

**Discontinue stalen damwandconfiguraties als  
sterkte verhogende langsconstructie in gronddijken:**  
*Sterkte, Stijfheid en Bezwijkmechanismen.*

Versie:                    19 mei 2017    Concept  
                              23 mei 2017    r1 Concept  
                              08 juni 2017   r2  
                              12 juni 2017   r3  
                              13 juni 2017   r4 Definitief

Student:                    Coen Kortendijk  
                                  4<sup>e</sup> jaars CT-Con  
                                  st.nr. 500699213  
                                  coen.kortendijk@hva.nl

Begeleider Deltares:    M. Post

Begeleider HvA:        J. Falek

## Inhoudsopgave

<b>1</b>	<b>Samenvatting</b> .....	<b>- 5 -</b>
<b>1.1</b>	<b>Aanbevelingen</b> .....	<b>- 7 -</b>
1.1.1	Aanbevelingen bij het ontwerpen van damwand als SVLC .....	- 7 -
1.1.2	Aanbevelingen vervolgonderzoek .....	- 9 -
1.1.3	Specifiek onderzoek voor de pushover-test .....	- 9 -
<b>2</b>	<b>Inleiding</b> .....	<b>- 10 -</b>
<b>2.1</b>	<b>Aanleiding</b> .....	<b>- 10 -</b>
<b>2.2</b>	<b>Probleemstelling</b> .....	<b>- 11 -</b>
<b>2.3</b>	<b>Doelstelling en onderzoeksvragen:</b> .....	<b>- 12 -</b>
<b>2.4</b>	<b>Uitgangspunten</b> .....	<b>- 12 -</b>
<b>2.5</b>	<b>Afbakening</b> .....	<b>- 13 -</b>
<b>2.6</b>	<b>Aanpak</b> .....	<b>- 14 -</b>
<b>2.7</b>	<b>Afkortingen, Termen en Definities</b> .....	<b>- 15 -</b>
<b>3</b>	<b>Literatuurstudie</b> .....	<b>- 16 -</b>
<b>3.1</b>	<b>Gangbare damwandconfiguraties bij toepassing als SVLC.</b> .....	<b>- 16 -</b>
<b>3.2</b>	<b>Huidige omgang met plasticiteit in continue stalen damwand.</b> .....	<b>- 17 -</b>
<b>3.3</b>	<b>Huidige omgang met corrosie</b> .....	<b>- 18 -</b>
<b>3.4</b>	<b>De invloed van discontinuïteiten.</b> .....	<b>- 18 -</b>
<b>3.5</b>	<b>Eerdere FEM Analyses van damwandplanken</b> .....	<b>- 20 -</b>
3.5.1	Aukema en Joling (Afstudeerproject TU Delft) .....	- 20 -
3.5.2	Darchis Fabien, (MSeng thesis McGill University Canada).....	- 21 -
<b>3.6</b>	<b>Algemene FEM handleiding / kennis</b> .....	<b>- 24 -</b>
3.6.1	Gegevens enkele voorbeelden:.....	- 24 -
3.6.2	Omschrijving elementen.....	- 25 -
<b>3.7</b>	<b>Oriëntatie Bezwijkmechanismen</b> .....	<b>- 27 -</b>
3.7.1	Plooi Flenzen .....	- 27 -
3.7.2	Plooi Lijf.....	- 27 -
3.7.3	Uitknikken lijf.....	- 27 -
3.7.4	Kip van het profiel door uitknikken Flens .....	- 27 -
3.7.5	Rotatie Gunstig & ongunstig.....	- 28 -
3.7.6	Torsieknik ('distortional buckling') .....	- 28 -
<b>3.8</b>	<b>Conclusie &amp; Samenvatting literatuurstudie</b> .....	<b>- 29 -</b>
<b>4</b>	<b>Modellering</b> .....	<b>- 30 -</b>
<b>4.1</b>	<b>Virtuele proefopstelling</b> .....	<b>- 30 -</b>
<b>4.2</b>	<b>Belastingen &amp; oplettingen</b> .....	<b>- 30 -</b>
<b>4.3</b>	<b>Profieieigenschappen</b> .....	<b>- 31 -</b>
<b>4.4</b>	<b>Omgaan met symmetrie</b> .....	<b>- 32 -</b>
<b>5</b>	<b>Handberekeningen</b> .....	<b>- 33 -</b>
<b>5.1</b>	<b>Rotatie bepalen met handberekeningen.</b> .....	<b>- 34 -</b>
<b>5.2</b>	<b>Plooi berekening</b> .....	<b>- 34 -</b>
5.2.1	Doorsnede classificatie .....	- 34 -
5.2.2	Plooi flens .....	- 37 -
5.2.3	Plooi lijf.....	- 39 -
5.2.4	Conclusies plooi.....	- 39 -
<b>6</b>	<b>Stavenmodel</b> .....	<b>- 40 -</b>
<b>6.1</b>	<b>Reden voor een stavenmodel</b> .....	<b>- 40 -</b>
<b>6.2</b>	<b>Varianten</b> .....	<b>- 40 -</b>
<b>6.3</b>	<b>Opbouw plank</b> .....	<b>- 41 -</b>

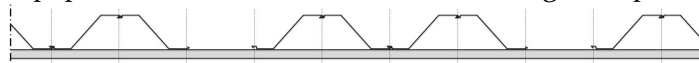
6.4	<b>Resultaten stavenmodel.....</b>	<b>- 43 -</b>
6.5	<b>Conclusies stavenmodel.....</b>	<b>- 44 -</b>
7	<b>EEM Model.....</b>	<b>- 45 -</b>
7.1	<b>Opbouw Model .....</b>	<b>- 45 -</b>
7.1.1	Basis geometrie.....	- 45 -
7.1.2	Belastingen .....	- 47 -
7.1.3	Opleggingen .....	- 47 -
7.1.4	Dubbele plank .....	- 49 -
7.1.5	Grondmodel.....	- 50 -
7.1.6	Mesh-size .....	- 51 -
7.1.7	Invloed slot .....	- 51 -
7.2	<b>Analyse procedure .....</b>	<b>- 52 -</b>
7.2.1	Gewenste output .....	- 52 -
7.2.2	Benodigde analyses .....	- 53 -
7.2.3	Naamgeving analyses .....	- 54 -
7.2.4	Post-processing.....	- 55 -
7.2.5	Leeswijzer grafieken .....	- 56 -
7.3	<b>Resultaten EEM.....</b>	<b>- 57 -</b>
7.3.1	Alle resultaten samen.....	- 57 -
7.3.2	Volledig lineair .....	- 59 -
7.3.3	Geometrisch niet-lineair .....	- 61 -
7.3.4	Imperfecties .....	- 62 -
7.3.5	Fysisch niet-lineair (Plasticiteit).....	- 63 -
7.3.6	Combinatie FNL, GNL & Imperfecties.....	- 65 -
7.3.7	Verificatie met hand en stavenmodel.....	- 67 -
7.3.8	Huidige aanpak versus Diana .....	- 68 -
7.3.9	Invloed Grond.....	- 70 -
8	<b>Conclusies.....</b>	<b>- 77 -</b>
8.1	<b>Onderzoeksvragen Discontinue Damwand .....</b>	<b>- 77 -</b>
8.2	<b>Voor de, gangbare, “reverse”-configuratie. ....</b>	<b>- 78 -</b>
8.3	<b>Voor de “normale”-configuratie.....</b>	<b>- 78 -</b>
9	<b>Bronnen .....</b>	<b>- 79 -</b>
10	<b>Bijlagenlijst.....</b>	<b>- 80 -</b>
10.1	<b>Bijlage 1: Versimpelde Geometrie en Assenstelsel.....</b>	<b>- 81 -</b>
10.2	<b>Bijlage 2: Eigenschappen versimpelde modellen.....</b>	<b>- 82 -</b>
10.2.1	Bijlage 2A. Eigenschappen Plaatmodel in Excel.....	- 82 -
10.2.2	Bijlage 2B. Eigenschappen Stavenmodel in Excel .....	- 83 -
10.3	<b>Bijlage 3: Resultaten stavenmodel.....</b>	<b>- 84 -</b>
10.3.1	Varianten .....	- 85 -
10.3.2	Invloed geometrisch niet lineariteit. ....	- 91 -
10.4	<b>Bijlage 4: Controle Euler / Linear Stability/Linsta module .....</b>	<b>- 93 -</b>
10.4.1	Reden controle. ....	- 93 -
10.4.2	Resultaten .....	- 94 -
10.4.3	Conclusie: .....	- 97 -
10.5	<b>Bijlage 5: aanmaken analyses en DCF files Diana .....</b>	<b>- 98 -</b>
10.6	<b>Bijlage 6: Verificatie belasting .....</b>	<b>- 102 -</b>
10.6.1	Invloed rotatie op belasting. ....	- 102 -
10.6.2	Invloed flensbuiging op bezwijken.....	- 103 -
10.6.3	Spanningsverdeling.....	- 104 -
10.7	<b>Bijlage 7: Mesh-refinement studie .....</b>	<b>- 107 -</b>

<b>10.8</b>	<b>Bijlage 8: Invloed slotdikte .....</b>	<b>- 110 -</b>
10.8.1	Vergelijking tussen wel of geen slot .....	- 110 -
10.8.2	Vergelijking met handberekening. ....	- 112 -
<b>10.9</b>	<b>Bijlage 9: Invloed verponing slot .....</b>	<b>- 113 -</b>
<b>10.10</b>	<b>Bijlage 10: Handberekeningen Maple .....</b>	<b>- 115 -</b>
<b>10.11</b>	<b>Bijlage 11: Gespreksverslagen .....</b>	<b>- 115 -</b>

## 1 Samenvatting

Om dijkversterking sneller, beter en goedkoper uit te kunnen voeren, is binnen het Hoogwaterbeschermingsprogramma (HWBP) in een samenwerking tussen waterschappen en Rijksoverheid een aantal projectoverstijgende verkenningen (POV) opgezet. Eén daarvan is de Projectoverstijgende Verkenning Macrostabieleit (POVM). Als onderdeel hiervan, wordt gekeken naar de mogelijkheden die het toepassen van stalen damwand als sterkte verhogende langsconstructie (SVLC) biedt.

Stalen damwanden worden al geruime tijd gebruikt als kademuur of bij bouwkuipen, maar bij toepassing in een gronddijk spelen complicerende zaken. Eén van deze zaken is het feit dat uit geohydrologisch oogpunt veelal wordt gekozen voor een discontinue wand. Dit houdt in dat de planken geen zijdelingse steun meer van elkaar ondervinden. De gevolgen hiervan zijn op dit moment onvoldoende bekend: mogelijk treden er nieuwe bezwijkmechanismen op zoals kip, plooi van de flenzen of rotatie van de gehele plank.



Figuur 1 Voorbeeld discontinue damwand (bron: HOp, 2015)

In dit onderzoek zijn de verschillen tussen een continue en een discontinue wand, op het gebied van sterkte en stijfheid, beschouwd. De focus ligt hierbij op het falen van het constructieve element. Hiervoor is met het EEM-pakket Diana een sterk versimpeld model gemaakt van een AZ12-700 S355GP in een 4-puntsbuigproef. Daarnaast is een extreem versimpeld grondmodel geïntroduceerd, waarmee onderzocht wordt of grond een significante invloed heeft op het (rotatie-)gedrag van de wand.

Op basis van het model, dat met diverse handberekeningen en een stavenmodel gevalideerd is, zijn de hoofdvragen van dit onderzoek beantwoord:

### **Voor wat betreft de sterkte en stijfheid van discontinue damwand:**

*Een discontinue wand lijkt anders te reageren dan een continue wand. Indien hier geen rekening mee gehouden wordt, zou dat tot een overschatting van de stijfheid met een factor 2.6 kunnen leiden. Daarnaast kan de sterkte met een factor 1.6 overschat worden. Dit geldt voor een combinatie van een rand+tussenplank, zonder verponsing, met de ongesteunde flens op druk, in slappe grond. Een configuratie die enkel uit randplanken bestaat, kan ongunstiger zijn.*

*Bij een configuratie van rand+tussenplank waarin de ongesteunde flens op trek staat, kan bij lage belasting de stijfheid met een factor 1.6 overschat worden. Bij hoge belasting kan deze configuratie juist tot een onderschatting van de stijfheid met een factor 1.2 à 1.3 leiden. Deze oriëntatie lijkt geen significante negatieve invloed op de sterkte te hebben.*

### **Voor wat betreft de bezwijkmechanismen van discontinue damwand:**

*Rotatie van de randplank zorgt voor een verandering van het effectieve weerstandsmoment. Hierdoor zal de uiterste vezel van de flens eerder of juist later vloeien.*

*Het gebruikte model geeft in het traject tot  $M_{elastisch}$  verder geen aanleiding tot het beschouwen van andere bezwijkmechanismen dan het vloeien van de flenzen. De versimpeling van het slot geeft hier echter mogelijk een te gunstig beeld. Desondanks dient men zich er van bewust te zijn dat de discontinuïteit van invloed is op de klasse-indeling en mogelijk beperkingen oplegt voor de mogelijkheid tot plastisch rekenen.*

**Daarnaast is gebleken dat zowel de oriëntatie van de plank, als de grondstijfheid grote invloed heeft op het gedrag.**

Voor een rand+tussenplank die zodanig wordt belast dat de **ongesteunde flens op trek** staat, geldt dat deze bij lage grondstijfheid en lage belastingen een tot 1.6 keer lagere stijfheid dan een continue wand heeft. Bij hogere belastingen draait de plank dusdanig profielverhogend dat hij juist een factor 1.2 à 1.3 stijver reageert. Pas vanaf een grondstijfheid in de orde van 50 à 100 MN/m<sup>3</sup> is de rotatie dusdanig beperkt dat het systeem redelijk gelijkwaardig aan een continue wand reageert. In alle gevallen is er genoeg capaciteit om  $M_{\text{elastisch}}$  op te nemen.

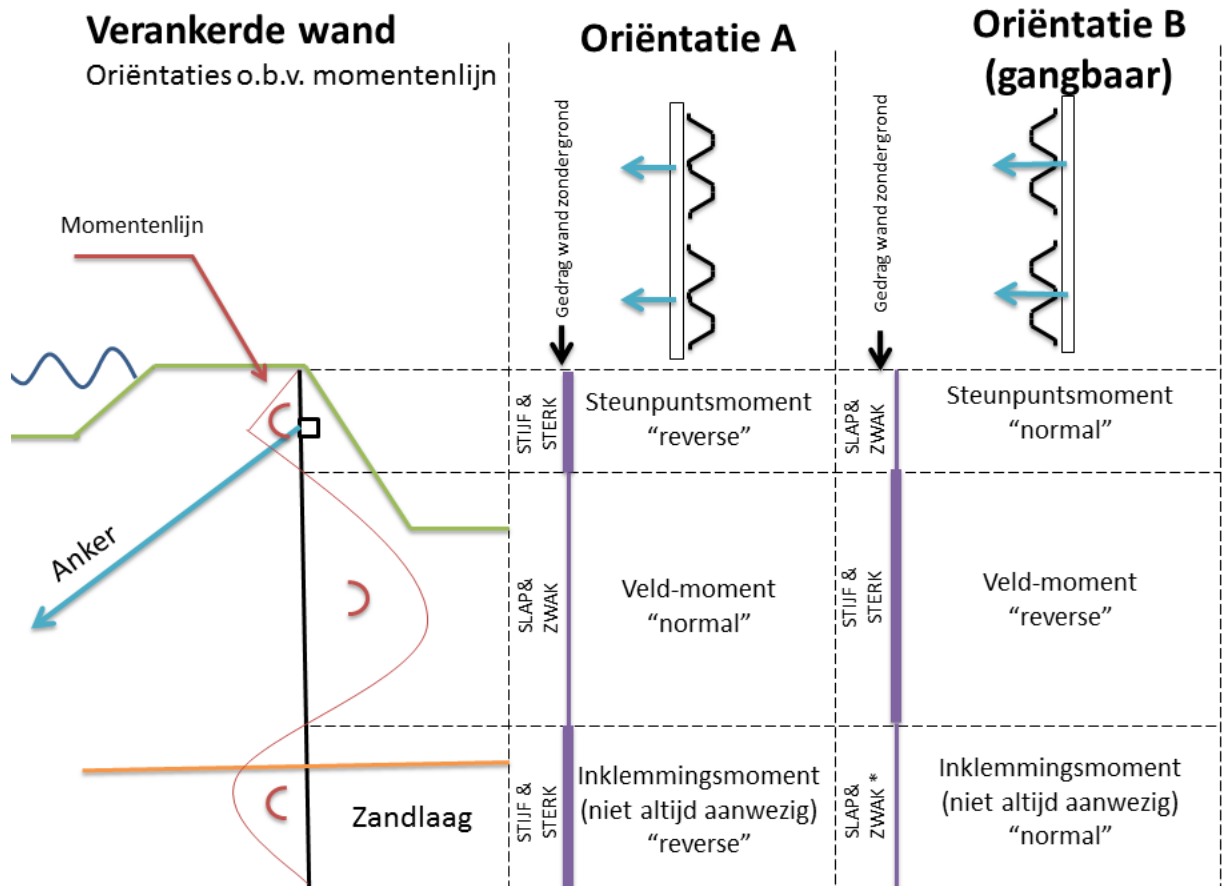
Indien de rand+tussenplank dusdanig wordt belast dat de **ongesteunde flens op druk** staat, dan zijn de resultaten minder gunstig. Bij lage grondstijfheden reageert het systeem tot ca. 2.6 keer slapper dan een continue wand. Daarnaast lijkt de plank al te bezwijken bij ca. 0.6  $M_{\text{elastisch}}$ . Pas vanaf een grondstijfheid in de orde van 50 à 100 MN/m<sup>3</sup> lijkt de rotatie dusdanig beperkt dat het volledig elastisch moment opgenomen kan worden. De stijfheid is in dit geval gelijkwaardig aan die van een tussenplank.

## 1.1 Aanbevelingen

In hoofdstuk 8 zijn de conclusies en hun beperkingen op basis van het gebruikte model, de 4-puntsbuigproef met lineair elastische grondveren, benoemd. De daar genoemde waarden kunnen uiteraard niet 1-op-1 in de praktijk worden toegepast. Ze bieden echter wel inzicht in de materie. Op basis daarvan zijn dit mijn aanbevelingen:

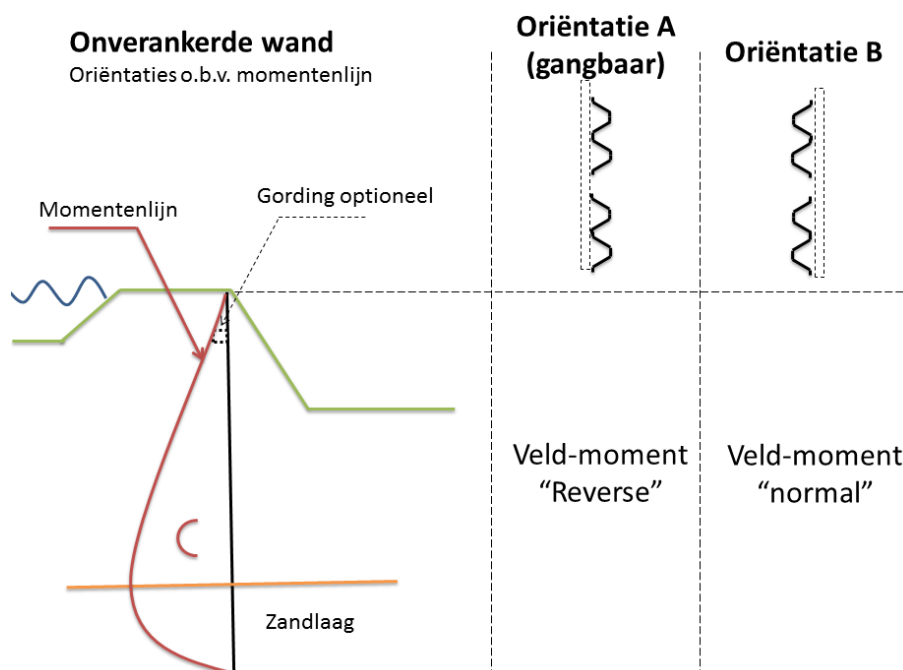
### 1.1.1 Aanbevelingen bij het ontwerpen van damwand als SVLC

- Houd bij het ontwerpen van discontinue damwand rekening met kans op rotatie van randplanken, en de gevolgen hiervan voor de sterkte & stijfheid. Als de ongesteunde flens van een randplank op druk staat, dan reageert deze slapper dan een continue wand. Als de ongesteunde flens op trek staat, reageert deze bij lage belasting slapper, maar bij hoge belasting juist stijver dan een tussenplank. Zie ook Figuur 2 en Figuur 3.
- Houd er rekening mee dat een gording ook een functie als rotatieverhinderend element kan en/of moet vervullen.
- Houd er bij het ontwerpen van een damwand rekening mee dat deze mogelijk een veld-, steunpunts- én inklemmingsmoment heeft. Als het veldmoment in de “reverse” configuratie staat, dan hebben de steunpunts- en inklemmingsmomenten de “normale” oriëntatie. Dat houdt in dat bij het dimensioneren van een verankerde discontinue damwand met beide configuraties rekening moet worden gehouden. Zowel op de vlakken van sterkte & stijfheid, als de mogelijkheid tot herverdeling. Zie ook Figuur 2 en Figuur 3.
- Houd er rekening mee dat voor discontinue wand mogelijk andere eisen gelden voor het toestaan van plasticiteit en/of plastische scharnieren in de randplanken:
  - Aangezien de spanningsverdeling in de flens van een geroteerde plank anders kan zijn dan die waarop de klasse-indeling van NEN-EN-1993-5 gebaseerd is, is deze dus mogelijk niet meer van toepassing.
  - Doordat de flens nu een “uitkragende flens” is i.p.v. een “inwendig onderdeel”, valt de plank mogelijk in een andere klasse conform NEN-EN-1993-1-1.
  - Doordat de symmetrieas van een enkele randplank niet samenvalt met het rotatievlak is het mogelijk dat deze, ongeacht zijn klasse, conform NEN-EN-1993-1-1 art. 5.4.1.(3) niet met de “plastische algemene berekening” berekend mag worden. Indien men toch plasticiteit wil toestaan, wordt verwezen naar een FEM-berekening m.b.v. NEN-EN-1993-1-5 Constructieve plaatvelden.



Figuur 2 Oriëntatie en momentenlijn Verankerde Damwand

\* Bij oriëntatie B, zal het gedrag in de zandlaag meestal toch stijf&sterk zijn, omdat het zand de rotatie verhindert.



Figuur 3 Oriëntatie en momentenlijn Onverankerde Damwand



### 1.1.2 Aanbevelingen vervolgonderzoek

Op basis van dit onderzoek komen meerdere punten naar voren die verdere uitdieping verdienen. Hierbij valt te denken aan:

- Onderzoek een aantal verschillende planktypes om te bepalen of de rotatie-effecten bij alle planken even sterk optreden. Mogelijke grote invloeden zijn de hoek van de hoofdtraagheidsassen t.o.v. de wand, en de afstand van het slot tot de neutrale lijn. Om al deze invloeden te beschouwen zou bijvoorbeeld gekeken kunnen worden naar de verschillen tussen:
  - Hoge smalle planken (Bijv. AZ48)
  - Hoge brede planken (Bijv. AZ32-750)
  - Lage brede planken (Bijv. AZ12-700)
  - Lage smalle planken (Bijv. AZ18)
- Onderzoek de invloed van de exacte geometrie van het slot op de resultaten. De versimpeling in dit onderzoek kan de plooilast mogelijk overschatten.
- Onderzoek de invloed van de slotverbinding op de resultaten. Zowel schuifsterkte als rotatiestijfheid kan de resultaten mogelijk beïnvloeden. Zie ook bijlage 9.
- Onderzoek de invloed van de ongesteunde lengte tussen pleistoceen en gording.
- Onderzoek of het rotatieverhinderend moment dat de gording moet leveren, significant is ten opzichte van de overige momenten.
- Onderzoek of schelpwerking in de grond significante invloed heeft op de rotatie.
- Onderzoek de gevolgen van de combinatie van positieve en negatieve momenten op een plank. (Verankerde wand + inklemming in zandlaag)

### 1.1.3 Specifiek onderzoek voor de pushover-test

- Onderzoek voor uitvoering van de pushover-test of het mogelijk is de rotatie van een randplank te meten, en op welke hoogte deze meting het beste uitgevoerd kan worden.

## 2 Inleiding

Voor het behalen van mijn BSc Civiele Techniek-Constructie aan de Hogeschool van Amsterdam heb ik, Coen Kortendijk, bij Deltares een (afstudeer-)onderzoek uitgevoerd naar discontinue damwand. In dit hoofdstuk geef ik de aanleiding, probleemstelling, doelstelling, onderzoeksvragen en uitgangspunten.

In de hierop volgende hoofdstukken behandel ik achtereenvolgens: literatuurstudie, modellering, een beschouwing van het probleem o.b.v. handberekeningen, een 3D-stavenmodel, een 3D-EEM-model en ten slotte de conclusies.

### 2.1 Aanleiding

Grote delen van Nederland worden beschermd door dijken. Het klimaat wordt grilliger, de zeespiegel stijgt, en om ons land veilig te houden moeten dijken worden verhoogd en/of versterkt. Om deze dijkversterking sneller, beter en goedkoper uit te kunnen voeren, is binnen het Hoogwaterbeschermingsprogramma (HWBP) in een samenwerking tussen waterschappen en Rijksoverheid een aantal projectoverstijgende verkenningen (POV) opgezet. Eén daarvan is de Projectoverstijgende Verkenning Macrostabieliteit (POVM). De HWBP-opgave waarbij macro-instabiliteit maatgevend is, betreft 287 km. Hiervan is aan 69,5 km een hoge urgentie toegekend.

Een deelcluster van de POVM betreft: “Innovaties in versterkingstechnieken” waarvan “Damwanden en rekbare constructies” weer een onderdeel is. Binnen dit onderdeel wordt gekeken naar de mogelijkheden die het toepassen van stalen damwand als sterkte verhogende langconstructie (SVLC) biedt. Deze (kostbare) toepassing is in het verleden al regelmatig toegepast, en de verwachting is dat dit vaker gaat gebeuren. Vooral daar waar onvoldoende ruimte is om de gronddijk op klassieke wijze met grondbermen te versterken.

Stalen damwanden worden al geruime tijd gebruikt als kademuur of bij bouwkuipen, maar bij toepassing in een gronddijk spelen complicerende zaken. Eén van deze zaken is het feit dat uit geohydrologisch oogpunt veelal wordt gekozen voor een discontinue wand. Dit houdt in dat de planken lokaal geen zijdelingse steun meer van elkaar ondervinden. De gevolgen hiervan zijn op dit moment onvoldoende bekend.

In dit onderzoek worden de verschillen tussen een continue en een discontinue wand, op het gebied van sterkte en stijfheid, beschouwd.

## 2.2 Probleemstelling

Voor continue damwanden in toepassingen als een kade of bouwkuip zijn rekenmodellen beschikbaar, welke hun waarde in de praktijk hebben bewezen. Bij toepassing van damwanden als sterkte verhogende langsconstructie (SVLC) in grond dijken spelen echter een aantal complicerende zaken. Eén van deze zaken is het feit dat uit geohydrologisch oogpunt veelal wordt gekozen voor een discontinue wand. Dit houdt in dat er ook planken zijn die geen zijdelingse steun van elkaar ondervinden. De gevolgen hiervan zijn op dit moment onvoldoende bekend: Mogelijk treden er nieuwe bezwijkvormen op zoals rotatie, torsie, kip, plooi van het lijf of de flenzen, of het verkleinen van de nuttige profielhoogte door het roteren van de plank (geometrisch niet-lineair gedrag). De grond kan hierbij mogelijk een positieve invloed op de stabiliteit hebben, en het optreden van deze bezwijkmechanismen verminderen en/of verhinderen. Ook een gording heeft mogelijk invloed, deze verhindert plaatselijk rotatie en zijdelingse verplaatsing (in het vlak). Dit staat nog los van een eventuele verankering. Het verankeren van een damwand, met of zonder gording, heeft ook gevolgen:

In de plank treedt dan zowel een positief als een negatief moment op. Daarnaast leveren niet horizontaal geplaatste ankers ook een normaalkracht in de plank.

### 2.3 Doelstelling en onderzoeksvragen:

Doel van het onderzoek is het beschouwen van de mogelijke extra mechanismen die bij een discontinue wand op kunnen treden. Daarnaast wordt gekeken naar de invloed van discontinuïteit op de sterkte en stijfheid van de damwand.

Hiervoor zijn de volgende deelvragen geformuleerd:

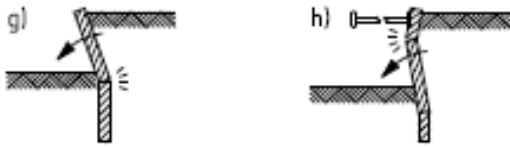
- Wat zijn de sterkte, stijfheid en bezwijkmechanismen van een dubbele AZ-damwandplank indien deze wordt toegepast als:
  - Tussenplank
  - Randplank
- Wat is de invloed van grond op bovengenoemde sterkte, stijfheid en bezwijkmechanismen?

### 2.4 Uitgangspunten

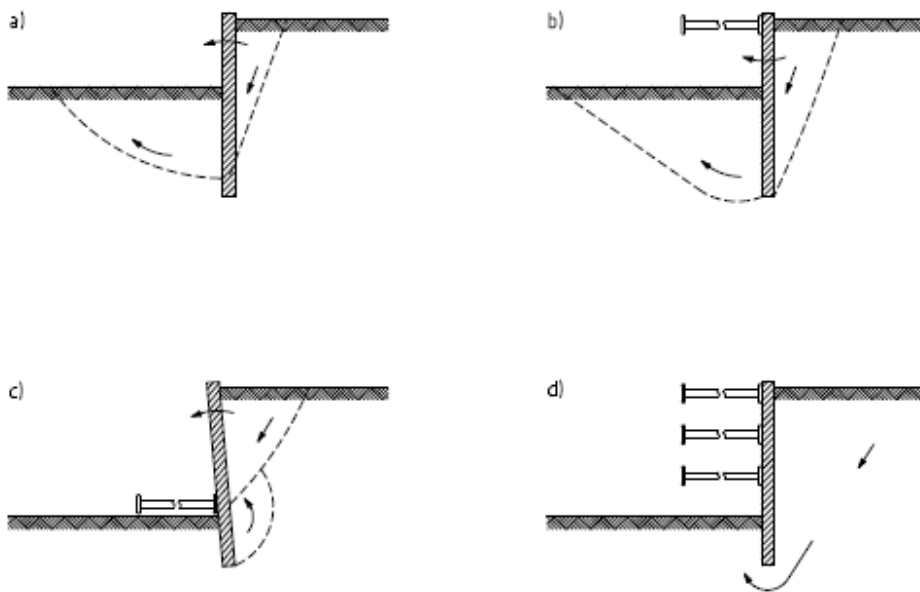
- Het onderzoek richt zich voornamelijk op de vergelijking tussen een continue en een discontinue wand. Hiervoor zal het verschil in sterkte en stijfheid onderzocht worden tussen een plank waarvan aan 2, 0 of 1 (continu, vrijstaand, randplank) zijden zijdelingse verplaatsing verhinderd wordt.
- De sterkte en stijfheid worden bepaald door het simuleren van een 4-puntsbuigproef.
- Er wordt 1 planktype onderzocht: Een AZ12-700 in S355. Dit is, in een continue wand, een klasse 3 profiel. De keuze valt op een Z-plank omdat deze in de praktijk veel worden toegepast. Voor U-planken dient men namelijk rekening te houden met scheve buiging. Tijdens de start van dit onderzoek werd voor de fullscale test een AZ12-700 overwogen, mede daarom is ervoor gekozen juist dit type plank te onderzoeken.
- Er wordt zonder corrosieafname gerekend. Een nieuwe AZ12-700 in S355 valt in klasse 3. Zwaardere planktypes zoals een AZ26 zijn initieel van klasse 2 (of 1 met check rotatiecapaciteit), maar na corrosie verschuiven ze mogelijk naar klasse 3.
- De kern van het onderzoek is het gedrag van het staal. In eerste instantie zal de plank in het “luchtledige” gemodelleerd worden. Zonder steun van grond levert dit vermoedelijk de worstcase-situatie op.
- Aandachtspunt is de snede waar het moment maximaal is. Zonder grote puntlast is de dwarskracht hier nihil, wat als voordeel heeft dat er zo min mogelijk invloedrijke variabelen zijn.
- Op basis van de worstcase-situatie (zonder grond), wordt onderzocht in hoeverre grond een stabiliserende werking heeft.
- Initiële vervormingen zoals kromming en torsie worden beperkt meegenomen. Hiervoor wordt de knikvorm van het perfecte profiel bepaald, waarna deze als imperfectie op het profiel gezet wordt.

## 2.5 Afbakening

Het onderzoek beperkt zich tot de sterkte en stijfheid van het constructieve element (zie mechanismen g en h in Figuur 6). Bezwijken door verplaatsing van het constructieve element (zie mechanismen a,b,c,d in Figuur 7) wordt buiten beschouwing gelaten.



Figuur 6 constructief bezwijken. Bron: NEN-EN-9997-1



Figuur 7 Geotechnisch bezwijken. Bron: NEN-EN-9997-1

Bij de analyse van “het constructieve element”, de damwand, zijn de volgende punten buiten beschouwing gelaten / verwaarloosd:

- Schuifstijfheid van verbindingssloten. Deze wordt als worst-case benadering volledig vrij aangenomen. De planken kunnen dus vrij in- en uitelkaar schuiven. Zie ook Bijlage 9.
- Rotatiestijfheid van geponste verbindingssloten. Ze worden volledig scharnierend aangenomen. Op verzoek van derden is voor de randplank in slappe grond wél gekeken wat de invloed van een volledig momentvast slot is. Zie hiervoor Bijlage 9.
- Installatie-effecten zoals uitheien, waardoor de geometrie verandert met toename van spanning.
- Initiële restspanningen uit het wals proces.
- Verschillen in profieldikte door walsafwijkingen.
- Verschillen in staalkwaliteit.
- Normaalkracht in de wand, veroorzaakt door bijvoorbeeld schuine ankerkrachten en/of negatieve kleef.

## 2.6 Aanpak

Tijdens de oriëntatie op de effecten van discontinuïteiten bij damwand is al vrij snel de conclusie getrokken dat dit met behulp van een Eindige Elementen Methode (EEM) beschouwd dient te worden. Ook was het vermoeden dat het volledig modelleren van de grond onevenredig veel tijd zou kosten, en er naar een simpeler model gezocht moest worden. Daarom is ervoor gekozen om een 4-puntsbuigproef te simuleren, zodat er veel aandacht uit kan gaan naar het modelleren van de damwandplank, en het beschouwen van de daarin optredende effecten.

Gedurende het onderzoek zijn meerdere fases doorlopen, die ieder hun eigen hoofdstuk hebben gekregen.

In de literatuurstudie is onderzocht wat er op dit moment over discontinue damwand bekend is, en hoe men hier mee omgaat. Daarnaast is een inventarisatie gemaakt van de mogelijke bezwijkmodellen die beschouwd moeten worden, en de manier waarop dit in het EEM-pakket Diana gemodelleerd dient te worden.

In de modelleerfase is de exacte uitvoering van de 4-puntsbuigproef bepaald, en is er een versimpelde geometrie voor de damwand voorgesteld. Dit is de basis voor de verdere berekeningen.

De handberekeningen zijn gebruikt om gevoel voor de materie te krijgen. Hier is op verschillende manieren geprobeerd de rotatie van de randplank met de hand te bepalen, en zijn een paar sommen voor de plooiestabiliteit van lijf en flens gemaakt. De resultaten hiervan worden later gebruikt om de staven- en EEM-modellen te verifiëren.

Omdat er nog geen ervaring was met het EEM-pakket Diana, is eerst een 3D-Stavenmodel opgezet in het mij bekende pakket MatrixFrame. Dit voornamelijk om te kijken wat het mogelijke gedrag van een randplank is, en te onderzoeken welke punten mogelijk extra aandacht verdienen bij het modelleren in Diana.

Het EEM Model is waar het eigenlijk om draait. Hier is de versimpelde damwandplank in een krachtgestuurde 4puntsbuigproef gemodelleerd. Het opzetten van het model en het configureren en uitvoeren van alle analyses heeft veel tijd gekost. Deze stappen zijn uitgebreid beschreven in het hoofdstuk EEM-Model, zodat de resultaten begrijp- en verifieerbaar zijn. Met behulp van dit EEM-model zijn meerdere configuraties beschouwd, met verschillende analyse opties:

- Er is gekeken naar verschillende configuraties van enkele en dubbele planken die als tussen-, rand- en/of vrije plank ingezet worden, met de belasting in zowel een “normale” als “reverse” richting.
- De invloed van imperfecties, fysische en geometrische non-lineariteit zijn allen apart beschouwd.
- De invloed van grond is beschouwd door een sterk versimpeld systeem van lineaire veren, met verschillende stijfheden die slap veen t/m vastgepakt zand benaderen.

Tenslotte zijn op basis van het EEM-model, na verificatie, de conclusies en aanbevelingen gebaseerd.

## 2.7 Afkortingen, Termen en Definities

In het vervolg worden de volgende afkortingen en termen gebruikt:

Dubbele plank	Twee enkele planken, die door het in elkaar schuiven van het slot met elkaar verbonden zijn. Dit slot kan al dan niet geponst zijn.
FL	Fysisch Lineair
FNL	Fysisch Niet Lineair
Geponst slot	Het slot dat door de fabrikant verponst is, waardoor dubbele planken verkregen worden.
GL	Geometrisch Lineair
GNL	Geometrisch Niet Lineair
Hoofdtraagheidsassen & Hoofdasen	De assen van een profiel met het hoogste en laagste traagheidsmoment. Deze staan haaks op elkaar.
Klasse	Profielen kunnen volgens Eurocode in verschillende klassen ingedeeld worden. Hiervoor wordt gekeken naar de combinatie van geometrische eigenschappen en optredende spanningen. De klasse-indeling is als volgt.

- klasse 1-doorsneden (plastische doorsneden) zijn doorsneden waarin zich een plastisch scharnier kan vormen waarbij de rotatiecapaciteit voldoende is voor de plastische berekening zonder weerstandsverlies.
- klasse 2-doorsneden (gedrongen doorsneden) zijn doorsneden waar het plastische moment kan worden bereikt doch met beperkte rotatiecapaciteit door lokaal plooiën.
- klasse 3-doorsneden (semigedrongen doorsneden) zijn doorsneden waar het elastisch moment kan worden bereikt, doch lokaal plooiën verhindert de ontwikkeling van het plastische moment.
- klasse 4-doorsneden (slanke doorsneden) zijn doorsneden waar lokaal plooiën zal optreden voor het bereiken van de vloeigrens in één of meer delen van de doorsnede.

Figuur 8 Doorsnedeklassen. Bron NEN-EN-1993-1-1

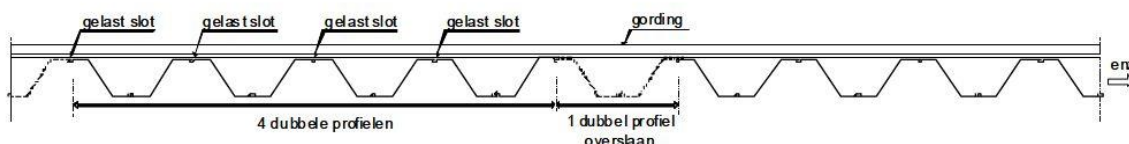
LoadFactor[-]	De verhouding tussen de opgelegde belasting, en de belasting die in elke plank een buigend moment ter grootte van $M_{el}$ veroorzaakt. Dit kan ook gezien worden als: $LoadFactor = \frac{M_{optredend}}{M_{elastisch}}$
$M_{el}$	Elastisch Moment. Bij dit moment treedt er net geen vloeï op in de uiterste vezel. Profielen van klasse 1,2 & 3 kunnen $M_{el}$ bereiken.
$M_{pl}$	Plastisch Moment. Dit is een theoretisch moment waarbij alle vezels de volledige vloeïspanning mobiliseren. Alleen bruikbaar voor profielen van klasse 1 & 2.
Normal Plank	De configuratie waarbij de randplank zodanig t.o.v. de belasting is georiënterd, dat de ongesteunde flens op druk staat. Tegengestelde: Reverse Plank
POVM	Project Overstijgende Verkenning - Macrostabïliteit
Randplank	Een damwandplank die aan 1 zijde steun ondervindt van een tussenplank.
Reverse	De configuratie waarbij de randplank zodanig t.o.v. de belasting is georiënterd, dat de ongesteunde flens op trek staat. Tegengestelde: Normal
SVLC	Sterkte Verhogende Langs Constructie
Tussenplank	Een damwandplank in een continue wand, beide zijden hebben steun.
Vrije plank	Een damwandplank zonder steun van naastgelegen planken.
Werkslot	Het slot van een damwandplank dat op het werk in een andere plank geschoven wordt. Een dubbele plank heeft aan beide zijden een werkslot, en in het midden een geponst slot.

### 3 Literatuurstudie

In het vorige hoofdstuk is benoemd dat in de praktijk al discontinue damwand wordt toegepast, maar dat er mogelijk nog onvoldoende over bekend is. Daarom wordt in dit hoofdstuk onderzocht op welke wijze discontinue damwand wordt toegepast, en hoe men daar nu mee omgaat. Verder wordt onderzocht op welke wijze anderen damwand modelleren in FEM-pakketten, en wat de aandachtspunten hierbij zijn. Ten slotte wordt beschouwd welke mogelijke bezwijkmechanismen er op kunnen treden, en of het noodzakelijk is om die in het kader van dit onderzoek verder te beschouwen.

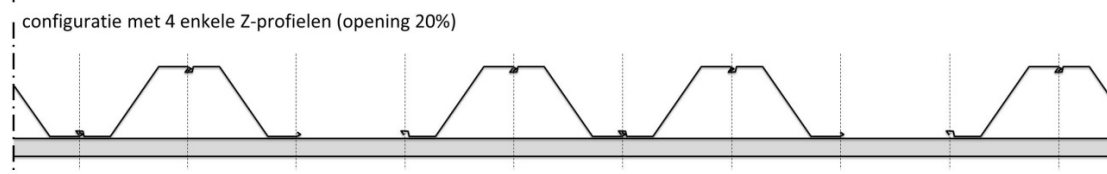
#### 3.1 Gangbare damwandconfiguraties bij toepassing als SVLC.

Bij de dijkversterking van het traject Kinderdijk-Schoonhovenseveer (KIS) is onderzoek gedaan naar de eisen aan damwand bij gebruik als SVLC. In verband met de geohydrologie lijkt het noodzakelijk dat de SVLC discontinu is. (Deltares, 2013) Een openingspercentage van circa 20% lijkt afdoende. Een geschikte configuratie is om 4 dubbele planken te plaatsen, en dan 1 dubbele plank over te slaan.



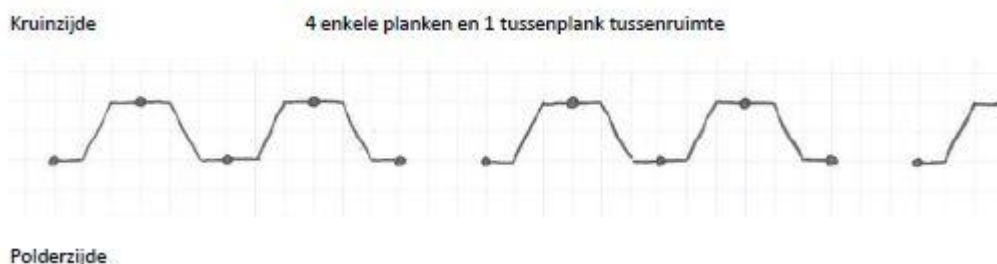
Figuur 9 voorbeeldconfiguratie (Deltares, 2013)

Bij de dijkversterking Hagestijn-Opheusden (HOp) is van een iets andere configuratie gebruikgemaakt. Hier zijn steeds 2 dubbele planken gezet, waarna 1 enkele plank werd overgeslagen (combinatie dijkverbetering HOp, 2015). Voor deze configuratie heeft Concretio (2015) een berekening gemaakt. Uitgangspunt hier is dat de damwand verankerd wordt, inclusief plaatsing van een gording. De gording bevindt zich aan de kant van de werksloten, en wordt dusdanig bevestigd dat vervorming van het damwandprofiel (rotatie/kip) aan de bovenzijde verhinderd wordt.



Figuur 10 Configuratie HOp (HOp, 2015)

Bij (combinatie dijkverbetering HOp, 2015) is ook een onverankerde damwand beschouwd. Hier wordt geen gording toegepast, omdat de aanname is dat elke plank zijn eigen capaciteit heeft, en er geen herverdeling bij ankeruitval hoeft plaats te vinden.



Figuur 11 Onverankerde configuratie (HOp, 2015)

In de ontwerprijtlijn (Deltares, 2016) wordt nog melding gemaakt dat het toepassen van discontinuïteiten alleen wordt aangeraden in kleidijken, aangezien bij zanddijken de kans op uitspoeling aanwezig is.

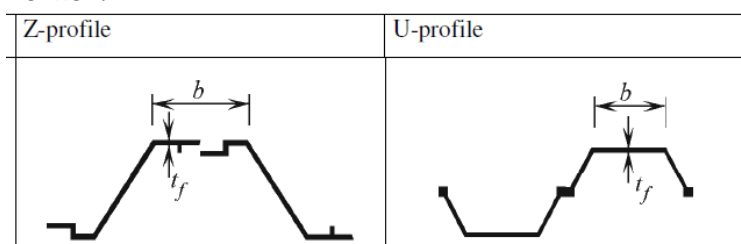


### 3.2 Huidige omgang met plasticiteit in continue stalen damwand.

Voor de dijkversterking van KIS was het niet toegestaan om rekening te houden met plasticiteit in de constructie. Deze eis is overgenomen in de leidraad (Deltares, 2013). In de ontwerp Leidraad voor SVLC (Deltares, 2016) is vermeld dat op basis van Eurocode met plasticiteit gerekend mag worden, maar dat dit bij waterkeringen niet de praktijk is. Hier wordt ook gemeld dat er binnen de POVM verder onderzoek naar gedaan wordt. De ontwerprichtlijn (Deltares, 2016) staat geen plastische vloeitoe toe, er mag enkel met  $W_{el}$  gerekend worden: *“Het is nog niet acceptabel om rekening te houden met plastische vloeitoe ( $W_{plastisch}$ ) in de constructie, zodat in de toetsing van de constructieonderdelen uitsluitend rekening met de elastische capaciteit ( $W_{elastisch}$ ) van de stalen onderdelen kan worden gehouden.”* Dit lijkt voor zowel de continue als de discontinue wand te gelden.

In de CUR166 (SBR) is het toegestaan om te rekenen met een plastisch scharnier, indien het profiel voldoet aan de criteria voor doorsnedeklasse 1 of 2. Hiervoor wordt verwezen naar NEN-EN-1993-5 en het onderzoek van (D.A.Kort, 2002).

De algemene tendens is om, conform NEN-EN-1993-5, slechts op basis van de  $b/t_f$  verhouding (Figuur 12) te controleren in welke klasse een profiel valt. Op basis van deze klasse wordt dan bepaald hoeveel plastische capaciteit in rekening gebracht kan worden. Hierbij wordt niet expliciet rekening gehouden met de invloed van discontinuïteiten: Volgens NEN-EN-1993-1-1 gelden namelijk voor inwendige elementen andere grensverhoudingen dan voor uitkragende flenzen.



Figuur 12  $b$  en  $t_f$  conform NEN-EN-1993-5-Damwand

Daarnaast geeft NEN-EN-1993-1-1 art 5.4.1:

*“(3) De plastische algemene berekeningsmethode mag uitsluitend zijn gebruikt wanneer de constructie voldoende rotatiecapaciteit [...] bezit. Wanneer een plastisch scharnier optreedt in een element behoren de staafdoorsneden ofwel dubbelsymmetrisch ofwel enkel-symmetrisch te zijn, waarbij het symmetrievlak dan hetzelfde behoort te zijn als het rotatievlak van het plastische scharnier en [...]”*

Een randplank is niet dubbelsymmetrisch. Het is onduidelijk in hoeverre een (scharnierend) slot als een symmetrievlak gezien mag worden. Op basis hiervan mag mogelijk geen gebruik gemaakt worden van de “plastische algemene berekeningsmethode”, en wordt verwezen naar een EEM-analyse i.c.m. NEN-EN-1993-1-5 constructieve plaatvelden.

De geest van dit artikel lijkt te stellen dat de “plastische algemene berekeningsmethode” alleen mag worden toegestaan als de belasting en daaruit voortvloeiende buiging geen torsie en/of verwringing veroorzaakt. Hieruit volgt dat voor discontinue damwand mogelijk een meer diepgaande analyse nodig is dan voor een continue wand.

In de uitgangspuntennota van de dijkverbetering HOp, is voor het veldmoment van de verankerde schermen wél lokale plasticiteit toegestaan. De aanname is hier dat een dubbele Z-plank symmetrisch is, waardoor geen scheve buiging optreedt. Hierdoor lijkt het dat er herverdeling mogelijk is, op voorwaarde dat de profielen na corrosie nog aan klasse 1 of 2 voldoen. Het inklemmingsmoment dient op het elastisch weerstandsmoment getoetst te worden.

### 3.3 Huidige omgang met corrosie

Bij het ontwerp dient men rekening te houden met dikteafname door corrosie (CUR166), (Deltares, 2016), (NEN-EN-1993-5). Deze dikteafname heeft invloed op de b/tf verhouding, en dus de doorsnedekwalificatie.

### 3.4 De invloed van discontinuïteiten.

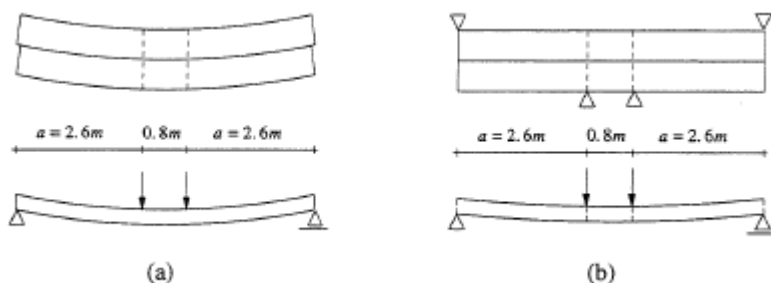
Voor combiwanden is het nodige geschreven over de toepassing van (dubbelsymmetrische) buispalen of H-profielen, maar over een vrijstaande damwandplank is weinig informatie te vinden.

Voor wat betreft de belasting uit gronddruk, gaat (Deltares, 2013) ervanuit dat deze gelijkmatig over planken verdeeld wordt. Bij een wand die 20% open is, wordt op de overgebleven planken de belasting met een factor 1,25 vermenigvuldigd.

Bij het ontwerp van (combinatie dijkverbetering HOP, 2015) is de mogelijkheid van ongelijkmatige gronddruk wel benoemd. Hier is de aanname dat de randplank iets verder vervormt, en door boogwerking de kracht alsnog over alle planken wordt verdeeld. Aanname is dat lokaal bezwijken van een randplank geen aanleiding geeft tot globaal bezwijken.

Als voor een (enkele-)randplank wordt aangenomen dat het (normaliter) geponste slot als scharnier fungeert, dan kan deze enkele plank roteren. Het systeem lijkt dan op een dubbele-U-plank, die onderhevig is aan scheve (oblique)buiging. (Aukema & Joling, 1997) Hebben bij hun onderzoek gebruik gemaakt van de tests die in 1996 door CRIF in Liège zijn uitgevoerd. Hier zijn buigproeven uitgevoerd op sets van 2 dubbele- U-planken, waarbij horizontale verplaatsing niet-, deels- of volledig verhinderd werd. Als horizontale verplaatsing verhinderd

wordt, dan kan er gerekend worden met

$$\frac{M_y}{M_z} = \frac{I_{yz}}{I_{zz}}$$


Figuur 13 Geometrie 4-puntsbuigproef (Aukema & Joling, 1997)

4-point bending test		Analytical Solution	Numerical 0.2m Mesh	Numerical 0.5m Mesh
$F_z = 120\text{kN}$				
Unrestrained	$w_y$	1.432 cm	1.428 cm	1.610 cm
	$w_z$	7.285 cm	7.322 cm	7.540 cm
Restrained	$F_y$	309.5 kN	282.4 kN	281.7 kN
	$w_z$	3.592 cm	3.963 cm	3.76 cm

Figuur 14 Resultaten buigproeven CRIF, bron: (Aukema & Joling, 1997)

Ondanks een uitgebreide zoektocht zijn de kracht-verplaatsingsdiagrammen van deze proeven helaas niet terug te vinden.

In het constructiememo voor HOp (Concretio, 2015) is gerekend aan een AZ26 randplank. Hier vindt Concretio, op basis van scheve buiging en krachterevenwicht, dat de randplank tussen de 0 en 5° draait, waarbij de hoogte toeneemt. Gevolg is een iets hoger traagheidsmoment, en iets lager weerstandsmoment. Als torsie ook wordt meegenomen, wordt de conclusie getrokken dat de staalspanning met circa 8% toeneemt t.o.v. een continue wand. Uitgangspunt is wel dat de plank verankerd wordt met ankers & gording, die bovenin de vervorming van het profiel tegengaat. Daarnaast staat de ongesteunde flens op trek, waardoor kip buiten beschouwing gelaten kan worden.

In de ontwerprichtlijn (Deltares, 2016) wordt de conclusie van Concretio overgenomen. Hier wordt ook de kanttekening geplaatst dat bij een onverankerde discontinue wand de verdraaiing van de randplank groter kan zijn, waardoor een grotere reductie nodig is. Deze wordt verder niet gespecificeerd.

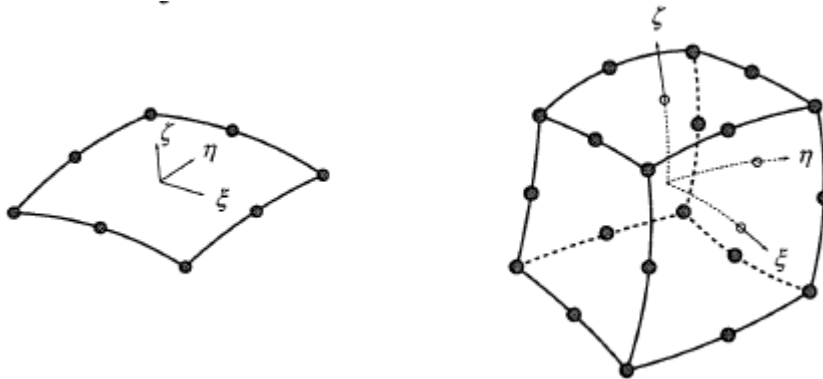
### 3.5 Eerdere FEM Analyses van damwandplanken.

Er zijn al meerdere FEM-studies naar het gedrag van damwand geweest. De meeste concentreren zich op het gedrag van de grond, maar enkelen hebben ook uitgebreid het model van de plank zelf beschreven:

#### 3.5.1 Aukema en Joling (Afstudeerproject TU Delft)

(Aukema & Joling, 1997) Hebben uitgebreid beschreven hoe zij een Diana model hebben opgezet, voor de analyse van scheve buiging van een dubbele U-plank.

De plank is opgebouwd uit 8-node Mindlin shell elementen, waardoor de grond uit 20-node volume-elementen opgebouwd moest worden.

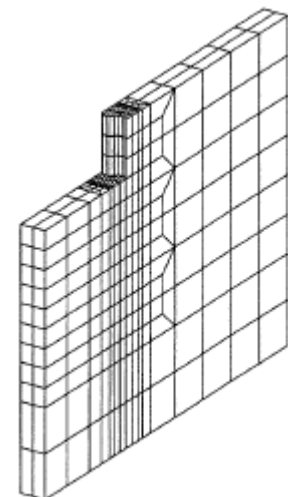


Figuur 15 Curved Shell & Volume element (Aukema & Joling 1997)

Bij gebrek aan ervaring is er geen gebruik gemaakt van interface-elementen als scheiding tussen plank en grond, maar zijn er tyings ingevoerd. Gevolg is dat grond niet rondom het hoekje kan, en de grond alleen axiaal langs de plank kan verschuiven.

Aandacht moet besteed worden aan het modelleren van het dwarsprofiel van de planken. Een versimpeling van de geometrie van bijvoorbeeld de sloten heeft invloed op meerdere grootheden zoals het oppervlak, en de (torsie-)traagheidsmomenten om meerdere assen. Het is te verwachten dat het niet mogelijk is om alle grootheden te laten kloppen bij een versimpeling, streven is om de belangrijkste zo goed mogelijk te benaderen.

Na het simuleren van de 4punts-buigproeven is er ook gekeken naar een stuk onverankerde damwand. Om de invloed van de grond op de plank te beschouwen is gebruik gemaakt van het model van v.Eekelen, omdat dit het Mohr-Coulomb criterium goed beschrijft. Er wordt gedraineerd gerekend, dus voor de korrelspanningen wordt gebruik gemaakt van submerged unit weight. De waterdruk wordt als losse belasting toegevoegd.



Figuur 16 Damwand in grond (Aukema & Joling 1997)

3.5.2 Darchis Fabien, (MSeng thesis McGill University Canada)

Recenter heeft (Fabien, 2005) een uitgebreide studie gedaan naar het gedrag van composiet damwandplanken. Fabien heeft hiervoor 4-puntsbuigproeven uitgevoerd, en ze gesimuleerd in abaqus.

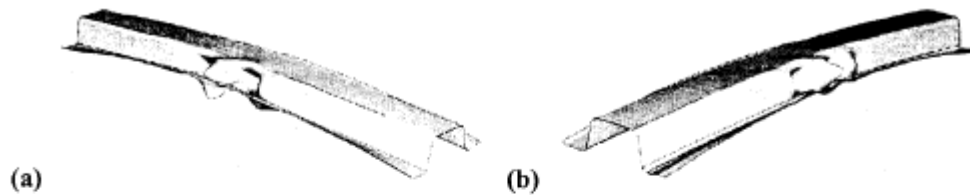


Figure 6.13 First two buckling mode shapes of the connected shell-connection model

(a) Right: First mode on pin side (b) Left: Second mode on eye side

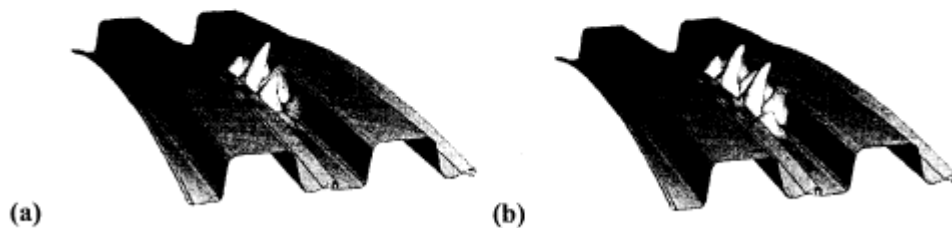


Figure 6.14 First two buckling mode shapes of the connected 3D-connection model

(a) Right: First mode on pin side (b) Left: Second mode on pin side

Figuur 17 FEM modellen composiet damwandplanken (Fabien, 2005)

Het mooie is dat hij zowel een enkele plank (wat vergelijkbaar is met een dubbele AZ-plank), als een dubbele plank (vgl. 2\* dubbele AZ) heeft beschouwd. Daarnaast is de simulatie ook voor beide belastingrichtingen uitgevoerd.

(Fabien, 2005) Heeft voor het FEM model gebruik gemaakt van plaat-elementen, waarbij hij ook een vergelijking heeft gemaakt tussen een nauwkeurige modellering van het slot, en het gebruik van een simpele plaat met dezelfde dwarsdoorsnede als het slot. Het verschil in belasting waarbij plooi voor het eerst optrad bleek klein, maar de besparing in rekentijd was een factor 70 bij de dubbele plank.

De randvoorwaarden zijn aangepast aan de situatie zoals die zich bij de praktijkproef voordeed. Bij de proef met de enkele plank waarbij de damwand “open” wil klappen, zijn er randvoorwaarden ingevoerd die zijdelingse verplaatsing van de sloten verhinderd, omdat deze tegen het stalen testframe drukken.

Bij de proef waar de wand “dicht” wil klappen, zijn er geen randvoorwaarden ingevoerd bij de enkele plank.

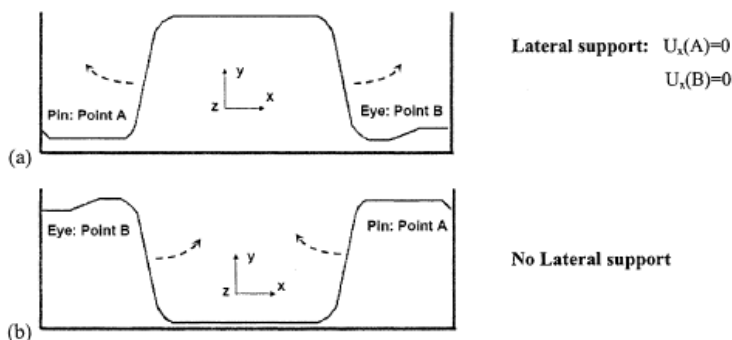
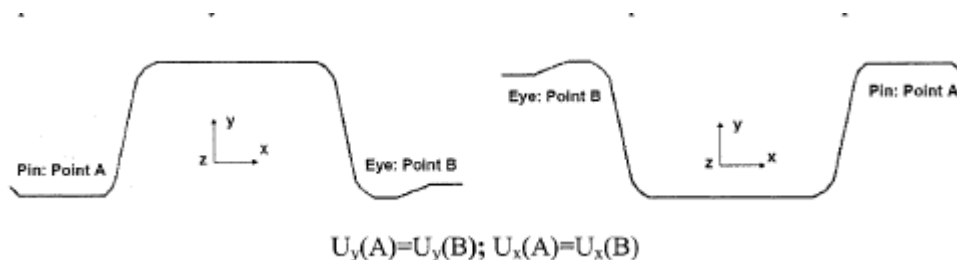


Figure 4.6: Cross section boundary for the (a) standard, (b) reverse single panels

Figuur 18 Randvoorwaarden opleggingen (Fabien, 2005)

Bij de proef met de dubbele plank, die een continue wand moet simuleren, is de analyse dat alle planken hetzelfde reageren, en dus de translaties (in x en y-richting) van de linkerrand, gelijk dienen te zijn aan de translaties aan de rechterrand.



Figuur 19 Randvoorwaarden voor normale & reverse plank (Fabien, 2005)

Voor het volledige bezwijkgedrag heeft (Fabien, 2005) de berekening opgesplitst in meerdere stappen. In stap 1 is het Geometrisch non-lineaire gedrag tot aan plooi onderzocht. Bij stap 2 is het vertakkingspunt (bifurcation) bepaald. Vanaf dit punt zijn er ineens meerdere oplossingen mogelijk, omdat de stijfheidsmatrix singulier wordt (determinant=0). In stap 3 wordt m.b.v. een kleine initiële vervorming of belasting een bepaalde ploivorm opgewekt, waarmee vervolgens verder gerekend wordt. De initiële vervorming zorgt voor een lager vertakkingspunt, dus tot aan het vertakkingspunt rekent hij zonder deze initiële vervorming. Een alternatieve methode is stap 4, deze heeft hij echter niet gebruikt.

	Step 1	Step 2	Step 3	Step 4
Prebuckling	Non linear static calculation Last equilibrium calculated	Used as base state	Used as imperfection shape Non linear static calculation with imperfection in initial geometry	Non linear dynamic calculation with perfect geometry
Buckling	Crash at buckling load	Eigenvalue extraction procedure (Buckle) Buckling load Buckling mode	Complete analysis	Complete analysis
Post buckling				

Figuur 20 Stappenplan handleiding Abaqus (Fabien, 2015)

De tabellen met de resultaten van de proeven van (Fabien, 2005) staan hieronder:  
 Voor de normale installatie (werksloten staan op trek):

Profile	Buckling load		Failure load		Failure description
(A) original panel	43 kPa	0%	41 kPa	0%	Transverse compressive failure in the web
Profile	Deflection at 10kPa		Deflection at 40kPa		Deflection at failure
(A) original panel	8.8 mm	0%	44.2 mm	0%	44.2 mm

Figuur 21 Resultaten Fabien normal panels

Voor de “reverse panels” (werksloten staan op druk):

Profile	Buckling load		Failure load		Failure description
(A) original panel	24 kPa	0%	51 kPa	0%	Transverse tensile tearing failure in the web
Profile	Deflection at 10kPa		Deflection at 40kPa		Deflection at failure
(A) original panel	7.1 mm	0%	38.0 mm	0%	52.0 mm

Figuur 22 Resultaten Fabien reverse panels

Wat opvalt, is dat het reverse-panel eerder plooit, maar daarna nog geruime rest- en rotatiecapaciteit heeft. Dit terwijl het normale panel bezwijkt voordat het plooit. Hierbij is het goed om te onthouden dat dit voor composiet damwand is. Composiet kan andere eigenschappen hebben dan staal. Daarnaast zit er in het ontwerp van deze planken geen geponst slot, zoals een dubbele AZ-plank dat wel heeft.

## 3.6 Algemene FEM handleiding / kennis

### 3.6.1 Gegevens enkele voorbeelden:

Om ervaring op te doen met Diana zijn diverse examples en tutorials gevolgd. In deze tutorials worden voor het beschouwen van stabiliteits- en plooi-problemen diverse elementtypen gebruikt. Van een aantal van toepassing zijnde examples worden de belangrijkste kenmerken benoemd:

- Example 20, Buckling of thin plate:
  - Elementtype: CQ4oS
  - Elementnaam: regular curved shell
  - Analyse: Euler linear stabil static.
  
- Example 21, Nonlinear Buckling of Imperfect Beam.
  - Elementtype: CL18B
  - Elementnaam: beam class3 rectangular
  - Analyse: Euler geomet linear nonlin stabil static.  
Hier wordt een massieve vierkante balk van 0,1 \* 0,1 m op druk belast, tot hij uitknikt.
  
- Example 23, Postbuckling of T-Beam
  - Elementtype: Q48SPL
  - Elementnaam: Spline
  - Analyse: Contin Euler linear perturb stabil static
  
- Example 24, Postbuckling of Square Tube
  - Elementtype: CQ4oS
  - Elementnaam: Regular curved shell
  - Analyse: contin Euler Pertur Stabil



### 3.6.2 Omschrijving elementen.

#### 3.6.2.1 CL18B

Het CL18B element is een 3D gekromd “beam” element, van klasse III. De omschrijving volgens (DIANA FEA bv, 2016) is: *“Mindlin beams. For the fully numerically integrated Mindlin beam elements (class-III), the normal strain  $xx$  varies linearly over the cross-section area and the transverse shear strains are forced to be constant.”*

Reken technisch lijkt het efficiënt om met balk-elementen te werken. Maar de aanname dat dwarskrachtvervorming constant is, lijkt bij dunwandige elementen zoals de damwandplank niet van toepassing. De CL18B valt dus af als geschikt element.

#### 3.6.2.2 Q48SPL

De Q48SPL is een “spline” element uit de categorie “Flat shell elements”. Eisen voor gebruik van een spline zijn dat deze vlak is, de dikte moet klein zijn in verhouding tot de breedte, en hij moet rechthoekig zijn. Een andere beperking is dat belastingen alleen op de korte kant ingevoerd kunnen worden. Dat lijkt voor dit onderzoek een beperking, aangezien de krachtswerking 3D is. De Q48SPL valt dus af als geschikt element

#### 3.6.2.3 CQ40S

De CQ40S is van de categorie “curved shell elements”. Dit is het meest uitgebreide element dat nog geen volume-element is. Een curved element kan ook omgaan met geometrisch niet linear gedrag tijdens plooi. Daarom lijkt dit het aangewezen element voor de analyse van de damwand. De handleiding waarschuwt voor het risico van shear locking, en adviseert het gebruik van vierhoekige elementen i.p.v. driehoekige om dit te voorkomen.

De CQ40S is een dergelijk vierhoekig element, met 8 knopen (4 hoeken, 4 midpoints van de zijden), dat aan al deze eisen voldoet.

#### 3.6.2.4 voorkeurselement:

Gebruik CQ40S, mocht rekenkracht een probleem zijn, onderzoek dan of flat shells een oplossing bieden. Ook (Aukema & Joling, 1997)& (D.A.Kort, 2002) hebben bij hun onderzoek naar het gedrag van damwand gebruik gemaakt van de CQ40S. (Fabien, 2005) Gebruikte geen Diana maar Abaqus, het door hem gekozen S4R element is echter ook een “curved shell”.

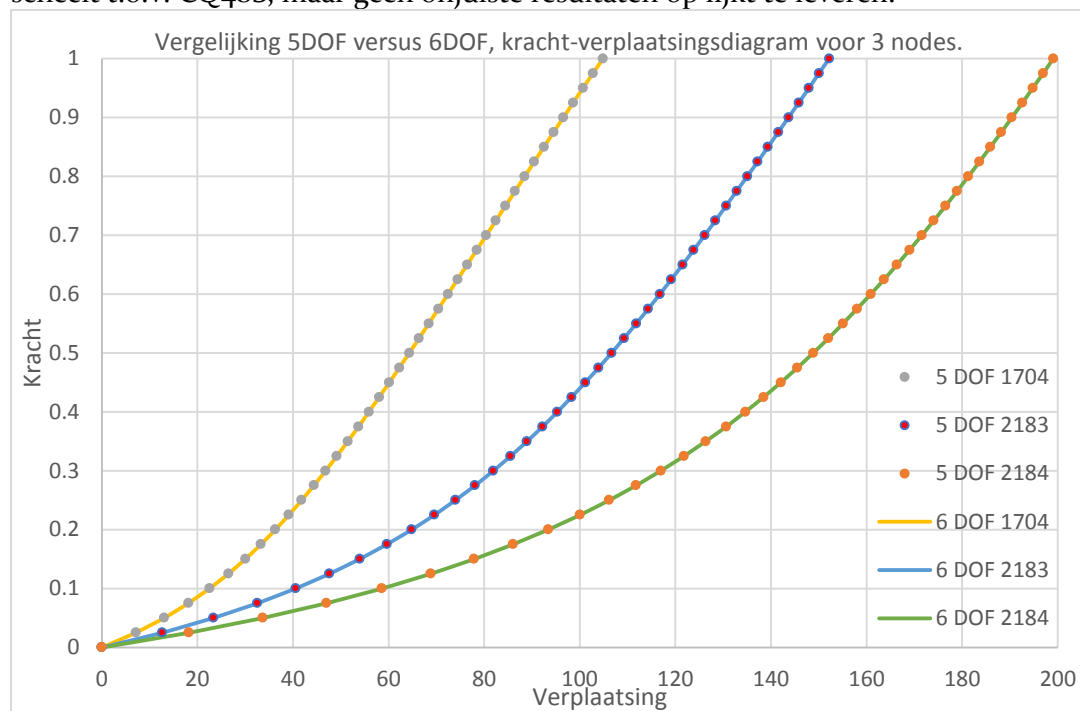
### 3.6.2.5 Verificatie Elementtype

Naar aanleiding van het gesprek bij Diana (10mei2017, zie bijlage 11) is onderzocht of een “regular curved shell” wel het juiste elementtype is.

Een regular curved shell meshed naar CQ4oS elementen, en die hebben 5 DOF (Degrees of freedom). De scherpe hoek tussen flens en lijf kan mogelijk zorgen voor onjuiste resultaten, omdat er een rotatievrijheid te weinig is.

Dit gesprek heeft pas plaatsgevonden nadat de meeste analyses al uitgevoerd zijn.

Daarom is het hele model eenmalig opnieuw gemeshed met een “curved shell with drilling rotation”. Dit levert CQ48S elementen met 6DOF op. Voor deze twee varianten is een GNL-FNL analyse uitgevoerd op een Randplank, en zijn de resultaten vergeleken. Deze komen overeen. Op basis daarvan lijkt de keuze voor een CQ4oS de juiste, aangezien dit wel rekentijd scheelt t.o.v. CQ48S, maar geen onjuiste resultaten op lijkt te leveren.



Figuur 23 Vergelijking tussen 5DOF en 6DOF element

### 3.7 Oriëntatie Bezwijkmechanismen

Voor een discontinue wand zijn diverse bezwijkmechanismen denkbaar. Er is voor elk mechanisme onderzocht welke kracht (Moment, dwarskracht, normaalkracht) mogelijk maatgevend is voor het optreden hiervan. Daarnaast wordt beschouwd of er voor dit mechanisme een verschil is tussen een continue en een discontinue wand.

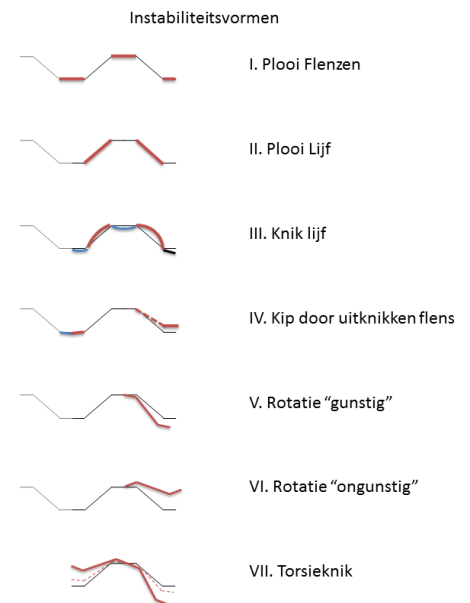
#### 3.7.1 Plooi Flenzen

Plooi is het uitknikken van een plaat die in het vlak op druk staat. Een normaalkracht in de flenzen ontstaat door buigend moment, of bijvoorbeeld een verticale component uit ankerkrachten. De betreffende normaalkracht is voor continue en discontinue wanden identiek.

Bij de continue wand is zijdelingse verplaatsing van de flens verhinderd, waardoor na het optreden van plooi mogelijk nog rest-/rotatiecapaciteit overblijft. Bij de discontinue is deze capaciteit niet/minder aanwezig.

Uitgangspunt is dat de belasting op de wand continu is, dus als één flens bezwijkt, bezwijken ze allemaal. Er is dus geen steun haaks op het vlak van naastgelegen flenzen. Indien het geponste slot een rotatiestijfheid heeft, kan dit mogelijk nog wel een invloed hebben.

Plooi van de flenzen is dus een fenomeen dat nader beschouwd moet worden.



Figuur 24 bezwijkmechanismen

#### 3.7.2 Plooi Lijf

Het lijf ondergaat 2 grote spanningen: De schuifspanning uit dwarskracht & normaalspanningen uit het moment.

De normaalspanning uit het moment (trek aan de ene zijde, en druk aan de andere) is voor de discontinue wand identiek aan de continue. In beide gevallen wordt het lijf zijdelings gesteund door de flenzen, dus hier wordt geen verschil verwacht.

#### 3.7.3 Uitknikken lijf.

Ter plaatse van een krachtsinleiding/dwarskracht wordt het lijf samengedrukt. Hierdoor ondergaat het lijf ook grote normaalspanningen in de dwarsrichting. Bij een continue wand is zijdelingse verplaatsing van de flenzen verhinderd, waardoor de rand van het lijf ook plaatsvast is. Het knikprobleem van het lijf is dus "geschoord". Bij een randplank is zijdelingse verplaatsing niet verhinderd, en dus "ongeschoord", dat is nadelig voor de stabiliteit. Hier zal dus naar gekeken moeten worden.

#### 3.7.4 Kip van het profiel door uitknikken Flens

Een flens die door een buigend moment in de plank op druk staat, kan naast plooiën ook uitknikken in zijn "sterke" richting. Hierdoor kipt het volledige profiel. Omdat de aanname is dat alle identieke flenzen tegelijk uitknikken, zullen ze geen steun aan elkaar hebben. Hier wordt geen verschil tussen continu en discontinu verwacht.

### 3.7.5 Rotatie Gunstig & ongunstig

Bij een continue wand kan de gehele damwand als een dubbelsymmetrisch profiel beschouwd worden dat in de richting van een hoofd-traagheidsas belast wordt. Dat betekent dat er geen rotaties en/of scheve buiging verwacht worden.

Bij een discontinue wand, is de randplank echter niet langer dubbelsymmetrisch. Daarnaast is de richting van de hoofdtraagheidsas niet meer gelijk aan die van de volledige wand & de belasting.

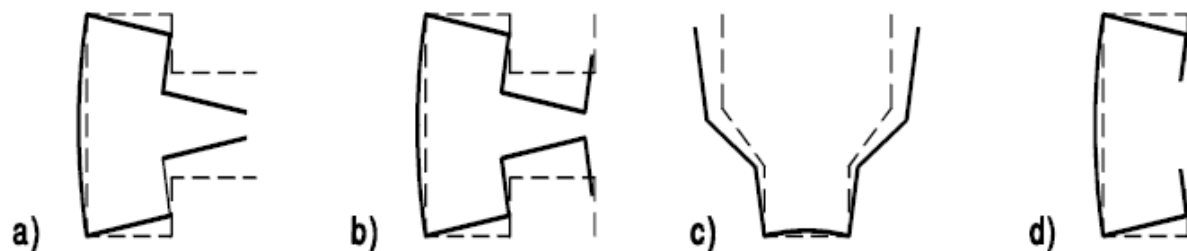
Er treedt dus scheve buiging op: de belasting dient ontbonden te worden in de richting van de hoofdtraagheidsassen, en de plank zal in beide richtingen willen buigen. In één richting wordt deze buiging echter verhinderd door de naastgelegen plank. Dit levert een lijnlast op in het slot, waarvan de kracht niet door het dwarskrachtencentrum gaat. De plank zal dus roteren.

Aangezien de plank boven mogelijk aan een gording zit, en onder mogelijk in een sterke zandlaag, zal de rotatie daar verhinderd worden. Er zit dus een torsie-kracht in de plank. Zie ook (Concretio, 2015) & (combinatie dijkverbetering HOP, 2015).

Deze rotatie zal dus verder beschouwd moeten worden.

### 3.7.6 Torsieknik ('distortional buckling')

Torsieknik treedt mogelijk op bij dunwandige open doorsnedes die op druk staan. Voor dit onderzoek ligt de focus op de invloed die discontinuïteiten hebben op het opneembaar buigend moment, dus torsieknik wordt verder niet beschouwd.



Figuur 25 Distortional buckling (NEN-EN-1993-1-3)

### 3.8 Conclusie & Samenvatting literatuurstudie

Op dit moment lijkt het gangbaar om bij het toepassen van een SVLC in een grondrijk deze discontinu te maken. Bijvoorbeeld in een configuratie waarin steeds 2 dubbele planken gezet worden, en er 1 enkele plank wordt overgeslagen.

Er is op dit moment weinig bekend over de gevolgen van deze discontinuïteit. De voorhanden zijnde richtlijnen en recente projectdocumenten zijn bijna allen gebaseerd op een beschouwing van Concretio. Er lijkt nog weinig fundamenteel onderzoek voorhanden dat specifiek op discontinue damwand ingaat.

Er is wel uitgebreid onderzoek gedaan naar continue damwand, zowel doormiddel van praktijkproeven als met EEM-simulaties. Bij de bestaande praktijkproeven zoals de 4-puntsbuigproef wordt echter onvoldoende rekening gehouden met de specifieke randvoorwaarden die bij discontinue wanden gelden. Zo is het bij de 4pbp toegestaan om ter plaatse van oplegging en krachtsinleiding schotten in te lassen, die vervorming en/of rotatie tegengaan.

De EEM-modellen van verschillende onderzoeken naar continue damwand laten zien dat het gebruik van rechthoekige curved-shell-elementen een bruikbare versimpeling van de werkelijkheid is. Daarnaast blijkt het mogelijk om op basis van een (Eulerse)stabiliteitsanalyse een plooi/knikvorm te genereren. Indien deze als imperfectie op de geometrie gezet wordt, kan de non-lineariteit van de damwand goed benaderd worden.

De volgende bezwijkmechanismen zijn geïnventariseerd, met hun mogelijke oorzaken. Bij elke vorm is bepaald of het interessant is om deze te beschouwen in het kader van dit onderzoek.

	Instabiliteitsvormen	Oorzaken			Verskil continu / discontinu	Beschouwen
		M	V	N		
	I Plooi Flenzen	sterk	geen	matig	Zijdelings verplaatsing flens verhinderd	Ja
	II Plooi Lijf	matig	sterk	matig	geen	Nee
	III Knik Lijf	geen	sterk	geen	"geschoord" vs "ongeschoord"	Ja
	IV Kip door uitknikken Flens	sterk	geen	matig	geen	Nee
	V Rotatie "gunstig"	n.t.b.	n.t.b.	geen	Rotatie verhinderd door volgende plank	Ja
	VI Rotatie "ongunstig"	n.t.b.	n.t.b.	geen	Rotatie verhinderd door volgende plank	Ja
	VII Torsieknik	geen?	geen	sterk	Rotatie verhinderd door volgende plank	Nee

Figuur 26 Inventarisatie bezwijkmechanismen, uitgaande van een al dan niet verankerde damwand, met een relatief lage verticale belasting.

**Insteek van het onderzoek wordt dus om m.b.v. Diana en handberekeningen te controleren of mechanismen I, III, V en VI optreden, en zo ja wat de invloed hiervan is op het kracht-verplaatsingsdiagram van de continue en discontinue wand.**

## 4 Modelling

Tijdens de literatuurstudie is gebleken dat er mogelijk nieuwe bezwijkvormen optreden bij de toepassing van discontinue damwand. Het is dus noodzakelijk hier verder onderzoek naar te doen. Er zijn vele facetten die beschouwd kunnen worden, maar in de afbakening en de uitgangspunten is al benoemd dat dit onderzoek zich vooral op het gedrag van het staal zal richten, en de bijdrage van grond slechts sterk versimpeld zal beschouwen. In dit hoofdstuk wordt uitgelegd welk model er gebruikt wordt.

### 4.1 Virtuele proefopstelling

Tijdens het opzetten van het model was het doel om een model te construeren met een zo beperkt mogelijke omvang i.v.m. reken capaciteit, dat toch realistische resultaten oplevert. Een veelgebruikte praktijkproef is de zogenaamde 4-puntsbuigproef (4pbp). Voordeel van deze proef is dat er tussen 2 puntlasten een stuk ligger gecreëerd wordt met een constant moment, waar geen dwarskracht in zit. Buiten de puntlasten zit wel dwarskracht, maar neemt het moment snel af.

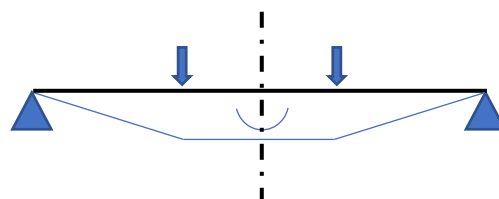
In de praktijksituatie met dikke slappe lagen, is er ter plaatse van het maximale veldmoment amper dwarskracht aanwezig, dus de 4pbp is in zoverre een realistische benadering. Door een relatief lang veld te modelleren, kan de dwarskracht relatief klein blijven bij het maatgevende moment. De gekozen lengte van 12 meter komt ook redelijk overeen met in de praktijk te verwachten planklengtes.

Grove schatting spanningen:

- AZ12-700 S355
- 4punts-buigproef
- totale lengte 12,0 m (3 velden van 4,0 m),
- $F = \text{circa } 70 \text{ kN} / \text{plank}$

$$M = \frac{1}{3} Fl = \frac{1}{3} * 70 * 12 = 280 \text{ kNm}$$

$$\sigma = \frac{M}{W} = \frac{280 * 10^6}{840 * 10^3} = 332 \text{ N} / \text{mm}^2$$



Figuur 27: 4-puntsbuigproef

$$\tau = \frac{V}{A_{lijf}} = \frac{70 * 10^3}{450 * 8.5} = 18 \text{ N} / \text{mm}^2$$

De schuifspanning in het lijf door dwarskracht is hier dus relatief klein, waardoor dit model bruikbaar lijkt.

### 4.2 Belastingen & opleggingen

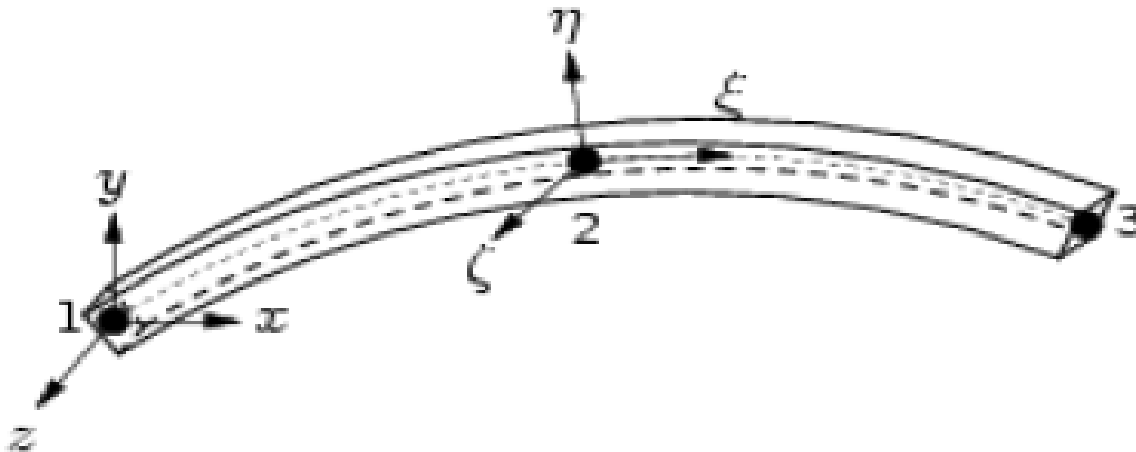
Bij de normering van de 4pbp in NEN-EN-1993-5 is het toegestaan om bij de opleggingen en belastingen gebruik te maken van stalen schotten, die het profiel in de juiste vorm houden. Voor dit onderzoek is juist de vormverandering interessant, waardoor ervoor gekozen is om deze schotten in de modellering weg te laten.

- De belasting wordt geschematiseerd als een lijnlast in een globale richting. Het is interessant om te onderzoeken of de installatierichting significante invloed heeft op sterkte en stijfheid. Hiervoor wordt de belasting ook in omgekeerde richting op de constructie gezet. Voor een vervorminggestuurde analyse kan de opgelegde verplaatsing niet rechtsreeks op de plank gezet worden, aangezien hiermee vormverandering en rotatie van de doorsnede verhinderd wordt. Daarom is gekozen voor een krachtgestuurde belasting.
- De oplegging wordt zo geschematiseerd dat rotatie en zijdelingse verplaatsing verhinderd wordt. Dit omdat de plank onderin vaak ingeklemd is in een stijve zandlaag, en bovenin d.m.v. een gording verplaatsing wordt verhinderd. Op deze wijze zijn de randvoorwaarden aan het begin en einde van de plank ook identiek.

### 4.3 Profileigenschappen

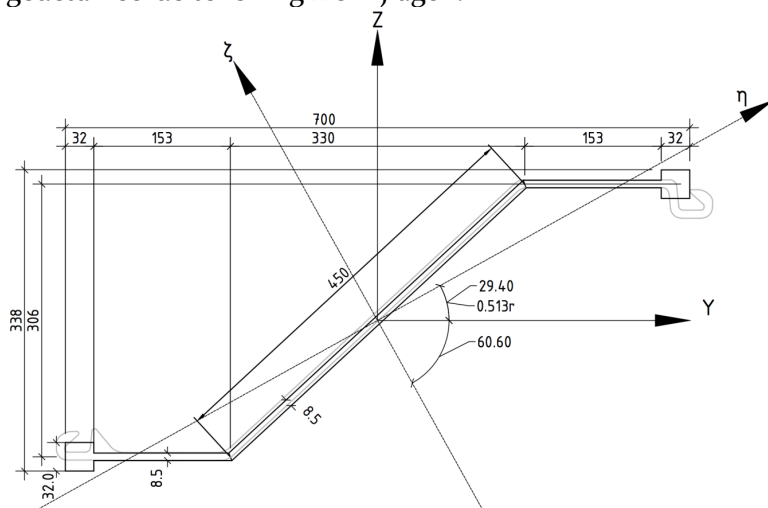
Aan het exacte profiel van een AZ12-700 is het erg lastig rekenen. De afrondstralen tussen flens en lijf, en de asymmetrische complexe geometrie van het slot maken zowel de handberekening als de computermodellen te complex. Daarom wordt dit profiel sterk versimpeld.

In autocad is een dwg van een AZ12-700 geïmporteerd. Hiervan zijn met het commando "MassProp" de traagheidsmomenten bepaald. (zie Bijlage 1) Autocad gebruikt voor deze doorsnede het X-Y assenstelsel. In de rest van het onderzoek zal met het x-y-z assenstelsel gewerkt worden, waarbij x de lengteas is. Daarnaast zijn de lokale assen  $\eta$  en  $\zeta$  geïntroduceerd, dit zijn de hoofdtraagheidsassen van het profiel



Figuur 28 Globale en lokale assen. Bron: collegesheet CIE5148 TU Delft

Bij het versimpelde profiel is het slot een massieve balk van 32\*32mm, zijn alle afrondingen verwijderd, en zijn de boven- en onderflens even lang gemaakt. Hierdoor wordt het hart van het lijf ook het normaalkrachten centrum. Het originele profiel was asymmetrisch, door de vorm van het slot. Voor het assenstelsel is de conventie van Diana overgenomen. Voor een gedetailleerde tekening zie Bijlage 1.



Figuur 29 Eigenschappen profiel en assen

Het versimpelde profiel is gebaseerd op een berekening van de eigenschappen m.b.v. Excel, waarin geprobeerd is alle van belang zijnde parameters zo goed mogelijk te benaderen. Dit is redelijk gelukt. Voor de berekening van de traagheidsmomenten van het versimpelde profiel en de afwijkingen t.o.v. het originele profiel, zie Bijlage 1&2.

#### 4.4 Omgaan met symmetrie.

De gestippelde lijn in Figuur 27 is een symmetrieas, dus de eerste gedachte is dat het model slechts één helft hoeft te bevatten. In verband met plooï- en knikproblemen, die mogelijk juist op de symmetrieas optreden, wordt toch de volledige lengte gemodelleerd.

Het geponste slot is een as waarop een randvoorwaarde gezet kan worden, dus in eerste instantie wordt slechts een enkele plank gemodelleerd. Bij de handberekeningen en het stavenmodel zal blijken dat de randplank met de naastliggende tussenplank samenwerkt. Daarom wordt in een later stadium ook de naastgelegen tussenplank gemodelleerd. Dan wordt dus een volledige dubbele plank beschouwd.



## 5 Handberekeningen

In de voorgaande hoofdstukken is uiteengezet wat er bekend is over discontinue damwand, en welke mogelijke bezwijkmechanismen er optreden. Daarnaast is de schematisering van de 4punts-buigproef en het versimpelde profiel uitgelegd; en de keuze hiervoor verantwoord. Voordat er nu complexe computermodellen worden opgezet, wordt met behulp van handberekeningen een schatting van de mogelijke uitkomsten gegeven. Deze kunnen dan gebruikt worden om de computermodellen te valideren.

In de volgende paragrafen worden de volgende mechanismen beschouwd:

- Rotatie
- Plooi van de flenzen
- Knik/Plooi van het lijf

## 5.1 Rotatie bepalen met handberekeningen.

Er is m.b.v. Maple geprobeerd te bepalen wat de rotatie van de randplank is bij een belasting in de “normale” belastingrichting. Hierbij staat de ongesteunde flens op druk, en draait de plank profiel verlagend.

Als het uitgangspunt is dat de randplank alléén zijdelingse steun van de tussenplank krijgt, dan is er geen oplossing mogelijk waarbij aan alle vervormings- en evenwichtseisen voldaan wordt. Op basis hiervan bestaat het vermoeden dat de randplank en naastgelegen tussenplank samenwerken. Een grove schatting leert dat de rotatie van de randplank niet meer dan 27 graden zal zijn, bij een belasting van  $2 \cdot 70 \text{ kN}$  per plank. Bij deze belasting heeft de tussenplank een buigspanning in de orde van  $341 \text{ N/mm}^2$ , dit is rond het elastisch bezwijkpunt van de tussenplank (in S355), hierbij is schuifspanning nog verwaarloosd.

De handberekeningen m.b.v. Maple vindt u in bijlage 10.

## 5.2 Plooi berekening

Tijdens de inventarisatie van de bezwijkmechanismen is plooi van de flenzen als mogelijk bezwijkmechanisme naar voren gekomen. Daarom is het verstandig om van tevoren te bepalen of plooi kan treden, en zo ja, analytisch een boven- en ondergrens op te stellen voor de belasting waarbij plooi optreedt. Hiermee kan het Diana-model dan gecontroleerd worden.

### 5.2.1 Doorsnedeclassificatie

Op basis van het plooi- en bezwijkgedrag van een doorsnede, kan deze in een bepaalde klasse ingedeeld worden. Men onderscheidt 4 klassen:

- klasse 1-doorsnedes (plastische doorsnedes) zijn doorsnedes waarin zich een plastisch scharnier kan vormen waarbij de rotatiecapaciteit voldoende is voor de plastische berekening zonder weerstandsverlies.
- klasse 2-doorsnedes (gedrongen doorsnedes) zijn doorsnedes waar het plastische moment kan worden bereikt doch met beperkte rotatiecapaciteit door lokaal plooiën.
- klasse 3-doorsnedes (semigedrongen doorsnedes) zijn doorsnedes waar het elastisch moment kan worden bereikt, doch lokaal plooiën verhindert de ontwikkeling van het plastische moment.
- klasse 4-doorsnedes (slanke doorsnedes) zijn doorsnedes waar lokaal plooiën zal optreden voor het bereiken van de vloeigrens in één of meer delen van de doorsnede.

**Figuur 30 Doorsnedeklassen. Bron NEN-EN-1993-1-1**

De indeling in klassen gebeurt op basis van een aantal geometrische eigenschappen van het profiel, de vloeigrens van het gebruikte staal, en de spanningsverdeling over het profiel. Hiervoor staan tabellen in NEN-EN-1993-1-1.

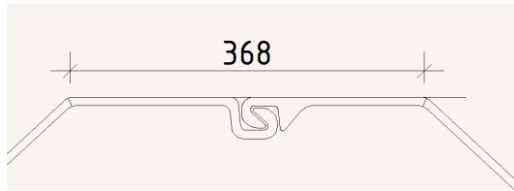
Arcelor vermeldt dat voor een AZ12-700, uitgaande van een continue wand, de volgende doorsnedeklassen gelden:

- S240 GP & S270 GP Klasse 2
- S320GP t/m S460AP Klasse 3

Hieruit kan worden afgeleid dat voor een continue wand met AZ12-700 in S355 plooi geen rol zou moeten spelen, tot aan het bereiken van het elastisch moment  $M_{el}$ .

Omdat er voor discontinue wand geen aparte klasse gegeven is, worden de continue en discontinue wand met elkaar vergeleken volgens NEN-EN-1993-1-1:

Voor de continue wand wordt aangenomen dat de aangesloten flenzen als 1 geheel samenwerken:



Figuur 31 Afmeting AZ12-700

Tabel 5.2 (blad 1 van 3) — Maximale breedte-dikteverhoudingen voor op druk belaste onderdelen

Inwendige op druk belaste onderdelen						
				Buigingsas		
				Buigingsas		
Klasse	Onderdeel belast op buiging	Onderdeel belast op druk	Onderdeel belast op druk en buiging			
Spanningsverdeling in de onderdelen (druk is positief)						
1	$c/t \leq 72\varepsilon$	$c/t \leq 33\varepsilon$	Indien $\alpha > 0,5$ : $c/t \leq \frac{396\varepsilon}{13\alpha - 1}$ Indien $\alpha \leq 0,5$ : $c/t \leq \frac{36\varepsilon}{\alpha}$			
2	$c/t \leq 83\varepsilon$	$c/t \leq 38\varepsilon$	Indien $\alpha > 0,5$ : $c/t \leq \frac{456\varepsilon}{13\alpha - 1}$ Indien $\alpha \leq 0,5$ : $c/t \leq \frac{41,5\varepsilon}{\alpha}$			
Spanningsverdeling in de onderdelen (druk is positief)						
3	$c/t \leq 124\varepsilon$	$c/t \leq 42\varepsilon$	Indien $\psi > -1$ : $c/t \leq \frac{42\varepsilon}{0,67 + 0,33\psi}$ Indien $\psi > -1^{-}$ : $c/t \leq 62\varepsilon(1 - \psi)\sqrt{(-\psi)}$			
$\varepsilon = \sqrt{235/f_y}$	$f_y$	235	275	355	420	460
	$\varepsilon$	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71

Figuur 32 Doorsnedeklasse inwendige elementen. Bron NEN-EN-1993-1-1

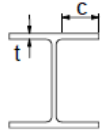
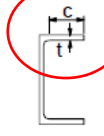
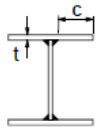
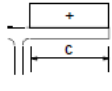
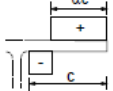
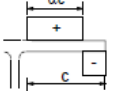
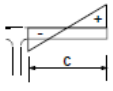
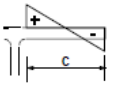
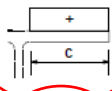
Er wordt gerekend met de breedte van een dubbele flens als intern element a 368mm met dikte 8.5mm:

$$\frac{c}{t} / \varepsilon = \frac{368}{8.5} / \varepsilon = 53.4$$

Hieruit blijkt dat het slot gunstig is voor de plooiweerstand: De grens voor klasse 3 is  $42\varepsilon$ , waardoor dit profiel, zonder slot, met  $53.4\varepsilon$  in klasse 4 valt. Maar volgens de leverancier voldoet de plank toch nog aan klasse 3, ondanks het overschrijden van de slankheid met een factor  $\frac{53.4}{42} = 1.27$ .

Voor een randplank levert de flens de volgende waarde op:

Tabel 5.2 (blad 2 van 3) — Maximale breedte-dikteverhoudingen voor op druk belaste onderdelen

Uitkragende flenzen						
						
Gewalste profielen			Gelaste profielen			
Klasse	Onderdeel belast op druk	Onderdeel belast op druk en buiging				
		Uiterste vezel onder druk		Uiterste vezel onder trek		
Spanningsverdeling in de onderdelen (druk is positief)						
1	$c/t \leq 9\epsilon$	$c/t \leq \frac{9\epsilon}{\alpha}$	$c/t \leq \frac{9\epsilon}{\alpha\sqrt{\alpha}}$			
2	$c/t \leq 10\epsilon$	$c/t \leq \frac{10\epsilon}{\alpha}$	$c/t \leq \frac{10\epsilon}{\alpha\sqrt{\alpha}}$			
Spanningsverdeling in de onderdelen (druk is positief)		$c/t \leq 21\epsilon\sqrt{k_\sigma}$				
3	$c/t \leq 14\epsilon$	Voor $k_\sigma$ zie EN 1993-1-5				
$\epsilon = \sqrt{235/f_y}$	$f_y$	235	275	355	420	460
	$\epsilon$	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71

Figuur 33 Doorsnedeklasse externe elementen. NEN-EN-1993-1-1

$$\frac{c}{t}/\epsilon = \frac{184}{8.5}/\epsilon = 26.7$$

Met  $26.7\epsilon$  valt de flens van een randplank ruim buiten de eis van  $14\epsilon$  uit klasse 3. Stel dat de invloed van het slot wordt meegenomen door dezelfde factor 1.27 op de slankheid toe te passen. Dan is de nieuwe slankheid  $\frac{26.7}{1.27} = 21\epsilon$  en valt deze nog steeds buiten de eis van maximaal  $14\epsilon$ . Daarmee is het aannemelijk dat de ongesteunde flens in klasse 4 valt, en moet deze dus (indien deze op druk staat) op plooi gecontroleerd worden.

### 5.2.2 Plooi flens

Uit de doorsnedeclassificatie volgt dat de flens van een randplank zonder slot in klasse 4 valt, en dus op plooi gecontroleerd moet worden. We beschouwen de flens als plaat, conform NEN-EN-1993-1-5.

De invloed van de verstijving door het slot verwaarlozen we in eerste instantie, want volgens 1993-1-3 art 5.2(5.2a) is de hoogte van het slot te laag, en mag deze niet meegenomen worden tenzij door berekeningen wordt aangetoond dat het wel mag. Hiervoor ontbreekt de expertise. Aanname is dus een flens van 185\*8.5mm.

De volgende varianten worden beschouwd:

- De flens als vrije kolom op Eulerse knik (lengte 4m). Dit is de absolute worst-case benadering.
- De flens als “intern element”. Aan 4 zijden scharnierend ondersteund.
- De flens als “extern element”. Aan 3 zijden scharnierend ondersteund.
- Een dubbele flens als “intern element”. Dit stelt een continue wand voor, en deze berekening dient als referentie.

Voor de laatste 3 varianten wordt zowel de methode “gereduceerde spanning” als “gereduceerde doorsnede” gebruikt. Het is bekend dat er grote verschillen tussen deze twee methoden kunnen optreden (Tjepkema & Maljaars, 2012), als pragmatische aanpak wordt het gemiddelde van deze twee genomen.

Om tot een vergelijk te komen wordt  $M_{el}$  van een continue wand vergeleken met  $M_{buc;flens}$  van de discontinue wand. De volledige berekening vindt u in de bijlage 10, de resultaten staan hieronder kort samengevat:

Opneembaar moment voordat er plooi in de flens optreedt:			
		kNm	t.o.v. $M_{el}$
	$M_{el}$ enkele plank:	298.2	100%
1a	Flens als kolom op knik	0.7	0%
1b	Slot 32x32 als kolom op knik	9.3	3%
2	Flens intern, gered spanning:	1346.2	451%
3	Flens intern, gered doorsn: *	298.2	100%
4	Flens extern, gered spanning:	144.7	49%
5	Flens extern, gered doorsn:	229.3	77%
6	Dubbele flens intern, gered spanning:	336.6	113%
7	Dubbele flens intern, gered doorsn:	241	81%
	*: Mogelijk hoger, maar methode gered. doorsnede gaat niet hoger dan 100%		
	Gemiddelde variant 4&5		63%
	Gemiddelde variant 6&7		97%

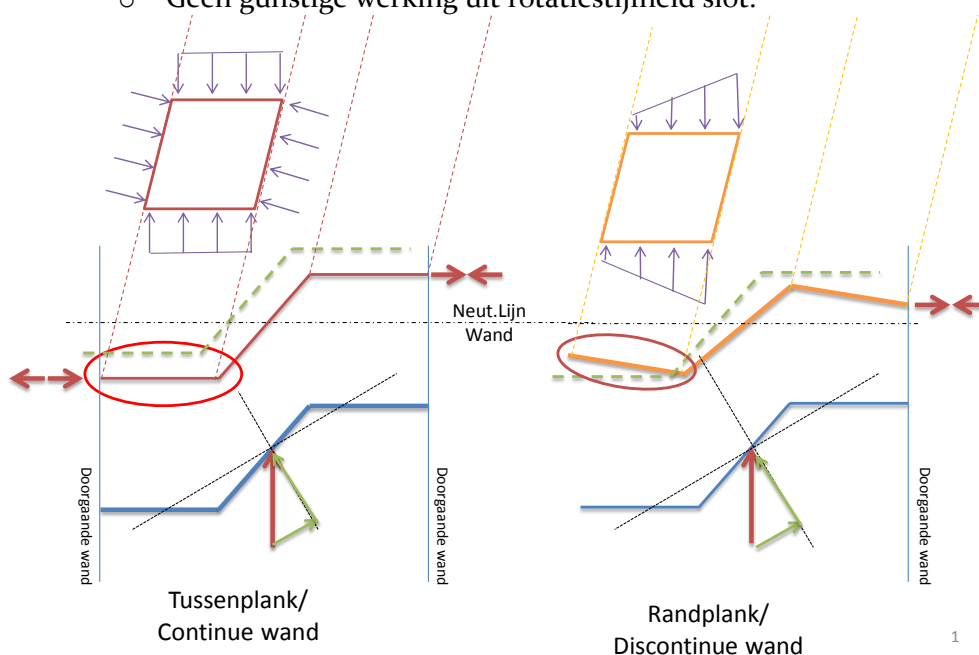
Figuur 34 Resultaten handberekening plooi flens

- Variant 2&3 geven een bovengrens aan. Hier is de flens beschouwd alsof hij aan beide zijden gesteund is.
- Voor variant 4&5 is het gemiddelde 63%: plooi zou dus een significante invloed kunnen hebben, afhankelijk van de gunstige werking van het slot als langsverstijver. Aangeraden wordt dit nader te onderzoeken.
- Variant 6&7 beschouwen een doorgaande wand. Hier is aangenomen dat de flens van 2 aangesloten planken een enkele continue plaat is, zonder slot. Het gemiddelde van variant 6&7 is 97%, wat impliceert dat een continue wand inderdaad geen of amper last van plooi heeft, zeker als de gunstige werking van het slot wordt meegenomen. Dit komt overeen met de door de leverancier opgegeven doorsnedeklasse 3: Wél genoeg capaciteit om tot  $M_{el}$  te komen, maar niet voldoende om  $M_{pl}$  te bereiken.

### Spanningsbeeld ongesteunde flens

Voorgaande plooiberekeningen gaan er van uit dat de drukspanning gelijkmatig over de flens verdeeld is, én dat de spanning alleen in de langsrichting werkt. Vraag is of dat beide reële aannames zijn. In Figuur 35 wordt de spanningsverdeling in de flens geschetst:

- Continue wand (links):
  - Drukspanning door buiging is over de hele breedte constant.
  - De kracht uit de naastgelegen plank zorgt ook voor een drukspanning in de dwarsrichting.
  - Het slot kan eventueel een rotatiever geven, maar pas na grote hoekverdraaiing ( $5^\circ$ ).
  - Het slot levert geen steun in de krachtrichting, want de naastgelegen plank reageert identiek. (aanname)
- Discontinue wand (rechts)
  - Door de rotatie is de afstand tot de neutrale lijn variabel, en de drukspanning niet meer constant. De ongesteunde kant ondervindt een lage drukspanning, en de rand bij het lijf de grootste. Dit levert een gunstige factor op voor de plooiberekening
  - Er is geen kracht uit een randplank, die overdwaars voor drukspanning zorgt. Kracht uit slechts 1 richting is gunstiger voor de plooiberekening.
  - Geen gunstige werking uit rotatiestijfheid slot.



Figuur 35 Schematisering krachtenspel flens

Op basis van Figuur 35 kan mogelijk geconcludeerd worden dat het spanningsbeeld in de flens voor een randplank gunstiger is dan bij een continue wand. Dat houdt in dat de eerder gevonden waarden voor de plooiweerstand van de ongesteunde flens mogelijk aan de conservatieve kant zijn, terwijl die van de continue wand mogelijk te optimistisch zijn.

Uitgangspunt hierbij is wel dat de globale kromming van de plank in beide gevallen hetzelfde is. Bij identieke belasting kan een randplank door rotatie slapper reageren, waardoor de kromming (en de spanning) hoger wordt, wat als gevolg heeft dat er alsnog plooï optreedt.

#### 5.2.3 Plooï lijf

Uit de handberekening blijkt dat er geen plooï/knik in het lijf optreedt voordat  $M_{\text{elastisch}}$  bereikt is. Zie Bijlage 10: Handberekeningen Maple.

#### 5.2.4 Conclusies plooï.

Op basis van de analyses in dit hoofdstuk worden de volgende conclusies getrokken:

- In het traject tot  $M_{\text{elastisch}}$  treedt in het lijf geen plooï/knik op.
- In de ongesteunde gedrukte flens kan plooï/knik optreden vanaf een waarde van ca.  $0.63 M_{\text{el}}$ . Er zijn hierbij echter zowel gunstig werkende (invloed slot en spanningsbeeld) als ongunstig werkende effecten (imperfecties en torsie plank) nog niet beschouwd.

## 6 Stavenmodel

In dit hoofdstuk wordt uitgelegd waarom er een stavenmodel gebruikt is, hoe het model opgebouwd is, en worden ten slotte de resultaten besproken. Deze kunnen dan weer gebruikt worden voor het opzetten van het FEM-Model. De gedetailleerde resultaten van het stavenmodel vindt u in bijlage 3.

### 6.1 Reden voor een stavenmodel

Het probleem van een discontinue damwand is conceptueel lastig te bevatten. Als je het nog niet eerder gezien hebt, is het lastig voor te stellen wat er gebeurt, en waarom. Aangezien er nog geen ervaring is met FEM-pakketten als Diana, is het riskant om gelijk in het diepe te duiken. Het is dan niet duidelijk of het gedrag van het model het werkelijke gedrag omschrijft, of dat er grote model/schematiseringsfouten inzitten. Daarom is in eerste instantie een stavenmodel opgezet in Matrixframe. Tijdens de opleiding is er veel gebruik gemaakt van dit pakket voor simpele 2D modellen. Daarnaast is hierin voor een project een vakwerkboogbrug in 3D doorgerekend.

Het gaat te ver om het gedrag van de damwand volledig in een stavenmodel proberen te vatten, daar is immers FEM-software zoals Diana voor uitgevonden. Maar het is wel een vertrouwde methode om met een paar geometrisch- & fysisch lineaire berekening snel een beeld te krijgen van het (rotatie-)gedrag van de randplank. Dit is goed voor de begripsvorming, en daarnaast kan op basis hiervan het Diana model gevalideerd worden.

### 6.2 Varianten

Uit de handberekening volgt een rotatie van de randplank tussen 0 en 7 graden. Voordat de plank volledig in Diana gemodelleerd wordt, is het inzichtelijk om eerst een 3D-stavenmodel te maken, waarmee deze rotaties inzichtelijk gemaakt kunnen worden. Uit de handberekening volgt ook dat de tussenplank invloed heeft op de randplank, daarom worden modellen van zowel een enkele als een dubbele plank opgezet.

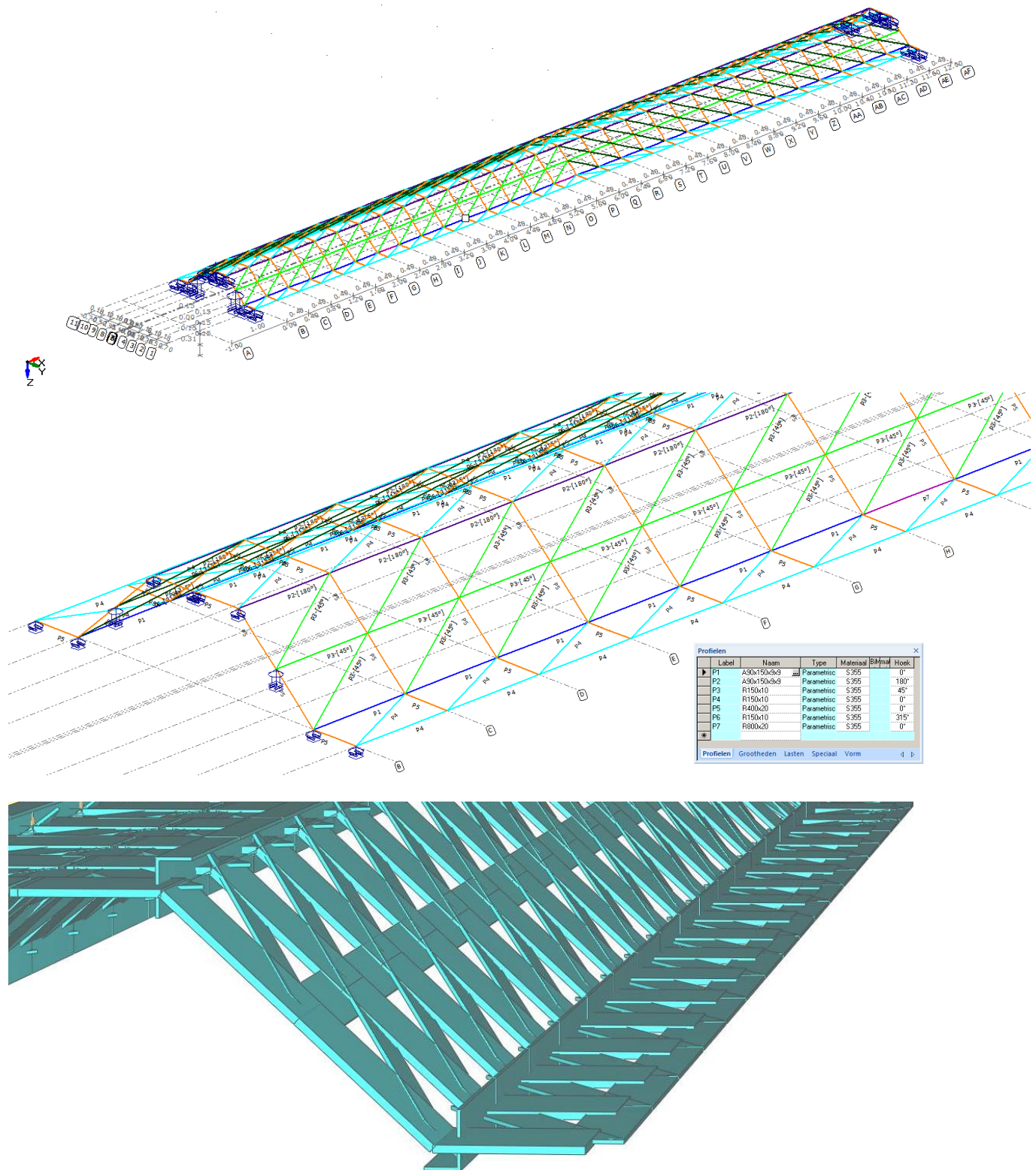
In Matrix worden de volgende stavenmodellen gemaakt:

- Enkele volledig vrije plank
- Enkele randplank, 1 kant zijdelingse verplaatsing verhinderd
- Enkele tussenplank, 2 kanten zijdelingse verplaatsing verhinderd.
- Vrijstaande dubbele plank, scharnierend gekoppeld, randen vrij.
- Randplank, scharnierend aan tussenplank. Van de tussenplank is zijdelingse verplaatsing verhinderd.
- Dubbele tussenplank. Beide kanten zijdelingse verplaatsing verhinderd.



### 6.3 Opbouw plank

Onderstaande figuren geven een impressie van de opbouw van het stavenmodel, op de volgende pagina's wordt de opbouw verantwoord.



Figuur 36 a, b & c. Geometrie Stavenmodel

De plank is opgebouwd uit platte platen voor flens en lijf; en een hoeklijn voor de overgang tussen lijf en flens. Het totale dwarsoppervlak van de staven in de hoofdrichting is:  
 $3 \cdot 150 \cdot 10 + 2 \cdot (150 + 90) \cdot 9 = 8820 \text{ mm}^2 = 88,2 \text{ cm}^2$ . Dat is circa 4% meer dan de  $86,2 \text{ cm}^2$  van het fictieve profiel.

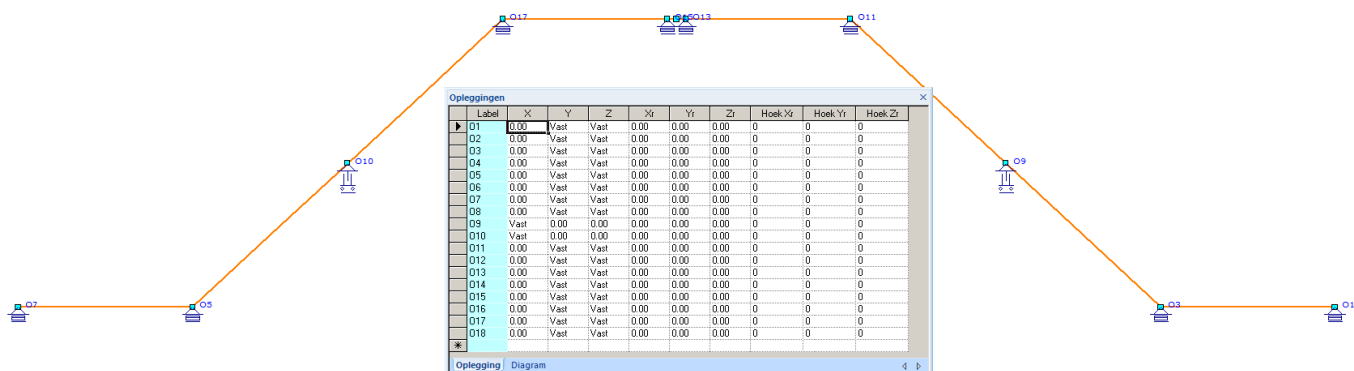
Voor de diagonalen is ook gebruik gemaakt van vlakke staven, met een totaal oppervlak van:  
 $4 \cdot 150 \cdot 10 = 6000 \text{ mm}^2 = 60 \text{ cm}^2$ . De diagonalen zijn fors aangenomen, zo is dwarskrachtvervorming beperkt.

Het dwarsprofiel (de ribben) bestaat uit vlakke staven  $400 \cdot 20$ , hart-op-hart 40cm. Deze zijn dikker dan in werkelijkheid. Dit is om een soort stijve ribben te hebben, die zorgen dat de dwarsdoorsnedes vlak blijven en relatief vormvast zijn. Voor de totale zakking of rotatie heeft dit relatief weinig invloed. Alle staafaansluitingen zijn momentvast genomen, om toch nog enigszins het plaatgedrag te behouden.

In Bijlage 2 worden de eigenschappen van het stavenmodel vertaald naar traagheidsmomenten. Het op basis van oppervlak samengestelde traagheidsmoment  $I_{zz}$  van het stavenmodel is circa 30% hoger dan dat van een echte AZ12-700 plank. Bij vakwerken is dwarskrachtvervorming significant, en daarom wordt het traagheidsmoment vaak met een factor 0,8 gecorrigeerd.  $130\% \cdot 0,8 = 1,04$ . Het stavenmodel benadert de echte plank dus redelijk accuraat v.w.b.  $I_{zz}$ .

Tijdens de proefberekeningen in Maple is gebruikt gemaakt van puntlasten met een grootte van 70kN. Om de resultaten vergelijkbaar te houden is hier dezelfde last ingevoerd. Een enkele plank heeft een "lengte over de kop" of nuttige breedte van 0,70m. Om de puntlast over de breedte van de plank te verdelen is een lijnlast van  $70/0,7 = 100 \text{ kN/m}$  ingevoerd op 4,00 en 8,00m.

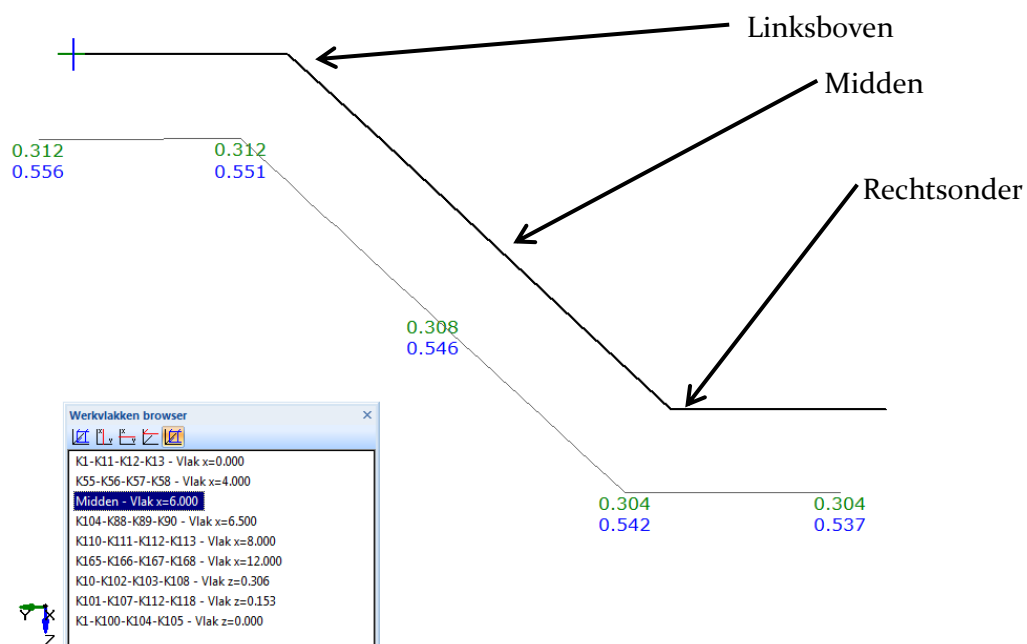
De opleggingen op de plankuiteinden verhinderen de verplaatsing in y- en z-richting. Hiermee wordt rotatie en vervorming op het einde verhinderd. Dit komt overeen met inbedden in sterk zand, of bevestigen aan een gording. In het midden van het lijf is bij een plankuiteinde verplaatsing in x-richting verhinderd.



Figuur 37 Opleggingen stavenmodel

## 6.4 Resultaten stavenmodel

In bijlage 3 vindt u een uitgebreide beschouwing van de resultaten. Deze zijn samengevat in Figuur 39. Zie ook Figuur 38 voor het assenstelsel, en de knopen waarvan de verplaatsingen bepaald zijn. Bij een randplank is de linker bovenflens gesteund.



Figuur 38 Uitvoer stavenmodel: verplaatsingen variant "enkel ongesteund"

Verplaatsing van de knopen van het lijf, in Z-richting bij belasting 70kN(matrix) 72,8kN(hand)						
x=6,0m Midden plank	Zakking			gemiddeld	rotatie	rotatie
	links-boven	midden	rechts-onder			
	(m)	(m)	(m)	(m)	(rad)	(graden)
Enkel ongesteund	0.551	0.546	0.542	<b>0.546</b>	-0.027	<b>-1.6</b>
Enkel randplank	0.108	0.155	0.202	<b>0.155</b>	0.293	<b>16.8</b>
Enkel tussenplank	0.090	0.088	0.088	<b>0.089</b>	-0.006	<b>-0.3</b>
Dubbel ongesteund	0.105	0.152	0.200	<b>0.152</b>	0.296	<b>17.0</b>
Dubbel tussen+rand	0.121	0.169	0.216	<b>0.169</b>	0.296	<b>17.0</b>
Dubbel tussenplanken	0.088	0.087	0.087	<b>0.087</b>	-0.003	<b>-0.2</b>
Enkel tussenplank GL	0.090	0.088	0.088	<b>0.089</b>	-0.006	<b>-0.3</b>
Enkel tussenplank GNL	0.090	0.088	0.088	<b>0.089</b>	-0.006	<b>-0.3</b>
Enkel randplank GL	0.108	0.155	0.202	<b>0.155</b>	0.293	<b>16.8</b>
Enkel randplank GNL	0.105	0.119	0.133	<b>0.119</b>	0.085	<b>4.9</b>
Tussen + randplank GNL	0.102	0.117	0.130	<b>0.116</b>	0.085	<b>4.9</b>
Enkel randplank GNL rev	0.085	0.094	0.104	<b>0.094</b>	0.058	<b>3.3</b>
Tussen + randplank GNL rev	0.090	0.099	0.109	<b>0.099</b>	0.058	<b>3.3</b>
Hand tussenplank				<b>0.154</b>		<b>0.0</b>
Hand vrije plank (2 assen)				<b>2.191</b>		<b>0.0</b>
Hand volledig zwakke as				<b>2.874</b>		<b>26.7</b>
Hand randplank				<b>0.269</b>		<b>6.0</b>

Figuur 39 Samenvatting resultaten stavenmodel

Hoewel een stavenmodel niet het beste gereedschap is voor een nauwkeurige analyse van platen, biedt het toch een inkijkje in het gedrag van een discontinue damwand. De punten die hier opvallen, kunnen m.b.v. het model in Diana verder uitgediept worden.

Enkele opvallende punten zijn:

- De enkele randplank roteert circa 17 graden bij een GL analyse, maar slechts 3 a 5 graden bij een GNL analyse.
- In GL significante verschillen tussen een zuiver zijdelings gesteunde randplank, en een randplank gekoppeld aan een tussenplank (155 vs 169mm zakking = 9%)
- In GNL ook verschillen tussen zuiver zijdelings gesteunde randplank, en een randplank gekoppeld aan een tussenplank. De verschillen zijn hier wel kleiner.
- In GNL verschil tussen normale en “reverse” belastingsrichting. Verschil in stijfheid 94 vs 119 mm = 27%, verschil in rotatie 4.9 vs 3.3 graden = 48%
- Het stavenmodel van een tussenplank reageert een factor 1.7 stijver dan de handberekening o.b.v. Izz.
- Het stavenmodel van een enkele GL randplank reageert ook een factor 1.7 stijver dan de handberekening voor een randplank

## 6.5 Conclusies stavenmodel

Het stavenmodel reageert stijver dan de handberekening, mogelijk door de combinatie van én schoren, én grote profielen die momentvast zijn verbonden. Toch gedraagt het zich zoals verwacht, en zijn de nodige deelconclusies te trekken. Hiervan wordt gebruik gemaakt voor het verdere onderzoek m.b.v. Diana:

- Geometrisch niet lineair gedrag heeft invloed op de rotatie en verplaatsingen.
- Een dubbele plank reageert anders dan een enkele plank. Er lijkt samenwerking op te treden.
- De reverse configuratie reageert anders dan de normale configuratie. Zowel de rotaties als de verplaatsingen zijn bij de reverse configuratie kleiner dan bij de normale richting.

## 7 EEM Model

De fenomenen die optreden bij een discontinue damwand zijn te complex om volledig met de hand te berekenen. Dat blijkt wel uit de vorige hoofdstukken met de handsommen en het stavenmodel. Daarom is er veel gebruik gemaakt van het EEM-pakket Diana.

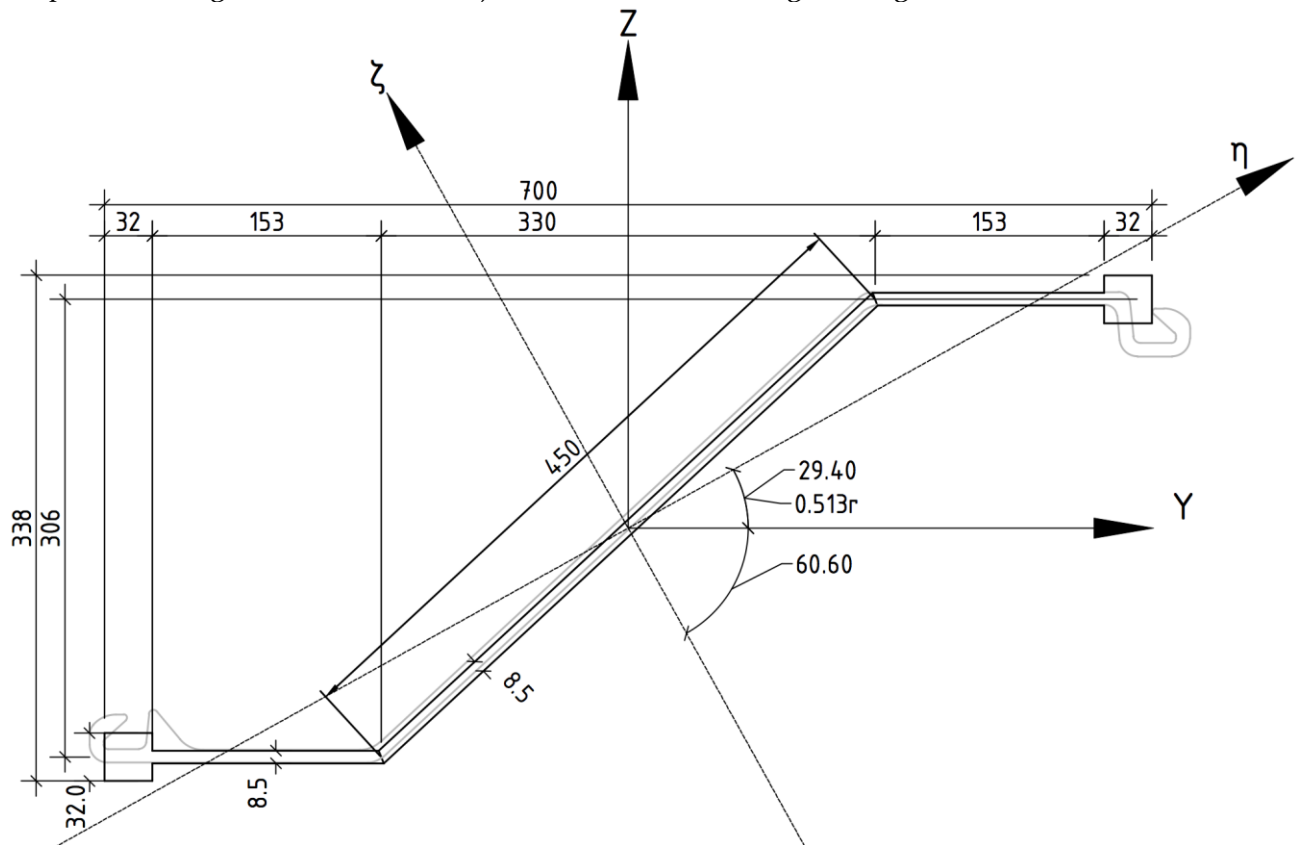
Er is gedurende het onderzoek veel tijd besteed aan het leren werken met Diana, de opbouw van het model en het opzetten en draaien van de analyses. Ook de conclusies zijn, na verificatie met de handberekeningen en het stavenmodel, gebaseerd op de uitkomsten van Diana.

In dit hoofdstuk worden daarom de opbouw van het model, de toegepaste analyseprocedure, en de resultaten uitvoerig besproken.

### 7.1 Opbouw Model

#### 7.1.1 Basis geometrie

De plank wordt gemodelleerd zoals tijdens de handberekening is voorgesteld:



Figuur 40 Dwarsprofiel versimpelde geometrie

In Diana wordt het dwarsprofiel gedefinieerd met 5 lijnen, van elke lijn zijn de begin- ( $x_1, y_1, z_1$ ) en eind-coördinaten( $x_2, y_2, z_2$ ) hieronder gegeven.

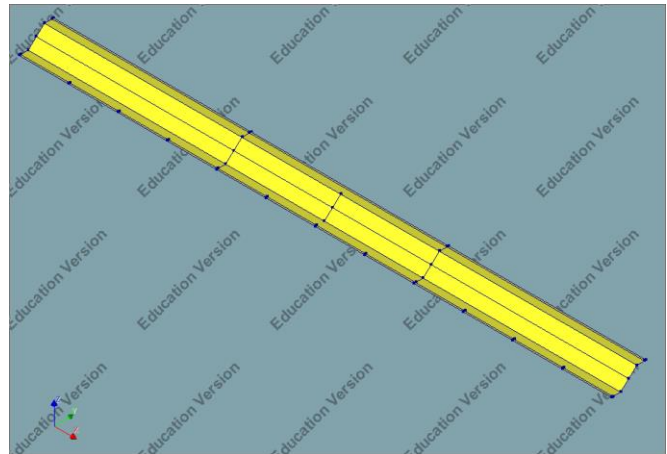
	x1	x2	y1	y2	z1	z2
slot 1	0	0	0	32	0	0
Flens 1	0	0	32	185	0	0
lijf	0	0	185	515	0	306
Flens 2	0	0	515	668	306	306
slot 2	0	0	668	700	306	306

Figuur 41 coördinaten dwarsprofiel Diana (in mm)

Deze lijnen worden gesweept (geëxtrudeerd) langs de x-as over een lengte van 4000mm. Daarna wordt dit segment met een array-copy 2 keer gekopieerd, zodat een plank van 12m ontstaat. Op deze wijze is het eventueel mogelijk om later het middenveld een andere(fijnere) mesh te geven.

Aan de 15 “sheets” die nu gecreëerd zijn, worden de volgende parameters toegekend:

- Element class: “Regular curved shell”
- Material: Staal EN10025-2 S355
  - Library-element Diana
  - E: 210 000 N/mm<sup>2</sup>
  - Poisson: 0.3
  - $F_y$ : 355 N/mm<sup>2</sup>
  - $F_u$ : 490 N/mm<sup>2</sup>
- Plaatdikte: Slot 32mm, Flens en lijf 8.5mm. Voor de invloed van de slotdikte zie Bijlage 8.



Figuur 42 Isometrie plank

### 7.1.2 Belastingen

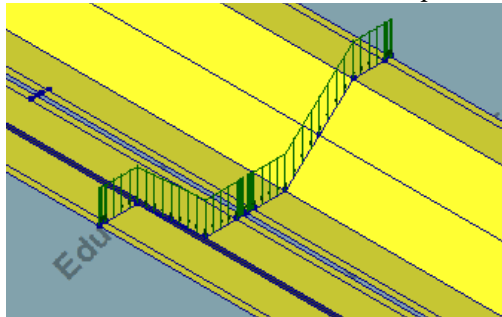
In eerste instantie wordt gerekend met een kracht als belasting.

Voordeel hiervan is dat rotatie van het profiel t.p.v. de krachtsinleiding niet verhinderd wordt. Beperking is wel dat nu niet het volledige kracht-verplaatsing-diagram gevonden wordt. Bij het maximale moment houdt de curve op. Voor de eerste analyse van de rotaties is dit echter nog geen probleem. Voor vervolgonderzoek wordt aangeraden om met vervorminggestuurde belasting te werken, zodat de curve ook voorbij het vertakkingspunt doorgezet kan worden. Uitgangspunt is dat alle belastingen gerelateerd kunnen worden naar  $M_{el}$ . Uit de handberekening van het versimpelde model, blijkt dit een  $I_{zz}$  van  $13839 \text{ cm}^4$  te hebben. Met een afstand tot de uiterste vezel van  $33,8/2=16,9\text{cm}$ , levert dit  $W_{el}= 13839/16,9=818,9 \text{ cm}^3$  en  $M_{el}= 818,9/1000*355=290,7 \text{ kNm}$ .

Voor flens en slot worden er lijnlasten van  $-104\text{N/mm}$  in de Z-richting ingevoerd op  $x=4,0\text{m}$  en  $x=8,0\text{m}$ . Voor het lijf wordt de lijnlast geschaald naar de verhouding tussen effectieve breedte en de (diagonale) breedte van het lijf:  $F = -104 * \frac{\text{effectief}}{\text{diagonaal}} = -104 * \frac{330}{450} = 76,27\text{N/mm}$ .

Bij een plankbreedte van  $700\text{mm}$  levert dit een totale kracht op van  $72,8\text{kN}$ . Bij de analyses wordt deze kracht steeds met een load-factor vermenigvuldigd. Bij factor  $1,0$  is het moment in de plank  $72,8\text{kN} * 4\text{m} = 291,2 \text{ kNm}$ . Dit is een afwijking van slechts  $(291,2-290,7)/290,7=0,2\%$  en daarmee een goede benadering van  $M_{el}$ .

De LoadFactor is vanaf nu dus equivalent met het percentage t.o.v.  $M_{el}$ .



Figuur 43 Lijnlast op (dubbele) plank

Er is gecontroleerd of rotatie van de plank voor een groter en/of kleiner “gedragen” oppervlak zorgt, waardoor ook de belasting kan veranderen. Dat blijkt niet zo te zijn: de belasting blijft identiek, onafhankelijk van de rotatie van de plank. Zie hiervoor Bijlage 6: Verificatie belasting.

Daarnaast is gecontroleerd of de door de lijnlast veroorzaakte flensbuiging van invloed is op het bezwijken van de plank. In de flens treedt nu namelijk spanning in 2 richtingen op. De invloed hiervan blijkt gering te zijn: Bij een identieke belasting die aangrijpt op de hoek tussen flens en lijf, is het bezwijkmoment van een tussenplank  $2,4\%$  hoger. Zie ook hiervoor Bijlage 6: Verificatie belasting

### 7.1.3 Opleggingen

#### 7.1.3.1 Eindopleggingen

Uitgangspunt is dat de wand onderin vast zit in een stevig zandpakket, bovenin worden de flenzen aan de gording bevestigd.

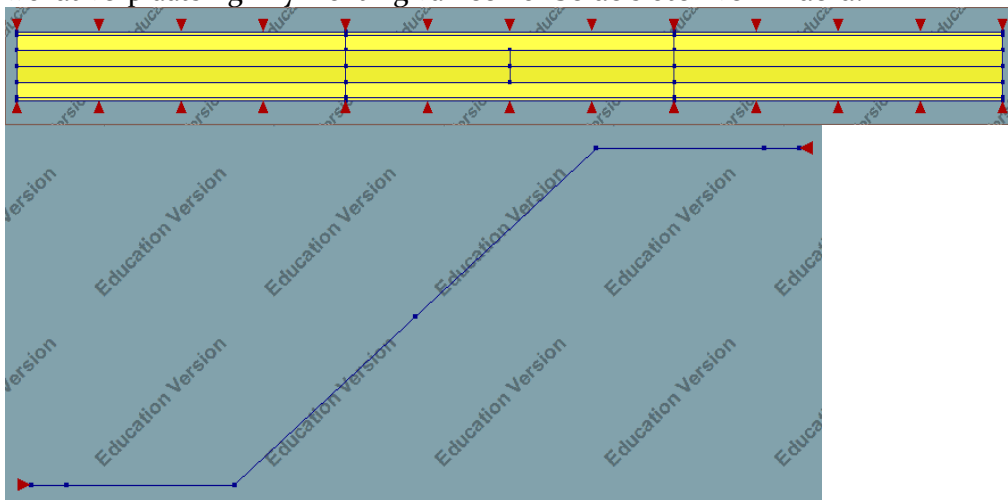
Op  $x=0$  en  $x=12,0 \text{ m}$  wordt de eindoplegging geplaatst. Verplaatsing van de rand van boven- en onderflens inclusief slot wordt in y- en z-richting verhinderd. Bij grote kromming van de plank, en dus een grote hoekverdraaiing bij de oplegging, levert dit de nodige randeffecten op, maar de aanname is dat deze relatief klein zijn t.o.v. het veldmoment.



**Figuur 44 Eindopleggingen Diana model**

### 7.1.3.2 Randen

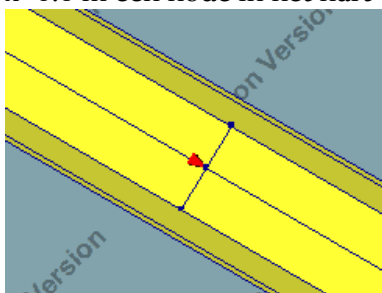
Bij een continue wand, of een randplank waarbij de tussenplank niet gemodelleerd wordt, wordt verplaatsing in y-richting van één of beide sloten verhinderd.



**Figuur 45 a en b, randopleggingen Tussenplank Diana model**

### 7.1.3.3 Translatie x-richting

Op het model worden geen krachten in x-richting gezet. Voor de plaatsvastheid wordt op  $x=6.0$  m één node in het hart van het lijf vastgezet in x-richting.



**Figuur 46 verhinderen translatie Diana model**



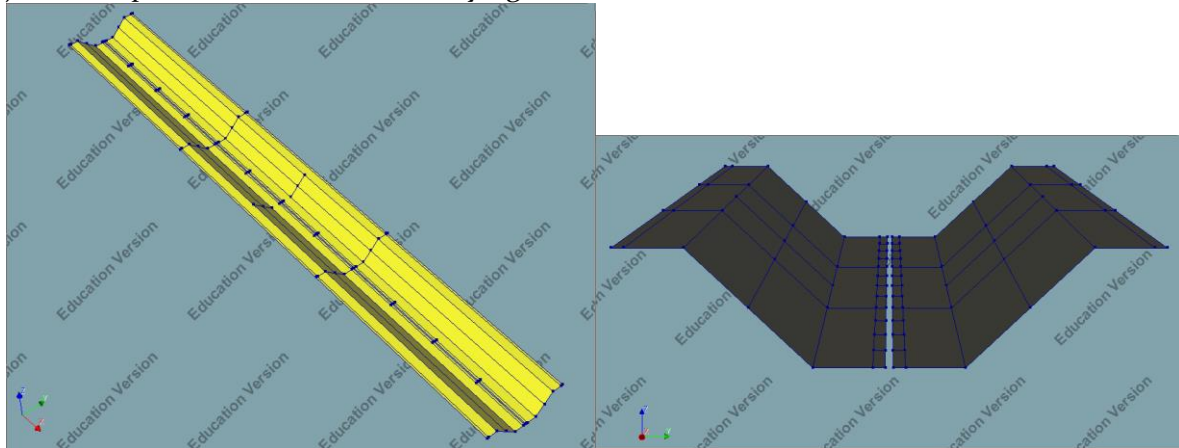
#### 7.1.4 Dubbele plank

De meeste analyses zijn gedraaid met het model van de enkele plank.

Voor de analyses met een dubbele plank (Tussenplank+Randplank) zijn er modificaties aangebracht in het model.

#### Spiegelen

Als eerste is de plank gespiegeld om het vlak  $y=-10\text{mm}$ . Hierdoor is er 20mm ruimte tussen de planken. Deze afstand heeft geen invloed op de resultaten, maar biedt de mogelijkheid om de juiste knopen te selecteren voor de tyings.



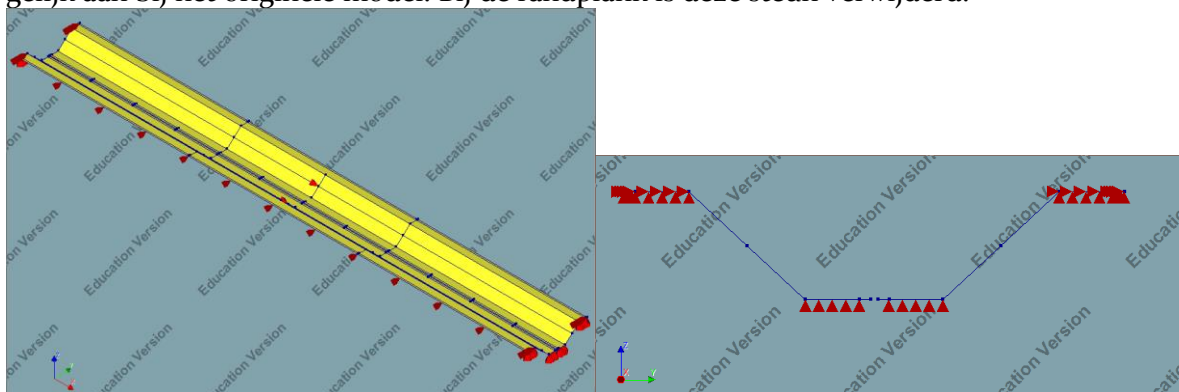
Figuur 47a en b, aanzichten dubbele plank

Tussen de 2 planken is een scharnier aangebracht. Helaas staat de educational license het niet toe om m.b.v. tekst-files op mesh-niveau alle nodes met “tyings” te koppelen. Daarom zijn er op elke plank aan de buitenrand van het slot 12 extra vertices aangemaakt op  $x=[0, 1, 2, \dots, 12]\text{m}$ . Deze vertices zijn m.b.v. tyings gekoppeld in Y en Z richting. Er is bewust voor gekozen om de X-richting vrij te laten. De sloten kunnen dus in elkaar schuiven. Eventuele gunstige invloed van een geponst slot wordt dus verwaarloosd. Ook rotatiestijfheid of een maximale rotatie van circa  $5^\circ$  wordt buiten beschouwing gelaten.

#### Opleggingen

Flens&slot blijven gesteund in Z-richting. De flenzen met de werksloten houden ook steun in Y-richting. De flenzen in het midden van de dubbele plank (bij het geponste slot) krijgen geen steun meer in Y-richting, aangezien deze nu door de tussenplank geleverd wordt.

De tussenplank heeft over de gehele lengte van het werkslot aan één zijde steun in y-richting, gelijk aan bij het originele model. Bij de randplank is deze steun verwijderd.



Figuur 48a en b, opleggingen dubbele plank.

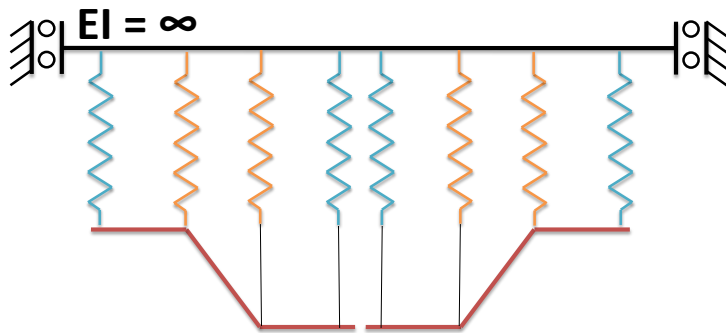
### 7.1.5 Grondmodel

Er is gezocht naar een manier om de invloed die grond heeft mee te modelleren. Uitgangspunt hierbij is dat de rotatie van de randplank relatief veel invloed heeft op de resultaten. Daarom wordt specifiek de invloed van grond op rotatie van de randplank gemodelleerd.

Er is overwogen om grond-volume-elementen te introduceren, of een verende interface-laag op het gehele oppervlak van de plank te zetten. Probleem bij deze methoden is niet alleen dat het relatief rekenintensief is, maar ook dat de momentenlijn van de 4puntsbuigproef hierdoor sterk beïnvloed wordt. Er wordt namelijk netto tegendruk gegeven.

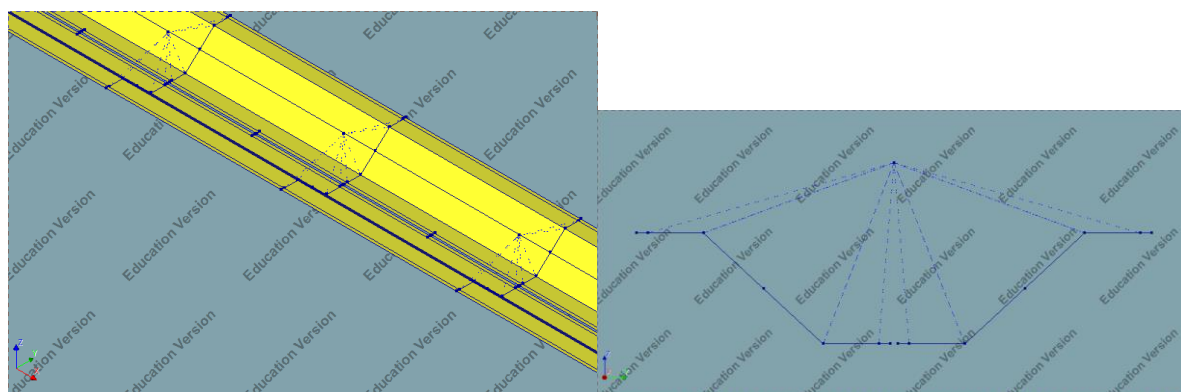
Daarom is voor de volgende aanpak gekozen:

Op een aantal dwarsdoorsneden ( $x=2, 4, 6, 8, 10m$ ) wordt een vrije node geplaatst. Elke node wordt m.b.v. 8 veren, type SP2TR (SPring 2node TRAnslate), aan een aantal punten op de dwarsdoorsnede gekoppeld. De node kan vrij verplaatsen in Z-richting. Hierdoor leveren de veren gezamenlijk geen netto tegendruk, want er is geen netto reactiekracht uit de node. Wel kunnen de veren rotatie verhinderen: Stel dat alleen de rechterkant van de plank 2cm zakt, dan zal de node  $(0+2)/2 = 1$  cm mee zakken. De linker veer is dan 1cm ingedrukt, en de rechter veer 1cm uitgerekt. Dit levert een koppel op, dat de plank probeert terug te draaien.



Figuur 49 Schematisering grondveren

De veer krijgt kunstmatig een as opgelegd (de Z-as) waardoor de krachten en verplaatsing alléén in de Z-richting werken, dus niet in de richting van de geometrie. De plank ondervindt in werkelijkheid ook een kracht in de y- en x-richting (zeker bij grotere rotaties en opgesloten grond in de kassen), maar deze wordt verwaarloosd.



Figuur 50a en b: invoer veren in Diana

De veren zijn opgedeeld in 2 varianten:

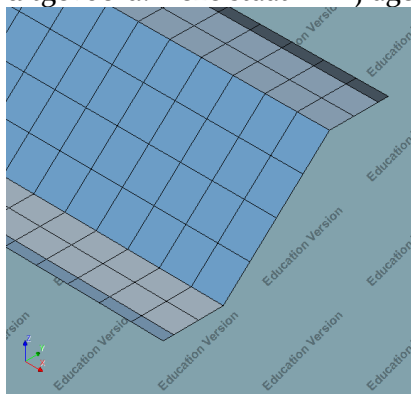
- Veren die op de rand tussen slot en flens van de plank aangrijpen(edge). Deze dragen het slot, en de helft van de flens =  $(32 + 153/2) * 2000\text{mm} = 0,2 \text{ m}^2$
- Veren die op de hoek tussen flens- en lijf aangrijpen(corner). Deze dragen de helft van de flens, en ongeveer een kwart van het lijf =  $(153/2 + 330/4) * 2000\text{mm} = 0,3 \text{ m}^2$

Door de veren van zowel de rand- als de tussenplank aan dezelfde node te hangen, wordt ook een soort van herverdeling door gronddruk geïntroduceerd. Een slappe plank krijgt meer tegendruk dan een stijve plank, waardoor de stijve plank belasting naar zich toe trekt.

De veerstijfheid is afhankelijk van de grond. In dit onderzoek zijn de volgende 4 grondstijfheden aangehouden: 100, 1000, 10.000 en 100.000 kN/m<sup>3</sup>. Dit omvat de in Nederland gangbare grondsoorten van zeer slap veen, tot zeer vastgepakt zand.

#### 7.1.6 Mesh-size

Tijdens de literatuurstudie is bepaald dat een CQ4oS element gewenst is. Daarvoor wordt de mesher op “Hexa/Quad” gezet, zodat er mesh van rechthoeken gemaakt wordt, en wordt de “mid-side node location” op “lineair interpolation” gezet. De maximale afmeting van een element is 100x100mm. Voor het bepalen van deze afmeting is een mesh-refinement-studie uitgevoerd. Deze staat in Bijlage 7.



**Figuur 51 Mesh 100x100mm**

#### 7.1.7 Invloed slot

De versimpeling van het slot als strip van 32\*32mm heeft mogelijk grote invloed op de resultaten. Daarom is in “Bijlage 8: Invloed slotdikte” onderzocht wat de invloed hiervan is. Er is een vergelijking gemaakt tussen géén slot (een flens die doorloopt met dikte van 8.5mm), en een slot van 32\*32mm.

De toevoeging van het slot heeft voor de eerste 2 globale ploovormen (uitknikken van de flens = kip van de plank) een gunstige werking. Deze is verklaarbaar doordat het slot redelijk veel extra materiaal toevoegt aan de flens. De ploovormen treden dus iets later op, maar houden wel dezelfde vorm.

Indien het slot volledig wordt weggelaten, dan komen er nieuwe ploovormen bij. De flens plooit ruim voor het bereiken van  $M_{el}$ , dus de plank is dan geen klasse 3 maar een klasse 4 profiel. Indien het slot wordt aangenomen als 32\*32mm, dan treedt lokale plooi van de flensrand pas op ná het bereiken van  $M_{el}$ , wat overeenkomt met een klasse 3 profiel. Op basis hiervan lijkt de versimpeling van het slot in ieder geval voldoende weerstand tegen plooiën toe te voegen. De vraag is of deze versimpeling niet teveel plooiweerstand toevoegt. Dit is zeker een aandachtspunt voor vervolgonderzoek.

## 7.2 Analyse procedure

In de vorige paragrafen is uitgelegd hoe het Diana model is opgebouwd. Daarnaast zijn een aantal controles op de afmetingen van de Mesh, de invloed van de versimpeling van het slot, en het bepalen van de plooilasten toegelicht. Zie hiervoor ook Bijlage 4.

In dit deel wordt uitgelegd welke output gewenst is, welke analyses/sommen er gedraaid gaan worden, hoe deze heten, en hoe de postprocessing verloopt om tot de gewenste output te komen.

### 7.2.1 Gewenste output

#### **Plaatje vervormingen**

- Alleen indicatief. Bijvoorbeeld wat plaatjes van FLGL en FNLGNL

#### **Kracht verplaatsingsdiagram.**

- Voor het bepalen van de stijfheid
- Voor het bepalen van de sterkte

#### **Spanningen.**

- Plaatje bij een aantal gevallen. Niet allemaal. Alleen inzicht, bijvoorbeeld randplank GNL FNL vs Randplank GLFL

### 7.2.2 Benodigde analyses

De complexiteit van de sommen wordt langzaam opgebouwd, zodat goed te verifiëren is of elke extra factor reageert zoals verwacht, en wat de invloed hiervan is.

Van elke rekenvariant worden verschillende plank-configuraties beproefd. Vetgedrukt is de naamgeving van de analyses, zie daarvoor de paragraaf “7.2.3 Naamgeving analyses”

Eerst volledig lineair, **FLGLno**, o.a. voor de vergelijking met handberekeningen

- 1) Vrije plank
- 2) Tussenplank
- 3) Randplank
- 4) Randplank reverse

Daarna wordt geometrisch niet-lineair gedrag toegevoegd. Hier wordt ook gekeken of een dubbele plank anders reageert dan een enkele. **FLGNLno**:

- 5) Tussenplank
- 6) Randplank
- 7) Randplank reverse
- 8) Randplank + tussenplank
- 9) Randplank + tussenplank reverse

Daarna wordt plooi- en knikstabiliteit gecontroleerd door een imperfectie toe te voegen in de vorm van de eerste buckling-curve, met een amplitude van 10mm: **FLGNL<sub>im10</sub>**:

- 10) Tussenplank
- 11) Randplank
- 12) Randplank reverse

Vervolgens wordt een stapje terug gedaan. Er wordt weer Geometrisch linear gerekend, maar Fysisch niet-lineair. Het staal kan nu vloeien. **FNLGLno**

- 13) Tussenplank
- 14) Randplank
- 15) Randplank reverse

Nu wordt het effect van GNL en FNL gedrag gecombineerd. **FNLGNL<sub>im10</sub>**

- 16) Tussenplank
- 17) Randplank
- 18) Randplank reverse
- 19) Randplank + tussenplank
- 20) Randplank + tussenplank reverse

Ten slotte wordt de invloed van grond onderzocht. Voor de dubbele plank worden 4 grondstijfheden beproefd. **FNLGNLno\_Gx**

- 21) Randplank + tussenplank:
  - a. G<sub>1</sub>, slappe grond
  - b. G<sub>2</sub>, middelslappe grond
  - c. G<sub>3</sub>, middelstijve grond
  - d. G<sub>4</sub>, stijve grond
- 22) Randplank + tussenplank Reverse
  - a. G<sub>1</sub>, slappe grond
  - b. G<sub>2</sub>, middelslappe grond
  - c. G<sub>3</sub>, middelstijve grond
  - d. G<sub>4</sub>, stijve grond

### 7.2.3 Naamgeving analyses

Alle analyses hebben een naam gekregen in Diana, en deze naam wordt ook gebruikt in de legenda's van de grafieken. Het naamschema is als volgt:

[Nr]\_[FNL][GNL][Imp][G]\_[RandTuss]\_[Rev]

- [Nr]                    Nummer van de analyse.
- [FNL]                Wel of niet Fysisch Lineair
  - FL:      Fysisch Lineair. Geen vloeï in het staal
  - FNL:    Fysisch niet-lineair. Wel vloeï in staal. Vloeï op  $355\text{N/mm}^2$ , met hardening naar  $f_u=490\text{N/mm}^2$  bij 21%rek.
- [GNL]                Wel of niet Geometrisch Lineair
  - GL:      Geometrisch lineair
  - GNL:    Geometrisch niet-lineair. Na elke belastingstap wordt verder gerekend met de nieuwe, vervormde, geometrie.
- [Imp]                Imperfecties
  - No:      No imperfections. Geen imperfections of buckling-modes toegevoegd.
  - im005: Wel imperfections. Met de LINSTA module worden de Eulerse knik/plooi-curves van het onvervormde profiel bepaald. [im10] betekent dat mode 1 wordt toegevoegd, met maximale amplitude van 10mm.
- [RandTuss]        De oriëntatie van de plank (extra randvoorwaarden naast eindoplegging)
  - Vrij:            Een vrije plank, geen randvoorwaarden
  - Tuss:            Een tussenplank. Beide sloten worden hard in de Y-richting verhinderd
  - Rand:            Eén slot wordt hard in de Y-richting verhinderd. (linksonder)
  - RandTuss:        Een dubbele plank. De linker plank is de tussenplank, hiervan wordt het linkerslot hard verhinderd. De rechter plank heeft geen randvoorwaarden. Voor de koppeling tussen de planken zie de paragraaf "Opleggingen"
- [Rev]                Belastingrichting
  - Norm            Belasting van boven (de -Z richting)
  - Rev              Belasting van onder (de +Z richting)

N.B. In de praktijk wordt voor randplanken altijd de "Rev" of "Reverse" richting aangehouden. Daarbij staat de ongesteunde flens op trek, en heeft het profiel de neiging om in gunstige profielverhogende richting te draaien. Voor dit onderzoek was de eerste opzet om juist de slappe richting te onderzoeken ("norm") en daar is later de praktijksituatie ("reverse") bijgekomen.
- [G]                  Grondmodel
  - -                Geen grond
  - G1:            Lage stijfheid            100                    kN/m<sup>3</sup>
  - G2:            Middellage stijfheid    1000                   kN/m<sup>3</sup>
  - G3:            Middelhoge stijfheid   10.000                kN/m<sup>3</sup>
  - G4:            Hoge stijfheid           100.000               kN/m<sup>3</sup>

#### 7.2.4 Post-processing

In Diana is het mogelijk om een aantal knopen te selecteren, en daarvan de resultaten te knippen/plakken naar Excel.

Er zijn een aantal nodes geselecteerd om te gebruiken. Dit zijn:

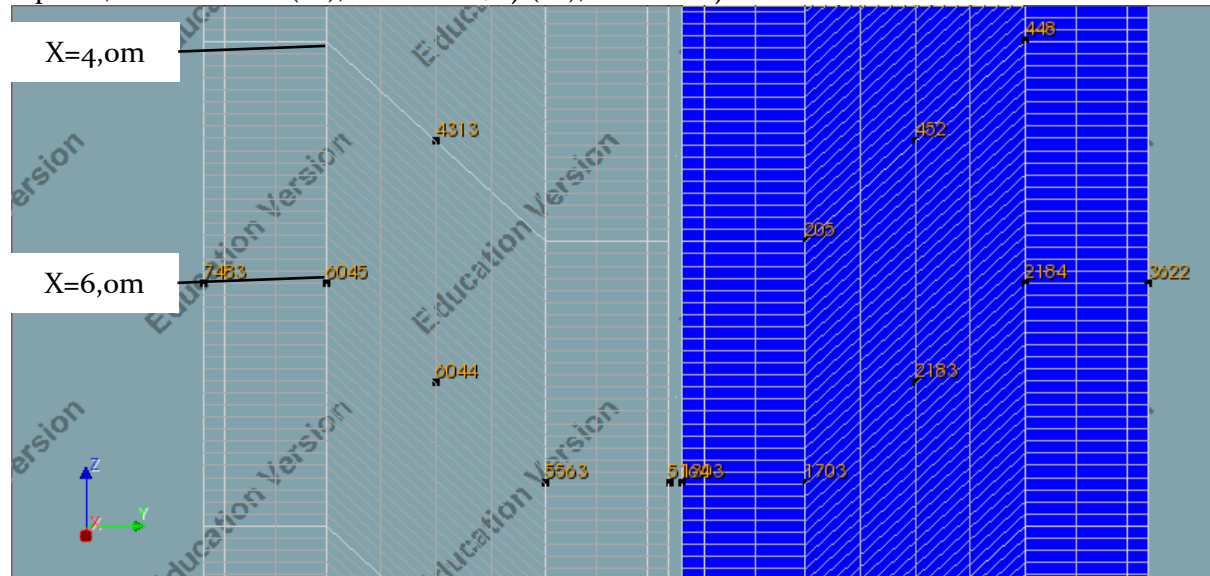
Op  $x=6,0$  m: rand slot(2x), hoek flens/lijf(2x), midden lijf

Op  $x=4,0$  m: hoek flens/lijf(2x), midden lijf

En bij de dubbele planken van de aangrenzende plank extra:

Op  $x=4,0$  m: midden lijf

Op  $x=6,0$  m: rand slot(2x), hoek flens/lijf(2x), midden lijf



Figuur 52 Node-nummers t.b.v. exporteren resultaten.

#### Kracht-verplaatsingsdiagram:

Voor het kracht-verplaatsingsdiagram van een enkele plank wordt de verplaatsing van node 2183 gebruikt. Deze zit op het midden van het lijf, op  $x=6,0$ m.

Bij de dubbele plank wordt het gemiddelde genomen van node 6044 en 2183.

#### Kracht-Spanningsdiagram:

Voor het kracht spanningsdiagram wordt het maximum gebruikt van alle geselecteerde nodes. Elke node heeft 2 á 4 aangrenzende elementen, met elk 3 layers/spanningspunten. Het maximum van al deze punten gebruiken is vrij conservatief:

- Eventuele extra spanningen door de krachtsinleiding worden meegenomen
- Spanning in de hoek tussen lijf en flens wordt meegenomen (geen afrondstraal)
- Buigspanning in de plaat zelf wordt meegenomen

Uit de kracht-verplaatsingsdiagrammen zal blijken of deze spanningspunten daadwerkelijk het gedrag van de gehele plank representeren en/of beïnvloeden.

### 7.2.5 Leeswijzer grafieken

In de kracht-verplaatsing-diagrammen heeft de y-as de eenheid "LoadFactor[-]". In Diana is voor elke plank een belasting ingevoerd van 72.8 kN. Deze belasting levert een buigend moment op, dat overeenkomt het  $M_{\text{elastisch}}$  van de gebruikte plank bij toepassing in een continue wand. De LoadFactor is de factor waarmee deze belasting wordt vermenigvuldigd, en is dus ook een maat voor de verhouding tussen het optredende moment, en het elastisch weerstandsmoment van een continue wand:  $LoadFactor = \frac{M_{\text{optredend}}}{M_{\text{elastisch}}}$ .

Zie ook hoofdstuk 7.1.2 Belastingen

De grafieken hebben in de basis dezelfde kleurstelling:

- Volledig vrije plank: Paars
- Tussenplank: Blauw
- Randplank: Rood
- Randplank\_reverse: Oranje
- Rand+tussenplank: Donkergroen
- Rand+tussenplank Reverse: Lichtgroen

Bij de grafieken waarbij een extra effect wordt toegevoegd, bijvoorbeeld GNL als extra t.o.v. GL, of de toevoeging van imperfecties, dan zijn de lijntypes als volgt:

- Resultaat uit vorige analyse Doorgaande lijn
- Resultaat met extra effect Stippellijn.

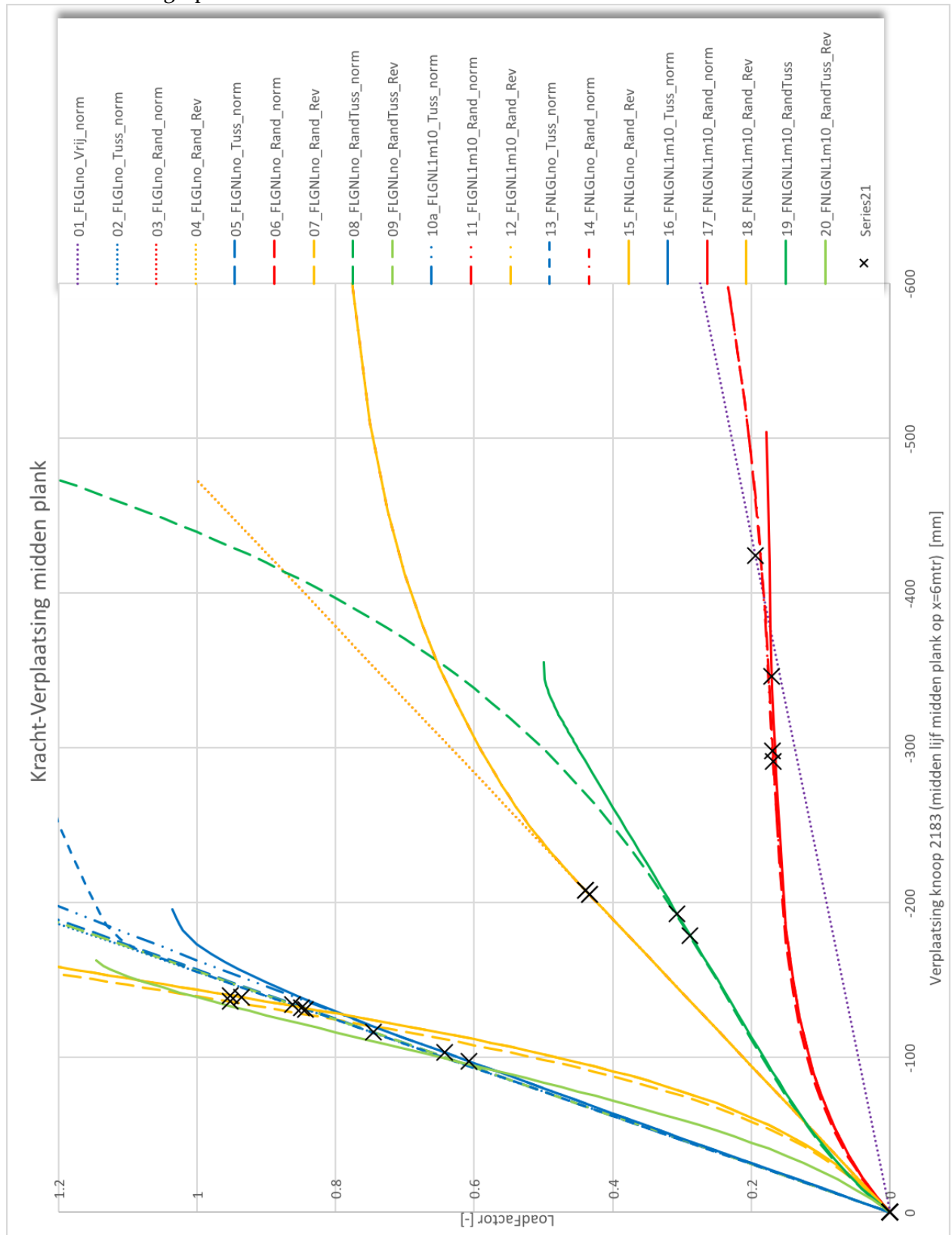
Door het grote aantal resultaten is het helaas niet mogelijk gebleken deze kleurstelling overal vast te houden.



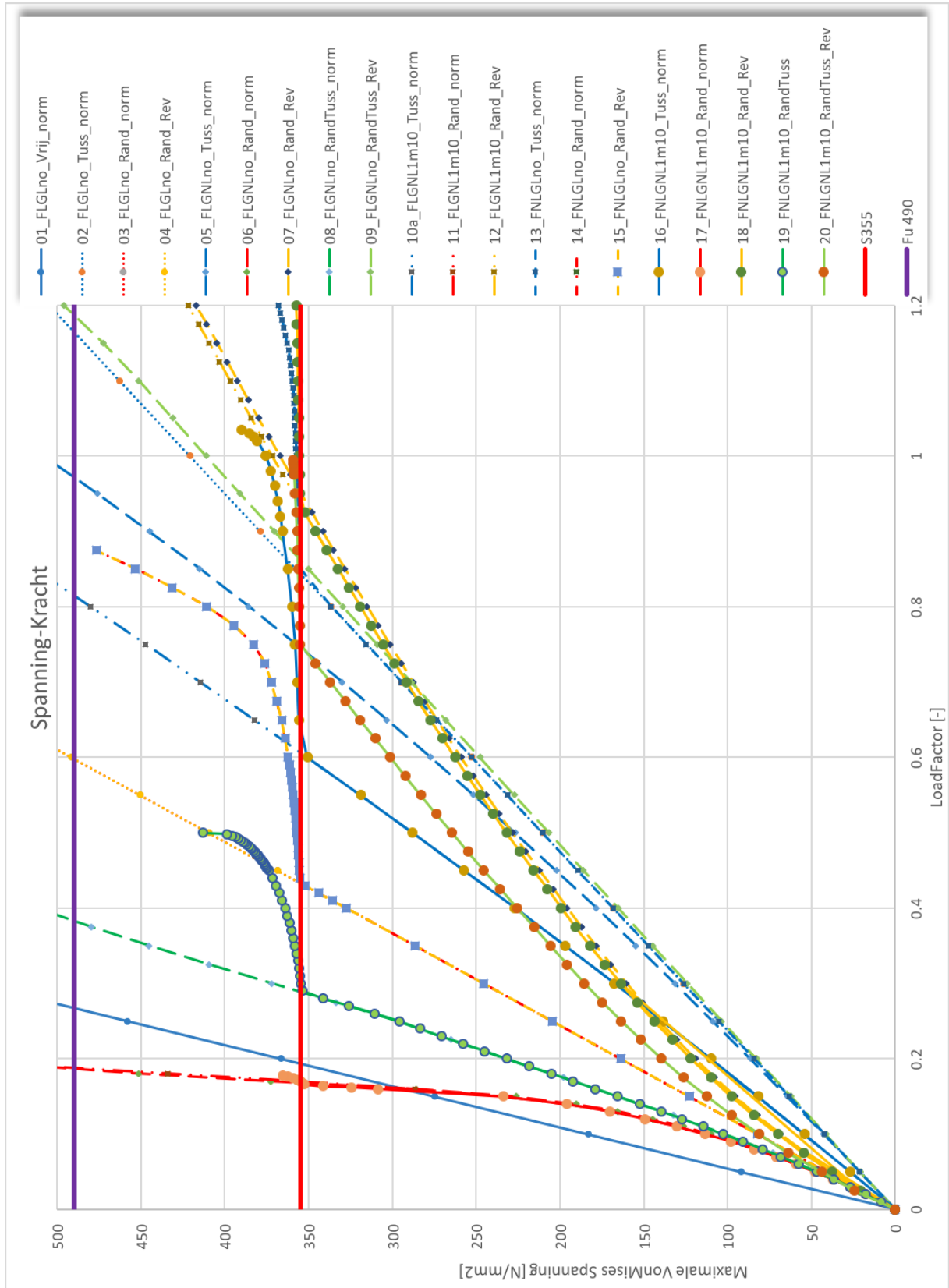
### 7.3 Resultaten EEM

#### 7.3.1 Alle resultaten samen

Hier een overzicht van alle analyses, behalve die met grond. In de volgende paragrafen worden de resultaten uitgesplitst.

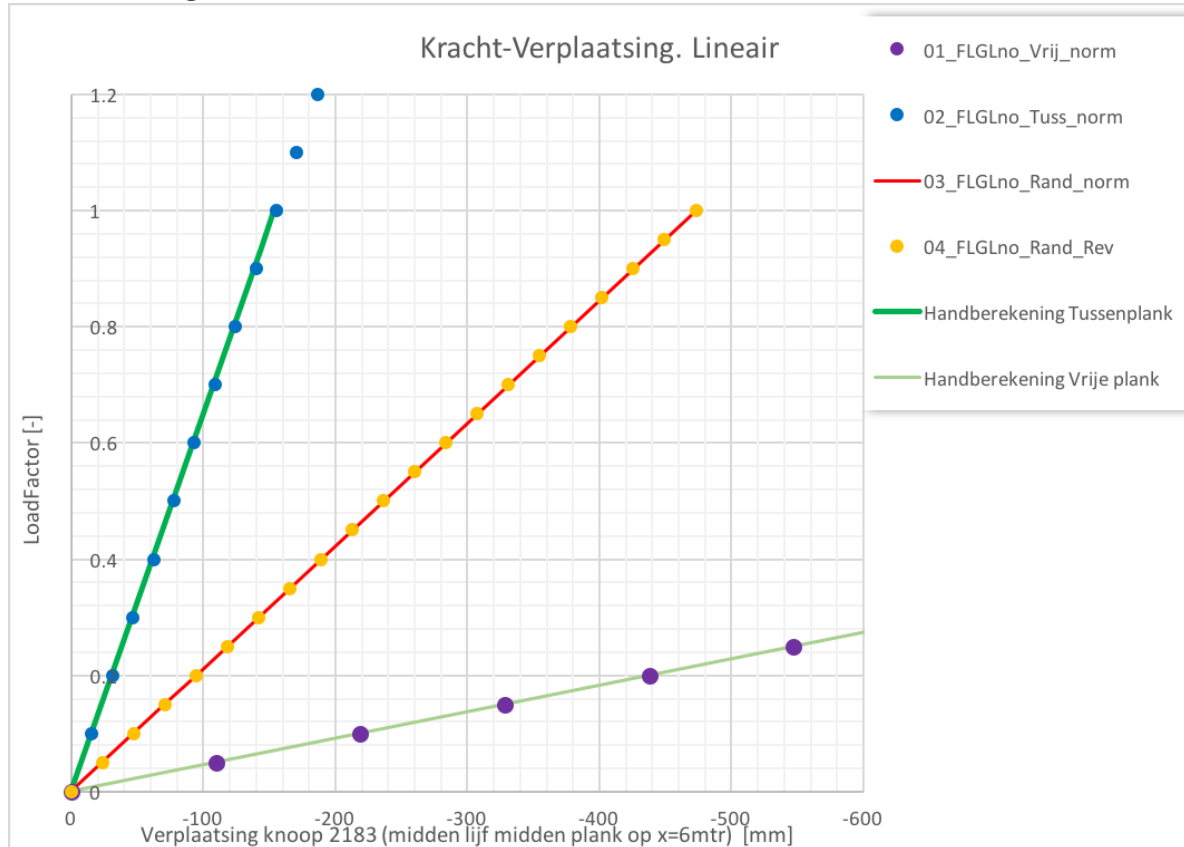


Figuur 53 Overzicht kracht-verplaatsingsdiagrammen. De kruisjes met “yields” markeren het punt waar de VonMises-spanning voor het eerst de 355N/mm<sup>2</sup> overschrijdt.



Figuur 54 Overzicht kracht-spanningsdiagrammen

### 7.3.2 Volledig lineair



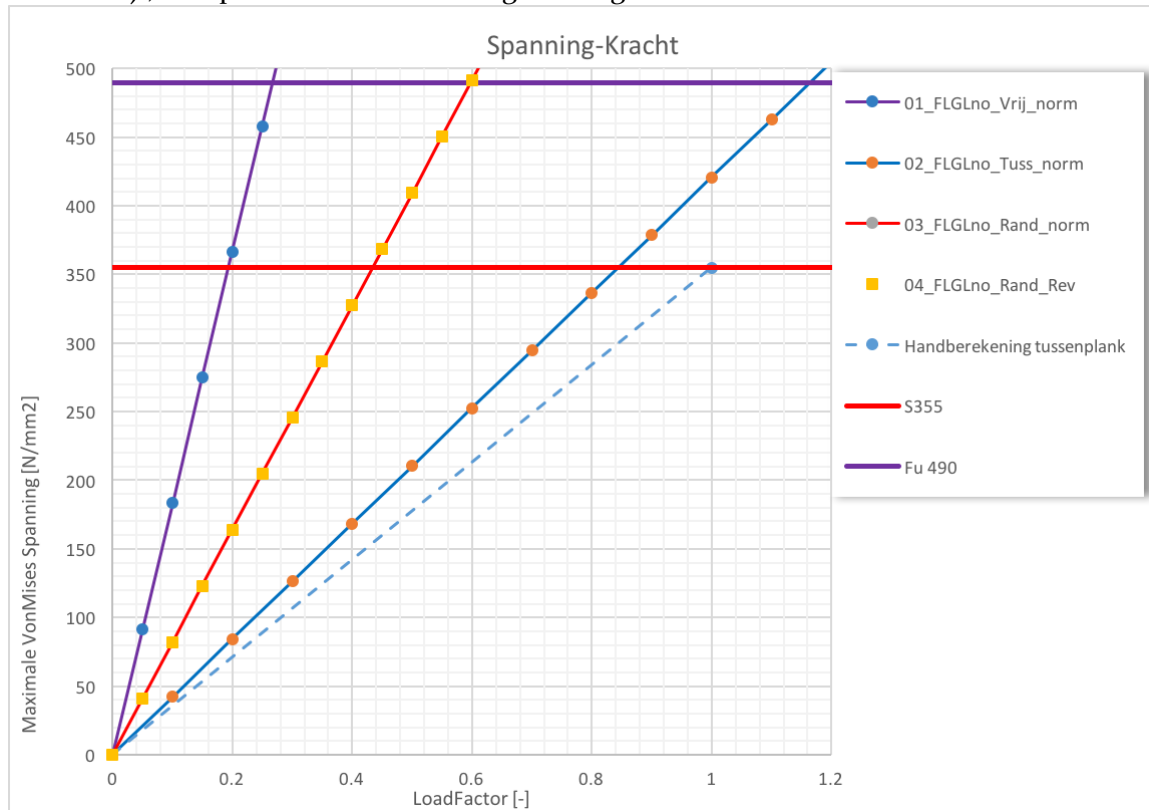
Figuur 55 Kracht-verplaatsing: lineair

Het kracht-verplaatsingsdiagram laat goed de verschillen tussen de verschillende configuraties zien. Volledig lineair komen de resultaten van Diana (blauwe & paarse stippen) goed overeen met de handberekeningen (groene lijnen). Het model reageert dus zoals verwacht.

Een enkele ongesteunde plank (paars) reageert een factor 14 slapper dan een tussenplank (bij load  $0.2 M_{el}$ : 437 vs 31mm).

De Randplank (rood & oranje) reageert 3.0 keer slapper dan de tussenplank (bij load  $0.8$ : 378 vs 124mm), dus die ligt er tussenin. Er wordt geometrisch lineair gerekend, dus de gewone en de reverse belasting geven dezelfde zakking, maar in tegengestelde richting. In de postprocessing is de verplaatsing weer omgekeerd, zodat de lijnen over elkaar heen vallen.

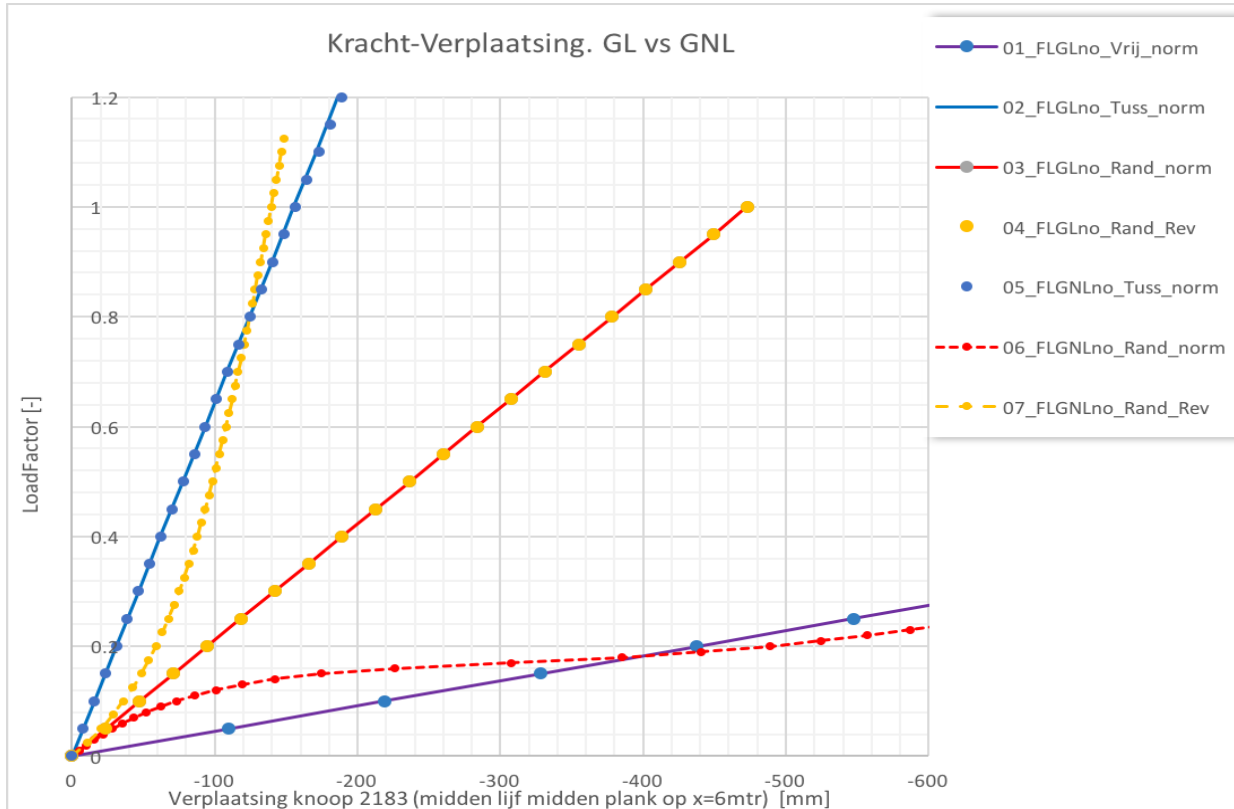
Bij de spanningen valt op dat in Diana de vloeispanning 18% eerder bereikt wordt dan bij de handsom. Dat is verklaarbaar, want in de handsom wordt alleen gerekend met  $\sigma_m=M/W$ , terwijl ik ervoor gekozen heb om in Diana van een total knopen de maximale VonMises spanning over alle integratiepunten te bepalen. Hierdoor is duidelijk op welk moment er voor het eerst (lokale) plasticiteit optreedt, maar het geeft een wel erg conservatief beeld t.o.v. de handsommen. Ook omdat hier bijvoorbeeld spanningsconcentraties bij de overgang tussen flens en lijf, en t.p.v. de krachtsinleiding in meegenomen worden.



Figuur 56 spanning-kracht: lineair

Dat de vloeispanning bij een randplank eerder bereikt wordt dan bij een tussenplank, hoeft nog niet te betekenen dat deze ook eerder bezwijkt. GNl en FNl gedrag kan ervoor zorgen dat lokale plasticiteit juist wel of juist geen volledig bezwijken initieert.

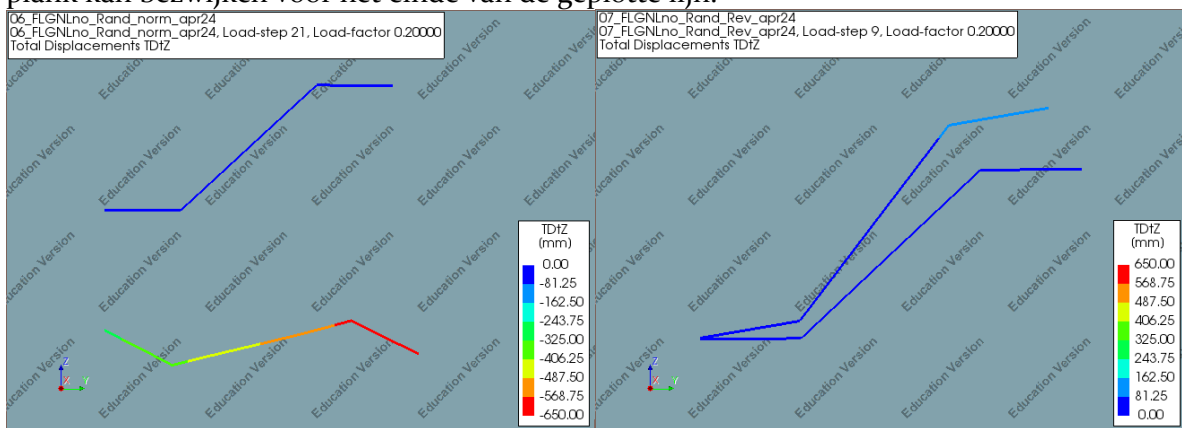
### 7.3.3 Geometrisch niet-lineair



**Figuur 57 Kracht-Verplaatsing: GL vs GNL**

De rode lijn met oranje stippen geeft het gedrag van de Geometrisch lineaire randplank aan. De resultaten van de normale en de reverse configuratie vallen over elkaar heen. Dit is logisch omdat bij een GL berekening de effecten van de rotatie nog niet worden meegenomen. Wanneer Geometrische-Niet-Lineariteit (GNL) wordt toegevoegd, is het duidelijk dat dit bij de randplank grote invloed heeft. In rood de stippellijn van een randplank in “normal” configuratie. Hier draait de plank vrij snel weg waarbij hij op zijn slappe hoofdtraagheidsas belast wordt. Daardoor reageert hij veel slapper dan bij GL, uiteindelijk zelfs slapper dan een vrije enkele plank. Zie hiervoor ook Figuur 58.

In oranje de randplank in “reverse” configuratie. Deze draait profielverhogend, waardoor hij meer op zijn stijve hoofdtraagheidsas belast wordt. Uiteindelijk reageert deze zelfs stijver dan een tussenplank. Bij deze grafiek moet er wel rekening mee gehouden worden dat er nog geen Fysisch niet-lineair gedrag in zit, de vloeispanning kan al lang overschreden zijn, waardoor de plank kan bezwijken voor het einde van de geplotte lijn.

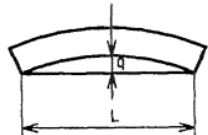


**Figuur 58 a en b: Absolute verplaatsingen. Doorsnede op x=6,0m. Links de normale configuratie, rechts de reverse. Beide met identieke (kleuren)schaal, bij belastingfactor 0.2.**

### 7.3.4 Imperfecties

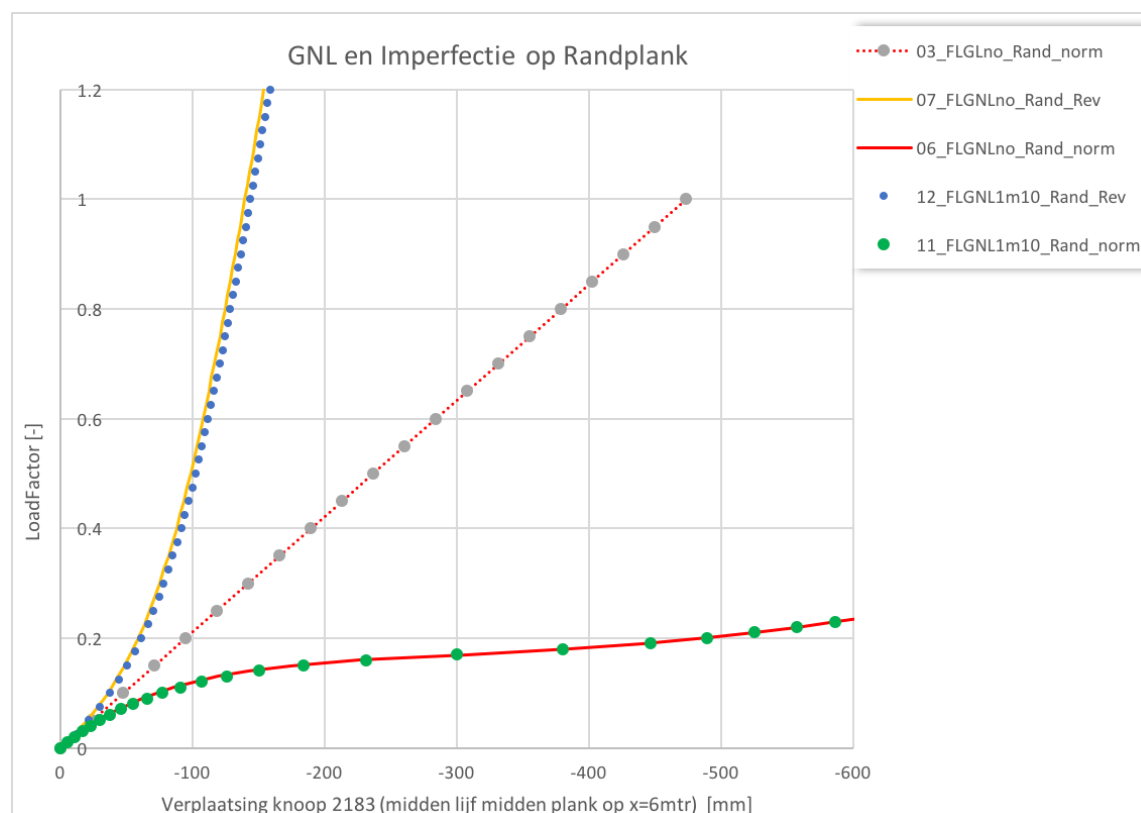
Om de invloed van imperfecties mee te nemen is een getrapte analyse toegepast. Eerst worden met de LINSTA (zie ook bijlage 4) module de eigenvectoren van het model opgelost. Hieruit komen meerdere plooivormen. De plooivorm met de laagste plooilast wordt als initiële imperfectie met een amplitude van 10.0 mm op het model gezet. De gevonden plooivormen ziet u in Bijlage 7, Figuur 100 en Figuur 101.

Achteraf gezien blijkt deze amplitude aan de lage kant te zijn. Volgens NEN-EN-1993-1-5 mag gekozen worden voor 80% van de fabricagetolerantie. Voor het uitknikken van de flens (de 1<sup>e</sup> gevonden plooivorm) moet dan gekeken worden naar de rechtheid van het profiel welke 0.2% van de lengte mag uitbuigen. Op basis hiervan had de amplitude  $0.8 \cdot 0.002 \cdot 12000 \text{ mm} = 19.2 \text{ mm}$  moeten zijn. Hierin zijn imperfecties door uitheien e.d. nog niet meegenomen.

Omschrijving	Figuur	Nominale afmeting	Tolerantie
q		alle lengten	$\leq 0,2\% \text{ van } L$

Figuur 59 Fabricagetolerantie rechtheid damwand. Bron: EN10248-2

Hierna wordt een GNL analyse gestart, deze is identiek als in de vorige analyses, maar rekent nu aan het imperfecte model.



Figuur 60 Kracht-Verplaatsing: Invloed GNL en Imperfectie op Randplank

Het toevoegen van de imperfectie heeft nauwelijks invloed op het gedrag van de planken. Voor de randplank in normale oriëntatie is dat te verwachten, want uit eerdere analyses kwam een kniklast van  $0.42 M_{el}$ . Ruim voor deze waarde is de plank al plastisch bezwaken. Voor de reverse plank geldt dat de ongesteunde flens op trek staat, hierdoor is de eerste kniklast in deze richting  $1.3 M_{el}$ . Ook hier heeft het toevoegen van de imperfectie dus weinig invloed.

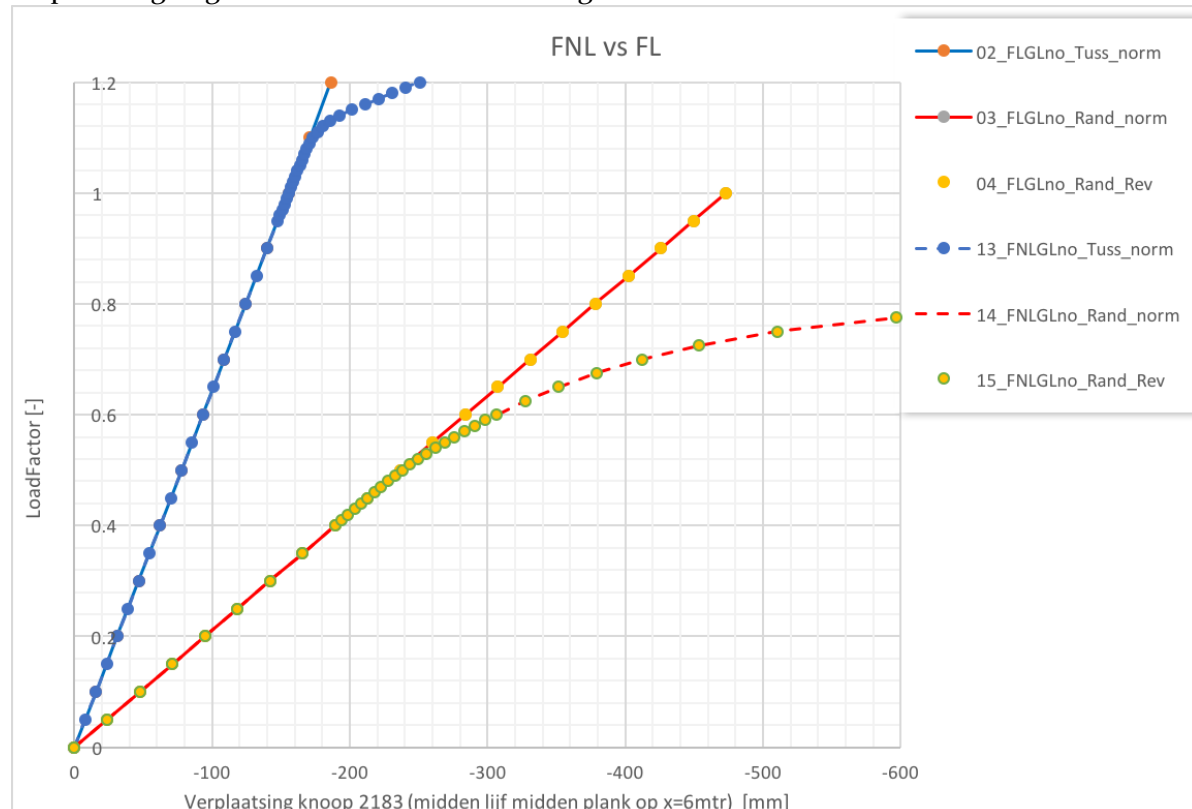
### 7.3.5 Fysisch niet-lineair (Plasticiteit)

Tot nu toe is alleen gerekend met de invloed van GNL gedrag. Voor de invloed van FNL gedrag wordt eerst een stapje terug gedaan. Een FNL-GL analyse:

Er wordt gerekend met een staalsoort uit de bibliotheek van Diana. Staal volgens NEN-EN 1993-1-1 en EN 10025-2, in de kwaliteit S355.

Dit staal heeft grotendeels dezelfde eigenschappen als S355GP, alleen de uiterste treksterkte wijkt 6% af met 510 (EN 10025-2) vs 480 (S355GP) N/mm<sup>2</sup>.

Voor de 3 plankconfiguraties (Tussen, Rand en Reverse) worden in het kracht-verplaatsingdiagram de FL-GL resultaten vergeleken met FNL-GL.

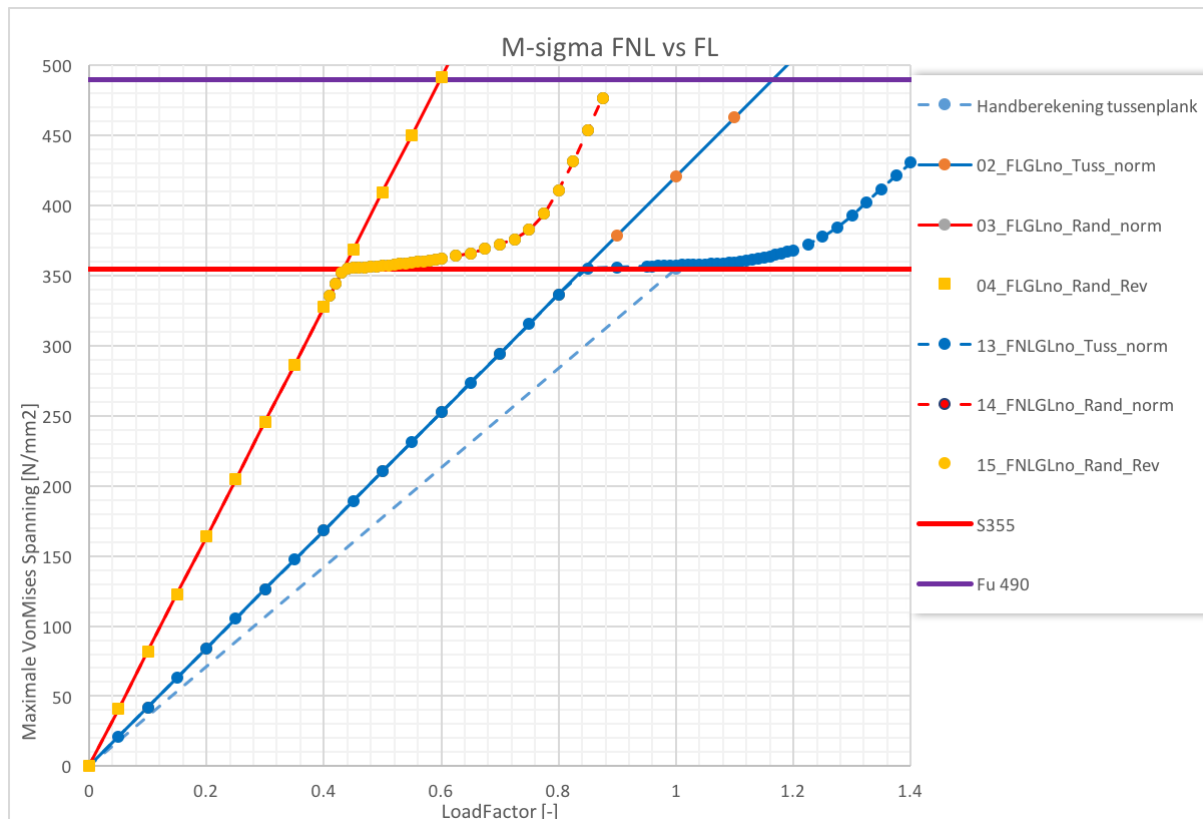


**Figuur 61 Kracht-Verplaatsing: Invloed Fysisch Niet Linear gedrag (Vloei)**

Hier is goed zichtbaar dat de tussenplank tot een waarde van 1.0  $M_{el}$  niet bezwijkt, en daarna begint te vloeien. Dit komt overeen met de verwachtingen. De plank is een klasse 3 profiel, het behalen van  $M_{elastisch}$  zonder het optreden van knik of plooi is dus voldoende. Er is verder niet onderzocht welke capaciteit er nog over is na het bereiken van  $M_{elastisch}$ .

Voor de randplank treedt al bij circa 0.5  $M_{el}$  vloeï op. De resultaten van de normale en de reverse configuratie vallen over elkaar heen, zie hiervoor ook de paragraaf met de GNL resultaten.

Voor de duidelijkheid op de volgende pagina de grafiek met de optredende spanningen. (Figuur 62)



Figuur 62 Kracht-Spanning: FNL vs FL

Als eerste de tussenplank:

In het Diana model is de spanning steeds circa 20% hoger dan bij de handberekening. Zie ook de paragraaf “resultaten EEM-volledig lineair”. Bij  $0.85M_{el}$  begint de eerste (lokale)vloei op te treden. Dit is in de uiterste vezels van het slot, en bij de overgang flens/lijf. De spanning neemt vanaf hier nog maar amper toe. Pas bij ca 1.1 a 1.2  $M_{el}$  neemt de spanning weer toe. Hier lijkt de plank te bezwijken, want de kromming en de rekken worden weer groter. Dit is in overeenstemming met het kracht-verplaatsingsdiagram op de vorige pagina.

Voor de randplank is het gedrag op vergelijkbare wijze verklaarbaar.

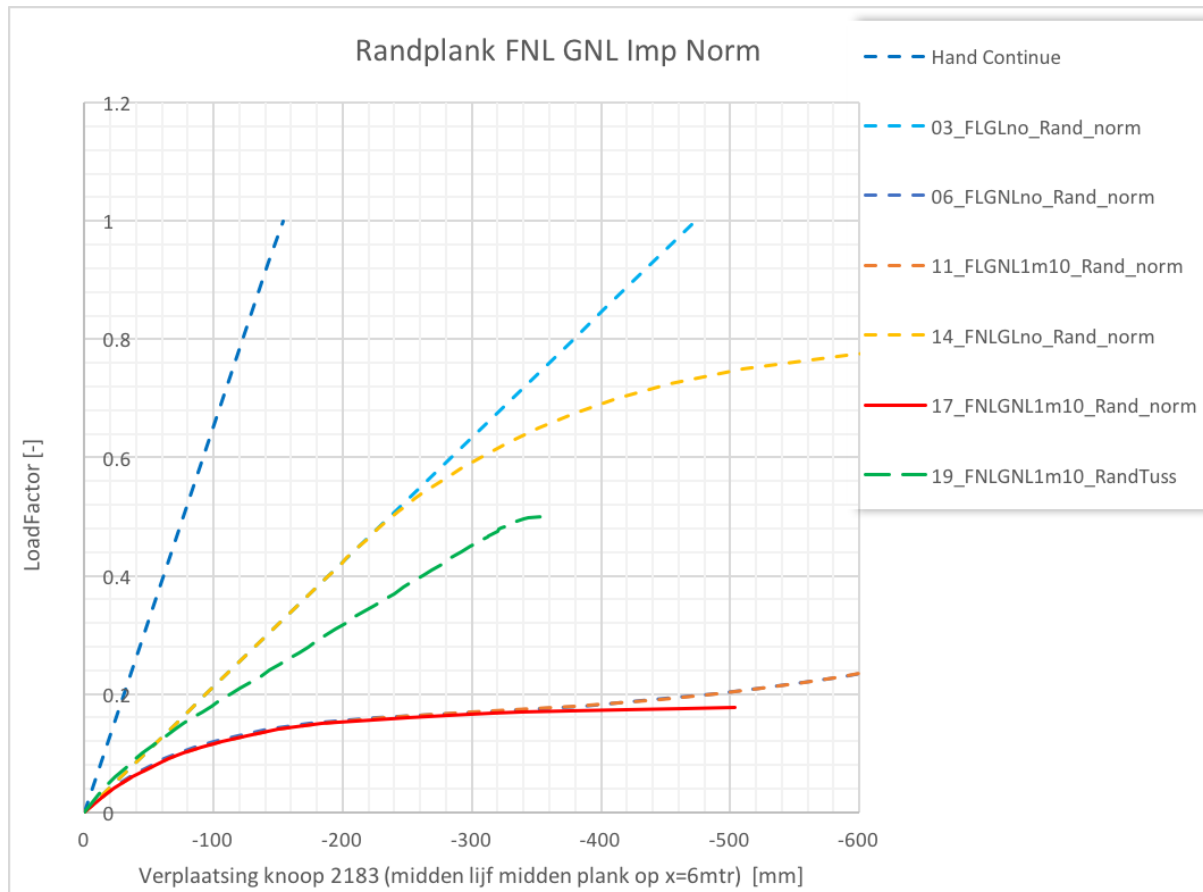


### 7.3.6 Combinatie FNL, GNL & Imperfecties

Alle effecten zijn in de voorgaande paragrafen apart beschouwd, en gevalideerd.

Nu wordt per configuratie het eindresultaat getoond, nog zonder de invloed van grond.

#### 7.3.6.1 Randplank "normale" configuratie



Figuur 63 Kracht-Verplaatsing Randplank Normal

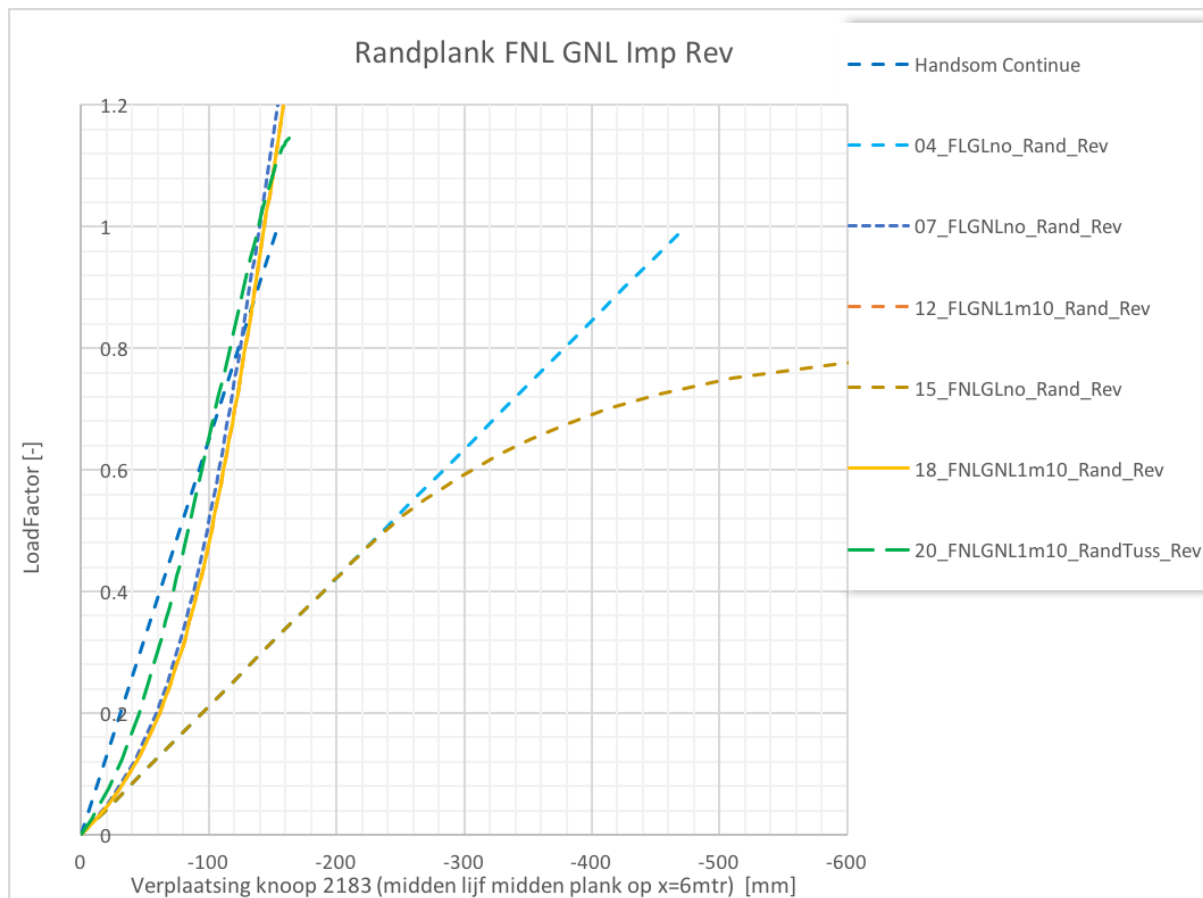
Bij de normale randplank valt op dat GNL gedrag er voor zorgt dat de plank direct slapper reageert. Als FNL gedrag niet wordt meegenomen draait de plank zo ver door dat hij weer stijver wordt. Door optreden van vloeï bezwijkt de plank volledig bij ca  $0.18 M_{el}$ .

In groen is ook een dubbele plank geplot. Hiervan wordt het gemiddelde van de verplaatsing van knoop 2183 en 6033 beschouwd. Dit levert een goede benadering van het gedrag van de dubbele plank als geheel. Duidelijk is dat een dubbele plank stijver reageert dan een randplank. Bij een belasting van  $0.5 M_{el}$  bezwijkt de dubbele plank, de lijn maakt een scherpe knik.

Als de enkele randplank géén invloed zou hebben op de naastgelegen plank, dan is de verwachting dat de dubbele plank bezwijkt bij  $\frac{1+0.18}{2} = 0.59 M_{el}$ . Duidelijk is dat dus ook de naastgelegen plank iets roteert, en daardoor slapper wordt.

De gelineariseerde stijfheid van een dubbele plank (rand+tussenplank) is bij een belasting van  $0.4 M_{el}$  ca 4.3 keer lager dan die van een doorgaande wand.

### 7.3.6.2 Randplank "reverse" configuratie



Figuur 64 Kracht-Verplaatsing Randplank Reverse

Voor de randplank in de reverse configuratie geldt het volgende.

GNL gedrag zorgt voor een rotatie in de stijve richting. In het begin (tot ca  $0.8 M_{el}$ ) is de gelineariseerde stijfheid lager dan van een continue wand. Vanaf ca  $0.9 M_{el}$  is de stijfheid dusdanig toegenomen dat het geheel stijver reageert dan een continue wand.

Voor een dubbele plank is het effect iets minder sterk. In het begin reageert een dubbele plank stijver dan een enkele plank, maar de stijfheidstoename is minder groot. Vanaf circa  $1.1 M_{el}$  is een scherpe knik zichtbaar, hier bezwijkt de dubbele plank.

### 7.3.7 Verificatie met hand en stavenmodel

Ter verificatie worden de resultaten van Diana vergeleken met de handberekeningen en het stavenmodel.

Verplaatsing van de knopen van het lijf, in Z-richting bij belasting 72.8kN													
x=6,0m Midden Plank	Hand		Stavenmodel** (70kN)						Diana				
	Plank (m)	rotatie (graden)	links boven (m)	midden (m)	rechts-onder (m)	ge-middeld (m)	rotatie (rad)	rotatie (graden)	node 1703 (m)	node 2183 (m)	node 2184 (m)	ge-middeld (m)	rotatie (graden)
Enkel ongesteund	2.191	0	0.551	0.546	0.542	0.546	-0.027	-1.563	2.19*	2.19*	2.19*	2.190	0.000
Enkel randplank	0.269	6	0.108	0.155	0.202	0.155	0.293	16.777	0.473	0.678	0.905	0.685	49.000
Enkel tussenplank	0.154	0	0.090	0.088	0.088	0.089	-0.006	-0.347	0.155	0.155	0.156	0.155	0.000
Dubbel ongesteund			0.105	0.152	0.200	0.152	0.296	16.966	--	--	--		
Dubbel tussen+rand			0.121	0.169	0.216	0.169	0.296	16.966	--	--	--		
Dubbel tussenplanken			0.088	0.087	0.087	0.087	-0.003	-0.174	--	--	--		
Enkel randplank GL			0.108	0.155	0.202	0.155	0.293	16.777	0.473	0.678	0.905	0.685	49.000
Enkel randplank GNL			0.105	0.119	0.133	0.119	0.085	4.873	>0.8**	>0.9**	>1.0**	>0.9**	>26.3**
Enkel randplank GNL rev			0.085	0.094	0.104	0.094	0.058	3.302	0.139	0.186	0.247	0.191	9.970

\* Simulatie gestopt bij 0.50Mel, verplaatsing van 0.5Mel met factor 2 vermenigvuldigd  
 \*\* Simulatie gestopt bij 0.35Mel, omdat vervorming groter werd dan 1.0 mtr

Figuur 65 Resultaten Handberekening, stavenmodel en plaatmodel

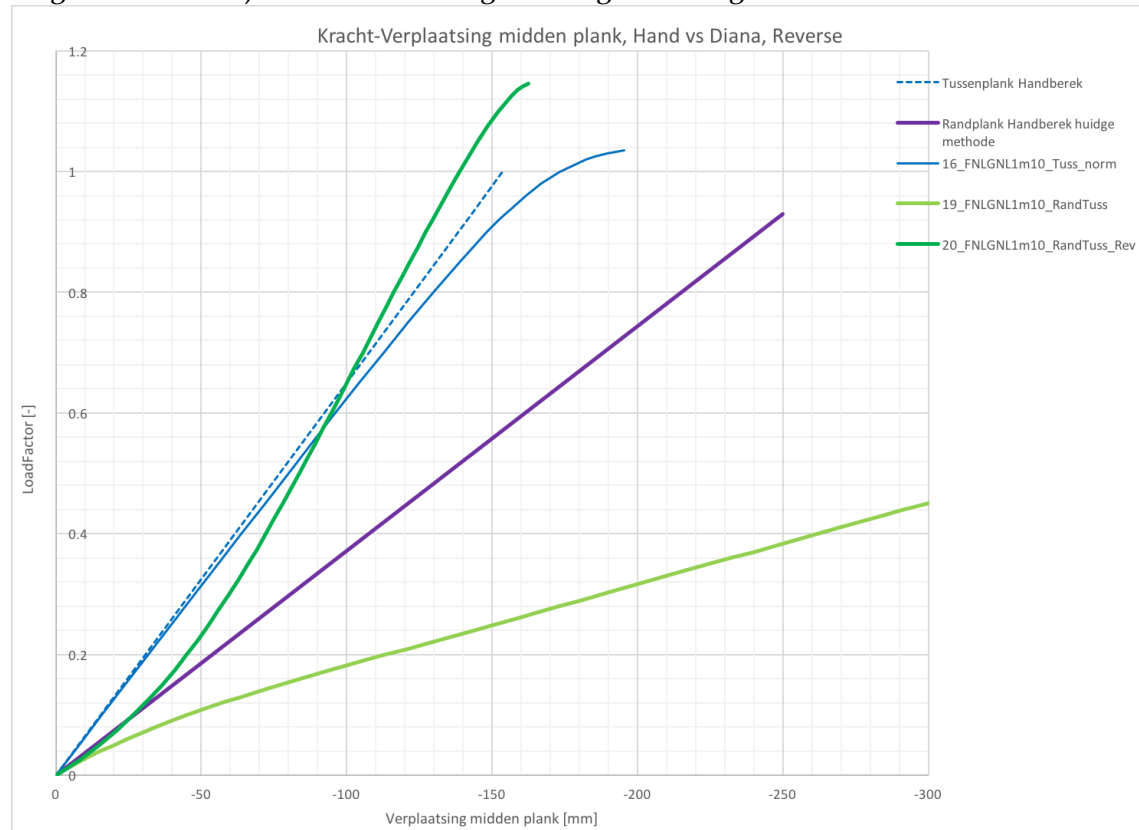
- Voor de GL ongesteunde plank komen de handberekening en Diana goed met elkaar overeen. Het stavenmodel wijkt af qua stijfheid, zie hiervoor ook het hoofdstuk stavenmodel en de bijlage.
- Ook bij de GL tussenplank komen de handberekening en Diana goed overeen.
- Bij de randplank komt er een verschil tussen hand en Diana. Dit is begrijpelijk, want in de handberekening zitten de nodige versimpelingen.
- Er zijn grote getalsmatige verschillen tussen GNL gedrag in Diana en het stavenmodel. Dat was o.b.v. de eerdere resultaten te verwachten. Er zijn echter ook overeenkomsten:
  - Bij beide reageert de reverse richting stijver dan bij de normale richting.
  - Bij beide wijkt het GNL resultaat sterk af van het GL resultaat.
  - Bij beide is de rotatie in GL groot, maar neemt deze bij GNL sterk af.

Op basis van deze resultaten is er voldoende vertrouwen in het Diana model. Daarnaast zijn uiteraard handmatig de oplegreacties geverifieerd, en is op basis van de plaatjes met de verplaatsingen geconstateerd dat alle elementen netjes met elkaar verbonden zijn en samenwerken.

### 7.3.8 Huidige aanpak versus Diana

De huidige toegepaste methode voor een discontinue wand is op basis van (Concretio, 2015) en levert, voor een AZ26 met een lengte van 12m tussen gordingen en pleistoceen, het volgende uitgangspunt: “De totaalvervormingen zijn grofweg 1,5 a 2x de vervormingen bij een doorgaande damwand met dezelfde belasting. De totaalspanningen zijn maximaal 5 a 10% hoger”. Hierbij is expliciet de “reverse” configuratie voorgeschreven.

In de volgende grafiek wordt deze aanpak met de resultaten van het onderzoek in Diana vergeleken. Hierbij is de invloed van grond nog niet meegenomen:



Figuur 66 Kracht-Verplaatsing: Hand vs Diana

De blauwe (stippel-)lijnen geven het verschil aan tussen een continue wand in Diana, en een continue wand met de hand. Het verschil in stijfheid tussen deze twee is ca 2%. Daarnaast blijkt uit het kracht-verplaatsingsdiagram dat de stijfheid al bij circa 0,9Mel afneemt.

De paarse lijn geeft de huidige aanpak voor discontinue wanden weer. Hiervoor zijn de gemiddelde waarden van de huidige aanpak gebruikt:

- “stijfheid 1.5 a 2” → \*1.75
- “spanning +5 a+10%” → +7.5%

Deze aanpak is op basis van een reverse configuratie, en wordt dus vergeleken met een gecombineerde rand+tussenplank in reverse, de donkergroene lijn. Hier blijkt de huidige aanpak bij lage belastingen een goede benadering van de stijfheid te geven, maar bij hogere belasting zorgt het GNL gedrag voor een toename van de stijfheid. Door de rotatie van de plank wordt de vormfactor groter, waardoor ook na het optreden van vloeï in de uiterste vezel, de capaciteit nog enige tijd toe blijft nemen.

Op basis van deze resultaten lijkt de huidige aanpak voor lage belastingen (<0.2 Mel) goed te werken, maar bij hogere belastingen een onderschatting van de stijfheid tot circa 50% te geven. Dit onder verwaarlozing van de effecten van grond.

In Diana lijkt de tussenplank bij circa  $1.04 M_{el}$  te bezwijken, terwijl dat op basis van een handberekening bij  $1.00 M_{el}$  is. Dit is voor een groot deel te verklaren doordat, in de versimpelde plank waarmee gerekend wordt, het slot uitsteekt en dus de uiterste vezel bevat. Het vloeien van de slechts 32mm brede strip van het slot heeft weinig invloed op het gedrag van de gehele plank.

De combinatie van een tussenplank met een randplank in reverse, lijkt pas bij  $1.15 M_{el}$  te bezwijken. Deze combinatie reageert dus zelfs iets sterker dan een tussenplank met  $1.04 M_{el}$ . Deze extra sterkte voorbij  $M_{el}$  wordt alleen behaald in het model zonder grond. Bij stijvere grond is de rotatie, en dus ook het al dan niet gunstige effect hiervan, kleiner. Zie hiervoor paragraaf 7.3.9.

De huidige methode op basis van (Concretio, 2015) stelt voor om de optredende spanningen met 5 a 10% te verhogen, wat ook als een reductie in sterkte naar  $0.91$  á  $0.95 M_{el}$  gezien kan worden. Op basis van de simulaties m.b.v. Diana lijkt deze reductie niet noodzakelijk.

In de huidige aanpak is geen rekening gehouden met de normale configuratie. Bij een verankerde wand kan het veldmoment in de reverse configuratie staan, terwijl het inklemmingsmoment onderin dan juist in de normale configuratie staat. Hier levert een mogelijke rotatie een sterke vermindering van de sterkte en stijfheid op. Indien de stijfheid een grote invloed heeft op de resultaten van (EEM-)sommen, dan lijkt het raadzaam om de wand nauwkeurig discontinu te modelleren, of met aangepaste  $M-\kappa$  (moment-kromming) diagrammen te werken.

Daarnaast moet wel worden opgemerkt dat de huidige aanpak op basis van een AZ26 is, en in Diana van een versimpelde AZ12-700 gebruik is gemaakt. Deze profielen hebben verschillende hoogtes, waardoor ze niet een-op-een vergeleken kunnen worden: de hoofdtraagheidsassen staan niet onder dezelfde hoek, waardoor de zijdelingse kracht anders is. Ook heeft deze zijdelingse kracht een andere arm, waardoor de torsie anders is.

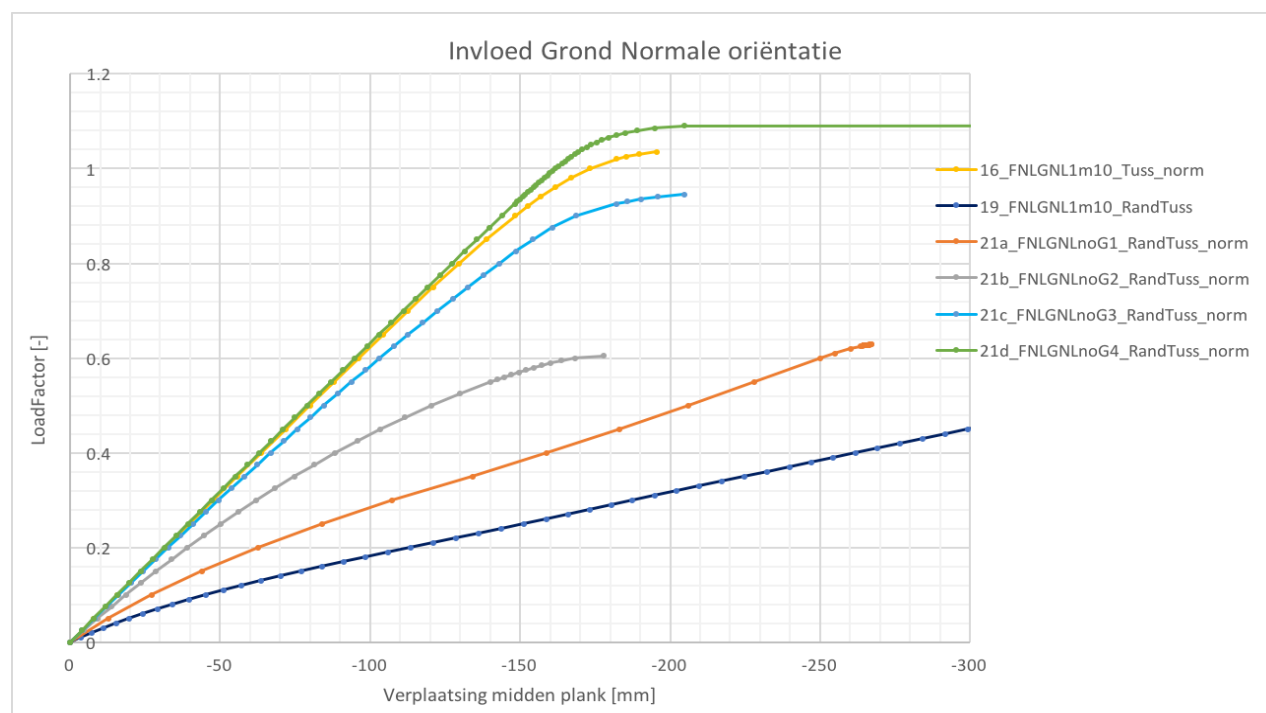
Voor de handberekeningen die ten grondslag liggen aan Figuur 66 Kracht-Verplaatsing: Hand vs Diana, zie bijlage 10

### 7.3.9 Invloed Grond

Voor de dubbele plank is de grond beschouwd. Dit is een FNL-GNL analyse, zonder imperfecties. De imperfecties kosten veel rekentijd, en bleken relatief weinig invloed te hebben. Daarnaast leveren de puntlasten van de grondveren al lokale vervormingen op, die plooi zouden kunnen initiëren.

Voor de verplaatsing is het gemiddelde genomen van beide planken. (knoop 2183 en 6044). Op deze wijze is een redelijke schatting mogelijk van het gezamenlijke gedrag.

#### 7.3.9.1 Invloed grond op “normale” configuratie



Figuur 67 Kracht-Verplaatsing: Invloed grond op Normale configuratie

De onderste donkerblauwe lijn is het gedrag van een dubbele plank zonder grondsteun in de “normale” belastingrichting. Bij een toenemende stijfheid van de grond, reageert het systeem steeds stijver, totdat het praktisch identiek is aan een continue wand (oranje).

Analyse	19	21a_G1	21b_G2	21c_G3	21d_G4	16
Kleur	Donkerblauw	Bruin	Grijs	Lichtblauw	Groen	Geel
Grond	Geen grond	100 kN/m <sup>3</sup>	1000 kN/m <sup>3</sup>	10,000 kN/m <sup>3</sup>	100,000 kN/m <sup>3</sup>	tussenplank
Stijfheid	1/3.8	1/2.6	1/1.6	1/1.1	1/1	Ref. = 1.0
Sterkte	0.50 M <sub>el</sub>	0.63 M <sub>el</sub>	0.60 M <sub>el</sub>	0.90 M <sub>el</sub>	1.0 a 1.1 M <sub>el</sub>	Ref. = 1.0 M <sub>el</sub>

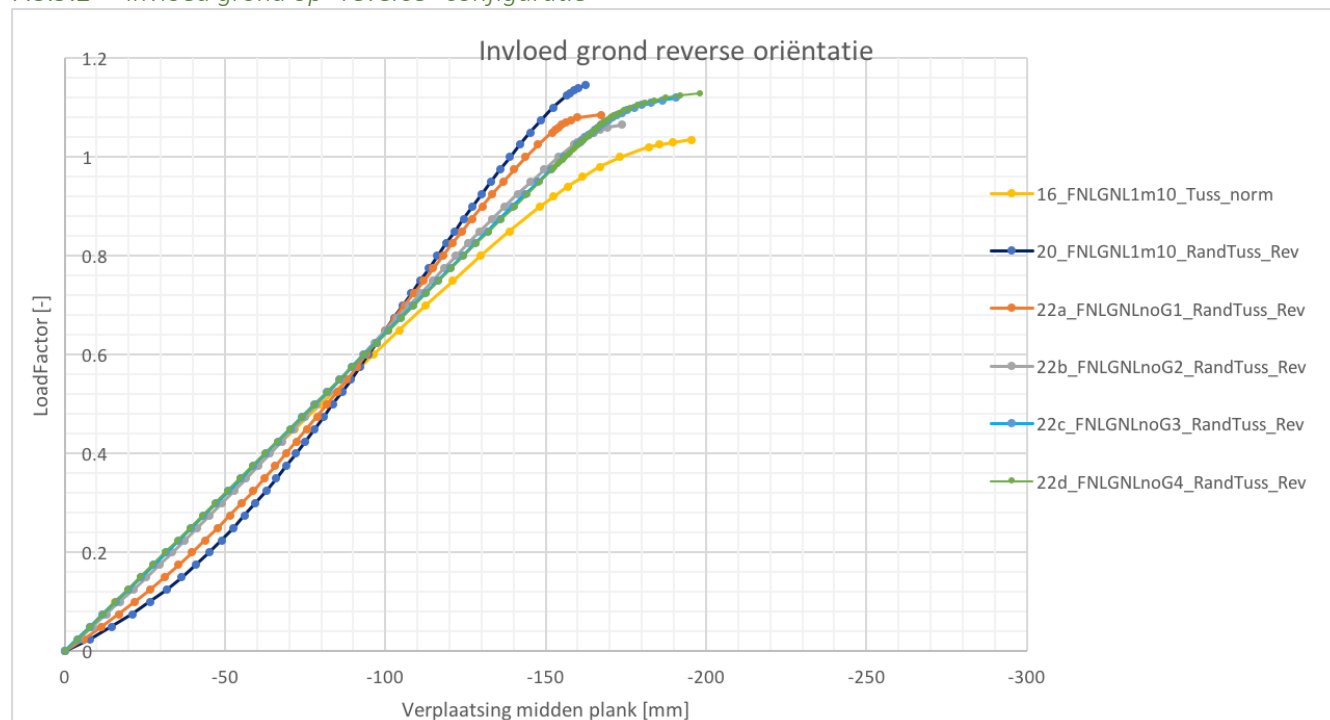
Figuur 68 Invloed grond op sterkte en stijfheid, Normale configuratie

Het kleine verschil tussen een continue wand, en de groene lijn in stijve grond, is te verklaren doordat op de continue wand een imperfectie van 10mm is gezet.

In alle bovengenoemde configuraties met grond bezwijkt de plank doordat een flens volledig vloeit. Bij lage grondstijfheden is dit de flens van de semi-randplank, omdat deze een grotere afstand tot de neutrale lijn heeft dan de randplank.

Het exacte punt waar voor het eerst vloeit optreedt in een uiterste vezel is niet bepaald. Op basis van de kracht-verplaatsing diagrammen is namelijk al duidelijk waar bezwijken optreedt. Apart het spanningspunt opzoeken levert schijnnaauwkeurigheid op. Zie hiervoor de paragrafen “EEM-volledig lineair” en “EEM-Fysisch niet-lineair”.

### 7.3.9.2 Invloed grond op “reverse” configuratie



Figuur 69 Kracht-Verplaatsing: Invloed grond op reverse configuratie

De “reverse” configuratie is de configuratie die nu in de praktijk wordt toegepast. Hier zijn de verschillen veel kleiner. Het is lastig om te zien, maar een hogere grondstijfheid zorgt er ook hier voor, dat de plank zich steeds meer als continue wand gaat gedragen. De lichtblauwe lijn van 22c, valt volledig weg achter de groene lijn van 22d.

Bij ca  $0.6M_{el}$  is de gelineariseerde stijfheid voor alle varianten praktisch identiek. Daarboven reageert het systeem iets stijver, daaronder slapper. Ook hier bezwijkt de continue wand iets eerder doordat daar een imperfectie op gezet is.

Run	20	22a_G1	22b_G2	22c_G3	22d_G4	16
Kleur	Donkerblauw	Bruin	Grijs	Lichtblauw	Groen	Geel
Grond	Geen grond	100 kN/m <sup>3</sup>	1000 kN/m <sup>3</sup>	10,000 kN/m <sup>3</sup>	100,000 kN/m <sup>3</sup>	tussenplank
Stijfheid ondergrens	1/2	1/1.6	1/1.1	1/1.1	1/1.1	Ref. = 1.0
Stijfheid bovengrens	1.2	1.2	1.1	1.1	1.1	Ref. = 1.0
Sterkte	$> M_{el}$	$> M_{el}$	$> M_{el}$	$> M_{el}$	$> M_{el}$	Ref. = $> M_{el}$

Figuur 70 Invloed grond op sterkte en stijfheid, Reverse configuratie

De waarden van de sterkte zijn bewust niet gekwantificeerd. De plank is een klasse 3 profiel, waardoor niet verder dan  $M_{el}$  gerekend mag worden. Daarnaast zou de versimpeling van het slot in het model hier een te grote vertekening van de werkelijkheid kunnen geven, door het niet tonen van plooi, terwijl die mogelijk wel optreedt. Bij alle planken is duidelijk een vloeitraject van een flens te zien, op dit moment lijkt plooi dus nog niet op treden.

### 7.3.9.3 *Vergelijking vervormingen.*

Op de volgende pagina's staan de plaatjes met verplaatsingen en spanningen voor de dubbele plank in verschillende grondstijfheden.

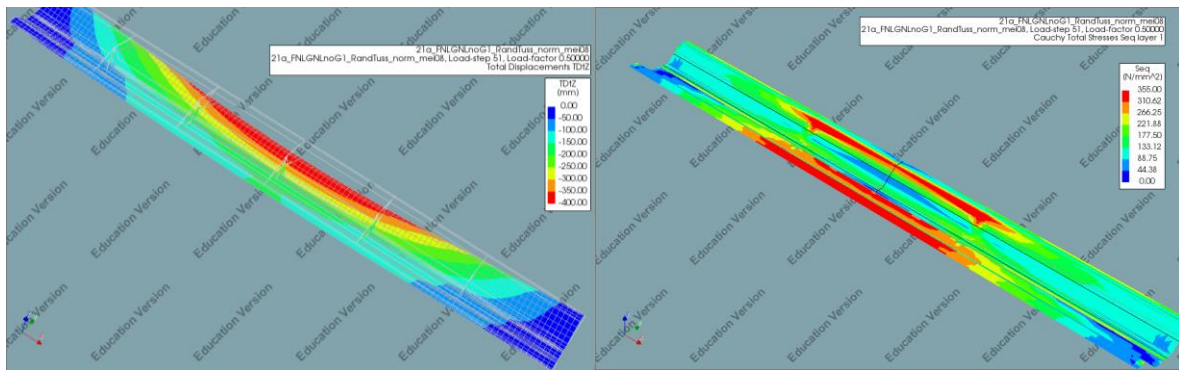
Voor de "normale" configuratie zijn de spanningen en verplaatsingen bij een belasting van  $0.6 M_{el}$  geplot. De kleurschaal is steeds identiek gehouden.

Hier is goed zichtbaar dat zelfs een lage grondstijfheid van  $1000 \text{ kN/m}^3$  al een behoorlijk gunstige invloed heeft op het rotatiegedrag, en vanaf  $10.000 \text{ kN/m}^3$  de spanningen ook sterk afnemen.

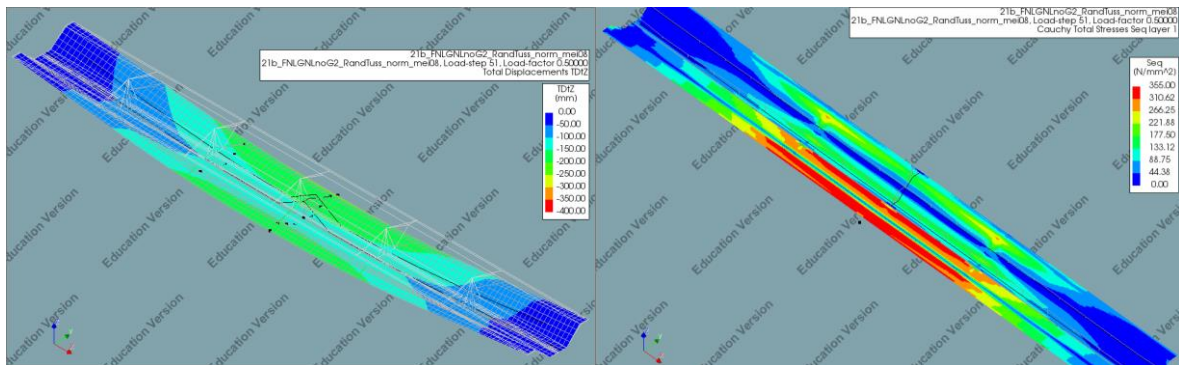
Voor de reverse plank is het beeld getoond bij een belasting van  $1.09 M_{el}$ , de kleurschalen zijn weer identiek gehouden. (maar zijn wel anders dan bij de normale plank)

Ook daar is goed zichtbaar is dat zelfs een lage grondstijfheid van  $1000 \text{ kN/m}^3$  al een behoorlijk gunstige invloed heeft op het rotatiegedrag. Doordat de rotaties klein blijven is het verschil in spanning minder significant. Vanaf  $1000 \text{ kN/m}^3$  is het spanningsbeeld redelijk constant.

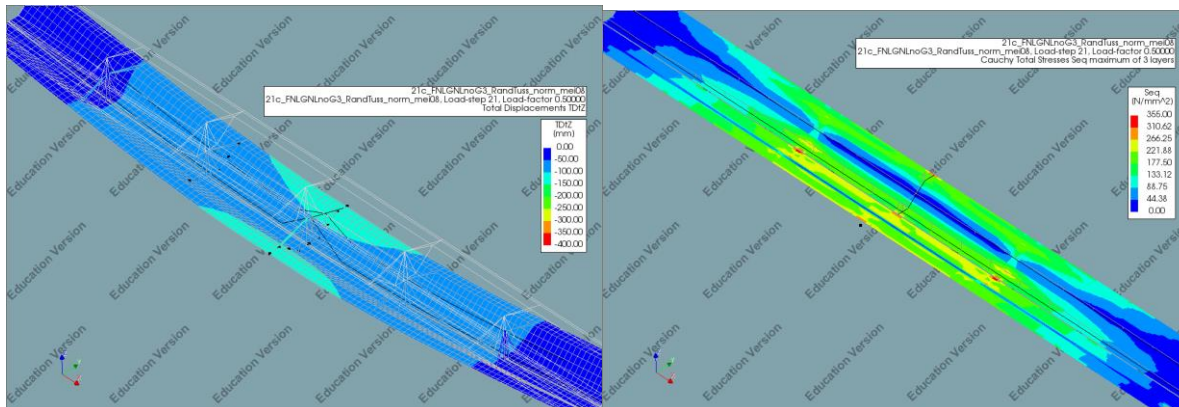




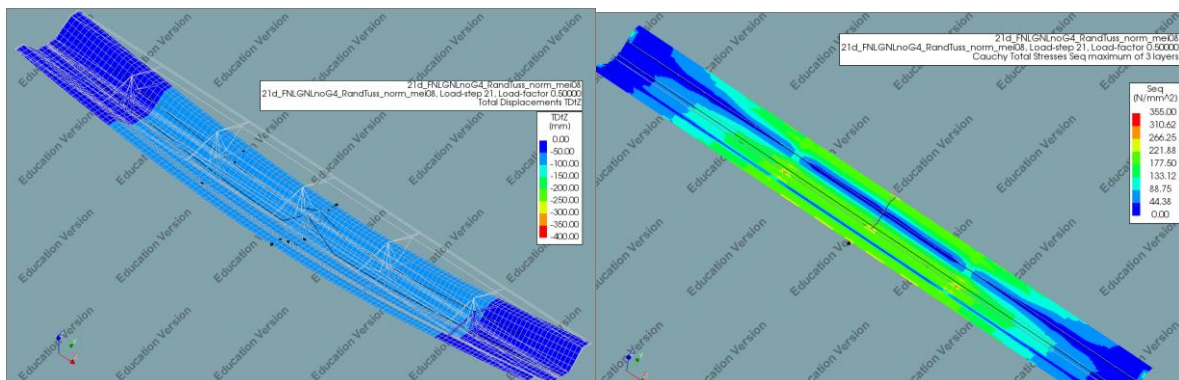
Figuur 71 Normal\_G1: 100kN/m3. Links: verplaatsing dtZ [mm], rechts:  $\sigma$ -eq [N/mm<sup>2</sup>]



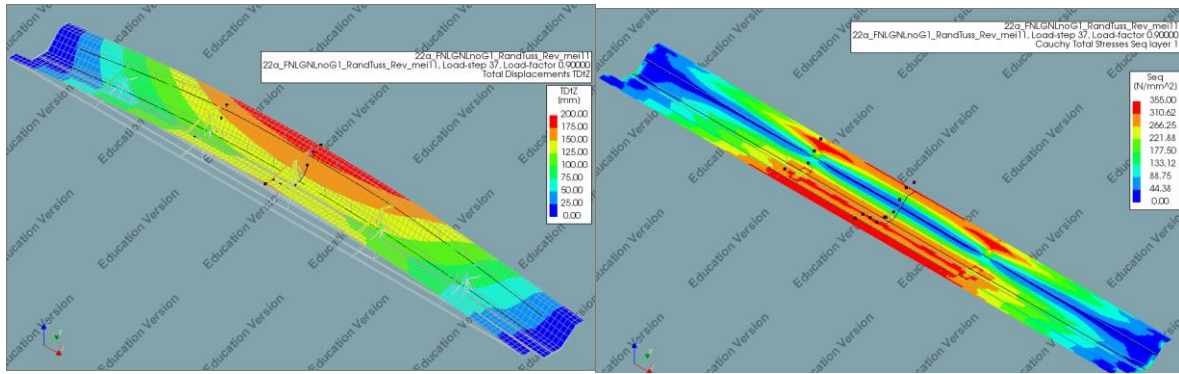
Figuur 72 Normal\_G2: 1000kN/m3. Links: verplaatsing dtZ [mm], rechts:  $\sigma$ -eq [N/mm<sup>2</sup>]



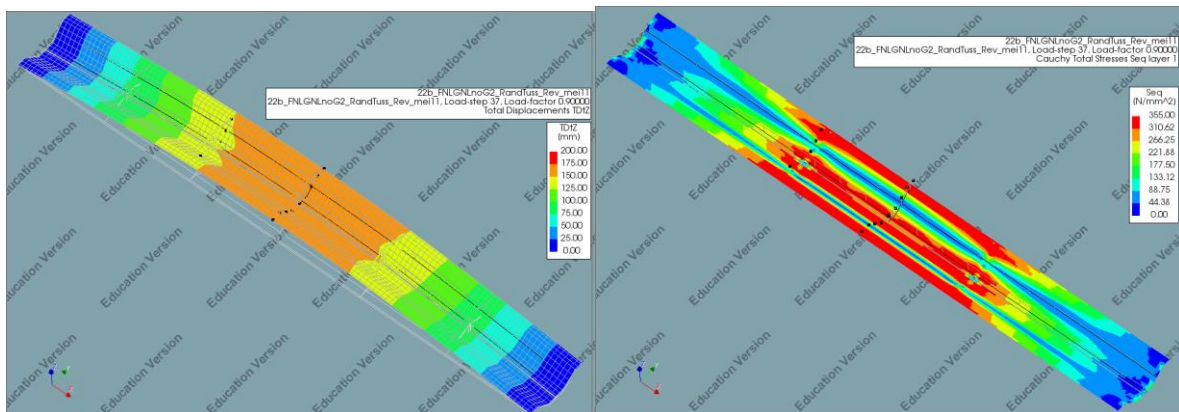
Figuur 73 Normal\_G3: 10.000 kN/m3. Links: verplaatsing dtZ [mm], rechts:  $\sigma$ -eq [N/mm<sup>2</sup>]



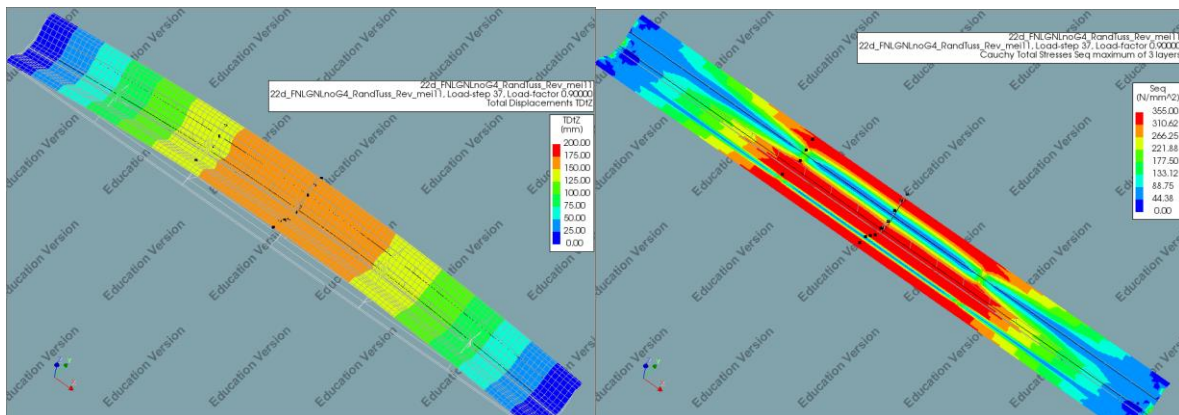
Figuur 74 Normal\_G4: 100.000kN/m3. Links: verplaatsing dtZ [mm], rechts:  $\sigma$ -eq [N/mm<sup>2</sup>]



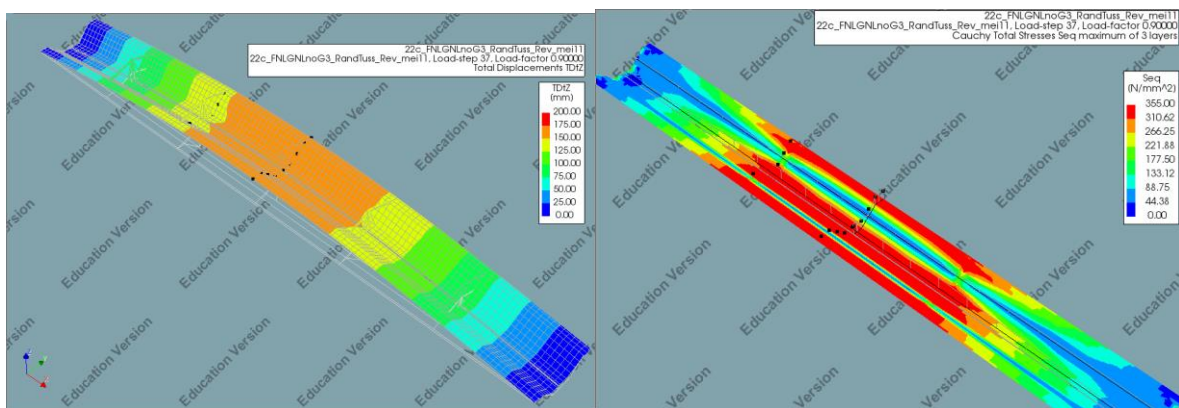
Figuur 75 Reverse\_G1: 100kN/m3. Links: verplaatsing dtZ [mm], rechts:  $\sigma$ -eq [N/mm<sup>2</sup>]



Figuur 76 Reverse\_G2: 1000kN/m3. Links: verplaatsing dtZ [mm], rechts:  $\sigma$ -eq [N/mm<sup>2</sup>]

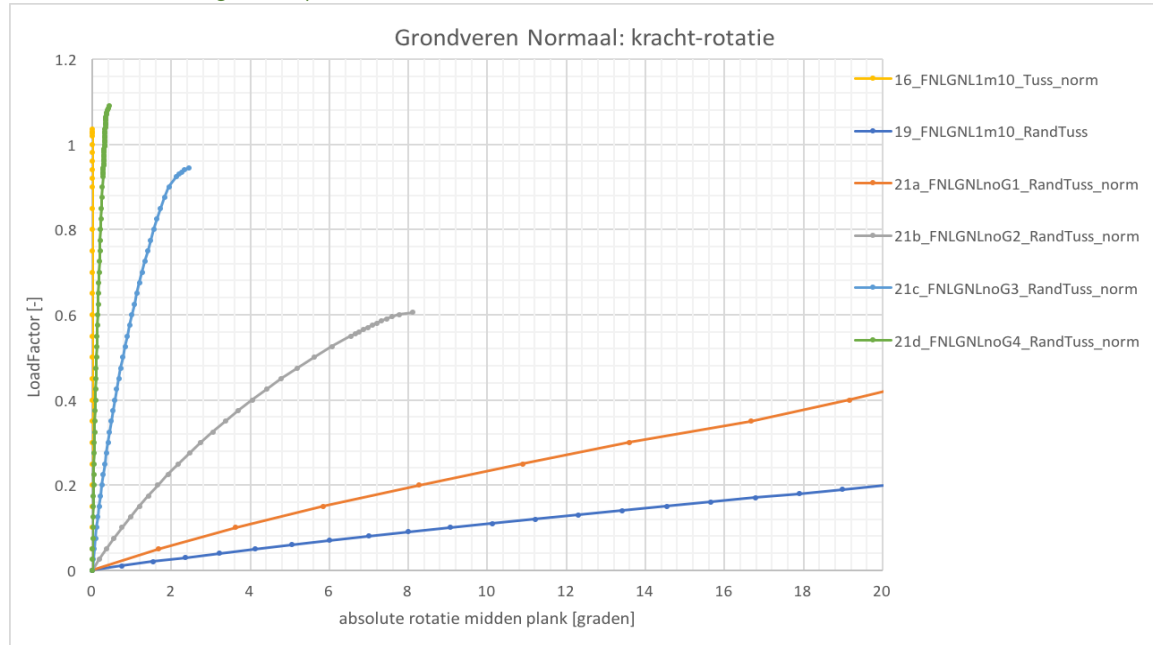


Figuur 77 Reverse\_G3: 10.000kN/m3. Links: verplaatsing dtZ [mm], rechts:  $\sigma$ -eq [N/mm<sup>2</sup>]



Figuur 78 Reverse\_G4: 100.000kN/m3. Links: verplaatsing dtZ [mm], rechts:  $\sigma$ -eq [N/mm<sup>2</sup>]

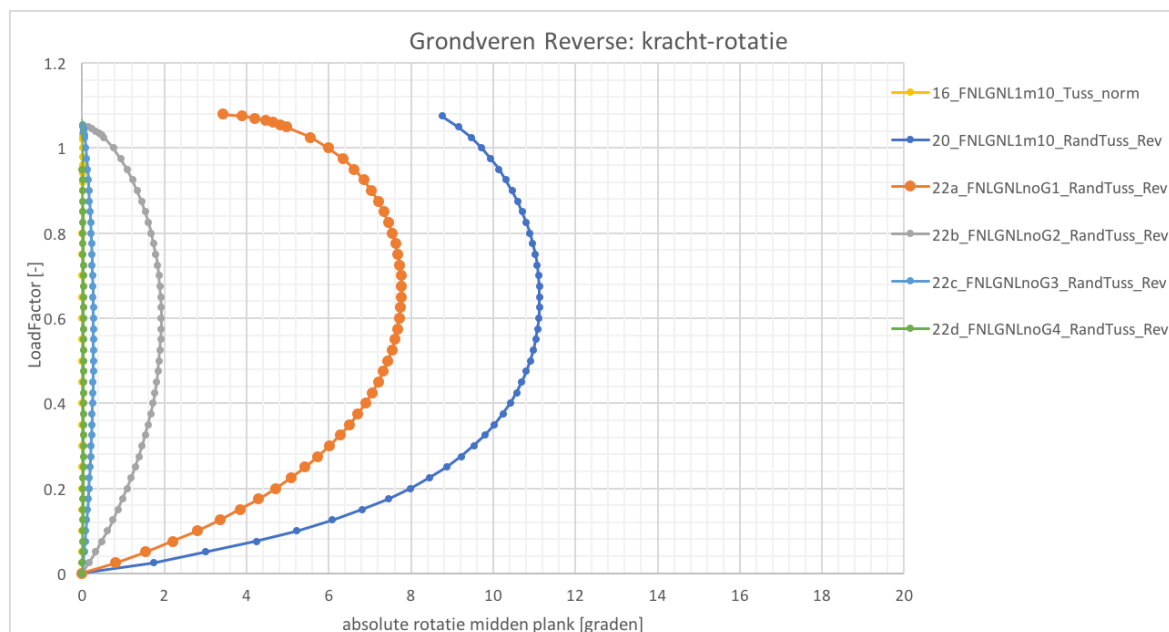
### 7.3.9.4 Invloed grond op Rotaties



**Figuur 79 Kracht-Rotatie: Invloed grondveren op normale configuratie**

Bij de normale configuratie is goed zichtbaar dat de rotaties blijven toenemen. De randplank roteert in de slappe richting, waardoor hij slapper reageert. Gevolg is dat hij op de aansluitende tussenplank steunt. Deze kracht vergroot de rotatie.

Stijvere grond verhindert deze rotatie, vanaf ca 10000kN/m<sup>3</sup> is de rotatie verwaarloosbaar (1°)

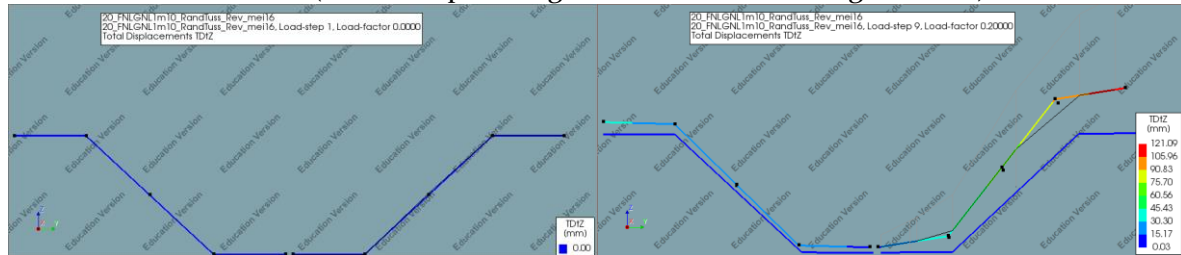


**Figuur 80 Kracht-Rotatie: Invloed grondveren op Reverse configuratie**

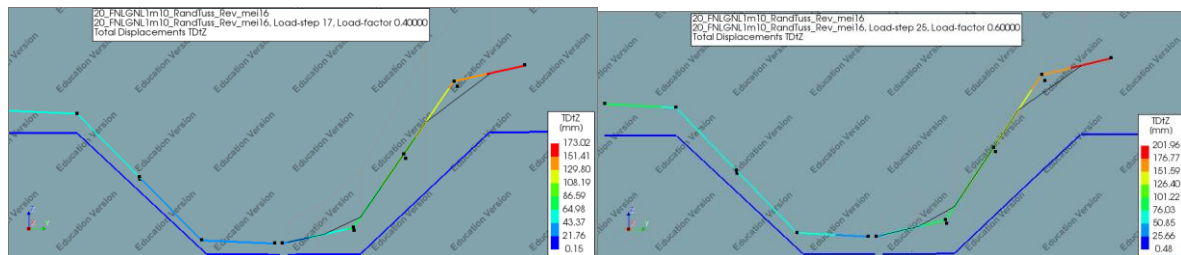
Bij de reverse configuratie is een heel ander beeld zichtbaar. Tot circa 0.6M<sub>el</sub> draait de randplank in profielverhogende richting, maar vanaf ca 0.6M<sub>el</sub> draait deze weer terug. Het vermoeden is dat de rotatie van de randplank voor zoveel extra stijfheid zorgt, dat de aansluitende tussenplank op de randplank steunt. Deze steunkracht levert een tegengesteld moment, waardoor de randplank teruggdraait. Wanneer naar het kracht-verplaatsing diagram wordt gekeken (zie vorige paragrafen), dan is 0.6 M<sub>el</sub> ook de waarde waarbij het geheel stijver reageert dan een continue wand.

Aangezien het weer afnemen van de rotatie niet intuïtief is, zijn hieronder van analyse 20 een aantal dwarsdoorsneden geplot. Dit is een dubbele plank, in reverse configuratie. FNL-GNL+Imp, zonder grond.

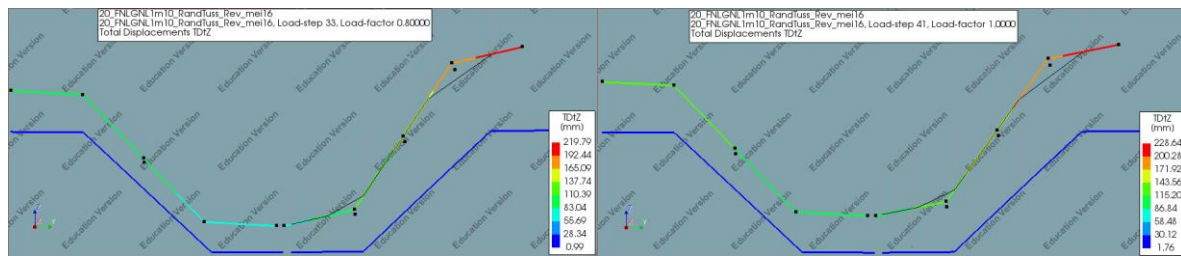
U ziet steeds een dubbele doorsnede op x=0 (referentie) en x=6.0 mtr. De verplaatsing heeft een vaste schaal van 1.0 (schaal verplaatsing is identiek aan schaal geometrie).



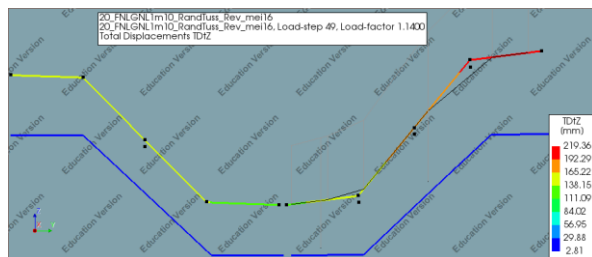
Figuur 81 Verplaatsing bij 0.0 Mel (links) en 0.2 Mel (rechts)



Figuur 82 Verplaatsing bij 0.4 Mel (links) en 0.6 Mel (rechts)



Figuur 83 Verplaatsing bij 0.8 Mel (links) en 1.0 Mel (rechts)



Figuur 84 Verplaatsing bij 1.14 Mel

## 8 Conclusies

In de voorgaande hoofdstukken is uitgelegd hoe het probleem is aangepakt. Vanaf een simpele handberekening is dit via een stavenmodel uitgebreid tot een plaatmodel in Diana. Door alle tussentijdse checks is er vertrouwen geschapen in de juistheid van het plaatmodel. Daarom kan uit de resultaten van dit plaatmodel het nodige aan conclusies getrokken worden.

Hierbij moet men wel bewust zijn van de beperkingen die dit plaatmodel nog heeft. Hierbij moet gedacht worden aan:

- Het slot is sterk versimpeld, wat tot een overschatting van de plooiweerstand kan leiden.
- De opleggingen zijn niet helemaal waarheidsgetrouw, bij grote rotaties kan dit tóch een inklemmingsmoment leveren.
- De afrondingstralen bij de overgang flens-lijf zijn weggelaten. Hierdoor heeft het plaatmodel hier grotere spanningspieken dan in werkelijkheid te verwachten is.
- Het grondmodel is o.b.v. een aantal lineaire veren op knopen i.p.v. een volume-element met elasto-plastisch gedrag.
- Het grondmodel verhindert alleen de rotatie van de plank. Er is geen echte grond-constructie-interactie gemodelleerd.
- De extra belasting op de damwand die ontstaat doordat de belasting die normaal op de overgeslagen planken zou staan, over de rest verdeeld moet worden, is niet meegenomen.
- De koppeling van de twee planken is versimpeld door een paar tyings zonder schuif- en rotatiestijfheid. (voor invloed slotstijfheid zie bijlage 9)
- Een 4-puntsbuigproef is niet de werkelijke situatie, maar een sterke versimpeling van de werkelijkheid.
- Er is geen rekening gehouden met normaalkracht.
- Er is slechts één planktype onderzocht, met slechts één veldlengte.

### 8.1 Onderzoeksvragen Discontinue Damwand

#### **Voor wat betreft de sterkte en stijfheid van discontinue damwand:**

*Een discontinue wand lijkt anders te reageren dan een continue wand. Indien hier geen rekening mee gehouden wordt, zou dat tot een overschatting van de stijfheid met een factor 2.6 kunnen leiden. Daarnaast kan de sterkte met een factor 1.6 overschat worden. Dit geldt voor een combinatie van een rand+tussenplank, zonder verponsing, met de ongesteunde flens op druk, in slappe grond. Een configuratie die enkel uit randplanken bestaat, kan ongunstiger zijn. Bij een configuratie waarin de ongesteunde flens op trek staat, kan bij lage belasting de stijfheid met een factor 1.6 overschat worden. Bij hoge belasting kan dit juist tot een onderschatting met een factor 1.2 leiden. Deze oriëntatie lijkt geen significante negatieve invloed op de sterkte te hebben.*

#### **Voor wat betreft de bezwijkmechanismen van discontinue damwand:**

*Rotatie van de randplank zorgt voor een verandering van het effectieve weerstandsmoment. Hierdoor zal de uiterste vezel van de flens eerder of juist later vloeien. Het gebruikte model van een klasse 3 profiel, geeft in het traject tot  $M_{elastisch}$  verder geen aanleiding tot het beschouwen van andere bezwijkmechanismen dan het vloeien van de flenzen. De versimpeling van het slot geeft hier echter mogelijk een te gunstig beeld. Het traject voorbij  $M_{elastisch}$  is niet beschouwd.*

## 8.2 Voor de, gangbare, “reverse”-configuratie.

Indien een discontinue wand in de “reverse” richting wordt belast, waarbij de ongesteunde flens op trek staat, dan zijn voor dit versimpelde model de volgende conclusies te trekken. Hierbij moeten de beperkingen van het model zoals eerder genoemd in acht genomen worden. Afhankelijk van de werkelijke situatie kunnen de resultaten verschillen.

- Bij lage grondstijfheid is de stijfheid van het systeem bij lage belastingen lager dan bij een continue wand. Dit kan oplopen tot een factor 1.6.
- Bij lage grondstijfheid is de stijfheid van het systeem bij hoge belasting juist hoger dan bij een continue wand. Dit is in de orde van een factor 1.2.
- Bij een grondstijfheid van 10000 kN/m<sup>3</sup> of hoger, is de rotatie dusdanig beperkt, dat het systeem redelijk gelijkwaardig aan een continue wand reageert.
- Onafhankelijk van de grondstijfheid heeft een dubbele plank in de gangbare “reverse” configuratie voldoende sterkte om tot het elastisch weerstandsmoment belast te worden.
- De huidige methode (Concretio, 2015) benadert de stijfheid van het systeem bij lage belastingen goed. Bij hogere belastingen en/of grondstijfheden lijkt deze methode de stijfheid te onderschatten. De door Concretio voorgestelde reductie in sterkte wordt in de simulaties niet gevonden.

## 8.3 Voor de “normale”-configuratie.

Indien een discontinue wand in de “normale” richting wordt belast, dan verandert het beeld. De “normale” configuratie, waarbij de ongesteunde flens op druk staat, lijkt in eerste instantie niet gangbaar bij de toepassing van discontinue damwand als SVLC. Maar een inklemmingsmoment onder in een verankerde “reverse” wand, is een voorbeeld conform deze ongunstige oriëntatie. Op basis van het onderzoek met het beperkte model (zie eerder) kunnen de volgende conclusies getrokken worden:

- Bij lage grondstijfheid reageert het systeem ca. 2.6 keer slapper dan een continue wand.
- Bij (middel)lage grondstijfheid (100 en/of 1000 kN/m<sup>3</sup>) bezwijkt het systeem al bij circa 0.6  $M_{el}$ . Een mogelijke verklaring hiervoor is dat de stijfheid van de randplank zo sterk afneemt dat de naastgelegen plank door de hierop toegenomen belasting plastisch bezwijkt.
- Alleen bij een relatief hoge grondstijfheid van 50 à 100 MN/m<sup>3</sup> is de rotatie van de randplank beperkt, en wordt het volledig elastisch moment bereikt.

## 9 Bronnen

- Abspoel, R., & Bijlaard, F. (2005). *Steel Structures 3. Part: Stability of steel plate structures CT4121*. TU Delft.
- Ahmed, D. (2016). Non-linear analysis of quay wall combi-pile infill sheets. *Institution of Civil Engineers*, (pp. 86-95).
- ArcelorMittal. (2016). *Piling Handbook, 9th edition*. Luxembourg.
- Aukema, E., & Joling, A. (1997). A 3D Numerical Simulation of Oblique Bending in a Steel Sheet Pile Wall.
- Bourne-Webb, P. G. (2006). Elastic-plastic flexure of embedded retaining walls. *Numerical Methods in Geotechnical Engineering* (pp. 383-389). London: Taylor & Francis Group.
- Bourne-Webb, P. K. (2011). Analysis of model sheet pile walls with plastic hinges. *Géotechnique*, 487-499.
- combinatie dijkverbetering HOP. (2015). BijlageII = UNO DO Constructies, Uitgangspuntennote DO stabiliteitsschermen.
- Concretio. (2015). Berekening eindplank damwand, dijkversterking HOp.
- D.A.Kort. (2002). Steel Sheet Pile Walls in Soft Soils. *Proefschrift*.
- Deltares. (2013). Ontwerp stabiliteitsschermen (typeII) in primaire waterkeringen (groene versie).
- Deltares. (2016). Ontwerpleidraad stabiliteitverhogende langsconstructies in primaire waterkeringen.
- Deltares. (2016). Ontwerprichtlijn in de grond ingebedde stabiliteitverhogende langsconstructies in primaire waterkeringen.
- DIANA FEA bv. (2016). DIANA User's Manual, Release 10.1.
- Fabien, D. (2005). *Finite element analysis of composite sheet piles subjected to uniform load and harsh environments*. Montreal: McGill University.
- Hartsuijker. (sd). *Toegepaste Mechanica, deel 2: Spanning, vervormingen, verplaatsingen*.
- Hartsuijker, W. (sd). *Mechanica, Statisch onbepaalde constructies en bezwijkanalyse*.
- NEN-EN 1993-1-1 + C2 + A1. (2016). EC3: Ontwerp en berekening van staalconstructies - Deel 1-1: Algemene regels en regels voor gebouwen.
- NEN-EN 1993-1-3+NB. (2006). EC3 Ontwerp en berekening van staalconstructies - Deel 1-3: Aanvullende regels voor koudgevormde dunwandige profielen en platen.
- NEN-EN 1993-1-5. (sd). EC3: Ontwerp en berekening van staalconstructies - Deel 1-5: Constructieve plaatvelden.
- NEN-EN 1993-5. (sd). Ontwerp en berekening van staalconstructies - Deel 5: Palen en Damwanden.
- SBR. (sd). CUR166 Damwand.
- Stark, A. (2010). *Steel Structures 3, CT4121, Part: Cold Formed Sections*. TU Delft Lectures.
- Tjepkema, D., & Maljaars, J. (2012). Verschil in toetsmethoden plooi gevoelige elementen. *Bouwen met Staal*, 42-47.

De bronnen zijn geraadpleegd via de portals van de bibliotheken van de TU Delft en de HvA. Langs deze weg was er onder andere toegang tot Scopus, ScienceDirect, worldcat, het NEN en Briswarenhuis.

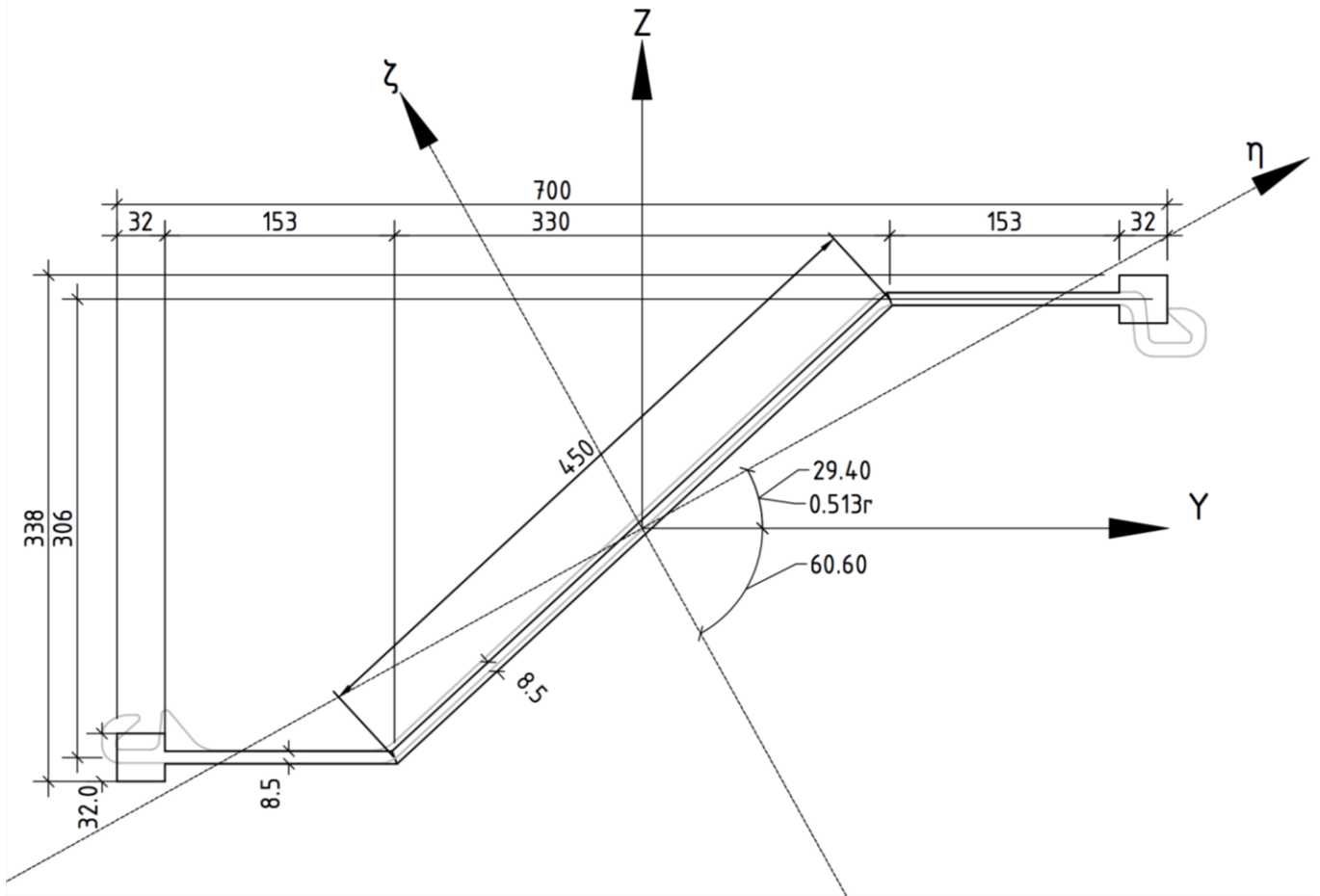
Daarnaast zijn er gesprekken gevoerd met dhr. W.L Schipper (Concretio) en mw. H. Larsen(Deltares).

## 10 Bijlagenlijst

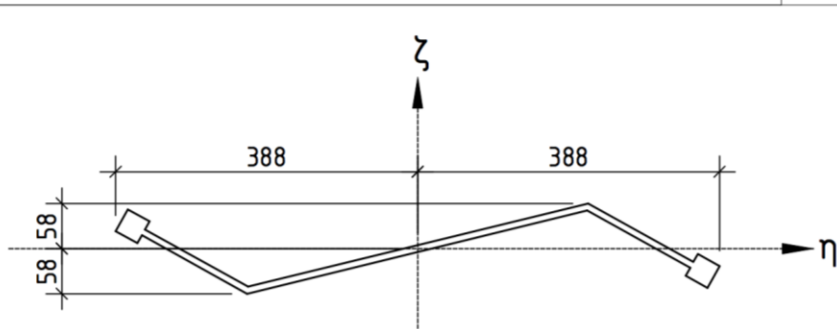
- 1) Versimpelde Geometrie en assenstelsels
- 2) Eigenschappen Versimpelde modellen
- 3) Resultaten stavenmodel
- 4) Controle Euler/Linsta module
- 5) Stappenplan aanmaken analyses
- 6) Configuratiefiles Diana
- 7) Handberekeningen Maple
- 8) Gespreksverslagen



### 10.1 Bijlage 1: Versimpelde Geometrie en Assenstelsel



AZ12-700 versimpeld		AZ12-700 Arcelor dwg	
Area:	8471.4515121	Area:	8623.187
Perimeter:	1750.4003558	Perimeter:	1916.494
Bounding box:	X: -350.00 -- 350.00	Bounding box:	X: -359.880 -- 375.620
	Y: -168.7500000 -- 168.7500000		Y: -156.475 -- 157.525
Centroid:	X: 0.000	Centroid:	X: 0.000
	Y: 0.000		Y: 0.000
Moments of inertia:	X: 1.3842797E+08	Moments of inertia:	X: 132184433.496
	Y: 4.2010121E+08		Y: 444618255.106
Product of inertia:	XY: -2.3254427E+08	Product of inertia:	XY: -230028968.582
Radii of gyration:	X: 127.8300644	Radii of gyration:	X: 123.810
	Y: 222.6886345		Y: 227.070
Principal moments and X-Y directions about centroid:		Principal moments and X-Y directions about centroid:	
I:	7397356 along [0.871216 0.490899]	I:	10341908.913 along [0.884 0.468]
J:	5.51131E+08 along [-0.490899 0.871216]	J:	566460779.690 along [-0.468 0.884]



## 10.2 Bijlage 2: Eigenschappen versimpelde modellen

### 10.2.1 Bijlage 2A. Eigenschappen Plaatmodel in Excel

AZ12-700							
Hoogte plank (hp):	314	mm	Hoek lijf:	0.7470009	rad	"dikte" lijf	
Breedte plank (bp):	700	mm	tf:	8.5	mm	bnetto:	12.51 mm
						hnetto:	11.58 mm
Y-as Izz	b	h	A	z.p. (e)	leigen	Isteiner	Itotaal
	mm	mm	mm <sup>2</sup>	mm	mm <sup>4</sup>	mm <sup>4</sup>	mm <sup>4</sup>
Slot	32	32	1024	153	8.74E+04	2.40E+07	2.41E+07
Flens	153	8.5	1300.5	153	7.83E+03	3.04E+07	3.05E+07
lijf	12.5	305.5	3821.9	0	2.97E+07	0.00E+00	2.97E+07
Flens	153	8.5	1300.5	-153	7.83E+03	3.04E+07	3.05E+07
Slot	32	32	1024	-153	8.74E+04	2.40E+07	2.41E+07
			8470.89				138743693.8
			84.7089			<b>Izz =</b>	<b>13874 cm<sup>4</sup></b>
			86.2 Arcelor				13220 Arcelor
			86.2 Autocad				13218 Autocad
			-2% delta A				5% delta Izz
Z-as Iyy	b	h	A	z.p. (e)	leigen	Isteiner	Itotaal
	mm	mm	mm <sup>2</sup>	mm	mm <sup>4</sup>	mm <sup>4</sup>	mm <sup>4</sup>
Slot	32	32	1024	334	8.74E+04	1.14E+08	1.14E+08
Flens	153	8.5	1300.5	241.5	2.54E+06	7.58E+07	7.84E+07
lijf	330	11.6	3822.9	0	3.47E+07	0.00E+00	3.47E+07
Flens	153	8.5	1300.5	-241.5	2.54E+06	7.58E+07	7.84E+07
Slot	32	32	1024	-334	8.74E+04	1.14E+08	1.14E+08
			8471.933				420104639.3
			84.71933			<b>Iyy =</b>	<b>42010 cm<sup>4</sup></b>
							44462 Autocad
							-6% delta Iyy
Iyz	b	h	A	e-y	e-z	Itotaal	
	mm	mm	mm <sup>2</sup>	mm	mm	mm <sup>4</sup>	
Slot	32	32	1024	334	153	5.23E+07	
Flens	153	8.5	1300.5	257.5	153	5.12E+07	
lijf	8.5	450	3825	82.5	76.5	2.41E+07	
Flens	153	8.5	1300.5	257.5	153	5.12E+07	
Slot	32	32	1024	334	153	5.23E+07	
			8474			231270324.8	
			84.74			<b>Iyz =</b>	<b>23127 cm<sup>4</sup></b>
							23003 Autocad
							1% delta Iyz
Torsie	b	h	A	Itors			
	mm	mm	mm <sup>2</sup>				
Slot				0	0		
Flens	185	8.5	1572.5	37871			
lijf	450	8.5	3825	92119			
Flens	185	8.5	1572.5	37871			
Slot				0	0		
				167860.83	mm <sup>4</sup>		
			<b>Itors</b>	<b>16.786</b>	<b>cm<sup>4</sup></b>		
Hoofd-traagheidsassen Cirkel v Mohr.							
gemiddelde			27942.42				
Iyy-gem=			14068.05				
Iyz			23127.03				
radius:			27069.72				
alpha			0.51215	rad			
alpha			29.34404	graden			
gemiddeld+radius=	<b>Iηη</b>		<b>55012</b>	<b>cm<sup>4</sup></b>			
gemiddeld-radius=	<b>Iζζ</b>		<b>872.7</b>	<b>cm<sup>4</sup></b>			
	Iηη		55113	Autocad	0% Delta Iηη		
	Iζζ		739.7	Autocad	18% Delta Iζζ		

## 10.2.2 Bijlage 2B. Eigenschappen Stavenmodel in Excel

STAVENMODEL				42.838921	"dikte" Iijf		
Hoogte plank (hp):	316 mm	Hoek Iijf:	0.7476802 rad	bnetto:	14.71		
Breedte plank (bp):	700 mm	tf:	10 mm	hnetto:	13.64		
<b>Y-as Izz</b>	<b>b</b>	<b>h</b>	<b>A</b>	<b>z.p. (e)</b>	<b>Ieigen</b>	<b>Isteiner</b>	<b>Itotaal</b>
	mm	mm	mm <sup>2</sup>	mm	mm <sup>4</sup>	mm <sup>4</sup>	mm <sup>4</sup>
Slot	150	10	1500	153	1.25E+04	3.51E+07	3.51E+07
Flens	240	9	2160	153	1.46E+04	5.06E+07	5.06E+07
Iijf	14.7	102.0	1500.0	0	1.30E+06	0.00E+00	1.30E+06
Flens	240	9	2160	-153.5	1.46E+04	5.09E+07	5.09E+07
Slot	150	10	1500	-153	1.25E+04	3.51E+07	3.51E+07
			8820 mm <sup>2</sup>				173039328.8 mm <sup>4</sup>
			88.2 cm <sup>2</sup>			<b>Izz =</b>	<b>17304 cm<sup>4</sup></b>
			86.2 Arcelor				13220 Arcelor
			86.2 Autocad				13218 Autocad
			2% delta A				31% delta Izz
<b>Z-as Iyy</b>	<b>b</b>	<b>h</b>	<b>A</b>	<b>z.p. (e)</b>	<b>Ieigen</b>	<b>Isteiner</b>	<b>Itotaal</b>
	mm	mm	mm <sup>2</sup>	mm	mm <sup>4</sup>	mm <sup>4</sup>	mm <sup>4</sup>
Slot	150	10	1500	350	2.81E+06	1.84E+08	1.87E+08
Flens	240	9	2160	80	1.04E+07	1.38E+07	2.42E+07
Iijf	109.9902	13.6	1500.0	0	1.51E+06	0.00E+00	1.51E+06
Flens	240	9	2160	-80	1.04E+07	1.38E+07	2.42E+07
Slot	150	10	1500	-350	2.81E+06	1.84E+08	1.87E+08
			8820 mm <sup>2</sup>				423021231.2 mm <sup>4</sup>
			88.2 cm <sup>2</sup>			<b>Iyy =</b>	<b>42302 cm<sup>4</sup></b>
							44462 Autocad
							-5% delta Iyy
<b>Iyz</b>	<b>b</b>	<b>h</b>	<b>A</b>	<b>e-y</b>	<b>e-z</b>	<b>Itotaal</b>	
	mm	mm	mm <sup>2</sup>	mm	mm	mm <sup>4</sup>	
Slot	150	10	1500	153	350	8.03E+07	
Flens	240	9	2160	153	80	2.64E+07	
Iijf	150	10	1500	26.5	26.5	1.05E+06	
Flens	240	9	2160	-153.5	-80	2.65E+07	
Slot	150	10	1500	-153	-350	8.03E+07	
			8820 mm <sup>2</sup>			214666575 mm <sup>4</sup>	
			88.2 cm <sup>2</sup>			<b>Iyz =</b>	<b>21467 cm<sup>4</sup></b>
							23003 Autocad
							-7% delta Iyz
<b>Torsie</b>	<b>b</b>	<b>h</b>	<b>A</b>	<b>Itors</b>			
	mm	mm	mm <sup>2</sup>				
Slot			0	0			
Flens	185	8.5	1572.5	37871			
Iijf	450	8.5	3825	92119			
Flens	185	8.5	1572.5	37871			
Slot			0	0			
				167860.83 mm <sup>4</sup>			
			<b>Itors</b>	<b>16.786 cm<sup>4</sup></b>			
<b>Hoofd-traagheidsassen Cirkel v Mohr.</b>							
	gemiddelde	29803.03					
	Iyy-gem=	12499.1					
	Iyz	21466.66					
	radius:	24840.39					
	alpha	0.521763 rad					
	alpha	29.89481 graden					
	gemiddeld+radius=	<b>Iηη</b>	<b>54643 cm<sup>4</sup></b>				
	gemiddeld-radius=	<b>Iζζ</b>	<b>4962.6 cm<sup>4</sup></b>				
		Iηη	56646 Autocad	-4%	Delta Iηη		
		Iζζ	1034 Autocad	380%	Delta Iζζ		

### 10.3 Bijlage 3: Resultaten stavenmodel

Van de 6 varianten worden op de volgende pagina's een aantal resultaten getoond. Deze zijn op basis van een geometrisch- en fysisch lineaire berekening. De invloed van de verdraaiing op de stijfheid, en het overschrijden van een vloeigrens zijn dus niet meegenomen in de resultaten. Er is alleen een plot gemaakt van de belasting in positieve richting (naar beneden). Bij fysisch lineair levert het omkeren van de belastingrichting ook een omkering van de verplaatsingen op. Dus is dubbel plotten zinloos.

Van elke variant worden in een aantal doorsnedes de volgende knoopverplaatsingen getoond:

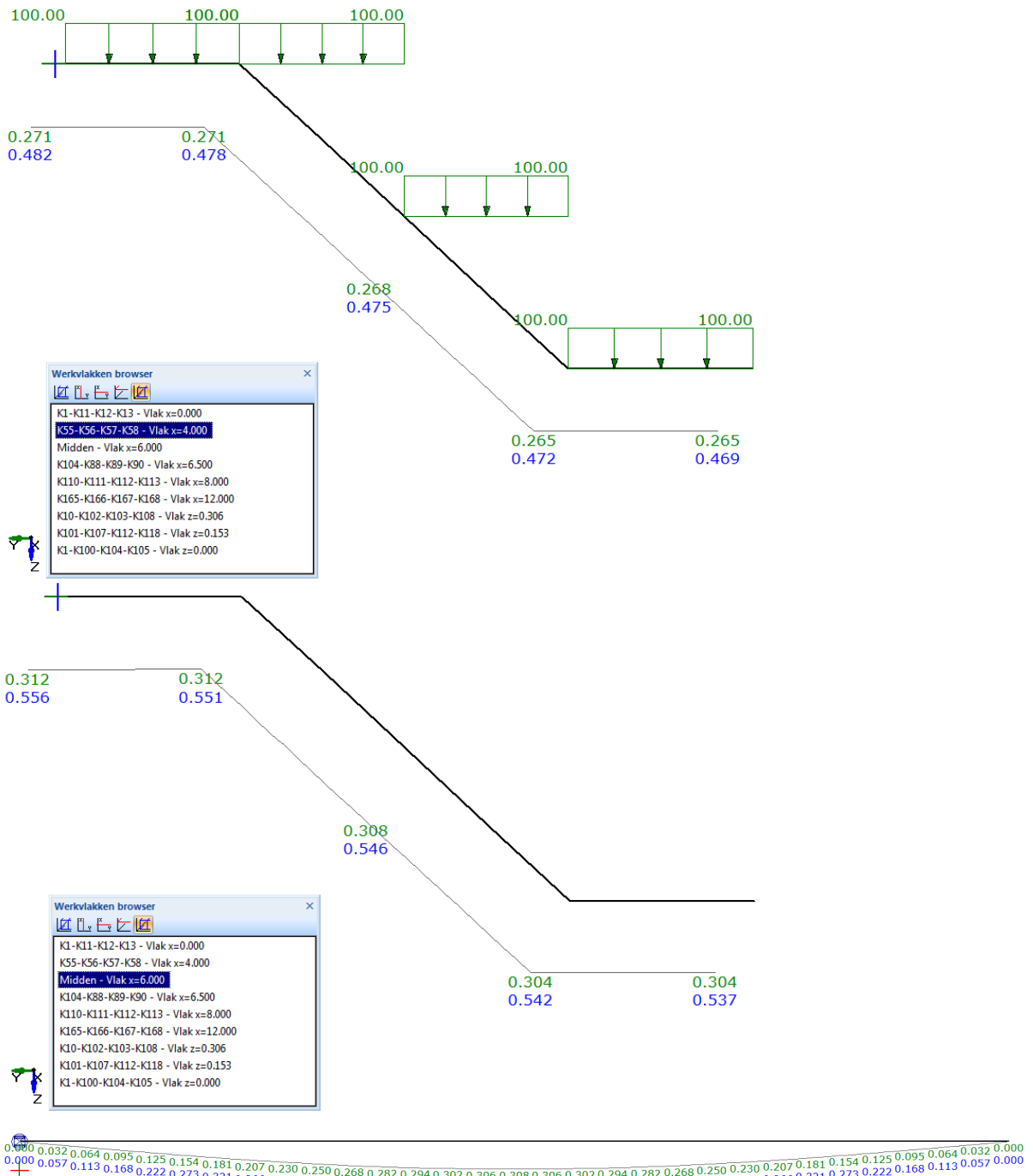
- doorsnede  $x = 4,00$  m (krachtsinleiding)
- doorsnede  $x = 6,00$  m (midden veld)
- doorsnede  $z = 0,15$  m (uitbuiging hart lijf = lengteas)

In elke screenshot staat linksonder het gekleurde assenstelsel, bij elke knoop staan de verplaatsingen (in meter) in dezelfde kleuren.

### 10.3.1 Varianten

#### 10.3.1.1 Enkele volledig vrije plank

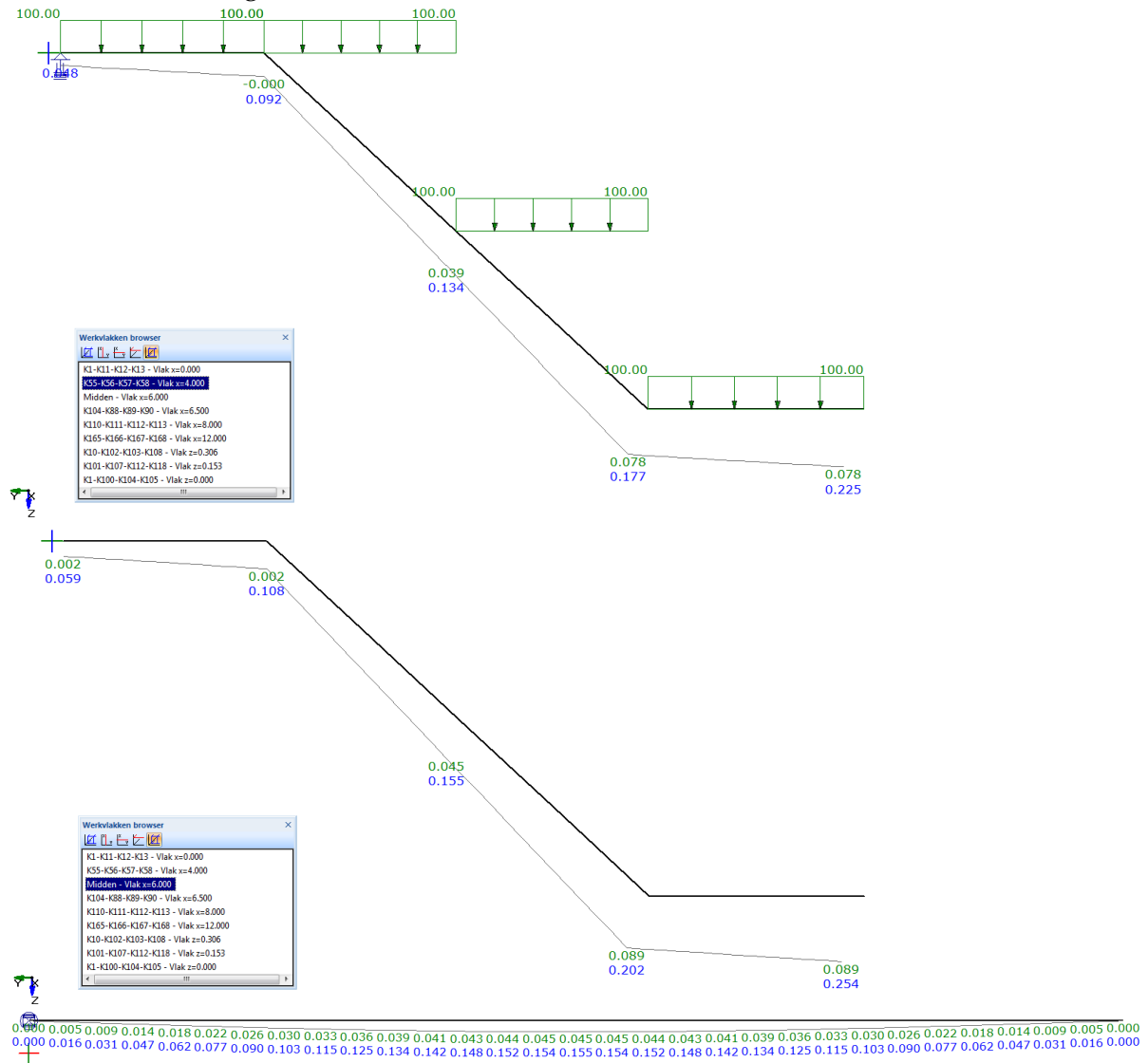
Bij de volledige vrije plank, is goed zichtbaar dat de plank in 2 richtingen verplaatst. Hij buigt om beide hoofdasen.



In het bovenaanzicht hieronder is ook goed zichtbaar dat de lengteas zijdelings kromt.

### 10.3.1.2 Enkele randplank, 1 kant zijdelingse verplaatsing verhinderd

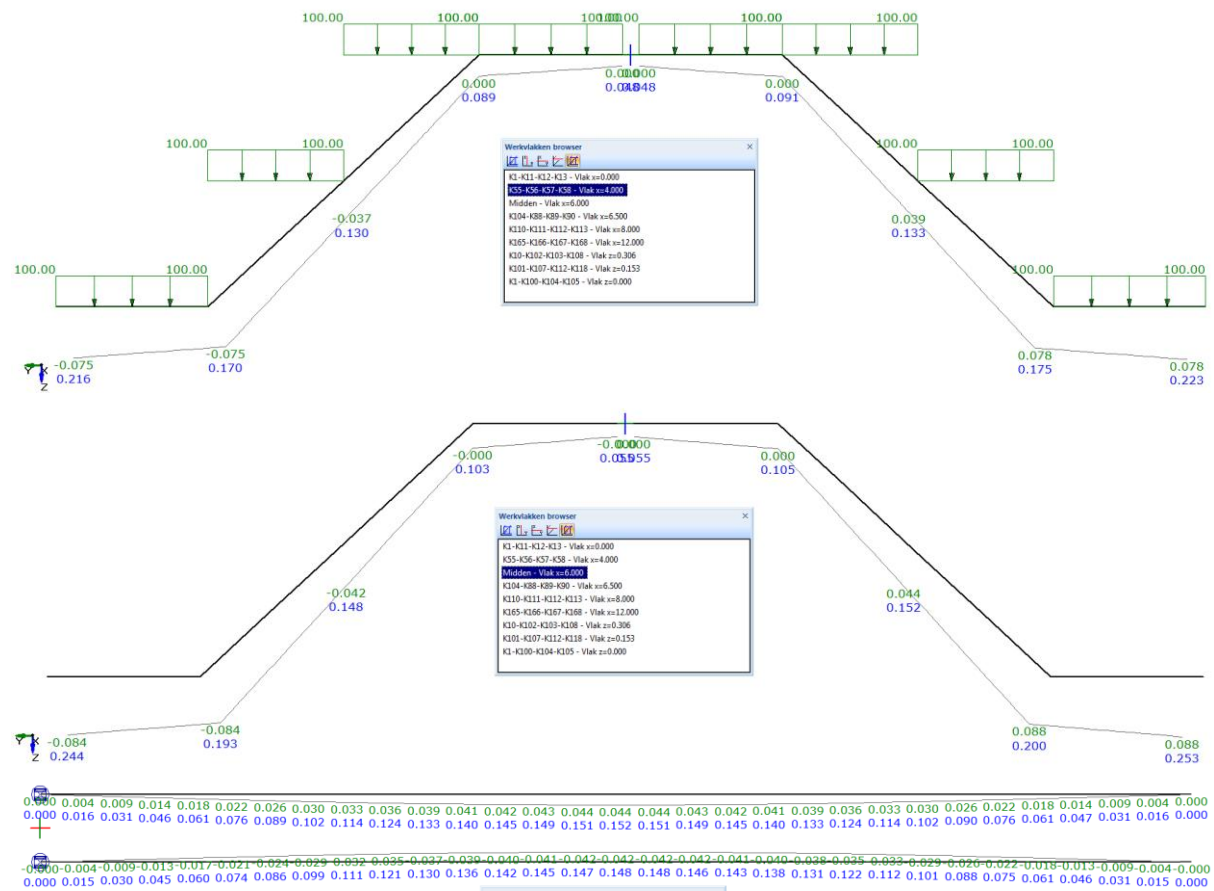
Hier is duidelijk de rotatie zichtbaar. Daar waar de zijdelingse verplaatsing verhinderd wordt (links), is de zakking het kleinst.





### 10.3.1.4 Vrijstaande dubbele plank, scharnierend gekoppeld.

Het slot(scharnier) verplaatst niet zijdelings, en de resultaten komen goed overeen met die van de enkele randplank.

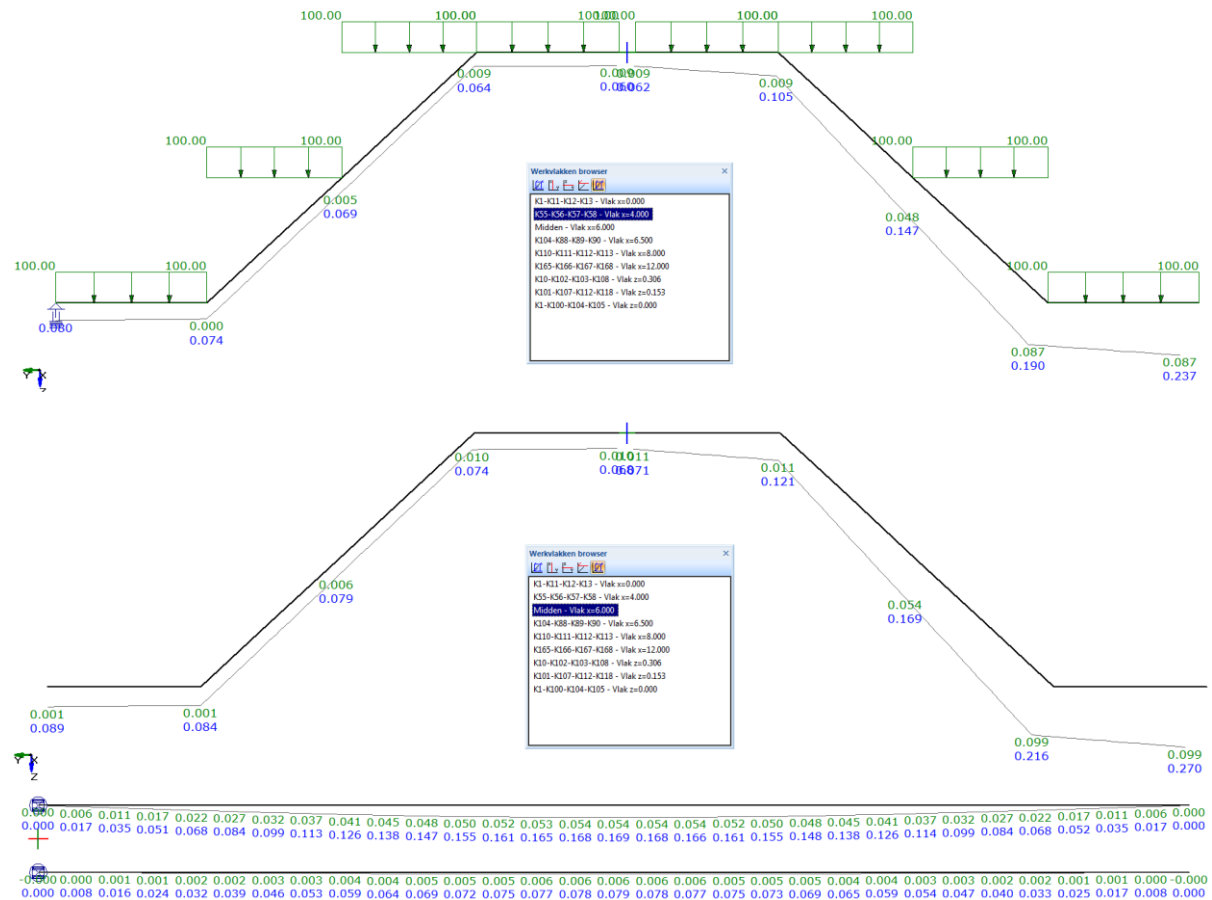


De lengteassen buigen symmetrisch iets naar elkaar toe.



### 10.3.1.5 Randplank, scharnierend aan tussenplank.

De tussenplank roteert, waardoor het slot/scharnier tussen de planken zijdelings verplaatst. De aan een tussenplank gekoppelde randplank reageert dus anders dan de enkele randplank.



Duidelijk is dat de lengtes van de tussenplank amper zijdelings uitbuigt, terwijl de randplank een 10 keer zo grote verplaatsing ondergaat.



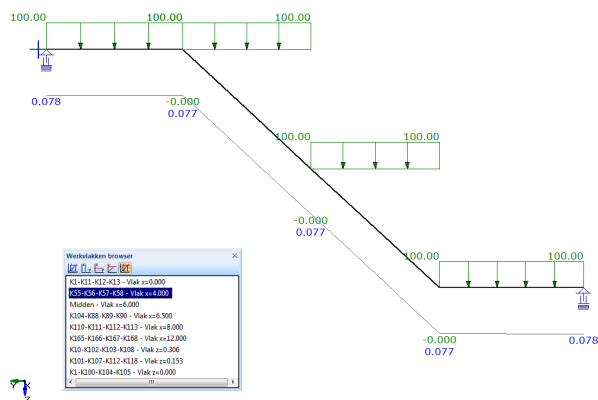
### 10.3.2 Invloed geometrisch niet lineariteit.

Interessant is om te kijken of geometrisch niet-lineair (GNL) gedrag veel invloed heeft op de verplaatsingen. Daarom hieronder een vergelijk. We zien de doorsnede op  $x=4,0$  m.

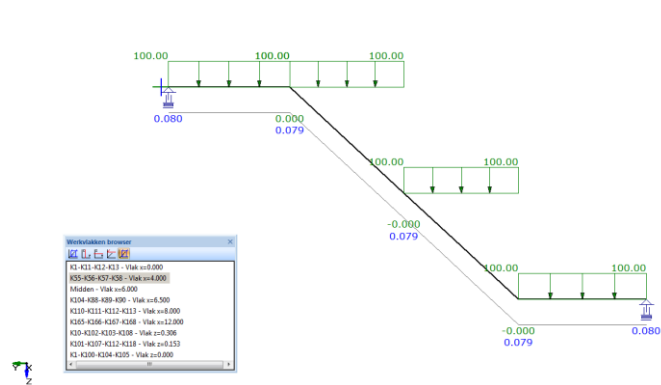
#### 10.3.2.1 Tussenplank

Als eerste een controle van de tussenplank. Zonder rotatie zou deze weinig last van GNL gedrag moeten hebben, zolang we ruim onder het elastisch moment blijven.

Bij de tussenplank komen de resultaten van de GNL en GL overeen (77 vs 79mm zakking < 3% afwijking):



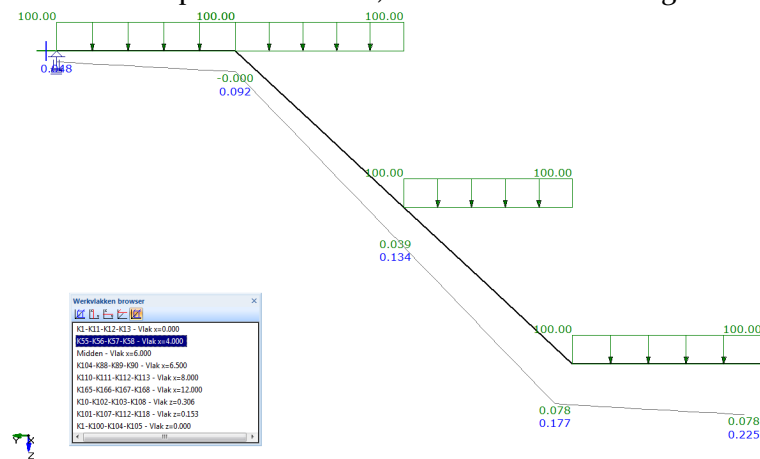
Figuur 85 enkele tussenplank GL



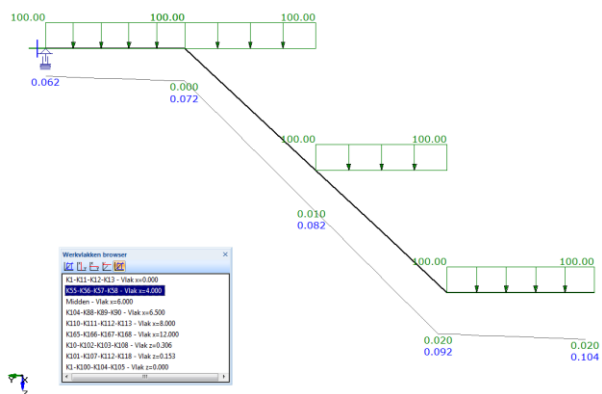
Figuur 86 enkele tussenplank GNL

### 10.3.2.2 Randplank

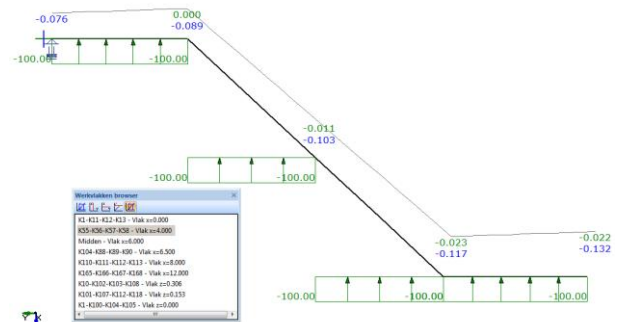
Voor de randplank wordt GL, GNL en GNL met omgekeerde belasting vergeleken:



Figuur 87 Enkele randplank, GL



Figuur 88 Enkele randplank, GNL



Figuur 89 Enkele randplank, GNL, belastingrichting omgekeerd

Zichtbaar is dat bij GNL de verplaatsingen en rotaties in beide gevallen kleiner zijn dan bij de GL berekening. Dat is onverwacht. De aanname was dat de ene richting stijver zou reageren, door rotatie in een richting met een hoog traagheidsmoment, en de andere slapper zou reageren, door rotatie in de slappe richting. Dat verschil in stijfheid is wel zichtbaar (103 vs 82mm zakking = 20%), maar waarom GNL alsnog zoveel stijver reageert, is niet direct duidelijk.

## 10.4 Bijlage 4: Controle Euler / Linear Stability/Linsta module

### 10.4.1 Reden controle.

Tijdens de eerste controle lijken de plooilasten van Diana af te wijken van de handberekeningen. Daarom wordt onderzocht waar dit mogelijk aan kan liggen.

Wat is er al?

- Hand flens op Eulerse knik (kolom-knik)
- Hand flens op plooi, zonder slot ongesteund (2 methodes)
- Diana compleet profiel met slot

Wat is er nodig om te kijken of de stap van hand naar Diana geloofwaardig is?

- Diana flens zonder slot op Eulerse knik
- rand gesteund:
  - Diana flens zonder slot op normaalkracht
  - Diana flens met slot op normaalkracht
  - Diana volledig profiel zonder slot op normaalkracht
  - Diana volledig profiel met slot op normaalkracht

Welke resultaten zijn er nodig van deze tussenstappen?

- Omschrijving randvoorwaarden
- Lijst met de buckling loads
- Buckling loads omgerekend naar kritieke normaalspanning
- Plaatjes van de eerste plooi vorm.

Wat kan er met deze resultaten gedaan worden?

- tabel
- Proberen verschillen te verklaren

#### 10.4.2 Resultaten

Voor elk mechanisme wordt een hand- en een computerberekening gemaakt en vergeleken. De bezwijklast wordt omgerekend naar een kritieke spanning. Bij de computerberekeningen is de opgelegde normaalkracht steeds 1N/mm<sup>2</sup>, de buckling load is dus de normaalspanning in het profiel.

##### 10.4.2.1 Mechanisme 1: Eulerse knik

#### Hand

Een vrijstaande plaat, met afmetingen van de flens 185x8.5 mm, als geschoorde kolom. Met gebruik formule:

$$\sigma_{knik} := \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I}{l_{buc}^2 \cdot A} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot \left( \frac{1}{12} \cdot b \cdot h^3 \right)}{l_{buc}^2 \cdot b \cdot h} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot h^2}{12 \cdot l_{buc}^2}$$

Flens 185x8.5mm zwakke richting: 0,086659 N/mm<sup>2</sup> (veldlengte 12m)

Alleen het slot 32x32mm: 1,22822 N/mm<sup>2</sup> (veldlengte 12m)

#### Diana

Alléén de flens. Alleen ondersteuning op begin en einde.

Kritieke spanning: 0.086661 N/mm<sup>2</sup>.



Flens + slot 32x32mm. Alleen ondersteuning op begin en einde.

Kritieke spanning 0.85939 N/mm<sup>2</sup>



### 10.4.2.2 Plooi gesteunde flens

#### Hand:

Flens 185x8.5mm. Aan één lange zijde gesteund. Berekening zie bijlage plooi.

Spanningsreductiemethode (dictaat CT4121): 173N/mm<sup>2</sup>.

Doorsnedereductiemethode (NEN-EN-1993-1-5): 273 N/mm<sup>2</sup>.

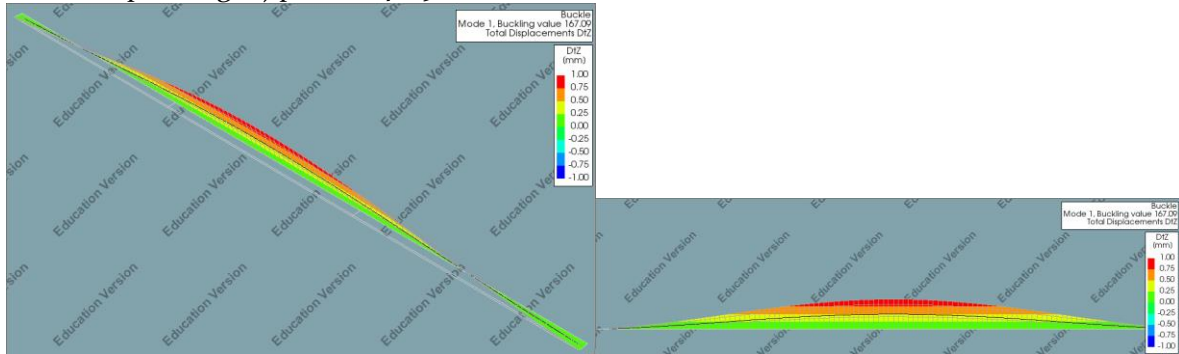
#### Diana:

Flens zonder slot:

Alleen de flens. Eén lange zijde op een vast scharnier opgelegd(y,z verhinderd, x=rol.

Normaalkracht is in x-richting). Andere lange zijde ongesteund. Geen slot.

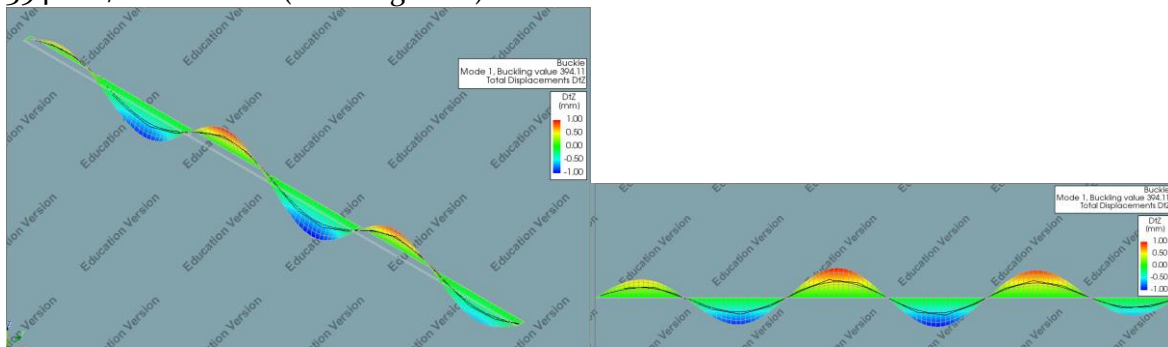
Kritieke spanning bij plooi: 167.09 N/mm<sup>2</sup>



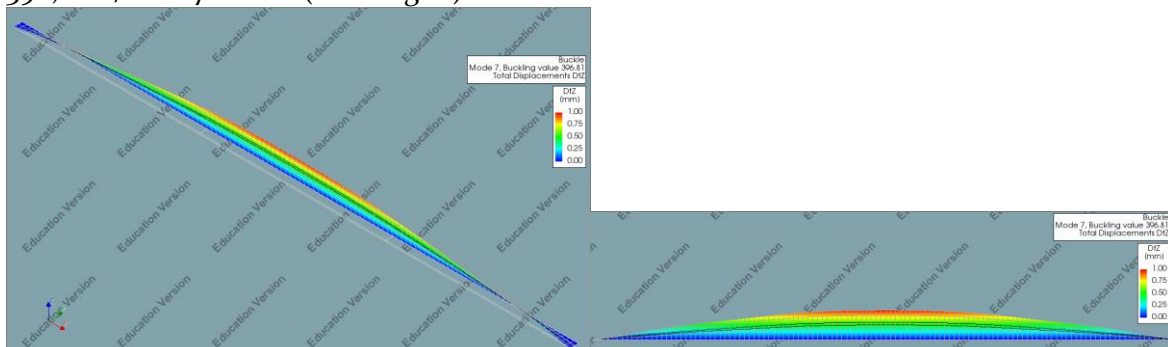
#### Flens met slot 32mm:

Idem als hierboven, nu met slot 32x32mm

394.11 N/mm<sup>2</sup> 1<sup>e</sup> mode (6 halve golven):



396.81 N/mm<sup>2</sup> 7<sup>e</sup> mode (1 halve golf):



### 10.4.2.3 Knik/plooi complete plank

#### Hand:

In Diana lijkt de plank globaal te torderen, dat is misschien wel vergelijkbaar met het uitknikken van de flens in de sterke richting:

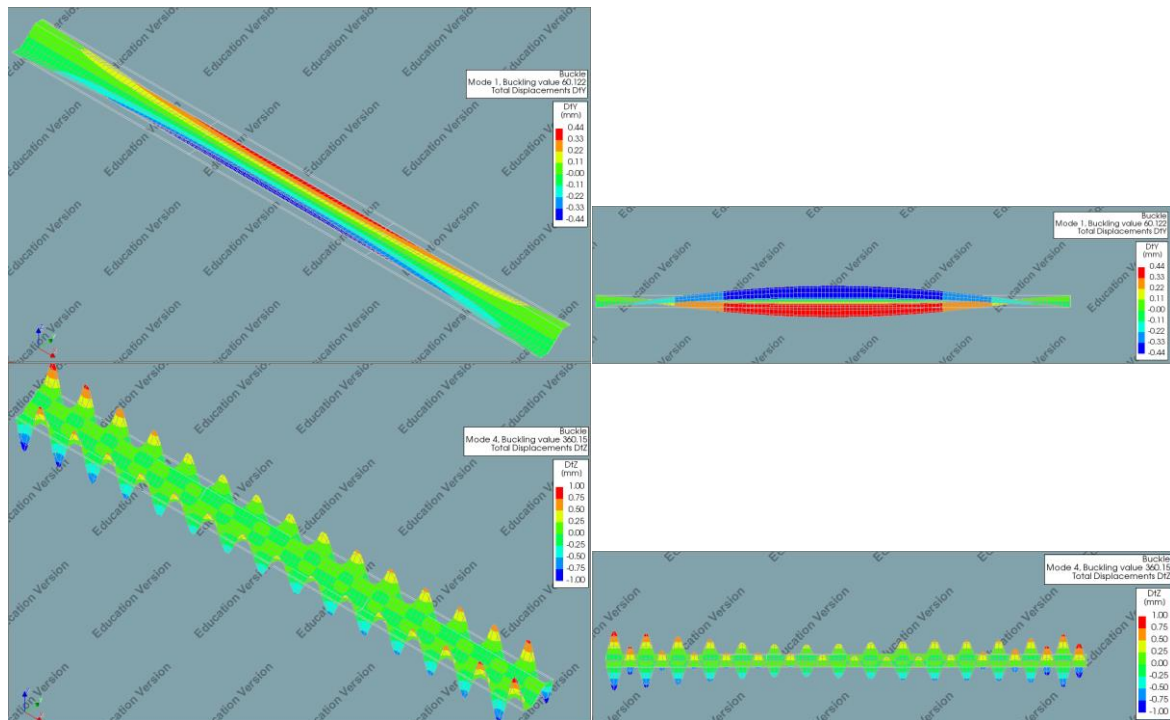
Flens 185x8.5mm sterke richting: 41,05 N/mm<sup>2</sup> (veldlengte 12m)

#### Diana:

Complete profiel op normaalkracht. Uiteinden scharnierend opgelegd. Hart van het lijf op een vast scharnier opgelegd (y&z=verhinderd, x=rol. Normaalkracht is in x-richting). Geen slot, flensdikte 8.5mm.

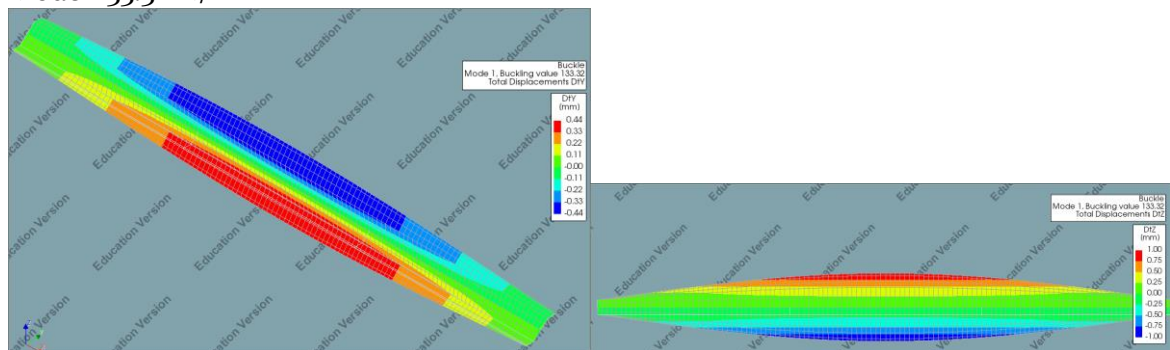
Mode1 60.122 N/mm<sup>2</sup> (global torsional)

Mode4 360N/mm<sup>2</sup> (plooi flenzen)



Idem als hierboven, nu met slot 32x32mm.

Mode1 133.32 N/mm<sup>2</sup>





### 10.4.3 Conclusie:

De resultaten zijn in de volgende tabel samengevat.

Situatie:	Methodede:	Element:	Slot:	Ondersteuning	Spanning (N/mm <sup>2</sup> )	Opm.
<b>Eulerse knik</b>	Hand	Flens	Nee	Geen	0.086659	Zwakke richting
	Diana	Flens	Nee	Geen	0.086661	
	Diana	Flens	Ja	Geen	0.85939	Slot + Flens
	Hand	Slot	Ja	Geen	1.22822	Alléén het slot
<b>Plooi Flens</b>	Hand	Flens	Nee	1 rand	173	SRM
	Hand	Flens	Nee	1 rand	273	DRM
	Diana	Flens	Nee	1 rand	167	
	Diana	Flens	Ja	1 rand	394	Mode1: 6 halve golven
	Diana	Flens	Ja	1 rand	397	Mode7: 1 halve golf
<b>Plooi Plank</b>	Hand	Flens	Nee	zwakke richting	41.05	Sterke richting
	Diana	Plank	Nee	midden lijf	60	Mode1: Global torsional
	Diana	Plank	Nee	midden lijf	360	Mode4: plooi flenzen
	Diana	Plank	Ja	midden lijf	133	Mode1: Global torsional
<b>Verskil tussen hand en Diana:</b>						
<b>Eulerse knik:</b>	0.002%		Simpel model, erg accuraat			
<b>Plooi Flens:</b>	-3.42%		Iets complexer, nog steeds binnen enkele %			
<b>Plooi Plank:</b>	-32%		Complex, hand is slechts een zeer groffe schatting, want ander mechanisme.			

Hieruit blijkt dat bij de simpele Eulerse knik, de analytische benadering en Diana erg goed overeenkomen. Bij de plooi van de Flens wordt de afwijking iets groter, maar is nog steeds acceptabel. Bij het plooiën van de complete plank is de handberekening niet meer representatief, omdat deze niet het volledige mechanisme omvat. Wel geeft het mooi aan dat het roteren van de plank mogelijk is, door het uitknikken van de flens.

Deze studie geeft vertrouwen in Diana. Er blijkt voldoende kennis & ervaring aanwezig om knik- en plooi problemen te modelleren in Diana, en daar de juiste randvoorwaarden bij te kiezen. Daarnaast blijken de gevonden "buckling loads" ook echt de waarden waarbij de plooi fenomenen optreden.

## 10.5 Bijlage 5: aanmaken analyses en DCF files Diana

Start Diana

Laad bronfile

Kopieer base-analyse

Rename analyse naar (ID FLGLImp Planktype loaddir date)

Rename fase naar (ID FLGLImp Planktype loaddir date)

Save file

Stel randvoorwaarden in analyse

Stel GNL FNL in analyse

Stel belastingrichting in analyse

Stel grove load-steps in, en zoek eindpunt

Save

Stel fijne load-steps in

Save

Run full analysis

Save

Selecteer 10 nodes via node-group

Output dx dy dz in table

In excel file displacements:

    Create new excel tab and name (ID FLGLImp Planktype loaddir)

    CMD-C CMD-v in new excel tab

    Save excel

    Sort by node-id

    Create plot DZ voor nodes hart lijf: 2182 en 449

    Save

Output von Mises stresses in table

In excel file stresses:

    Create new excel tab and name (ID FLGLImp Planktype loaddir)

    CMD-C CMD-v in new excel tab

    Save excel

    Create pivot table

    Create plot stress vs load

    Save

Voor de herhaalbaarheid van de sommen, is hieronder de configuratie van 1 van de analyses geplaatst. Er is altijd met expliciete stepsizes gewerkt.

## Analysis definition: 19\_FNLGNL1m10\_RandTuss\_mei15

```
19_FNLGNL1m10_RandTuss_mei15
Structural stability
Structural stability
Evaluate model
  Evaluate elements
    Evaluate reinforcements
      Grid evaluation options
        Require full element-section coverage = F
    Average nodal normals
      Tolerance angle = 0.349066
    Evaluate composed elements
  Assemble elements
    Tolerance = 1e-06
Eigenvalue analysis
Define stability analysis
  Stiffn
    Load set = 3
Imperfection pattern
  Imperfection type = Buckling mode
  Buckling mode
    Mode number = 1
    Maximum value = 10
Execute eigenvalue analysis
  Solver method = Implicitly restarted Arnoldi method
  Solver type = Parallel direct
  Number of eigenfrequencies = 7
  Maximum number of iterations = 30
  Convergence criterion tolerance = 1e-06
Output eigenvalue analysis
Structural nonlinear
Structural nonlinear
  Evaluate model
  Nonlinear effects
  Physical nonlinear
    Plasticity
      Tangent stiffness = First order
      Maximum number of iterations = 25
      Sub-stepping in internal iteration = 0.01
      Yield function tolerance = 0.0001
    Creep
      Creep approximation = Zero order
      Maximum number of iterations = 1
      Stress accuracy tolerance = 0.0001
  Corrosion influence
  Temperature influence
  Concentration influence
  Cracking
    Crack normal stiffness = Secant
    Threshold angle between cracks = 60
    Tension cut-off tolerance = 0.001
  Total strain based cracking
    Crack normal stiffness = Secant
  Nonlinear elastic material
  Viscoelastic material
  Viscoplastic material
  Degree of reaction dependent material
  Maturity dependent material
  Pressure influence
  Hyperelastic material
  Interface nonlinearity
  Contact
```

Material shrinkage  
Simple soil material  
Simple stress dependent material  
Kotsovos concrete material  
Engineering masonry material  
Undrai  
Liquef  
Press2  
Microp  
Humidi  
Perfectly matched layer material  
Geometrical nonlinear  
Formulation = Total Lagrange  
Linear stress/strain determination for linear elements = F  
Recompute total stress for modified elasticity = F  
Execute steps  
Solution method  
Method = Parallel Direct Sparse  
Convergence tolerance = 1e-08  
Parallel Direct Sparse  
Factorization  
Output

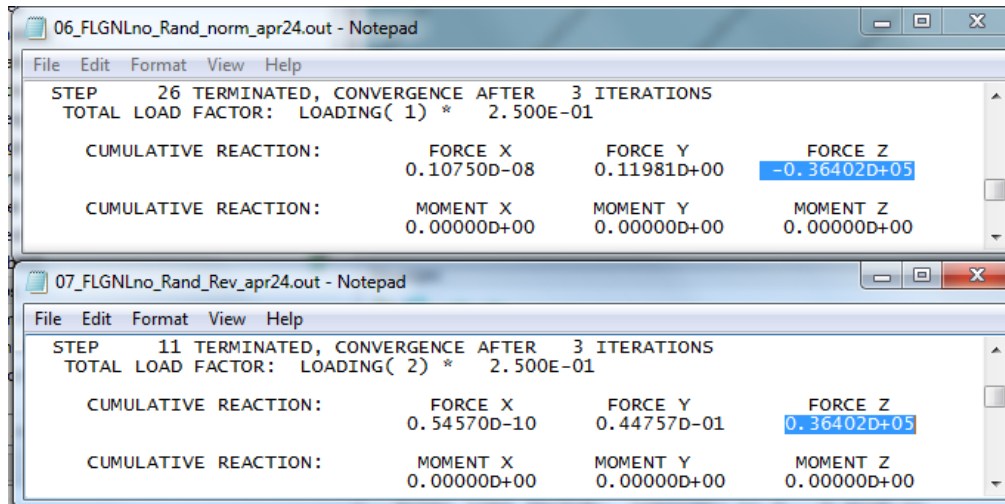
## DCF Commands

```
*PHASE LABEL="19_FNLGNL1m10_RandTuss_mei15"
  BEGIN ACTIVE
    ELEMEN "SlotOnder 1" "FlensOnder 1" "Lijf 1" "FlensBoven 1" "SlotBoven 1" \
          "SlotOnder 2" "SlotOnder 3" "FlensOnder 2" "FlensOnder 3" "Lijf 2" \
          "Lijf 3" "FlensBoven 2" "FlensBoven 3" "SlotBoven 2" "SlotBoven 3" \
          "DSlotOnder 4" "DFlensOnder 4" "DLijf 4" "DFlensBoven 4" \
          "DSlotBoven 4" "DSlotOnder 5" "DSlotOnder 6" "DFlensOnder 5" \
          "DFlensOnder 6" "DLijf 5" "DLijf 6" "DFlensBoven 5" \
          "DFlensBoven 6" "DSlotBoven 5" "DSlotBoven 6" /
    SUPPOR "Translate-Planken" "TussenplankWand" "TussenplankEindopleg"
    FIXHEA ALL
    FIXPOT ALL
    FIXTEM ALL
    TYINGS "scharnierSlot"
  END ACTIVE
*EULER LABEL="Structural stability"
  BEGIN EIGEN
    STABIL STIFFN LOAD 3
    IMPERF BUCKLI MAX 10.0000
    BEGIN EXECUT
      PARDIS
      NMODES 7
      MAXITE 30
    END EXECUT
    BEGIN OUTPUT
      TEXT "Output eigenvalue analysis"
      BINARY
      SELECT MODES ALL /
    END OUTPUT
  END EIGEN
*NONLIN LABEL="Structural nonlinear"
  MODEL OFF
  TYPE GEOMET
  BEGIN EXECUT
    BEGIN LOAD
      LOADNR 3
      STEPS EXPLIC SIZES 0.000000 0.0100000(45) 0.00200000(25)
    END LOAD
    BEGIN ITERAT
      METHOD NEWTON
      CONVER ENERGY OFF
    END ITERAT
  END EXECUT
  SOLVE PARDIS
  BEGIN OUTPUT
    TEXT "Output"
    BINARY
    SELECT STEPS ALL /
  END OUTPUT
  BEGIN OUTPUT
    TEXT "OutputVonMises"
    BINARY
    SELECT STEPS ALL /
    STRESS TOTAL CAUCHY VONMIS INTPNT
  END OUTPUT
*END
```

## 10.6 Bijlage 6: Verificatie belasting

### 10.6.1 Invloed rotatie op belasting.

Belangrijk om te weten is dat Diana de belasting eenmalig mesht, en daarna niet meer update. Dat betekent dat als de plank in een richting draait waardoor hij mogelijk een groter oppervlak draagt, dit geen invloed heeft op de totale belasting. Dit is geverifieerd door van 2 situaties (één waarin de plank linksom draait, en één waarin de plank rechtsom draait) de oplegreacties te vergelijken. De oplegreactie in Z-richting zou moeten zijn:  $700\text{mm} \cdot 104\text{N/mm} \cdot 2 \cdot 2.500 \cdot 10^{-1}$  (belastingstap) = 36400 N. Oplegreacties in X- en Y zijn zoals verwacht circa 0 N.



The image shows two Notepad windows displaying simulation results. The top window, titled '06\_FLGNLno\_Rand\_norm\_apr24.out', shows results for a normal orientation. The bottom window, titled '07\_FLGNLno\_Rand\_Rev\_apr24.out', shows results for a reverse orientation. Both windows report convergence after 3 iterations and a total load factor of 2.500E-01. The cumulative reaction forces and moments are listed in the following tables.

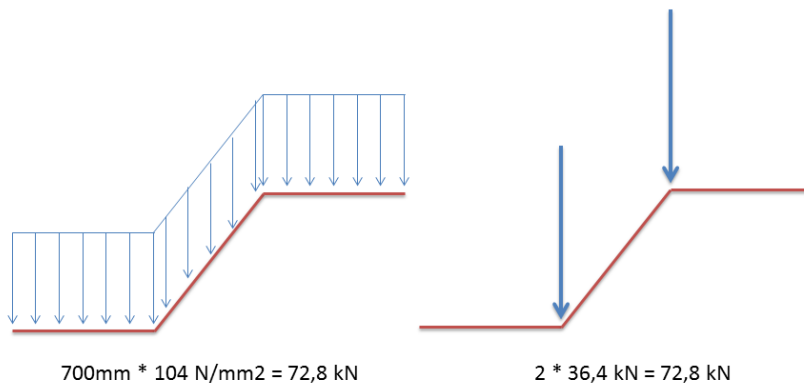
Orientation	Force X	Force Y	Force Z	Moment X	Moment Y	Moment Z
Normal (STEP 26)	0.10750D-08	0.11981D+00	-0.36402D+05	0.00000D+00	0.00000D+00	0.00000D+00
Reverse (STEP 11)	0.54570D-10	0.44757D-01	0.36402D+05	0.00000D+00	0.00000D+00	0.00000D+00

Figuur 90 Vergelijking oplegreacties, boven normale oriëntatie, onder reverse.

### 10.6.2 Invloed flensbuiging op bezwijken.

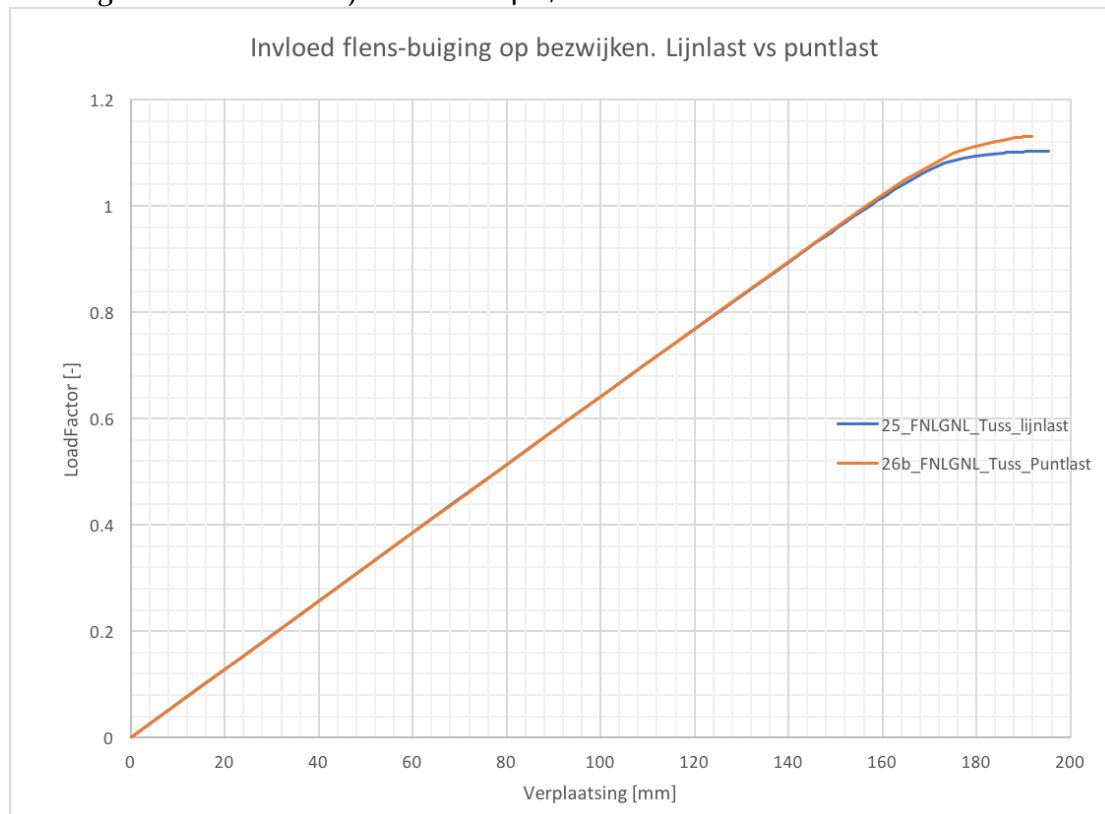
De lijnlast die op het uitkragende deel van de flens aangrijpt, veroorzaakt buiging in de flens. Dat levert een over de dikte verlopende trek- en drukspanning op in de Y-richting. Deze dient gecombineerd te worden met de over de dikte constante trek- of drukspanning die wordt veroorzaakt door het buigend moment in de damwand-plank.

Het vermoeden bestaat dat dit ervoor zorgt dat in de boven- danwel onderkant van de flens eerder vloeit optreedt, waardoor de plank als geheel minder sterk reageert. Daarnaast levert het ook een buigend moment op in het lijf.



**Figuur 91 Lijnlast vs puntlasten**

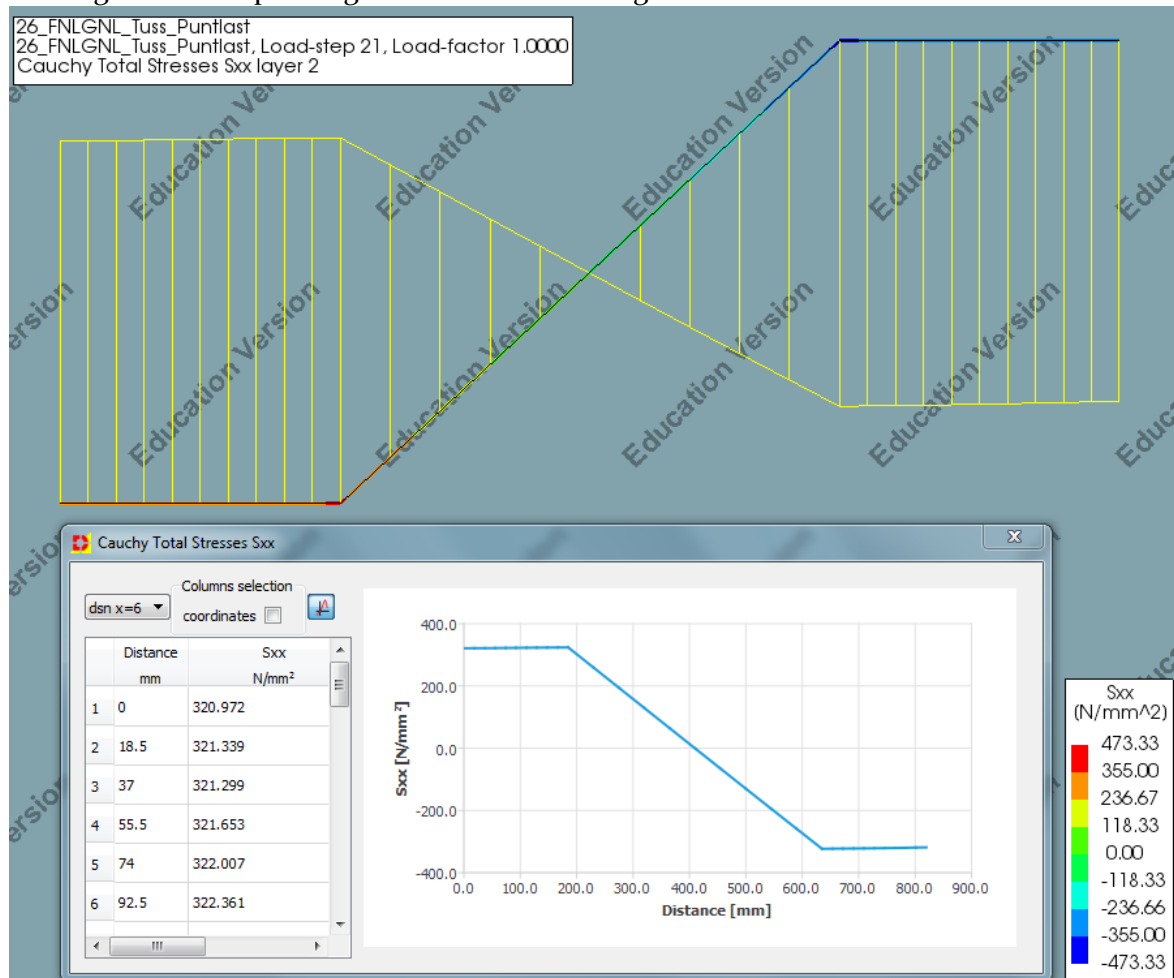
De invloed hiervan is onderzocht door bij een tussenplank de lijnlast te vervangen door 2 puntlasten. De resultaten v.w.b. het kracht-verplaatsingsdiagram ziet u in Figuur 92. De plank met de puntlasten bezwijkt 2.5% eerder. Dit verschil is relatief klein, dus acceptabel. Er wordt verder gerekend met een lijnlast van 104 N/mm².



**Figuur 92 Invloed flens-buiging op bezwijken**

### 10.6.3 Spanningsverdeling

In het volledige onderzoek is gebruikt gemaakt van het model met de lijnlasten. De puntlasten zijn echter ook gebruikt om te controleren of de spanningsverdeling in het profiel geloofwaardig is. De spanningen zijn geplot in het lokale assenstelsel van de elementen. De buig- en schuifspanning worden achtereenvolgens beschouwd.



Figuur 93 Buigspanningsverdeling bij 1.0 Mel. Doorsnede op x=6, middelste layer.

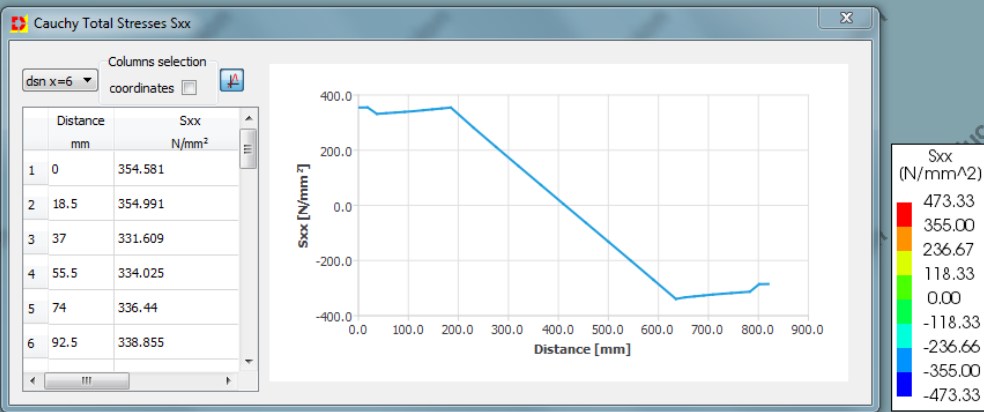
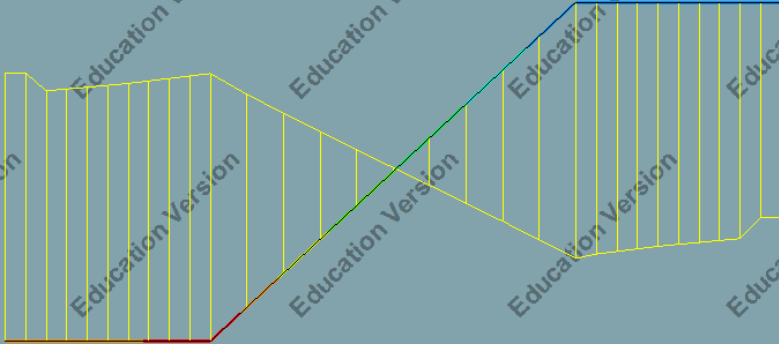
De gebruikte plaelementen bevatten 3 layers. Boven, midden en onder. Indien naar de middelste layer gekeken wordt, dan is de spanningsverdeling bij 1.0  $M_{el}$  zoals in Figuur 93. Duidelijk is dat boven- en onderflens een identieke spanning van ca 322  $N/mm^2$  hebben, en dat over het lijf de buigspanning lineair overgaat van plus naar min 322  $N/mm^2$ .

In Figuur 94 de buigspanning in de onderkant van de plaat, bij een identieke belasting. Duidelijk is dat het slot de uiterste vezel bevat, hier is de buigspanning 355  $N/mm^2$ . Ook is de overgang tussen slot en flens duidelijk zichtbaar en scherp afgebakend.

Indien de belasting wordt opgevoerd naar 1.134 $M_{el}$ , dan is in Figuur 95 zichtbaar dat door plaatselijke vloeï de overgang tussen flens en slot vloeïender wordt. Ook is zichtbaar dat de spanning in de onderzijde van het onderste slot met slechts een factor 358.78/354.99= 1.01 is toegenomen, terwijl de belasting met een factor 1.134 is verhoogd. Er treedt duidelijk vloeï op. Ook in een deel van het lijf zie je dat de spanning gelijk wordt aan die in de flens. Dit komt overeen met de verwachting van een plastisch scharnier/doorsnede.

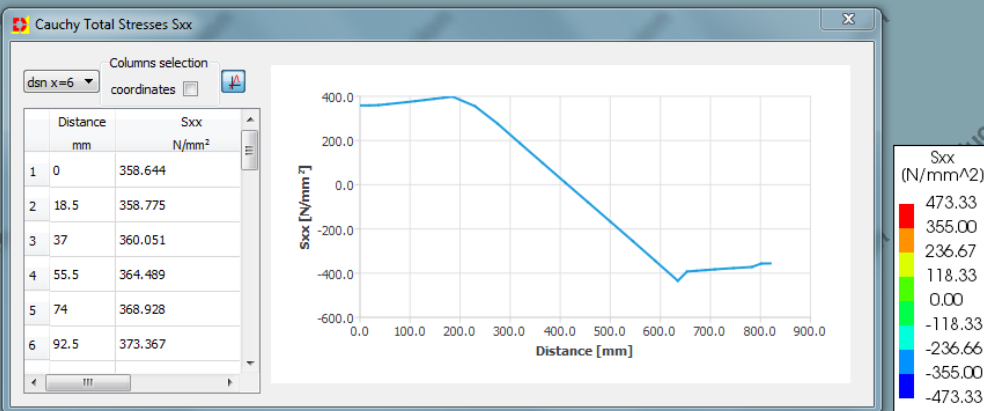
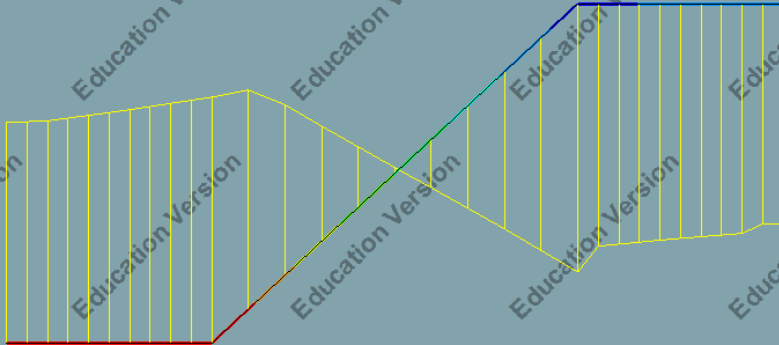


26\_FNLGNL\_Tuss\_Puntlast  
 26\_FNLGNL\_Tuss\_Puntlast, Load-step 21, Load-factor 1.0000  
 Cauchy Total Stresses Sxx layer 3



Figuur 94 Buigspanningsverdeling bij 1.0 Mel. Doorsnede op x=6, onderste layer.

26\_FNLGNL\_Tuss\_Puntlast  
 26\_FNLGNL\_Tuss\_Puntlast, Load-step 59, Load-factor 1.1340  
 Cauchy Total Stresses Sxx layer 3



Figuur 95 Buigspanningsverdeling bij 1.134 Mel. Doorsnede op x=6, onderste layer.

De schuifspanningsverdeling bij LoadFactor 1.0 ziet u in Figuur 96 en Figuur 97. De x-as van de grafiek loopt over het dwarsprofiel: 0-185=slot&onderflens, 185-635=lijf, 635-820=bovenflens&slot.

In het midden van de plank, waar de dwarsdracht 0 is, is de schuifspanning ook nihil.

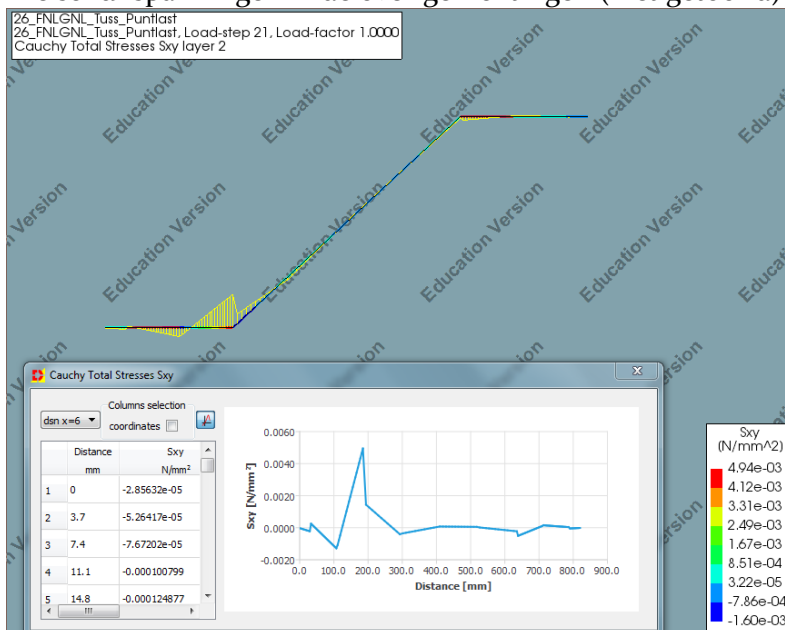
Op  $x=3.0m$ , waar de dwarskracht  $72,4 kN$  is, loopt de  $xy$ -schuifspanning in het midden van het lijf op tot  $32 N/mm^2$ .

Volgens een (simpele) handberekening zou de spanning in het midden van het lijf zijn:

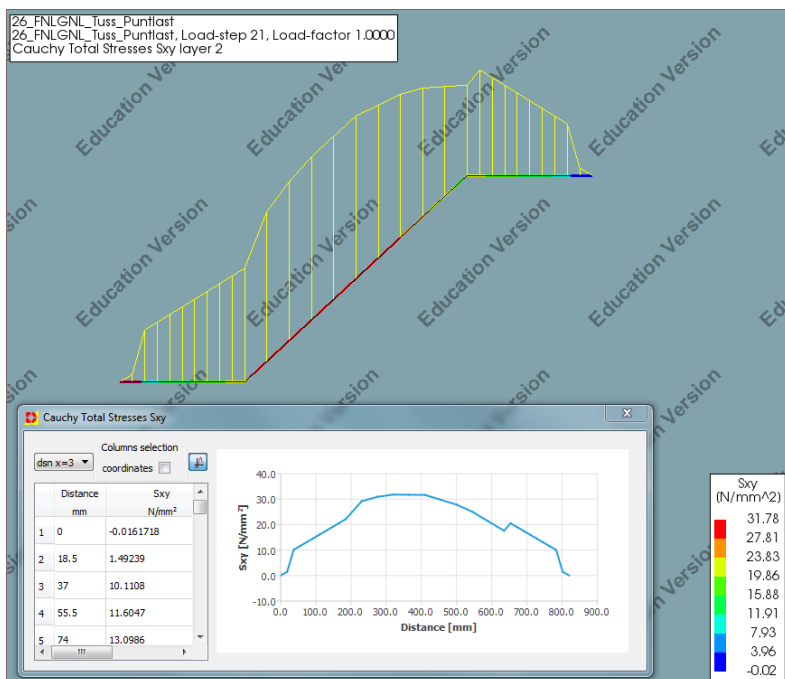
$$\tau_{\max} = \frac{V}{A_{\text{lijf}}} * \sqrt{3} = \frac{72.4kN}{450mm * 8.5mm} * \sqrt{3} = 32.8 \frac{N}{mm^2}$$

Dat komt dus goed met elkaar overeen.

De schuifspanningen in de overige richtingen (niet getoond) zijn kleiner dan  $1N/mm^2$ .



Figuur 96 Schuifspanning  $xy$ (lokaal) in het midden van de plank bij 1.0 Mel



Figuur 97 Schuifspanning  $xy$ (lokaal) op  $x=3.0m$  bij 1.0 Mel

## 10.7 Bijlage 7: Mesh-refinement studie

De DianalE omgeving biedt de mogelijkheid om automatisch te meshen.

De grofheid van de mesh heeft mogelijk grote invloed op zowel de nauwkeurigheid als de rekentijd van het model. Daarom is onderzocht welke mesh een goed compromis levert tussen rekentijd en nauwkeurigheid.

Vooraf voor plooi-effecten is het noodzakelijk dat er voldoende elementen in een plooi golf zitten. Literatuur raadt aan minimum 4 a 8 elementen per halve golf.

Er wordt gebruik gemaakt van de configuratie die voor dit onderzoek vermoedelijk het meest interessant is: een enkele randplank. Voor deze configuratie wordt met de LinSta (Zie ook bijlage 4) module een controle op Eulerse knik/plooi gedaan, en worden de eerste 10 knik- en/of plooi vormen bepaald. Deze eerste controle is op basis van de originele onvervormde geometrie, rotatie van de randplank is dus nog niet meegenomen.

Als maximale Mesh-afmetingen is gekozen voor de volgende afmetingen:

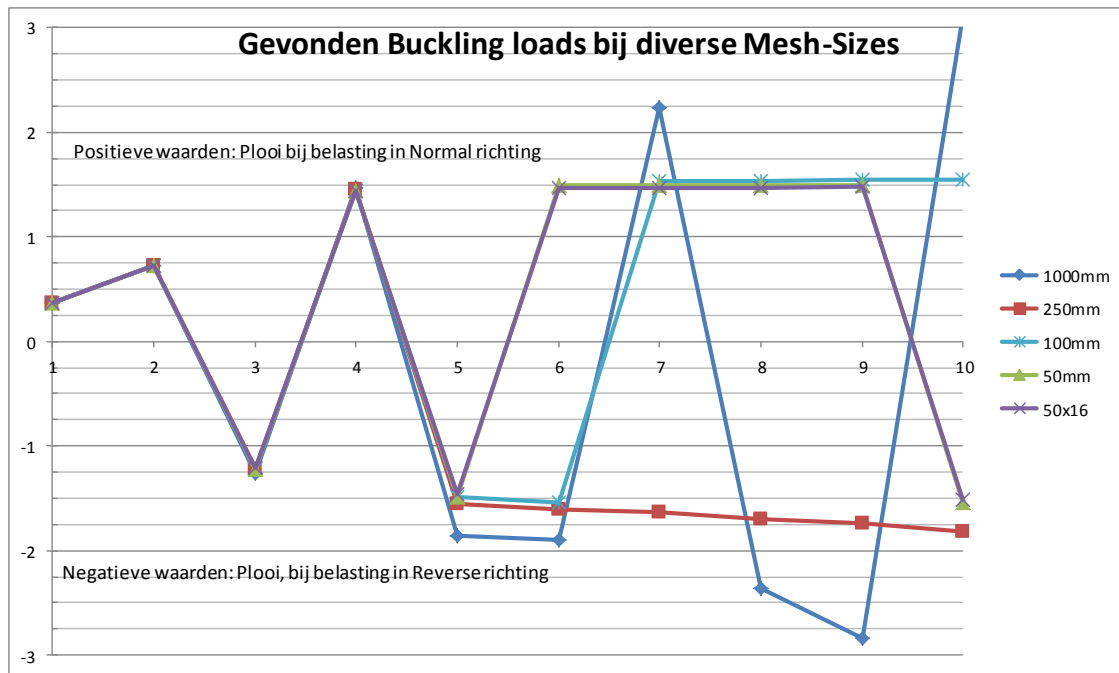
- 1000 x 1000 mm
- 250 x 250 mm
- 100 x 100 mm
- 50 x 50 mm
- 50 x 16 mm

Er is ook geprobeerd fijner te meshen, bijvoorbeeld 10x10 en 5x5 maar de educational license staat niet zoveel elementen toe. Een extreem langwerpige mesh zoals een 50x5 is niet te realiseren: de mesher maakt geen elementen aan met een lengte-breedte verhouding die veel groter is dan 3.

De buckling load is de factor waarmee de belasting (lijnlast 104N/mm) vermenigvuldigd moet worden om plooi op te laten treden. De 10 plooi vormen met de laagste bezwijklast staan in Figuur 98 en . Om er een beeld bij te krijgen ziet u in Figuur 100 en Figuur 101 plaatjes van de vervormingen bij de eerste 4 plooilasten, bij zowel een fijne als een grove mesh.

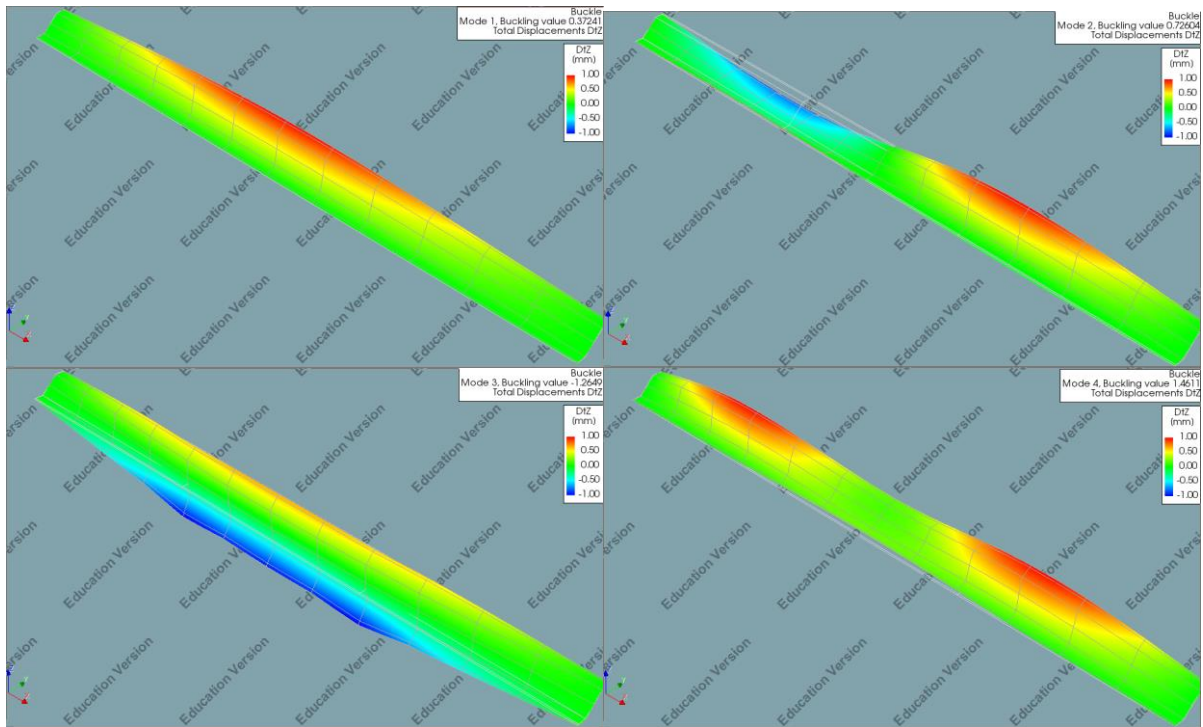
<b>Overzicht buckling loads bij verschillende Mesh sizes</b>					
	<b>1000mm</b>	<b>250mm</b>	<b>100mm</b>	<b>50mm</b>	<b>50x16</b>
<b>Elementen:</b>	72	288	1200	4320	20748
<b>Rekentijd:</b>	00:00:04	00:00:29	00:00:28	00:00:41	00:02:31
<b>1)</b>	0.3724	0.3719	0.3729	0.3738	0.3701
<b>2)</b>	0.7260	0.7236	0.7228	0.7225	0.7237
<b>3)</b>	-1.2649	-1.2266	-1.2195	-1.2225	-1.2090
<b>4)</b>	1.4611	1.4512	1.4463	1.4443	1.4442
<b>5)</b>	-1.8572	-1.5470	-1.4864	-1.4922	-1.4665
<b>6)</b>	-1.8964	-1.6070	-1.5347	1.4936	1.4670
<b>7)</b>	2.2352	-1.6323	1.5371	1.4956	1.4698
<b>8)</b>	-2.3580	-1.6986	1.5384	1.4980	1.4712
<b>9)</b>	-2.8390	-1.7373	1.5423	1.4991	1.4743
<b>10)</b>	3.1075	-1.8162	1.5430	-1.5403	-1.5147

Figuur 98 De 1<sup>e</sup> 10 plooilasten bij verschillende Meshsize en rekentijd

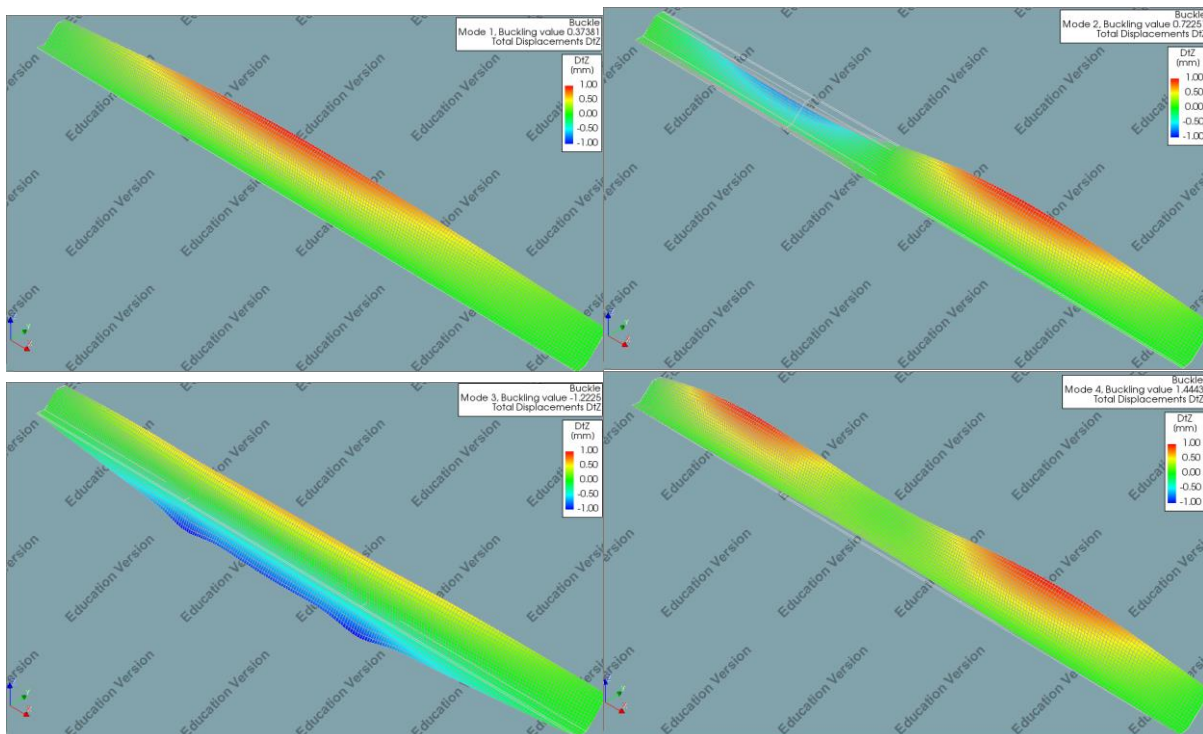


Figuur 99 Buckling loads. V.l.n.r. geordend op laagste bezwijklast

Uit de tabel en grafiek blijkt dat eigenlijk alle meshes de eerste 4 a 5 vormen wel vinden, daarna gaat de mesh van 1000mm en 250mm de mist in. De meshes van 50x50 en 50x16 zijn praktisch identiek. De 100mm mesh is een redelijke benadering, de 6<sup>e</sup> en 10<sup>e</sup> ploivorm zijn omgewisseld t.o.v. 50x50, maar verder is de afwijking onder de 5% t.o.v. 50x50. Gezien de besparing in rektijd wordt van een 100x100 mesh gebruik gemaakt. Dit is een goed compromis tussen rektijd en nauwkeurigheid.



Figuur 100 a t/m d: 1e 4 Plooivormen Mesh 100x1000



Figuur 101 a t/m d: 1e 4 plooivormen mesh 50x50mm

## 10.8 Bijlage 8: Invloed slotdikte

### 10.8.1 Vergelijking tussen wel of geen slot

Het slot is geschematiseerd als een massieve strip van 32x32mm. Dit leverde in de handberekening een redelijke benadering van de draagheidsmomenten op.

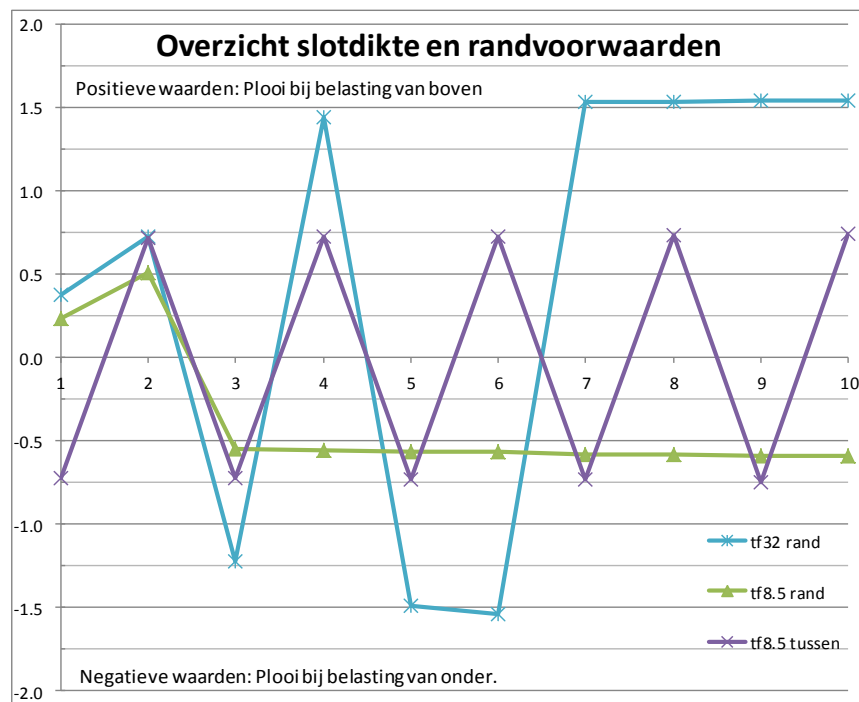
De stijfheid van het slot kan echter een grote invloed op het bezwijkgedrag hebben. Daarom is gekeken wat de invloed van het slot is.

Er zijn 3 varianten beschouwd:

- Randplank met slot 32x32mm
- Randplank zonder slot (plaat loopt door met  $t_f=8.5\text{mm}$ )
- Tussenplank zonder slot (plaat loopt door met  $t_f=8.5\text{mm}$ )

Overzicht slotdikte en randvoorwaarden			
100mm mesh	tf32 rand	tf8.5 rand	tf8.5 tussen
Elementen	1200	1200	1200
Rekentijd	00:00:28	00:01:39	00:00:11
1)	0.3729	0.2385	-0.7206
2)	0.7228	0.5080	0.7206
3)	-1.2195	-0.5507	-0.7235
4)	1.4463	-0.5588	0.7235
5)	-1.4864	-0.5638	-0.7269
6)	-1.5347	-0.5651	0.7269
7)	1.5371	-0.5776	-0.7334
8)	1.5384	-0.5782	0.7334
9)	1.5423	-0.5858	-0.7450
10)	1.5430	-0.5863	0.7450

Figuur 102 Invloed slotdikte op plooilast

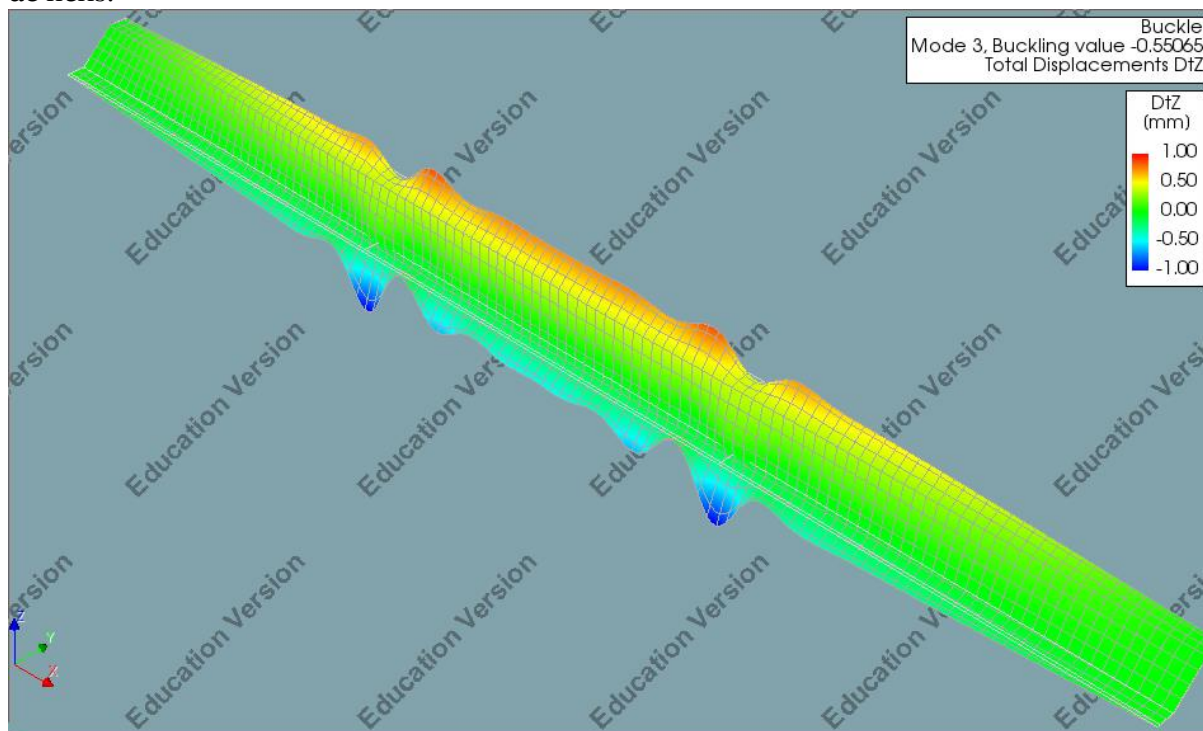


Figuur 103 Slotdikte vs gevonden plooilasten

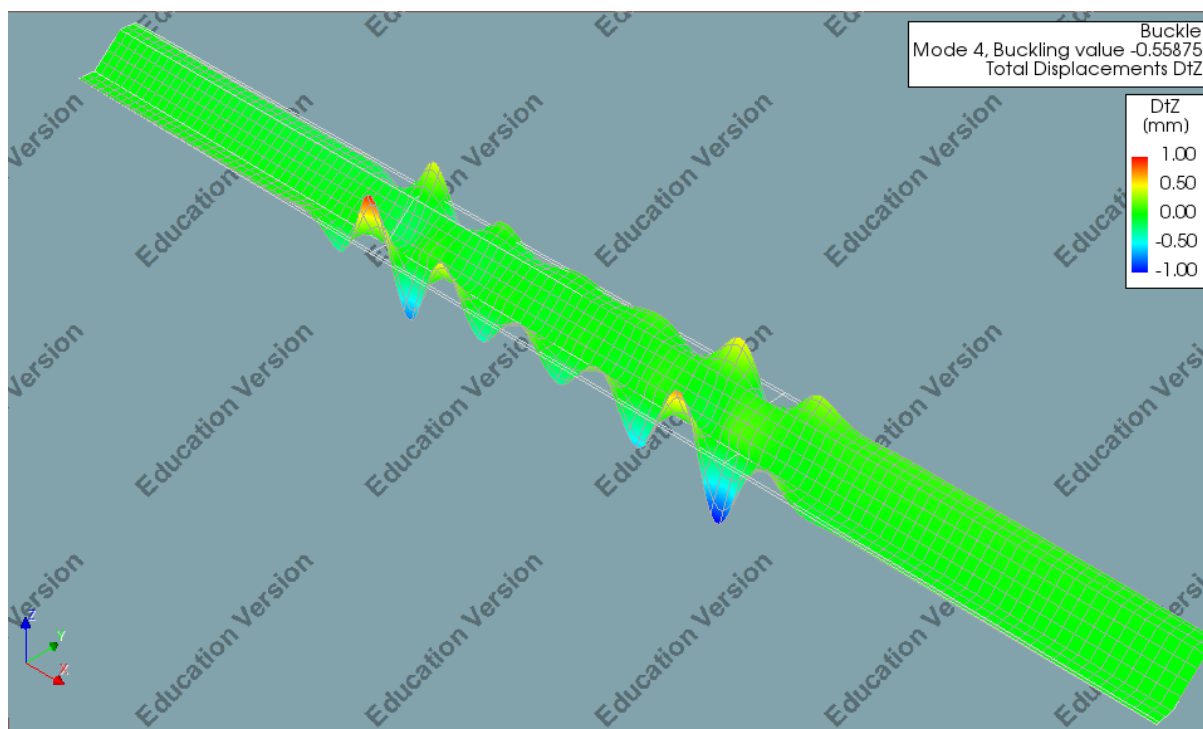
Het verwaarlozen van het slot levert in deze situatie een 35% lagere plooilast op voor de 1e plooi vorm. Daarnaast neemt vanaf de 3e plooi vorm het verschil ineens toe. Het bezwijkpatroon is hier anders. Zie ook de plaatjes op de volgende pagina.

De stijfheid van het slot lijkt dus significante invloed te hebben. Eigenlijk zou verder onderzocht moeten worden wat de resultaten zijn als de échte geometrie van het slot beschouwd wordt, maar daar is binnen dit onderzoek onvoldoende (reken-)tijd en kennis voor.

In Figuur 104 en Figuur 105 ziet u de 3<sup>e</sup> en 4<sup>e</sup> plooi vorm van de randplank zonder slot. Hier is duidelijk zichtbaar dat de flens lokaal plooit. Dit is een heel ander bezwijkbeeld dan de globale bezwijkvormen zoals die in en zichtbaar zijn. Het slot beïnvloedt dus de plooi weerstand van de flens.



Figuur 104 3e plooi vorm plaat zonder slot



Figuur 105 4e plooi vorm plaat zonder slot

#### 10.8.2 Vergelijking met handberekening.

Bij de handberekening van plooï (zie Bijlage 10) zijn een aantal mogelijke plooïlasten naar voren gekomen. Er was een ondergrens voor zuiver 3zijdig opgelegde plaat zonder slot van 63%  $M_{el}$ , en een bovengrens voor een 4zijdig opgelegde plaat (oneindig stijf slot) van 97%  $M_{el}$ . In Diana blijkt de ongesteunde flens van een randplank zonder slot al bij 55%  $M_{el}$  te plooïen. (Dit is de 3<sup>e</sup> plooïvorm, de 1<sup>e</sup> en 2<sup>e</sup> plooïvorm betreffen niet het plooïen van de flens, maar eerder een soort kip van het gehele profiel). Aangezien in werkelijkheid de flens niet zuiver is opgelegd zoals bij de handberekening (het lijf zit onder ca 45 graden), is het niet ondenkbaar dat de flens iets eerder plooït dan uit de handberekening blijkt.



## 10.9 Bijlage 9: Invloed verponning slot

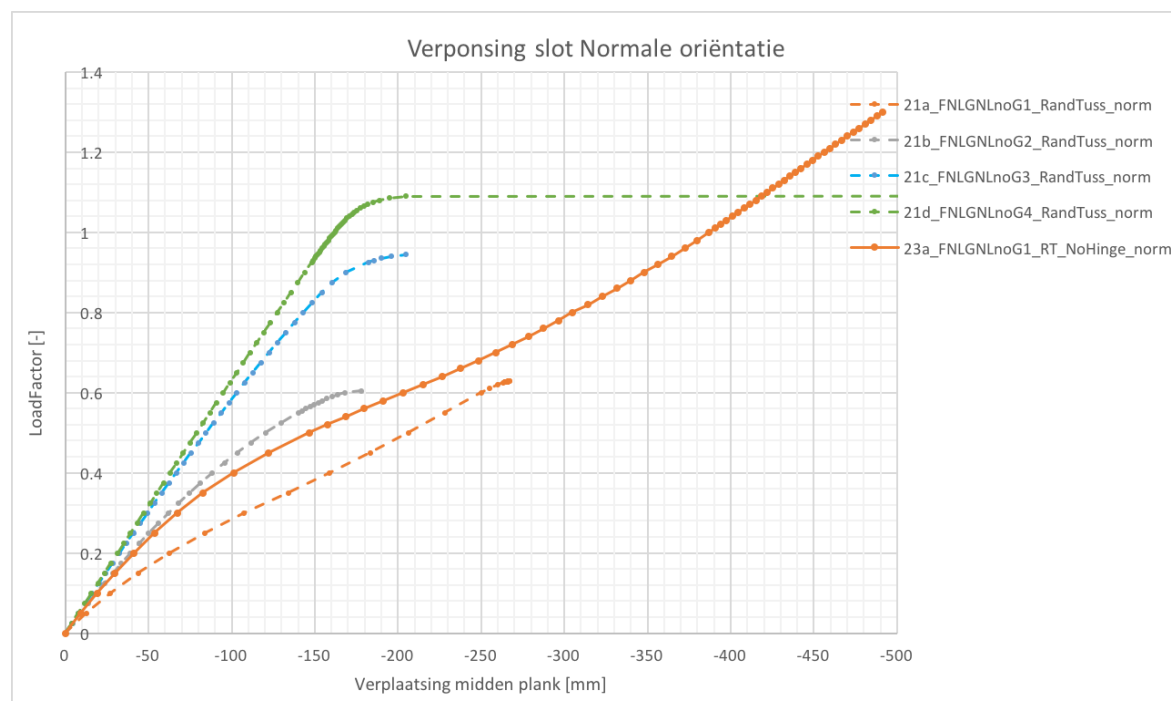
Het volledige model is opgezet op basis van een zuiver scharnier t.p.v. het verponste slot. Uit de resultaten blijkt dat in meerdere gevallen de rotatie in het slot groter is dan  $5^\circ$ . In het geval van de dubbele plank in normal configuratie (21a\_FNLGNLnoG1\_RandTuss\_norm) is dit zelfs  $26.7^\circ$  bij LoadFactor 0.63.

Een onverponst slot kan ca  $5^\circ$  vrij draaien. Een verponning zorgt voor enige weerstand, terwijl het dichtlassen van het slot voor een volledig stijve verbinding zorgt. Daarnaast zorgt zowel de verponning als dichtlassen ervoor dat het slot schuifspanning kan opnemen.

Aangezien de rotaties het grootst zijn bij een normale oriëntatie in slappe grond, is voor deze situatie onderzocht wat het verschil in stijfheid is tussen een scharnierend en een volledig momentvast slot. Hiervoor zijn in het model van een tussen+randplank de tyings aangepast.

Richting	Oud (scharnierend)	Nieuw (Vast)
T1-X (schuif langs slot)	Vrij	Verhinderd
T2-Y (schuif krachtrichting)	Verhinderd	Verhinderd
T3-Z (schuif dwarsrichting)	Verhinderd	Verhinderd
R1-X (rotatie in het slot slot)	Vrij	Verhinderd
R2-Y (rotatie)	Vrij	Vrij
R3-Z (rotatie)	Vrij	Vrij

Figuur 106 Tyings t.b.v. scharnierend en dichtgelast slot.

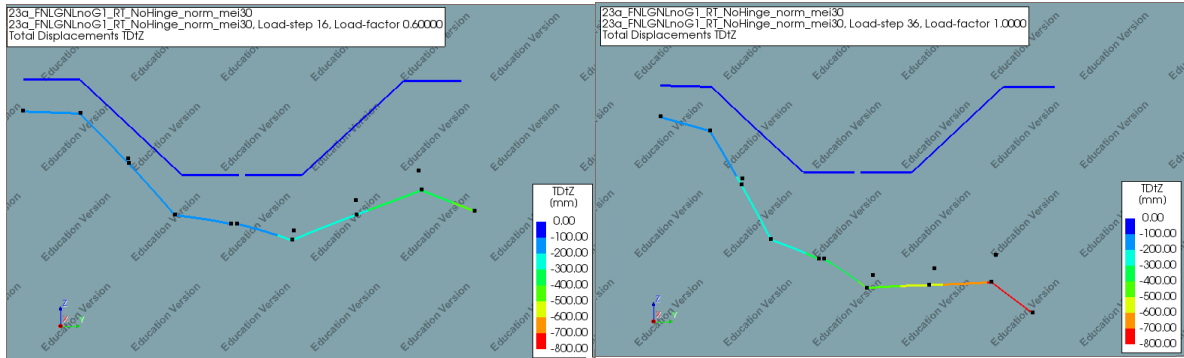


Figuur 107 Verponning slot, normale oriëntatie.

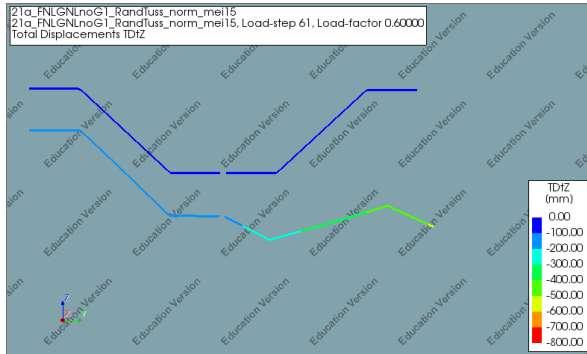
Bij de normale oriëntatie is de invloed van een volledig dichtgelast slot in slappe grond fors te noemen. Zie Figuur 107 en Figuur 108. In eerste instantie zorgt het momentvaste slot ervoor dat de rotatie van de randplank kleiner is. De hierdoor ontstane buiging van de flens is duidelijk zichtbaar.

Omdat het slot nu ook schuifspanning opneemt, zorgt de rotatie van de randplank ervoor dat het totale traagheidsmoment sterk toe kan nemen zodra de randplank voorbij de flens van de tussenplank draait. Dit gebeurt bij circa  $0.6M_{\text{elastisch}}$ . Hierna nemen sterkte en stijfheid zichtbaar toe.

De schuif- en rotatiestijfheid van het slot hebben dus grote invloed op de resultaten. Dit verdient verder onderzoek.



Figuur 108a en b: Dichtgelast slot. Doorsnede op x=6.0m. Links LoadFactor 0.6; Rechts LoadFactor 1.0



Figuur 109 scharnierend slot. Doorsnede op x=6.0m. LoadFactor 0.6

10.10 Bijlage 10: Handberekeningen Maple  
(zie volgende pagina's)

10.11 Bijlage 11: Gespreksverslagen  
(zie volgende pagina's)

> restart : with(LinearAlgebra) :

## BIJLAGE

### Handberekening rotaties en verplaatsingen

Alles in N en mm

Deels Methode dictaat CM4, CT3109 TU Delft

#### **Plankeigenschappen versimpelde (Diana) profiel, waarden uit Autocad en/of Excel:**

> E := 210000 : G := 70000 :  $f_y$  := 355 :

> Izz := 13834.3E+4 : #Door oppervlakte te vermenigvuldigen met  $z^2$  (Autocad)

> Iyy := 42010.1E+4 : #Door oppervlakte te vermenigvuldigen met  $y^2$  (Autocad)

> Iyz := 23254.4E+4 : #tbv bepalen rotatie en hoofdassen (Autocad)

> I $\zeta\zeta$  := 739.7E+4 : #slappe hoofdtraagheidsas (Autocad)

> I $\eta\eta$  := 55113.2E+4 : #stijve hoofdtraagheidsas (Autocad)

> It := 16.7860E+4 : #tbv bepalen wringspanning (Excel)

> A := 84.7E+2 : # (Autocad)

> e\_torsie := 153 : #halve hoogte plank, excentriciteit t.b.v. torsie-moment:

> ey\_vezel := 350 : #Uiterste vezel t.o.v. zwaartepunt in y-richting

> ez\_vezel :=  $153 + \frac{32}{2}$  : #Uiterste vezel t.o.v. zwaartepunt in z-richting

> t\_flens := 8.5 :

> ldiag :=  $\sqrt{ey\_vezel^2 + ez\_vezel^2}$  :

#### **Sneltoetsen:**

$\zeta$  = cmd - shift g - z

$\eta$  = cmd - shift g - h

Hoek assen op twee manieren:

>  $\alpha := \frac{\arctan\left(\frac{2 \cdot Iyz}{(Iyy - Izz)}\right)}{2}$

$\alpha := 0.5130554680$  (1)

>  $\alpha := \arctan\left(\frac{0.4908999}{0.8712160}\right)$  #as uit Autocad

$\alpha := 0.5131223683$  (2)

Klopt, nu in graden:

> convert( $\alpha$ , degrees)

29.39974607 degrees (3)

#### **Eigenschappen 4 puntsbuigproef:**

> lplank := 12000 :

> Fz := 700 · 104; #belasting zoals in Diana ingevoerd. Matrixframe wijkt 4% af met 700 · 100  
 $Fz := 72800$  (4)

> Fy := 'Fy':

> N := 0 :

## Belasting en buigspanning

Stijfheidsvector, assen zijn de Globale Assen. Voorlopige aanname is dat de krachten in het normaalkrachten centrum aangrijpen.

$$> K := \begin{bmatrix} E \cdot A & 0 & 0 \\ 0 & E \cdot I_{yy} & E \cdot I_{yz} \\ 0 & E \cdot I_{yz} & E \cdot I_{zz} \end{bmatrix} :$$

Op zoek naar de verhouding tussen belasting en steun-kracht uit een tussenplank, waardoor de randplank niet zijdelings verplaatst:

Verplaatsingsvector/Randvoorwaarden, verplaatsing alleen in de z-richting. Geen normaalkrachtvervorming. Let op, de belastingvector F is niet de kracht, maar het Moment!

$$> \kappa_y := 0 : \varepsilon := 0 : \kappa_z := ' \kappa_z ' :$$

$$> u := \begin{bmatrix} \varepsilon \\ \kappa_y \\ \kappa_z \end{bmatrix}$$

$$u := \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \kappa_z \end{bmatrix} \quad (5)$$

$$> F := \text{Multiply}(K, u)$$

$$F := \begin{bmatrix} 0 \\ 4.883424000 \cdot 10^{13} \kappa_z \\ 2.905203000 \cdot 10^{13} \kappa_z \end{bmatrix} \quad (6)$$

Bepaal de verhouding tussen de primaire kracht, en de zijdelingse steun.

$$> Y_{vsZ} := \frac{F[2]}{F[3]}$$

$$Y_{vsZ} := 1.680923502 \quad (7)$$

Vergelijk met Aukema en Joling: die stellen  $M_y/M_z = I_{yz}/I_{zz}$ .

$$> My_{Aukema} := \frac{I_{yz}}{I_{zz}} \cdot M_z$$

$$My_{Aukema} := 1.680923502 M_z \quad (8)$$

Nu de andere kant op rekenen, we kennen de belastingcombinatie waarbij er geen zijdelingse verplaatsing optreedt. Bepaal de kromming:

$$> F := \text{Vector} \left( \left[ 0, \frac{l_{plank}}{3} \cdot F_z \cdot Y_{vsZ}, \frac{l_{plank}}{3} \cdot F_z \right] \right)$$

$$F := \begin{bmatrix} 0 \\ 4.894849237 \cdot 10^8 \\ 291200000 \end{bmatrix} \quad (9)$$

$$> u := \text{LinearSolve}(K, F)$$

$$u := \begin{bmatrix} 0. \\ -6.72696956106131 \cdot 10^{-16} \\ 0.0000100233959565941 \end{bmatrix} \quad (10)$$

Buigspanning in uiterste vezel [N/mm<sup>2</sup>]:

$$\begin{aligned} > \sigma_m := E \cdot (u[1] + e_{y\_vezel} \cdot u[2] + e_{z\_vezel} \cdot u[3]) \\ \sigma_m := 355.730322450082 \end{aligned} \quad (11)$$

Bij deze belasting is de buigspanning in de orde van de vloeigrens van S355. Schuifspanning door dwarskracht en torsie is nog niet meegenomen

## Torsie

### Variant 1, Rotatie op basis van F\*e

Uitgangspunten:

\*enorme versimpeling. Aanname, het profiel verdraait niet (geen 2e-orde). Alleen Fy \* excentriciteit:

$$\begin{aligned} > Mt := e_{torsie} \cdot Fz \cdot YvsZ \\ Mt := 1.872279833 \cdot 10^7 \end{aligned} \quad (12)$$

$$\begin{aligned} > \tau_{torsie\_onverhinderd} := \frac{Mt \cdot \frac{t_{flens}}{2}}{\left(\frac{1}{2}\right) It} \\ \tau_{torsie\_onverhinderd} := 948.0745014 \end{aligned} \quad (13)$$

Rotatie door torsiemoment (aanname verwringing vindt plaats op domeinen x=[0m,4m] en x=[8m, 12m]):

(Sneltoets  $\varphi = \text{cmd shift g-j}$ )

$$\begin{aligned} > \Delta\varphi := \frac{Mt}{G \cdot It} \cdot \frac{1}{3} \cdot l_{plank} \\ \Delta\varphi := 6.373610097 \end{aligned} \quad (14)$$

$$\begin{aligned} > \text{convert}(\Delta\varphi, \text{degrees}) \\ 365.1809587 \text{ degrees} \end{aligned} \quad (15)$$

**Deze rotatie is onrealistisch groot. De buigstijfheid van de planken zal ervoor zorgen dat de rotatie beperkt blijft.**

## Variante 2, Rotatie op basis van Verplaatsingen

Stel we bepalen de torsie op basis van verplaatsingen.

We nemen aan dat de randplank alléén zijdelings (dus y-richting) steun van de naastgelegen plank ondervindt. Dat betekent dat de rotatie zodanig moet zijn, dat het slot van de tussenplank evenveel verplaatst, als de som van de rotatie & de verplaatsing van de randplank.

$$\begin{aligned} > \text{ktussenplank} &:= \frac{F_z \cdot \left( \frac{l_{\text{plank}}}{3} \right)}{E \cdot I_{zz}} \\ &\text{ktussenplank} := 0.00001002339596 \end{aligned} \quad (16)$$

De werkelijke rotatie is nog niet bekend. Aannames: randplank een belastingvector waarbij de zijdelingse verplaatsing niet verhinderd wordt en de plank niet roteert. Vermoeden is dat deze slapper zal reageren dan een verhinderde, maar stijver dan een geroteerde plank. Een mooi compromis:

$$\begin{aligned} > \text{Fonverhinderd} &:= \text{Vector} \left( \left[ 0, 0, F_z \cdot \left( \frac{l_{\text{plank}}}{3} \right) \right] \right) \\ &\text{Fonverhinderd} := \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 291200000 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (17)$$

$$\begin{aligned} > \text{uonverhinderd} &:= \text{LinearSolve}(K, \text{Fonverhinderd}) \\ &\text{uonverhinderd} := \begin{bmatrix} 0. \\ -0.0000797909982186753 \\ 0.000144145960087827 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (18)$$

$$\begin{aligned} > \text{konverhinderd} &:= \text{uonverhinderd}[3] \\ &\text{konverhinderd} := 0.000144145960087827 \end{aligned} \quad (19)$$

Voor de zakking in het midden van de plank nemen we de zakking tussen  $x=4,0\text{m}$  en  $x=8,0\text{m}$ . Aannames is dat bij  $x=4$  de zakkingen nog identiek zijn, deze verplaatsing wordt immers door (de vijzel van) de 4puntsbuigproef opgelegd. De zakking is de dubbele integraal van de kromming, met randvoorwaarden. We gebruiken de 4e orde DV voor buiging

```
> q := 0 :
> DVI := EI * diff( ωonverhinderd[3](x), x$4) = q :
> ωonverhinderd := rhs( dsolve( DVI, ωonverhinderd[3](x) ) ) :
> phi := -diff( ωonverhinderd, x ) :
> kappa := diff( phi, x ) :
> x := 0 :
> rv1 := ωonverhinderd = 0 :
> rv3 := kappa = konverhinderd :
> x := 4000 :
> rv2 := ωonverhinderd = 0 :
> rv4 := kappa = konverhinderd :
> x := 'x':
> soll := solve( {rv1, rv2, rv3, rv4} ) : assign( soll ) :
> x := 2000 :
```

```
>  $\omega_{onverhinderd}$ ;  
288.2919202 (20)
```

Dit kon ook slimmer. In het middenveld is het moment constant. Gebruik methode gereduceerd momentenvlak en  $M/EI = \kappa$ . Vanuit een symmetrieas in het midden waar de hoekverdraaiing 0 is.

```
>  $\omega_{onverhinderd} := \kappa_{onverhinderd} \cdot 2000 \cdot 1000$   
 $\omega_{onverhinderd} := 288.291920175655$  (21)
```

Voor de tussenplank is dit:

```
>  $\omega_{tussenplank} := \kappa_{tussenplank} \cdot 2e+6$   
 $\omega_{tussenplank} := 20.04679192$  (22)
```

De extra verplaatsing van het midden van de gesteunde en onverhinderde planken t.o.v. de belasting is dus:

```
>  $\omega_{onverhinderd}; \omega_{tussenplank}$ ;  
288.291920175655  
20.04679192 (23)
```

Omdat we stelden dat de randen aan moeten sluiten, is de rotatie in het midden:

```
>  $\phi_{variant2} := \arctan\left(\frac{(\omega_{onverhinderd} - \omega_{tussenplank})}{e_{y\_vezel}}\right)$   
 $\phi_{variant2} := 0.653923983575712$  (24)
```

```
>  $convert(\phi_{variant2}, degrees)$   
37.4670843763783 degrees (25)
```

Bij deze rotatie is nog geen rekening gehouden met geometrisch en fysisch niet linear gedrag zoals de verandering van de effectieve traagheidsmomenten door de rotatie.



## Bepalen wringspanning variant 2.

Aannames:

Doorsneden blijven vlak. Dat houdt in dat de volledige verwringing optreedt tussen de krachtleiding en de oplegging (domein  $x=[0,4]$ m en  $[8,12]$ m).

Tussen de 2 krachtleidingen zit geen verwringing.

$$\begin{aligned} > eq1 := \varphi_{variant2} &= \frac{M_{variant2}}{G \cdot I_t} \cdot \frac{1}{3} \cdot l_{plank} \\ eq1 &:= 0.653923983575712 = 3.404197377 \cdot 10^{-7} M_{variant2} \end{aligned} \quad (26)$$

$$\begin{aligned} > M_{to} &:= solve(eq1, M_{variant2}); \\ M_{to} &:= 1.920934397 \cdot 10^6 \end{aligned} \quad (27)$$

$$\begin{aligned} > \tau_{torsie\_variant2} &:= \frac{M_{variant2} \cdot \frac{t_{flens}}{2}}{\left(\frac{1}{2}\right) I_t} \\ \tau_{torsie\_variant2} &:= 0.00005063743596 M_{variant2} \end{aligned} \quad (28)$$

De zijdelingse kracht is nu dus :

$$\begin{aligned} > F_{yvariant2} &:= \frac{M_{variant2}}{e_{torsie}} \\ F_{yvariant2} &:= \frac{1}{153} M_{variant2} \end{aligned} \quad (29)$$

Maar dit kan niet tegelijk optreden. Bij deze kracht is de zijdelingse verplaatsing niet 0. Wat nu?

Aanname: Er moet samenwerking optreden tussen de planken.

De lengte/breedte verhouding van de plank is dusdanig, dat we er vanuitgaan dat het profiel van de plank "vormvast" is. Er wordt dus geen rekening gehouden met bijvoorbeeld het uitbuigen van een flens.

### Variant 3, volledig naar zwakke hoofdas $I_{\zeta\zeta}$ geroteerd

Voor de zekerheid beschouwen we als laatste variant de plank die zodanig geroteerd is, dat deze volledig op zijn zwakke as wordt belast :

$$\begin{aligned} > \kappa_{\text{zwakkeas}} &:= \frac{F_z \cdot \left( \frac{l_{\text{plank}}}{3} \right)}{E \cdot I_{\zeta\zeta}} \\ &\kappa_{\text{zwakkeas}} := 0.0001874633861 \end{aligned} \quad (30)$$

$$\begin{aligned} > \omega_{\text{zwakkeas}} &:= \kappa_{\text{zwakkeas}} \cdot 2E + 6; \\ &\omega_{\text{zwakkeas}} := 374.9267722 \end{aligned} \quad (31)$$

Om volledig op de zwakke as te komen, moet de plank verdraaien met:

$$\begin{aligned} > \text{convert}(\alpha, \text{degrees}) \\ &29.39974607 \text{ degrees} \end{aligned} \quad (32)$$

Deze rotatie kan echter nooit bereikt worden, want de flens waar de kracht op staat roteert dan voorbij de neutrale lijn. Dit onder de (naar later zal blijken, foutieve) aanname dat de kracht in het slot alléén in y-richting werkt.

Zoek de tussentijdse evenwichtoplossing:

$$\begin{aligned} > \text{kracht} &:= F_z \cdot Y_{vsZ} \\ &\text{kracht} := 1.223712309 \cdot 10^5 \end{aligned} \quad (33)$$

$$\begin{aligned} > \text{eq11} &:= \varphi_{ev} = \frac{l_{\text{plank}}}{3 \cdot G \cdot I_t} \cdot \text{kracht} \cdot \text{exc} \\ &\text{eq11} := \varphi_{ev} = 0.04165758230 \text{ exc} \end{aligned} \quad (34)$$

$$\begin{aligned} > \text{eq12} &:= \text{exc} = e_{\text{torsie}} - \tan(\varphi_{ev}) \cdot e_{y_{\text{vezel}}} \\ &\text{eq12} := \text{exc} = 153 - 350 \tan(\varphi_{ev}) \end{aligned} \quad (35)$$

$$\begin{aligned} > \text{evenwichtsrotaties} &:= \text{solve}(\{\text{eq11}, \text{eq12}\}, \{\varphi_{ev}, \text{exc}\}) \\ \text{evenwichtsrotaties} &:= \{\text{exc} = 9.349221762, \varphi_{ev} = 0.3894659750\}, \{\text{exc} = 80.32907461, \varphi_{ev} \\ &= 3.346315037\}, \{\text{exc} = -62.18213461, \varphi_{ev} = -2.590357390\} \end{aligned} \quad (36)$$

Er zijn meerdere oplossingen mogelijk, we beschouwen de variant met de kleinste positieve rotatie:

$$\begin{aligned} > \text{evenwichtsrotatie} &:= \text{solve}(\{\text{eq11}, \text{eq12}, \varphi_{ev} > 0, \varphi_{ev} < \alpha\}, \{\varphi_{ev}, \text{exc}\}) \\ &\text{evenwichtsrotatie} := \{\text{exc} = 9.349221762, \varphi_{ev} = 0.3894659750\} \end{aligned} \quad (37)$$

$$\begin{aligned} > \text{assign}(\text{evenwichtsrotatie}) \\ > \text{convert}(\varphi_{ev}, \text{degrees}) \\ &22.31475664 \text{ degrees} \end{aligned} \quad (38)$$

In deze situatie is echter geen rekening gehouden met het feit dat de benodigde steunkracht afneemt bij rotatie. Daarnaast is de stijfheid nu kleiner geworden, en zal de rand plank mogelijk "gedragen" worden door de tussenplank.

Wel bestaat nu het vermoeden dat de rotatie niet meer wordt dan ca 22 graden, bij een belasting van 70kN, waarbij de buigspanning in de tussenplanken al ordegröte 340 N/mm<sup>2</sup> heeft.

Deze rotatie van 22 graden levert een wringspanning van:

$$\begin{aligned} > M_{\text{tev}} &:= M_{\text{tev}}; \\ &M_{\text{tev}} := M_{\text{tev}} \end{aligned} \quad (39)$$

$$> M_{\text{tev}} := \text{solve}\left(\varphi_{ev} = \frac{M_{\text{tev}}}{G \cdot I_t} \cdot \frac{1}{3} \cdot l_{\text{plank}}\right)$$

$$M_{tev} := 1.144075774 \cdot 10^6 \quad (40)$$

$$\tau_{ev} := \frac{M_{tev} \cdot \frac{t_{flens}}{2}}{\left(\frac{1}{2}\right) I_t}$$

$$\tau_{ev} := 57.93306374 \quad (41)$$

De maximale von Mises vlakspanning in de getordeerde plank is:

Uitgaande van: Rotatie 22 graden, kromming alleen in z-richting. De maatgevende kromming is die van de naastgelegen tussenplank.

$$ez_{gerot} := ez_{vezel} - \tan(\varphi_{ev}) \cdot 165$$

$$ez_{gerot} := 101.2789188 \quad (42)$$

$$\sigma_{mev} := \kappa_{tussenplank} \cdot ez_{gerot} \cdot E$$

$$\sigma_{mev} := 213.1833283 \quad (43)$$

$$\sigma_{vonmises\_randplank} := \sqrt{\sigma_{mev}^2 + 3 \cdot \tau_{ev}^2}$$

$$\sigma_{vonmises\_randplank} := 235.6180195 \quad (44)$$

Vergelijk met de maximale optredende spanning in een gesteunde plank:

$$\sigma_m$$

$$355.730322450082 \quad (45)$$

Bij de maatgevende kromming van de tussenplank (bijna bezwijken op  $M_{z\_el}$ , zonder rekening te houden met dwarskracht en torsie) lijkt de randplank nog lang niet bezwiken. Doordat de geroteerde randplank veel minder stijf is, zal deze kromming wel al bij een lagere belasting bereikt worden.

## Variant 4, Alles-in-één Oplossing op basis van evenwicht en verplaatsingen

Op zoek naar een evenwichtsooplossing. Alle krachten ontbinden richting de eigen traagheidsassen, en dan evenwicht zoeken.

Alpha is de hoek waaronder de hoofdtraagheidsassen staan. Beta is de extra rotatie van de plank. Er wordt gezocht naar evenwicht in de eindstand, dus de hoek alpha+beta.

$$\begin{aligned} > Fy := 'Fy' \\ & \qquad \qquad \qquad Fy := Fy \end{aligned} \quad (46)$$

$$\begin{aligned} > ev1 := Fz\eta = \sin(\alpha + \beta) \cdot Fz \\ & \qquad \qquad \qquad ev1 := Fz\eta = 72800 \sin(0.5131223683 + \beta) \end{aligned} \quad (47)$$

$$\begin{aligned} > ev2 := Fz\zeta = \cos(\alpha + \beta) \cdot Fz \\ & \qquad \qquad \qquad ev2 := Fz\zeta = 72800 \cos(0.5131223683 + \beta) \end{aligned} \quad (48)$$

$$\begin{aligned} > ev3 := wy1 = \frac{Fz\eta}{I\eta\eta} - \frac{Fz\zeta}{I\zeta\zeta} \\ & \qquad \qquad \qquad ev3 := wy1 = 1.814447356 \cdot 10^{-9} Fz\eta - 1.351899419 \cdot 10^{-7} Fz\zeta \end{aligned} \quad (49)$$

$$\begin{aligned} > ev4 := \beta = \frac{Fy \cdot l_{diag} \cdot \sin(\alpha + \beta)}{G \cdot It} \cdot \frac{1}{3} \cdot l_{plank} \\ & \qquad \qquad \qquad ev4 := \beta = 3.404197377 \cdot 10^{-7} Fy \sqrt{151061} \sin(0.5131223683 + \beta) \end{aligned} \quad (50)$$

$$\begin{aligned} > ev5 := wy2 = \frac{Fy \cdot \cos(\alpha + \beta)}{I\eta\eta} - \frac{Fy \cdot \sin(\alpha + \beta)}{I\zeta\zeta} \\ ev5 := wy2 = 1.814447356 \cdot 10^{-9} Fy \cos(0.5131223683 + \beta) \\ \qquad \qquad \qquad - 1.351899419 \cdot 10^{-7} Fy \sin(0.5131223683 + \beta) \end{aligned} \quad (51)$$

$$\begin{aligned} > ev6 := wy1 + wy2 = 0 \\ & \qquad \qquad \qquad ev6 := wy1 + wy2 = 0 \end{aligned} \quad (52)$$

> solve( {ev1, ev2, ev3, ev4, ev5, ev6} )  
Warning, solutions may have been lost

$$\begin{aligned} > fsolve( {ev1, ev2, ev3, ev4, ev5, ev6} ) \\ \{Fy = 90303.00104, Fz\eta = -45527.13388, \beta = -7.471916761, wy1 = -0.007762442558, \\ \qquad \qquad \qquad wy2 = 0.007762442558, Fz\zeta = 56807.74666\} \end{aligned} \quad (53)$$

$$\begin{aligned} > convert(-7.336, degrees) \\ \qquad \qquad \qquad -420.3218385 \text{ degrees} \end{aligned} \quad (54)$$

**Dit werkt dus niet. De normale solve vindt geen oplossingen, en de numerieke solver komt met een onrealistisch antwoord.**

## Evaluatie variantenstudie rotatie:

Op basis van de diverse berekeningen komen er verschillende oplossingen voor een mogelijke rotatie van de plank uit. Als we er vanuitgaan dat de randplank ongeveer dezelfde kromming heeft als de tussenplank (anders zouden de sloten niet aansluiten) lijkt een rotatie in de orde van 37 graden plausibel (zie berekeningen (18) t/m (27))

Daarnaast blijkt dat de planken eigenlijk wel samen moeten werken, omdat er anders geen oplossingen gevonden worden. Er moet een kracht in de z-richting uit de naastgelegen plank komen. **Op basis hiervan lijkt het verstandig om in het Staven- en FEM-model ook een tussenplank mee te modelleren.**

Variant 2 wordt verder uitgewerkt:

Als de plank met 37 graden in "ongunstige" richting roteert, dan zijn de nieuwe eigenschappen:

$$\begin{aligned} > \text{convert}(\varphi_{\text{variant2}}, \text{degrees}) \\ & \qquad \qquad \qquad 37.4670843763783 \text{ degrees} \end{aligned} \quad (55)$$

$$\begin{aligned} > I_{\text{gem}} &:= \frac{I_{yy} + I_{zz}}{2} \\ & \qquad \qquad \qquad I_{\text{gem}} := 2.792220000 \cdot 10^8 \end{aligned} \quad (56)$$

$$\begin{aligned} > I_{\text{radius}} &:= I_{\text{gem}} - I_{\zeta\zeta} \\ & \qquad \qquad \qquad I_{\text{radius}} := 2.718250000 \cdot 10^8 \end{aligned} \quad (57)$$

$$\begin{aligned} > I_{zz} \\ & \qquad \qquad \qquad 1.38343 \cdot 10^8 \end{aligned} \quad (58)$$

$$\begin{aligned} > I_{zz\text{rot}} &:= I_{\text{gem}} - \cos(2 \cdot (\alpha - \varphi_{\text{variant2}})) \cdot I_{\text{radius}} \\ & \qquad \qquad \qquad I_{zz\text{rot}} := 1.81038764156602 \cdot 10^7 \end{aligned} \quad (59)$$

$$\begin{aligned} > \text{verschil\_Izz\%} &:= 100 \cdot \frac{I_{zz\text{rot}} - I_{zz}}{I_{zz}} \\ & \qquad \qquad \qquad \text{verschil\_Izz\%} := -86.9137748815190 \end{aligned} \quad (60)$$

$$\begin{aligned} > I_{yy} \\ & \qquad \qquad \qquad 4.20101 \cdot 10^8 \end{aligned} \quad (61)$$

$$\begin{aligned} > I_{yy\text{rot}} &:= I_{\text{gem}} + \cos(2 \cdot (\alpha - \varphi_{\text{variant2}})) \cdot I_{\text{radius}} \\ & \qquad \qquad \qquad I_{yy\text{rot}} := 5.40340123584340 \cdot 10^8 \end{aligned} \quad (62)$$

$$\begin{aligned} > \text{verschil\_Iyy\%} &:= 100 \cdot \frac{I_{yy\text{rot}} - I_{yy}}{I_{yy}} \\ & \qquad \qquad \qquad \text{verschil\_Iyy\%} := 28.6214799737063 \end{aligned} \quad (63)$$

$$\begin{aligned} > I_{yz\text{rot}} &:= \sin(2 \cdot (\alpha - \varphi_{\text{variant2}})) \cdot I_{\text{radius}} \\ & \qquad \qquad \qquad I_{yz\text{rot}} := -7.55391035212454 \cdot 10^7 \end{aligned} \quad (64)$$

De resulterende verschillen in stijfheid door deze rotatie zijn met 85% en 29% fors te noemen. Snelle check of dit enigszins reeel is: (we nemen aan dat de plank niet verder roteert, dus "zijdelings gesteund is")

$$\begin{aligned} > \text{krot} &:= \frac{F_z \cdot \left( \frac{l_{\text{plank}}}{3} \right)}{E \cdot I_{zz\text{rot}}} \end{aligned} \quad (65)$$

$$\kappa_{rot} := 0.0000765950139533197 \quad (65)$$

$$> \omega_{rot} := \kappa_{rot} \cdot 2E+6$$

$$\omega_{rot} := 153.190027906639 \quad (66)$$

Bij het bepalen van deze rotatie waren we uitgegaan van een  $w$  van:

$$> \omega_{onverhinderd}$$

$$288.291920175655 \quad (67)$$

We hebben nu een kleinere uitbuiging, dus de rotatie zal minder zijn dan de aangenomen 37 graden.

## Voor de vergelijking met het stavenmodel / Diana worden de zakkingen bepaald:

$$\begin{aligned} > F_y := 700 \cdot 104 \text{ \#Belastinginvoer Diana} \\ & \qquad \qquad \qquad F_y := 72800 \end{aligned} \quad (68)$$

$$> M4pbp := \frac{F_y \cdot l_{plank}}{3} \text{ \#dit is het optredende moment bij loadfactor 1,00 in Diana in Nmm}$$

$$\begin{aligned} > \frac{M4pbp}{1e6} \text{ \#idem in kNm} \\ & \qquad \qquad \qquad 291.200000 \end{aligned} \quad (69)$$

$$> M_{el} := \frac{I_{zz} \cdot f_y}{e_z \cdot v_{ezel}} \text{ \#elastisch Moment continue wand (versimpelde profiel)}$$

$$\begin{aligned} > \frac{M_{el}}{1e6} \text{ \#idem in kNm} \\ & \qquad \qquad \qquad 290.6021598 \end{aligned} \quad (70)$$

## Zakking in het midden van de plank

### Tussenplank / continue wand:

Methode gereduceerde momentvlak. Zie het als een halve plank, met in het midden een inklemming.

$$\begin{aligned} > zakking\_tussenplank := \frac{M4pbp}{E \cdot I_{zz}} \cdot 2000 \cdot (4000 + 1000) + \frac{M4pbp}{E \cdot I_{zz}} \cdot \frac{4000}{2} \cdot \left( 4000 \cdot \left( \frac{2}{3} \right) \right) \\ & \qquad \qquad \qquad zakking\_tussenplank := 153.6920714 \end{aligned} \quad (71)$$

### Volledig op de slappe as gedraaide plank:

$$\begin{aligned} > zakkingslappeas := \frac{M4pbp}{E \cdot I_{\zeta\zeta}} \cdot 2000 \cdot (4000 + 1000) + \frac{M4pbp}{E \cdot I_{\zeta\zeta}} \cdot \frac{4000}{2} \cdot \left( 4000 \cdot \left( \frac{2.0}{3} \right) \right) \\ & \qquad \qquad \qquad zakkingslappeas := 2874.438586 \end{aligned} \quad (72)$$

### Een ongesteunde plank die dus op 2 assen belast wordt:

$$\begin{aligned} > zakkingas1 := (\cos(\alpha))^2 \cdot \left( \frac{M4pbp}{E \cdot I_{\zeta\zeta}} \cdot 2000 \cdot (4000 + 1000) + \frac{M4pbp}{E \cdot I_{\zeta\zeta}} \cdot \frac{4000}{2} \cdot \left( 4000 \cdot \left( \frac{2}{3} \right) \right) \right) \\ & \qquad \qquad \qquad zakkingas1 := 2181.748602 \end{aligned} \quad (73)$$

$$\begin{aligned} > zakkingas2 := (\sin(\alpha))^2 \cdot \left( \frac{M4pbp}{E \cdot I_{\eta\eta}} \cdot 2000 \cdot (4000 + 1000) + \frac{M4pbp}{E \cdot I_{\eta\eta}} \cdot \frac{4000}{2} \cdot \left( 4000 \cdot \left( \frac{2}{3} \right) \right) \right) \\ & \qquad \qquad \qquad zakkingas2 := 9.296915833 \end{aligned} \quad (74)$$

$$\begin{aligned} > zakking\_vrijeplank\_totaal := zakkingas1 + zakkingas2 \\ & \qquad \qquad \qquad zakking\_vrijeplank\_totaal := 2191.045518 \end{aligned} \quad (75)$$

## Een randplank met de huidige methode:

Uitgangspunten de gemiddelde waarden van de huidige aanpak:

"de totaalvervormingen zijn 1,5 a 2x de vervormingen van een doorgaande wand" ==> traagheidsmoment delen door 1,75.

"de totaalspanningen zijn 5 a 10% hoger" ==> afstand uiterste vezel \* 1,075

$$> M_{el; rand} := \frac{I_{zz}}{ez\_vezel \cdot 1.075} \cdot f_y : \# \text{Elastisch Moment in Nmm}$$

$$> \frac{M_{el; rand}}{1e6} \#idem \text{ in kNm}$$

$$270.3275905 \quad (76)$$

$$> I_{zzrand} := \frac{I_{zz}}{1.75}$$

$$I_{zzrand} := 7.905314285 \cdot 10^7 \quad (77)$$

$$> Loadfactor_{rand} := \frac{M_{el; rand}}{M_{el}}$$

#Bij deze loadfactor in Diana wordt de vloeigrens bereikt volgens de huidige methode.

$$Loadfactor_{rand} := 0.9302325581 \quad (78)$$

Bepaling zakking bij de normale belasting (ter vergelijking met Diana, we rekening FL-GL, dus kan)

$$> zakking_{randplank; loadfactor1} := \frac{M4pbp}{E \cdot I_{zzrand}} \cdot 2000 \cdot (4000 + 1000) + \frac{M4pbp}{E \cdot I_{zzrand}} \cdot \frac{4000}{2} \cdot \left( 4000 \cdot \left( \frac{2}{3} \right) \right) \#midden \ 4puntsbuigproef \text{ in mm}$$

$$zakking_{randplank; loadfactor1} := 268.9611249 \quad (79)$$

Bepaling zakking bij de belasting waar M-elastisch wordt bereikt:

$$> zakking_{randplank} := \frac{M_{el; rand}}{E \cdot I_{zzrand}} \cdot 2000 \cdot (4000 + 1000) + \frac{M_{el; rand}}{E \cdot I_{zzrand}} \cdot \frac{4000}{2} \cdot \left( 4000 \cdot \left( \frac{2}{3} \right) \right) \#midden \ 4puntsbuigproef \text{ in mm}$$

$$zakking_{randplank} := 249.6827362 \quad (80)$$

Bij deze belasting is de zakking van een continue wand:

$$> zakking_{var1; lc2} := \frac{M_{el; rand}}{E \cdot I_{zz}} \cdot 2000 \cdot (4000 + 1000) + \frac{M_{el; rand}}{E \cdot I_{zz}} \cdot \frac{4000}{2} \cdot \left( 4000 \cdot \left( \frac{2}{3} \right) \right) \#zakking \text{ midden } 4puntsbuigproef \text{ in mm}$$

$$zakking_{var1; lc2} := 142.6758492 \quad (81)$$



## Zakking tussen krachtsinleiding en midden plank

### Tussenplank:

Methode gereduceerde momentvlak. Zie het als een halve plank, met in het midden een inklemming.

$$\begin{aligned} > \text{zakking\_tussenplank\_middenveld} &:= \frac{M4pbp}{E \cdot I_{zz}} \cdot 2000 \cdot 1000 \\ \text{zakking\_tussenplank\_middenveld} &:= 20.04679192 \end{aligned} \quad (82)$$

### Volledig op de slappe as gedraaide plank:

$$\begin{aligned} > \text{zakkingslappeas\_middenveld} &:= \frac{M4pbp}{E \cdot I_{\zeta\zeta}} \cdot 2000 \cdot 1000 \\ \text{zakkingslappeas\_middenveld} &:= 374.9267722 \end{aligned} \quad (83)$$

Dat lijkt heel veel, dubbelcheck vergeetmenietje  $w = (TL^2)/(2EI)$

$$\begin{aligned} > \frac{M4pbp \cdot 2000^2}{2 \cdot E \cdot I_{\zeta\zeta}} \\ &= 374.9267722 \end{aligned} \quad (84)$$

### Ongesteunde plank die dus op 2 assen belast wordt:

$$\begin{aligned} > \text{zakkingas1\_middenveld} &:= (\cos(\alpha))^2 \cdot \left( \frac{M4pbp}{E \cdot I_{\zeta\zeta}} \cdot 2000 \cdot 1000 \right) \\ \text{zakkingas1\_middenveld} &:= 284.5759046 \end{aligned} \quad (85)$$

$$\begin{aligned} > \text{zakkingas2\_middenveld} &:= (\sin(\alpha))^2 \cdot \left( \frac{M4pbp}{E \cdot I_{\eta\eta}} \cdot 2000 \cdot 1000 \right) \\ \text{zakkingas2\_middenveld} &:= 1.212641196 \end{aligned} \quad (86)$$

$$\begin{aligned} > \text{zakking\_vrijeplank\_middenveld} &:= \text{zakkingas1\_middenveld} + \text{zakkingas2\_middenveld} \\ \text{zakking\_vrijeplank\_middenveld} &:= 285.7885458 \end{aligned} \quad (87)$$

# BIJLAGE

## Plooi controle

> *restart*;

### Materiaaleigenschappen:

>  $f_y := 355$  :

>  $\nu := 0.3$  :

>  $E := 210000$  :

### Plankeigenschappen:

>  $h := 306$  :

>  $b_{flens} := 185$  :

>  $t_{flens} := 8.5$  :

>  $t_{slot} := 32.0$  :

>  $b_{lijf} := 450$  :

>  $t_{lijf} := 8.5$  :

>  $W_{el} := 840000$  : #uit tabel Piling Handbook voor een single pile.

>  $A_{plank} := 86200$  : #uit tabel Piling Handbook

### Afgeleide plankeigenschappen:

>  $A_{flens} := b_{flens} \cdot t_{flens}$  :

>  $N_{flens} := A_{flens} \cdot f_y$  :

>  $A_{lijf} := b_{lijf} \cdot t_{lijf}$  :

>  $N_{lijf} := A_{lijf} \cdot t_{lijf}$  :

>  $M_{el} := \frac{W_{el} \cdot f_y}{1e+6}$

$M_{el} := 298.200000$

(1)

### Proef-eigenschappen:

>  $lveld := 4000$  :

>  $lplank := 12000$  :

## Beschouwing Plooi Flens

Aannames:

Flens alleen in langsrichting belast

Het slot functioneert niet als verstijver

Bij alle waarden die per variant verschillen staat het nummer van de variant als subscript.

## Variant1a: Flens als Eulerse knik op kolom

Beschouw de flens als een lange vrijstaande kolom. En kijk naar knik in de zwakke richting. Als veldlengte is 4m aangenomen: de afstand tussen de krachtsinleidingen bij de 4puntsbuigproef, waar het moment constant & maximaal is.

$$\begin{aligned} > I_{zwak} &:= \frac{1}{12} \cdot b_{flens} \cdot t_{flens}^3 \\ I_{zwak} &:= 9467.760417 \end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} > F_{Euler} &:= \pi^2 \cdot \left( \frac{E \cdot I_{zwak}}{l_{veld}^2} \right) \\ F_{Euler} &:= 1226.440030 \end{aligned} \quad (3)$$

Bepaal de spanning in de flens waarbij dit optreedt:

$$\begin{aligned} > \sigma_{flens;1} &:= \frac{F_{Euler}}{A_{flens}} \\ \sigma_{flens;1} &:= 0.7799300668 \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} > M_{buc;var1} &:= \frac{W_{el} \cdot \sigma_{flens;1}}{1E+6} \text{ \# in kNm} \\ M_{buc;var1} &:= 0.6551412561 \end{aligned} \quad (5)$$

## Variant1b: Slot 32\*32mm als eulerse knik op kolom

$$\begin{aligned} > I_{slot} &:= \frac{1}{12} \cdot t_{slot} \cdot t_{slot}^3 \\ I_{slot} &:= 87381.33334 \end{aligned} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} > F_{Euler;slot} &:= \pi^2 \cdot \left( \frac{E \cdot I_{slot}}{l_{veld}^2} \right) \\ F_{Euler;slot} &:= 11319.25190 \end{aligned} \quad (7)$$

Bepaal de spanning in het slot waarbij dit optreedt:

$$\begin{aligned} > \sigma_{flens;1} &:= \frac{F_{Euler;slot}}{t_{slot}^2} \\ \sigma_{flens;1} &:= 11.05395693 \end{aligned} \quad (8)$$

$$\begin{aligned} > M_{buc;var1b} &:= \frac{W_{el} \cdot \sigma_{flens;1}}{1E+6} \text{ \# in kNm} \\ M_{buc;var1b} &:= 9.285323821 \end{aligned} \quad (9)$$

## Variant2: Flens, 4zijdig scharnierend, meth. gered. spanning

Methode dictaat CT4121, plated structures, blz 32.

Aanname: Flens is 4 zijdig scharnierend opgelegd. Dit zou dus een "intern"element zijn. En levert een bovengrens op.

$$\begin{aligned} > k_{\sigma; x; 2} &:= 4 \\ & k_{\sigma; x; 2} := 4 \end{aligned} \quad (10)$$

$$\begin{aligned} > \sigma_{cr; x; 2} &:= k_{\sigma; x; 2} \cdot \frac{\pi^2 \cdot E}{12(1 - \nu^2) \cdot \left( \frac{b_{flens}}{t_{flens}} \right)^2} \\ & \sigma_{cr; x; 2} := 1602.694652 \end{aligned} \quad (11)$$

Met deze spanning is het moment waarbij plooi optreedt:

$$\begin{aligned} > M_{buc; var2} &:= \frac{\sigma_{cr; x; 2} \cdot W_{el}}{1E+6} \# \text{ in kNm} \\ & M_{buc; var2} := 1346.263508 \end{aligned} \quad (12)$$

Deze waarde ligt hoger dan  $M_{el}$ . Dit is niet onaannemelijk: Onder de gedane aanname "4 zijdig opgelegd" is de flens een "intern onderdeel" en voldoet de  $c/t$  verhouding aan die voor klasse 1:

$$\begin{aligned} > evalf \left( \frac{b_{flens}}{t_{flens}} \leq 33 \cdot \sqrt{\frac{235}{355}} \right) \\ & 21.76470588 \leq 26.84934495 \end{aligned} \quad (13)$$

### Variant 3: Flens, 4zijdig scharnierend, gered breedte eurocode

Methode Eurocode 1993-1-5 par 4.4  
Aannames idem aan variant 2.

$$\begin{aligned} > \lambda_{p3} &:= \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr;x;2}}} \\ \lambda_{p3} &:= 0.4706399428 \end{aligned} \quad (14)$$

Dubbelcheck of dit klopt, andere wijze van berekenen  $\lambda_p$  :

$$\begin{aligned} > k_{\sigma,3} &:= 4 \text{ #tabel 4.1} \\ k_{\sigma,3} &:= 4 \end{aligned} \quad (15)$$

$$\begin{aligned} > \lambda_{p3} &:= \frac{\left(\frac{b_{flens}}{t_{flens}}\right)}{28.4 \cdot \sqrt{\frac{235}{f_y}} \cdot \sqrt{k_{\sigma,3}}} \\ \lambda_{p3} &:= 0.008152796628 \sqrt{3337} \end{aligned} \quad (16)$$

$$\begin{aligned} > \text{evalf}(\lambda_{p3}) \\ &0.4709607477 \end{aligned} \quad (17)$$

Beide komen op dezelfde waarde uit. Dus gebruik  $\lambda_{p3}$

$$0.008152796628 \sqrt{3337} \quad (18)$$

$\lambda_{p3} < 0.748$  dus gebruik:

$$0.008152796628 \sqrt{3337} \quad (19)$$

$$\begin{aligned} > p_3 &:= 1 \\ p_3 &:= 1 \end{aligned} \quad (20)$$

$$\begin{aligned} > b_{eff;3} &:= p_3 \cdot b_{flens} \\ b_{eff;3} &:= 185 \end{aligned} \quad (21)$$

De effectieve breedte is de volledige breedte. Een exacte plooi-last is niet gegeven, maar deze is in ieder geval hoger dan Mel.

$$\begin{aligned} > M_{buc;var3} &:= M_{el} \text{ # in kNm} \\ M_{buc;var3} &:= 298.200000 \end{aligned} \quad (22)$$

## Variante 4: Flens, 1 vrije zijde, rest scharnierend, meth. gered. spanning

Methode dictaat CT4121, blz 32.

Aannames:

De flens wordt beschouwd als een "extern" of "uitkragend" element.

Belasting alleen in de hoofdrichting.

>  $\psi_x := 1$  #gelijkmatig verdeelde last

$$\psi_x := 1 \quad (23)$$

>  $k_{\sigma;x;4} := 0.57 - 0.21 \cdot \psi_x + 0.07 \cdot \psi_x^2$

$$k_{\sigma;x;4} := 0.43 \quad (24)$$

>  $\sigma_{cr;x;4} := k_{\sigma;x;4} \cdot \frac{\pi^2 \cdot E}{12(1 - \nu^2) \cdot \left(\frac{b_{flens}}{t_{flens}}\right)^2}$

$$\sigma_{cr;x;4} := 172.2896752 \quad (25)$$

>  $\alpha = \text{evalf}\left(\frac{l_{plank}}{b_{flens}}\right)$

$$\alpha = 64.86486486 \quad (26)$$

>  $\lambda_{plate,rel,4} := \sqrt{\frac{fy}{\sigma_{cr;x;4}}}$

$$\lambda_{plate,rel,4} := 1.435438368 \quad (27)$$

>  $\sigma_{plate,buckling,rel,4} := \frac{1}{\lambda_{plate,rel,4}^2}$

$$\sigma_{plate,buckling,rel,4} := 0.4853230288 \quad (28)$$

>  $\sigma_{plate,buckling,4} := \sigma_{plate,buckling,rel,4} \cdot fy$

$$\sigma_{plate,buckling,4} := 172.2896752 \quad (29)$$

>

>

Op basis van deze spanning is het moment waarbij plooi optreedt:

>  $M_{buc,var4} := \frac{\sigma_{cr;x;4} \cdot W_{el}}{1E+6}$  # in kNm

$$M_{buc,var4} := 144.7233272 \quad (30)$$

## Variant 5: Flens, 1 vrije zijde, rest scharnierend, gered breedte eurocode 1993-1-5 par 4.4

eurocode 1993-1-5 par 4.4  
Aannames idem aan variant 4.

$$\begin{aligned} > \lambda_{p;5} &:= \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr;x;4}}} \\ \lambda_{p;5} &:= 1.435438368 \end{aligned} \quad (31)$$

Dubbelcheck, andere wijze van berekenen  $\lambda_p$  :

$$\begin{aligned} > k_{\sigma;5} &:= 0.43 \text{ #tabel 4.2} \\ k_{\sigma;5} &:= 0.43 \end{aligned} \quad (32)$$

$$\begin{aligned} > \lambda_{p;5} &:= \frac{\left( \frac{b_{flens}}{t_{flens}} \right)}{28.4 \cdot \sqrt{\frac{235}{f_y}} \cdot \sqrt{k_{\sigma;5}}} \\ \lambda_{p;5} &:= 0.02486579660 \sqrt{3337} \end{aligned} \quad (33)$$

$$\begin{aligned} > \text{evalf}(\lambda_{p;5}) \\ &1.436416814 \end{aligned} \quad (34)$$

Beide komen op dezelfde waarde uit.

$\lambda_{p;5} > 0.748$  dus gebruik:

$$0.02486579660 \sqrt{3337} \quad (35)$$

$$\begin{aligned} > p_5 &:= \frac{\lambda_{p;5} - 0.188}{\lambda_{p;5}^2} \\ p_5 &:= 0.01205150864 \sqrt{3337} - 0.09111647059 \end{aligned} \quad (36)$$

$$\begin{aligned} > b_{eff;5} &:= p_5 \cdot b_{flens} \\ b_{eff;5} &:= 2.229529098 \sqrt{3337} - 16.85654706 \end{aligned} \quad (37)$$

Op basis van deze effectieve breedte wordt een nieuw weerstandsmoment bepaald. Er wordt het liefst aan het originele profiel gerekend, maar dat is lastig.

Dus: Bepaal de verhouding tussen een versimpeld profiel met- en zonder afname door beff, en pas die factor toe op het originele profiel:

Voor het simpele profiel, dat symmetrisch is, geldt:  $I\text{-totaal} = 2 \cdot (I\text{-flens} + \text{Steiner}) + I\text{-lijf}$

$$\begin{aligned} > I_{\text{simpel}} := \text{evalf} \left( 2 \cdot \left( \frac{1}{12} \cdot b_{\text{flens}} \cdot t_{\text{flens}}^3 + \left( \frac{h}{2} \right)^2 \cdot A_{\text{flens}} \right) + \left( \frac{1}{12} \cdot \frac{t_{\text{lijf}}}{\cos\left(\frac{\pi}{4}\right)} \cdot h^3 \right) \right) \\ I_{\text{simpel}} := 1.023425575 \cdot 10^8 \end{aligned} \quad (38)$$

N.B. Het commando "evalf" zorgt dat de waarde wordt uitgerekend en afgerond. Zonder dit commando blijven er allemaal wortel-tekens staan.

Voor het effectieve traagheidsmoment van de gereduceerde doorsnede, moet eerst de neutrale lijn bepaald worden. Neem als eerste referentie het hart van de getrokken flens:

$$\begin{aligned} > z_{\text{neut}} := \text{evalf} \left( \frac{b_{\text{flens}} \cdot t_{\text{flens}} \cdot 0 + b_{\text{lijf}} \cdot t_{\text{lijf}} \cdot \left( \frac{h}{2} \right) + b_{\text{eff},5} \cdot t_{\text{flens}} \cdot h}{b_{\text{flens}} \cdot t_{\text{flens}} + b_{\text{lijf}} \cdot t_{\text{lijf}} + b_{\text{eff},5} \cdot t_{\text{flens}}} \right) \\ z_{\text{neut}} := 138.0338365 \end{aligned} \quad (39)$$

In vergelijking met het midden:

$$\begin{aligned} > z_{\text{neut}; \text{symm}} := \frac{h}{2} \\ z_{\text{neut}; \text{symm}} := 153 \end{aligned} \quad (40)$$

Nu kan het traagheidsmoment obv de nieuwe neutrale lijn bepaald worden:

$I_{\text{eff}} = (I\text{-flens} + \text{Steiner}) + (I\text{-lijf} + \text{Steiner}) + (I\text{-flens-gereduceerd} + \text{Steiner})$

$$\begin{aligned} > I_{\text{eff}} := \text{evalf} \left( \left( \left( \frac{1}{12} \right) \cdot b_{\text{flens}} \cdot t_{\text{flens}}^3 + (z_{\text{neut}})^2 \cdot A_{\text{flens}} \right) + \left( \frac{1}{12} \cdot \frac{t_{\text{lijf}}}{\cos\left(\frac{\pi}{4}\right)} \cdot h^3 + b_{\text{lijf}} \cdot t_{\text{lijf}} \right. \right. \\ \left. \left. \cdot \left( \frac{h}{2} - z_{\text{neut}} \right)^2 \right) + \left( \frac{1}{12} \cdot b_{\text{eff},5} \cdot t_{\text{flens}}^3 + (h - z_{\text{neut}})^2 \cdot (b_{\text{eff},5} \cdot t_{\text{flens}}) \right) \right) \\ I_{\text{eff}} := 8.637875193 \cdot 10^7 \end{aligned} \quad (41)$$

De verhouding tussen de twee traagheidsmomenten is:

$$\begin{aligned} > I_{\text{vs}}I := \left( \frac{I_{\text{eff}}}{I_{\text{simpel}}} \right) \\ I_{\text{vs}}I := 0.8440159601 \end{aligned} \quad (42)$$

Het traagheidsmoment is afgenomen, de gevolgen voor het weerstandsmoment zijn:

$$\begin{aligned} > W_{\text{simpel}} := \frac{I_{\text{simpel}}}{\left( \frac{h}{2} \right)} \\ W_{\text{simpel}} := 6.689056046 \cdot 10^5 \end{aligned} \quad (43)$$

$$\begin{aligned} > W_{\text{eff};5} := \frac{I_{\text{eff}}}{\max(z_{\text{neut}}, h - z_{\text{neut}})} \\ W_{\text{eff};5} := 5.142628142 \cdot 10^5 \end{aligned} \quad (44)$$



$$> W_{vs}W := \left( \frac{W_{eff, 5}}{W_{simpel}} \right)$$

$$W_{vs}W := 0.7688122370 \quad (45)$$

$$> W_{eff, orig} := W_{vs}W \cdot W_{el}$$

$$W_{eff, orig} := 6.458022791 \cdot 10^5 \quad (46)$$

Het weerstandsmoment is met een factor 0,77 afgenomen. Op basis van deze factor is het originele weerstandsmoment aangepast, en kan nu Mbuc berekend worden:

$$> M_{buc, var5} := \frac{W_{eff, orig} \cdot f_y}{1E+6} \# \text{ in kNm}$$

$$M_{buc, var5} := 229.2598091 \quad (47)$$

### **Variant6: Dubbele Flens (continue wand), 4zijdig scharnierend, meth. gered. spanning**

CT4121, plated structures, blz 32

Aannames:

continue wand, neem aan dat het scharnier er niet is, en de flens dus 2 keer zo breed is 4 zijdig scharnierend opgelegd.

$$> k_{\sigma, x; 6} := 4$$

$$k_{\sigma, x; 6} := 4 \quad (48)$$

$$> \sigma_{cr, x; 6} := k_{\sigma, x; 6} \cdot \frac{\pi^2 \cdot E}{12(1 - \nu^2) \cdot \left( \frac{2 \cdot b_{flens}}{t_{flens}} \right)^2}$$

$$\sigma_{cr, x; 6} := 400.6736631 \quad (49)$$

Met deze spanning is het moment waarbij plooi optreedt:

$$> M_{buc, var6} := \frac{\sigma_{cr, x; 6} \cdot W_{el}}{1E+6} \# \text{ in kNm}$$

$$M_{buc, var6} := 336.5658770 \quad (50)$$

## Variant 7: Dubbele Flens (continue wand), 4zijdig scharnierend, gered breedte eurocode

Aannames zie variant 6.

Eurocode 1993-1-5 par 4.4

$$\lambda_p := \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr;x;6}}} \quad \lambda_p := 0.9412798856 \quad (51)$$

Dubbelcheck, andere wijze van berekenen  $\lambda_p$  :

#NEN-EN-1993-1-5 A.1

$$\psi := 1 \quad \psi := 1 \quad (52)$$

$$k_{\sigma;7} := 4 \text{ #tabel 4.1} \quad k_{\sigma;7} := 4 \quad (53)$$

$$\sigma_{E;7} := 190000 \cdot \left( \frac{t_{flens}}{2 \cdot b_{flens}} \right)^2 \quad \sigma_{E;7} := 100.2739226 \quad (54)$$

$$\sigma_{cr;p;7} := k_{\sigma;7} \cdot \sigma_{E;7} \quad \sigma_{cr;p;7} := 401.0956904 \quad (55)$$

$$\lambda_{p7} := \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr;p;7}}} \quad \lambda_{p7} := 0.9407845545 \quad (56)$$

Beide komen op dezelfde waarde uit. Dus gebruik  $\lambda_{p7}$   
 $0.9407845545$  (57)

$\lambda_{p7} > 0.673$  dus gebruik:  
 $0.9407845545$  (58)

$$p_7 := \min \left( \frac{\lambda_{p7} - (0.055(3 + \psi))}{(\lambda_{p7})^2}, 1 \right) \quad p_7 := 0.8143762775 \quad (59)$$

$p < 1$  dus effectieve breedte vermindert. We rekenen verder met een enkele plank, zelfde methode als variant 5:

$$b_{eff;7} := p_7 \cdot b_{flens} \quad b_{eff;7} := 150.6596113 \quad (60)$$

Voor het effectieve traagheidsmoment moet eerst de neutrale lijn bepaald worden. Neem als eerste referentie het hart van de getrokken flens:

$$\begin{aligned}
 > z_{neut;7} &:= \frac{b_{flens} \cdot t_{flens} \cdot 0 + b_{lijf} \cdot t_{lijf} \cdot \left(\frac{h}{2}\right) + b_{eff;7} \cdot t_{flens} \cdot h}{b_{flens} \cdot t_{flens} + b_{lijf} \cdot t_{lijf} + b_{eff;7} \cdot t_{flens}} \\
 & z_{neut;7} := 146.3125244 \quad (61)
 \end{aligned}$$

Nu kan het traagheidsmoment obv de nieuwe neutrale lijn bepaald worden:

$$\begin{aligned}
 > I_{eff;7} &:= evalf \left( \left( \frac{1}{12} \right) \cdot b_{flens} \cdot t_{flens}^3 + (z_{neut;7})^2 \cdot A_{flens} + \frac{1}{12} \cdot \frac{t_{lijf}}{\cos\left(\frac{\pi}{4}\right)} \cdot h^3 + b_{lijf} \cdot t_{lijf} \right. \\
 & \cdot \left. \left( \frac{h}{2} - z_{neut;7} \right)^2 + \frac{1}{12} \cdot b_{eff;7} \cdot t_{flens}^3 + (h - z_{neut;7})^2 \cdot (b_{eff;7} \cdot t_{flens}) \right) \\
 & I_{eff;7} := 9.520920924 \cdot 10^7 \quad (62)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 > I_{vsI_7} &:= \left( \frac{I_{eff;7}}{I_{simpel}} \right) \\
 & I_{vsI_7} := 0.9302992965 \quad (63)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 > W_{eff;7} &:= \frac{I_{eff}}{\max(z_{neut;7}, h - z_{neut;7})} \\
 & W_{eff;7} := 5.409237738 \cdot 10^5 \quad (64)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 > W_{vsW_7} &:= evalf \left( \frac{W_{eff;7}}{W_{simpel}} \right) \\
 & W_{vsW_7} := 0.8086698184 \quad (65)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 > W_{eff;orig;7} &:= W_{vsW_7} \cdot W_{el} \\
 & W_{eff;orig;7} := 6.792826475 \cdot 10^5 \quad (66)
 \end{aligned}$$

Het weerstandsmoment is met een factor 0,81 afgenomen. Op basis van deze factor is het originele weerstandsmoment aangepast, en kan nu Mbuc berekend worden:

$$\begin{aligned}
 > M_{buc;var7} &:= \frac{W_{eff;orig;7} \cdot f_y}{1E+6} \# \text{ in kNm} \\
 & M_{buc;var7} := 241.1453399 \quad (67)
 \end{aligned}$$

## Samenvatting resultaten, maximale momenten in kNm:

$$> M_{el} \qquad \qquad \qquad 298.200000 \qquad \qquad \qquad (68)$$

$$> M_{buc; var1} \text{ \#ongesteunde kolom op eulerse knik: flens zonder slot} \qquad \qquad \qquad 0.6551412561 \qquad \qquad \qquad (69)$$

$$> M_{buc; var1b} \text{ \#ongesteunde kolom op eulers knik: slot 32x32mm} \qquad \qquad \qquad 9.285323821 \qquad \qquad \qquad (70)$$

$$> M_{buc; var2} \text{ \#Flens als intern element, gered spanning:} \qquad \qquad \qquad 1346.263508 \qquad \qquad \qquad (71)$$

$$> M_{buc; var3} \text{ \#Flens als intern element, gered doorsnede:} \qquad \qquad \qquad 298.200000 \qquad \qquad \qquad (72)$$

$$> M_{buc; var4} \text{ \#Flens als extern element, gered spanning:} \qquad \qquad \qquad 144.7233272 \qquad \qquad \qquad (73)$$

$$> M_{buc; var5} \text{ \#Flens als extern element, gered doorsnede:} \qquad \qquad \qquad 229.2598091 \qquad \qquad \qquad (74)$$

$$> M_{buc; var6} \text{ \#Dubbele Flens, intern element, gered spanning:} \qquad \qquad \qquad 336.5658770 \qquad \qquad \qquad (75)$$

$$> M_{buc; var7} \text{ \#Dubbele Flens, intern element, gered doorsnede:} \qquad \qquad \qquad 241.1453399 \qquad \qquad \qquad (76)$$

>

# Plooi controle Lijf

## Beschouwing Lijf op zuivere buiging

### Materiaaleigenschappen:

- >  $restart$
- >  $f_y := 355 :$
- >  $\nu := 0.3 :$
- >  $E := 210000 :$

### Plankeigenschappen:

- >  $h := 306 :$
- >  $b_{flens} := 185 :$
- >  $t_{flens} := 8.5 :$
- >  $t_{slot} := 32.0 :$
- >  $b_{lijf} := 450 :$
- >  $t_{lijf} := 8.5 :$
- >  $W_{el} := 840000 : \#uit\ tabel\ Piling\ Handbook\ voor\ een\ single\ pile.$
- >  $A_{plank} := 86200 : \#uit\ tabel\ Piling\ Handbook$

### Afgeleide plankeigenschappen:

- >  $A_{flens} := b_{flens} \cdot t_{flens} :$
- >  $N_{flens} := A_{flens} \cdot f_y :$
- >  $A_{lijf} := b_{lijf} \cdot t_{lijf} :$
- >  $N_{lijf} := A_{lijf} \cdot f_y :$
- >  $M_{el} := \frac{W_{el} \cdot f_y}{1e+6}$

$$M_{el} := 298.200000$$

(1)

### Proef-eigenschappen:

- >  $lveld := 4000 :$
- >  $lplank := 12000 :$

## Variant 1: Eulerse knik door krachtsinleiding:

Aannames: spreiding krachtsinleiding onder 45 graden

Hoogte lijf is 450mm, kracht wordt tot de helft gespreid, dus neem breedte 225mm

Beschouw een gesteunde kolom/pendelstaaf op druk. breedte 225m, dikte 8.5mm.

$$\begin{aligned}
 > I_{lijf\_als\_kolom} &:= \frac{1}{12} \cdot \left( \frac{1}{2} \cdot b_{lijf} \right) \cdot t_{lijf}^3 \\
 & I_{lijf\_als\_kolom} := 11514.84375 \qquad (2)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 > l_{buc} &:= b_{lijf} : \\
 > F_{knik} &:= \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{lijf\_als\_kolom}}{l_{buc}^2} \\
 & F_{knik} := 1.178560990 \cdot 10^5 \qquad (3)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 > \frac{F_{knik}}{1000} &\#idem \text{ in kN} \\
 & 117.8560990 \qquad (4)
 \end{aligned}$$

De kniklast van het lijf is hoger dan de kracht (72,4kN/2\*cos alpha) die ingeleid moet worden.

## Variant2: Plooi Lijf, 4zijdig scharnierend, meth. gered. spanning<sup>CT4121</sup>, plated structures, blz 32

$$\begin{aligned}
 > \alpha_{veld} &:= \frac{l_{veld}}{b_{lijf}} \\
 & \alpha_{veld} := \frac{4000}{b_{flen}} \qquad (5)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 > k_{\sigma,x} &:= 23.9 \#tabel 4.1 \\
 & k_{\sigma,x} := 23.9 \qquad (6)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 > \sigma_{cr;x} &:= k_{\sigma,x} \cdot \frac{\pi^2 \cdot E}{12(1-\nu^2) \cdot \left( \frac{b_{lijf}}{t_{lijf}} \right)^2} \\
 & \sigma_{cr;x} := 9576.100550 \qquad (7)
 \end{aligned}$$

deze waarde is groter dan fy, dat klopt want  $\frac{b_{lijf}}{t_{lijf}} \leq 72e$ , dus klasse 1

De plooispanning is hoger dan de vloeispanning, dus plooi treedt pas op ná het bereiken van het elastisch Moment.

$$21.76470588 \qquad (8)$$

### Variant 3: Plooi Lijf, 4zijdig scharnierend, gered breedte eurocode

Eurocode 1993-1-5 par 4.4

$$\lambda_p := \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr; x}}}$$

0.1925394947 (9)

Dubbelcheck, andere wijze van berekenen  $\lambda_p$  :

$$k_\sigma := 23.9 \text{ #tabel 4.1}$$

23.9 (10)

$$\lambda_{p2} := \frac{\left( \frac{b_{lijf}}{t_{lijf}} \right)}{28.4 \cdot \sqrt{\frac{235}{f_y}} \cdot \sqrt{k_\sigma}}$$

0.003335321124  $\sqrt{3337}$  (11)

$$evalf(\lambda_{p2})$$

0.1926707365 (12)

Beide komen op dezelfde waarde uit. Dus gebruik  $\lambda_p$

0.1925394947 (13)

$\lambda_p < 0.748$  dus gebruik:

0.1925394947 (14)

$$p := 1$$

1 (15)

$$b_{c; lijf} := 0.5 \cdot b_{lijf} \text{ #verhouding tussen trekzone en drukzone}$$

225.0 (16)

$$b_{eff} := p \cdot b_{c; lijf}$$

225.0 (17)

$$b_{e1; lijf} := 0.4 \cdot b_{eff}$$

90.00 (18)

$$b_{e2; lijf} := 0.6 \cdot b_{eff}$$

135.00 (19)

$$b_{drukzone; lijf} := b_{e1; lijf} + b_{e2; lijf}$$

225.00 (20)

De volledige drukzone is beschikbaar, dus plooi treedt pas op ná het bereiken van het elastisch Moment.

#### Conclusie

Onder de genoemde randvoorwaarden treedt geen plooi van het lijf op voordat het elastisch moment bereikt is.

# Gespreksverslag

---

**Datum:** 17 feb 2017

**Aanwezig:** Pim Schipper (Concretio)  
Servaas Bakker (Concretio)  
Mark Post (Deltares)  
Coen Kortendijk (afstudeerder HvA/Deltares)

**Versie:** 20 feb 2017, rev1

**Dit gesprek is aangegaan om kennis met elkaar te maken, uit te leggen wat de insteek vanuit Coen is, en te polsen in hoeverre Concretio/dhr. Schipper hier aan bij kan en wil dragen.**

## **Kader.**

Mark schetst het kader, en legt globaal uit wat de fullscaleproef inhoud.

Twee circa 60m lange, specifiek hiervoor aangelegde proefdijken zullen tot bezwijken belast worden. De zogenaamde “groene” gronddijk, en de “blauwe” dijk die d.m.v. een onverankerde damwandconstructie versterkt is.

Er is bij de proef specifiek voor een onverankerde damwand gekozen, vanuit de wens om een groot kracht-verplaatsingsdiagram te hebben, met zo min mogelijk onbekende variabelen. Daarnaast moet de dijk natuurlijk wel bezwijken.

In de planning wordt dit jaar het grondlichaam gelegd, en i.v.m. consolidatietijd is de werkelijke proef mogelijk pas in 2018.

## **Verankerd / onverankerd.**

In het werkveld zijn er partijen die een voorkeur hebben voor verankerde damwanden, terwijl er ook aanhangers zijn van onverankerd. Bij onverankerd is mogelijk de zakking van de kruin maatgevend, hiervoor geldt een eis van maximaal 10cm in UGT.

Vraag van Coen is welke situatie nu belangrijk is om te modelleren. Er zijn 2 plaatsen met een groot moment, danwel dwarskracht:

- 1) Ter plaatse van de gording. De gording kan zijdelingse steun bieden aan de plank, en rotatie tegengaan. Aangezien de gording bijna met bovenzijde plank samenvalt, is het moment praktisch nul. Er is echter wel een forse dwarskracht aanwezig. Dit blijkt in de praktijk ook wel eens problematisch als vlak onder de gording grote sparingen in het lijf gemaakt worden, zonder verdere voorzieningen.
- 2) Onderin de plank. Bij verankerd is dit meestal het veldmoment, bij onverankerd het inklemmingsmoment. Onverankerd zal dit inklemmingsmoment vaak ter hoogte van een slappe laag optreden. Op dit niveau is geen stabiliserende gording aanwezig, en ook de grond levert relatief weinig steun. Aangezien er op deze plaats geen grote puntlast aanwezig is, is de dwarskracht rond dit maximale moment klein.

Op basis hiervan lijkt situatie 2 de meest interessante: een groot moment, zonder dwarskracht, zonder stabilisatie uit de gording.

## **Plooi**

Vraag van Coen en Mark is hoe om te gaan met plooi van lijf en flenzen.

Eerste idee is om een damwand te kiezen van bijvoorbeeld klasse I, die ongevoelig is voor plooi. Omdat de damwand ongesteund is, is het plooioprobleem van het lijf veranderd van “geschoord” in “ongeschoord”, waardoor lastig op voorhand te zeggen is wat de klasse van een damwand is.

Plooi blijft een lastig probleem. Er zijn in de moderne normen (Eurocode) uitgebreide formules, maar deze leveren niet per definitie inzicht in de materie op. Pim raadt voor handberekeningen het gebruik van de klassieke methode aan: werken met de gereduceerde doorsnede. Op basis van staalkwaliteit, dikte/lengte verhouding en een tabellenboek, kan worden bepaald welk deel van het oppervlak daadwerkelijk gebruikt mag worden. Dit levert snel inzicht op.



### **Verend ondersteunde plaat.**

Mark oppert of het mogelijk is om voor plooi te kijken naar het effect van de grond. Hiervoor zou bijvoorbeeld een verend ondersteunde plaat bekeken kunnen worden. Mogelijk toch complexer dan gedacht: de grond ondersteund, maar is ook de belasting. Wat is maatgevend?

### **Corrosie.**

Tip van Pim is om gelijk corrosie mee te nemen. Door dikteafname is het weerstandsmoment lager. Daarnaast zal flens of lijf mogelijk veel sneller plooiën. Er moet uiteindelijk toch met corrosie gerekend worden, dus een beschouwing van de plaat zonder corrosie-afname voegt eigenlijk weinig toe.

### **Memo Concretio dijkversterking HOp.**

Pim heeft voor de dijkverbetering bij Hagestein-Opheusden(HOp), reeds eerder gerekend aan discontinuë damwand, en daar een memo over geschreven

Het betrof hier steeds 2 dubbele planken, die aan een doorgaande gording bevestigd zijn. Voor deze situatie is de randplank beschouwd. Uitgangspunt bij deze berekening was het ontbinden van de kracht uit grond in de richtingen van de hoofdtraagheidsassen van de enkele plank, en krachterevenwicht om het slot. Hierdoor zou de plank tussen de 1 en 5 graden draaien. Hierdoor neemt het effectieve traagheidsmoment toe, maar doordat de uiterste vezel verder naar buiten komt, neemt het weerstandsmoment af (elastisch rekenen). Uit deze afname van weerstandsmoment plus torsie, volgt een spanningstoename van circa 8%, bovenop de 20% extra belasting uit de “overgeslagen” planken.

### **Rotatie/torsie.**

In de memo voor HOp is uitgegaan van een rotatie van de plank. Vraag is of bijvoorbeeld schelpwerking van de grond een bepaalde (onverwachte) rotatierichting forceert. Uitgangspunt voor nu is dat het maximale moment in een slappe laag zit, en daar geen schelpwerking optreedt. Of dat hoger of lager in de plank wel optreedt, zou onderzocht kunnen worden, maar onduidelijk is of daar binnen dit onderzoek tijd voor is.

Bij de HOp memo is de rechtse plank (1) beschouwd van 2 dubbele of 4 losse planken. Coen vermoed, dat deze Z-plank linksom wilde draaien. Volgens Pim is dat niet het geval, quote mail: “Allereerst zou de vervorming tegen de belasting in moeten gaan, wat onwaarschijnlijk is. Daarnaast is het profiel asymmetrisch ten opzichte van de verticale as, waardoor het anders reageert dan een normaal symmetrisch profiel. De dwarskracht zit in het lijf en moet naar de flenzen overgebracht worden. Dit heeft tot gevolg, dat zowel de gedrukte als de getrokken flens naar links wil buigen. Maar de gedrukte (boven)-flens wordt door plank 2 tegengehouden, de getrokken (onder)-flens kan vrij verplaatsen en gaat dus naar links. Daardoor draait het profiel rechtsom. Er is literatuur voor dit principeverhaal beschikbaar bijvoorbeeld: J.P. den Hartog, Sterkteleer, artikel ‘wringingspunt’.

Kip treedt alleen op in gedrukte doorsneden.”

### **Aanpak.**

Coen heeft in overleg met zijn docent bedacht om eerst maar eens wat te simuleren in Diana, en de optredende fenomenen daarna met handberekeningen te verifiëren. Pim raadt dit af: eerst zelf nadenken en sommen maken, en later dit in simulaties bevestigen.

### **Vervolgafpraak**

Pim heeft het concept PvA per mail ontvangen. Op basis van dit PvA en het gesprek levert hij mogelijk nog wat feedback/tips. Coen verwerkt de punten van dit gesprek in zijn PvA. Als hij wat dieper in de stof zit, kan hij wat berekeningen en vragen naar Pim mailen. Mogelijk volgt hieruit nog een keer een afspraak.

Het concept van dit verslag is naar Pim gestuurd, en op basis van feedback aangepast.

# 1 Gespreksverslag Diana

Datum: 10 mei 2017  
Aanwezig: G.-J. Schreppers (CEO Diana),  
W.P. Kikstra (Sr. Software Engineer Diana),  
M. Post (Deltares),  
C. Kortendijk (student)

Dit gesprek is aangegaan om uitleg te krijgen over 2 vragen/uitdagingen waar Coen tijdens het modelleren tegenaan loopt.

## **Grondveren:**

Na toevoegen van de grondveren N<sub>12</sub>SPR komt Diana niet meer tot een oplossing. De gekozen aanpak lijkt niet verkeerd. Het toekennen van meerdere veren aan 1 node zou geen probleem moeten zijn. Ook de complexiteit is niet ineens ordes groter wat gebrek aan antwoorden zou kunnen verklaren. De N<sub>12</sub>SPR is echter een vrij nieuw element, dat mogelijk nog niet volledig geïmplementeerd is. Advies is om te proberen of een SP<sub>2</sub>TR wél werkt. De SP<sub>2</sub>TR is een robuuster element, met minder vrijheidsgraden. Mits er expliciet een richting/as gekoppeld wordt, kan de SP<sub>2</sub>TR werken in een richting die anders is dan de richting tussen de twee knopen waartussen hij wordt geplaatst. Dan wordt het hetzelfde bereikt als met de N<sub>12</sub>SPR. Mocht dit geen oplossing geven, dan kan de file naar Diana gemaild worden, om te kijken waar het mis gaat.

## **Plooi:**

Het sterk geometrisch-niet-lineair gedrag in de pre-buckling fase maakt het lastig om een exacte buckling-value te vinden. Hiervoor is geen standaardoplossing. Een mogelijke aanpak zou zijn om (al dan niet m.b.v. Python scripts) steeds een NONLIN analyse uit te voeren tot een iets hogere eindwaarde, waarna na elke analyse de LINSTA module wordt gebruikt om de buckling value te bepalen. Dit zou moeten convergeren naar een buckling value van 0. Dan kan vanaf dat punt met de CONTIN optie van de LINSTA module verder gerekend worden met een gereduceerd aantal vrijheidsgraden. Nadeel is dat FNL gedrag hier niet meer in zit.

## **W.v.t.t.k:**

**De amplitude van de imperfectie** (MAX parameter) is de grootste uitwijking die op de geometrie gezet wordt. De vraag was of dit in % of units is. Het blijkt in units te zijn. Dat betekent dat bij rekenen in mm de default waarde van 0.01 een imperfectie met een maximale amplitude van 0.01mm geeft.

Het **CQ40S** element dat gebruikt wordt (regular curved shell) heeft 5DOF (Degrees of freedom): 3Ttranslaties, 2 rotaties. De **scherpe knik** tussen lijf en flens in het model, zorgt er mogelijk voor dat dit problemen oplevert die de resultaten sterk beïnvloeden. Advies is om ook een analyse met een 6DOF plaalement (regular curved shell with drilling rotation) uit te voeren, en te kijken of de resultaten sterk afwijken. De implicaties van een 5DOF element worden door veel mensen over het hoofd gezien, dus het is niet vreemd dat dit in de literatuurstudie niet ter sprake gekomen is.

Met dank aan A. Elkadi voor het organiseren van dit gesprek.

# Gespreksverslag

---

Datum: 20 feb 2017  
Aanwezig: Helle Larsen, Deltares (HL)  
Mark Post, Deltares (MP)  
Coen Kortendijk, afstudeerder HvA/Deltares (CK)  
Versie: 20 feb 2017 concept

**Dit gesprek is aangegaan om kennis te maken, en inzicht te krijgen in welke problematiek er op dit moment in het werkveld speelt. Daarnaast is mevrouw Larsen actief betrokken bij de huidige normontwikkeling rondom SVLC in dijken.**

## Kader.

MP schets het kader van de proef, zie ook gespreksverslag Pim Schipper 17-02-2017.

## Praktijkvoorbeelden

CK vraagt wat er zoal aan damwand gebruikt wordt. HL:

- Veel zware wanden: AZ36, AZ48. Soms slappe lagen van 10m dik: grote momenten, en verankering absoluut noodzakelijk. Soms overstappen op betonnen diepwanden, duur.
- Forse lengtes waarover SVLC wordt toegepast. Recent de lekdijk bij Nederlek, met 5 km dijkverzwaring waarvan 4,5 km voorzien van een verankerde damwand.
- Voorkeurscombinatie: 2 dubbele planken, 1 enkele plank overslaan. Niet staffelen want de opening moet vooral in de bovenkant. Dat is praktisch lastig want voor verdiept trillen/drukken moet je een groot gat graven; afbranden is bewerkelijk/duur.
- Bij discontinue wand altijd een gording toepassen, dus ook bij onverankerd.

## Verankerd of onverankerd

HL: Meeste wanden zijn verankerd. Zeker als opdrijven een probleem is, moet een damwand een grote binnenberm (25-50m breed) vervangen, dus de optredende momenten zijn groot. Een anker scheelt dan heel veel. Als een anker niet kan, omdat er bijvoorbeeld bebouwing boven de ankers staat, dan wordt soms een diepwand geplaatst. Dit is een dure oplossing. Diepwand wordt soms discontinu aangebracht (barettenwand), maar soms ook continu. In het laatste geval vormt de diepwand vaak de primaire kering, en is de gronddijk ondergeschikt.

## Omgang discontinuïteit

Bij project HOp is gebruik gemaakt van de configuratie: "2 dubbele planken zetten, 1 enkele plank overslaan". Concretio heeft hiervoor een berekening gemaakt. Uitgangspunt is wel dat de plank boven d.m.v. een gording gefixeerd wordt, niet alleen qua plaats, maar ook qua vorm. De planken staan met de werksloten tegen de gording, en de gording staat op druk tegen de planken.

Torsie is een belangrijk fenomeen, in deze oriëntatie zal de rand-plank een stukje roteren, waardoor hij stijver, maar ook iets zwakker wordt.

Huidige methodiek is om bij de berekening eerst de belasting te corrigeren voor de missende plank (4/5 van het oppervlak draagt 5/5 van de last: factor 1,25 op belasting). Op het einde van de berekening wordt op het weerstandsmoment van de plank een correctie van -10% gezet.

Deze methode is ondertussen ook deel van diverse ontwerprichtlijnen.

### **Risico uit het slot lopen**

Huidige voorkeurscombinatie heeft ook nadelen. Als een enkele randplank uit het slot loopt tijdens plaatsing, is deze onderhevig aan scheve buiging. Daardoor is deze veel slapper. Gevolgen mogelijk groot. Momenteel (voorzover bekend) worden hier geen maatregelen tegen genomen (slotgeleiding/slotverklikkers).

### **Freatische lijn & monitoring**

CK vraagt of er een groot verschil in waterstand over de damwand staat, dit kan invloed hebben op de sterkte.

HL: Eigenlijk weten we heel veel nog niet. Die opening i.v.m. freatische lijn is ook maar een aanname. Er is op een locatie een keer gemeten wat de invloed van een continue wand op de freatische lijn is, en die bleek gering. Dit is echter  $n=1$ , theoretisch verwachten we meer invloed, dus daar rekenen we ook mee. Je kunt er echter wel van uitgaan dat er geen enorm verval over de damwand staat (>5m) hiervoor hoeft de sterkte van de plank dus niet gereduceerd te worden.

Eigenlijk zouden we meer moeten monitoren. Ook bijv. hoe een plank de grond in gaat: staat hij recht, zit hij in het slot? Veel van wat we doen is "engineering judgement", bij gebrek aan onderzoek.

### **Onderzoekstips.**

CK: Wat kan ik nog meenemen in dit onderzoek, waar jullie iets aan hebben?

HL: Onderzoek verschil tussen lichte en zware planken, hebben deze hetzelfde gedrag? Je zou hiervoor een gevoeligheidsanalyse kunnen doen.

### **Vervolgafpraak.**

CK stuurt gespreksverslag (ook van gesprek met Pim Schipper) naar HL. Daarnaast worden de punten uit dit gesprek verwerkt in het PvA.

HL stuurt wat recente ontwerpleidraden naar CK (heeft ze reeds gedaan, waarvoor dank)