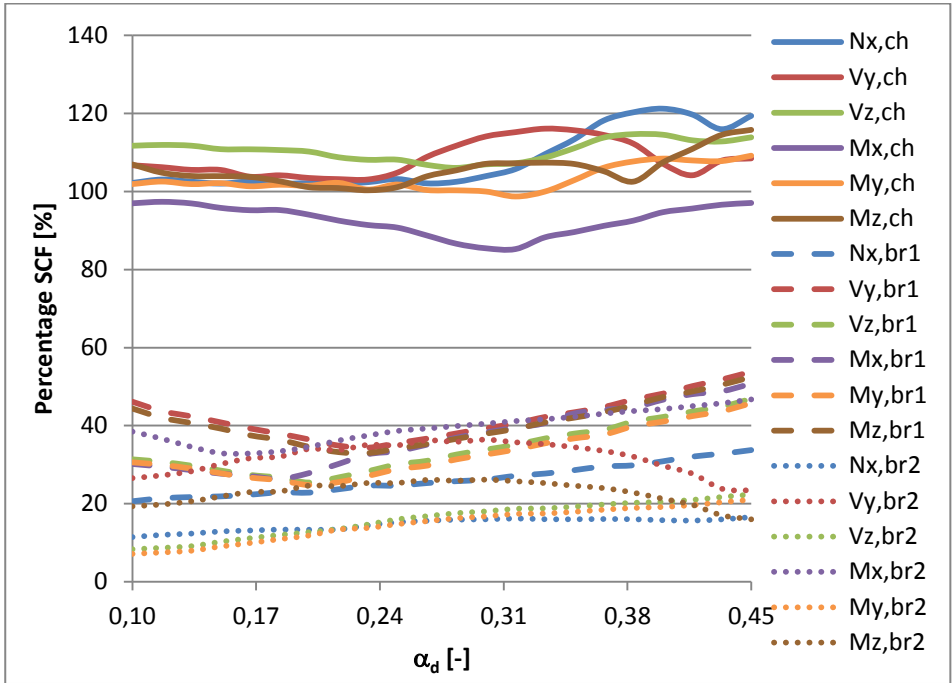
Figuur 11-75: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 2 op de primaire buis in functie van α_d



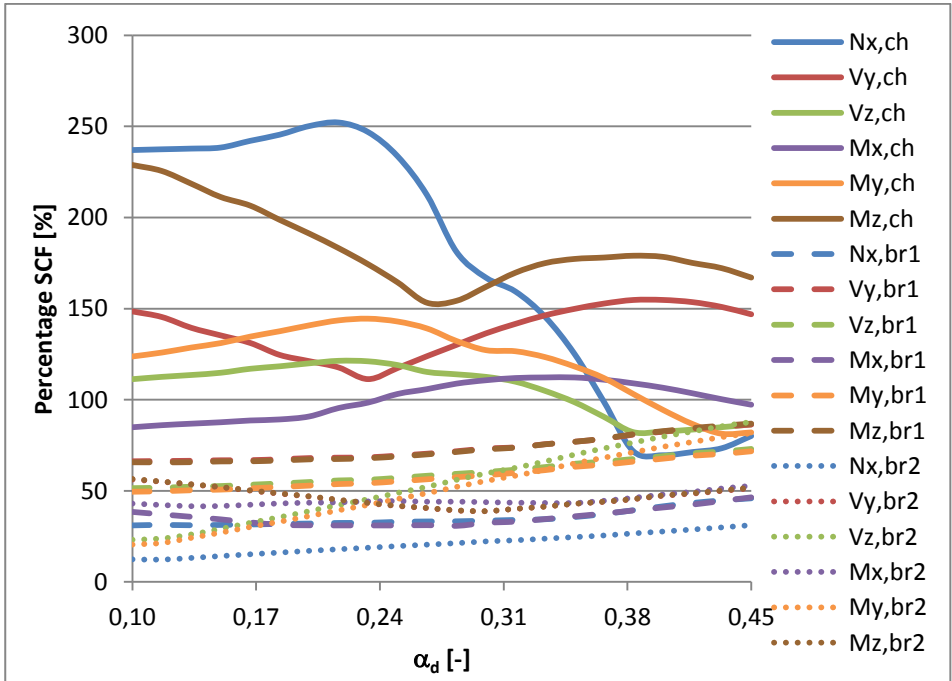
Figuur 11-76: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 2 op secundaire buis 2 in functie van α_d

Tabel 11-4: Maximale absolute SCF's van knoop ALK09 zonder diafragma's

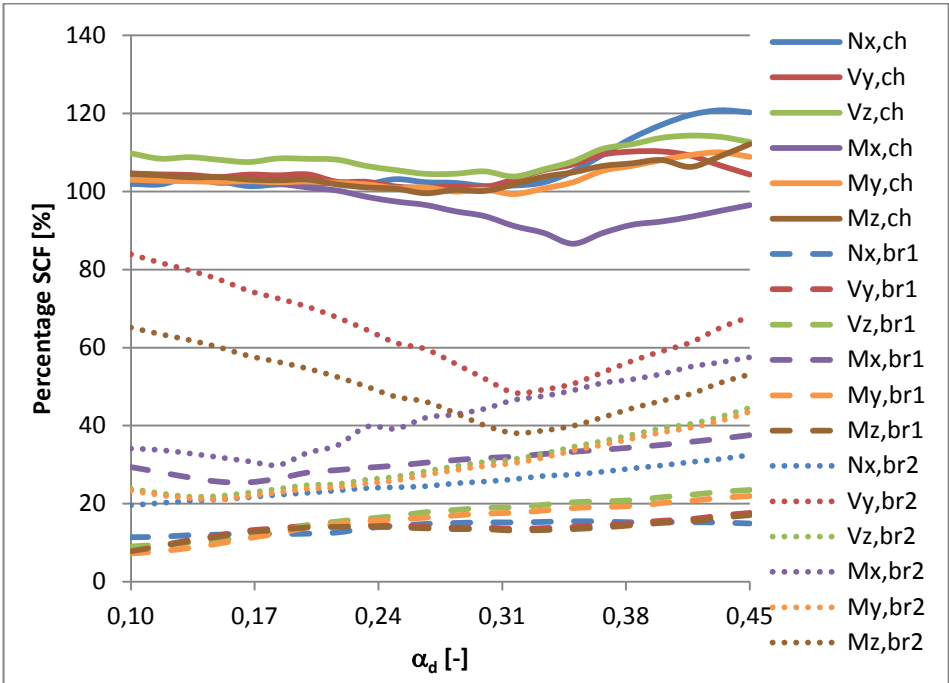
| SCF [-] | Lasverbinding 1 | | Lasverbinding 2 | |
|-------------|------------------|----------------------|------------------|----------------------|
| | Op primaire buis | Op secundaire buis 1 | Op primaire buis | Op secundaire buis 2 |
| $N_{x,ch}$ | 1,28 | 0,08 | 1,28 | 0,08 |
| $V_{y,ch}$ | 0,54 | 0,08 | 0,85 | 0,10 |
| $V_{z,ch}$ | 1,12 | 0,20 | 0,95 | 0,16 |
| $M_{x,ch}$ | 1,34 | 0,48 | 1,29 | 0,45 |
| $M_{y,ch}$ | 1,29 | 0,18 | 1,11 | 0,15 |
| $M_{z,ch}$ | 0,66 | 0,06 | 0,95 | 0,10 |
| $N_{x,br1}$ | 8,37 | 5,70 | 5,03 | 3,24 |
| $V_{y,br1}$ | 2,82 | 2,21 | 1,54 | 0,77 |
| $V_{z,br1}$ | 3,84 | 2,59 | 2,12 | 0,48 |
| $M_{x,br1}$ | 2,09 | 1,16 | 1,78 | 0,52 |
| $M_{y,br1}$ | 4,72 | 3,21 | 2,75 | 0,62 |
| $M_{z,br1}$ | 3,50 | 2,68 | 1,92 | 0,97 |
| $N_{x,br2}$ | 5,04 | 3,24 | 8,51 | 5,83 |
| $V_{y,br2}$ | 0,55 | 0,56 | 1,70 | 2,04 |
| $V_{z,br2}$ | 2,52 | 0,63 | 4,37 | 2,95 |
| $M_{x,br2}$ | 1,50 | 0,43 | 1,59 | 0,86 |
| $M_{y,br2}$ | 3,18 | 0,82 | 5,41 | 3,65 |
| $M_{z,br2}$ | 0,92 | 0,65 | 2,58 | 2,14 |



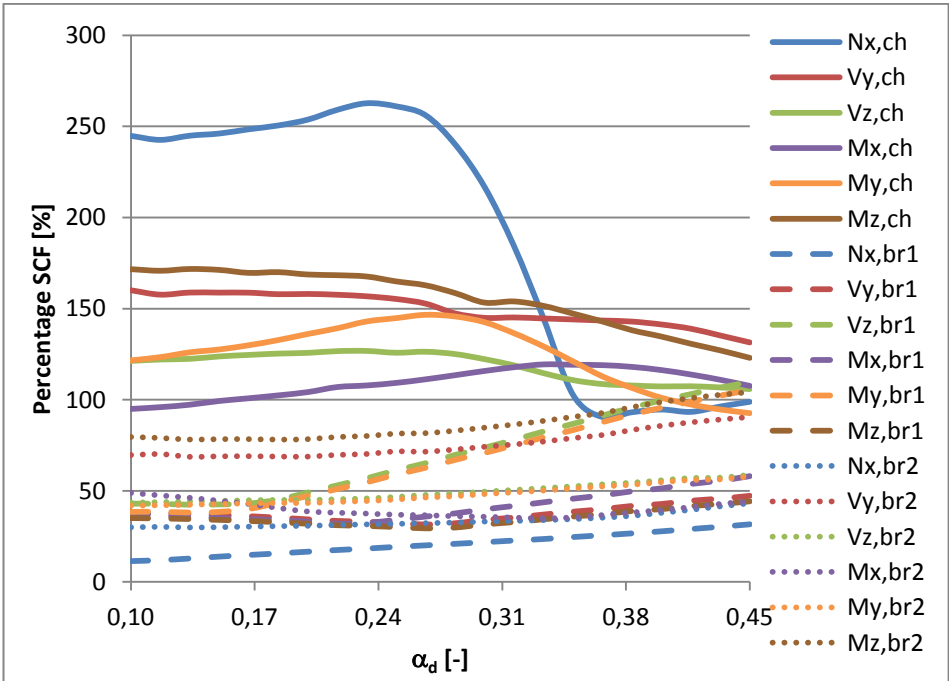
Figuur 11-77: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de primaire buis nabij lasverbinding 1)



Figuur 11-78: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op secundaire buis 1 nabij lasverbinding 1)

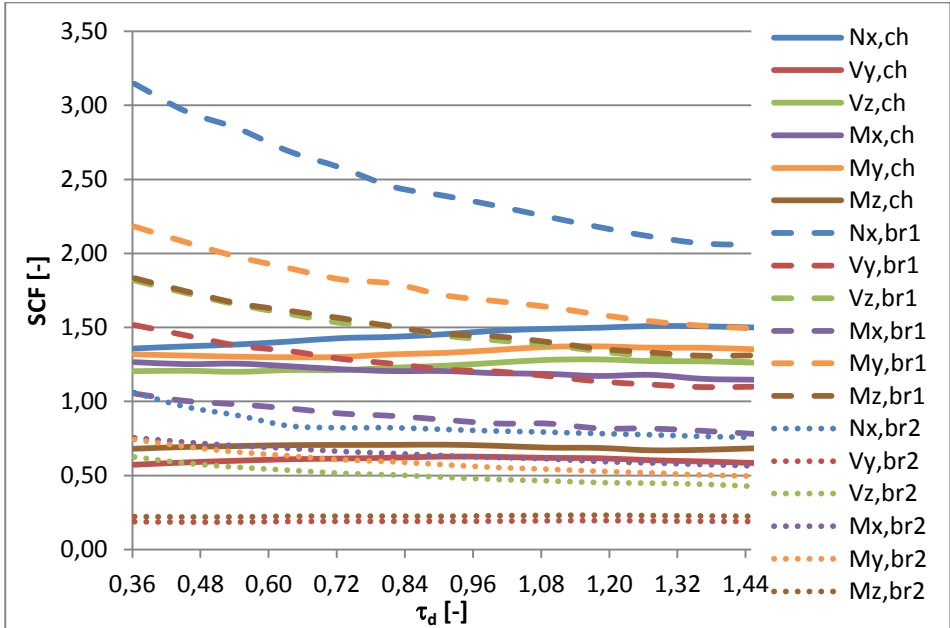


Figuur 11-79: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de primaire buis nabij lasverbinding 2)

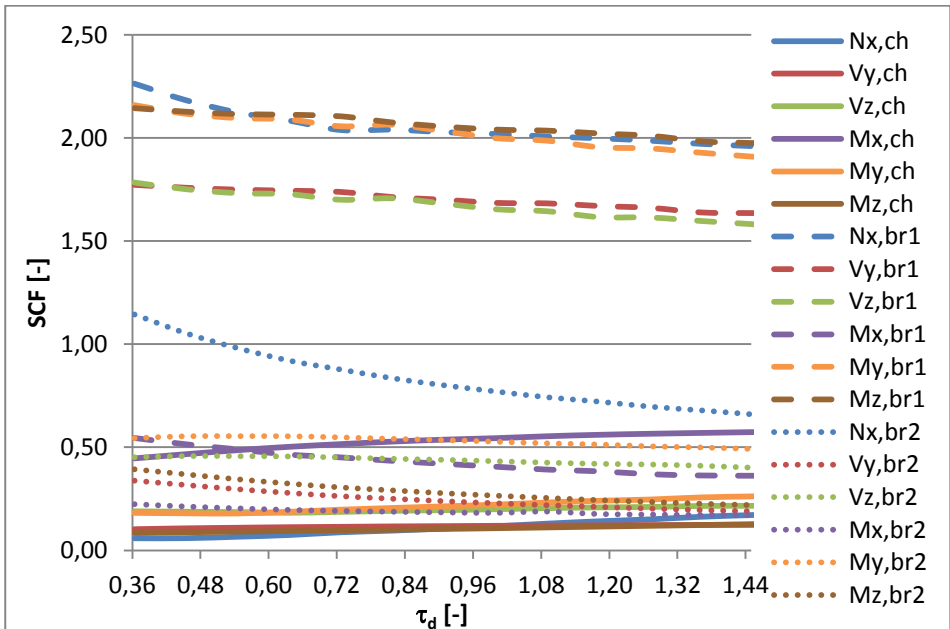


Figuur 11-80: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op secundaire buis 2 nabij lasverbinding 2)

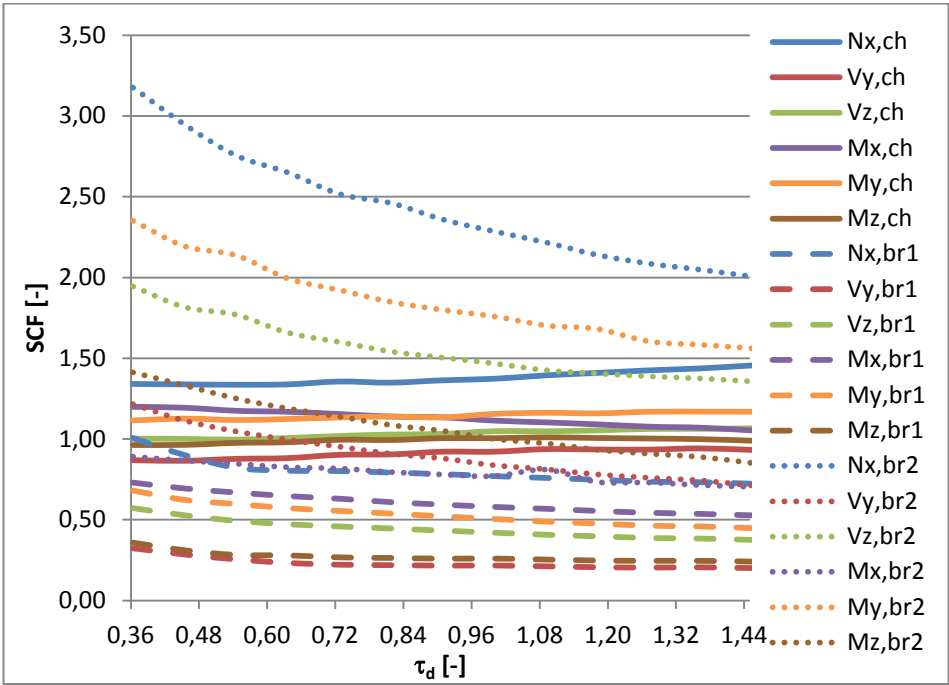
11.5.3.2. Dikte van de diafragma's



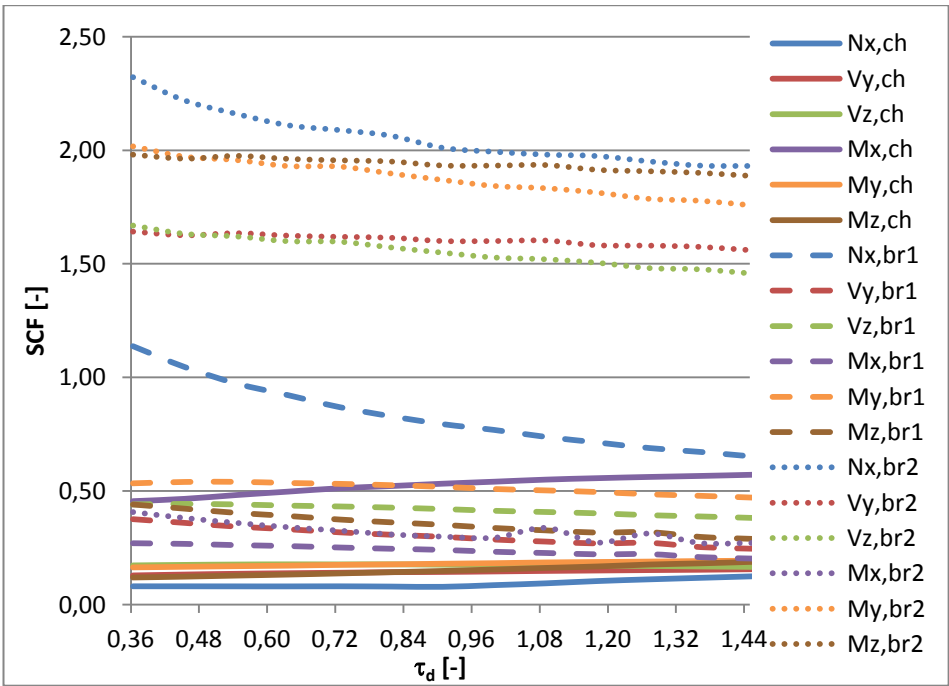
Figuur 11-81: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 1 op de primaire buis in functie van τ_d



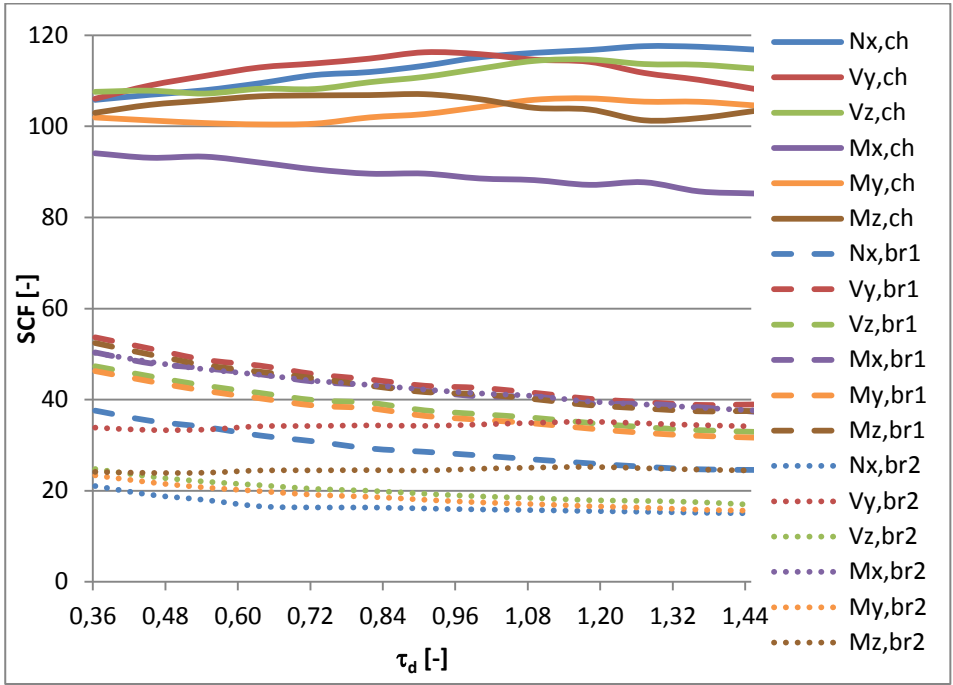
Figuur 11-82: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 1 op secundaire buis 1 in functie van τ_d



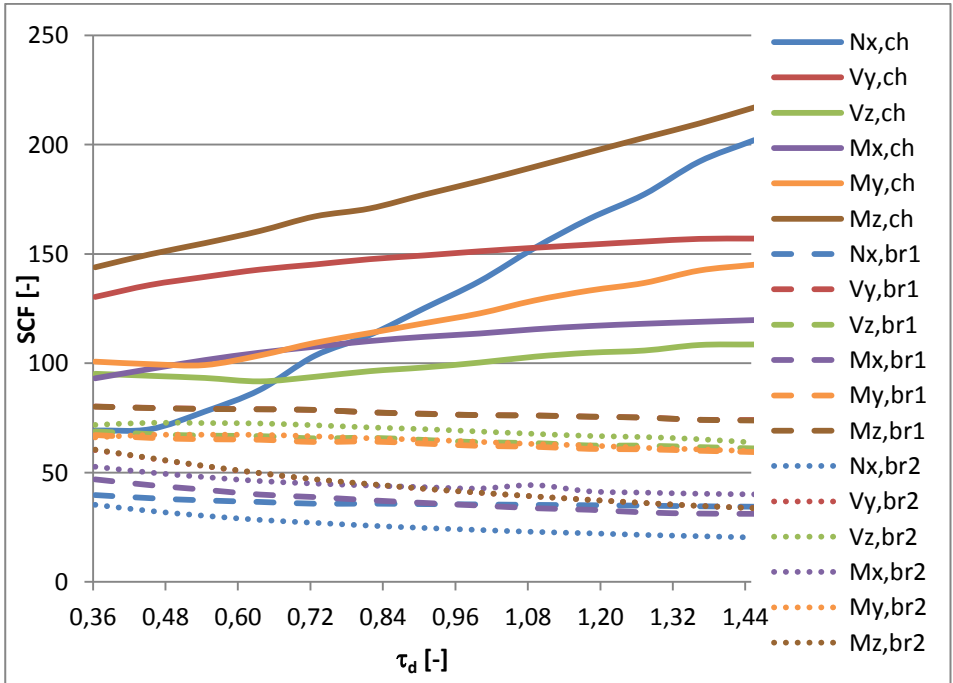
Figuur 11-83: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 2 op de primaire buis in functie van τ_d



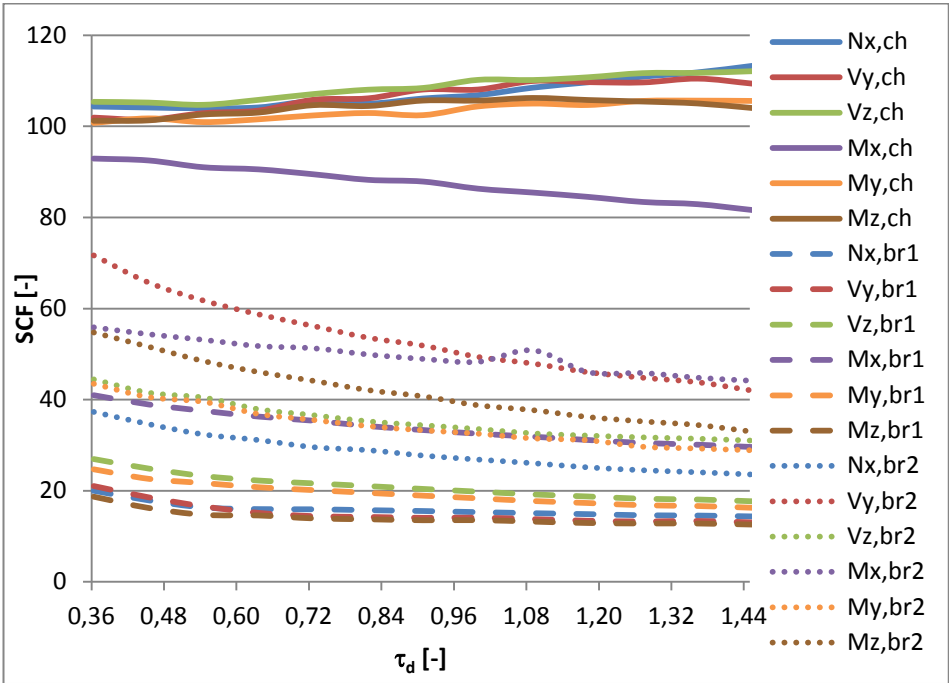
Figuur 11-84: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 2 op secundaire buis 2 in functie van τ_d



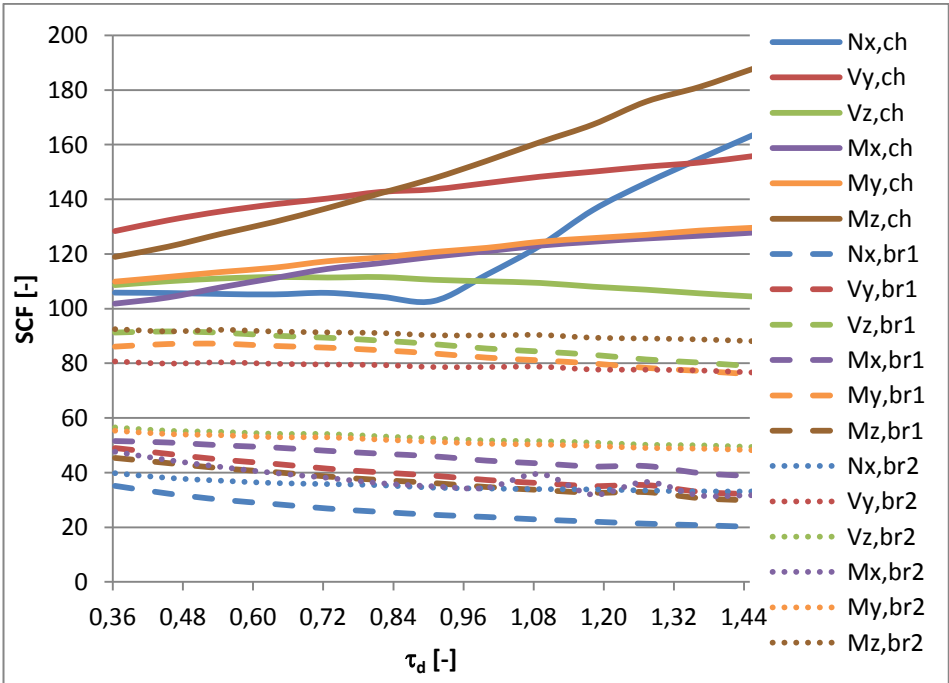
Figuur 11-85: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d (locaties op de primaire buis nabij lasverbinding 1)



Figuur 11-86: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d (locaties op secundaire buis 1 nabij lasverbinding 1)

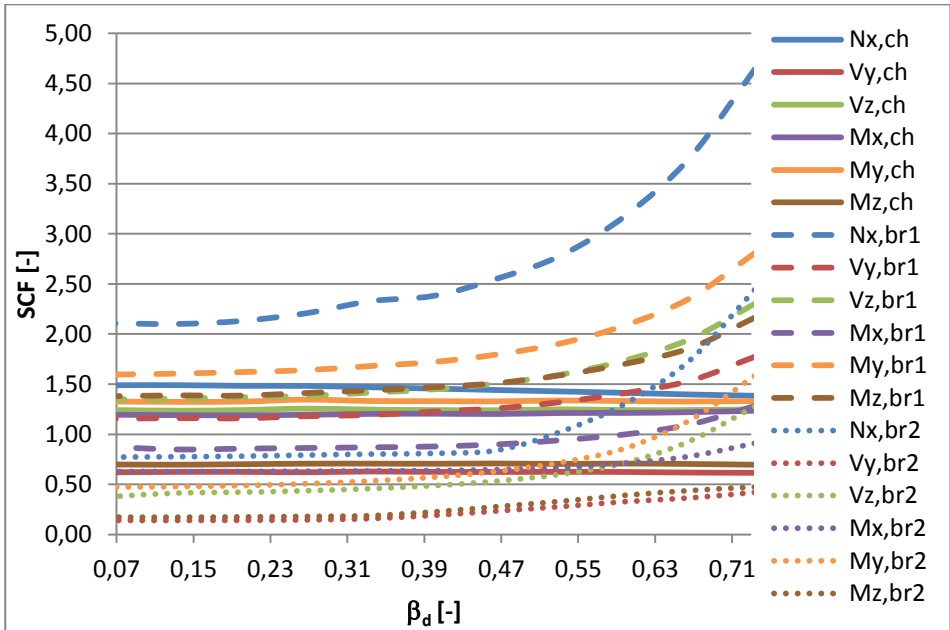


Figuur 11-87: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d (locaties op de primaire buis nabij lasverbinding 2)

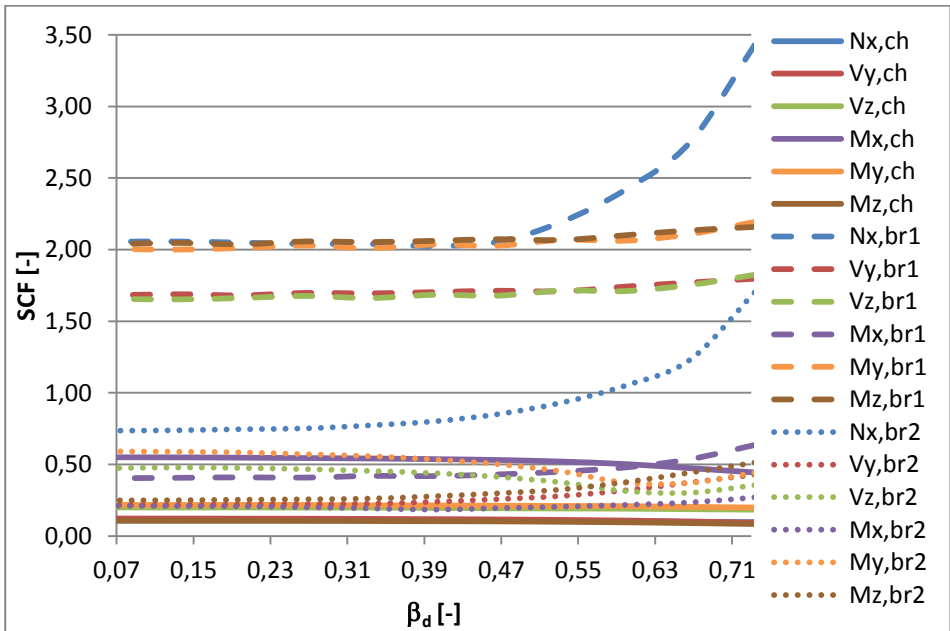


Figuur 11-88: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d (locaties op secundaire buis 2 nabij lasverbinding 2)

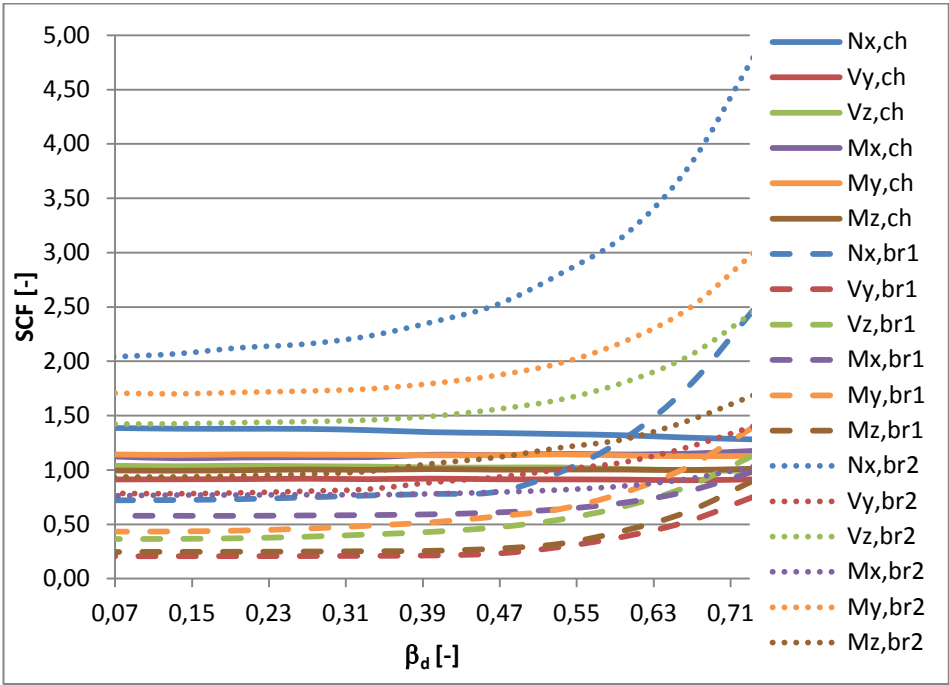
11.5.3.3. Diameter van de holte in de diafragma's



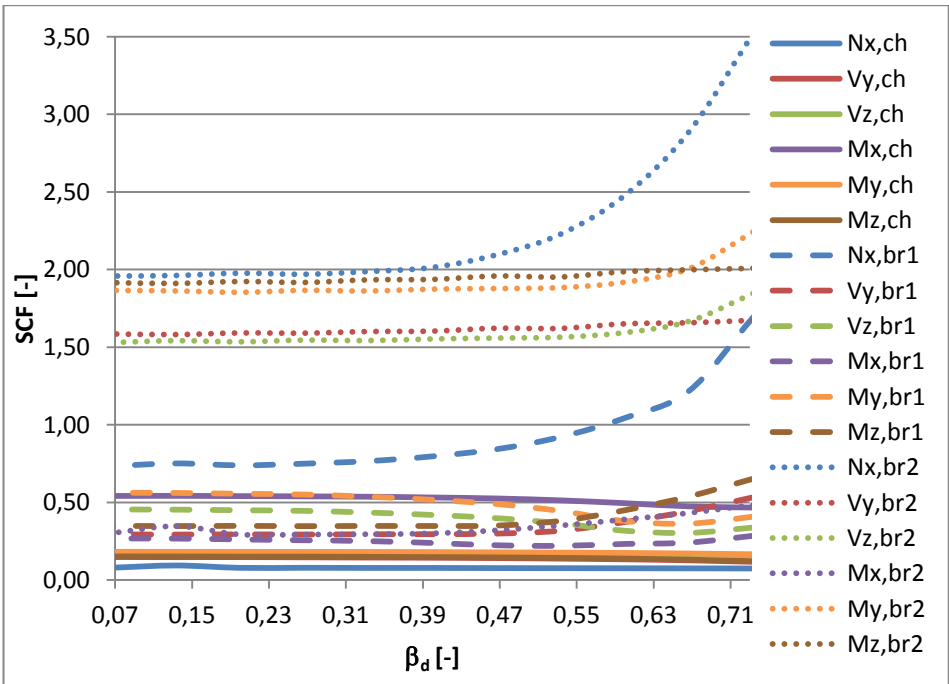
Figuur 11-89: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 1 op de primaire buis in functie van β_d



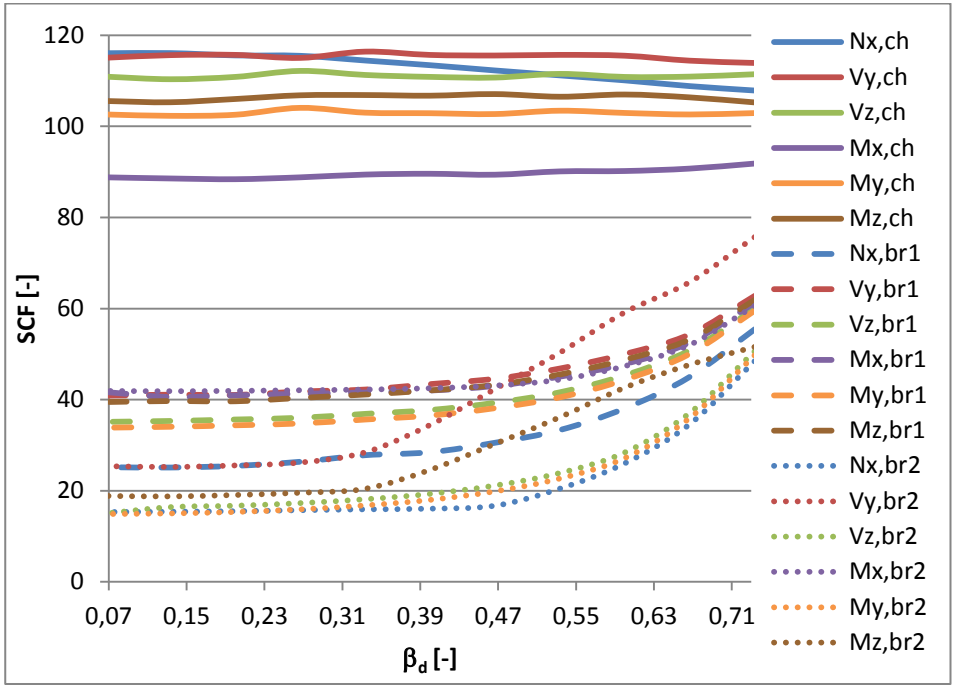
Figuur 11-90: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 1 op secundaire buis 1 in functie van β_d



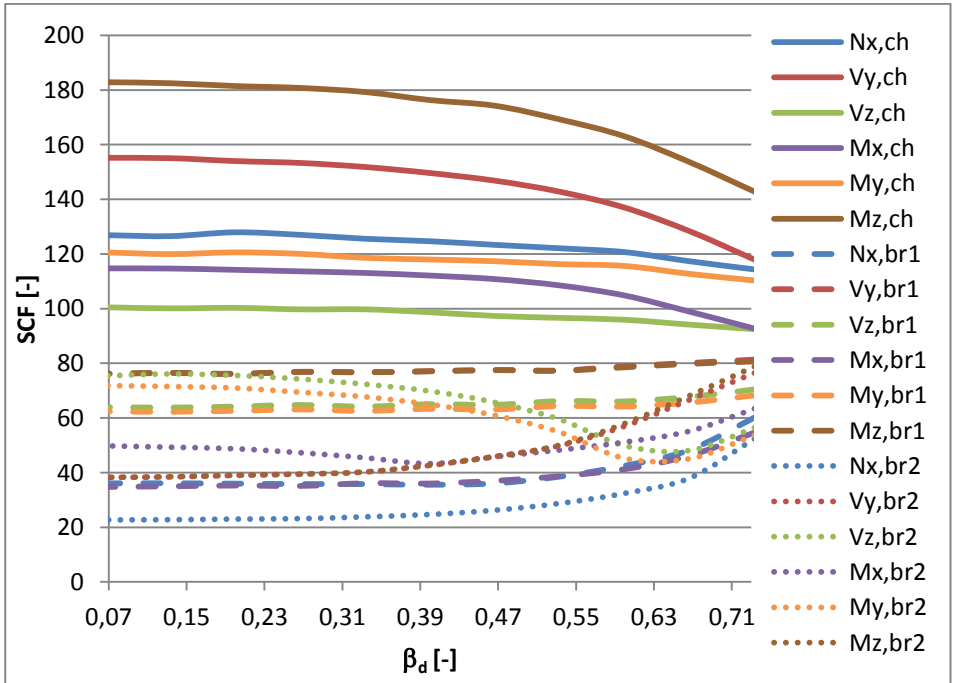
Figuur 11-91: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 2 op de primaire buis in functie van β_d



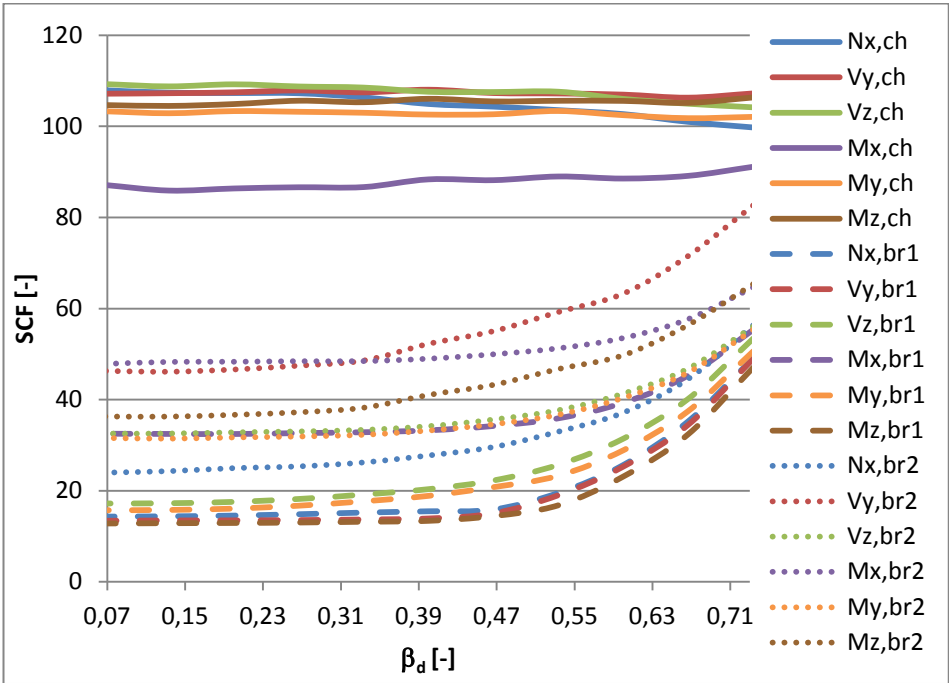
Figuur 11-92: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 2 op secundaire buis 2 in functie van β_d



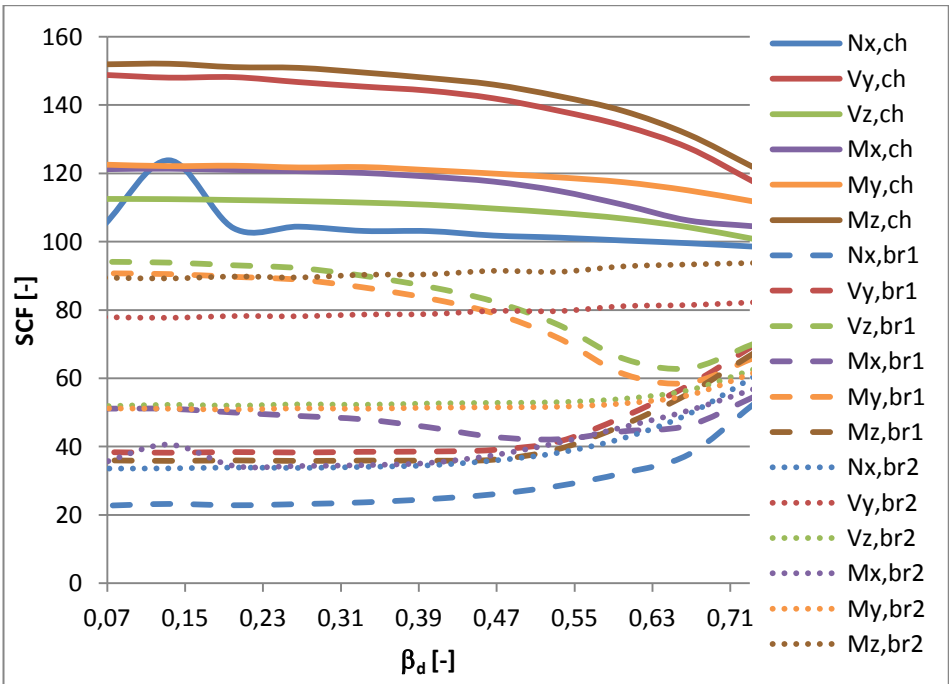
Figuur 11-93: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van β_d (locaties op de primaire buis nabij lasverbinding 1)



Figuur 11-94: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van β_d (locaties op secundaire buis 1 nabij lasverbinding 1)



Figuur 11-95: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van β_d (locaties op de primaire buis nabij lasverbinding 2)



Figuur 11-96: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van β_d (locaties op secundaire buis 2 nabij lasverbinding 2)

Lijst van tabellen

| | |
|---|-----|
| Tabel 2-1: Partiële veiligheidsfactor voor de vermoeiingsterkte γ_{Mf} volgens NBN EN 1993-1-9 [4]..... | 15 |
| Tabel 2-2: Eigenschappen beproefde K-knoppen | 19 |
| Tabel 2-3: Grenzen van de extrapolatiezone [8, 9, 17] | 21 |
| Tabel 2-4: Grenzen van de extrapolatiezone volgens Romeijn [10]..... | 23 |
| Tabel 4-1: Afmetingen betonnen dwarsligger..... | 62 |
| Tabel 5-1: Hot spot rek bepalen met een verschillend aantal rekwaarden | 78 |
| Tabel 5-2: Hot spot rek bepaald met een bepaald aantal rekstroken (locatie 1 van proefstuk 1)..... | 81 |
| Tabel 5-3: Hot spot rek bepaald met een bepaald aantal rekstroken (locatie 2 van proefstuk 5)..... | 81 |
| Tabel 5-4: Verschillende belastingsgevallen om de SCF's te bepalen van een K-knoop volgens Schumacher [3] | 86 |
| Tabel 5-5: Samenvatting van de alternatieve methode | 106 |
| Tabel 5-6: Afmetingen van beschouwde K-knoop..... | 107 |
| Tabel 5-7: Grootte van de compenserende buigmomenten..... | 111 |
| Tabel 5-8: Grootte van de compenserende buigmomenten..... | 112 |
| Tabel 5-9: Afmetingen van beschouwde K-knoop..... | 114 |
| Tabel 5-10: Drie extra belastingscombinaties voor de methode van Schumacher [3]..... | 116 |

| | |
|---|-----|
| Tabel 6-1: Afmetingen primaire buis van knoop ALK09 | 130 |
| Tabel 6-2: Afmetingen secundaire buizen van knoop ALK09 | 130 |
| Tabel 6-3: Afmetingen diafragma's van knoop ALK09 (voor nummering diafragma's zie figuur 6-11)..... | 130 |
| Tabel 6-4: Afmetingen kleine buis van knoop ALK09 | 130 |
| Tabel 6-5: Grenzen van de extrapolatiezone volgens Romeijn voor knoop ALK09 | 134 |
| Tabel 6-6: Totale massa van elke vrachtwagen..... | 138 |
| Tabel 6-7: Massa van de goederentrein | 141 |
| Tabel 7-1: Vergelijken van de SCF's van een T-knoop zonder en met diafragma's | 167 |
| Tabel 7-2: Procentueel verschil tussen de SCF's zonder diafragma's en de SCF's met diafragma's..... | 167 |
| Tabel 7-3: SCF's van de las tussen de boog en secundaire buis 1 (las 1)..... | 173 |
| Tabel 7-4: SCF's van de las tussen de boog en secundaire buis 2 (las 2)..... | 174 |
| Tabel 7-5: Procentueel verschil tussen SCF's zonder en met diafragma's | 175 |
| Tabel 7-6: Vermoeiingsleeftijd van knoop ALK09..... | 179 |
| Tabel 7-7: Vermoeiingsschade van knoop ALK09 ten gevolge van de goederentrein..... | 181 |
| Tabel 8-1: Afmetingen primaire en secundaire buis | 189 |
| Tabel 8-2: Afmetingen diafragma's | 190 |
| Tabel 8-3: Gemeten dimensies primaire en secundaire buis | 193 |
| Tabel 8-4: Gemeten dimensies van linkse en rechtse diafragma zoals weergegeven op figuur 8-8..... | 193 |
| Tabel 8-5: Gemeten dimensies van de lasdoorsnedes op de langsdoorsnede..... | 194 |
| Tabel 8-6: Gemeten belasting en vervorming | 207 |
| Tabel 8-7: Geëxtrapoleerde rekken [μ S] op de primaire buis rechts van de buisverbinding | 209 |
| Tabel 8-8: Geëxtrapoleerde rekken [μ S] op de primaire buis links van de buisverbinding | 209 |
| Tabel 8-9: Geëxtrapoleerde rekken [μ S] op de secundaire buis | 209 |
| Tabel 8-10: Gemeten hot spot rekken [μ S] op de primaire buis..... | 211 |
| Tabel 8-11: Gemeten hot spot rekken [μ S] van locaties 1, 2 en 8..... | 211 |
| Tabel 8-12: Gemeten hot spot rekken [μ S] op de secundaire buis | 212 |
| Tabel 8-13: Gemeten en berekende rekken vergelijken | 213 |
| Tabel 8-14: Vergelijking gemeten en berekende hot spot rekken van locaties 1, 2 en 8 | 214 |

| | |
|--|-----|
| Tabel 8-15: Vergelijking gemeten en berekende hot spot rekken van alle locaties behalve 1, 2 en 8 | 215 |
| Tabel 8-16: Gemeten belastingverschil uitgeoefend door de zuiger | 217 |
| Tabel 8-17: Hot spot rekken op locatie 1 bepaald via gemeten rekken..... | 220 |
| Tabel 8-18: Verhouding hot spot spanning-rek op locatie 1 | 221 |
| Tabel 8-19: Hot spot spanningen op locatie 1 bepaald via gemeten waarden | 221 |
| Tabel 8-20: Gemiddelde en standaardafwijking van alle verhoudingen hot spot spanning-rek op de 16 locaties rondom de lasverbinding | 222 |
| Tabel 8-21: Gemiddelde en standaardafwijking van alle verhoudingen spanning-rek op alle rekstrooklocaties weg van de gelaste buisverbinding... | 222 |
| Tabel 8-22: Vergelijking gemeten en berekende hot spot rekken tijdens de dynamische test..... | 223 |
| Tabel 8-23: Aantal cycli tot een volledige scheur doorheen de wanddikte | 225 |
| Tabel 8-24: Gemeten N_3 waarden en berekende N_4 waarden | 226 |
| Tabel 8-25: Kerfklassen bepaald via de vermoeiingsproeven | 226 |
| Tabel 8-26: N_4 berekend met de richtlijnen van CIDECT [8]..... | 229 |
| Tabel 8-27: Kerfklassen bepaald via de richtlijnen van CIDECT [8] | 230 |
| Tabel 8-28: Aantal cycli tot volledige drukafname | 242 |
| Tabel 9-1: Dimensies van de beschouwde T-knoop | 253 |
| Tabel 9-2: Dimensies van het linkse en rechtse diafragma van deze T-knoop | 254 |
| Tabel 9-3: Maximale hot spot spanningen van T-knoop zonder diafragma's en de procentuele af- of toename van de maximale hot spot spanning bij verschillende waarden van α_d | 262 |
| Tabel 9-4: Maximale hot spot spanningen van T-knoop zonder diafragma's en de procentuele af- of toename van de maximale hot spot spanning bij verschillende waarden van τ_d | 269 |
| Tabel 9-5: Maximale hot spot spanningen van T-knoop zonder diafragma's en de procentuele af- of toename van de maximale hot spot spanning bij verschillende waarden van β_d | 273 |
| Tabel 9-6: Dimensies van de K-knoop | 274 |
| Tabel 9-7: Dimensies van de diafragma's | 274 |
| Tabel 9-8: Maximale hot spot spanningen van K-knoop zonder diafragma's en de procentuele afname van de maximale hot spot spanning bij verschillende waarden van α_d | 283 |
| Tabel 9-9: Maximale hot spot spanningen van K-knoop zonder diafragma's en de procentuele afname van de maximale hot spot spanning bij verschillende waarden van τ_d | 288 |

| | |
|---|-----|
| Tabel 9-10: Maximale hot spot spanningen van K-knoop zonder diafragma's en de procentuele afname van de maximale hot spot spanning bij verschillende waarden van β_d | 292 |
| Tabel 9-11: Maximale hot spot spanningen van knoop ALK09 zonder diafragma's en de procentuele af- of toename van de maximale hot spot spanning bij verschillende waarden van α_d | 298 |
| Tabel 9-12: Maximale hot spot spanningen van knoop ALK09 zonder diafragma's en de procentuele af- of toename van de maximale hot spot spanning bij verschillende waarden van τ_d | 302 |
| Tabel 9-13: Maximale hot spot spanningen van knoop ALK09 zonder diafragma's en de procentuele af- of toename van de maximale hot spot spanning bij verschillende waarden van β_d | 304 |
| Tabel 11-1: Alle getelde cycli | 323 |
| Tabel 11-2: Maximale absolute SCF's van T-knoop zonder diafragma's | 342 |
| Tabel 11-3: Maximale absolute SCF's van K-knoop zonder diafragma's..... | 356 |
| Tabel 11-4: Maximale absolute SCF's van knoop ALK09 zonder diafragma's . | 370 |

Lijst van figuren

| | |
|---|----|
| Figuur 1-1: Spoorbrug over de Merksemsestraat [1] | 2 |
| Figuur 1-2: Voetgangersbrug in Dilbeek..... | 2 |
| Figuur 1-3: Spoorbrug over de Woluwelaan [2] | 3 |
| Figuur 2-1: Verschillende soorten gelaste buisverbindingen | 6 |
| Figuur 2-2: Parameters van een gelaste buisverbinding | 6 |
| Figuur 2-3: Knoop ALK09 van de Woluwelaanbrug..... | 7 |
| Figuur 2-4: Parameters van de diafragma's..... | 8 |
| Figuur 2-5: S-N curve met kerfklasse gelijk aan 114 MPa | 11 |
| Figuur 2-6: Regendruppelmethode | 14 |
| Figuur 2-7: Hot spot methode | 22 |
| Figuur 2-8: Kroon- en zadellocaties | 22 |
| Figuur 2-9: S-N curven van CIDECT en IIW voor buisverbindingen ($4 \text{ mm} \leq T \leq 50 \text{ mm}$) | 25 |
| Figuur 4-1: Rotatiehoeken θ en φ | 45 |
| Figuur 4-2: Knopen bepalen nodig voor de hot spot methode | 47 |
| Figuur 4-3: Knopen op en nabij de intersectie van een T-knoop | 48 |
| Figuur 4-4: Alle bepaalde knopen van een K-knoop..... | 48 |
| Figuur 4-5: Langsdoorsnede ($y = 0$) van T-knoop waarvan enkel de buitenschil gemesht is..... | 49 |
| Figuur 4-6: Eindig elementenmodel van een T-knoop | 50 |

| | |
|--|----|
| Figuur 4-7: Knopen nabij de snijlijn nodig voor de hot spot methode..... | 50 |
| Figuur 4-8: Eindig elementenmodel van een K-knoop | 51 |
| Figuur 4-9: Eindig elementenmodel van K-knoop met excentriciteit e..... | 51 |
| Figuur 4-10: Langse doorsnede ($y=0$) van de gemeshte buitenschil van een T-knoop met diafragma's..... | 52 |
| Figuur 4-11: Langse doorsnijding ($y=0$) van een T-knoop met twee diafragma's | 53 |
| Figuur 4-12: Geometrie van de las voor ψ tussen 30° en 75° | 54 |
| Figuur 4-13: Geometrie van de las voor ψ tussen 90° en 135° | 55 |
| Figuur 4-14: Geometrie van de las voor ψ tussen 135° en 150° | 55 |
| Figuur 4-15: Geometrie van de las voor ψ tussen 90° en 135° | 56 |
| Figuur 4-16: Langse doorsnijding ($y=0$) van de gemeshte buitenschil van een T-knoop met diafragma's..... | 57 |
| Figuur 4-17: Gemodelleerde las en de opgelegde knopen gebruikt voor de hot spot methode (T-knoop)..... | 58 |
| Figuur 4-18: Langse doorsnijding ($y=0$) van de gemodelleerde lassen | 58 |
| Figuur 4-19: EE-model van knoop ALK09 van de Woluwelaanbrug | 59 |
| Figuur 4-20: Langse doorsnijding ($y=0$) van het EE-model van knoop ALK09 ... | 59 |
| Figuur 4-21: Draadmodel van de Woluwelaanbrug | 61 |
| Figuur 4-22: Maximale hot spot spanning in functie van het aantal volume elementen van alle berekenende EE-modellen..... | 64 |
| Figuur 4-23: Eindig elementenmodel van proefstuk 1 met 37368 elementen . | 65 |
| Figuur 4-24: Eindig elementenmodel van proefstuk 1 met 221040 elementen | 66 |
| Figuur 4-25: Eindig elementenmodel van proefstuk 1 met 692538 elementen | 66 |
| Figuur 4-26: Spanning op 10 mm van de las in functie van het aantal elementen | 67 |
| Figuur 4-27: Spanning op 30 mm van de lasten in functie van het aantal elementen..... | 68 |
| Figuur 4-28: Spanning op 30 mm van de las in functie van het aantal elementen langs de omtrek van de secundaire buis | 68 |
| Figuur 4-29: Eindig elementenmodel van knoop ALK09 met 32 elementen langsheen de snijlijn | 69 |
| Figuur 4-30: Eindig elementenmodel van knoop ALK09 met 64 elementen langsheen de snijlijn | 69 |
| Figuur 4-31: Eindig elementenmodel van knoop ALK09 met 96 elementen langsheen de snijlijn | 70 |
| Figuur 4-32: Spanning op 30 mm van de las in functie van de afstand tussen de knopen dicht bij de las..... | 70 |

| | |
|--|-----|
| Figuur 4-33: Eindig elementenmodel van knoop ALK09 met 8 mm tussen de knopen dicht bij de las..... | 71 |
| Figuur 4-34: Eindig elementenmodel van knoop ALK09 met 4 mm tussen de knopen dicht bij de las..... | 71 |
| Figuur 4-35: Eindig elementenmodel van knoop ALK09 met 2 mm tussen de knopen dicht bij de las..... | 72 |
| Figuur 5-1: $SCF_{N_{x,ch}}$ op een kroon locatie op de primaire buis..... | 76 |
| Figuur 5-2: $SCF_{N_{x,br1}}$ op een zadel locatie op een secundaire buis | 76 |
| Figuur 5-3: $SCF_{M_{y,br1}}$ op een kroon locatie op de primaire buis..... | 76 |
| Figuur 5-4: Hot spot methode toegepast op de rekken bepaald via het EE-model..... | 77 |
| Figuur 5-5: Hot spot methode op locatie 3 van proefstuk 1 | 80 |
| Figuur 5-6: Hot spot methode op locatie 11 van proefstuk 5 | 80 |
| Figuur 5-7: Hot spot methode uitgevoerd met de eerste drie waarden (oranje lijnen), drie verspreide waarden (paarse lijnen) en vijf verspreide waarden (blauwe lijnen) in de extrapolatiezone (locatie 1 van proefstuk 1)..... | 82 |
| Figuur 5-8: Hot spot methode uitgevoerd met de eerste drie waarden (oranje lijnen), drie verspreide waarden (paarse lijnen) en vijf verspreide waarden (blauwe lijnen) in de extrapolatiezone (locatie 2 van proefstuk 5)..... | 82 |
| Figuur 5-9: Geïsoleerde buisverbinding gebruikt om de SCF's te bepalen volgens Schumacher [3] | 86 |
| Figuur 5-10: De berekende hot spot spanning onafhankelijk maken van de randvoorwaarden via compenserende buigmomenten volgens Romeijn [10] | 87 |
| Figuur 5-11: Extrapolatie van de buigende momenten naar de buisverbinding toe..... | 90 |
| Figuur 5-12: Oriëntatie en positieve zin van de basiskrachten op de geïsoleerde buisverbinding | 94 |
| Figuur 5-13: EE-model om de SCF's voor belastingen op de primaire buis te bepalen..... | 102 |
| Figuur 5-14: Extra EE-model om de SCF's te bepalen voor schuifkrachten op de primaire buis..... | 102 |
| Figuur 5-15: EE-model om de SCF's voor belastingen op de secundaire buis te bepalen..... | 103 |
| Figuur 5-16: Draadmodel om de krachten in de primaire buis te bepalen ten gevolge van belastingen op de secundaire buis..... | 103 |
| Figuur 5-17: Voorbeeld van hoe de SCF's voor belastingen op de secundaire buis afhankelijk gemaakt worden van de randvoorwaarden..... | 104 |

| | |
|--|-----|
| Figuur 5-18: Draadmodel van een structuur gebruikt om alle snedekrachten in het centrum van de beschouwde buisverbinding te berekenen..... | 106 |
| Figuur 5-19: Vakwerk met K-knopen ($\theta=30^\circ$) (afmetingen in mm) | 108 |
| Figuur 5-20: Hot spot spanningen bepaald met vier verschillende methoden | 109 |
| Figuur 5-21: $SCF_{i,N_x,br1}$ bepalen via de methode van Romeijn | 111 |
| Figuur 5-22: $SCF_{i,M_y,br1}$ bepalen via de methode van Romeijn..... | 112 |
| Figuur 5-23: Vakwerk met K-knopen ($\theta=45^\circ$) (afmetingen in mm) | 114 |
| Figuur 5-24: Hot spot spanningen bepaald met drie verschillende methoden | 114 |
| Figuur 5-25: Hot spot spanningen bepaald met vijf verschillende methoden | 117 |
| Figuur 5-26: Illustratie van de vereenvoudigde versie van de Woluwelaanbrug | 119 |
| Figuur 5-27: Hot spot spanningen bepaald met de vijf verschillende methoden | 119 |
| Figuur 6-1: Locatie van de Woluwelaanbrug | 124 |
| Figuur 6-2: 3D tekening van de Woluwelaanbrug | 124 |
| Figuur 6-3: De Woluwelaanbrug..... | 125 |
| Figuur 6-4: Langse doorsnijing van knoop ALK09 van de Woluwelaanbrug . | 126 |
| Figuur 6-5: Volledige doorlassing tussen twee moten van de boog | 127 |
| Figuur 6-6: Diafragma's vast gelast aan de binnenwand van de boog | 127 |
| Figuur 6-7: Positionering van de diafragma's binnenin de boog..... | 128 |
| Figuur 6-8: Afgeschuinde rand van een secundaire buis..... | 128 |
| Figuur 6-9: Aanduiding van knoop ALK09..... | 129 |
| Figuur 6-10: 3D tekening van knoop ALK09 | 130 |
| Figuur 6-11: Geometrie en afmetingen van de diafragma's en kleine buis (langse doorsnijing van figuur 6-10)..... | 131 |
| Figuur 6-12: EE-model van knoop ALK09 met aanduiding van de locaties langsheen de gelaste buisverbinding | 132 |
| Figuur 6-13: Rekstrook 1-LY41-1,5/120..... | 132 |
| Figuur 6-14: Meetsysteem 6000..... | 133 |
| Figuur 6-15: Locatie van de uniaxiale rekstroken dicht bij de las..... | 134 |
| Figuur 6-16: Locatie van de uniaxiale rekstroken rondom de las van de buisverbinding (per groepjes van drie omcirkeld)..... | 135 |
| Figuur 6-17: Locatie van de rekstroken die de nominale rekken meten..... | 135 |
| Figuur 6-18: Belastingproef met vrachtwagens (meetpositie 5) | 136 |
| Figuur 6-19: Belastingproef met vrachtwagens (meetpositie 2) | 136 |
| Figuur 6-20: De vijf verschillende meetposities | 137 |

| | |
|---|-----|
| Figuur 6-21: Gemeten rekken van drie rekstroken dicht bij de las van knoop ALK09 tijdens de proefbelasting met vrachtwagens..... | 139 |
| Figuur 6-22: Hot spot methode toegepast op drie rekken gemeten tijdens positie 3 | 140 |
| Figuur 6-23: Brugdek AL wordt belast door kleine, rijdende goederentrein .. | 141 |
| Figuur 6-24: Gemeten rekken van drie rekstroken op boog AL tijdens een doorrit van de trein | 141 |
| Figuur 6-25: Hot spot methode toegepast op drie rekwaarden gemeten tijdens een doorrit van de trein | 142 |
| Figuur 6-26: Vergelijking van de gemeten en berekende rekken van knoop ALK09..... | 144 |
| Figuur 6-27: Vergelijking van de gemeten en berekende rekken dicht bij de lasteen tijdens de treindoorrit | 146 |
| Figuur 6-28: Vergelijking van de gemeten en berekende nominale rekken tijdens een treindoorrit | 146 |
| Figuur 7-1: Bovenaanzicht van de gegenereerde T-knoop | 150 |
| Figuur 7-2: Grootste hoofdspansingen [MPa] en de vervorming (100 keer uitvergroet) van twee T-knopen belast met een verticale trekkracht..... | 151 |
| Figuur 7-3: Dwarse doorsnede van figuur 7-2 ter hoogte van locatie 0° | 152 |
| Figuur 7-4: Langsdoorsnede van figuur 7-2..... | 153 |
| Figuur 7-5: Vergelijking van de hot spot spanningen in de T-knopen ten gevolge van een verticale trekkracht..... | 154 |
| Figuur 7-6: Berekende primaire spanningen nabij de lasteen op locatie 0° ... | 154 |
| Figuur 7-7: Grootste hoofdspansingen [MPa] en de vervorming (100 keer uitvergroet) van twee T-knopen belast met een buigend moment M_y | 155 |
| Figuur 7-8: Dwarse doorsnede van figuur 7-7 ter hoogte van locatie 0° | 156 |
| Figuur 7-9: Langsdoorsnede van figuur 7-7..... | 157 |
| Figuur 7-10: Vergelijking van de hot spot spanningen in de T-knopen ten gevolge van een buigend moment in het vlak | 158 |
| Figuur 7-11: Vergelijken van twee verschillende diafragmaschikkingen | 159 |
| Figuur 7-12: Grootste hoofdspansingen [MPa] en de vervorming (100 keer uitvergroet) van twee T-knopen belast met een buigend moment M_z | 160 |
| Figuur 7-13: Dwarse doorsnede van figuur 7-12 ter hoogte van locaties 90° en 270°..... | 161 |
| Figuur 7-14: Vergelijking van de hot spot spanningen in de T-knopen ten gevolge van een buigend moment uit het vlak | 162 |
| Figuur 7-15: Grootste hoofdspansingen [MPa] op verstijfde T-knoop belast met N_x | 163 |

| | |
|--|-----|
| Figuur 7-16: Grootste hoofdspansingen [MPa] op verstijfde T-knoop belast met M_y | 164 |
| Figuur 7-17: Grootste hoofdspansingen [MPa] op verstijfde T-knoop belast met M_z | 164 |
| Figuur 7-18: Hot spot spanningen van las 1 op de boog | 169 |
| Figuur 7-19: Hot spot spanningen van las 2 op de boog | 169 |
| Figuur 7-20: Kleinste hoofdspansingen [MPa] van beide EE-modellen van knoop ALK09..... | 170 |
| Figuur 7-21: Grootste hoofdspansingen [MPa] ter hoogte van de interne verstijving van knoop ALK09..... | 171 |
| Figuur 7-22: Kleinste hoofdspansingen [MPa] ter hoogte van de interne verstijving van knoop ALK09..... | 172 |
| Figuur 7-23: Grootste hot spot spanningsvariatie van knoop ALK09 veroorzaakt door trein type 1 [28] | 178 |
| Figuur 7-24: Vergelijking van de gemeten en berekende hot spot spanningen tijdens een doorrit van de kleine goederentrein..... | 180 |
| Figuur 7-25: Hot spot spanningsvariatie in knoop ALK09 veroorzaakt door een kleine goederentrein | 180 |
| Figuur 8-1: Gebruikte zuiger | 185 |
| Figuur 8-2: Eindplaten van primaire buis | 186 |
| Figuur 8-3: Vaste scharnierverbinding..... | 186 |
| Figuur 8-4: Verbinding proefstuk met zuiger | 187 |
| Figuur 8-5: Proefopstelling | 188 |
| Figuur 8-6: Draadmodel om het effect van de schuine buis te demonstreren..... | 188 |
| Figuur 8-7: Proefstuk 2 geplaatst in de proefopstelling | 190 |
| Figuur 8-8: Langse doorsnijing van een 3D illustratie van proefstuk 2 | 191 |
| Figuur 8-9: EE-model van proefstuk 1 | 195 |
| Figuur 8-10: Strip rekstroken 1-LY41-1,5/120 | 196 |
| Figuur 8-11: Strip rekstroken gekleefd op de primaire buis dicht bij de las (proefstukken 1, 2 en 3) (bovenaanzicht)..... | 197 |
| Figuur 8-12: Strip rekstroken gekleefd op de secundaire buis (proefstukken 1, 2 en 3) (vooraanzicht)..... | 197 |
| Figuur 8-13: Strip rekstroken gekleefd op de secundaire buis (proefstukken 1, 2 en 3) (achteraanzicht)..... | 198 |
| Figuur 8-14: Strip rekstroken gekleefd op de primaire buis dicht bij de las (proefstukken 4, 5 en 6) (bovenaanzicht)..... | 198 |
| Figuur 8-15: Strip rekstroken gekleefd op de secundaire buis (proefstukken 4, 5 en 6) (vooraanzicht)..... | 199 |

| | |
|---|-----|
| Figuur 8-16: Strip rekstroken gekleefd op de secundaire buis (proefstukken 4, 5 en 6) (achteraanzicht)..... | 199 |
| Figuur 8-17: Uniaxiale rekstroken weg van de las (proefstukken 1, 2 en 3) ... | 200 |
| Figuur 8-18: Uniaxiale rekstroken weg van de las (proefstukken 4, 5 en 6) ... | 200 |
| Figuur 8-19: Druksensor (rood omcirkeld) | 202 |
| Figuur 8-20: Meetsysteem QuantumX | 202 |
| Figuur 8-21: Temperatuurscompensatie op de gemeten rek voor rekstroken gekleefd op staal..... | 203 |
| Figuur 8-22: Eerste statische test | 205 |
| Figuur 8-23: Statische test proefstuk 4 | 208 |
| Figuur 8-24: Hot spot methode toegepast op rekstroken 1-1/2/3/4/5 van proefstuk 1 | 210 |
| Figuur 8-25: Gemeten en berekende rekken van proefstuk 1 vergelijken..... | 213 |
| Figuur 8-26: Dynamische belasting (frequentie 4 Hz) | 216 |
| Figuur 8-27: Gemeten vervorming | 218 |
| Figuur 8-28: Gemeten vervorming van proefstuk 1 en 6 | 218 |
| Figuur 8-29: Gemeten rekken van rekstrook 1-1 op proefstuk 1 tijdens begin dynamische test..... | 219 |
| Figuur 8-30: Hot spot methode toegepast op de gemeten rekken op locatie 1 van proefstuk 1..... | 220 |
| Figuur 8-31: Drukverloop van proefstuk 1 | 224 |
| Figuur 8-32: Methode om N_3 te bepalen..... | 224 |
| Figuur 8-33: S-N curves van CIDECT vergelijken met de experimenteel bepaalde vermoeiingsleeftijd..... | 228 |
| Figuur 8-34: Scheur in proefstuk 1 | 231 |
| Figuur 8-35: Scheur in proefstuk 6 | 232 |
| Figuur 8-36: Close up van de scheur weg van de lasteen in de primaire buis van proefstuk 6 (rechterkant op figuur 8-35) | 233 |
| Figuur 8-37: Scheur in proefstuk 3 | 233 |
| Figuur 8-38: Scheurpatroon proefstuk 1 | 234 |
| Figuur 8-39: Scheurpatroon proefstuk 4 | 234 |
| Figuur 8-40: Scheurpatroon proefstuk 3 | 235 |
| Figuur 8-41: Scheurpatroon proefstuk 5 | 235 |
| Figuur 8-42: Scheurpatroon proefstuk 2 | 236 |
| Figuur 8-43: Scheurpatroon proefstuk 6 | 236 |
| Figuur 8-44: Gemeten vervorming van proefstukken gedurende de volledige dynamische test..... | 240 |
| Figuur 8-45: Gemeten rekken rekstrook 1-1 van proefstuk 1..... | 243 |

| | |
|--|-----|
| Figuur 8-46: Gemeten rekverschil van rekstrook 1-1 op proefstukken 1 tot 3244 | |
| Figuur 8-47: Gemeten rekverschil van rekstrook 1-1 op proefstukken 4 tot 6244 | |
| Figuur 8-48: Amplitude van gemeten rekken op de primaire buis van proefstuk 1 | 246 |
| Figuur 8-49: Amplitude van gemeten rekken op de secundaire buis van proefstuk 1..... | 246 |
| Figuur 9-1: EE-model van basisgeometrie T-knoop (langsdoorsnede)..... | 253 |
| Figuur 9-2: SCF's op locatie 180° op de primaire buis in functie van α_d | 255 |
| Figuur 9-3: SCF's op locatie 180° op de secundaire buis in functie van α_d | 255 |
| Figuur 9-4: SCF's op locatie 270° op de primaire buis in functie van α_d | 256 |
| Figuur 9-5: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de primaire buis in functie van α_d | 257 |
| Figuur 9-6: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de secundaire buis in functie van α_d | 257 |
| Figuur 9-7: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de primaire buis)..... | 259 |
| Figuur 9-8: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de secundaire buis)..... | 259 |
| Figuur 9-9: Draadmodel van structuur bestaande uit T-knopen (afmetingen in mm)..... | 261 |
| Figuur 9-10: Grootste hot spot spanning op primaire buis van T-knoop in functie van α_d | 261 |
| Figuur 9-11: Grootste hot spot spanning op secundaire buis van T-knoop in functie van α_d | 261 |
| Figuur 9-12: Grootste hot spot spanning op primaire buis van een eenzijdig ingeklemde T-knoop in functie van α_d | 264 |
| Figuur 9-13: SCF's op locatie 180° op de primaire buis in functie van τ_d | 265 |
| Figuur 9-14: SCF's op locatie 270° op de primaire en secundaire buis in functie van τ_d | 265 |
| Figuur 9-15: Maximale absolute waarde van de SCF's op de primaire buis in functie van τ_d | 266 |
| Figuur 9-16: Maximale absolute waarde van de SCF's op de secundaire buis in functie van τ_d | 266 |
| Figuur 9-17: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d | 268 |
| Figuur 9-18: Grootste hot spot spanning op primaire buis van T-knoop in functie van τ_d | 269 |

| | |
|---|-----|
| Figuur 9-19: SCF's op locatie 180° op de primaire en secundaire buis in functie van β_d | 271 |
| Figuur 9-20: SCF's op locatie 270° op de primaire en secundaire buis in functie van β_d | 271 |
| Figuur 9-21: Maximale absolute waarde van de SCF's op de primaire en secundaire buis in functie van β_d | 272 |
| Figuur 9-22: Grootste hot spot spanning op primaire buis van T-knoop in functie van β_d | 273 |
| Figuur 9-23: EE-model van de basisgeometrie K-knoop (langsdoorsnede) | 275 |
| Figuur 9-24: SCF's op locatie 180° op de primaire buis in functie van α_d | 277 |
| Figuur 9-25: Alle SCF's op locatie 180° op de secundaire buis in functie van α_d | 277 |
| Figuur 9-26: SCF's op locatie 270° op de primaire buis in functie van α_d | 278 |
| Figuur 9-27: Maximale absolute SCF's op de primaire buis in functie van α_d . | 279 |
| Figuur 9-28: Maximale absolute SCF's op de secundaire buis in functie van α_d | 279 |
| Figuur 9-29: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de primaire buis)..... | 280 |
| Figuur 9-30: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de secundaire buis)..... | 280 |
| Figuur 9-31: Structuur met K-knopen (afmetingen in mm)..... | 281 |
| Figuur 9-32: Maximale hot spot spanningen van lasverbinding 1 in functie van α_d | 282 |
| Figuur 9-33: Maximale hot spot spanningen van lasverbinding 2 in functie van α_d | 282 |
| Figuur 9-34: SCF's op locatie 180° in functie van τ_d | 284 |
| Figuur 9-35: SCF's op locatie 270° op de primaire buis in functie van τ_d | 284 |
| Figuur 9-36: Maximale absolute waarde van SCF's op de primaire buis in functie van τ_d | 285 |
| Figuur 9-37: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d | 286 |
| Figuur 9-38: Maximale hot spot spanning op lasverbinding 1 in functie van τ_d | 287 |
| Figuur 9-39: Maximale hot spot spanning op lasverbinding 2 in functie van τ_d | 287 |
| Figuur 9-40: Maximale absolute waarde van SCF's op de primaire buis in functie van β_d | 289 |

| | |
|---|-----|
| Figuur 9-41: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van β_d | 290 |
| Figuur 9-42: Maximale hot spot spanning op lasverbinding 1 in functie van β_d | 291 |
| Figuur 9-43: Maximale hot spot spanning op lasverbinding 2 in functie van β_d | 291 |
| Figuur 9-44: EE-model van de basisgeometrie knoop ALK09 (langsdoorsnede) | 293 |
| Figuur 9-45: Maximale absolute SCF's op de primaire buis nabij lasverbinding 1 in functie van α_d | 295 |
| Figuur 9-46: Maximale absolute SCF's op de secundaire buis nabij lasverbinding 1 in functie van α_d | 295 |
| Figuur 9-47: Maximale hot spot spanningen van beide lasverbindingen in functie van α_d | 297 |
| Figuur 9-48: Maximale absolute waarde van SCF's op de primaire buis nabij lasverbinding 1 in functie van τ_d | 300 |
| Figuur 9-49: Maximale absolute waarde van SCF's op de secundaire buis nabij lasverbinding 1 in functie van τ_d | 300 |
| Figuur 9-50: Maximale hot spot spanningen van beide lasverbindingen in functie van τ_d | 301 |
| Figuur 9-51: Maximale hot spot spanningen van beide lasverbindingen in functie van β_d | 304 |
| Figuur 9-52: Diafragma's geplaatst onder de lasten (dwarse doorsnede van T-knoop)..... | 306 |
| Figuur 9-53: Aanbevolen plaatsing van de diafragma's (dwarse doorsnede van T-knoop)..... | 307 |
| Figuur 11-1: Hot spot spanningscurve waarop de regendruppelmethode toegepast wordt | 322 |
| Figuur 11-2: De verschillende uitgevoerde stappen van het algoritme van de regendruppelmethode | 324 |
| Figuur 11-3: Grootste hot spot spanningsvariatie van knoop ALK09 veroorzaakt door trein type 1 [28] | 325 |
| Figuur 11-4: Grootste hot spot spanningsvariatie van knoop ALK09 veroorzaakt door trein type 2 [28] | 325 |
| Figuur 11-5: Grootste hot spot spanningsvariatie van knoop ALK09 veroorzaakt door trein type 3 [28] | 326 |
| Figuur 11-6: Grootste hot spot spanningsvariatie van knoop ALK09 veroorzaakt door trein type 4 [28] | 326 |

| | |
|--|-----|
| Figuur 11-7: Dimensies van proefstuk 1 | 327 |
| Figuur 11-8: Dimensies van proefstuk 2 | 328 |
| Figuur 11-9: Dimensies van proefstuk 3 | 329 |
| Figuur 11-10: Dimensies van proefstuk 4 | 330 |
| Figuur 11-11: Dimensies van proefstuk 5 | 331 |
| Figuur 11-12: Dimensies van proefstuk 6 | 332 |
| Figuur 11-13: Gemeten en berekende rekken van proefstuk 1 vergelijken.... | 333 |
| Figuur 11-14: Gemeten en berekende rekken van proefstuk 2 vergelijken.... | 334 |
| Figuur 11-15: Gemeten en berekende rekken van proefstuk 3 vergelijken.... | 335 |
| Figuur 11-16: Gemeten en berekende rekken van proefstuk 4 vergelijken.... | 336 |
| Figuur 11-17: Gemeten en berekende rekken van proefstuk 5 vergelijken.... | 337 |
| Figuur 11-18: Gemeten en berekende rekken van proefstuk 6 vergelijken.... | 338 |
| Figuur 11-19: Alle SCF's op locatie 180° op de primaire buis in functie van α_d | 339 |
| Figuur 11-20: Alle SCF's op locatie 180° op de secundaire buis in functie van α_d | 339 |
| Figuur 11-21: Alle SCF's op locatie 270° op de primaire buis in functie van α_d | 340 |
| Figuur 11-22: Alle SCF's op locatie 270° op de secundaire buis in functie van α_d | 340 |
| Figuur 11-23: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de primaire buis in functie van α_d | 341 |
| Figuur 11-24: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de secundaire buis in functie van α_d | 341 |
| Figuur 11-25: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de primaire buis) | 343 |
| Figuur 11-26: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de secundaire buis) | 343 |
| Figuur 11-27: Alle SCF's op locatie 180° op de primaire buis in functie van τ_d | 344 |
| Figuur 11-28: Alle SCF's op locatie 180° op de secundaire buis in functie van τ_d | 344 |
| Figuur 11-29: Alle SCF's op locatie 270° op de primaire buis in functie van τ_d | 345 |
| Figuur 11-30: Alle SCF's op locatie 270° op de secundaire buis in functie van τ_d | 345 |
| Figuur 11-31: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de primaire buis in functie van τ_d | 346 |
| Figuur 11-32: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de secundaire buis in functie van τ_d | 346 |

| | |
|---|-----|
| Figuur 11-33: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d (locaties op de primaire buis) | 347 |
| Figuur 11-34: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d (locaties op de secundaire buis) | 347 |
| Figuur 11-35: Alle SCF's op locatie 180° op de primaire buis in functie van β_d | 348 |
| Figuur 11-36: Alle SCF's op locatie 180° op de secundaire buis in functie van β_d | 348 |
| Figuur 11-37: Alle SCF's op locatie 270° op de primaire buis in functie van β_d | 349 |
| Figuur 11-38: Alle SCF's op locatie 270° op de secundaire buis in functie van β_d | 349 |
| Figuur 11-39: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de primaire buis in functie van β_d | 350 |
| Figuur 11-40: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de secundaire buis in functie van β_d | 350 |
| Figuur 11-41: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van β_d (locaties op de primaire buis)..... | 351 |
| Figuur 11-42: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van β_d (locaties op de secundaire buis)..... | 351 |
| Figuur 11-43: Alle SCF's op locatie 0° op de primaire buis in functie van α_d .. | 352 |
| Figuur 11-44: Alle SCF's op locatie 0° op de secundaire buis in functie van α_d | 352 |
| Figuur 11-45: Alle SCF's op locatie 180° op de primaire buis in functie van α_d | 353 |
| Figuur 11-46: Alle SCF's op locatie 180° op de secundaire buis in functie van α_d | 353 |
| Figuur 11-47: Alle SCF's op locatie 270° op de primaire buis in functie van α_d | 354 |
| Figuur 11-48: Alle SCF's op locatie 270° op de secundaire buis in functie van α_d | 354 |
| Figuur 11-49: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de primaire buis in functie van α_d | 355 |
| Figuur 11-50: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de secundaire buis in functie van α_d | 355 |
| Figuur 11-51: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de primaire buis)..... | 357 |

| | |
|---|-----|
| Figuur 11-52: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de secundaire buis) | 357 |
| Figuur 11-53: Alle SCF's op locatie 0° op de primaire buis in functie van τ_d ... | 358 |
| Figuur 11-54: Alle SCF's op locatie 0° op de secundaire buis in functie van τ_d | 358 |
| Figuur 11-55: Alle SCF's op locatie 180° op de primaire buis in functie van τ_d | 359 |
| Figuur 11-56: Alle SCF's op locatie 180° op de secundaire buis in functie van τ_d | 359 |
| Figuur 11-57: Alle SCF's op locatie 270° op de primaire buis in functie van τ_d | 360 |
| Figuur 11-58: Alle SCF's op locatie 270° op de secundaire buis in functie van τ_d | 360 |
| Figuur 11-59: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de primaire buis in functie van τ_d | 361 |
| Figuur 11-60: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de secundaire buis in functie van τ_d | 361 |
| Figuur 11-61: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d (locaties op de primaire buis) | 362 |
| Figuur 11-62: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d (locaties op de secundaire buis) | 362 |
| Figuur 11-63: Alle SCF's op locatie 0° op de primaire buis in functie van β_d ... | 363 |
| Figuur 11-64: Alle SCF's op locatie 0° op de secundaire buis in functie van β_d | 363 |
| Figuur 11-65: Alle SCF's op locatie 180° op de primaire buis in functie van β_d | 364 |
| Figuur 11-66: Alle SCF's op locatie 180° op de secundaire buis in functie van β_d | 364 |
| Figuur 11-67: Alle SCF's op locatie 270° op de primaire buis in functie van β_d | 365 |
| Figuur 11-68: Alle SCF's op locatie 270° op de secundaire buis in functie van β_d | 365 |
| Figuur 11-69: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de primaire buis in functie van β_d | 366 |
| Figuur 11-70: Maximale absolute waarde van alle SCF's op de secundaire buis in functie van β_d | 366 |
| Figuur 11-71: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van β_d (locaties op de primaire buis)..... | 367 |
| Figuur 11-72: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van β_d (locaties op de secundaire buis)..... | 367 |

| | |
|--|-----|
| Figuur 11-73: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 1 op de primaire buis in functie van α_d | 368 |
| Figuur 11-74: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 1 op secundaire buis 1 in functie van α_d | 368 |
| Figuur 11-75: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 2 op de primaire buis in functie van α_d | 369 |
| Figuur 11-76: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 2 op secundaire buis 2 in functie van α_d | 369 |
| Figuur 11-77: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de primaire buis nabij lasverbinding 1) | 371 |
| Figuur 11-78: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op secundaire buis 1 nabij lasverbinding 1) | 371 |
| Figuur 11-79: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op de primaire buis nabij lasverbinding 2) | 372 |
| Figuur 11-80: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van α_d (locaties op secundaire buis 2 nabij lasverbinding 2) | 372 |
| Figuur 11-81: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 1 op de primaire buis in functie van τ_d | 373 |
| Figuur 11-82: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 1 op secundaire buis 1 in functie van τ_d | 373 |
| Figuur 11-83: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 2 op de primaire buis in functie van τ_d | 374 |
| Figuur 11-84: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 2 op secundaire buis 2 in functie van τ_d | 374 |
| Figuur 11-85: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d (locaties op de primaire buis nabij lasverbinding 1) | 375 |
| Figuur 11-86: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d (locaties op secundaire buis 1 nabij lasverbinding 1) | 375 |
| Figuur 11-87: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d (locaties op de primaire buis nabij lasverbinding 2) | 376 |
| Figuur 11-88: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van τ_d (locaties op secundaire buis 2 nabij lasverbinding 2) | 376 |
| Figuur 11-89: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 1 op de primaire buis in functie van β_d | 377 |
| Figuur 11-90: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 1 op secundaire buis 1 in functie van β_d | 377 |

| | |
|--|-----|
| Figuur 11-91: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 2 op de primaire buis in functie van β_d | 378 |
| Figuur 11-92: Maximale absolute waarde van alle SCF's van lasverbinding 2 op secundaire buis 2 in functie van β_d | 378 |
| Figuur 11-93: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van β_d (locaties op de primaire buis nabij lasverbinding 1) | 379 |
| Figuur 11-94: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van β_d (locaties op secundaire buis 1 nabij lasverbinding 1)..... | 379 |
| Figuur 11-95: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van β_d (locaties op de primaire buis nabij lasverbinding 2) | 380 |
| Figuur 11-96: Percentage ten opzichte van SCF's zonder diafragma's in functie van β_d (locaties op secundaire buis 2 nabij lasverbinding 2)..... | 380 |

Referenties

- [1] Van Bogaert Ph., "Design and Construction of the Merxem Bridge - a Single Tubular Arch", *Proceedings: 6th International Symposium on Steel Bridges*, Praag, 2006.
- [2] Van Bogaert Ph., "Design and Construction of Double-Curved Railway Overpass and 3-Track Tubular Arch Bridge", *Proceedings: 8th International Conference on Short and Medium Span Bridges*, Niagara Falls, Canada, 2010.
- [3] Schumacher A., *Fatigue Behaviour of Welded Circular Hollow Section Joints in Bridges*, EPFL, Lausanne, Switzerland, 2003.
- [4] EN 1993-1-9:2005, *Eurocode 3: Design of Steel Structures - Part 1-9: Fatigue*, CEN, Brussels, 2005.
- [5] ASTM E1049, *Standard Practices for Cycle Counting in Fatigue Analysis*, West Conshohocken, PA, 2011.
- [6] DNV, *Fatigue Design of Offshore Steel Structures 2012*, Norway, 2012.
- [7] API, *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms - Working Stress Design*, Washington D.C., USA, 2005.
- [8] Zhao X.-L., Herion S., Packer J.A., Puthli S., Sedlacek G., Wardenier J., Weynand K., Van Wingerde A.M., and Yeomans N.F., *Design Guide for Circular and Rectangular Hollow Section Welded Joints under Fatigue Loading*, TÜV-Verlag, Köln, Germany, 2000.
- [9] Zhao X.-L. and Packer J.A., *Fatigue Design Procedure for Welded Hollow Section Joints*, Abington Publishing, Cambridge, 2000.

- [10] Romeijn A., *Stress and Strain Concentration Factors of Welded Multiplanar Tubular Joints*, Delft University Press, Delft, The Netherlands, 1994.
- [11] Romeijn A., Puhtli R.S., and Wardenier J., *Guidelines on the Numerical Determination of Stress Concentration Factors of Tubular Joints*, E & FN Spon, Londen, 1993, p. 625-639.
- [12] Romeijn A., Karamanos S.A., and Wardenier J., "Effects of Joint Flexibility on the Fatigue Design of Welded Tubular Lattice Structures", *Proceedings of the Seventh International Offshore and Polar Engineering Conference*, Honolulu, USA, 1997.
- [13] Karamanos S.A., Romeijn A., and Wardenier J., "Stress Concentrations in Tubular Gap K-Joints - Mechanics and Fatigue Design", *Engineering Structures*, Vol. 22, 2000, pp. 4-14.
- [14] Steel Structures Laboratory (ICOM), <http://icom.epfl.ch/home>.
- [15] Costa Borges L.A., *Size Effects in the Fatigue Behaviour of Tubular Bridge Joints*, EPFL, Lausanne, 2008.
- [16] Acevedo C., *Influence of Residual Stresses on Fatigue Response of Welded Tubular K-Joints*, EPFL, Lausanne, 2011.
- [17] De Back J. and Vaessen G.H.G., "Fatigue Behaviour and Corrosion Fatigue Behaviour of Offshore Structures", *Foundation for Materials Research in the Sea*, Delft/Apeldoorn, The Netherlands, 1981.
- [18] Van Wingerde A.M., "The Fatigue Behavior of T- and X-Joints Made of Square Hollow Sections", *Heron*, Vol. 37, No. 2, 1992.
- [19] Van Wingerde A.M., Van Delft D.R.V., Wardenier J., and Packer J.A., "Scale Effects on the Fatigue Behaviour of Tubular Structures", *Proceedings of the IIW International Conference on Performance of Dynamically Loaded Welded Structures*, San Francisco, USA, 1997.
- [20] Gurney T.R., "The Influence of Thickness on the Fatigue Strength of Welded Joints", *Proceedings of the 2nd International Conference on the Behaviour of Offshore Structures*, Cranfield, Bedford, England, 1979.
- [21] Gurney T.R., "Some Comments on Fatigue Design Rules for Offshore Structures", *Proceedings of the 2nd International Symposium on Integrity of Offshore Structures*, Barking, Essex, England, 1981.
- [22] Nussbaumer A. and Costa Borges L.A., "Size Effects in the Fatigue Behavior of Welded Steel Tubular Bridge Joints", *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, Vol. 39, No. 10, 2008, pp. 740-748.
- [23] Gurney T.R., *Fatigue of Welded Structures*, Cambridge University Press, Cambridge, 1979.
- [24] Acevedo C. and Nussbaumer A., "Effect of Tensile Residual Stresses on Fatigue Crack Growth and S–N Curves in Tubular Joints Loaded in Compression", *International Journal of Fatigue*, Vol. 36, No. 1, 2012, pp. 171-180.
- [25] LMS Samtech, *Samcef*, 2013.

- [26] George P.L., Hecht F., and Saltel E., "Automatic Mesh Generator with Specified Boundary", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 92, 1991, pp. 269-288.
- [27] AWS, *Structural Welding Code - Steel*, 2010.
- [28] EN 1991-2:2003, *Eurocode 1: Actions on Structures - Part 2: Traffic Loads on Bridges*, CEN, Brussels, 2003.
- [29] Stael D., De Backer H., and Van Bogaert Ph., "Determining the SCFs of Tubular Bridge Joints with an Alternative Method", *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 101, 2014, pp. 1 - 8.
- [30] Karamanos S.A., Romeijn A., and Wardenier J., "SCF Equations in Multi-Planar Welded Tubular DT-Joints Including Bending Effects", *Marine Structures*, Vol. 15, 2002, pp. 157-173.
- [31] Vishay, System 6000, <http://www.vishaypg.com/micro-measurements/instruments/system-6000-list/>.
- [32] Stael D., De Backer H., and Van Bogaert Ph., "Hot-Spot Stress Determination of Tubular Arch Bridge Joints Using Strain Gauges", *Insight*, Vol. 55, No. 12, 2013, pp. 681-687.
- [33] NEN-EN 10210-1, *Warmvervaardigde Buisprofielen Voor Constructiedoeleinden Van Ongelegeerd En Fijnkorrelig Staalsoorten - Deel 1: Technische Leveringsvoorwaarden*, 2006.
- [34] NEN-EN 10210-2, *Warmvervaardigde Buisprofielen Voor Constructiedoeleinden Van Ongelegeerde En Fijnkorrelige Staalsoorten - Deel 2: Toleranties, Afmetingen En Profieleigenschappen*, 2006.
- [35] HBM, QuantumX, http://www.hbm.com/en/menu/products/measurement-electronics-software/compact-universal-data-acquisition-system/quantumx-mx1615/?geoip_cn=2.

