

TU Delft

**Levensduurverlenging van  
vermoeiingsgevoelige orthotrope  
stalen brugdekken met Engineered  
Cementitious Composite (ECC)**

MSc afstudeeronderzoek

Eindrapport

Definitief | 27 augustus 2013



**Bron afbeelding:** <https://beeldbank.rws.nl>, Rijkswaterstaat

**Gegevens student**

Gökhan Dilsiz

+31(0)6 117 37 069

Gokhan.Dilsiz1@Gmail.com

**Afstudeercommissie Technische Universiteit Delft**

Faculteit Civiele Techniek en Geowetenschappen

Sectie Gebouwen en Civieltechnische Constructies

Leerstoel Betonconstructies

Prof. dr. ir. D.A. Hordijk

dr. ir. drs. C.R. Braam

dr. ir. M.H. Kolstein

ir. E. Vonk

Afstudeerhoogleraar Betonconstructies

Leerstoel Betonconstructies

Leerstoel Staal, Hybride en Composietconstructies

Arup

## Voorwoord

---

Voor u ligt het eindrapport van mijn afstudeeronderzoek in het kader van het behalen van mijn MSc titel Structural Engineering aan de Technische Universiteit Delft, faculteit Civiele Techniek en Geowetenschappen.

Het afstudeeronderzoek heb ik als een zeer leerzame periode ervaren. Na ruim een half jaar onderzoek heb ik veel kennis opgedaan en vaardigheden ontwikkeld die in mijn toekomstige carrière van pas zullen komen. Tevens heb ik met dit afstudeeronderzoek mijn passie voor het vak kunnen herontdekken. Met overtuiging kan ik zeggen dat ik na dit onderzoek klaar ben voor de arbeidsmarkt.

Het onderzoek heeft ruim een half jaar geduurd. Alhoewel dit langer is geweest dan ik in eerste instantie voor ogen had, kan ik zeggen dat, de extra tijd die ik nodig had voor het experimenteel onderzoek en de vele discussies met ervaren specialisten significant hebben bijgedragen aan zowel het eindresultaat als mijn eigen ontwikkeling.

Zoals iedere afstudeerder heb ik ook hulp en steun mogen ontvangen van mijn omgeving. Via deze weg wil ik allen bedanken die mijn afstuderen mogelijk hebben gemaakt. Zonder dat ik iemand te kort doe, zou ik graag een aantal mensen met naam willen noemen.

Allereerst wil ik mijn begeleiders, Professor Hordijk, René Braam, Henk Kolstein, bedanken. De interesse van Professor Hordijk in het onderwerp maakte het zeer plezierig om bij hem af te studeren. Het was voor mij een grote vreugde toen ik hoorde dat hij professor van de leerstoel Betonconstructies werd. Daarnaast was ook de hulp van mijn dagelijks begeleider, René Braam, zeer plezierig en heeft dit mij geholpen om tot het eindresultaat te komen.

Professor Walraven wil ik bedanken voor de boeiende discussies die we over ECC hadden. Zijn visie over dit materiaal hebben mij geïnspireerd om op ECC af te studeren.

Ook wil ik de mensen van Arup bedanken voor de mogelijkheid die ze mij hebben geboden om bij hun kantoor af te studeren. Zonder de begeleiding van Silas Norager en Edo Vonk was dit afstudeeronderzoek nooit tot stand gekomen.

Steffen Grünewald wil ik bedanken voor zijn hulp bij het maken van de proefstukken en Fred Schilperoort wil ik bedanken voor zijn begeleiding bij de proeven in het Stevinlab.

Mijn laatste woorden gaan uit naar mijn familie en mijn verloofde. Gedurende mijn gehele studietijd hebben ze mij altijd weten te motiveren en te allen tijde gesteund.

Gökhan Dilsiz

Zaandijk, juli 2013



## Samenvatting

---

Sinds 1997 is er in Nederland meer aandacht voor vermoeiingsscheuren in orthotrope stalen brugdekken. Aanleiding hiervoor waren de dekplaatscheuren die in 1997 werden ontdekt in het pas vernieuwde stalen brugdek van de Van Brienoordbrug. Het blijkt dat vooral dekplaatscheuren voorkomen moeten worden, daar ze lastig inspecteerbaar zijn en gevaar kunnen opleveren voor het wegverkeer. Inmiddels worden deze vermoeiingsgevoelige stalen brugdekken versterkt met een spanningsreducerende overlaging van in-situ gestort, gewapend HSB (Hoge Sterkte Beton). In de praktijk is echter gebleken dat deze methode uitvoeringsgevoelig is. De wapening blijkt hier de oorzaak van te zijn.

Een mogelijk alternatief is het toepassen van een ongewapende ECC (Engineered Cementitious Composite) overlaging. ECC is een vezelversterkte betonsoort die ten opzichte van traditioneel vezelbeton gunstiger eigenschappen heeft in het nascheurgedrag. Dit is het zogenaamde pseudo strain hardening gedrag met meerdere fijne scheuren waardoor het materiaal een zeer grote vervorming (rek) kan ondergaan zonder dat een discrete scheur ontstaat. In dit afstudeeronderzoek is gekeken of een ECC overlaging kansen biedt t.a.v. het oplossen/voorkomen van het vermoeiingsprobleem bij/van orthotrope stalen brugdekken. Er is daarbij hoofdzakelijk gekeken naar het lokale gedrag van de dekplaat-trog-dwarsligger vermoeiingsdetail (DPS01) met een vereenvoudigd mechanisch model. Het uitgangspunt in dit afstudeeronderzoek is dat ECC zal scheuren als gevolg van verkeersbelastingen.

Om het materiaalgedrag van ECC na scheurvorming in kaart te brengen, zijn vervorming gestuurde centrische trekproeven met cyclische belastinghistorie uitgevoerd. Daarnaast zijn drukproeven uitgevoerd om de ongescheurde stijfheid van het materiaal te bepalen. Uit de resultaten is gebleken dat het cyclisch nascheurgedrag een actief deel heeft met een gescheurde stijfheid  $E_d$ . Deze stijfheid blijkt omgekeerd evenredig te zijn met de rekhistorie. De experimentele resultaten zijn samen met het uit de literatuur gevonden trek-druk gedrag (niet-actief deel) gecombineerd in een constitutief model dat gebaseerd is op rekhistorieën. Het constitutief gedrag is geïmplementeerd in het wiskundig rekenprogramma Matlab.

Het cyclisch buiggedrag van ECC en staal is bepaald met een semi-analytisch laagjesmodel. Hierbij is het eerder genoemde materiaalmodel gebruikt dat gebaseerd is op de rekhistorie. Met het meerlagenmodel zijn moment-kromming relaties bepaald die afhankelijk zijn van de belastinghistorie. Tevens zijn de staalspanningen in de dekplaat bepaald bij gescheurd ECC als gevolg van buigmomenten (cyclische staalspanning-moment relatie). Uit de resultaten van het laagjesmodel is gebleken dat de spanningsreductie in de dekplaat afneemt als gevolg van scheurvorming die is veroorzaakt door een grote belastinghistorie. Echter, is het door het aanwezig zijn van een actief cyclisch nascheurgedrag mogelijk om een overlagingdikte af te stemmen op de belastinghistorie en de benodigde spanningsreductie in de dekplaat.

De verhinderde spanningen als gevolg van krimpvervorming zijn ook meegenomen in het laagjesmodel. Hierbij is op het globale niveau van het brugdek gekeken welke spanningstoestand er ontstaat. Dit is vervolgens als opgelegde rek geïmplementeerd in de laagjes van het meerlagenmodel. Het is gebleken dat de opgelegde rek ervoor zorgt dat het ECC wordt geactiveerd waardoor het gunstige deel van de spanning-rek relatie wordt gefaciliteerd.

De hechting tussen de overlaging en de dekplaat is een belangrijke parameter. Om deze reden is voor een drietal faalmechanismen gekeken wat de risico's zijn bij het toepassen van (gescheurd) ECC. In dit afstudeeronderzoek is er uitgegaan van een epoxy-bauxiet hechtlaag die ook bij de HSB overlaging is toegepast. Het is gebleken dat scheurvorming zorgt voor een hogere schuifspanning dan in lineair-elastische staat. Om deze reden dient dit faalmechanisme nog geverifieerd te worden.

Om inzichtelijk te krijgen in hoeverre scheurvorming zorgt voor herverdeling van momenten is een niet-lineair liggermodel ontwikkeld. Hiermee is het moment op de kritieke locatie van het vermoeiingsdetail als functie van de belasting bepaald. Het is gebleken dat de reductie als gevolg van herverdeling zeer beperkt is voor het beschouwde vermoeiingsdetail.

Met een vereenvoudigd toetskader voor vermoeiing is de effectiviteit van een ECC overlaging bepaald. Hierbij zijn referentiewaarden van de HSB overlaging gebruikt als uitgangspunt. De ECC overlaging is getoetst aan de prestaties van deze referentie. Hieruit is gebleken dat met een vergelijkbare overlagingdikte dezelfde spanningsreductie gerealiseerd kan worden als de HSB overlaging.

Met de kanttekening dat er nog wel enkele discussiepunten zijn en vervolgonderzoek nodig is alvorens het materiaal daadwerkelijk toegepast kan worden, kan met het afstudeeronderzoek geconcludeerd worden dat ECC een veelbelovend materiaal is dat kansen biedt om het vermoeiingsprobleem op te lossen.

## Summary

---

Fatigue cracks in orthotropic steel bridge decks are in focus, ever since deckplate cracks were discovered in the newly delivered Van Brienoordbrug bridge in 1997. Deckplate cracks are hard to inspect and can bring road traffic in danger. Nowadays, these decks are renovated with a stress reducing reinforced High Strength Concrete (HSC) overlay. This method has been found to be execution sensitive due to the reinforcements. This thesis aims at investigating a possible alternative to the HSC.

Unreinforced Engineered Cementitious Composite (ECC) being a fiber-reinforced concrete which has favourable post-cracking properties is a possible alternative. The pseudo strain hardening behaviour with multiple fine cracks allows the material to undergo large deformations without forming discrete cracks. The thesis is aimed at evaluating ECC overlay as a solution to the fatigue problem with orthotropic steel bridge decks. The local behaviour of the deckplate-trough stiffener crack at the transverse beam (DPS01) with a simplified model is chosen for the evaluation. It is assumed that the overlay is cracked due to traffic loads.

To determine the material behaviour of ECC, deformation controlled tensile tests are performed with cyclic load history. Additionally, compression tests have been performed to determine the uncracked stiffness of the material. The results show that the cyclic post-cracking behaviour has a large influence on the cracked stiffness. The stiffness appears to be inversely proportional to the strain history. The experimental results are combined with the tensile-compression behaviour (non-active part) which is obtained from literature to form the constitutive relation implemented in a Matlab script.

The cyclic bending behaviour of the ECC-steel composite is determined using a semi-analytical layered model. The constitutive relation mentioned earlier is used in this model. With the layered model moment-curvature relations are determined as a function of the load history. Additionally, the moment-steel stress relations are determined. From the results it has been found that the stress reduction in the deckplate decreases as a result of cracking of ECC which is caused by large load history. Though, the presence of an active cyclic post-cracking behaviour makes it possible to design an overlay thickness with a possible load history while the needed stress reduction is realized.

The restrained stresses caused by imposed deformation (shrinkage) are included in the layered model. The stresses are determined on a global level of the bridge deck. The imposed strain is implemented in the layered model. It has been found that imposed deformations can activate the ECC. As a result the favourable part of the stress-strain relation is facilitated.

The adhesion between the overlay and the deckplate is an important requirement for sufficient stress reduction in the deckplate. For this reason three failure mechanisms are studied. In this research an epoxy-bauxite adhesive layer is assumed. It has been found that cracking of ECC causes a higher shear stress than in linear-elastic stage. The failure mechanism has to be verified in future research.

To understand how cracking causes redistribution of moments, a non-linear beam model has been developed. With this model, the moment as function of the load is determined at the critical locations. It is found that the reduction caused by redistribution of moments is very limited.

With a simplified method the effectiveness of an ECC overlay with respect to fatigue is determined. This method uses reference values of the HSC overlay. The performance of the ECC overlay is assessed against these reference values. The comparison shows that with a similar overlay thickness the same stress reduction can be realized.

With the side note that there is still some discussion and required future research, it can be concluded that ECC provides opportunities to solve the fatigue problem.





# Inhoud

---

|  | Pagina    |
|--|-----------|
| <b>Voorwoord</b>                                 | <b>3</b>  |
| <b>Samenvatting</b>                              | <b>5</b>  |
| <b>1 Inleiding</b>                               | <b>1</b>  |
| 1.1 Aanleiding                                   | 1         |
| 1.2 Probleemanalyse                              | 4         |
| 1.3 Probleemstelling                             | 8         |
| 1.4 Methodiek                                    | 8         |
| <b>2 Engineered Cementitious Composite (ECC)</b> | <b>10</b> |
| 2.1 Materiaalontwerp                             | 10        |
| 2.2 Gedrag onder trekbelasting                   | 11        |
| 2.3 Ongescheurde E-modulus                       | 12        |
| 2.4 Gedrag onder drukbelasting                   | 13        |
| 2.5 Buiggedrag                                   | 13        |
| 2.6 Cyclisch nascheurgedrag                      | 14        |
| 2.7 Krimp en kruip                               | 15        |
| 2.8 Uitvoeringsaspecten                          | 16        |
| 2.9 Duurzaamheid                                 | 17        |
| <b>3 Aannames en randvoorwaarden</b>             | <b>18</b> |
| 3.1 Systeembeschrijving orthotrope stalen dek    | 18        |
| 3.2 Beschouwd vermoeiingsdetail                  | 20        |
| 3.3 Vereenvoudigd mechanicamodel                 | 21        |
| 3.4 Toetskader vermoeiing                        | 22        |
| 3.5 Geen zelfheling                              | 24        |
| 3.6 Definitie cyclisch gedrag                    | 24        |
| 3.7 Belastingen                                  | 24        |
| <b>4 Experimenteel onderzoek</b>                 | <b>27</b> |
| 4.1 Mengsel                                      | 27        |
| 4.2 Proefstukken                                 | 29        |
| 4.3 Resultaten Pansuk en Shionaga                | 30        |
| 4.4 Trekproeven                                  | 31        |
| 4.5 Bepaling E-modulus                           | 34        |
| 4.6 Drukproeven                                  | 35        |
| 4.7 Resultaten experimenteel onderzoek           | 36        |
| 4.8 Evaluatie experimenteel onderzoek            | 41        |

|           |  |            |
|-----------|--|------------|
| <b>5</b>  | <b>Cyclisch materiaalmodel voor ECC</b>                  | <b>46</b>  |
| 5.1       | Monotone constitutieve relatie                           | 46         |
| 5.2       | Relatie tussen $E_d$ en rekhistorie                      | 48         |
| 5.3       | Trek-druk  | 50         |
| 5.4       | Spanning-rek relatie                                     | 51         |
| 5.5       | Constitutief model in Matlab                             | 51         |
| <b>6</b>  | <b>Cyclisch buiggedrag ECC-staal op doorsnedeniveau</b>  | <b>52</b>  |
| 6.1       | Beschrijving meerlagenmodel                              | 52         |
| 6.2       | Aannames   | 52         |
| 6.3       | Procedure meerlagenmodel                                 | 53         |
| 6.4       | Convergentietest en gevoeligheidsanalyse                 | 55         |
| 6.5       | Lineair-elastisch rekensheet                             | 56         |
| 6.6       | Resultaten monotone buiging                              | 56         |
| 6.7       | Verificatie meerlagenmodel met buigproeven Walter        | 58         |
| 6.8       | Uitbreiding voor cyclische belasting                     | 58         |
| 6.9       | Resultaten cyclische buiging                             | 59         |
| 6.10      | Verschil stijfheidsprincipe en werkelijk gedrag          | 62         |
| 6.11      | Uitbreiding voor opgelegde vervormingen                  | 63         |
| 6.12      | Niet behalen van overlagingdikte                         | 73         |
| <b>7</b>  | <b>Hechting</b>  | <b>74</b>  |
| 7.1       | Essentie hechting  | 74         |
| 7.2       | Onthechtingsvormen                                       | 74         |
| 7.3       | Onthechting door onvoldoende schuifsterkte               | 74         |
| 7.4       | Onthechting door het schoteffect                         | 81         |
| 7.5       | Onthechting door spanningsconcentraties bij de scheurtip | 82         |
| <b>8</b>  | <b>Herverdeling van momenten</b>                         | <b>86</b>  |
| 8.1       | Essentie herverdeling van momenten                       | 86         |
| 8.2       | Methoden in literatuur                                   | 87         |
| 8.3       | Aannames   | 87         |
| 8.4       | Beschrijving niet-lineair liggermodel                    | 88         |
| 8.5       | Convergentietest en gevoeligheidsanalyse                 | 90         |
| 8.6       | Resultaten model   | 90         |
| <b>9</b>  | <b>Ontwerp ECC overlaging</b>                            | <b>97</b>  |
| 9.1       | Toetskader vermoeiing                                    | 97         |
| 9.2       | Lineair-elastische beschouwing                           | 97         |
| 9.3       | Niet-lineaire beschouwing                                | 99         |
| 9.4       | Globale brug specifieke effecten                         | 101        |
| 9.5       | Conclusie  | 101        |
| <b>10</b> | <b>Conclusie en suggesties voor vervolgonderzoek</b>     | <b>102</b> |

|   |                                  |            |
|---|----------------------------------|------------|
| 10.1  | Conclusie                        | 102        |
| 10.2  | Suggesties voor vervolgonderzoek | 105        |
| <b>Referenties</b>  |                                  | <b>107</b> |
| <b>Bijlage B1.1 Literatuurstudie</b>                                      |                                  | <b>110</b> |
| <b>Bijlage B4.1 Data proefstukken</b>                                     |                                  | <b>111</b> |
| <b>Bijlage B5.1 Meetdata <math>E_d</math>-<math>\epsilon_{max}</math></b> |                                  | <b>115</b> |
| <b>Bijlage B6.1 Uitwerking lineair-elastisch composietmodel</b>           |                                  | <b>116</b> |
| <b>Bijlage B6.2 Matlab script meerlagenmodel</b>                          |                                  | <b>117</b> |
| <b>Bijlage B6.4 Verificatie rekensheet opgelegde vervormingen</b>         |                                  | <b>126</b> |
| <b>Bijlage B6.5 Verificatie meerlagenmodel</b>                            |                                  | <b>128</b> |
| <b>Bijlage B7.1 Verificatie aanname perfecte hechting</b>                 |                                  | <b>134</b> |



# 1 Inleiding

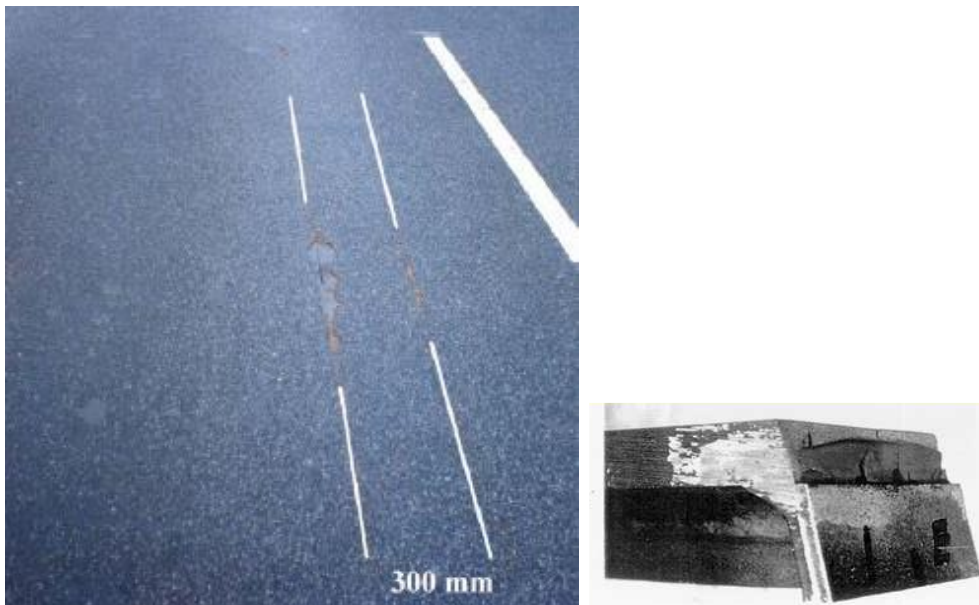
---

## 1.1 Aanleiding

### 1.1.1 Het vermoeingsprobleem

In 1997 bleek dat er in het beweegbare deel van de pas nieuwe 2e val van de Brienoordbrug vermoeingsscheuren in de dekplaat (zie Figuur 1) aanwezig waren. Rijkswaterstaat is naar aanleiding van deze scheuren een onderzoek begonnen naar de oorzaak en de omvang van de vermoeingscheuren.

Het resultaat van het onderzoek was dat het probleem vooral speelt bij orthotrope stalen brugdekken met gesloten verstijvers (troggen) [2]. Rijkswaterstaat heeft circa 80 stalen bruggen met dit rijdeksysteem in beheer. Een groot deel hiervan is gevoelig voor vermoeiing of vertoont zelfs vermoeingscheuren. Overigens speelt het vermoeingsprobleem niet alleen in Nederland, maar is het een wereldwijd probleem.



Figuur 1 Dekplaatscheur t.p.v. dwarsligger [4]

De oorzaken van de vermoeingscheuren zijn [2]:

- Onvoldoende rekenregels in het verleden voor vermoeiing van bruggen (VOSB 1963)
- Geometrische en uitvoeringstechnische eigenschappen die spanningsconcentraties veroorzaken, maken het ontwerp van orthotrope stalen rijdekken gevoelig voor spanningsconcentraties.
- Gewichtsoptimalisatie (reductie plaatdikten) uit kostenoverwegingen en de voordelen van het orthotrope dek voor bruggen met een grote overspanning
- Grotere toename van verkeersbelastingen en wegverkeer (wegpassages) dan bij het ontwerp werd aangenomen
- Introductie van nieuwe asconfiguraties van vrachtwagens

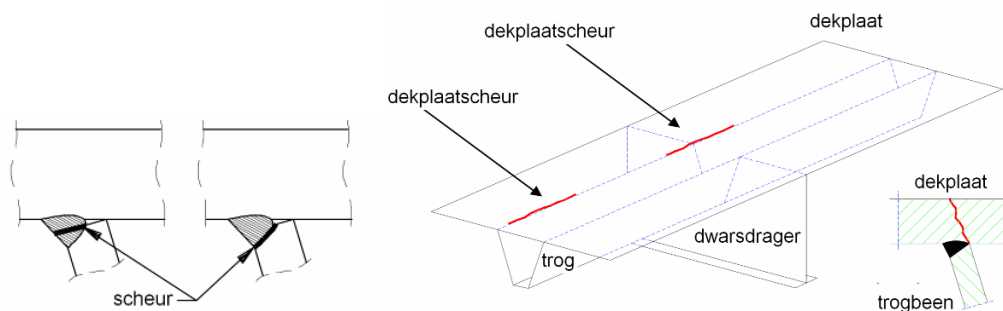
- Overgang van dubbellucht naar breedband heeft geleid tot plaatselijk grotere belastingen.

Kortom, de gemiddelde beoogde levensduur wordt niet gehaald, omdat bij elke wisselbelasting spanningsconcentraties optreden in vermoeingsgevoelige details. Deze wisselbelastingen zijn in de afgelopen jaren in aantal en intensiteit toegenomen terwijl het brugdek hierop niet ontworpen is t.a.v. vermoeiing. Hierdoor ontstaan scheuren die kunnen leiden tot onvoldoende draagvermogen.

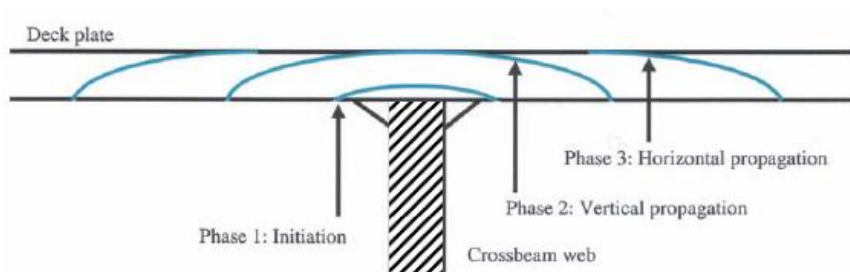
Scheuren bij de zwaar belaste delen van de brug zijn aanwezig op de volgende locaties:

- Passtuk in trog
- Aansluiting trog aan dwarsdrager
- Trog-dekplaat las
- Dekplaat

Hiervan bleken de dekplaatscheuren (Figuur 1 en Figuur 2b) het meest kritisch te zijn. De scheuren zijn namelijk slecht inspecteerbaar en een lange tijd onzichtbaar door hun specifieke scheurgroei (zie Figuur 3). Bij een scheurlengte van ca. 500 mm (in de rijrichting) en volledige scheurontwikkeling door de dekplaat kunnen de scheuren leiden tot gevaar voor het wegverkeer [4], daar de dekplaat onderdeel is van de draagconstructie (bovenflens van de dwarsdrager). Ook kunnen er gaten ontstaan het wegdek.



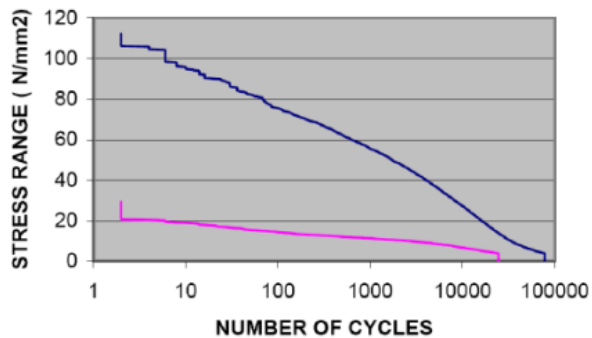
Figuur 2 Vermoeingsscheuren in (a) de trog-dekplaatlas (TRDPL01) (b) de dekplaat (DPS01 en DPS02) [2]



Figuur 3 Ontwikkeling van dekplaatscheuren bij de dwarsdrager (DPS01) [4]

## 1.1.2 HSB overlaging

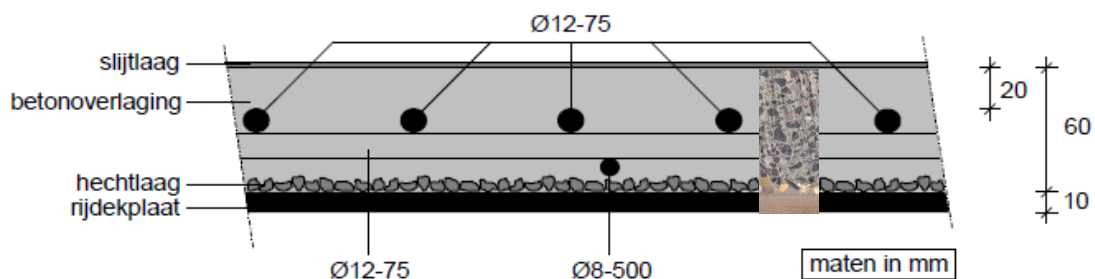
Rijkswaterstaat is naar aanleiding van het vermoeiingsprobleem op zoek gegaan naar kostenefficiënte maatregelen om de levensduur van stalen dekken te verlengen [5]. Criteria voor de afweging van de alternatieven waren o.a. verkeershinder, spanningsreductie en kosten. Uiteindelijk is er gekozen voor een spanning verlagende laag op de dekplaat van zwaar gewapend in-situ Hoge Sterkte Beton (HSB) (zie Figuur 5) [2].



Figuur 4 Verandering spanningspectrum op een specifieke locatie op de Calandbrug na het toepassen van een HSB overlaging [1]

Het principe van de HSB overlaging is dat de buigstijfheid van de plaat wordt vergroot doordat deze samenwerkt met een overlaging die een hoge E-modulus bezit. Hierdoor nemen de spanningswisselingen in de stalen dekplaat af (zie Figuur 4). Dit is gunstig t.a.v. vermoeiing. De twee belangrijke vereisten van dit principe zijn de stijfheid van de overlaging en de hechting aan de dekplaat. Het eerste wordt gerealiseerd door een stijver beton toe te passen en scheurvorming te beheersen met de hoge betontreksterkte i.c.m. de dichte wapening. Het laatste wordt gerealiseerd door de dekplaat te voorzien van een epoxyhechtlaag die is ingestrooid met bauxiet. Uiteraard moet de overlaging zelf ook duurzaam zijn t.a.v. de corrosie van de wapening.

De techniek is stapsgewijs beproefd en gebruikt bij het versterken van o.a. de Calandbrug, de Moerdijkbrug en de Lekbrug bij Hagestein en zal in de toekomst op meerdere stalen bruggen worden toegepast in Nederland in het kader van Project Renovatie Stalen Bruggen van Rijkswaterstaat.



Figuur 5 Opbouw HSB overlaging [2]

## 1.2 Probleemanalyse

### 1.2.1 Moeilijkheden HSB

Alhoewel de HSB overlaging succesvol wordt toegepast, zijn er toch moeilijkheden met deze methode.

Bij de eerste praktijktoepassingen werd bekend dat het HSB niet overal goed verdicht was (zie Figuur 6). Dit kwam door a) de consistentie van het mengsel, b) de gebruikte verdichtingsmethode en c) een te dichte wapeningsconfiguratie. De moeilijkheden rondom het verdichten zijn verholpen door o.a. enkele optimalisaties toe te passen in de wapeningsconfiguratie. Echter, blijft er nog steeds een mogelijke kans op het optreden van holle ruimten. Deze holle ruimten zijn slecht inspecteerbaar met niet-destructieve onderzoeksmethoden. Indien een gedeelte van een overlaging vervangen of gerepareerd moet worden, zorgt dit voor extra verkeershinder.



Figuur 6 Gat in het wegdek van de HSB-overlaging op de Moerdijkbrug [2]

Naast de moeilijkheden met het verdichten is ook gebleken dat de minimale betondekking in de praktijk lastig te realiseren is [7]. Dit komt doordat het stalen dek zowel in initiële staat als na belastingen door materieel niet volledig vlak is. Daar komt nog eens bij dat de wapening niet volledig recht is. Een mogelijke oplossing is om de overlaging met een overhoogte aan te brengen om toleranties te beheersen. Dit is niet altijd gewenst, omdat het extra gewicht extra staalverstevigingen in de brug vereist.



Figuur 7 Moeilijkheid bij het behalen van de dekking

Een ander nadeel van HSB is de grote autogene krimpvervorming. Doordat de krimp snel toeneemt in jong beton waarbij de sterkte nog niet volledig ontwikkeld is, treedt vroegtijdige scheurvorming op bij HSB. Naast dat scheurvorming de stijfheid van de



overlaging reduceert, zorgen scheuren ook voor corrosie van de wapening. Dit is ongewenst bij de lastig realiseerbare dekking.



Figuur 8 Krimpscheuren door autogene krimp in HSB overlaging

Het originele concept van de HSB overlaging was al op de grens van het maakbare en zelfs met optimalisaties nog steeds uitvoeringsgevoelig [2]. Dit is de aanleiding geweest om te zoeken naar een mogelijk alternatief.

### 1.2.2 Alternatief met in-situ vezelbeton

In paragraaf 1.2.1 werd al duidelijk dat voornamelijk de wapening de oorzaak is van de moeilijkheden bij de HSB methode. Een mogelijk alternatief is om de traditionele wapening te vervangen door staal- of kunststofvezels.

Naast het feit dat het weghalen van de traditionele wapening minder uitvoeringsrisico's met zich meebrengt, is een dergelijke oplossing ook arbeidsvriendelijker en minder gevoelig voor corrosie<sup>1</sup>. Tevens kan een vervolgstudie wellicht uitwijzen dat de kosten en verkeershinder gereduceerd kunnen worden.

De mogelijkheden van vezelversterkt beton waren ook door de inzenders van de HABO<sup>2</sup> methode [3] opgevallen tijdens de prijsvraag "Minder Hinder". Met deze prijsvraag werd de markt uitgedaagd om een alternatief te ontwikkelen voor de uitvoeringsgevoelige HSB methode die gunstiger uitpakken t.a.v. kosten, uitvoering en hinder. De HABO methode berust op het principe van stijfheidsverhoging door een staalvezelbeton toe te passen met een hoge sterkte en kleine krimpvervorming die niet scheurt en daardoor zeer efficiënt is t.a.v. de reductie van wisselspanningen in de dekplaat.

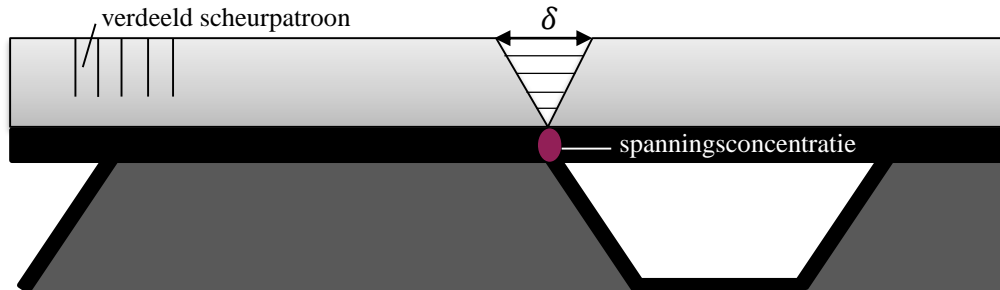
Een andere strategie is om scheurvorming in de overlaging toe te staan zonder dat dit ongunstige gevolgen heeft t.a.v. vermoeiing van het stalen dek. De meest

---

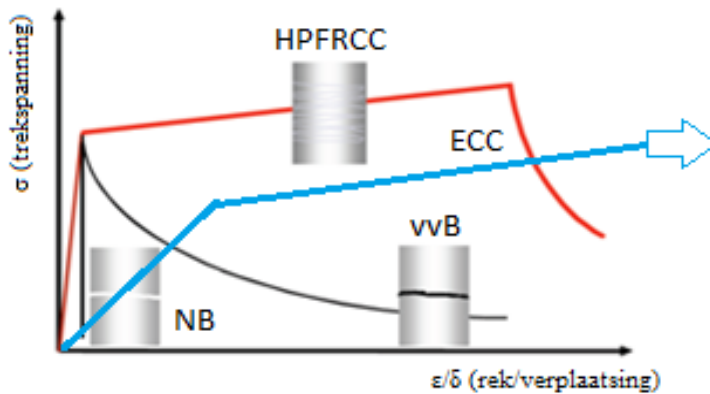
<sup>1</sup> Alhoewel er wel eisen gesteld kunnen worden aan de scheurwijdte bij het toepassen van staalvezels. De staalvezels kunnen immers ook corroderen.

<sup>2</sup> Hinder Arme Beton Overlaging

waarschijnlijke keuze is in dit geval een kunststofvezelbeton dat een verdeeld scheurpatroon vertoont onder invloed van trekspanningen (zie Figuur 9a en Figuur 10 HPFRCC/ECC). Een discrete scheur zou immers lokaal alsnog kunnen zorgen voor spanningsconcentraties in het dek (zie Figuur 9b).



Figuur 9 a) Verdeeld scheurpatroon (links) en b) discrete scheur met scheurverplaatsing  $\delta$  (rechts)



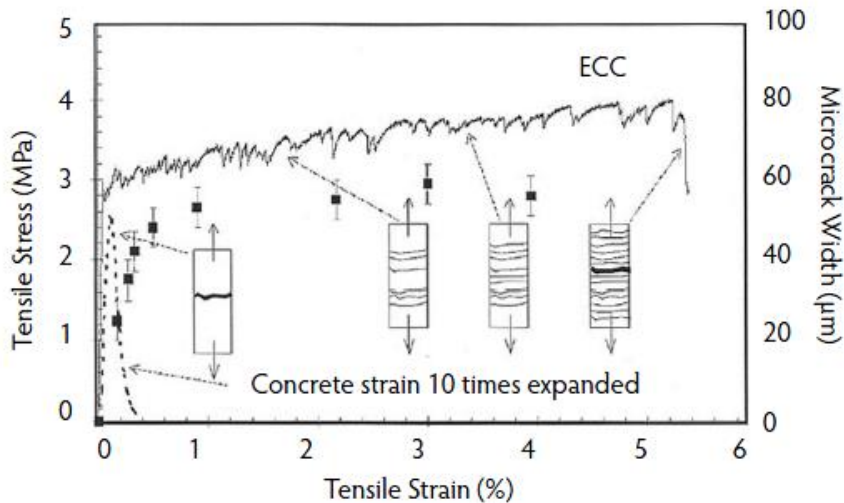
Figuur 10 Spanning-rek relatie van normaal beton (NB), vezelversterkt beton (vvB), hoogwaardig ductiel vezelbeton (HPFRCC) en Engineered Cementitious Composite (ECC)

In Japan heeft men zo'n vezelbeton toegepast om vermoeiingsscheuren te voorkomen op een nieuwe brug (zie Figuur 11). In 2004 is bij de bouw van de Mihara brug in Hokkaido Japan geconstateerd dat niet werd voldaan aan de nieuwe eisen (tijdens de bouw) ten aanzien van vermoeiing. Om te voldoen aan de norm is een deel van de asfaltlaag vervangen door een 40 mm dikke ongewapende ECC (Engineered Cementitious Composite) laag op het stalen brugdek. Met de overlaging verwacht men dat de brug een levensduur heeft van 100 jaar.

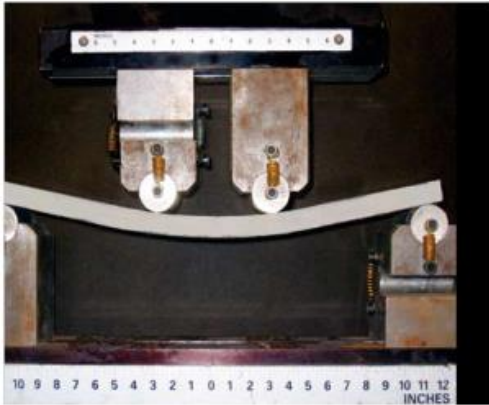


Figuur 11 Mihara brug in Hokkaido Japan [10]

Engineered Cementitious Composite (ECC) is een vezelbeton met relatief weinig vezels (2 volume-%). Het materiaal kenmerkt zich door zijn lage ongescheurde stijfheid (ca. 20 GPa) en grote rekapaciteit (3% tot 5%). Na scheurvorming vertoont het materiaal een verdeeld scheurenpatroon met haarfijne scheuren (ca. 60  $\mu\text{m}$ ) en een (pseudo) strain hardening gedrag (zie Figuur 12). Hierdoor is het materiaal in staat om grote verplaatsingen en krommingen te ondergaan en wordt ECC ook wel “buigbaar beton” genoemd (zie Figuur 13). Overigens spreekt verhinderde vervorming de rekapaciteit van het materiaal nauwelijks aan waarbij scheurwijdten geen issue meer zijn.



Figuur 12 Spanning-rek relatie van ECC [10]



Figuur 13 Buigbaar beton [10]

Het feit dat men in Japan ECC heeft toegepast als maatregel tegen vermoeïing en het feit dat de ontwikkeling van een alternatief voor de huidige HSB overlaging nog steeds gewenst is, zijn aanleiding om onderzoek te doen naar een ongewapende ECC overlaging voor bestaande orthotrope stalen brugdekken.

### 1.3 Probleemstelling

De centrale onderzoeksvraag van het onderhavige afstudeeronderzoek luidt:

*Biedt een ECC overlaging kansen t.a.v. het oplossen/voorkomen van het vermoeïingsprobleem bij/van orthotrope stalen brugdekken?*

Uit een literatuurstudie [1] is gebleken dat het materiaalgedrag van de overlaging en hechting belangrijke parameters zijn. Tevens is gebleken dat bij een gescheurde overlaging het cyclische nascheurgedrag essentieel is. Om deze reden is er voor gekozen om de centrale onderzoeksvraag uit te splitsen in de volgende deelvragen:

1. *Hoe verloopt de cyclische spanning-rek relatie van ECC na scheurvorming?*
2. *Hoe gedraagt een ECC-staal doorsnede zich onder cyclische buigmomenten?*
3. *Hoe is het constructief gedrag van een met ECC overlaagd dek?*
4. *Is een ECC overlaging gevoelig voor onthechting?*

### 1.4 Methodiek

Het onderzoek wordt gestart met een literatuurstudie. Het resultaat hiervan is reeds gerapporteerd in [1].

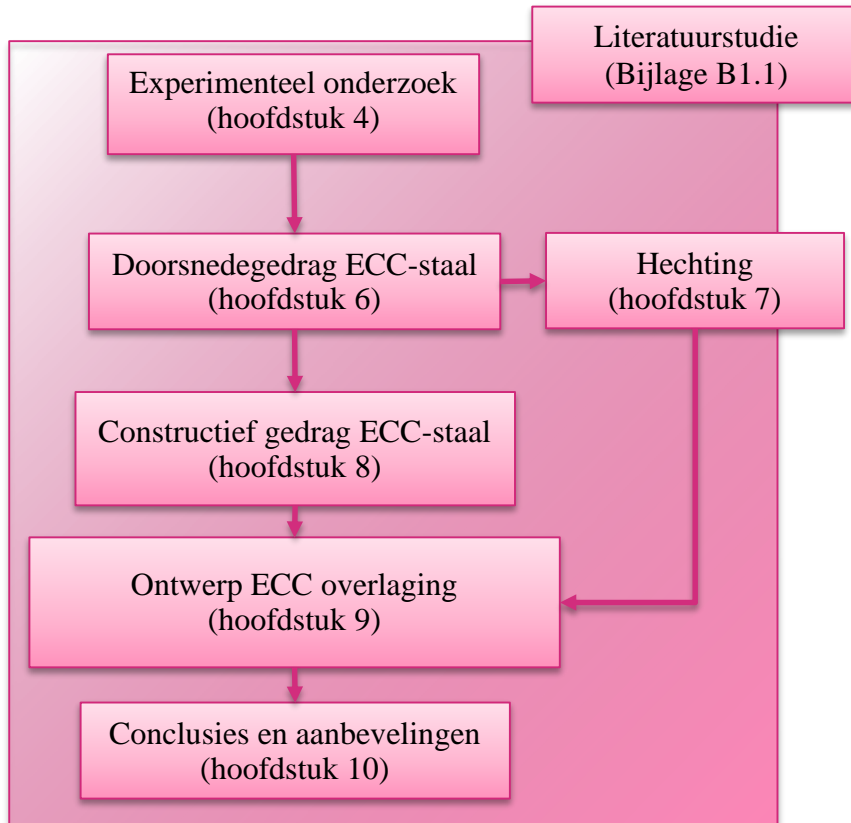
Hieruit is gebleken dat er weinig literatuur is over het cyclisch gedrag van ECC. Om deze reden is er gekozen om experimenteel onderzoek te doen naar het materiaalgedrag (deelvraag 1).

Met de resultaten van het experimenteel onderzoek is op doorsnedeniveau gekeken naar het cyclisch buiggedrag van ECC-staal composiet (deelvraag 2). Hiervoor is een meerlagenmodel ontwikkeld.

Vanuit het doorsnede gedrag is gekeken naar het fysisch niet-lineair constructief gedrag (deelvraag 3). Ook hiervoor is een model ontwikkeld dat herverdelingen van momenten inzichtelijk maakt.

Uit [1] is gebleken dat er al veel onderzoek is gedaan naar de onthechting van betonoverlagingen en specifiek de onthechting van ECC [8]. Daarom is er voor gekozen om te steunen op [8] en waar nodig simulaties uit te voeren met het meerlagenmodel (deelvraag 4).

In Figuur 14 is een schematisch overzicht weergegeven van de opbouw van het afstudeeronderzoek.



Figuur 14 Schematische weergave van de opbouw van het afstudeeronderzoek

## 2 Engineered Cementitious Composite (ECC)

Engineered Cementitious Composite (ECC) is een vezelbeton dat zich kenmerkt door zijn hoge rekcapaciteit en pseudo strain hardening gedrag en is oorspronkelijk ontwikkeld aan de Universiteit van Michigan in de jaren '90 [9]. Het materiaal wordt door de grote krommingen die het kan ondergaan ook wel “buigbaar beton” genoemd. ECC heeft vaak een lage scheursterkte (3 tot 7 MPa) ten opzichte van strain softening vezelbeton, maar vertoont meerdere haarfijne scheuren (orde grootte 60  $\mu\text{m}$ ) waardoor rekken tot 8% haalbaar zijn (zie Figuur 15).

| Compressive Strength (MPa) | First Crack Strength (MPa) | Ultimate Tensile Strength (MPa) | Ultimate Tensile Strain (%) | Young's Modulus (GPa) | Flexural Strength (MPa) | Density (g/cc) |
|----------------------------|----------------------------|---------------------------------|-----------------------------|-----------------------|-------------------------|----------------|
| 20–95                      | 3–7                        | 4–12                            | 1–8                         | 18–34                 | 10–30                   | 0.95–2.3       |

Figuur 15 Materiaaleigenschappen van ECC [10]

Het basisprincipe van ECC is om het materiaal zodanig te ontwerpen (met micromechanische beginselen) dat de treksterkte laag wordt gehouden, zodat het gunstige effect van de vezels beter gefaciliteerd kan worden. In 2.1 wordt hier verder op ingegaan. Het ontwerpen van het materiaal maakt het mogelijk om zowel mechanische eigenschappen als betontechnologische eigenschappen te optimaliseren op de toepassing. Naast dat de mechanische eigenschappen van het materiaal kunnen variëren, zijn er nog vele andere verschijningsvormen van het materiaal: zelf verdichtend ECC, snel verhardend ECC, lichtgewicht ECC, “krimp vrij” ECC, duurzaam ECC en zelfhelend ECC. Dit biedt kansen voor veel toepassingen.

Sinds kort zijn er ook rekenregels opgesteld voor ECC. De Japan Society of Civil Engineers heeft in 2007 richtlijnen gepubliceerd voor ECC [12].

### 2.1 Materiaalontwerp

ECC onderscheidt zich van andere hoogwaardig ductiele vezelbetonsoorten (HPFRCC) doordat de eisen ten aanzien van het materiaalgedrag niet hoofdzakelijk worden gerealiseerd door het gehalte vezels toe te laten nemen, wat bij andere HPFRCC mortel wel het geval is. Sterker nog, het principe van ECC is om het vezelvolumegehalte laag te houden met als motief om zowel kosten te besparen als de verwerkbaarheid te vergroten. De ontwikkelingen van de laatste jaren met steeds sterkere betonmortels hebben ertoe geleid dat de vezels steeds minder effectief werden en het steeds lastiger werd om het strain hardening gedrag te behouden.

Om de unieke eigenschappen van ECC (strain hardening) te realiseren, is het materiaal geoptimaliseerd middels micromechanica waar de interacties van vezel, matrix en vezel-matrix hechting op elkaar worden afgestemd.

De twee criteria voor het verkrijgen van strain hardening zijn het sterkte criterium en het energie criterium [16]. Mocht aan één van de criteria niet worden voldaan, dan zullen er geen strain hardening eigenschappen verkregen worden.

Het sterkte criterium vereist dat de vezels in staat zijn om een trekkracht over te dragen na scheurvorming. Anders ontstaan er brosse breuken, omdat de vezels niet worden gefaciliteerd. Dit kan men bereiken door het vezelvolumegehalte te verhogen

of de treksterkte van de matrix te verlagen. Om begrijpelijke redenen wordt vaak gekozen voor het laatste.

Het energiecriterium is iets complexer dan het sterktecriterium. Het basisprincipe is dat het mengsel zodanig wordt ontworpen dat scheuren geneigd zijn om in lengte te groeien in plaats dat de scheurwijdte toeneemt. Hierdoor ontstaan scheuren met een stabiele scheurwijdte.

In de bijgevoegde literatuurstudie (bijlage B1.1) vind men een uitgebreide toelichting over het micromechanisch materiaalontwerp van ECC.

Middels de bovenstaande criteria, die de interactie tussen vezel, matrix en vezel-matrix hechting waarborgen, kan een mengselsamenstelling worden voorgeschreven waarbij eventuele marges ingebouwd kunnen worden. Hieronder worden een aantal concrete parameters genoemd die (op elkaar) afgestemd moeten worden:

*Vezels:* Lengte en diameter hebben invloed op het materiaalgedrag. Zo zijn kunststofvezels van polyvinyl alcohol vaak gebruikt in ECC door hun kleine diameter. Dit werkt scheurverdelend.

*Oliesmering:* De frictie van vezels kan hiermee verlaagd worden wat gunstig blijkt te zijn voor het energiecriterium.

*Fijn toeslagmateriaal:* Hierdoor wordt de taaiheid van de matrix geminimaliseerd waardoor het scheurgroei patroon kan worden beïnvloed. Dit heeft als gevolg dat het materiaal een lage E-modulus heeft en een grote krimpvervorming. Tevens is het eigengewicht van het materiaal laag ten opzichte van andere betonsoorten.

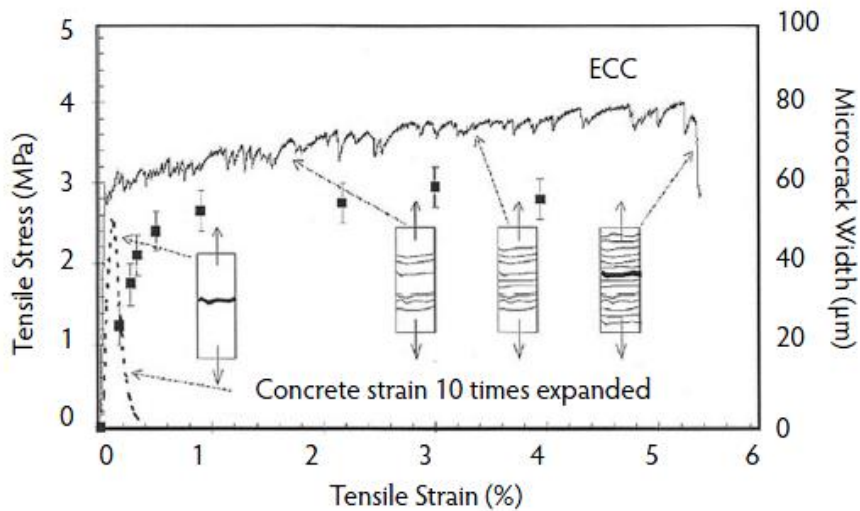
*Hoge w/c:* De hoge watercementfactor zorgt ervoor dat de treksterkte van de matrix beperkt blijft.

Ondanks dat ECC in 1993 met specifieke materialen is ontworpen, kunnen er ook met lokale materialen elders in de wereld soortgelijke eigenschappen verkregen worden. Opgemerkt moet worden dat in de literatuur vaak wordt gesproken over ECC met polyvinyl alcohol vezels (PVA-ECC) die voorzien zijn van een oliesmering. Desondanks is ook ECC te realiseren met andere vezelsoorten zoals polyethyleen- en polypropyleenvezels.

## 2.2 Gedrag onder trekbelasting

ECC is ontworpen om zowel in het elastisch gebied als het plastisch gebied van het trekspanning- $\epsilon$  te worden belast. De spanning- $\epsilon$  relatie wordt gekenmerkt door een elastische zone totdat deze overgaat in strain hardening, zoals men dit gewend is bij metalen (zie Figuur 16). Echter, deze overgang wordt bij ECC gekarakteriseerd door de vorming van de eerste scheur. Het strain hardening gedrag wordt veroorzaakt door de versterking van het materiaal bij elke nieuw scheur die wordt gevormd. Dit wordt daarom ook wel pseudo strain hardening genoemd. Wanneer een scheur zich lokaal begint te verwijderen en er discrete scheurvorming ontstaat, zal de strain hardening overgaan in strain softening, zoals men gewend is bij traditioneel vezelbeton (FRC). Strain softening van ECC vindt pas plaats in een zeer laat stadium, waardoor rekken tot 5% realiseerbaar zijn met stabiele scheurwijdtes van 60 micron. De treksterkte

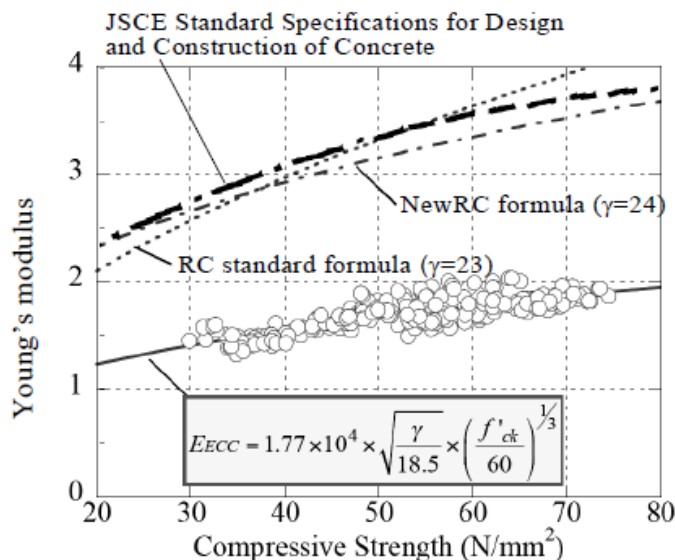
correspondeert dikwijls met de rek waarbij scheurlokalisatie optreedt. Tot dat moment blijven scheurwijdtes beperkt tot orde grootte 60  $\mu\text{m}$ .



Figuur 16 Typisch trekspanning-rek diagram van ECC en ongewapend beton met scheurwijdtes van ECC [10]

### 2.3 Ongescheurde E-modulus

De ongescheurde stijfheid (E-modulus) van ECC is kleiner dan die van traditioneel beton. Door het gebruik van fijne toeslagmaterialen kan de stijfheid een orde grootte factor 2 lager zijn. In de Japanse richtlijn [12] is een ontwerpgrafiek gegeven waarmee de E-modulus benaderd kan worden (zie Figuur 17).



Figuur 17 Relatie tussen E-modulus en druksterkte van ECC [12]



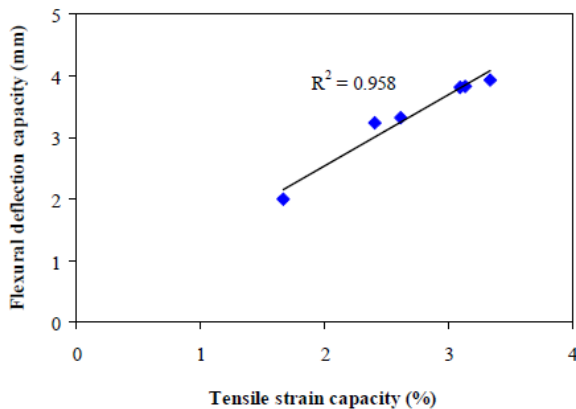
## 2.4 Gedrag onder drukbelasting

De druksterkte van ECC verschilt niet veel van traditioneel beton. De sterktes van hogesterktebeton tot 95 MPa kunnen gerealiseerd worden met ECC. De rek op het moment van bezwijken is bij een drukspanning is wel hoger t.o.v. die van traditioneel beton: 0.45% tot 0.65% [10].

## 2.5 Buiggedrag

Door het strain hardening gedrag van ECC resulteert dit vanzelfsprekend ook in deflection hardening, oftewel een verdeeld scheurenpatroon onder buigmomenten. De tegenhanger hiervan is deflection softening, waar direct sprake is van een discrete scheur, wat dikwijls voorkomt bij staalvezelbeton.

Bij buiging zullen er vele microscheuren ontstaan aan de zijde van de trekzone waardoor grote krommingen ondergaan kunnen worden (Figuur 18 en Figuur 19). Dit komt mede door herverdeling van spanningen over de doorsnede die (lineair-elastisch equivalente) buigtreksterktes<sup>3</sup> van 10 tot 25 MPa gemakkelijk realiseerbaar maken.



Figuur 18 Relatie tussen buigcapaciteit (lees: kromming) en rekcapaciteit [14]

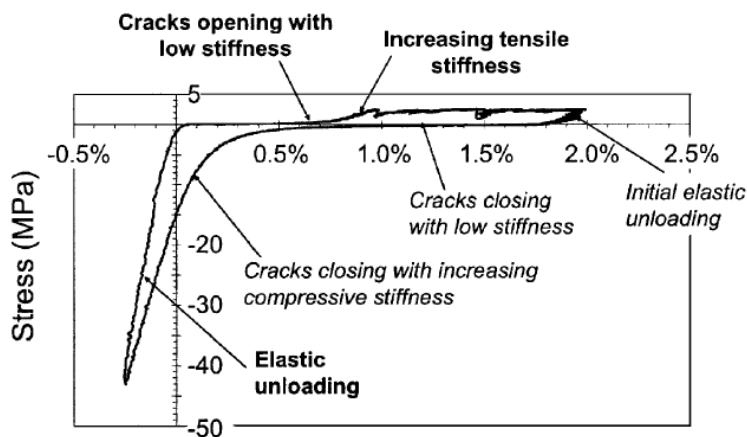
<sup>3</sup> Er wordt bij ECC dikwijls gesproken over de modulus of rupture (MOR) oftewel de buigtreksterkte. Dit is verwarrend, daar bij buiging de buigtreksterkte van ECC een factor vijf hoger kan zijn dan de centrische treksterkte. In feite wordt met de buigtreksterkte de equivalente lineair-elastische spanning bedoeld.



Figuur 19 Door de grote krommingen die ECC kan ondergaan, buigt een dunne ECC plaat vele centimeters door

## 2.6 Cyclisch nascheurgedrag

Het cyclisch nascheurgedrag is beschreven in het onderzoek van Kesner e.a. [13]. ECC zal bij een trekspanning scheurvorming vertonen. Hierdoor zal bij een toekomstige belasting een andere traject in het spanning-rek diagram worden gevolgd. Het trek-druk gedrag bij een dergelijk traject is duidelijk beschreven door Kesner e.a. (zie Figuur 20). Na ontlasten zal er in een bepaald rekspectrum geen spanning (nulspanning) optreden. De fysische verklaring hiervoor is het knikken van de uitgetrokken vezels. Indien de scheuren voldoende zijn gesloten, zal er vroegtijdig een drukspanning geïntroduceerd worden.



Figuur 20 Cyclus nadat in het verleden strain hardening heeft plaatsgevonden [13]

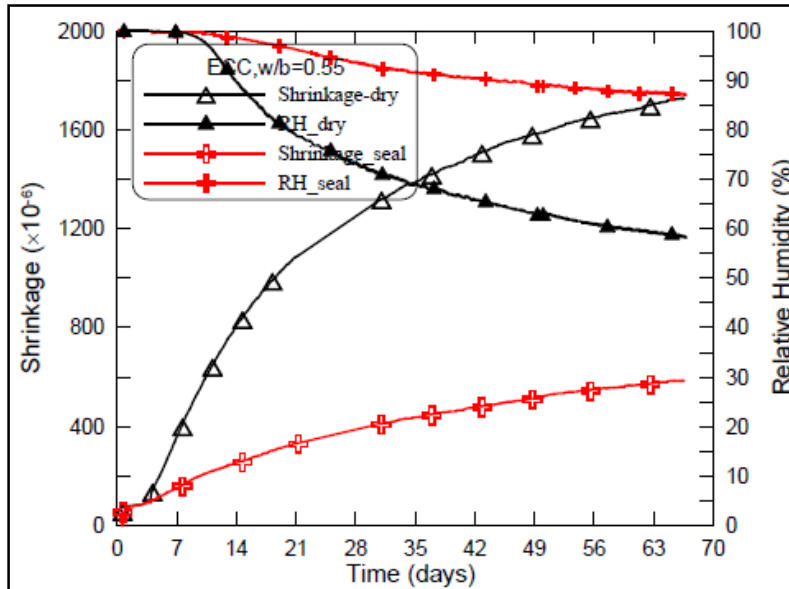
Zowel in de Japanse richtlijn [12] als in het onderzoek van Kesner e.a. [13] zijn er geen rekenregels voor het cyclisch gedrag opgenomen. Wel is er door Kesner e.a. een analytische beschrijving voorgesteld voor het cyclisch nascheurgedrag van ECC.

## 2.7 Krimp en kruip

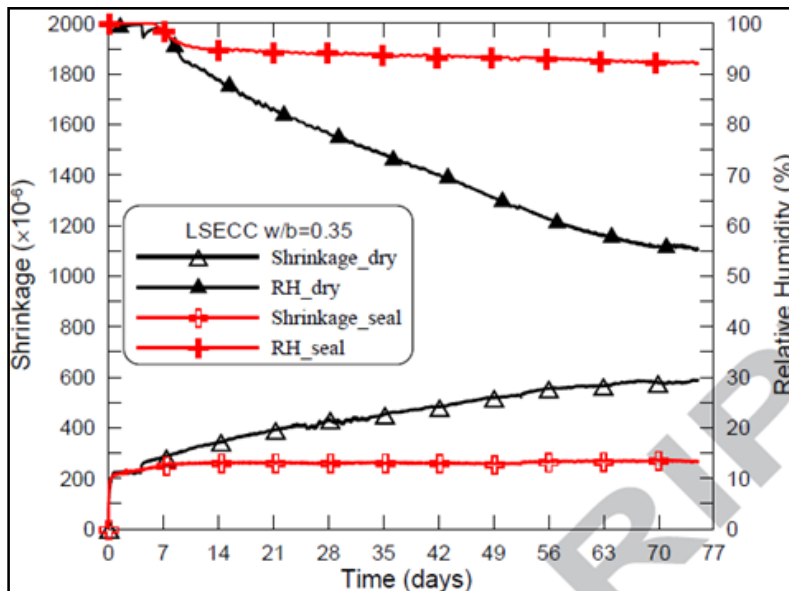
Doordat dikwijls fijn toeslagmateriaal wordt gebruikt in ECC (zie par. 2.1), heeft het materiaal een hoger cementgehalte dan traditioneel beton. Als gevolg hiervan zal een grote uitdrogingskrimp aanwezig zijn in het materiaal. Bij normaal beton wordt een krimp met orde grootte 400-600  $\mu\text{m}/\text{m}$  gezien. Bij ECC wordt een krimp gezien van rond 1200-1800  $\mu\text{m}/\text{m}$ .

In de literatuur zijn door verschillende onderzoekers (verhinderde) krimpproeven uitgevoerd [1][14][15]. De gevoeligheid van ECC mengsels voor krimp is duidelijk te zien in de testresultaten. Echter, men heeft ook mengsels kunnen ontwikkelen met weinig krimp (LSECC) [15]. Dit vereist in dat geval wel enige aanpassingen in het mengsel waardoor andere eigenschappen (zoals vezelvolumegehalte) verstoord kunnen worden.

Door de grote uitdrogingskrimp heeft het afdekken bij verharding veel effect op de vrije krimp (zie Figuur 21) [15]. Ook zal er bij verhinderde krimp kruip optreden waardoor opgebouwde spanningen relaxeren. De verhardingskrimp bouwt relatief langzaam op terwijl het materiaal in de gelegenheid wordt gesteld om zijn sterkte te ontwikkelen en de krimpspanningen af te bouwen door kruip. Dit in tegenstelling tot autogene krimp waar ECC weinig last van heeft. Uit de resultaten van [15] was een kruip coëfficiënt waargenomen van ca. 3.



Figuur 21 Vrije krimp van ECC ( $w/c = 0.55$ ) [15]



Figuur 22 Vrije krimp van LSECC [15]

## 2.8 Uitvoeringsaspecten

Doordat ECC is ontworpen met een minimaal vezelvolumegehalte wordt het haalbaar om het materiaal toe te passen t.a.v. verwerkbaarheid en verpompbaarheid. Daarnaast is men bij ECC niet gebonden aan lage  $w/c$ -factoren. Het mengsel kan zelfverdichtend worden gemaakt. Men is er zelfs in geslaagd om het ECC verpompbaar en spuitbaar te maken [19]. De vloeibaarheid van het materiaal moet echter niet te groot worden, daar het anders door de dwarsafschot niet uitvoerbaar wordt.

## 2.9 Duurzaamheid

ECC is een duurzaam materiaal. Dit komt o.a. doordat het materiaal in staat is om scheurwijdten beperkt te houden. Zelfs zonder het gebruik van wapening zijn scheuren politiek en esthetisch gezien niet gewenst. Daarnaast kunnen scheuren in de overlaging water gaan bevatten wat bij vorst kan zorgen voor schade. ECC is door de kleine scheurwijdten ook in staat om de scheuren te helen middels zelfheling<sup>4</sup>. Men heeft zelfs waargenomen dat gescheurd ECC stijfheid kan terugwinnen door zelfheling [20]. Op dit moment loopt er aan de TU Delft een onderzoek naar het effect van dynamische belastingen op zelfheling [21].

---

<sup>4</sup> Afhankelijk van het mengsel kunnen Super Absorberende Polymeren (SAP's) benodigd zijn om ECC zelfhelend te maken. SAP's zijn waterhoudende deeltjes die in een later stadium kunnen zorgen voor voortgaande hydratatie.

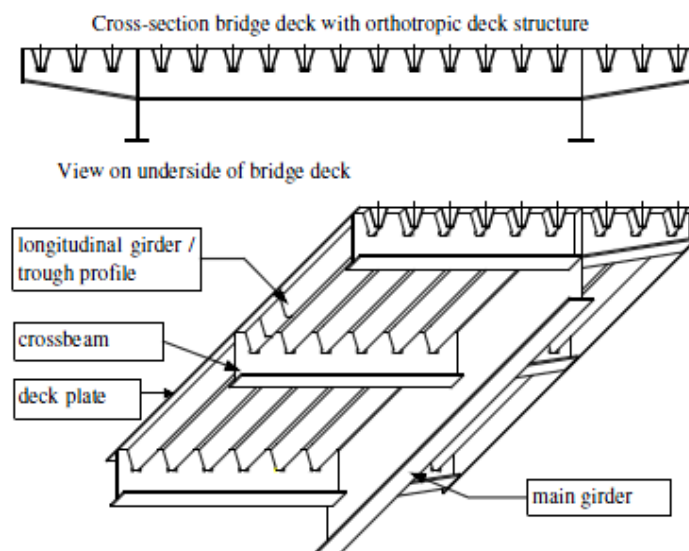
## 3 Aannames en randvoorwaarden

Het afstudeeronderzoek is gefundeerd op een aantal (algemene) aannames en randvoorwaarden. In dit hoofdstuk worden deze aannames en randvoorwaarden beschreven en toegelicht. Gedetailleerde aannames die betrekking hebben op één specifiek hoofdstuk, worden in het desbetreffende hoofdstuk zelf genoemd.

### 3.1 Systeembeschrijving orthotrope stalen dek

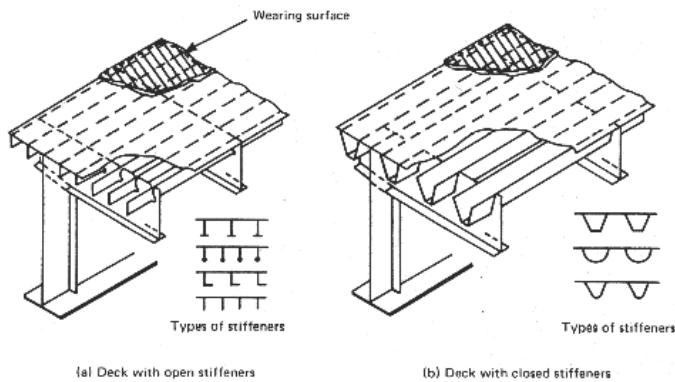
In dit onderzoek staat het orthotrope stalen brugdek centraal (zie Figuur 26). Een uitgebreide beschrijving van het systeem en de krachtwerving vindt men in hoofdstuk 4 van bijlage B1.1.

Orthotrope stalen brugdekken hebben zoals de naam al zegt orthotrope eigenschappen. Dit betekent dat de mechanische eigenschappen van de plaat verschillen in de op elkaar orthogonaal liggende hoofdrichtingen (langs- en dwarsrichting). Bijna alle orthotrope stalen brugdekken hebben een soortgelijke configuratie. Het dek heeft een rijvloer bestaande uit een dekplaat. De stijfheid wordt gehaald uit de langsverstijvers die onder de dekplaat zijn gelast. De dekplaat heeft als doel om de belastingen op het rijdek over te dragen aan de langsverstijvers, daarnaast zal de plaat als flens bijdragen aan de buigstijfheid van het totale systeem. De rijvloer bestaande uit de dekplaat en de langsverstijvers is gelegen op dwarsdragers en hoofdliggers die doorlopen over de hele overspanning. Een aslast wordt afgevoerd van de dekplaat naar de langsverstijvers, van de langsverstijvers naar de dwarsdragers en van de dwarsdragers richting de hoofdliggers.



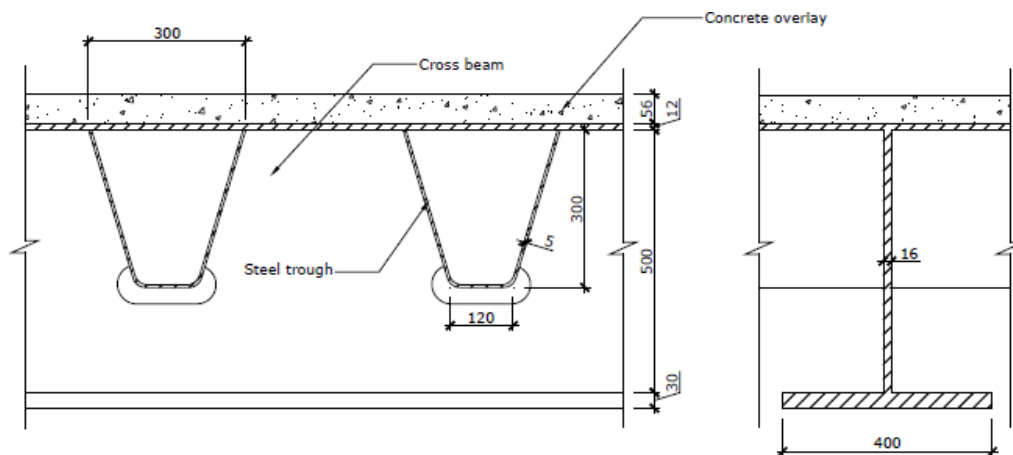
Figuur 23 Orthotroop stalen brugdek [4]

Een groot deel van het brugareaal heeft gesloten verstijvers (zie Figuur 24b). Deze gesloten verstijvers lopen vaak continu door de dwarsdrager met een gat. Dit is de oorzaak van veel vermoeiingsscheuren in de dekplaat. *Om deze reden wordt hoofdzakelijk gekeken naar brugdekken met gesloten verstijvers met een gat in de dwarsdrager* (zie ook par. 3.2).



Figuur 24 Orthotroop stalen brugdek (a) met open verstijvers en (b) met gesloten verstijvers [22]

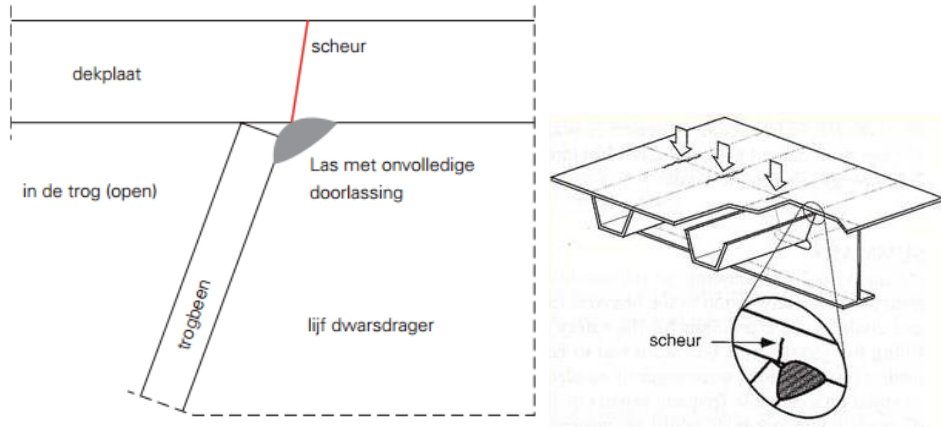
De orthotrope brugdekken hebben vaak standaardafmetingen (zie Figuur 25). Uit een literatuurstudie [1] is gebleken dat een groot deel van het Nederlands brugareaal trogvormige verstijvers heeft met een *breedte van 300 mm*. Om deze reden wordt deze afmeting aangehouden in dit afstudeeronderzoek. Verder blijkt dat een kleine dekplaatdikte bijdraagt aan de vermoeiing. Veel brugdekken in Nederland hebben een *dekplaatdikte van 10 mm*. Dit is ook de waarde die wordt gehanteerd in dit onderzoek.



Figuur 25 Typische afmetingen van de (a) troggen, dekplaat en (b) dwarsligger [36]

## 3.2 Beschouwd vermoeiingsdetail

In paragraaf 1.1.1 was al aangegeven dat de dekplaatscheuren de meest kritische vermoeiingsscheuren zijn. In dit afstudeeronderzoek wordt alleen gekeken naar de dekplaatscheur bij de dwarsdrager (zie Figuur 26).



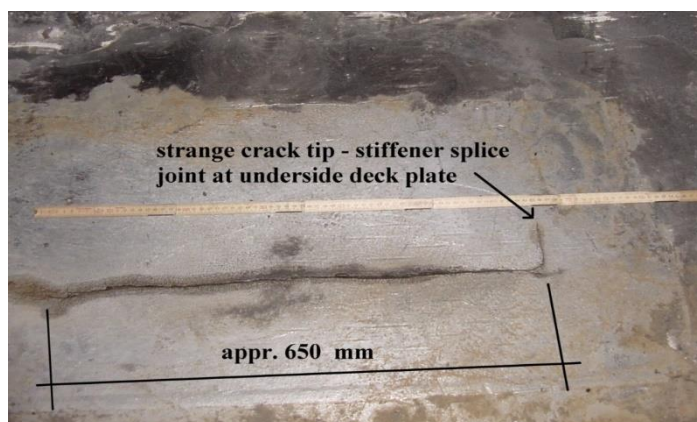
Figuur 26 Dekplaatscheur bij dwarsdrager (DPS01) [44]

De motivatie om te concentreren op dekplaatscheuren is:

- Dekplaatscheuren zijn slecht inspecteerbaar.
- Alvorens dekplaatscheuren gerepareerd kunnen worden, dient de asfaltlaag verwijderd te worden. Dit zorgt voor veel hinder.
- Gaten in het wegdek kunnen de verkeersveiligheid in gevaar brengen.

De motivatie om specifiek op de dekplaatscheur bij de dwarsdrager te concentreren is:

- De scheuren bij de dwarsdrager vertonen dikwijls de grootste spanningsconcentratie.
- De dekplaat boven de dwarsdrager heeft een functie als flens van de dwarsdrager.
- Bij inspecties is waargenomen dat deze scheuren ook in de dwarsrichting kunnen groeien, wat het risico op functieverlies groter maakt (zie Figuur 27).



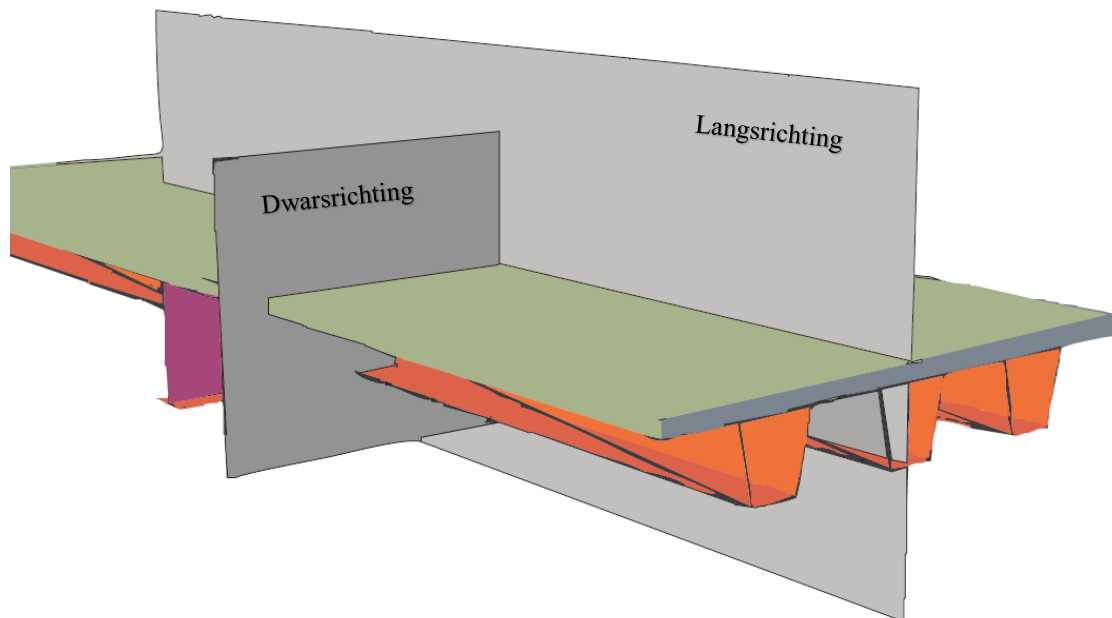
Figuur 27 Scheurgroei dekplaatscheur bij dwarsdrager (DPS01) [2]



### 3.3 Vereenvoudigd mechanicamodel

De krachtswerking van een orthotroop stalen brugdek is zeer complex door de interactie van de samengestelde onderdelen en vereist hierdoor vaak eindige-elementen methode (EEM) software met 3D elementen [1]. Het beschouwde vermoeiingsdetail (zie par. 3.2) is echter te analyseren met een vereenvoudigd mechanicamodel. Hieronder wordt toegelicht hoe de complexe krachtswerking van het brugdek vertaald kan worden naar deze vereenvoudiging.

Voordat er op de vereenvoudiging wordt ingegaan, wordt het brugdek opgesplitst in twee draagrichtingen: de dwarsrichting en de langsrichting (zie Figuur 28). Uit een literatuurstudie [1] blijkt dat voor het beschouwde vermoeiingsdetail de twee draagrichtingen elkaar nauwelijks beïnvloeden. Hierdoor kan het driedimensionale dek beschouwd worden als twee tweedimensionale doorsneden wat een beschouwing van de krachtsverdeling minder complex maakt.

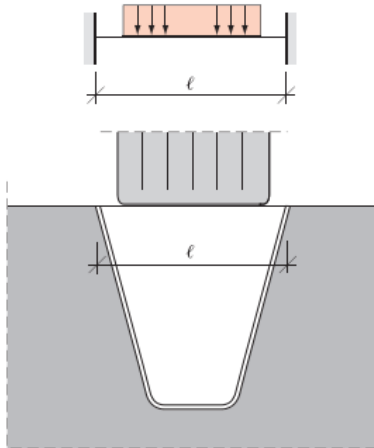


Figuur 28 Definitie langsrichting en dwarsrichting [36]

De locatie van het vermoeiingsdetail (zie Figuur 26) is de tweedimensionale doorsnede door het lijf van de dwarsdrager. In de dwarsdrager zitten gaten met daarboven de dekplaat. Een wiellast op de dekplaat zorgt voor grote buigmomenten in de dekplaat door de verhindering van de dwarsdrager. Uit [2] blijkt dat voor dit specifieke detail (zie par. 3.2) het voldoende is om alleen de buigmomenten in de dekplaat in beschouwing te nemen. Door de grote verhindering van de dwarsdrager kunnen deze worden geschematiseerd als inklemming. Aangezien de twee draagrichtingen elkaar nauwelijks beïnvloeden, kan het tweedimensionale systeem vereenvoudigd worden naar een dubbel ingeklemde ééndimensionale ligger (zie Figuur 29). Het vereenvoudigde mechanicamodel is in [4] geïntroduceerd en is experimenteel geverifieerd (met asfalt overlagingen). Inmiddels is dit mechanicamodel opgenomen in de nationale bijlage van de Eurocode [25] en wordt het gebruik

toegestaan in de ROK<sup>5</sup>. Opgemerkt moet worden dat het model niet is geverifieerd voor dekplaten met betonoverlagen.

In dit afstudeeronderzoek wordt het brugdek geanalyseerd met het hierboven beschreven vereenvoudigd mechanicamodel. Hierbij wordt de betonoverlaging meegenomen in de samengestelde ligger.



Figuur 29 Vereenvoudigd mechanicamodel: dubbel ingeklemde ligger [44]

Opgemerkt moet worden dat de globale (brug specifieke) krachtswerking niet is meegenomen in dit afstudeeronderzoek. Alhoewel voor vermoeiingsbelastingen dit effect vaak verwaarloosd mag worden, is deze krachtswerking essentieel voor statische sterkte (of scheurvorming).

### 3.4 Toetskader vermoeiing

Om iets te kunnen zeggen over de effectiviteit (lees: spanningsreductie) van een ECC overlaging dient er een link gelegd te worden met de vermoeiingsrekenregels uit de Eurocode. Uit een literatuurstudie blijkt echter dat vermoeiingsberekeningen veel tijd kosten (zie hoofdstuk 5 uit bijlage B1.1). Tevens is op het beschouwde niveau geen vergelijking mogelijk met de vermoeiingsreferenties uit de Eurocode. Om deze reden wordt er voor een vereenvoudigde methodiek gekozen om toch iets te kunnen zeggen over de effectiviteit van de ECC overlaging.

Uit berekeningen van Arup [23] blijkt dat met een 75 mm dikke overlaging, die een E-modulus heeft van 22,5 GPa<sup>6</sup>, een levensduurverlenging gehaald kan worden van in ieder geval 30 jaar voor een groot areaal aan bruggen. Hierbij wordt voorkomen dat zelfs in de meest kritieke locatie op de bruggen vermoeiingsscheuren optreden in alle vermoeiingsdetails. Deze berekeningen zijn lineair-elastisch uitgevoerd met 3D EEM berekeningen.

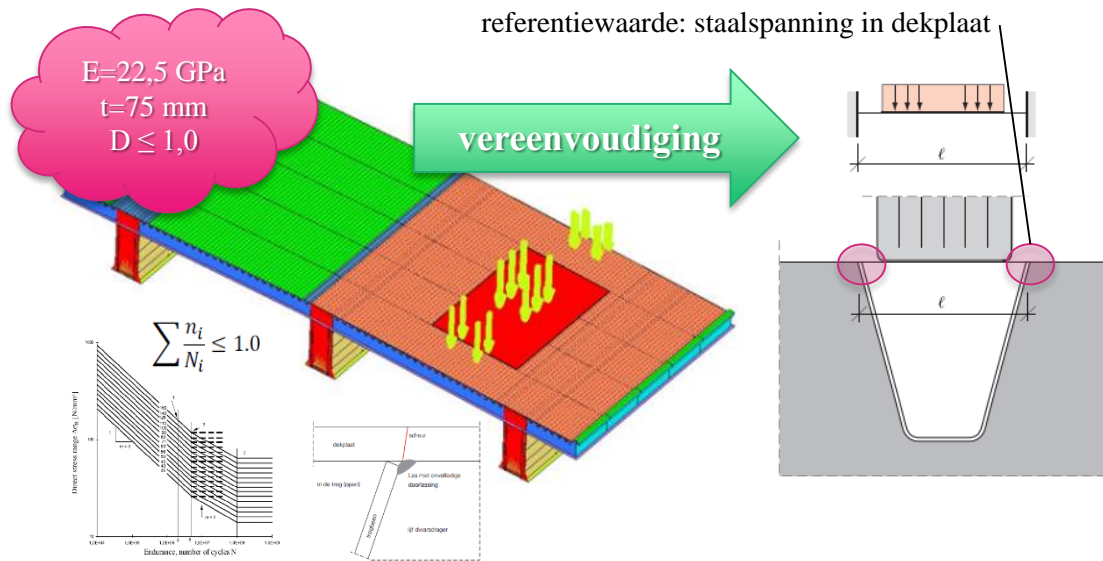
Uit een literatuurstudie blijkt dat in het verleden de effectiviteit van betonoverlagen zijn beoordeeld met spanningsreductiefactoren. Deze factor maakt inzichtelijk in hoeverre de staalspanning daalt door het toevoegen van een overlaging. Er wordt in dit

<sup>5</sup> De Richtlijn Ontwerp Kunstwerken (ROK) is een aanvullende richtlijn van Rijkswaterstaat op de Eurocodes.

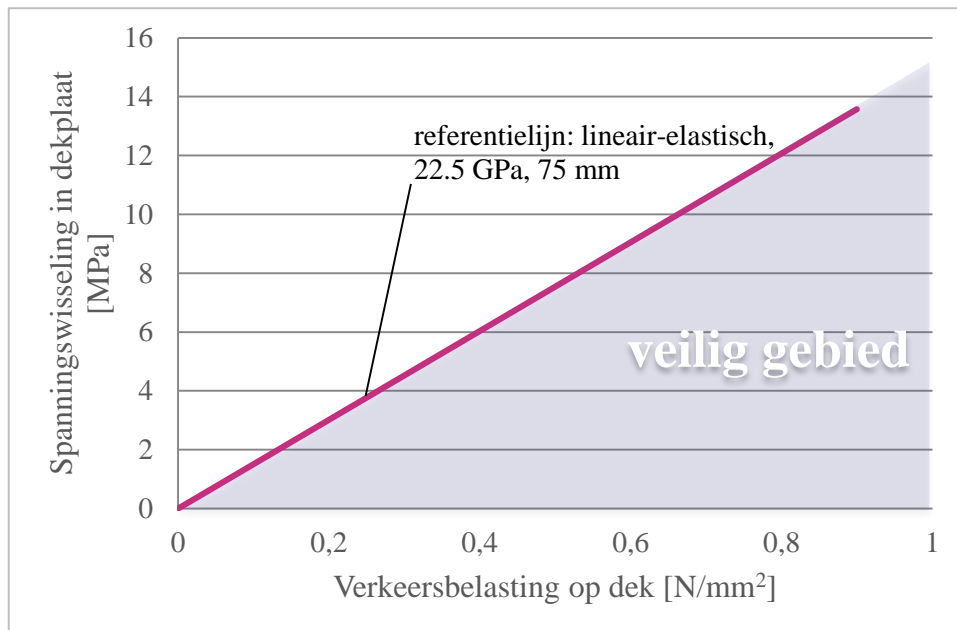
<sup>6</sup> Fictieve E-modulus van gescheurd HSB

afstudeeronderzoek niet gesteund op de spanningsreductiefactor, maar op de referentiewaarden van Arup.

Volgens de aanname uit paragraaf 3.3 kan een dergelijk model vertaald worden naar het vereenvoudigde mechanicamodel met een samengestelde ligger uit de overlaging en de bijbehorende dekplaat. De wisselspanning<sup>7</sup> in de dekplaat ter plaatse van de trogbenen als gevolg van belastingen op het dek is de referentiewaarde (zie Figuur 30). Indien een met ECC overlagd dek met hetzelfde mechanicamodel en dezelfde belasting een lagere wisselspanning heeft op dezelfde locatie, dan wordt aangenomen dat ECC op zijn minst even effectief is (zie Figuur 31).



Figuur 30 Vereenvoudigd toetskader voor vermoeiing



Figuur 31 Toetskader voor vermoeiing

<sup>7</sup> In dit afstudeeronderzoek wordt uitgegaan van nominale staalspanningen. De rekenregels in de Eurocode zijn voor het beschouwde vermoeiingsdetail gebaseerd op hot-spot spanningen.

Opgemerkt dient te worden dat effecten als gevolg van scheurvorming en het niet-lineair gedrag bij ECC meegenomen dienen te worden bij het berekenen van de staalspanning-belasting relatie (zie Figuur 31). Hier wordt in hoofdstuk 6 en 8 verder op ingegaan. De dimensionering van de referentie is gebaseerd op lineair-elastische 3D EEM berekeningen. Om deze reden kan de referentielijn uit Figuur 31 (staalspanning als functie van belasting) met het vereenvoudigde mechanicamodel lineair-elastisch worden berekend. Er wordt namelijk aangenomen dat de extrapolatie naar andere overlagingdiktes met een ander materiaal (E-modulus) mogelijk is doordat het werkelijke mechanisch gedrag voldoende wordt benaderd. De methode waarbij niet-lineair berekende staalspanningen worden getoetst aan de lineair-elastisch berekende referentiewaarde is nog onderwerp van discussie. De extrapolatie van het tweede is immers anders doordat het niet-lineair gedrag aanzienlijk kan afwijken van het lineair-elastisch gedrag van de brug. Vooralsnog is de aanname dat een extrapolatie mogelijk is voor overlagingen met niet-lineair gedrag.

Opgemerkt moet worden dat brugspecifieke aspecten en het globaal gedrag niet zijn meegenomen in dit toetskader. Het is ook belangrijk om te beseffen dat dit toetskader de effectiviteit beoordeelt van een overlaging gebaseerd op één vermoeiingsdetail (zie par. 3.2). De referentiewaarden zijn bepaald om 30 jaar levensduurverlenging te garanderen, waarbij soms ook andere vermoeiingsdetails maatgevend zijn. Tevens kan er soms gekozen worden om scheuren te monitoren en te herstellen gedurende de 30 jaar.

In hoofdstuk 9 wordt het toetskader gebruikt voor de ontwerpcriteria van een ECC overlaging.

### 3.5 Geen zelfheling

In paragraaf 0 is beschreven dat ECC zelfhelende capaciteiten heeft. In dit afstudeeronderzoek wordt echter aangenomen dat ECC *niet zelfhelend* is voor de constructieve toepassing. Dit betekent dat de stijfheid niet zal herstellen na scheurvorming.

### 3.6 Definitie cyclisch gedrag

Het cyclisch gedrag is een breed begrip. Vermoeiing van beton kent twee soorten: hich-cycle vermoeiing en low-cycle vermoeiing. In dit afstudeeronderzoek wordt alleen gekeken naar *low-cycle vermoeiing*.

### 3.7 Belastingen

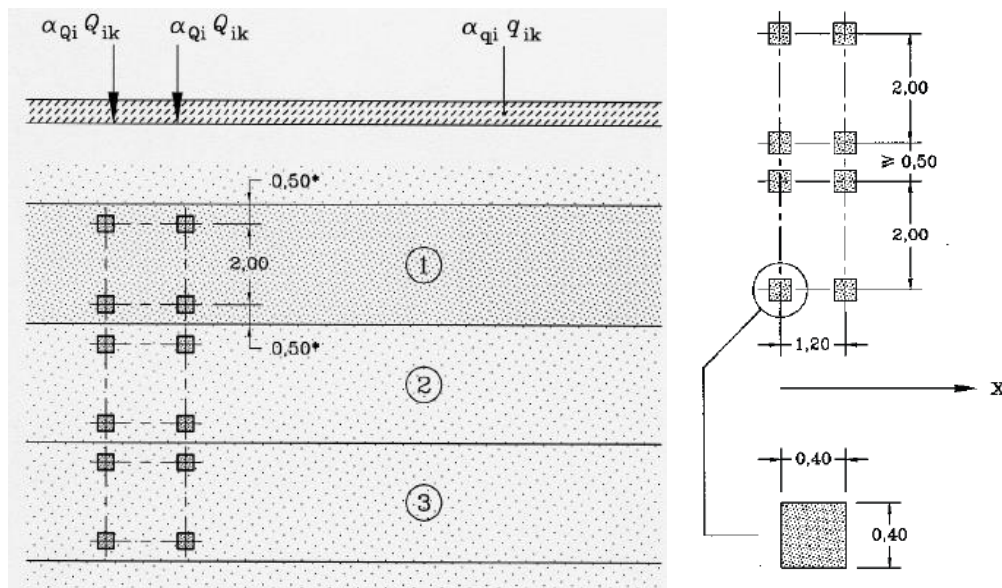
Gedurende het afstudeeronderzoek worden er een aantal belastingen toegepast. In de onderstaande paragrafen worden deze belastingen beschreven.

#### 3.7.1 Verkeersbelasting

De effecten van verkeersbelasting zijn in rekening gebracht met Load Model 1 (LM1) uit de Eurocode [22].

LM1 bestaat uit twee deelsystemen: a) een dubbele aslast (tandemstelsel) en b) een gelijkmatig verdeelde belasting (zie Figuur 32). Er wordt in dit afstudeeronderzoek

een aslast van 300kN toegepast en een gelijkmatig verdeelde belasting van 9 kN/m<sup>2</sup>. Hiermee wordt de meest ongunstige rijstrook aangenomen in combinatie met correctiefactoren ( $\alpha_{qi}$  en  $\alpha_{Qi}$ ) die gelijk zijn aan 1,0.



Figuur 32 Principe LM1 [22]

Aangezien er in dit afstudeeronderzoek gebruik wordt gemaakt van het vereenvoudigd mechanicamodel (zie par. 3.3), hoeft er alleen één wielprint getoetst te worden. De anderen vallen immers buiten het mechanicamodel. Door de een-dimensionale aard van het mechanicamodel wordt ook de belasting per eenheidsbreedte toegepast. Normaliter behoort een tandemstelsel op de meest ongunstige positie te zijn toegepast. Bij het vereenvoudigde mechanicamodel treedt de meest ongunstigste situatie op als de verdeelde belasting van de wielprint werkt over de volledige ligger.

De verdeelde belasting (per eenheidsbreedte) over de hele ligger in het vereenvoudigde mechanicamodel is:

$$q_{LM1} = \frac{300 \cdot 10^3}{2 \cdot 400^2} + \frac{9 \cdot 10^3}{1000^2} = 0,9465 \text{ N/mm}^2$$

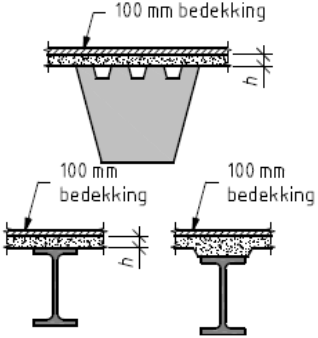
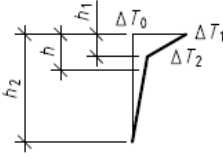
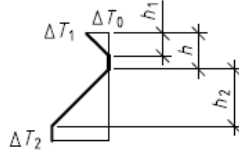
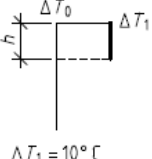
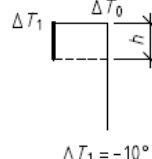
Dit belastingmodel wordt gebruikt om de effecten van scheurvorming inzichtelijk te krijgen. Om het spanningsspectrum van de stalen dekplaat te bepalen, wordt geen vermoeiingsbelastingmodel (FLM) gebruikt. Er wordt hierbij uitgegaan van een zelfde verdeelde belasting als bij de LM1 belasting, maar dan tussen 0 en 0,9465 N/mm<sup>2</sup> (zie Figuur 31).

### 3.7.2 Spreiding van wiellasten

Volgens de Eurocode [22] mogen wiellasten gespreid worden onder een hoek van 45 graden. In dit afstudeeronderzoek wordt aangenomen dat de overlaging geen spreidende effecten heeft. In de realiteit zal de overlaging wel een spreidend effect hebben die afhankelijk is van de overlagingdikte.

### 3.7.3 Thermische belasting

Bij afkoeling kan het ECC een lagere temperatuur hebben dan het stalen dek. In de Eurocode [25] is hier een vereenvoudigde temperatuurverdeling voor gegeven (zie Figuur 33). In dit afstudeeronderzoek wordt verondersteld dat het ECC een temperatuurverschil heeft van  $\Delta T_1 = -10^\circ\text{C}$  ten opzichte van het stalen dek. Hierbij wordt een uitzettingscoëfficiënt  $\alpha_T = 10 \cdot 10^{-6}$  gebruikt.

| Constructietype  | Temperatuurverschil ( $\Delta T$ )   |   |                                  |                                  |     |      |     |     |      |     |  |          |                                  |                                  |     |      |      |     |      |      |
|--|--|---|----------------------------------|----------------------------------|-----|------|-----|-----|------|-----|--|----------|----------------------------------|----------------------------------|-----|------|------|-----|------|------|
|  | (a) Opwarming  | (b) Afkoeling   |                                  |                                  |     |      |     |     |      |     |  |          |                                  |                                  |     |      |      |     |      |      |
|  <p>2. Betondek op stalen koker-, vakwerk- of vollewandliggers</p>  | <p>Normale procedure</p>  <p><math>h_1 = 0,6 h</math><br/><math>h_2 = 0,4 m</math></p> <table border="1"> <thead> <tr> <th><math>h</math><br/>m</th> <th><math>\Delta T_1</math><br/><math>^\circ\text{C}</math></th> <th><math>\Delta T_2</math><br/><math>^\circ\text{C}</math></th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>0,2</td> <td>13,0</td> <td>4,0</td> </tr> <tr> <td>0,3</td> <td>16,0</td> <td>4,0</td> </tr> </tbody> </table> | $h$<br>m  | $\Delta T_1$<br>$^\circ\text{C}$ | $\Delta T_2$<br>$^\circ\text{C}$ | 0,2 | 13,0 | 4,0 | 0,3 | 16,0 | 4,0 | <p>Normale procedure</p>  <p><math>h_1 = 0,6 h</math><br/><math>h_2 = 0,4 m</math></p> <table border="1"> <thead> <tr> <th><math>h</math><br/>m</th> <th><math>\Delta T_1</math><br/><math>^\circ\text{C}</math></th> <th><math>\Delta T_2</math><br/><math>^\circ\text{C}</math></th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>0,2</td> <td>-3,5</td> <td>-8,0</td> </tr> <tr> <td>0,3</td> <td>-5,0</td> <td>-8,0</td> </tr> </tbody> </table> | $h$<br>m | $\Delta T_1$<br>$^\circ\text{C}$ | $\Delta T_2$<br>$^\circ\text{C}$ | 0,2 | -3,5 | -8,0 | 0,3 | -5,0 | -8,0 |
|  | $h$<br>m   | $\Delta T_1$<br>$^\circ\text{C}$  | $\Delta T_2$<br>$^\circ\text{C}$ |                                  |     |      |     |     |      |     |  |          |                                  |                                  |     |      |      |     |      |      |
| 0,2  | 13,0   | 4,0   |                                  |                                  |     |      |     |     |      |     |  |          |                                  |                                  |     |      |      |     |      |      |
| 0,3  | 16,0   | 4,0   |                                  |                                  |     |      |     |     |      |     |  |          |                                  |                                  |     |      |      |     |      |      |
| $h$<br>m   | $\Delta T_1$<br>$^\circ\text{C}$   | $\Delta T_2$<br>$^\circ\text{C}$  |                                  |                                  |     |      |     |     |      |     |  |          |                                  |                                  |     |      |      |     |      |      |
| 0,2  | -3,5   | -8,0  |                                  |                                  |     |      |     |     |      |     |  |          |                                  |                                  |     |      |      |     |      |      |
| 0,3  | -5,0   | -8,0  |                                  |                                  |     |      |     |     |      |     |  |          |                                  |                                  |     |      |      |     |      |      |
| Vereenvoudigde procedure   |  <p><math>\Delta T_1 = 10^\circ\text{C}</math></p>   |  <p><math>\Delta T_1 = -10^\circ\text{C}</math></p> |                                  |                                  |     |      |     |     |      |     |  |          |                                  |                                  |     |      |      |     |      |      |
| <p>OPMERKING Voor staal-betonbruggen mag de hierboven gegeven vereenvoudigde procedure zijn gebruikt om de bovengrens van de thermische effecten te geven. Waarden voor <math>\Delta T</math> in deze procedure zijn indicatief.</p> |  |   |                                  |                                  |     |      |     |     |      |     |  |          |                                  |                                  |     |      |      |     |      |      |

Figuur 33 Temperatuurverschillen voor dektype 2: staal-betondekken (NEN-EN 1991-1-5+C1:2011/NB:2011 Figuur NB.3 – 6.2.b)

### 3.7.4 Krimp

In paragraaf 2.7 was het krimp- en kruipgedrag van ECC beschreven. In dit afstudeeronderzoek wordt uitgegaan van een vrije krimpvervorming van  $500 \cdot 10^{-3} \text{ mm/mm}$  (zie par. 2.7) Tevens wordt een kruipcoëfficiënt aangenomen van 3.

In paragraaf 6.11.1 wordt ingegaan op de krimpspanningen die ontstaan als gevolg van de opgelegde vervorming.

## 4 Experimenteel onderzoek

---

Het gebruik van nieuwe materialen als ECC heeft als gevolg dat de eigenschappen van het materiaal bepaald moeten worden alvorens het gebruikt kan worden voor constructieve toepassingen. Met behulp van modellen en generieke materiaalgegevens kan dan het gedrag van een willekeurige constructie gemodelleerd worden. In de literatuur is echter weinig bekend over het gedrag van ECC bij herhaald belasten in het strain hardening gebied van het spanning-rek diagram, oftewel het cyclisch gedrag. Om deze reden is in dit afstudeeronderzoek het cyclisch gedrag onderzocht met experimenten. Het gebruikte mengsel in het onderzoek wordt hieronder beschreven. Tevens worden de gemaakte keuzes in de proefopstellingen voor (cyclische) druk-, trek- en buigproeven toegelicht. Afsluitend worden de resultaten van de experimenten beschreven en gezocht naar een fysische verklaring bij de resultaten.

In dit onderzoek is hoofdzakelijk onderzoek gedaan naar het materiaalgedrag van ECC. Met behulp van de materiaaleigenschappen uit hoofdstuk 2 is een mengsel gekozen dat representatief is voor alle ECC's. Al eerder werd gemeld dat mengsels kunnen verschillen in eigenschappen. Echter, in dit onderzoek wordt aangenomen dat de bevindingen van de experimenten geëxtrapoleerd kunnen worden naar andere ECC mengsels.

### 4.1 Mengsel

Het mengsel dat in dit onderzoek wordt gebruikt, is ontwikkeld door Grünwald en in het verleden beproefd door Pansuk en Shionaga in het Stevinlab van de TU Delft [26]. De voornaamste reden waarom er voor dit mengsel is gekozen, is dat het mengsel geproduceerd is met lokale middelen en onder dezelfde omstandigheden als bij dit onderzoek. Daarnaast kunnen de eerdere testresultaten van Pansuk en Shionaga als referentie dienen.

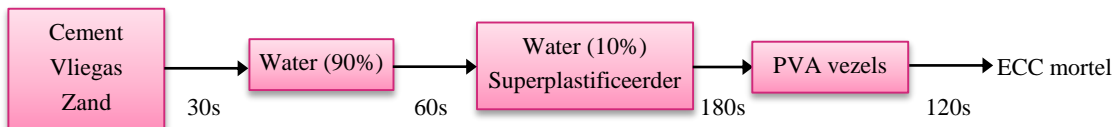
De proefstukken van Pansuk en Sionaga zijn PVA-ECC mortels met variërende vezellengtes en sterkteklassen en zijn gebaseerd op de standaardmengsels die zijn samengesteld door de ontwikkelaars van het materiaal aan de Universiteit van Michigan. Er is voor gekozen om het mengsel met sterkteklasse C28/35 met vezelafmetingen 8/0.004 mm (lengte/diameter) te reproduceren. Dit was het mengsel met de laagste sterkteklasse. De reden hiervoor is dat het mengsel de grootste ductiliteit vertoont in het trekspanning-rek diagram t.o.v. de andere mortels die zijn geproduceerd door Pansuk en Shionaga (zie Figuur 38). Deze hebben een vervormingscapaciteit die orde grootte factor 2 lager is. Hieronder is de mengselsamenstelling samengevat per m<sup>3</sup> mortel van het gekozen mengsel.

**B35**

|                            |  |
|----------------------------|--|
| Vezelafmetingen:           | 8/0.0040 mm (lengte/diameter)                  |
| Vezelsoort <sup>8</sup> :  | PVA, polyvinyl alcohol, 1.0% smering, REC 15/8 |
| Hoeveelheid vezels:        | 26 kg  |
| CEM I 52.5 R:              | 404 kg   |
| Vliegas:                   | 752 kg   |
| Kwartzand (< 0.16 mm):     | 338 kg   |
| Fijn zand (0.125-0.25 mm): | 122 kg   |
| Water:                     | 305 kg   |
| Glenium 51:                | 59.4 kg  |

Door de andere eigenschappen van de gebruikte materialen is er afgeweken van de hoeveelheid superplastificeerders die Pansuk en Shionaga hebben gebruikt. Het mengsel bevat een grotere hoeveelheid fijne stoffen waardoor er meer superplastificeerder benodigd was om de beoogde verwerkbaarheid te krijgen.

Het geheel is gemixt middels een Hobart mixer (met 5.0 liter capaciteit). In Figuur 34 is de mix procedure beschreven.



Figuur 34 Mix procedure ECC [26]

Na het storten zijn de mortels 15 seconden getrild op een trilplaat. Voordat de mortel is gestort, zijn de mallen voorzien van een dun laagje mineraalolie. Na storten zijn de mallen afgedekt met plastic folie waarna na 12 dagen is ontkist. De proefstukken zijn verplaatst naar een gecontroleerde omgeving met relatieve vochtigheid 60% en 20 °C. Hier zijn de proefstukken verhard tot 28 dagen na stortdatum. I.v.m. de nodige voorbereiding van de proefstukken voor de beproevingen zijn de dog bone proefstukken de laatste 2 dagen gedroogd buiten de gecontroleerde omgeving.

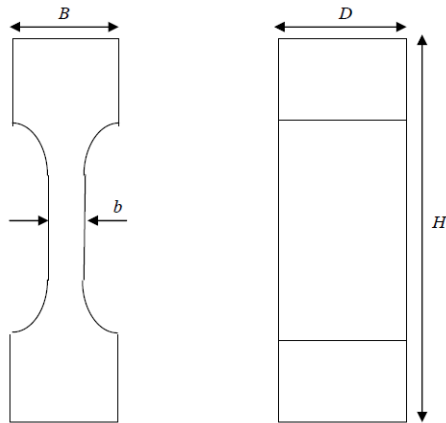
<sup>8</sup> De vezels zijn geproduceerd door de firma Kuraray Co., Ltd. uit Japan.



## 4.2 Proefstukken

Het mengsel is gestort in kubus-, prisma- en dog bone vormige mallen voor drukproeven, respectievelijk 3-punts buigproeven en trekproeven. Hieronder zijn de afmetingen beschreven van de stalen mallen<sup>9</sup>:

Prisma: 40x40x160 mm<sup>3</sup>  
 Kubus: 100x100x100 mm<sup>3</sup>  
 Dog bone: H=180 mm; B=55 mm; b=20 mm; D=50 mm



Figuur 35 Geometrie dog bone proefstukken

Een uitgebreide beschrijving van de proefstukken vindt men in bijlage B4.1



Figuur 36 Dog bone proefstuk

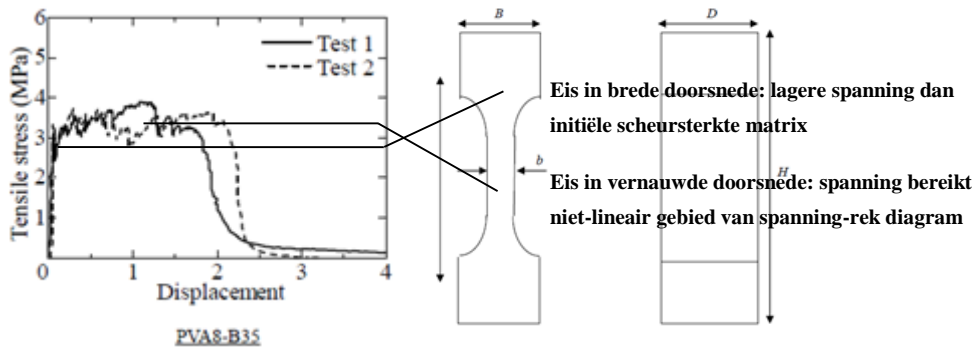
De afmetingen van dog bone mallen verschillen in beperkte mate van de afmetingen van de mallen die gebruikt zijn door Pansuk en Shionaga<sup>10</sup>. Desondanks is de geometrie geschikt voor het bepalen van het centriscle trekgedrag doordat spanningsconcentraties (als gevolg van de kromming) beperkt blijven [28].

Een andere eis t.a.v. de geometrie van het proefstuk is dat alleen de vernauwde doorsnede scheurvorming zal vertonen. De inleidingszones met een groter dwarsoppervlak dienen ongescheurd te blijven zodat de resultaten van het meetgebied niet worden verstoord. Scheurvorming in deze gebieden verstoort immers de spanning-rek relatie van het geïnteresseerde gebied (zie Figuur 41b). Dit betekent dat

<sup>9</sup> Oorspronkelijk was de lengte (H) van de dog bone proefstukken 220 mm, maar na inkorten met een cirkelzaag aan beide kanten met 20 mm is de lengte 180 mm geworden.

<sup>10</sup> H=180 mm; B=60 mm; b=20 mm; D=40 mm

de dwarsdoorsnede zodanig gedimensioneerd moet zijn dat de spanning in de inleidingszones niet de scheursterkte overschrijdt (zie Figuur 37). In werkelijkheid is dit onmogelijk, omdat de treksterkte ook in de gekromde delen kan optreden door het versterkende gedrag van ECC. Hierdoor moet een effectieve meetlengte worden aangenomen. Hier wordt later op ingegaan.



Figuur 37 Verwachte trekspanning-rek diagram uitgezet tegenover geometrische eisen van het proefstuk

### 4.3 Resultaten Pansuk en Shionaga

Middels het experimenteel verslag van Shionaga en Pansuk [26] worden de onderstaande verharde eigenschappen verwacht. Een uitgebreide beschrijving van het experimenteel onderzoek van Shionaga en Pansuk vindt men in bijlage B1.1.

#### Verwachte verharde eigenschappen B35 ECC

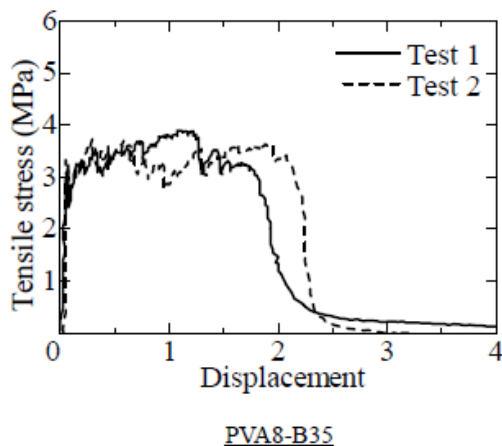
Sterkteklasse: B35

Druksterkte: 60.6 MPa (28 dagen verharden, 100 mm kubus)

Directe scheursterkte: 3 MPa (28 dagen na verharden, dog bone proefstuk)

Directe treksterkte: 3,5-4 MPa (28 dagen na verharden, dog bone proefstuk)

Buigtreksterkte: 18.2 MPa (28 dagen na verharden, 3-punts buigproef)



Figuur 38 Resultaten trekproef van Shionaga en Pansuk [26]

## 4.4 Trekproeven

### 4.4.1 Motivatie trekproef

Uit een literatuurstudie is gebleken dat trekproeven met betonproefstukken niet vaak worden uitgevoerd door hun complexiteit [1]. In 4.8 wordt gekeken in hoeverre dit invloed heeft op de resultaten. Vaak worden de trekeigenschappen van (vezel)beton om deze reden verkregen met indirecte buigproeven of soms met een trekproef met inkeping [31]. Proeven met inkepingen zijn niet geschikt bij ECC waar het pseudo strain hardening gedrag gefaciliteerd moet worden tijdens de trekproef. Daarnaast is er bij indirecte proeven een vertaalslag nodig naar het centrisch gedrag [32]. Er is om deze redenen gekozen om een directe trekproef uit te voeren.

### 4.4.2 Trekbank

Het gedrag van ECC onder (cyclische) centrische trekspanning wordt verkregen door vervorming gestuurde trekproeven op de dog bone proefstukken. In het Stevinlaboratorium van de TU Delft is een trekbank (die ook onder druk werkt) aanwezig die in de jaren '70 is gebouwd en door de jaren heen is aangepast. Het apparaat is in 1985 gebruikt voor cyclische trekproeven op ongewapend beton door Hordijk [27] (zie Figuur 39). De trekbank is voorzien van twee parallelle stalen lastplaten. Bij een gegeven vervorming wordt de totale trekkracht gemeten die werkt op het proefstuk. Dit zou de som van de vier krachten van de drukdozen moeten zijn (bij correcte metingen en zonder excentriciteiten) die bevestigd zijn aan elke zijde.

Opgemerkt moet worden dat de dimensies van de proefstukken beperkt zijn door de beschikbare ruimte in het apparaat. Zo is de hoogte gelimiteerd tot 180 mm en de lengte en breedte tot 160 mm. Dit betekent dat de dog bone proefstukken die 220 mm in lengte zijn, verkort zijn tot 180 mm door ze te zagen. Tevens is de maximale trekkracht van het apparaat beperkt tot 100 kN. Met een verwachte treksterkte van ca. 4 MPa en een oppervlak van de dwarsdoorsnede van 1000 mm<sup>2</sup>, is een trekkracht benodigd van ca. 4 kN. Kortom, er worden geen problemen verwacht t.a.v. de capaciteit en randvoorwaarden van het apparaat.



Figuur 39 Trekbank in het Stevinlaboratorium

### 4.4.3 Verbinding proefstuk

Uit een literatuurstudie [1] is gebleken dat een geboute verbinding spanningsconcentraties veroorzaakt wat kan zorgen voor ongewenste scheurvorming aan de uiteinden van het proefstuk. Om deze reden is gekozen voor een lijmverbinding die uniform de trekkracht kan overbrengen in het proefstuk. De proefstukken zijn gelijmd met een dun laagje Pleximon<sup>®</sup> lijm. Onder een initiële drukkracht van ca. 0,5kN en een constante verplaatsing is de lijmverbinding 45 minuten verhard waarna deze een treksterkte heeft van 10 MPa. Dit is ruim voldoende voor het proefstuk dat een beperkte treksterkte heeft. Bij hogere treksterkten zijn aanvullende maatregelen nodig die zijn beschreven in [1].

### 4.4.4 Positionering LVDT's

Door beperkingen bij het inpassen van de LVDT's<sup>11</sup> en ondersteunende instrumenten (meetstaven), was het niet mogelijk om de meetlengte te positioneren in de vernauwde doorsnede. Er zijn in totaal 3 opties bekeken voor de positionering van de LVDT's:

*Optie 1) Vier LVDT's buiten (Figuur 40a)*

Het nadeel hiervan is dat er een ongescheurde zone wordt meegenomen in de meetlengte. Er kan gestuurd worden op de gemiddelde verplaatsing van de vier LVDT's.

*Optie 2) Twee LVDT's binnen, twee LVDT's buiten (Figuur 40b)*

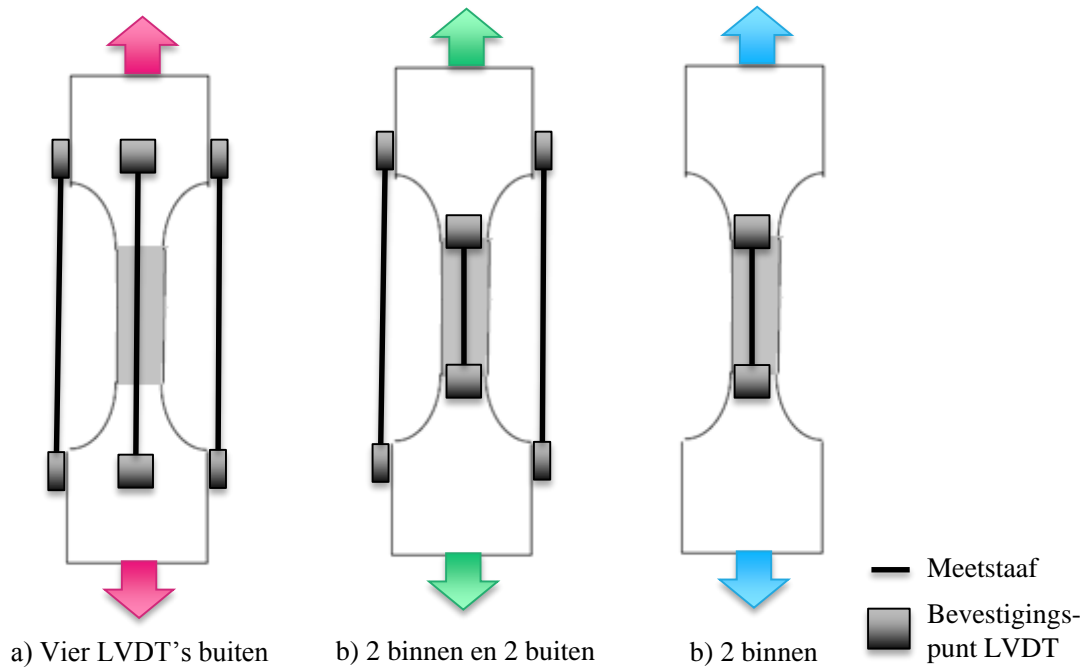
Door twee LVDT's in de vernauwde doorsnede te plaatsen wordt de ongescheurde zone niet meegenomen. De overige twee LVDT's kunnen gebruikt worden om de proef te sturen, omdat deze niet het risico hebben om af te breken. Er zal daar immers geen scheurvorming plaatsvinden. Indien de twee LVDT's binnen afbreken, heeft men altijd nog de twee LVDT's buiten.

*Optie 3) Twee LVDT's binnen (Figuur 40c)*

Het is zeer riskant om te sturen op twee LVDT's die een groot risico hebben om af te breken.

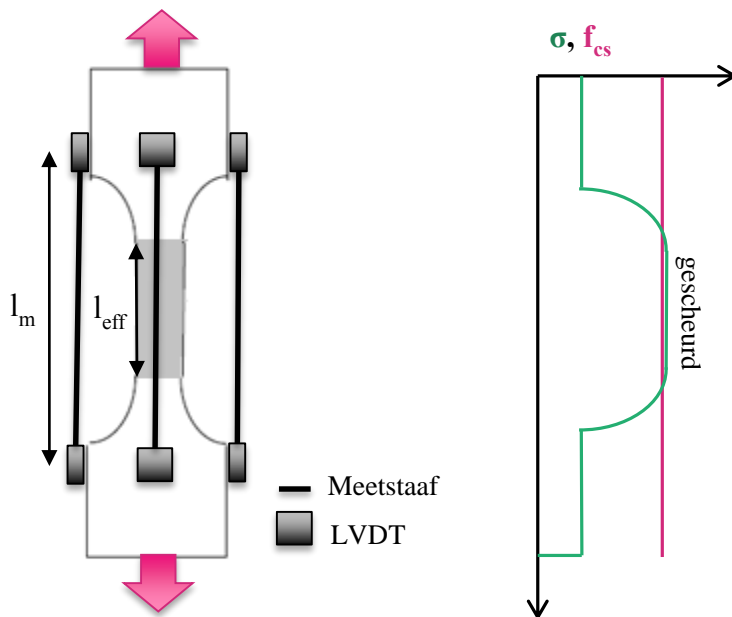
---

<sup>11</sup> Linear Variable Differential Transformer



Figuur 40 Alternatieve positionering LVDT's: a) Vier LVDT's buiten (roze), b) twee LVDT's binnen, twee LVDT's buiten (groen) en c) twee LVDT's binnen (blauw)

De kans dat er LVDT's afbreken met optie 2 en 3 is groot. Om deze reden is er uiteindelijk gekozen voor optie 1. De bevestigingspunten van de LVDT's zijn geplaatst buiten de vernauwde doorsnede met een meetlengte  $l_m = 130 \text{ mm}$  (zie Figuur 41a) wat min of meer overeenkomt met de opstelling van Pansuk en Shionaga [26] ( $l_m = 120 \text{ mm}$ ).



Figuur 41 a) Positionering LVDT's en b) spanning in verschillende doorsneden

#### 4.4.5 Van verplaatsing naar rek

Doordat ECC in staat is om strain hardening gedrag te vertonen met een verdeeld scheurenpatroon, kan het materiaal gemodelleerd worden met rekken. Met de aanname dat de scheurverplaatsingen gelijk en uniform verdeeld zijn, kunnen verplaatsingen omgerekend worden naar rekken.

Echter, de verplaatsing die met de positionering van de LVDT's uit Figuur 41a wordt gemeten, kan niet direct vertaald worden naar een rek met  $\varepsilon = \frac{\Delta l}{l_m}$ . Dit komt doordat er ongescheurde gebieden zijn meegenomen in de meetlengte (zie Figuur 41b). Kortom, deze lengte dient aangepast te worden tot een effectieve meetlengte.

Om tot een effectieve meetlengte te komen, moeten a) de verplaatsing van de ongescheurde gebieden in rekening worden gebracht en b) het gescheurd gebied bepaald worden.

Het proefstuk zal niet alleen scheuren in de constante dwarsdoorsnede (zie Figuur 41a). Doordat er strain hardening plaatsvindt kan de trekkracht op het proefstuk gedurende de proef stijgen. Hierdoor kunnen ook doorsneden met een groter dwarsoppervlak scheuren. Echter, er wordt een beperkte versterking verwacht als men naar Figuur 38 kijkt.

Er wordt verondersteld dat de elastische verlenging van de ongescheurde gebieden verwaarloosbaar klein is ten opzichte van de vervorming in de gescheurde gebieden. De elastische verplaatsing is orde grootte 0,01 mm terwijl er een totale verplaatsing wordt verwacht van ca. 3 mm (zie Figuur 38).

Met de bovenstaande aannames wordt een effectieve meetlengte gebruikt van  $l_{m,eff} = 60 \text{ mm}$ . De rekken kunnen berekend worden met:

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l_{m,eff}}, \text{ waarin } \Delta l \text{ de door de LVDT's gemeten verplaatsing is}^{12}.$$

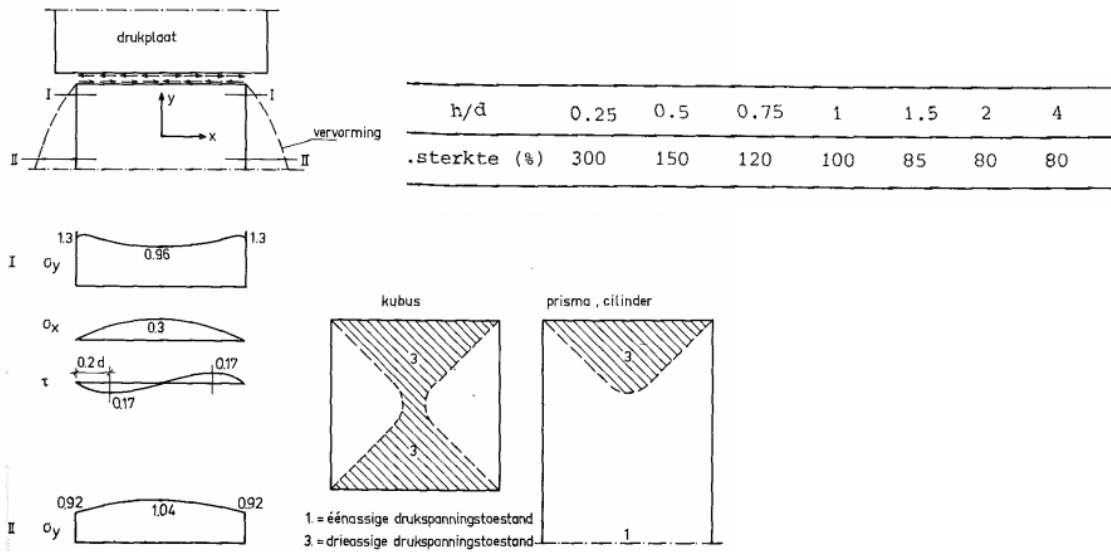
#### 4.4.6 Snelheid

De trekproeven zijn uitgevoerd met een snelheid van ca. 10  $\mu\text{m/s}$ . Dit komt overeen met de snelheid uit de literatuur en het is de snelheid die is voorgeschreven in de Japanse richtlijn [12].

### 4.5 Bepaling E-modulus

Door de positionering van de LVDT's in een meetlengte met variërende doorsnede, kan de E-modulus niet direct bepaald worden met de trekproeven. Om deze reden worden er drukproeven uitgevoerd op prisma's (40x40x160 mm<sup>3</sup>). De geometrie van de prisma's staat toe om een eenassige spanningstoestand te meten (zie Figuur 42). De verstoorde ruimtelijke spanningstoestanden worden dan niet meegenomen in de meetlengte.

<sup>12</sup> De verplaatsing van de vier LVDT's worden gemiddeld.



Figuur 42 Ruimtelijke spanningstoestand door wrijving met drukplaten [30]

Er zijn vier LVDT's geplaatst aan de vier zijden van de prisma's met een meetlengte van  $\frac{1}{2}h = 80 \text{ mm}$ . De drukproeven zijn uitgevoerd met een snelheid van ca.  $10 \mu\text{m/s}$  op hetzelfde vervorming gestuurde apparaat als waarmee de trekproeven zijn uitgevoerd. De proefstukken zijn op dezelfde wijze als de dog bone proefstukken gelijmd aan de platen (zie par. 4.4.3).

## 4.6 Drukproeven

Naast de proeven t.b.v. de stijfheid zijn drukproeven uitgevoerd op kubussen (riblengte 100 mm) om de druksterkte te bepalen. De kubussen zijn beproefd in een kracht gestuurde drukbank. De verkregen bezwijkkracht is vergeleken met de resultaten van Shionoga en Pansuk [26] (zie paragraaf 4.7.1).

## 4.7 Resultaten experimenteel onderzoek

### 4.7.1 Kubusdruksterkte

Na 28 dagen verharden is de kubusdruksterkte gemeten op drie kubussen. Dezelfde proef is ook door Pansuk en Shionaga uitgevoerd. In de onderstaande tabel zijn de resultaten weergegeven. Als referentie is ook het resultaat van Pansuk en Shionaga weergegeven.

| # proefstuk                          | Kubusdruksterkte [MPa] |
|--------------------------------------|------------------------|
| 4                                    | 57.3                   |
| 5                                    | 54.0                   |
| 6                                    | 55.7                   |
| <b>gemiddelde</b>                    | <u>55.7</u>            |
| <b>Pansuk &amp; Shionaga (n = 3)</b> | <u>51.2</u>            |

Het resultaat komt dicht in de buurt van de gemeten kubusdruksterkte van Pansuk en Shionaga.

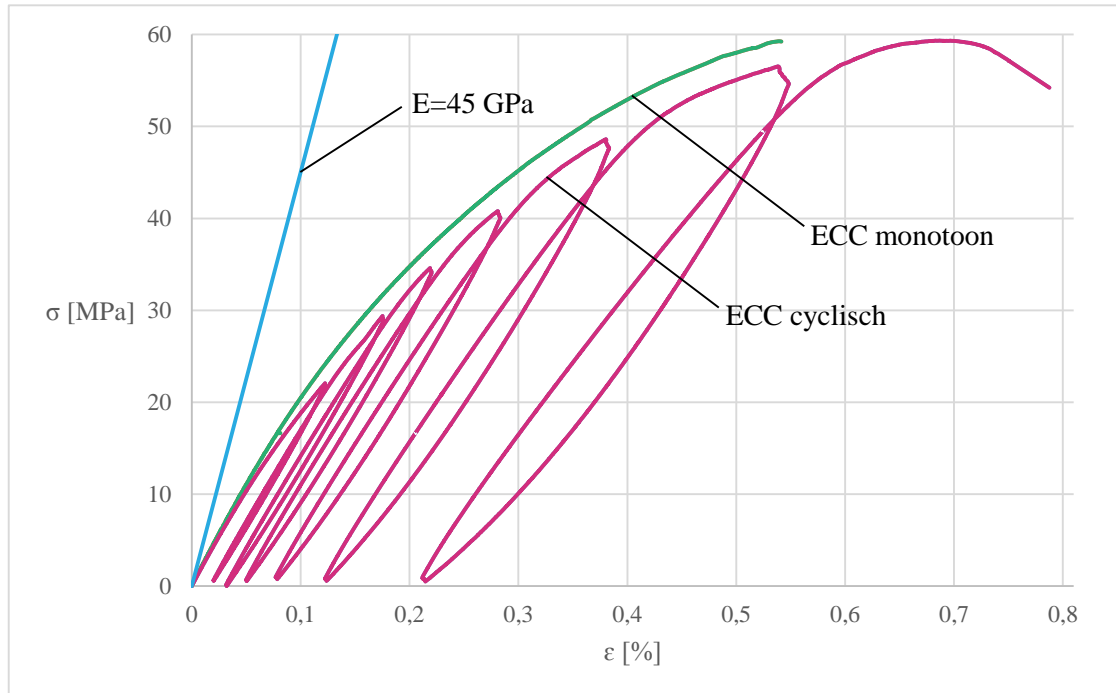
### 4.7.2 Stijfheid

De drukproeven op de prisma's zijn door tijdgebrek pas na 32 dagen beproefd (na het weekend) om de stijfheid te bepalen. Ook is een cyclische drukproef uitgevoerd om de degradatie van de stijfheid als gevolg van inwendige beschadiging door de drukspanningen in beeld te brengen. De gemeten kracht is vertaald naar een spanning door deze te delen door het constante dwarsoppervlak van  $40 \times 40 \text{ mm}^2$ . De rek is bepaald door de gemeten verplaatsing van de LVDT's te delen door de meetlengte van 80 mm. De spanning-rek diagrammen zijn weergegeven in Figuur 43 (groene en roze lijn). Als referentie is ook een spanning-rek diagram weergegeven van een elastisch materiaal met een E-modulus van 45 GPa (lichtblauwe lijn).

Uit het spanning-rek diagram van de monotone drukproef valt op te maken dat de ongescheurde stijfheid van ECC significant lager is dan die van HSB met een stijfheid van 45 GPa. Het materiaal heeft een secant modulus van 21,6 GPa bij een



spanningsinterval van 0-5 MPa. Dit is iets hoger dan de verwachte waarde uit Figuur 17. Hiermee zou een stijfheid van 18 GPa worden verwacht.



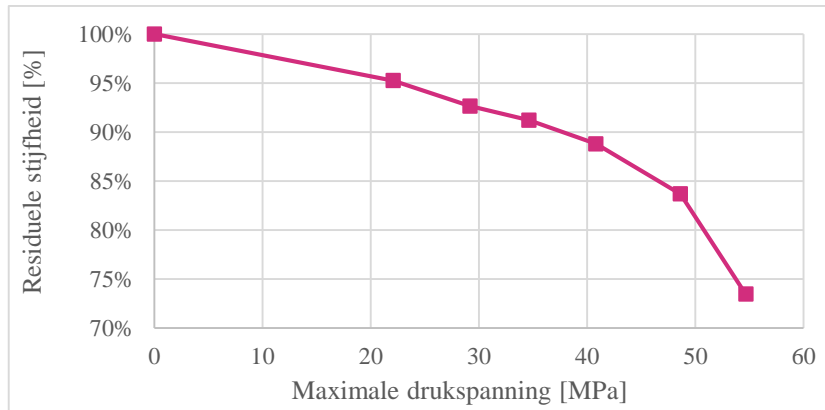
Figuur 43 Resultaten drukproef op prisma's (groen: monotoon, roze: cyclisch en lichtblauw: referentie met E-modulus 45 GPa)

De druksterkte valt iets hoger uit dan de kubusdruksterkte die na 28 dagen gemeten was (zie par. 4.7.1). Algemeen bekend is dat prisma's een lagere druksterkte hebben dan kubussen door hun hoge  $l/d$ -verhouding. De hoge druksterkte van de prisma's valt te verklaren met de 4 dagen extra verhardingstijd.

Ondanks dat de drukproeven vervorming gestuurd zijn uitgevoerd, zijn de proefstukken toch voortijdig bezweken. Waarschijnlijk heeft het apparaat niet snel genoeg kunnen sturen op de afname in kracht.

Uit zowel de monotone als de cyclische proef valt op te maken dat rond 20 MPa (ca.  $0.35f_c'$ ) het spanning-rek diagram zich niet-lineair gaat gedragen en dat de tangentiële stijfheid (en ook de secant modulus) afneemt. De cyclische proeven tonen aan dat bij ontlasten een restrek overblijft, met het passeren van een grotere druksterkte toeneemt. Bij ontlasting na een belasting van 56 MPa is een restrek waargenomen van 0.22%. Daarnaast zijn de typische belasting- en ontlastingspatronen (hysterese) als bij normaal beton duidelijk te herkennen.

De relatie tussen stijfheid en belastinghistorie is verkregen middels de methode van paragraaf 5.2 (zie Figuur 58). Het resultaat hiervan is weergegeven in Figuur 44. Het valt duidelijk op te merken dat de stijfheidsafname bij herbelasten zelfs bij een hoge belasting beperkt is.

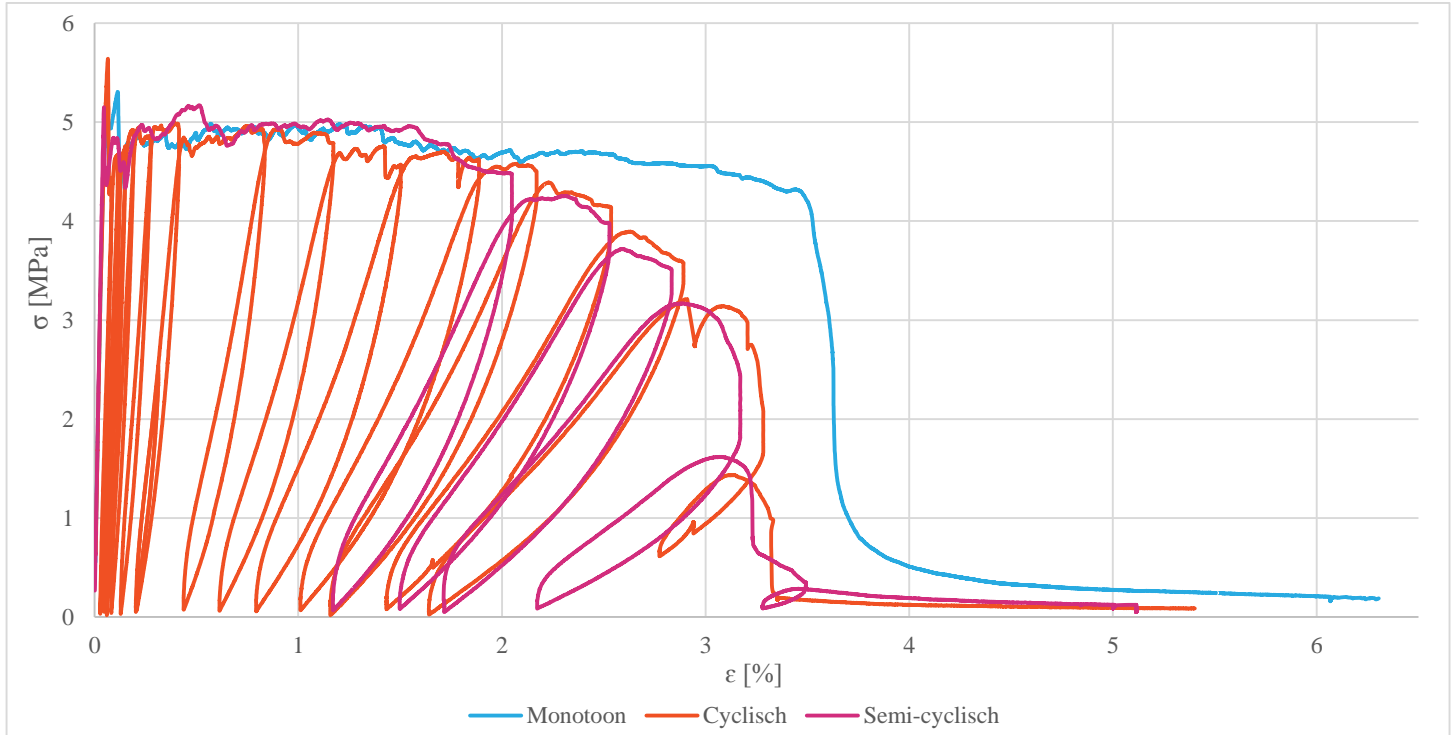


Figuur 44 Relatie tussen reststijfheid en belastinghistorie onder druk

### 4.7.3 Cyclisch trekgedrag

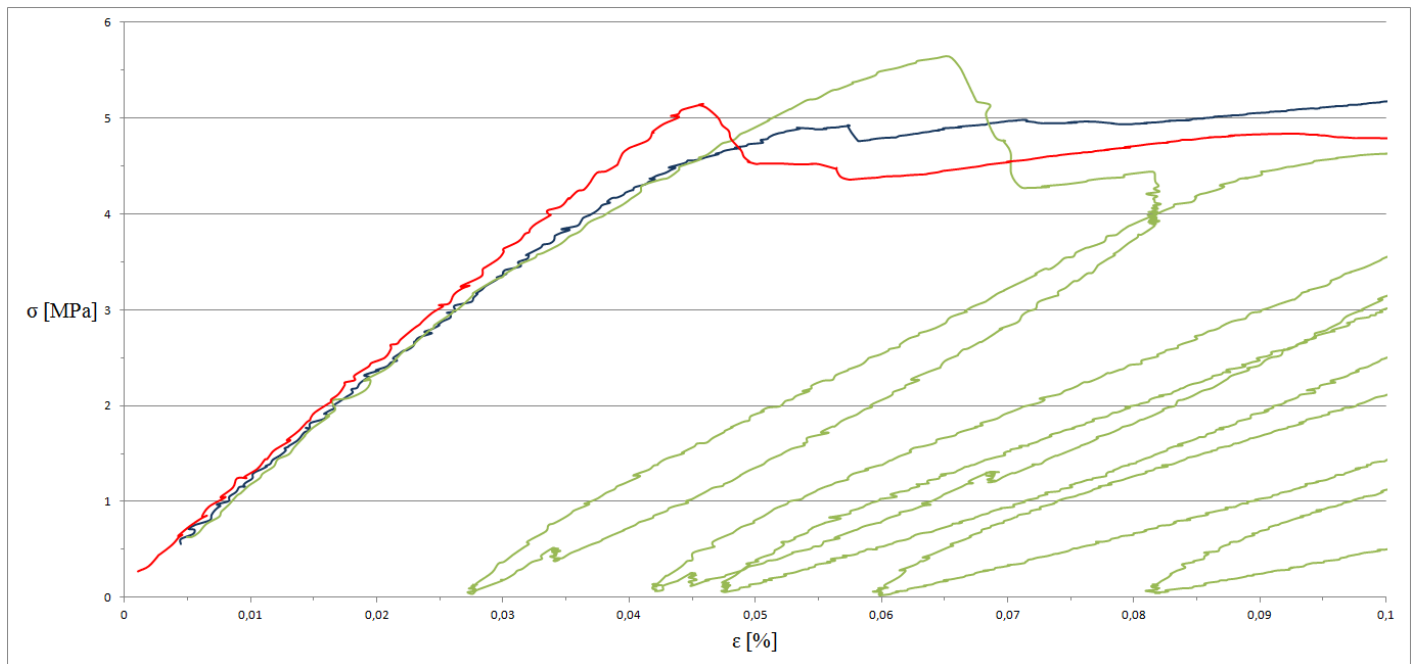
De trekkrachthistorie is allereerst uitgezet tegenover de gemiddelde verplaatsing van de vier LVDT's die aan de vier zijden met een meetlengte van 130 mm waren geplaatst. Aangezien de LVDT's een meetcapaciteit hebben van 2 mm, was het nodig om de proef stop te zetten en de LVDT's te verplaatsen. Het oorspronkelijke bronbestand met de verplaatsingen en kracht is daarom zorgvuldig bewerkt, zodat een vloeiende lijn verkregen kon worden. De gemiddelde verplaatsing is vervolgens vertaald naar een rek door deze te delen door de gehanteerde effectieve scheurzone van 60 mm. De kracht is vertaald naar een spanning door deze te delen door het dwarsoppervlak van  $20 \times 50 \text{ mm}^2$ . Het resultaat hiervan is weergegeven in Figuur 45.

Uit het gehele spanning-rek diagram van de drie trekproeven valt duidelijk af te leiden dat het monotone spanning-rek diagram de omhullende "back-bone" curve is van de cyclische spanning-rek diagrammen. Daarnaast is af te leiden dat de stijfheid is gedaald na scheurvorming. Hier wordt in paragraaf 5.2 verder op ingegaan. Gedurende de hardening periode zijn er visueel geen discrete scheuren waargenomen. Pas in de softening periode begon één scheur te verwijden, waarna het proefstuk faalde. Het resultaat van de monotone proef vertoont sterke overeenkomsten met het resultaat van Pansuk en Shionaga (zie Figuur 38).



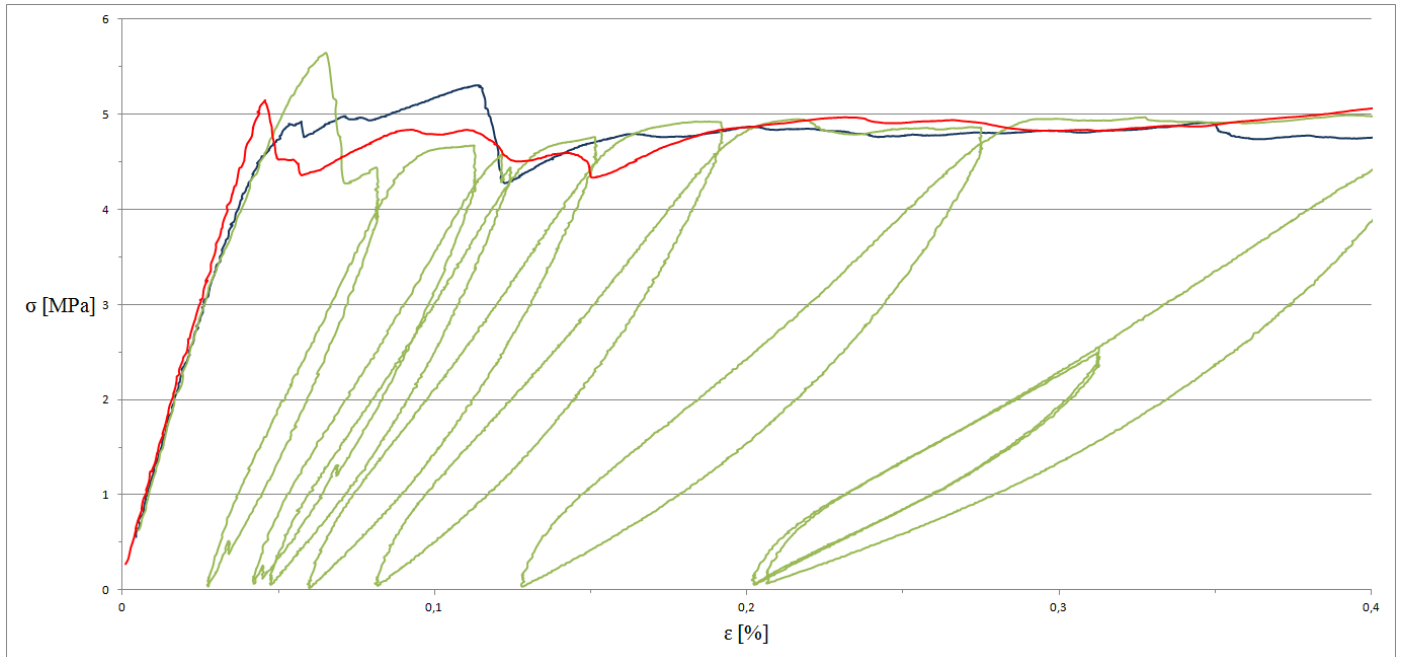
Figuur 45 Resultaten trekproeven op dog bone proefstukken (#1, #2 en #3)

De drie trekproeven wijken licht af in het lineair-elastisch gebied. De rode curve lijkt een constant elastisch gedrag te vertonen waarna deze abrupt daalt bij het bereiken van een zekere spanning, wat duidt op de eerste scheur die wordt gevormd. De groene en blauwe lijn vertonen een afnemende stijfheid voorafgaand aan de vorming van de eerste scheur. Dit zijn zeer waarschijnlijk de microscheuren die worden gevormd.



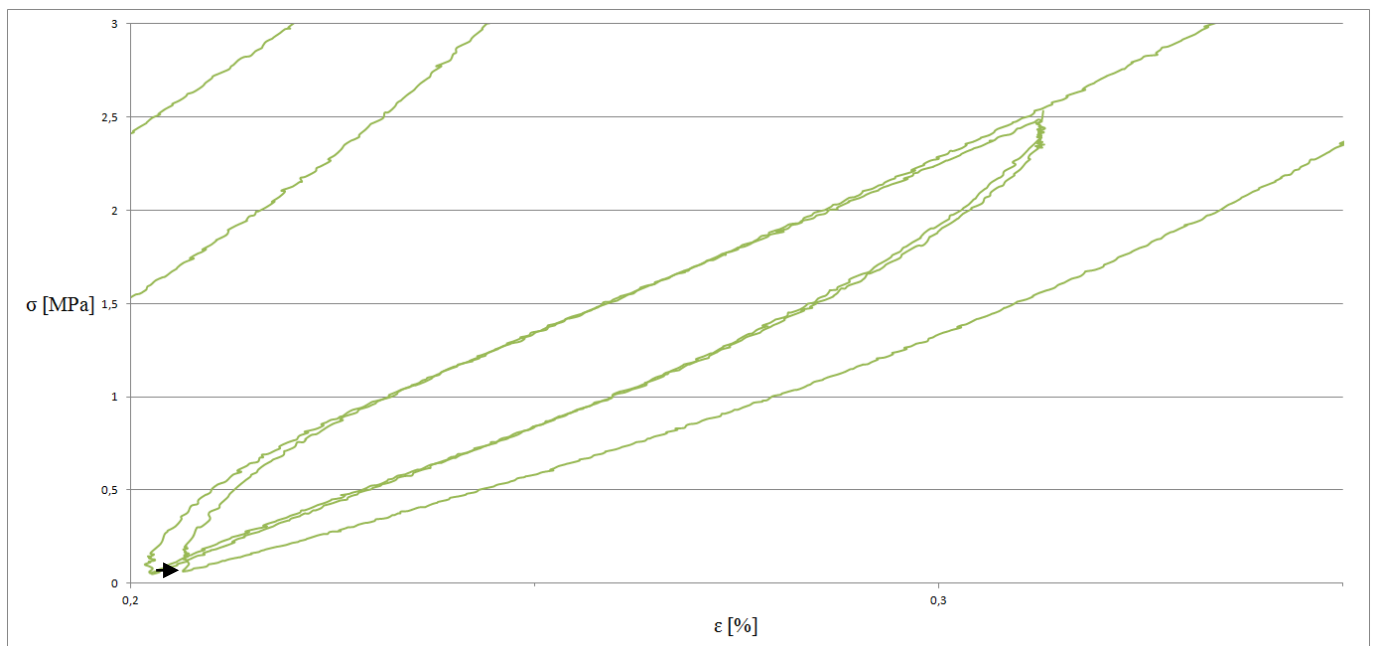
Figuur 46 Het lineair-elastisch gebied van het spanning-rek diagram vergeleken met de eerste cycli

De eerste cyclus vertoont al een significante stijfheidsafname. Het hysterese gedrag is duidelijk te herkennen.

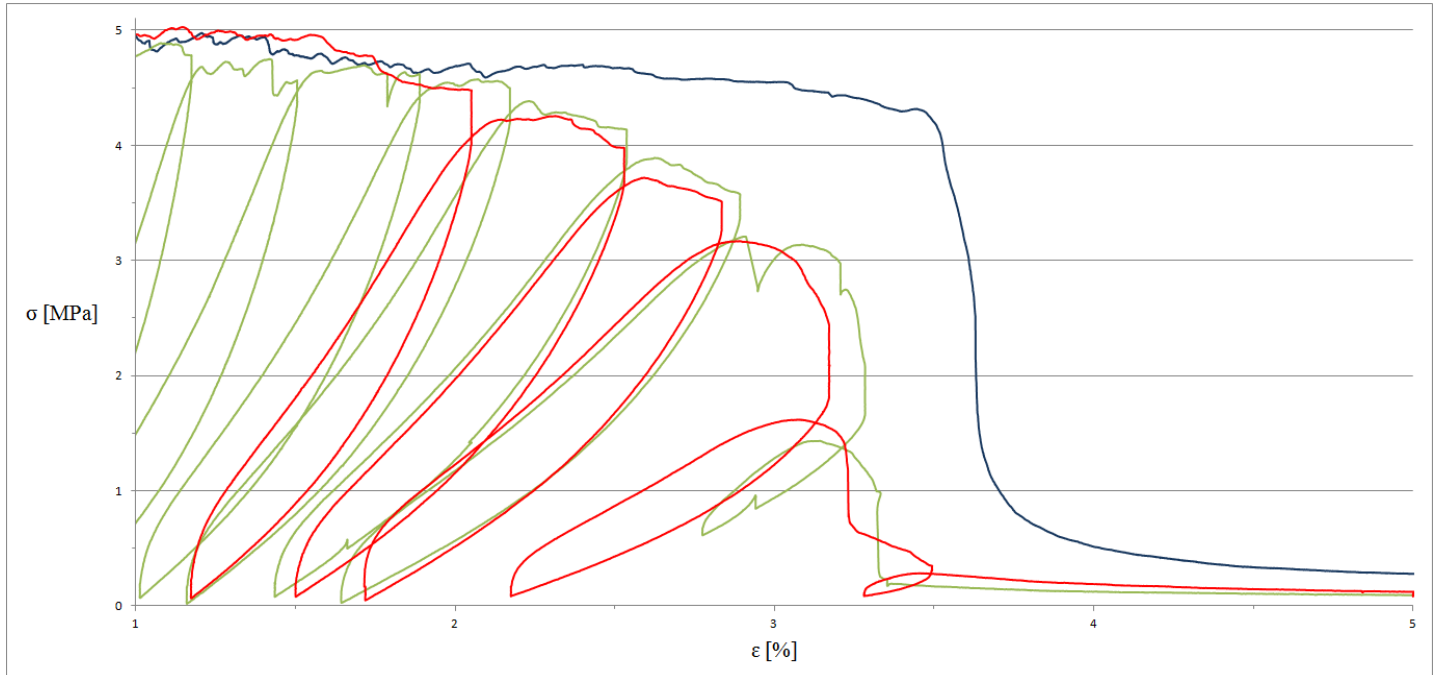


Figuur 47 De stijfheid neemt bij toenemende rekhistorie af

Tijdens de cyclische trekproef zijn er ook “inner loop” cycli uitgevoerd (zie Figuur 48). Door de beperkte set aan proefstukken en het beperkte tijdsbestek zijn er echter drie cycli uitgevoerd. Er is een kleine toename in restrek waargenomen van 0,003% na de drie inner loops. Deze toename in restrek is ook wel de high-cycle fatigue van ECC. Vermoed wordt dat high-cycle vermoeiing kan zorgen voor stijfheidsverlies. Er kan echter met het beperkt aantal cycli niet veel gezegd worden over de gevoeligheid voor high-cycle vermoeiing.



Figuur 48 Inner loops veroorzaken een blijvende vervorming



Figuur 49 Het spanning-rek diagram van 1% tot 5% rek

De rode lijn is het resultaat na een langdurig monotoon gedrag waarna meerdere cycli zijn ondergaan. Het is duidelijk te zien dat de rode lijn en de groene lijn hetzelfde gedrag vertonen. Het licht dalen van de grafiek is zelfs overeenkomstig. De blauwe lijn echter, die volledig monotoon is beproefd, heeft een hogere rekcapaciteit in het strain hardening gebied. Ondanks dat beide cyclische proeven hetzelfde gedrag vertonen, ligt de aard van het licht dalen van het laatste deel niet bij de cyclische belasting, maar wordt dit gerelateerd aan de variatie in materiaaleigenschappen. Het proefstuk dat correspondeert met de rode lijn was op deze wijze beproefd om te achterhalen of cycli in het verleden effect hebben op de stijfheid. Aangezien de rode lijn en groene lijn het zelfde gedrag vertonen, kan geconcludeerd worden dat de 10 cycli geen of nauwelijks extra effect hebben gehad op de stijfheid en dat het stijfheidsverlies bij low-cycle high-fatigue puur gerelateerd is aan de rekhistorie die is ondergaan.

De rekcapaciteit waarbij strain hardening wordt waargenomen, is bij de monotone trekproef 3,6% en bij de overige trekproeven ca. 2,1%. De proefstukken faalden pas na strain softening bij een “rek” van ca. 5%.

## 4.8 Evaluatie experimenteel onderzoek

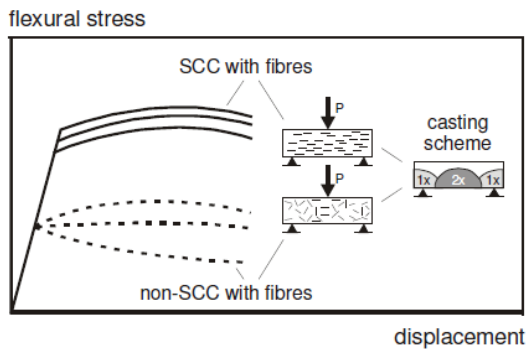
### 4.8.1 Beperkte set proeven

Door het beperkte tijdsbestek is er een beperkt aantal proefstukken gestort en beproefd. Hierdoor worden de resultaten van de trekproeven minder betrouwbaar, daar er grote spreidingen kunnen zijn in materiaaleigenschappen. Dit is duidelijk te zien in Figuur 45 met de rekcapaciteit. Bij het ontwerp dient deze onzekerheid meegenomen te worden middels karakteristieke waarden en materiaalfactoren. In dit onderzoek wordt hier echter geen rekening mee gehouden. Wel dient er rekening gehouden te

worden met het feit dat de resultaten van het onderzoek gebaseerd zijn op een beperkte set van proeven.

#### 4.8.2 Invloed vezeloriëntatie

Het stortproces en de verwerkbaarheid van het mengsel hebben een grote invloed op de oriëntatie van de vezels en hiermee ook op het trekgedrag [29]. Een zelfverdichtend mengsel kan in dat geval gunstige eigenschappen hebben doordat de vezels zich oriënteren in de richting van de stroming tijdens het storten (zie Figuur 50). Door de slechte verwerkbaarheid van niet-zelfverdichtende mengsels hebben vezels een meer willekeurige oriëntatie met een veel grotere spreiding in eigenschappen. In het experimenteel verslag van Pansuk en Shionaga [26], wordt een vloeimaat van orde grootte 250 mm gerapporteerd. Het gebruikte mengsel is dus per definitie een goed verwerkbaar mengsel, wat gunstig is voor de vezeloriëntatie. Daarnaast is de mortel in dunne lagen gestort, wat ook gunstig is voor de vezeloriëntatie [29].



Figuur 50 Invloed van een zelfverdichtende mortel op de vezeloriëntatie en buigsterkte [29]

Opgemerkt dient te worden dat de ideale vezeloriëntatie zoals in dit afstudeeronderzoek geschetst op de bouwplaats lastiger te realiseren is. Een dergelijk mengsel dient om deze reden voor elke toepassing apart beschouwd te worden. In dit onderzoek is het effect hiervan niet meegenomen.

#### 4.8.3 Verdeling van scheurwijdten

In paragraaf 4.4.5 is aangenomen dat scheurverplaatsingen uitgesmeerd mogen worden over de effectieve meetlengte waardoor er met rekken kan worden gerekend. De aanname hierbij is dat de scheurverplaatsingen uniform verdeeld zijn in de effectieve meetlengte met een constante scheurverplaatsing.

Deze aanname berust op het feit dat er visueel geen discrete scheuren zijn waargenomen gedurende de hardening periode van de trekproeven. Dit is echter niet geverifieerd met bijv. een micro-watcher<sup>13</sup>.

De spanning-rek relatie wordt later in dit afstudeeronderzoek gebruikt om het materiaal te modelleren. Indien een scheur zich vroegtijdig<sup>14</sup> verwijdt (discrete scheurvorming) door bijv. plaatselijk ongunstige vezeloriëntatie, dan gaat de

<sup>13</sup> Een micro-watcher is een camera die nauwkeurig scheurwijdten kan vastleggen.

<sup>14</sup> Dit is een discrete scheur die optreedt met een rek die normaliter in het strain-hardening gebied zit.

modellering in rekken niet meer op (zie Figuur 9b). Wel zal er bij een dergelijk scenario enige redundantie optreden over de hoogte van de overlaging door het groot aandeel buigspanningen. De kans dat de gehele hoogte scheurverwijding toont, is immers kleiner dan bij een trekstaaf met een klein oppervlak. De redundantie is overigens niet alleen in de hoogte maar ook in de lengte (langsrichting in Figuur 28) van een scheur.

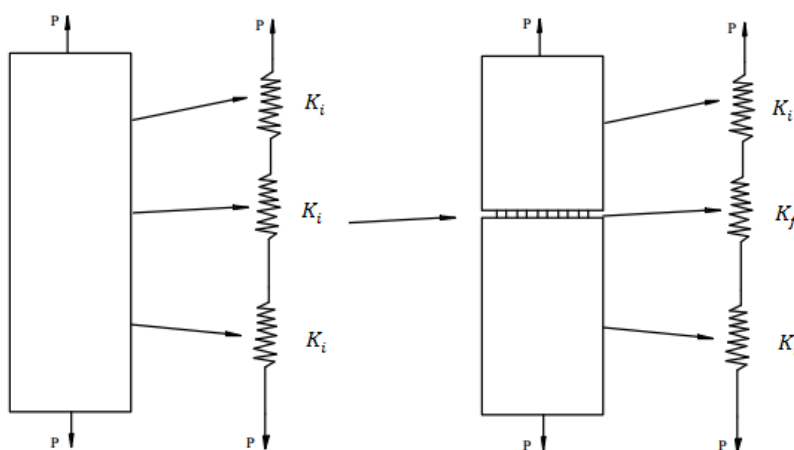
#### 4.8.4 Fysische verklaring voor resultaten cyclische trekproeven

Om beter begrip te krijgen in het cyclisch nascheurgedrag van ECC is geprobeerd om een fysische verklaring te vinden voor de resultaten.

In 2.6 was al aangegeven dat het traject van de spanning-rek relatie verandert als gevolg van scheurvorming. Dit wordt bevestigd met de trekproeven (zie Figuur 45). Duidelijk te zien is dat er een relatie is tussen de maximale rekhistorie en de trajectorie. Hoe groter de rekhistorie, des te lager de helling in het cyclisch nascheurgedrag.

Dit is te verklaren als er op mesoniveau wordt gekeken naar de microscheuren en vezels. Bij scheurvorming zullen vezels deels uit hun verankering worden getrokken. Deze verplaatsing van de vezels correspondeert met de rek bij het bereiken van de nulspanning (de restrek). Indien een trekelement van vezelbeton onder trekspanning staat, zullen de ongescheurde doorsneden elastisch vervormd zijn en zal er in de scheurverplaatsingen een aandeel zijn van de restrek en een aandeel van de elastische vervorming van de vezels.

In de literatuur is door Yang e.a. [33] de spanning-rek relatie van ECC bepaald door een trekelement te schematiseren als een in serie geschakelde verenset (zie Figuur 51). Een soortgelijke aanpak kan gehanteerd worden door de verplaatsingen van het bovenstaande te sommeren en dit te vergelijken met de ongescheurde staat.



Figuur 51 Verenmodel voor beschouwing materiaalgedrag op mesoniveau [33]

De rek van een trekelement kan worden bepaald met de volgende vereenvoudigde formule:

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l} = \frac{\overbrace{n \cdot w}^{(1) \text{ restvorming uittrekken vezels}} + \overbrace{\frac{n \cdot F \cdot w}{E_f A_f}}^{(2) \text{ elastische verlenging vezels}} + \overbrace{\frac{F \cdot l}{E_c A_c}}^{(3) \text{ elastische verlenging ongescheurde doorsneden}}}{l}$$

Hierin is:

- $\varepsilon$ : rek
- $F$ : werkende kracht op trekelement
- $l$ : originele lengte trekelement
- $\Delta l$ : verlenging trekelement
- $n$ : aantal (micro)scheuren
- $w$ : (stabiele) scheurwijdte
- $E_f A_f$ : centrische stijfheid vezels in scheurdoorsnede
- $E_c A_c$ : centrische stijfheid ongescheurde doorsnede

Het aantal scheuren  $n$  neemt toe met de maximale rekhistorie. Hierdoor ontstaat (1). In de ongescheurde staat is  $n$  gelijk aan 0 waardoor alleen (3) aanwezig is en de rek lineair oploopt met de belasting. Indien er scheurvorming heeft plaatsgevonden ( $n > 0$ ), dan zal (1) ongevoelig zijn voor de belasting en zal (2) afhankelijk zijn van de belasting  $F$ . Door de toevoeging van (2) zal de stijfheid kleiner zijn. Overigens is  $E_f A_f \ll E_c A_c$  waardoor (2) snel oploopt.

Hiermee is bewezen dat doordat  $n > 0$  er een directe relatie bestaat tussen de maximale restrek en de stijfheidsafname in het cyclisch nascheurgedrag. Het scheurvormingsgedrag op meso-niveau is hier verantwoordelijk voor. Voor ieder type vezelbeton zal de stijfheid in het cyclisch nascheurgedrag achteruitgaan. Echter, de mate waarin hangt puur af van hoe het materiaal zich bij scheurvorming gedraagt. Kortom, er is enige optimalisatie mogelijk van het nascheurgedrag.

#### 4.8.5 Extrapolatie van resultaten naar andere mengsels

In het begin van dit hoofdstuk was gemeld dat de resultaten met het ECC mengsel van dit onderzoek geëxtrapoleerd kunnen worden naar andere mengsels. Echter, is er naar aanleiding van paragraaf 4.8.5 een sterk vermoeden dat het stijfheidsverlies afhankelijk is van het scheurgedrag van het materiaal. Zelfs met strain-hardening eigenschappen kan dit verschillen per materiaal. Dit zou wellicht kunnen betekenen dat het materiaal ook geoptimaliseerd kan worden voor het cyclisch nascheurgedrag. Een kwantitatieve extrapolatie van het nascheurgedrag naar andere ECC's is niet direct mogelijk, wel een kwalitatieve.

#### 4.8.6 Secundaire momenten

Een reden waarom trekproeven bij beton minder populair zijn heeft te maken met de excentriciteiten die kunnen optreden door plaatselijke scheurvorming. Door de stochastische verdeling van de materiaaleigenschappen (zie bijv. Figuur 52), asymmetrie van het proefstuk, invloeden vanuit de proefopstelling en

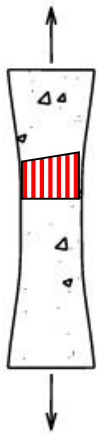


spanningsconcentraties, zal beton nooit perfect over een hele doorsnede scheuren, maar dikwijls aan één zijde beginnen met scheuren. Dit heeft als gevolg dat de resulterende normaalkracht niet aangrijpt in het middelpunt en er secundaire momenten ontstaan. De spanning die wordt bepaald door de werkende trekkracht te delen door de dwarsdoorsnede  $\sigma(\varepsilon) = \frac{F}{A}$  is hierdoor niet representatief voor de daadwerkelijke trekspanning in het proefstuk en een “pure trekspanning” kan in realiteit nooit worden gerealiseerd. Afhankelijk van de randvoorwaarden van de proefopstelling zullen de testresultaten beïnvloed worden door dit verschijnsel [27].



Figuur 52 Defecten op willekeurige locaties zorgen in een proefstuk voor plaatselijke spanningsconcentraties

De afwijkende spanningstoestand is weergegeven in Figuur 53. Door een secundair moment zal de werkelijke spanning hoger zijn dan de “gemeten” waarde.



$$\sigma = \frac{F}{A} = 2.0 \text{ MPa}$$

$$\sigma = \frac{F}{A} + \frac{M \cdot z}{I} = 2.5 \text{ MPa}$$

Figuur 53 Werkelijk spanningsbeeld bij secundaire momenten

## 5 Cyclisch materiaalmodel voor ECC

---

De resultaten die beschreven zijn in paragraaf 4.7 worden in dit hoofdstuk vertaald naar een geschematiseerde constitutieve relatie. Dit wordt eerst gedaan voor de monotone constitutieve relatie en vervolgens voor de cyclische. Het resultaat is een relatie tussen spanning en rek op basis van rekhistorie en wordt geïmplementeerd in het model van hoofdstuk 6.

### 5.1 Monotone constitutieve relatie

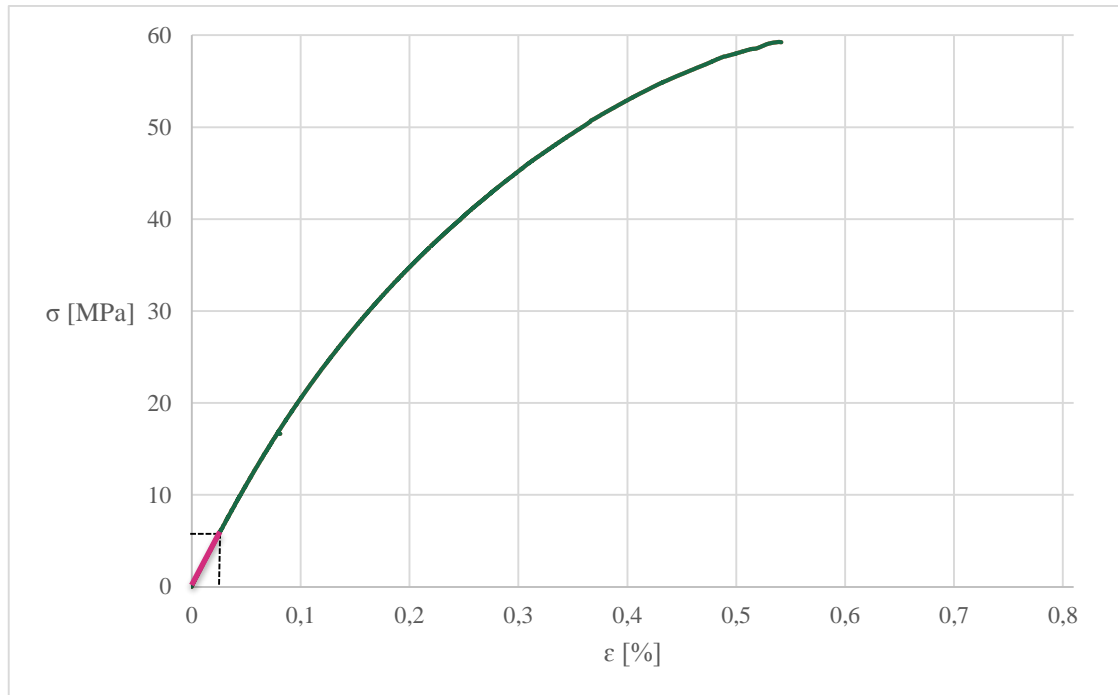
#### 5.1.1 Trek

Het lineair-elastische deel van de trekspanning-rek relatie is beschreven middels a) een E-modulus en b) scheursterkte. De spanning kan met de volgende analytische relatie beschreven worden:

$$\sigma(\varepsilon) = E \cdot \varepsilon \quad \varepsilon \leq \varepsilon_{cs}$$

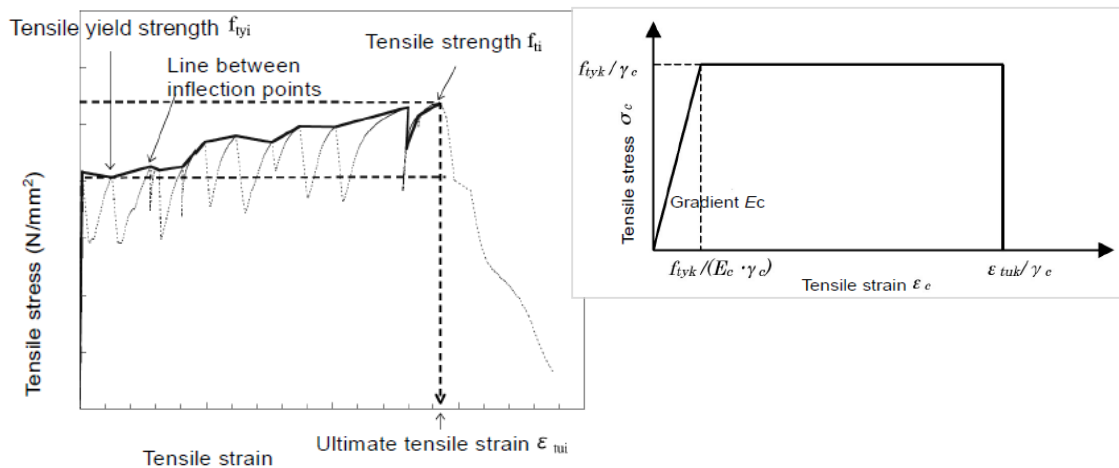
Vanwege het feit dat er geen E-modulus bepaald kon worden met de trekproeven (zie paragraaf 4.4.4), worden de drukproeven op de prisma's gebruikt. In ongescheurde toestand wordt aangenomen dat de E-modulus bij een drukspanning gelijk is aan de E-modulus bij een trekspanning.

Onder druk kunnen de proefstukken ca. 60 MPa weerstaan, terwijl de treksterkte rond 4,9 MPa ligt. Uit paragraaf 4.7.2 valt ook op te maken dat de spanning-rek relatie van de drukproeven na ca. 40% van de druksterkte niet meer lineair-elastisch is. Met de gedachte dat onder trek maar 4,9 MPa wordt gefaciliteerd, wordt de stijfheid bepaald door de secant modulus te bepalen tot 4,9 MPa drukspanning:  $\frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon} (4,9 \text{ MPa}) = 21,6 \text{ GPa}$  (zie Figuur 53).



Figuur 54 Bepaling secant modulus tot 4,9 MPa

Het plastische deel van de spanning-rek relatie wordt in de literatuur beschreven met een constante “vloei­spanning” of een hardening-modulus [1]. Aangezien het laatste nauwelijks is waargenomen in hoofdstuk 4, wordt een constante spanning aangenomen als nascheurgedrag. Hetzelfde wordt gedaan in de Japanse richtlijn [12] (zie Figuur 55). Ondanks dat tijdens de experimenten een rekcapaciteit van 3,6% is waargenomen waarbij strain hardening plaatsvindt, wordt gekozen voor een rekcapaciteit van 2%. Het strain softening deel wordt om begrijpelijke redenen niet meegenomen.



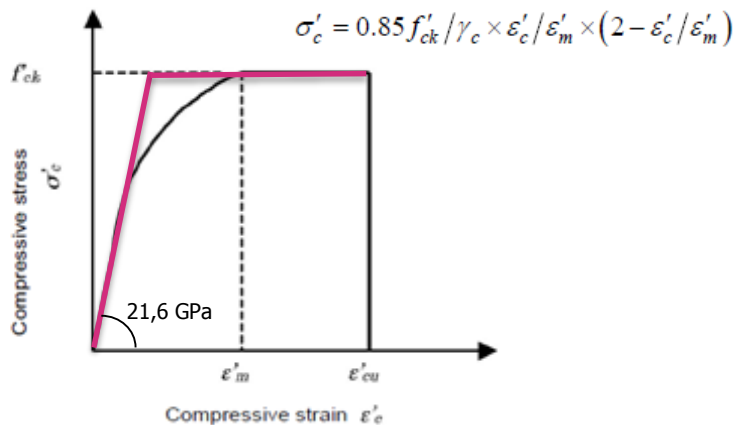
Figuur 55 Definitie van vloei­spanning en treksterkte volgens de Japanse richtlijn en de vertaling naar een trekspanning-­rek ontwerpdiagram [12]

De analytische relatie wordt hiermee:

$$\sigma(\epsilon) = f_{ct} \quad \epsilon \leq \epsilon_{cs}$$

## 5.1.2 Druk

Ook het drukgebied van het spanning-rek diagram kan beschreven worden met een E-modulus en een druksterkte in een geschematiseerde drukspanning-rek diagram (zie Figuur 56). In paragraaf 5.1.1 was al aangegeven dat na 40% van de druksterkte het ECC zich niet-lineair gedraagt. Dit gaat gepaard met een reststijfheid in druk (zie Figuur 44). Echter, doordat het ECC samenwerkt met de stijve dekplaat zullen de drukspanningen beperkt blijven. Om deze reden wordt de eerder bepaalde E-modulus van 21,6 GPa ook gebruikt bij drukspanningen. Als druksterkte wordt -50 MPa aangenomen.

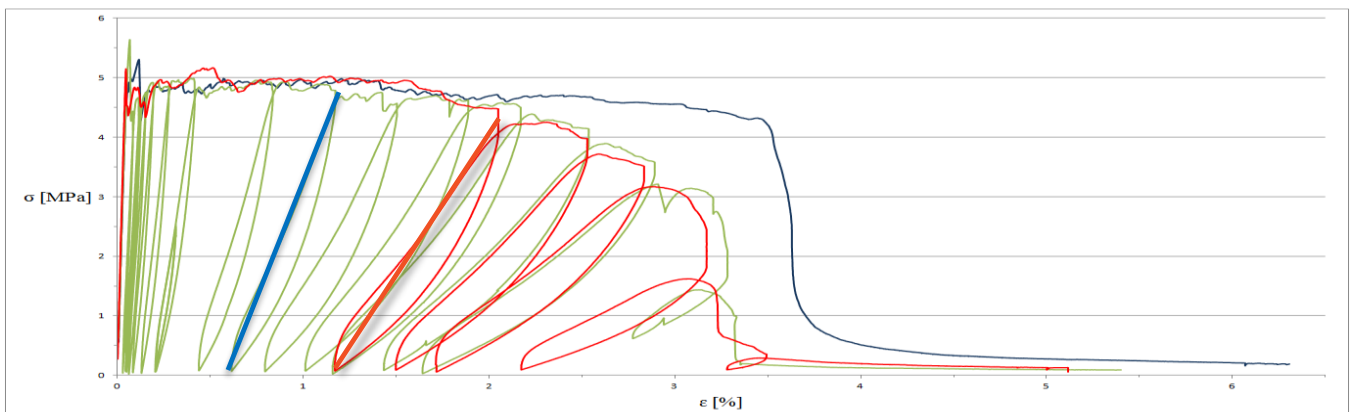


Figuur 56 Drukspanning-rek diagram voor ECC volgens [12] en zoals die wordt aangenomen in dit afstudeeronderzoek (roze)

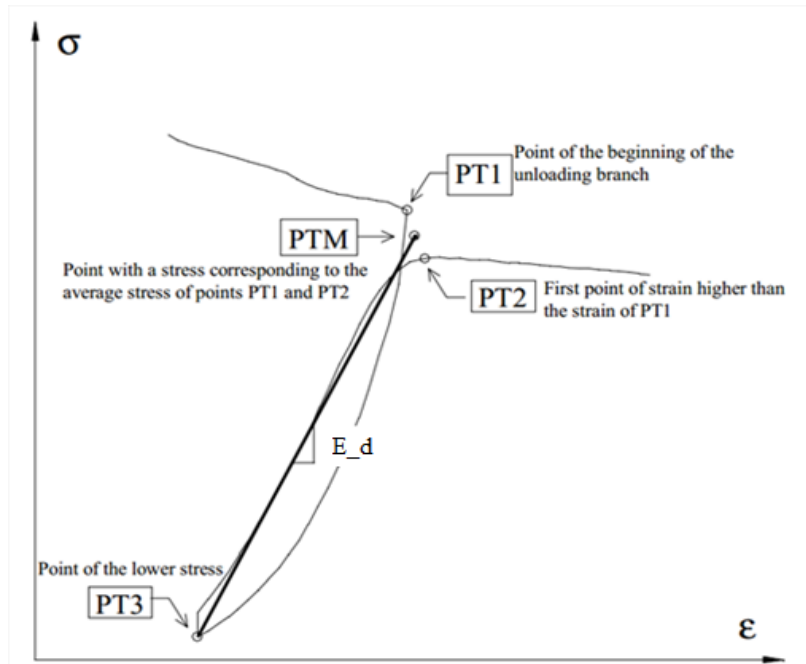
## 5.2 Relatie tussen $E_d$ en rekhistorie

In paragraaf 4.8.4 was al beschreven dat er een relatie bestaat tussen de stijfheid in het cyclisch nascheurgedrag en de maximale rekhistorie. Voordat deze relatie gelegd wordt, wordt de definitie van deze stijfheid bepaald.

In de literatuur zijn er veel modellen voor het cyclisch gedrag van ongewapend beton. Deze zijn beschreven in [1]. Het schademodel verwaarloost hysteresis en gaat uit van een beschadigde “E-modulus”  $E_d$ . In Figuur 58 is getoond hoe  $E_d$  is bepaald bij alle cycli.

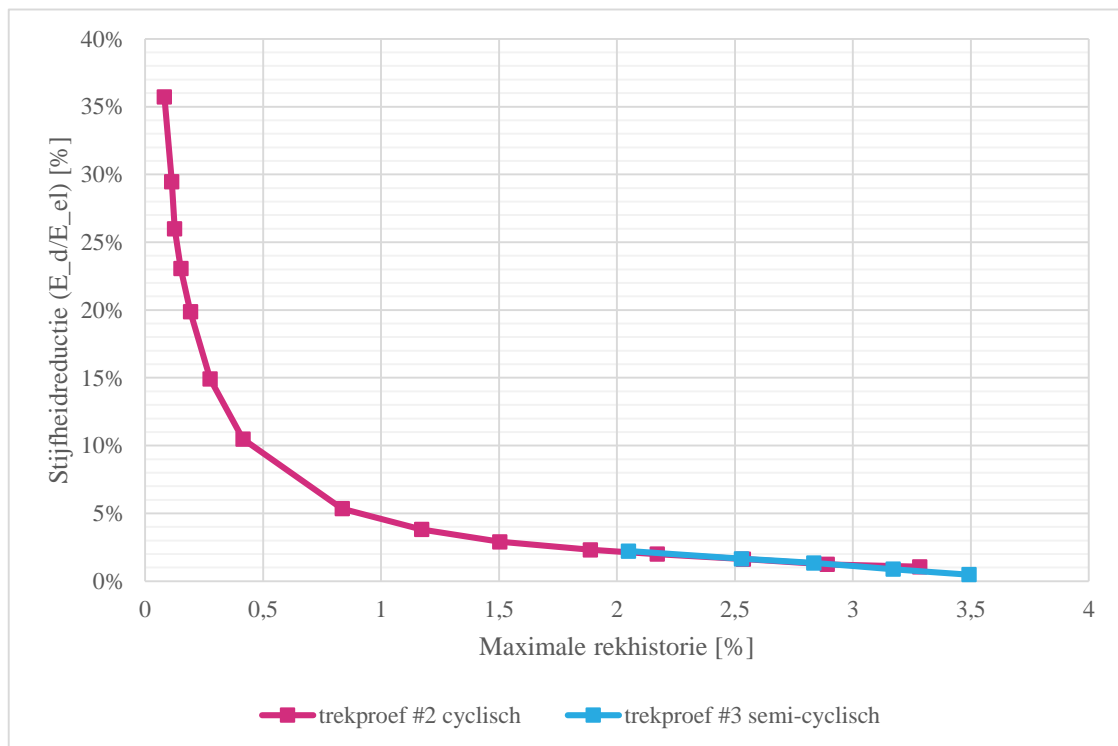


Figuur 57 Bepaling  $E_d$



Figuur 58 Referentiepunten voor bepaling  $E_d$

Door bij alle uitgevoerde cycli een  $E_d$  te bepalen, is de relatie tussen stijfheidsafname  $E_d/E$  en maximale rekhistorie getekend in Figuur 59. Het is nu nog duidelijker geworden hoe drastisch  $E_d$  afneemt bij scheurvorming. Overigens zijn de roze en de blauwe lijn identiek. De meetresultaten zijn geïmplementeerd in de analytische spanning-rek relatie middels lineaire interpolatie tussen de meetpunten. De exacte data is terug te vinden in bijlage B5.1.



Figuur 59 Relatie tussen stijfheidsreductie en maximale rekhistorie

### 5.3 Trek-druk

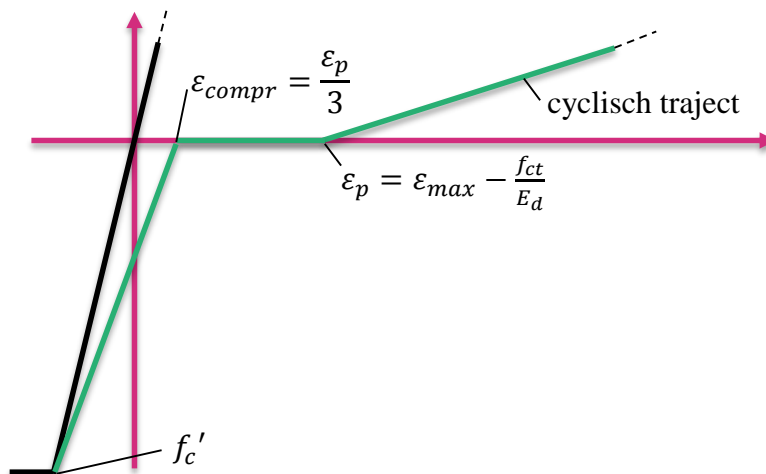
In paragraaf 2.6 was op basis van een literatuurstudie gezien dat er een nulspanning optreedt in een bepaald rekspectrum in het cyclisch nascheurgedrag. De eindrek van dit nulspanningsgebied kan worden berekend met  $E_d$  en de rekhistorie  $\varepsilon_{max}$ :

$$\varepsilon_p = \varepsilon_{max} - \frac{f_{ct}}{E_d}, \text{ waarbij } f_{ct} \text{ de treksterkte is.}$$

Dit gaat over in een vroegtijdige introductie van een drukspanning. Uit de experimentele resultaten van [13] valt te herleiden dat de rek hiervan overeenkomt met:

$$\varepsilon_{compr} = \frac{\varepsilon_p}{3}$$

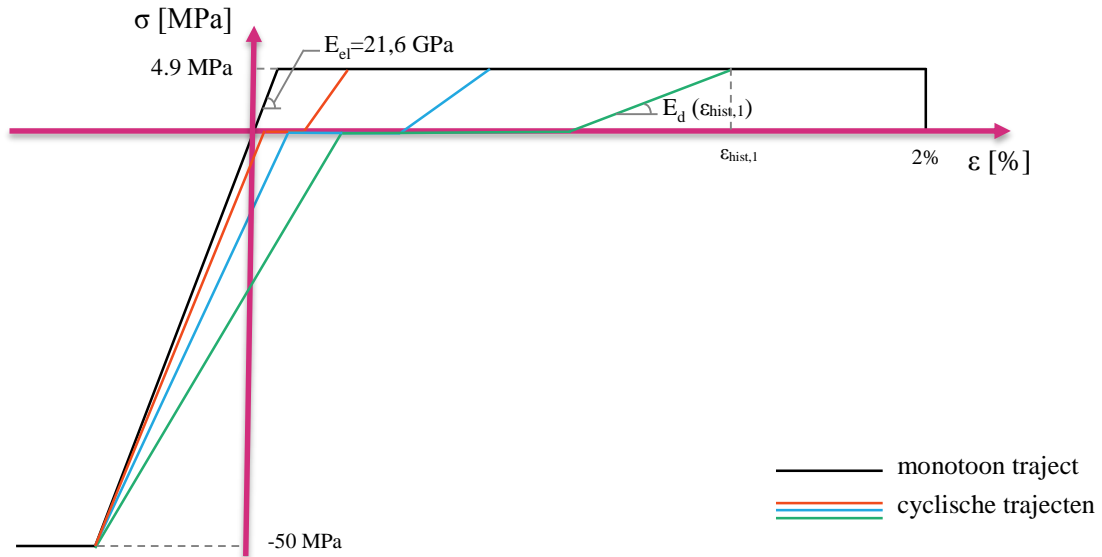
Het traject vanaf  $\varepsilon_{compr}$  tot aan de rek die correspondeert met de druksterkte bij onbeschadigd ECC ( $\frac{f'_c}{E_c}$ ) wordt bepaald door een lineaire interpolatie tussen  $(\varepsilon_{compr}, 0)$  en  $(\frac{f'_c}{E_c}, f'_c)$ . Dit vereenvoudigd gedrag (zie Figuur 60) komt sterk overeen met de experimentele resultaten van [13]. Het terugwinnen van drukstijfheid door drukspanning na scheurvorming is niet meegenomen.



Figuur 60 Spanning-rek relaties in de trek-druk zone

## 5.4 Spanning-rek relatie

Het resultaat van paragraaf 5.1 tot en met 5.3 is weergegeven in Figuur 61. Er zijn enkele mogelijke trajecten getekend (gekleurde lijnen) in het cyclisch nascheurgedrag.



Figuur 61 Mogelijke trajecten in het aangenomen spanning-rek diagram van ECC

## 5.5 Constitutief model in Matlab

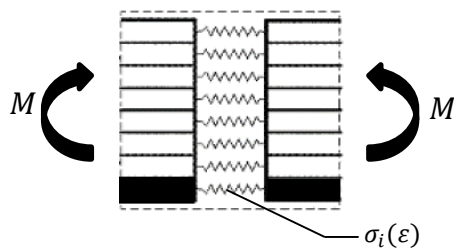
De analytische relatie tussen spanning, rek en rekhistorie is geïmplementeerd in een Matlab code die onderdeel is van het model uit hoofdstuk 6. De broncode is bijgevoegd als bijlage B6.2: *const\_ecc.m*.

## 6 Cyclisch buiggedrag ECC-staal op doorsnedeniveau

### 6.1 Beschrijving meerlagenmodel

Om beter inzicht te krijgen in de invloed van de overlaging op de staalspanningen in de dekplaat, moet de spanningsverdeling in de doorsnede als functie van buigmomenten verkregen worden. Het feit dat ECC zich fysisch niet-lineair gedraagt en de belastingen cyclisch van aard zijn, heeft ertoe geleid dat er is gekozen om hiervoor zelf een model te schrijven met het rekenpakket Matlab<sup>15</sup>. Het was namelijk niet mogelijk om ECC met het constitutief model van staal te modelleren, daar het materiaal zich onder druk heel anders gedraagt dan onder trek. Tevens komt het cyclisch gedrag van staal niet overeen met het cyclisch gedrag van ECC.

Hetzelfde model, ook wel bekend als het meerlagenmodel, is eerder gebruikt in [35][36][37][38] voor het modelleren van vezelbeton en oorspronkelijk ontwikkeld door Hordijk voor het cyclisch modelleren van ongewapend beton [34]. Het model kenmerkt zich door zijn eenvoudigheid en de geschiktheid voor parametrische analyses.



Figuur 62 Meerlagenmodel

Het model rekent voor een opgelegde kromming de spanningsverdeling en het resulterende buigmoment uit (de moment-kromming relatie). Dit gebeurt door een doorsnede te discretiseren in laagjes. In paragraaf 6.3 wordt dieper ingegaan op het algoritme. In Figuur 63 is het vereenvoudigde processchema van het meerlagenmodel weergegeven:



Figuur 63 Processchema meerlagenmodel

### 6.2 Aannames

De onderstaande aannames worden gehanteerd bij het modelleren van het buiggedrag:

1. Het Euler-Bernoulli liggermodel wordt aangenomen, wat inhoudt dat vlakke doorsneden na buiging vlak blijven.

<sup>15</sup> Matlab is een numeriek rekenpakket gebruikt in de academische wereld voor wiskundige toepassingen.

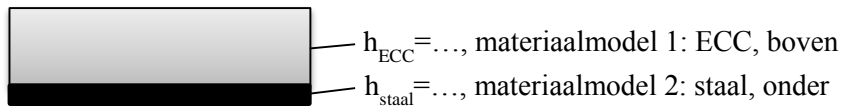


2. Er wordt aangenomen dat het ECC en het staal perfect aan elkaar gehecht zijn zonder enige vorm van schuifvervorming. Tevens wordt een mogelijke hechtlaag verwaarloosd. In hoofdstuk 7 wordt hier verder op ingegaan.
3. In werkelijkheid zal de hechtlaag door zijn lage stijfheid nauwelijks bijdragen in de buigspanningen. Echter, door de geringe dikte (ca. 3 mm dik) van deze laag wordt op dezelfde plaats ECC aangenomen.
4. Het vereenvoudigd constitutief model uit hoofdstuk 5, waar de vervorming van gescheurd ECC is beschreven met rekken en het cyclisch gedrag is meegenomen, wordt geïmplementeerd in het meerlagenmodel.
5. Het spanningsverloop heeft een getrapt verloop (zie Figuur 65) met constante spanningen voor elk laagje. De aanname is dat indien er voldoende laagjes worden gebruikt, het realistische spanningsverloop verkregen wordt. In 6.4 wordt hier verder op ingegaan.
6. Alhoewel de kans dat de stalen dekplaat wordt belast tot de vloeispanning klein is, wordt een bilineaire spanning rek relatie aangenomen voor het staal met een vloeispanning van 500 MPa. De E-modulus van staal is aangenomen als 210GPa.

### 6.3 Procedure meerlagenmodel

Het meerlagenalgoritme is geschreven met het rekenpakket Matlab. De broncode van het algoritme is bijgevoegd in bijlage B6.2.

De gebruiker definieert allereerst de geometrie van de doorsnede en de constitutieve relaties van elk materiaal (zie Figuur 64). In dit geval is dat ECC en staal<sup>16</sup>.

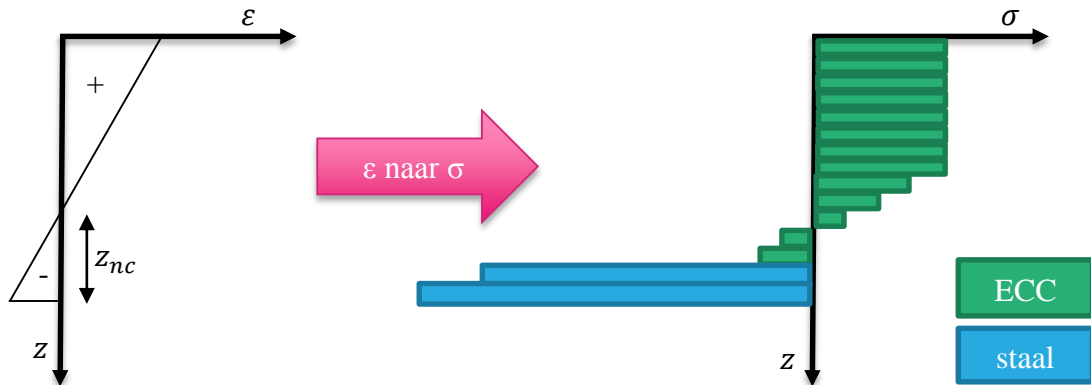


Figuur 64 Definiëren van geometrie en materialen doorsnede

Het meerlagenmodel rekent vervolgens met een gegeven kromming de rekken uit door een lineair rekverloop aan te nemen (volgens de Euler-Bernoulli aanname). De hoogte van de neutrale as wordt in eerste instantie benaderd door deze gelijk te stellen aan de

<sup>16</sup> Voor het staal is een elasticiteitsmodulus van 210 GPa aangenomen. Alhoewel er in de gebruiksfase niet verwacht wordt dat het staal zal vloeien is er toch een vloeispanning aangenomen van 500 MPa met een materiaalfactor van 1.15.

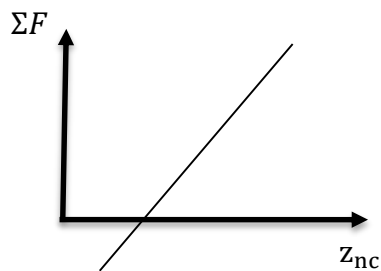
situatie waar er een lineair-elastische spanningsverdeling aanwezig is. Deze kan impliciet berekend worden.



Figuur 65 Van rekverloop naar spanningsverloop

Met het rekverloop en het gegeven materiaalgedrag kan in elk laagje de spanning worden berekend, inclusief de spanningen in de dekplaat. Indien er met dit spanningsverloop geen krachterevenwicht wordt bereikt, dan wordt er iteratief gezocht naar een andere ligging van de neutrale as waarbij wel evenwicht wordt bereikt:

$\sum_i^n F_i = 0$  of  $N$ , waarbij  $F_i$  de kracht in laag  $i$ ,  $n$  het aantal laagjes en  $N$  de eventuele uitwendige normaalkracht in de doorsnede is.

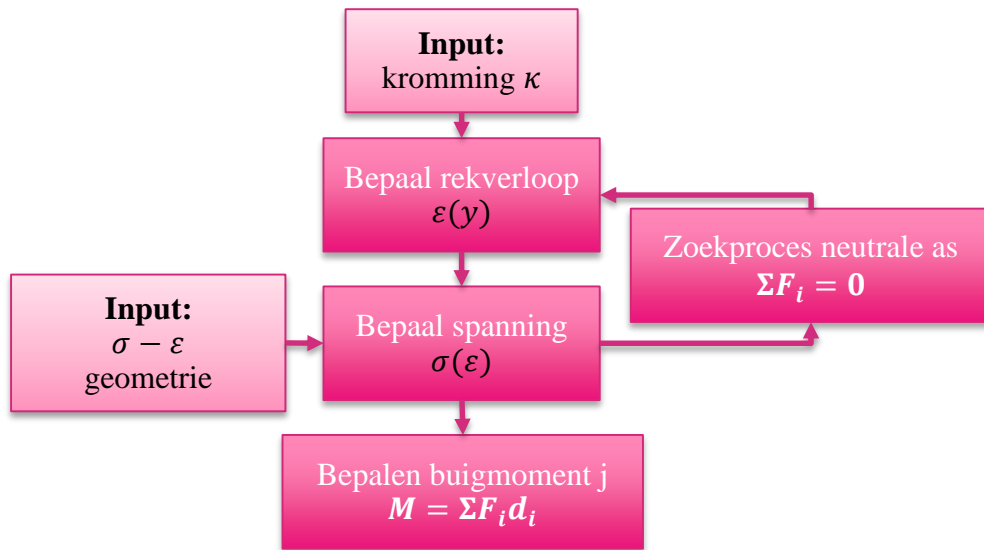


Figuur 66 Zoekproces naar neutrale as

Wanneer er krachterevenwicht wordt bereikt, wordt met dit spanningsverloop het buigmoment berekend door de bijdragen van elk laagje op te sommen:

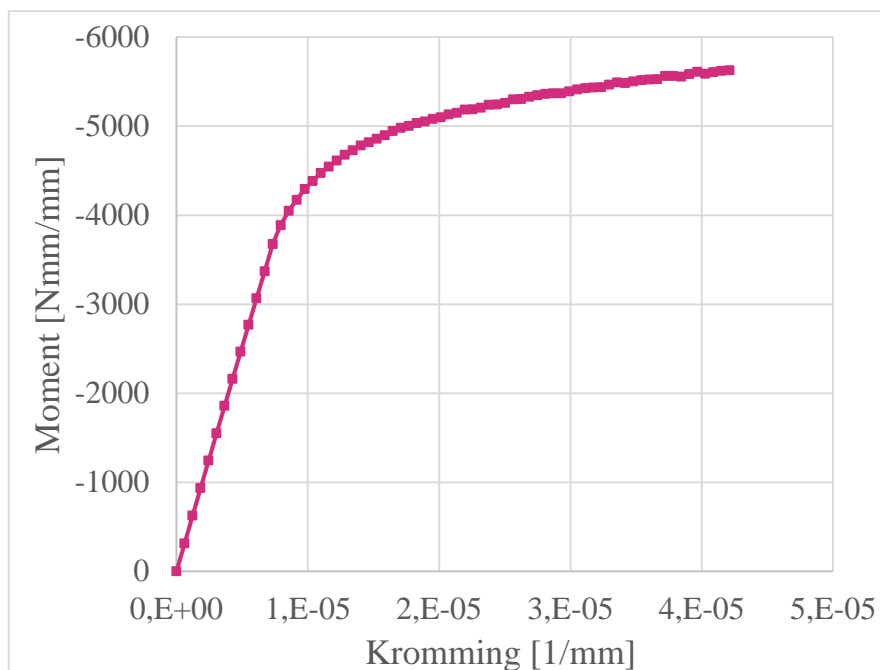
$$M = \sum_i^n F_i d_i$$

In Figuur 67 is het uitgebreide processchema van het meerlagenalgoritme weergegeven.



Figuur 67 Processchema meerlagenalgoritme

Het resultaat van het meerlagenmodel is een moment-kromming relatie (zie Figuur 68).



Figuur 68 Moment-kromming diagram (*monotoon; 40 mm ECC; 10 mm staal; geen krimp*)

## 6.4 Convergentietest en gevoeligheidsanalyse

Het meerlagenmodel kent enkele modelparameters die effect kunnen hebben op de resultaten ervan. Om deze reden is het model afgesteld middels een convergentietest en gevoeligheidsanalyse. Er is o.a. gekeken naar het effect van laagdikte, residuele normaalkracht en stapgrootte op het zoekproces naar de neutrale as. De bevindingen zijn meegenomen bij het instellen van het model.

De convergentietest en gevoeligheidsanalyse vindt men in bijlage B6.3.

## 6.5 Lineair-elastisch rekensheet

Naast het meerlagenmodel is er een lineair-elastisch rekensheet opgesteld (zie Figuur 69) die uitgaat van de mechanica van composietconstructies [43]. De rekensheet is ook toepasbaar op ECC-staal composiet mits er geen scheurvorming heeft plaatsgevonden. De rekensheet wordt o.a. gebruikt in hoofdstuk 9.

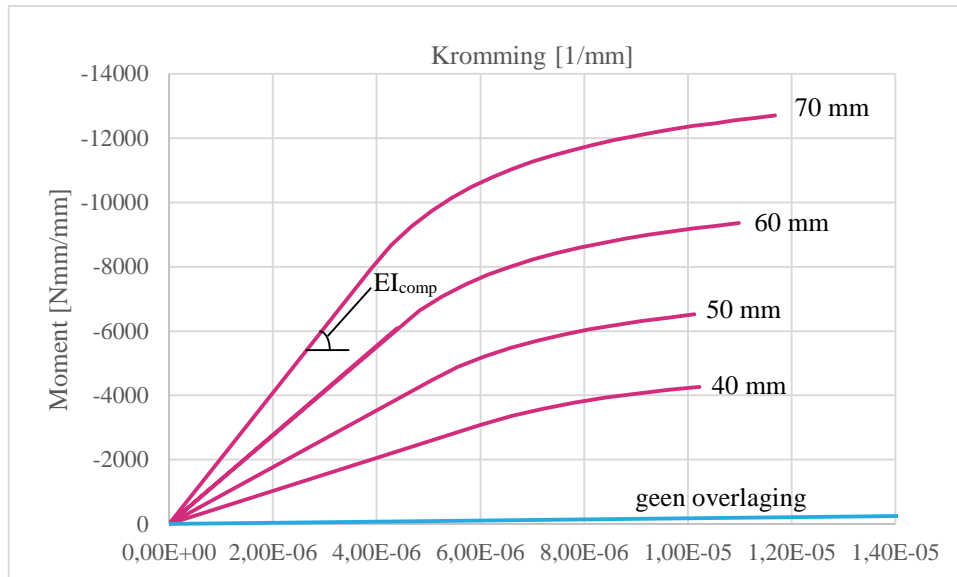
| Worksheet preliminary design composite concrete-steel                     |                  |  |   | 13-7-2013 |  |
|---|------------------|--|---|-----------|--|
| Composite with concrete layer on top, no slip, elastic, no redistribution |                  |  | Steel deck without overlay (with asphalt) |           |  |
| E <sub>c</sub> [Mpa]  | 21600            |  | E <sub>asfalt</sub> [Mpa]                 | 500       |  |
| E <sub>s</sub> [Mpa]  | 210000           |  | E <sub>s</sub> [Mpa]                      | 210000    |  |
| h <sub>c</sub> [mm]   | 40               |  | h <sub>asphalt</sub> [Mpa]                | 100       |  |
| h <sub>s</sub> [mm]   | 10               |  | h <sub>s</sub> [mm]                       | 10        |  |
| f <sub>cs</sub> [MPa]   | 4,9              |  | M [Nmm/mm]                                | 3000      |  |
|   |                  |  |   |           |  |
| x [mm]  | 37,7125506       |  |   |           |  |
| (EI) <sub>comp</sub> [N/mm]   | 515291093        |  | (EI) <sub>asfalt+staal</sub> [N/mm]       | 59166667  |  |
| M <sub>cr</sub> [Nmm/mm]  | 3099,62431       |  |   |           |  |
|   |                  |  |   |           |  |
| Kromming [1/mm]   | 5,822E-06        |  |   |           |  |
| M [Nmm/mm]  | 3000 Ongescheurd |  |   |           |  |
| σ <sub>s_max_overlay</sub> [Mpa/mm]                                       | 15               |  | σ <sub>s</sub> [Mpa/mm]                   | 180       |  |
|   |                  |  | σ <sub>s_asphalt</sub> [Mpa/mm]           | 53        |  |
|   |                  |  |   |           |  |
| reductiefactor (concrete)   | 11,98            |  | reduction factor (asphalt)                | 3,38      |  |

Figuur 69 Lineair-elastisch rekensheet

De uitwerking ervan vindt men in bijlage B6.1. De rekensheet is rekenkundig geverifieerd.

## 6.6 Resultaten monotone buiging

Zoals reeds vermeld, is het resultaat van het meerlagenmodel o.a. de moment-kromming relatie. Daarnaast bepaalt het model ook de spanningsverdeling in de doorsnede. In Figuur 70 zijn enkele moment-kromming relaties weergegeven voor verschillende overlagingdiktes.



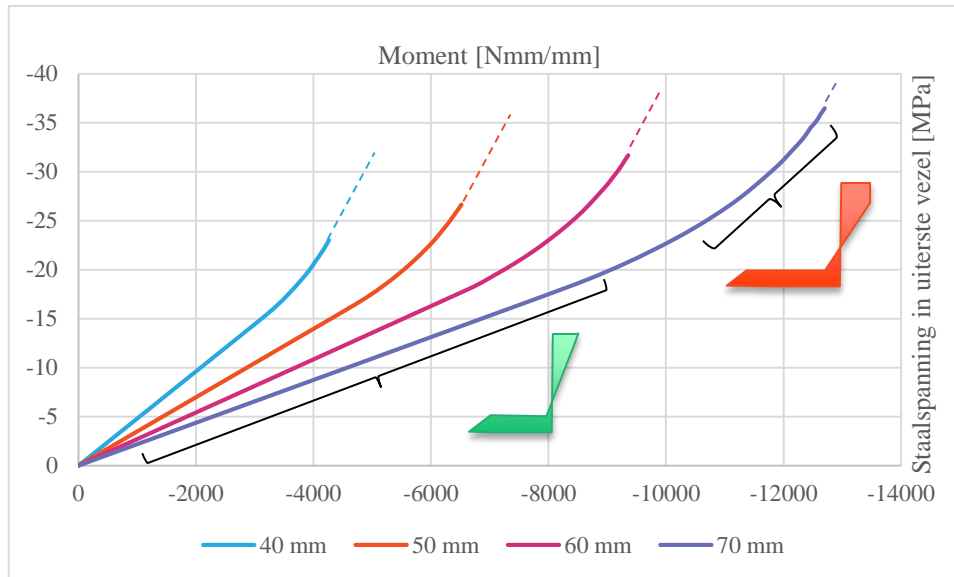
Figuur 70 Relatie tussen moment en kromming met verschillende overlagingdiktes (10mm dekplaatdikte; geen krimp)

Het is duidelijk te zien in Figuur 70 dat een grotere overlagingdikte resulteert in een hogere buigstijfheid en scheursterkte. Als referentie is ook de moment-kromming relatie weergegeven (lichtblauw). Duidelijk te zien is dat de lineair-elastische buigstijfheid significant toeneemt door de toepassing van een ECC overlaging.

Zoals reeds vermeld in paragraaf 2.5 kan ECC grote krommingen ondergaan. Zo ook een samengestelde ECC-staal plaat. Uit enkele simulaties blijkt dat krommingen gelijk aan 50 maal de scheurkromming zonder softening normaal zijn. Dit valt te verklaren met de hoge rekcapaciteit van ECC. Echter, voor het overzicht zijn grote krommingen in Figuur 70 niet weergegeven. Een groot deel van het momentspectrum zit bij een ECC-staal plaat in het niet-lineair gebied. Zo is bij een overlagingdikte van 70 mm weliswaar het scheurmoment gelijk aan  $M_{cr} = -7949 \text{ Nmm/mm}$ , maar kunnen spanningen zich herverdelen in een doorsnede door het strain hardening gedrag waardoor het moment verder kan toenemen tot meer dan  $M = -18291 \text{ Nmm/mm}$ .

Opgemerkt moet worden dat een 10 mm dikke staalplaat een plastische momentcapaciteit heeft van  $M_p = 12500 \text{ Nmm/mm}$ . Kortom, er is een significante toename van de momentcapaciteit door het toepassen van een ECC overlaging.

Tevens is er gekeken naar de spanningsverdeling in de doorsnede en voornamelijk naar de staalspanning. In Figuur 71 zijn de staalspanning-moment relaties weergegeven voor verschillende overlagingdiktes.



Figuur 71 Relatie tussen staalspanning en moment voor verschillende overlagingdiktes (10mm dekplaatdikte; geen krimp)

In Figuur 71 is te zien dat de staalspanning sneller toeneemt met een kleinere overlagingdikte. Kortom, vóór scheurvorming is de spanningsreductie constant. Na scheurvorming neemt de staalspanning sneller toe. Dit komt door het niet-lineaire spanningsverloop van ECC (lees: scheurvorming). Opgemerkt moet worden dat deze beschouwing alleen is gebaseerd op monotone belasting. Het is nog niet bekend wat er gebeurt met de staalspanning indien er wordt ontlast en herbelast. In paragraaf 6.8 wordt het model uitgebreid voor het cyclisch nascheurgedrag.

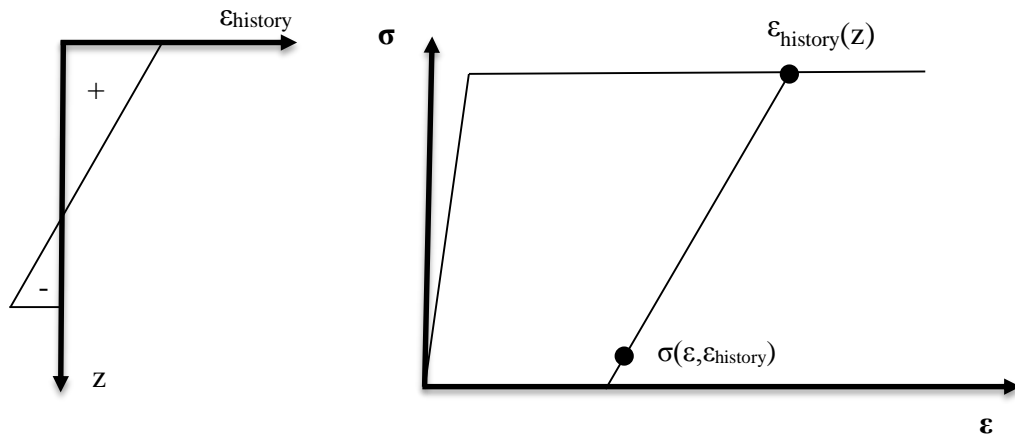
## 6.7 Verificatie meerlagenmodel met buigproeven Walter

Het meerlagenmodel is geverifieerd met ECC-staal buigproeven van Walter [8]. De verificatie is beschreven in bijlage B6.5. De reproductie van de resultaten van de buigproeven komt grotendeels overeen met de experimentele resultaten.

## 6.8 Uitbreiding voor cyclische belasting

Tot nu toe is het meerlagenmodel alleen beschreven voor monotone belastingen. Wanneer er zich in het verleden een belasting heeft voorgedaan, dan zal de moment-kromming relatie en de bijbehorende spanningsverdeling geheel anders zijn. Dit is duidelijk op te maken uit de aangenomen cyclische spanning-rek relatie voor ECC (zie par. 5.4).

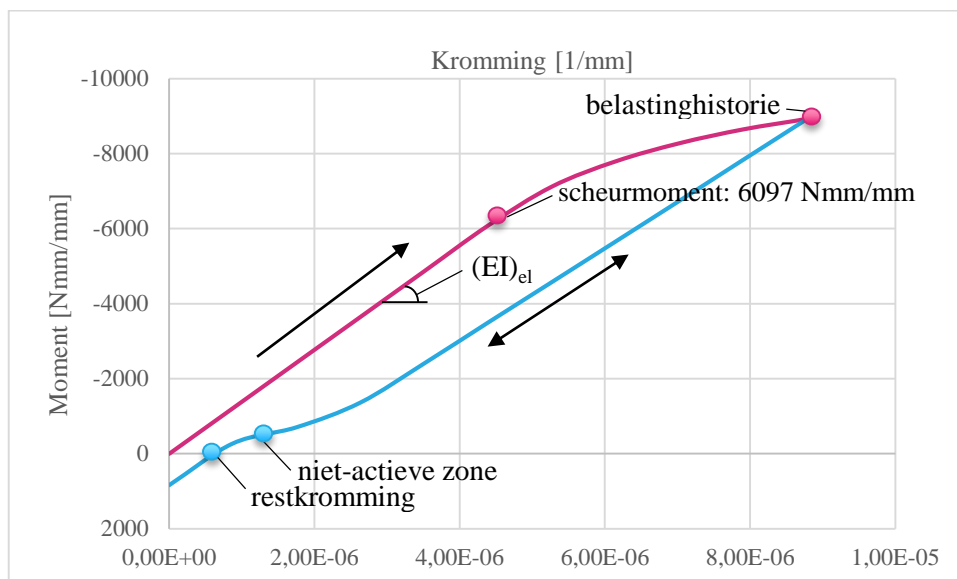
Aangezien de constitutieve relatie van ECC afhankelijk is van vervormingen wordt een geheugenmodule ingebouwd in het meerlagenmodel die de maximale rekhistorie per laagje opslaat (zie Figuur 72). Op basis van dit gegeven wordt in een vervolgsituatie de spanning berekend volgens een cyclisch traject in het spanning-rek diagram. Op hogere schaal (buiging) kan er gekeken worden wat voor gevolg een moment- of kromminghistorie heeft op de moment-kromming relatie en de spanningsverdeling. De resultaten van het meerlagenmodel onder cyclische buiging zijn toegelicht in paragraaf 6.9.



Figuur 72 Implementatie van rekhistorie in meerslagenmodel

## 6.9 Resultaten cyclische buiging

Om de effecten van cyclische krommingen inzichtelijk te maken, is de cyclische moment-kromming relatie gegenereerd met het meerslagenmodel. Het resultaat hiervan is weergegeven in Figuur 73.

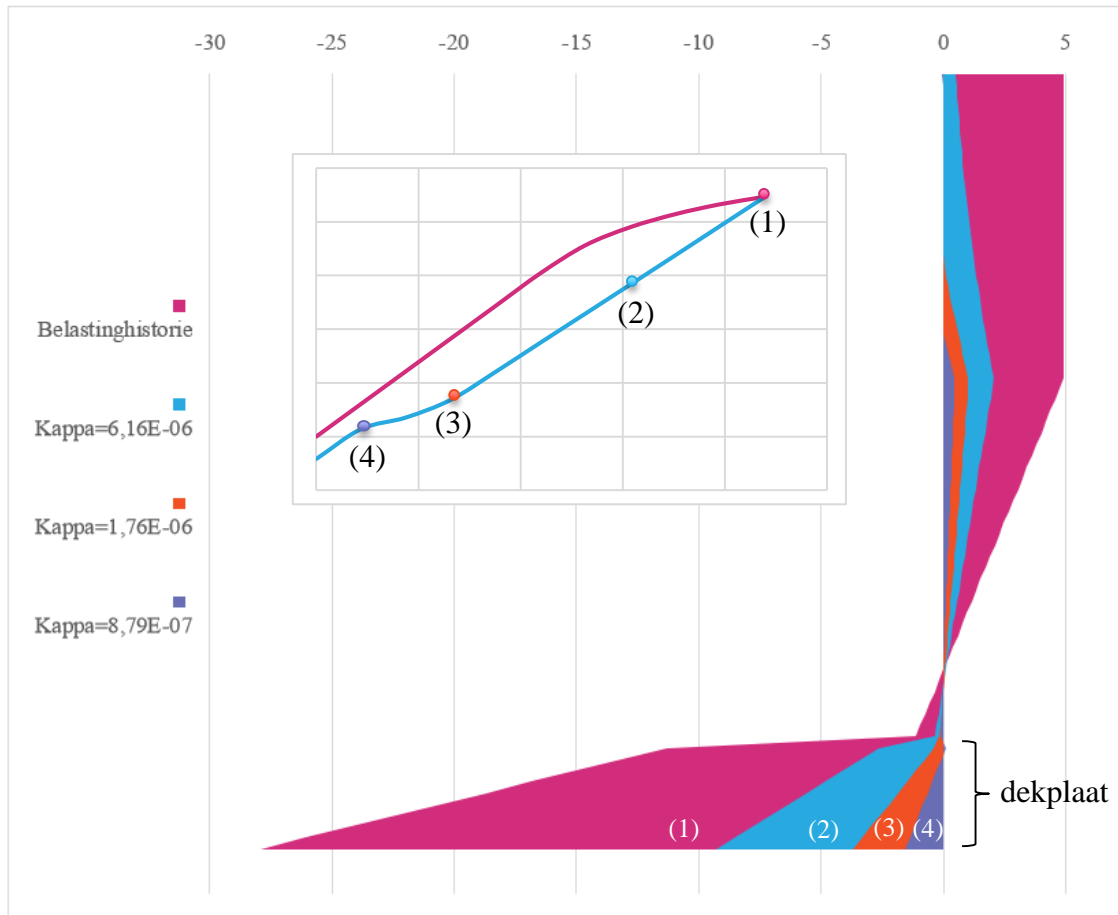


Figuur 73 Cyclisch moment-kromming relatie (60 mm ECC; 10 mm dekplaatdikte; geen krimp) (roze: monotoon traject, lichtblauw: cyclisch traject)

Uit Figuur 73 valt te herleiden dat na een belastinghistorie, net zoals in de spanning-rek relatie, niet hetzelfde moment-kromming traject meer wordt gevolgd. De buigstijfheid is door een belastinghistorie verloren gegaan voor toekomstige belastingen. Het blijkt vooral dat in de niet-actieve zone (het nulspanningsgebied uit par. 5.3) de “buigstijfheid” (voor zover het nog stijfheid is in het nascheurgedrag) significant achteruit gaat. Door de vroegtijdige introductie van een drukspanning onder in de doorsnede (zie par. 5.3) zal zich een restkromming voordoen en zal, net

zoals in het spanning-rek diagram, ook in het moment-kromming diagram het moment vroegtijdig (bij een positieve kromming) van teken wisselen.

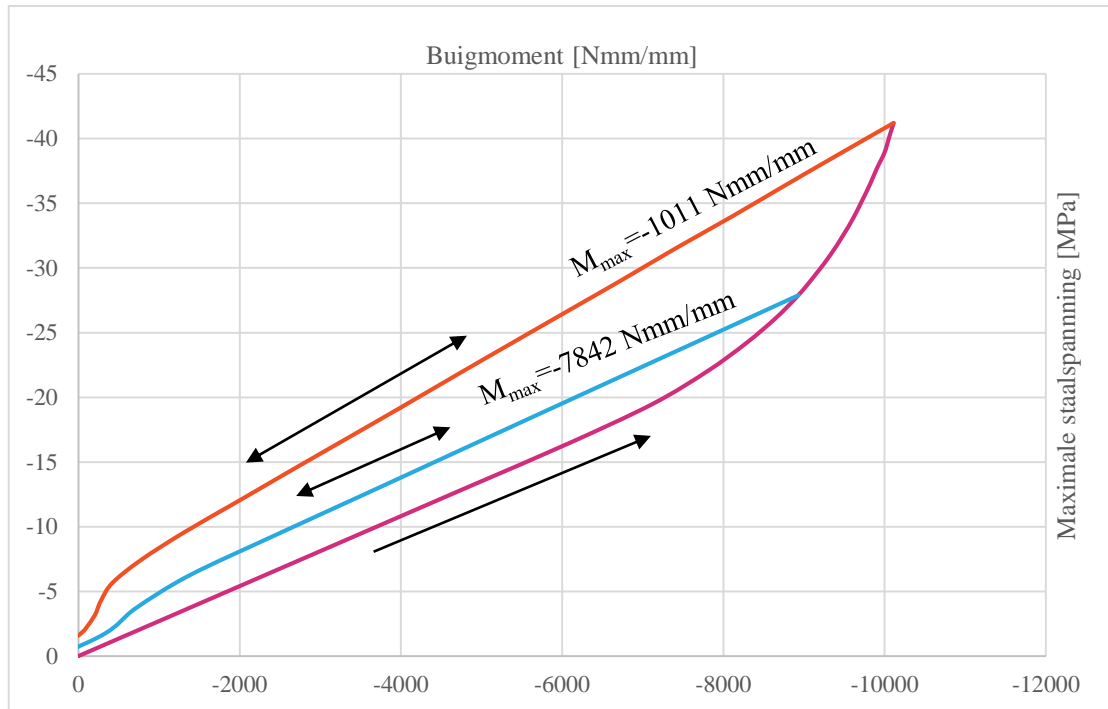
In Figuur 74 is de spanningsverdeling voor de belastinghistorie en een aantal andere krommingen weergegeven. Duidelijk te zien is dat de ongescheurde zone zich lineair-elastisch blijft gedragen, maar de gescheurde zone zich bij ontlasten/herbelasten niet-lineair blijft gedragen. Het afwijken van het cyclisch moment-kromming diagram van de monotone relatie is het gevolg van het niet-lineair cyclisch gedrag van de gescheurde zone.



Figuur 74 Spanningsverdeling voor belastinghistorie, en verschillende krommingen in het cyclisch nascheurgedrag (60 mm ECC, 10 mm dekplaatdikte, geen krimp)

De maximale staalspanning als functie van het buigmoment op de doorsnede is weergegeven in Figuur 75. De staalspanning in de dekplaat is in het onderste laagje het grootst. Hoe groter de momenthistorie, des te ongunstiger de staalspanningen worden bij een toekomstige (kleinere) belasting. Overigens is gebleken dat de cyclische trajecten geen hysteresis gedrag vertonen, omdat dit gedrag ook niet was meegenomen in de spanning-rek relatie (zie par. 5.2). Kortom, scheurvorming is ongunstig voor de spanningsreductie in de overlaging.

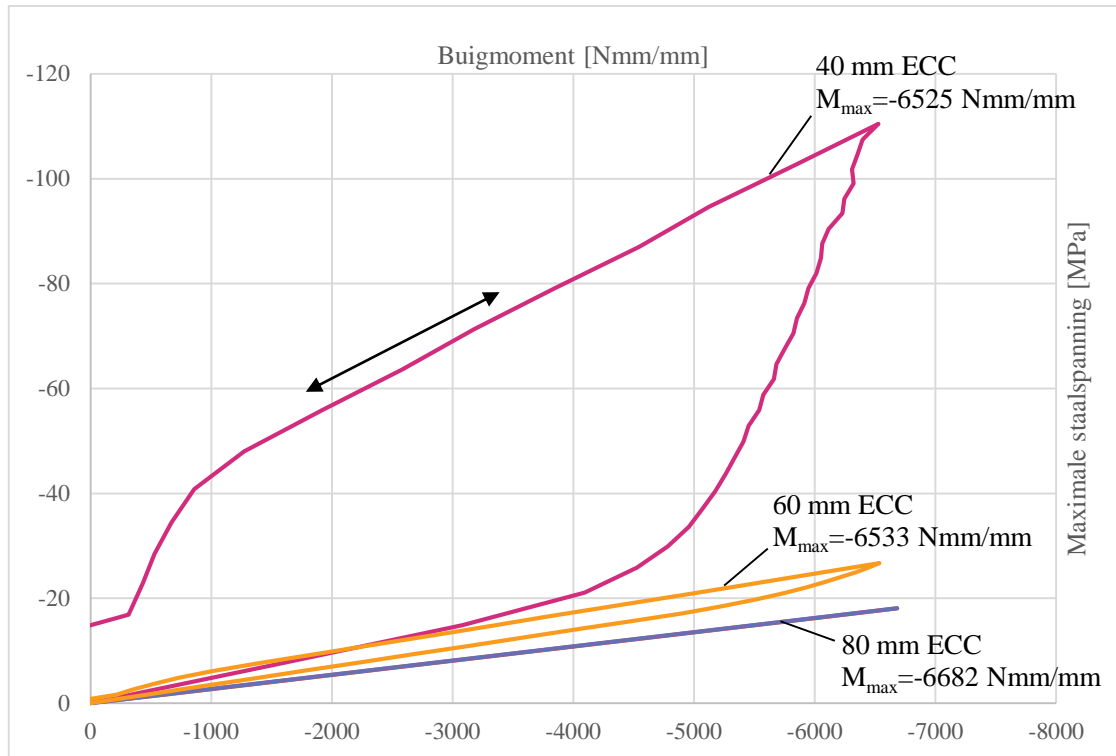




Figuur 75 Relatie tussen maximale staalspanning en buigmoment (roze: monotoon, lichtblauw en rood: cyclisch)

Door het trek-druk gebied van ECC met een nulspanning (knikken van de vezels) is de stijfheid van gescheurd ECC bij kleine krommingen zeer laag. Dit is zeer ongunstig voor de spanningsreductie bij lage belastingen. Opmerkelijk is dat door de restkrommingen er een residuele drukspanning overblijft in de dekplaat. Aangezien bij vermoeiing de wisselspanning maatgevend is, is een dergelijke restspanning mitigerend t.a.v. vermoeiing. Er is gebleken dat deze restspanningen niet verantwoordelijk zijn voor accumulerende rekhistorie, daar bij ontlasten en herbelasten dezelfde spanningsverdeling en moment-kromming relatie wordt verkregen.

Tot nu toe is er alleen gekeken naar het cyclisch buiggedrag van een 60 mm dikke overlaging. Het zou wellicht effect kunnen hebben om deze dikte te variëren. Een dikkere overlaging vertoont minder scheurvorming (bij hetzelfde buigmoment) dan een dunne overlaging. In Figuur 76 zijn de moment-staalspanning diagrammen weergegeven van verschillende overlagingdiktes met een zelfde momenthistorie.



Figuur 76 Relatie tussen maximale staalspanning en buigmoment voor verschillende overlagingdiktes (*dekplaatdikte: 10 mm, geen krimp*)

Uit Figuur 76 ziet men duidelijk dat het vergroten van de overlagingdikte gunstig is voor de spanningsreductie in het staal. Met een overlagingdikte van 40 mm, scheurt de hele doorsnede door en ondergaat het ECC een zeer grote rekhistorie. Met 60 mm is er alleen een gescheurde zone van 24 mm en is de rekhistorie beperkt. Bij 80 mm ECC is de gescheurde zone nog beperkter: 5 mm. De rekhistorie is dus zeer beperkt waardoor het cyclisch staalspanning-moment traject bijna identiek is aan het monotone traject. Kortom, men is in staat om de overlagingdikte af te stemmen op de benodigde spanningsreductie in het staal en de belastinghistorie.

## 6.10 Verschil stijfheidsprincipe en werkelijk gedrag

Uit een literatuurstudie 107[1] is gebleken dat in de praktijk overlagingen die scheurvorming vertonen, worden doorgerekend met lineair-elastische EEM berekeningen middels een gescheurde fictieve E-modulus. Deze E-modulus verrekent de beperkingen t.a.v. spanningsreductie die veroorzaakt zijn door de scheurvorming.

ECC heeft in tegenstelling tot traditioneel beton een nascheurgedrag dat verantwoordelijk is voor de niet-lineaire staalspanning-moment relatie uit Figuur 75 en Figuur 76. Om deze reden is ECC lastig te implementeren in lineair-elastische EEM berekeningen met een fictieve E-modulus. Alhoewel een groot deel van de cyclische staalspanning-moment relatie lineair gedrag vertoont, is er bij een klein moment nog steeds een flinke toename in staalspanning. Dit gedrag is onmogelijk te vertalen naar een E-modulus. Overigens wordt het vraagstuk nog moeilijker als de belastinghistorie meegenomen dient te worden.

Kortom, bij gescheurd ECC spreekt men niet meer over stijfheid (lees: E-modulus), maar over nascheurgedrag.

## 6.11 Uitbreiding voor opgelegde vervormingen

Bij de toepassing van betonoverlagingen zijn opgelegde vervormingen niet te verwaarlozen. Uit de voorgaande paragrafen is gebleken dat het constructief gedrag van een met ECC overlaagde staalplaat sterk afhankelijk is van de rekhistorie. Aangezien opgelegde vervormingen gelijktijdig werken met de verkeersbelasting zullen opgelegde vervormingen een significant effect hebben op de rekhistorie en hiermee het spanning reducerend effect van de overlaging.

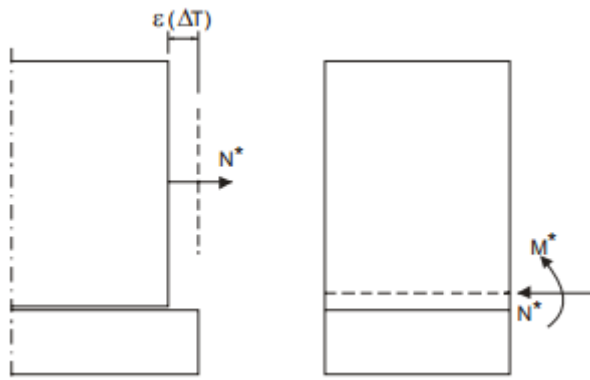
De opgelegde vervormingen die in dit afstudeeronderzoek worden beschouwd, zijn: krimpvervorming en thermische belasting. De belastingen zijn beschreven in paragraaf 3.7.3 en 3.7.4. Uit deze paragrafen blijkt dat de krimprek maatgevend is. Aangezien het onwaarschijnlijk wordt geacht dat beide vervormingen tegelijk optreden (in combinatie met de verkeersbelasting), wordt alleen de verhinderde krimpspanning in beschouwing genomen.

### 6.11.1 Berekening krimpspanning

De verhinderde spanningen als gevolg van opgelegde vervorming kunnen berekend worden met de in [39] beschreven methode. Deze methode gaat uit van de mechanica van composietconstructies en lineair-elastisch gedrag. Dit is van toepassing zolang de overlaging niet scheurt. Verder wordt aangenomen dat de samengestelde constructie vrij kan vervormen. De lokale invloed van troggen wordt niet meegenomen. De overlaging en de dwarsdrager worden als twee componenten gemodelleerd, waarbij de verandering van de dwarsdragers is verwaarloosd.

De procedure van de berekening is als volgt (zie Figuur 77):

1. De aan krimp onderhevige ECC overlaging wordt eerst verondersteld vrij te kunnen vervormen. Deze verkorting wordt verrekend met een corresponderende normaalkracht  $N^*$  die de overlaging weer aansluitend maakt op de staalconstructie.
2. De kracht  $N^*$  wordt in de tegengestelde richting op de composietdoorsnede belast in het normaalkrachten centrum.
3. Een compensatiemoment  $M^*$  wordt op de composietdoorsnede losgelaten.



Figuur 77 Rekenprocedure verkorting bovenste constructiedeel in samengestelde constructie met twee componenten volgens [39]

De hierboven beschreven procedure is geïmplementeerd in een rekensheet (zie Figuur 78). Een uitwerking vindt men in bijlage B6.4. De rekensheet is rekenkundig geverifieerd.

| <b><i>Overlay</i></b>       |             | <b><i>Steel</i></b>                 |              |
|-----------------------------|-------------|-------------------------------------|--------------|
| creep factor [-]            | 3           |                                     |              |
| eps_shr_free [-]            | 0,0005      | h_b [m]                             | 0,5          |
| eps_shr [-]                 | 0,000166667 | b_b [m]                             | 0,3          |
| h_w [m]                     | 0,04        | I_b [m <sup>4</sup> ]               | 0,00107176   |
| b_w [m]                     | 1           | E_b [MPa]                           | 210000       |
| I_w [m <sup>4</sup> ]       | 5,33333E-06 | A_b (m <sup>2</sup> )               | 0,02386      |
| E_w [MPa]                   | 21600       | (EA)_b [MN]                         | 5010,6       |
| A_w (h_c) [m <sup>2</sup> ] | 0,04        | (EI)_b [MNm <sup>2</sup> ]          | 225,0696     |
| (EA)_w [MN]                 | 864         | z_b [m]                             | 0,29         |
| (EI)_w [MNm <sup>2</sup> ]  | 0,1152      |                                     |              |
| z_w [m]                     | 0,02        | <b><i>Composiet-methode</i></b>     |              |
|                             |             | (EA)_comp                           | 5874,6       |
|                             |             | z_comp [m]                          | 0,250290062  |
|                             |             | (EI)_comp [MNm <sup>2</sup> ]       | 278,9068657  |
|                             |             |                                     |              |
|                             |             | N* [MN]                             | 0,144        |
|                             |             | M* [MNm]                            | 0,033161769  |
|                             |             |                                     |              |
|                             |             | N_w [MN]                            | -0,023657422 |
|                             |             | M_w                                 | 1,36972E-05  |
|                             |             | N_w_tot                             | 0,099163944  |
|                             |             | N_b                                 | 0,023657422  |
|                             |             | M_b                                 | 0,026760568  |
|                             |             | N_b_tot                             | -0,099163944 |
|                             |             |                                     |              |
|                             |             | sigma_c_top [N/mm <sup>2</sup> ]    | 2,427734203  |
|                             |             | sigma_c_bottom [N/mm <sup>2</sup> ] | 2,530463006  |
|                             |             |                                     |              |
|                             |             | sigma_b_top [N/mm <sup>2</sup> ]    | -10,39827633 |
|                             |             | sigma_b_bottom [N/mm <sup>2</sup> ] | 2,086126778  |

Figuur 78 Rekensheet shrinkage.xlsx voor de berekening van verhinderde spanningen

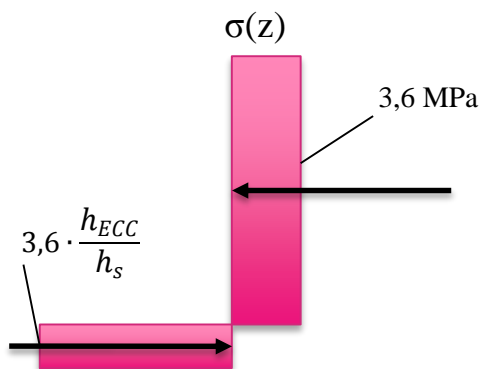
De gebruikte gegevens en resultaten zijn weergegeven in Figuur 78. Voor de dwarsdrager met de samenwerkende dekplaat zijn gangbare waarden toegepast. Hieruit blijkt dat de krimpspanningen in het ECC in de bovenste vezel 2,4 MPa is en op de onderste vezel 2,5 MPa. De drukspanning in de dekplaat is -10,4 MPa. De uitkomsten wijzen uit dat de dwarsdrager zodanig stijf is, dat krimpspanningen bijna uniform werken op het ECC. Dankzij de kruip van de uitdrogingskrimpspanning (en de lage autogene krimp) scheurt het ECC niet vóór belastingen. Een gevoeligheidsanalyse laat zien dat een grotere overlappingsdikte resulteert in een lagere krimpspanning.

Alhoewel de resultaten veelbelovend zijn, wordt in het vervolg van het afstudeeronderzoek uitgegaan van een conservatieve uniforme krimpspanning gelijk aan (zie ook Figuur 79):

$$\sigma_{shr;\infty} = \frac{\varepsilon_{shr;free} \cdot E_{ECC}}{\varphi} = \frac{500 \cdot 10^{-6} \cdot 21600}{3} = 3,6 \text{ MPa}$$

Deze krimpspanning is alleen van toepassing als het ECC nog niet is gescheurd. De tegenwerkende spanning in het de stalen dekplaat wordt berekend met:

$$\sigma_{s;shr;\infty} = \frac{\varepsilon_{shr;free} \cdot E_{ECC}}{\varphi} \cdot \frac{h_{ECC}}{h_s}$$

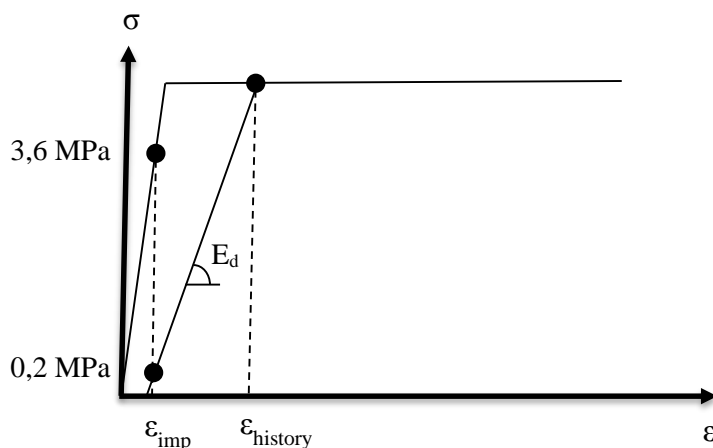


Figuur 79 Aangenomen spanningsverdeling als gevolg van opgelegde vervormingen

### 6.11.2 Implementatie krimpspanning in meerlagenmodel

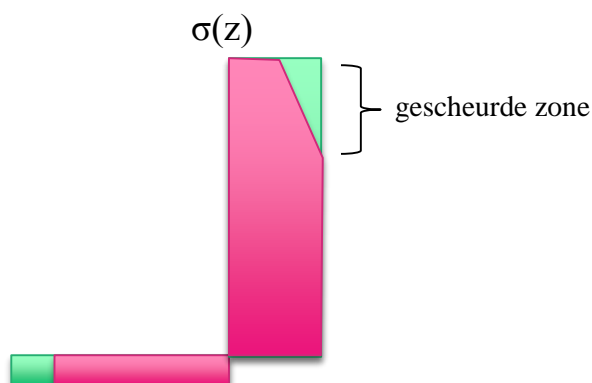
Met een initiële spanningsverdeling kan nu de opgelegde vervorming geïmplementeerd worden in het meerlagenmodel. Bij lineair-elastisch gedrag mogen krimpspanningen worden opgeteld bij spanningen als gevolg van verkeersbelasting. Superpositie is immers geldig bij lineair-elastisch gedrag. Indien ECC scheurvorming vertoont, mogen spanningen niet meer opgeteld worden. In dat geval wordt een rekverdeling toegepast voor opgelegde vervormingen die wordt opgeteld bij de rekken als gevolg van de verkeersbelasting. Op deze manier wordt ook het stijfheidsverlies als gevolg van scheurvorming meegenomen in de krimpspanningen.

De concrete aanpassing in het systeem is dat per laagje een rek (voorspanning) opgelegd kan worden. Deze rek zorgt ervoor dat bij de berekening van spanningen er niet wordt gestart bij de oorsprong van het spanning-rek diagram, maar vanaf het punt gelijk aan de opgelegde rek (zie Figuur 80).



Figuur 80 Implementatie opgelegde rekken in spanning-rek diagram

In paragraaf 6.11.1 was de krimpspanning berekend uit inwendig krachtenevenwicht. Hetzelfde wordt gedaan met de rekverdeling. De opgelegde rek in de dekplaat is een voorspanning met een kracht die krachtenevenwicht maakt met de krimpspanningen in het ECC. Hierbij wordt de reductie van krimpspanningen als gevolg van scheurvorming meegenomen (zie Figuur 81).



Figuur 81 Spanningsverdeling als gevolg van opgelegde vervorming initieel (groen) en na scheurvorming (roze)

Doordat er in dit geval krimpspanningen worden opgeteld bij de spanningen als gevolg van verkeersbelasting (lees: kromming), zal het meergelagenmodel een spanningsverdeling creëren waar het moment niet direct mee berekend kan worden. De krimpspanningen veroorzaken immers ook een spanning die worden meegenomen in het bepalen van het moment, maar zijn niet veroorzaakt door een kromming. Van de totale spanningsverdeling moeten de krimpspanningen worden afgetrokken alvorens het moment berekend kan worden. Dit kan eenvoudig worden gedaan door een kromming op te leggen en vervolgens te ontlasten tot een nulkrumming waarbij het verkeersmoment gelijk is aan het verschil in “kunstmatige” momenten (zie Figuur 82). Hier wordt in de volgende paragraaf verder op ingegaan.

$${}^{\prime\prime}M^{\prime\prime}(\kappa=2\kappa_{cr}) - {}^{\prime\prime}M^{\prime\prime}(\kappa=0) = M=\Delta^{\prime\prime}M^{\prime\prime}(\Delta\kappa)$$

Figuur 82 Bepalen van verkeersmoment bij opgelegde vervormingen als gevolg van kromming

### 6.11.3 Resultaten

In Figuur 83 zijn de moment-kromming relaties weergegeven waarbij in de roze lijn de opgelegde vervorming is meegenomen en in de lichtblauwe lijn niet. Hierbij is voorlopig gekozen voor een overlagingdikte van 40 mm. Opvallend is dat de monotone lijnen bijna identiek zijn aan elkaar. Men zou denken dat met opgelegde vervormingen de moment-kromming relatie na het scheurmoment sterk afwijkt van de moment-kromming relatie zonder krimp. Dit blijkt echter niet zo te zijn.

Het scheurmoment kan berekend worden met:

$$M_{cr} = (f_{cs} - \sigma_{shr;\infty}) \cdot W_{comp} = -822 \text{ Nmm/mm}$$

Waarin:

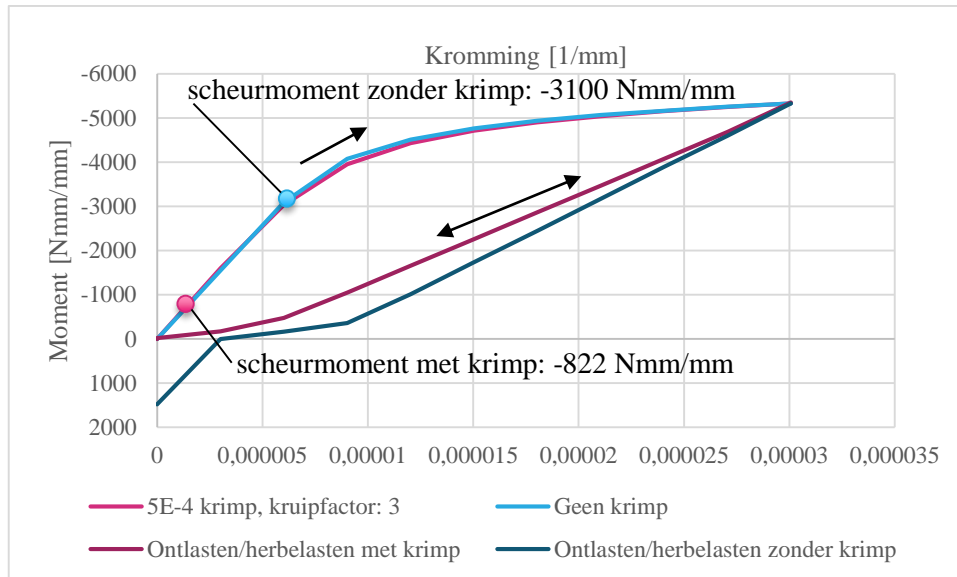
$M_{cr}$ : Scheurmoment

$f_{cs}$ : Scheursterkte ECC

$\sigma_{shr;\infty}$ : Krimpspanning zonder scheurvorming

$W_{comp}$ : Weerstandsmoment berekend met rekensheet uit par. 6.5

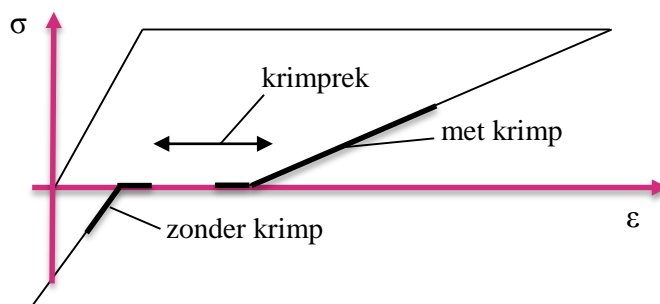
Door de krimpspanning is het scheurmoment significant lager (normaalgesproken - 3100 Nmm/mm). Echter, het moment van scheurvorming is niet te zien in het moment-krommingsdiagram (zie Figuur 83). Kortom, het buiggedrag van ECC wordt nauwelijks beïnvloed door opgelegde vervormingen.



Figuur 83 Moment-kromming relatie (roze: met opgelegde vervorming, lichtblauw: zonder opgelegde vervorming) (40 mm ECC, 10 mm dekplaatdikte)

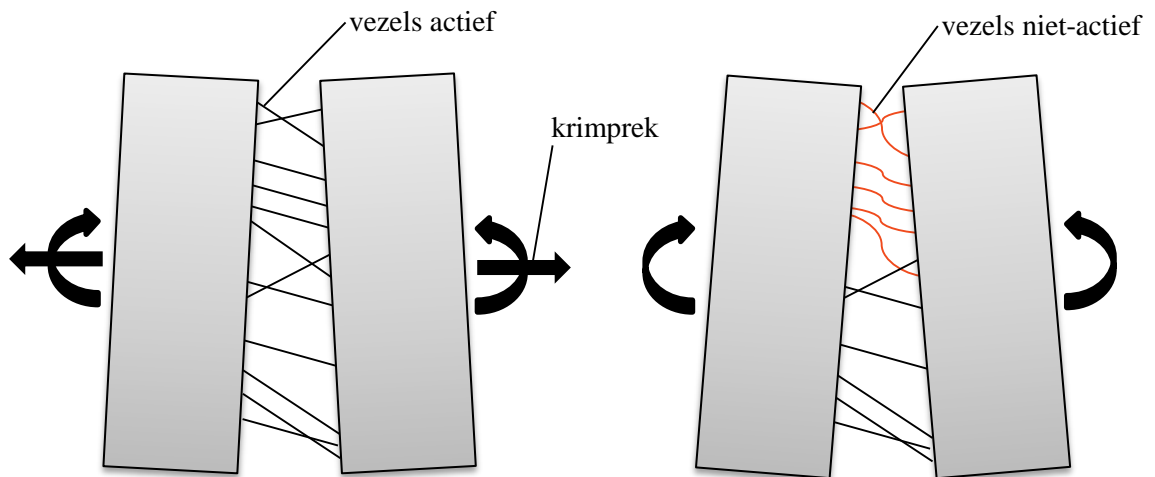
De oorzaak dat de twee lijnen identiek zijn aan elkaar, heeft te maken met het feit dat krimpspanningen afnemen als gevolg van scheurvorming (zie Figuur 82). Deze afname van krimpspanning loopt op met het moment. Na een moment van ca. -5000 Nmm/mm is de krimpspanning door scheurvorming zelfs bijna geheel verdwenen. Alhoewel de krimprek zorgt voor extra rekhistorie in het ECC, is dit verwaarloosbaar tegenover de rekken die ontstaan als gevolg van krommingen.

De cyclische trajecten van de moment-kromming relatie uit Figuur 82 wijken wel licht van elkaar af. De cyclische moment-kromming relatie zonder krimp heeft een restkromming. De andere cyclische kromme volgt het pad richting de oorsprong. De oorzaak van de restkromming was het trek-druk gedrag van ECC waardoor vroegtijdig drukspanningen worden gevormd (zie par. 5.3). Echter, doordat de opgelegde krimprek zorgt voor een trekvoorspanning in het ECC komt men niet in het trek-druk gebied (zie Figuur 84). Kortom, krimp zorgt weliswaar ervoor dat er eerder scheurvorming optreedt, maar zorgt er tegelijkertijd voor dat de vezels van het ECC actief blijven. Opgemerkt moet worden dat een kleine belastinghistorie leidt tot een kleine rekhistorie in de laagjes. Hierdoor is de restrek ook kleiner. Indien de krimprek groter is dan de restrek, dan komt men niet in het ongunstige trek-druk deel van het spanning-rek diagram.



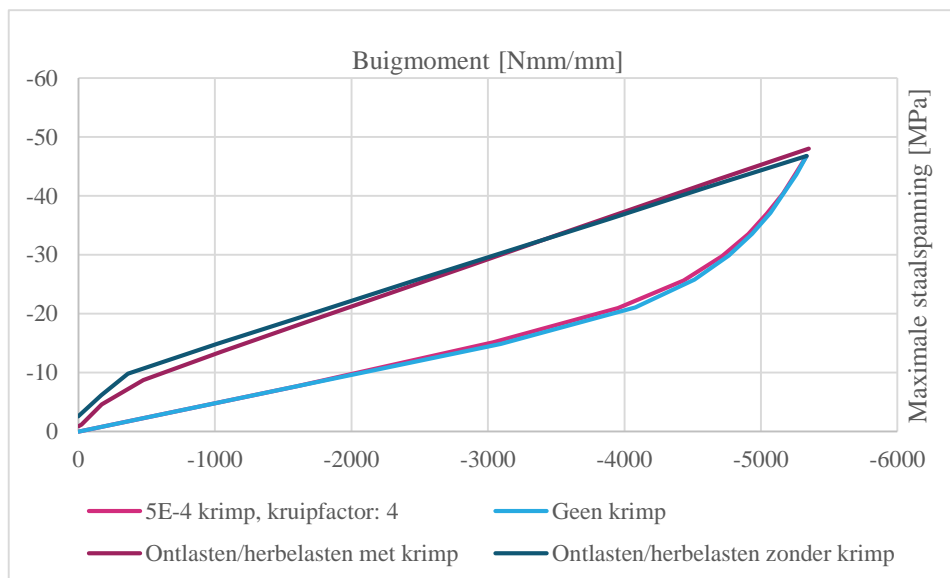
Figuur 84 Verklaring verschil in buiggedrag door opgelegde vervormingen





Figuur 85 Verklaring actief blijven vezels; wel en geen krimprek aanwezig

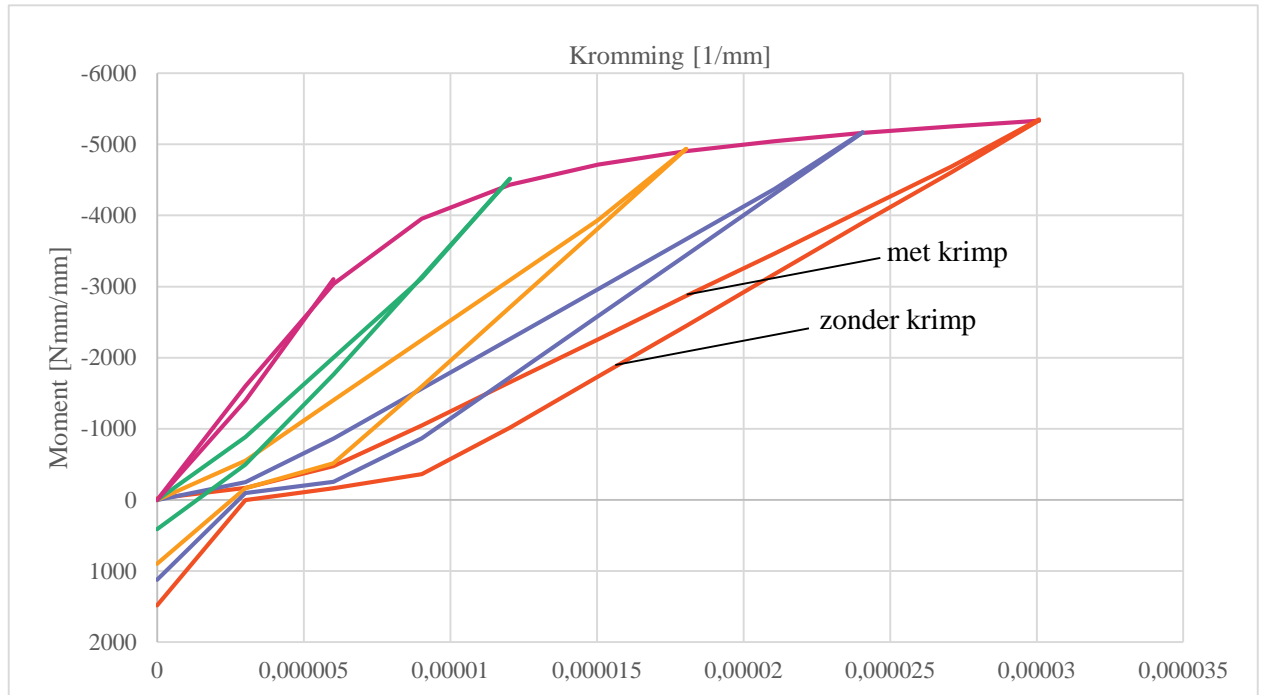
Er is ook gekeken wat de invloed is van opgelegde vervormingen op de staalspanning-moment relatie. Het resultaat is weergegeven in Figuur 86. Net zoals de monotone moment-kromming relaties uit Figuur 83 zijn de staalspanning-moment relaties ook nagenoeg identiek. Uit de cyclische lijnen kan men opmaken dat er zonder krimp een residuele drukspanning aanwezig blijft in het staal, terwijl dit met krimp niet het geval is. Overigens zal een dergelijke residuele drukspanning weinig invloed hebben op vermoeiing, daar deze geen invloed heeft op de wisselspanning.



Figuur 86 Staalspanning-moment relatie (roze: met opgelegde vervorming, lichtblauw: zonder opgelegde vervorming) (40 mm ECC, 10 mm dekplaatdikte)

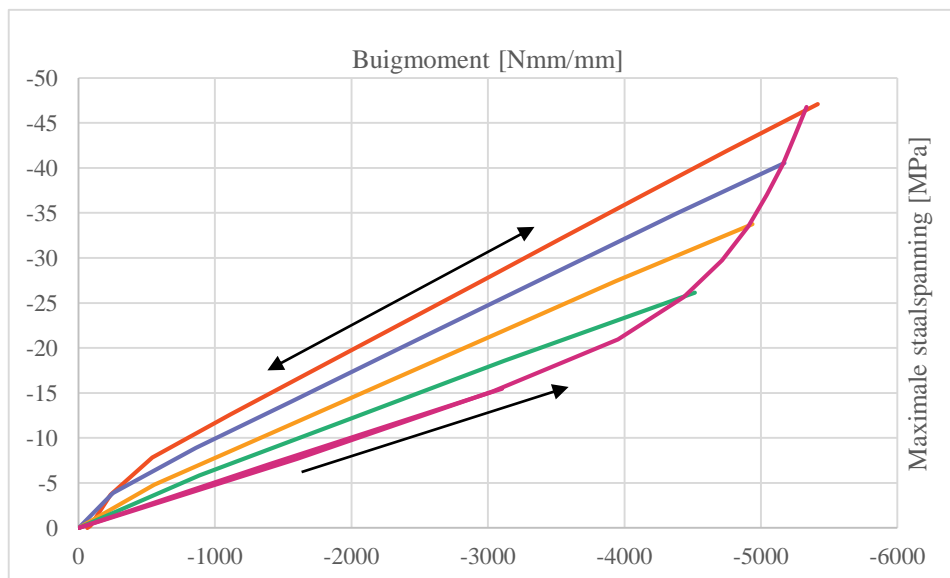
De moment-kromming relatie is ook bepaald voor verschillende belastingshistories. Het resultaat hiervan is weergegeven in Figuur 87. Het is duidelijk te zien dat voor het

gehele momentspectrum een afwijkend cyclisch traject is waar te nemen indien krimp wordt meegenomen.



Figuur 87 Cyclische moment-kromming relaties met verschillende krommingshistorie (40 mm ECC, 10 mm dekplaatdikte)

Alhoewel de cyclische trajecten in de moment-kromming relatie wijzigen als gevolg van krimp, is dit effect, zoals al in Figuur 86 was waargenomen, minder waarneembaar in de staalspanning-moment relatie. De staalspanning-moment relaties met verschillende belastinghistorie (Figuur 88) zijn duidelijk herkenbaar (zie Figuur 75).



Figuur 88 Cyclische staalspanning-moment relaties met verschillende krommingshistorie (40mm ECC, 10 mm dekplaatdikte)

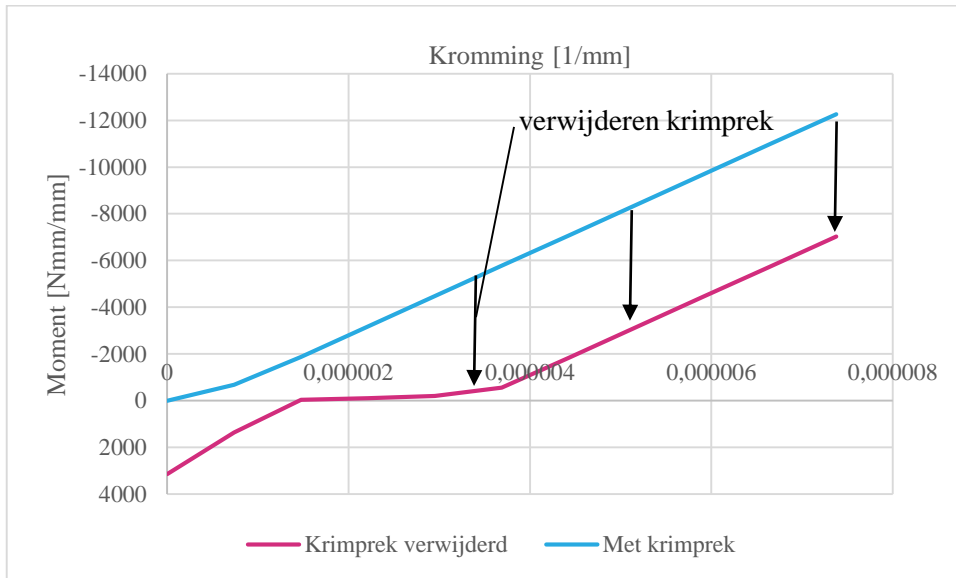
Er wordt geen kwantitatieve analyse gedaan op wat voor effect een grotere overlagingdikte heeft. Dit was immers al gedaan in paragraaf 6.9. Het spreekt voor zich dat ook met krimp het mogelijk is om de overlagingdikte af te stemmen op de belastinghistorie, zodat de cyclische staalspanning-moment relaties acceptabel blijven.

Tot op heden is gekeken naar de relatie tussen staalspanning en moment. Hierbij is verondersteld dat het moment direct te verkrijgen is uit de belasting. In hoofdstuk 8 zal blijken dat het niet-lineair gedrag kan leiden tot andere inzichten.

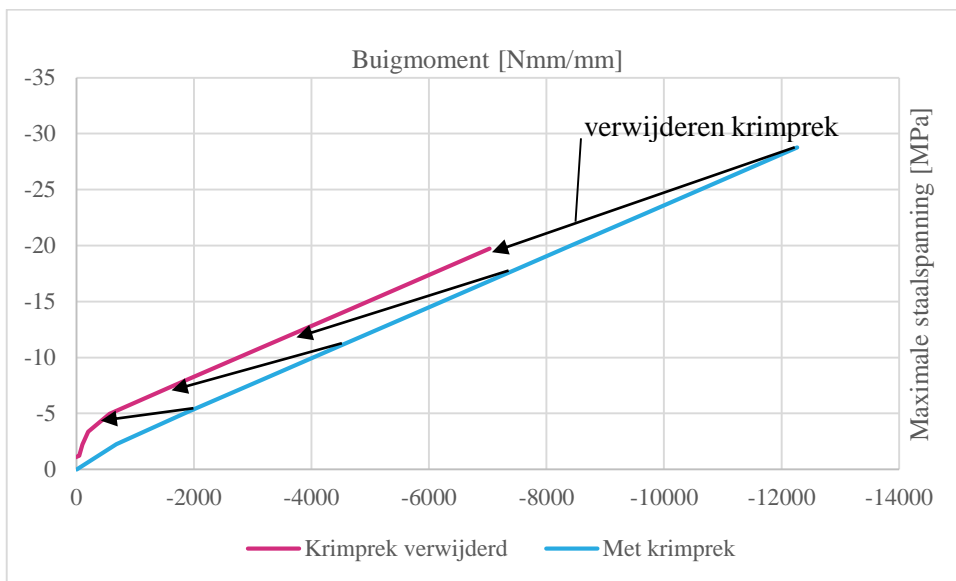
#### 6.11.4 Relaxatie

Het is zeer opvallend dat de respons van ECC nauwelijks gevoelig is voor vroegtijdige scheurvorming als gevolg van krimpspanningen (zie par. 6.11.3). Men zou immers verwachten dat wanneer het materiaal eerder scheurt, het buiggedrag ook ongunstiger wordt. De krimprek die ook aanwezig is na scheurvorming zorgt er echter voor dat men in de actieve tak van de spanning-rek relatie blijft. Kruip zou echter deze gunstige voorspanning kunnen verstoren.

In de literatuur is weinig onderzoek gedaan naar het kruipgedrag van ECC [1]. Het is echter wel zeker dat het gunstige effect van voorspanning zou vervallen wanneer de krimprek zou verdwijnen (zie Figuur 89 en Figuur 90). Het verwijderen van de krimprek zorgt ervoor dat het materiaal zich veel minder stijf gedraagt en minder effectief is t.a.v. spanningsreductie in het staal. Het wordt echter waarschijnlijker geacht dat de residuele krimpspanning (zie Figuur 80) op lange termijn relaxeert, daar het relaxeren van de vezels zorgt voor een verlenging en de vezels tevens uitgetrokken kunnen worden door kruip. Alhoewel een dergelijk scenario zou zorgen voor stijfheidsverlies (zie par. 4.8.4) blijft men wel in de actieve tak van het spanning-rek diagram. Het is immers fysisch onmogelijk om een nulspanning te laten relaxeren. Om deze reden wordt in dit afstudeeronderzoek het effect van relaxatie bij gescheurd ECC niet meegenomen. Het verdient echter aanbeveling om in bij een vervolgstudie het effect hiervan inzichtelijk te krijgen.



Figuur 89 Moment-kromming relaties met zelfde rekhistorie, maar met afwijkende krimprek (85 mm ECC, 10 mm dekplaatdikte)



Figuur 90 Staalspanning-moment relaties met zelfde rekhistorie, maar met afwijkende krimprek (85 mm ECC, 10 mm dekplaatdikte)

## 6.12 Niet behalen van overlagingdikte

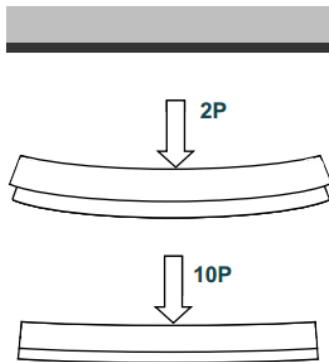
In de voorgaande hoofdstukken zijn we uitgegaan van een overlagingdikte die in werkelijkheid lager kan zijn. Dit was immers de aanleiding bij de HSB overlaging om een alternatief te ontwikkelen. Bij HSB zorgt het niet behalen van de dekking voor duurzaamheidsrisico's (corrosie van de wapening). De spanningsreductie wordt echter wel gehaald (mits de ligging van de wapening goed is), daar de overlaging gescheurd wordt verondersteld. Hierdoor wordt de bijdrage van de dekking niet meegenomen.

Bij ECC draagt de gehele hoogte bij aan de spanningsreductie. De vezels zijn immers over de hele hoogte aanwezig en hebben een nascheurgedrag. Het niet behalen van de overlagingdikte zorgt voor onvoldoende spanningsreductie waardoor vermoeiingsscheuren alsnog niet uitgesloten zijn. Om deze reden verdient de kwaliteitscontrole van de overlagingdikte bij ECC (ook) de aandacht.

## 7 Hechting

### 7.1 Essentie hechting

Bij de ontwikkeling van de HSB overlaging is al in een vroeg stadium benoemd dat hechting een belangrijke rol speelt [2]. Indien er onthechting plaatsvindt, dan zal de overlaging niet samenwerken met de dekplaat en zal de efficiëntie t.a.v. spanningsreductie verloren gaan. In Figuur 91 is het principe van de composietwerking getoond.



Figuur 91 Effectiviteit overlaging bij samenwerking [40]

### 7.2 Onthechtingsvormen

Uit een literatuurstudie [1] blijkt dat er drie faalmechanismen zijn van de hechting bij betonoverlagingen:

1. Onthechting door onvoldoende schuifsterkte
2. Onthechting door het schoteffect
3. Onthechting door spanningsconcentraties in de overlaging bij de scheurtip

De faalmechanismen en de wijze waarop er in dit afstudeeronderzoek mee wordt omgegaan, wordt in de volgende paragrafen beschreven.

### 7.3 Onthechting door onvoldoende schuifsterkte

In de huidige HSB methode wordt gebruik gemaakt van een hechtlaag van epoxylijm die is ingestrooid met gecalcineerd bauxiet. Dit moet ervoor zorgen dat het dek voldoende samenwerkt met de overlaging doordat de hechtsterkte wordt verhoogd. Proeven door het Hechtingsinstituut [42] tonen aan dat een schuifsterkte van 12,5 MPa wordt gerealiseerd bij de HSB overlaging. Het is onzeker of dezelfde schuifsterkte

wordt behaald met een ECC overlaging. Toch wordt verwacht dat het toepassen van een hechtlaag de schuifsterkte significant doet stijgen.

De epoxy-bauxiet hechtlaag is efficiënt doordat de krachtsoverdracht gelijkmatig plaatsvindt. Eventuele spanningsconcentraties in hechtlassen worden hiermee voorkomen. Om deze reden is het uitgangspunt dat de huidige hechtlaag niet wordt aangepast. Navolgend wordt er gekeken of een ECC overlaging voldoet t.a.v. schuifsterkte.

Het faalmechanisme treedt op als de schuifsterkte van de hechting wordt bereikt. De vermoeingssterkte van de hechtlaag wordt buiten beschouwing gelaten. Deze schijnt voor HSB voldoende te zijn [42]. In [8] wordt echter aangegeven dat vermoeing van de hechting bij een ECC overlaging niet te verwaarlozen is en onderzocht dient te worden.

### 7.3.1 Lineair-elastische schuifspanning

Indien er geen scheurvorming heeft plaatsgevonden dan kan de schuifspanning met de lineair-elastische composietmechanica uitgerekend worden [43]:

$$\tau = \frac{V \cdot E_{ECC} \cdot S}{b \cdot (EI)_{comp}}$$

Waarin:

|                 |  |
|-----------------|--|
| $V$ :           | Dwarskracht in composietplaat                                  |
| $b$ :           | Breedte van de te beschouwen plaat <sup>17</sup>               |
| $E_{ECC}$ :     | Ongescheurde E-modulus van ECC                                 |
| $S$ :           | Statisch oppervlaktemoment                                     |
| $(EI)_{comp}$ : | Buigstijfheid van de samengestelde composietligger (ECC-staal) |

Met het eerder geïntroduceerde vereenvoudigde mechanicamodel (zie par. 3.3) kan de maximale dwarskracht per eenheidsbreedte berekend worden voor LM1 (zie par. 3.7.1):

$$\frac{V_{max}}{b} = \frac{1}{2} ql = \frac{1}{2} \cdot 0,9465 \cdot 300 = 142 \text{ N/mm}$$

Vervolgens kan de maximale schuifspanning in de hechtlaag berekend worden met een rekensheet (zie Figuur 92) waarin:

$$S = h_{ECC} \cdot (0,5h_{ECC} - x)$$

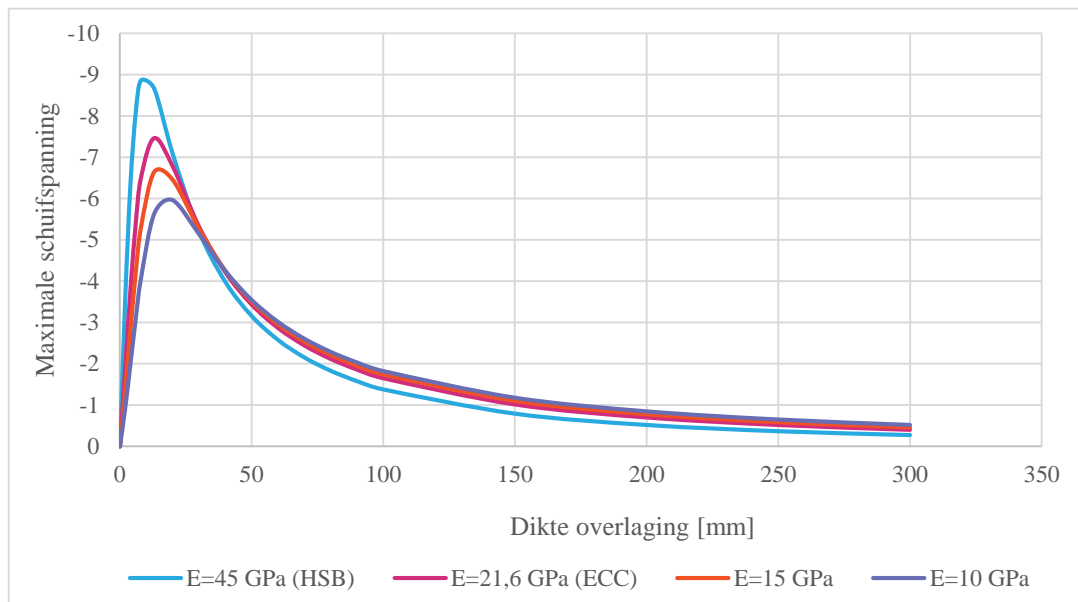
$x$  en  $(EI)_{comp}$ , worden berekend volgens bijlage B6.1.

<sup>17</sup> Doordat de plaat als ligger wordt beschouwd in de formule, wordt de dwarskracht per eenheidsbreedte gebruikt. Hierdoor vervalt parameter  $b$ .

| Worksheet shear stress composite  |          |
|---|----------|
| Composite with concrete layer on top, no slip, elastic, no redistribution |          |
| E_c [Mpa]   | 21600    |
| E_s [Mpa]   | 210000   |
| h_c [mm]  | 85       |
| h_s [mm]  | 10       |
| x [mm]  | 67,84299 |
| (EI)_comp [N/mm]  | 3,33E+09 |
| S [mm <sup>3</sup> /mm]   | -2154,15 |
| q [N/mm <sup>2</sup> ]  | 0,9465   |
| V/b [N/mm]  | 141,975  |
| tau [Mpa]   | -1,98196 |

Figuur 92 Rekensheet voor het berekenen van de schuifspanning in een composietdoorsnede

Het resultaat van de rekensheet is weergegeven in Figuur 93 voor verschillende stijfheden en diktes van de overlaging. Bij een overlagingdikte die groter is dan 40mm wordt waargenomen dat een lage E-modulus resulteert in een beperkte toename van de schuifspanning. Opvallend is dat voor kleine overlagingdiktes een piek wordt waargenomen bij ca. 10-25 mm die stijgt met toenemende E-modulus.



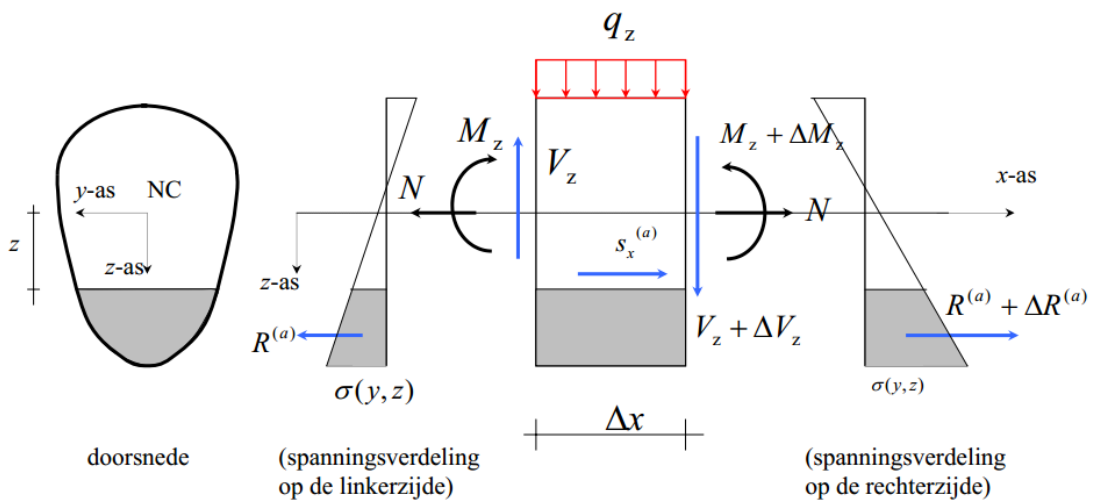
Figuur 93 Relatie tussen maximale schuifspanning bij LM1 en overlagingdikte



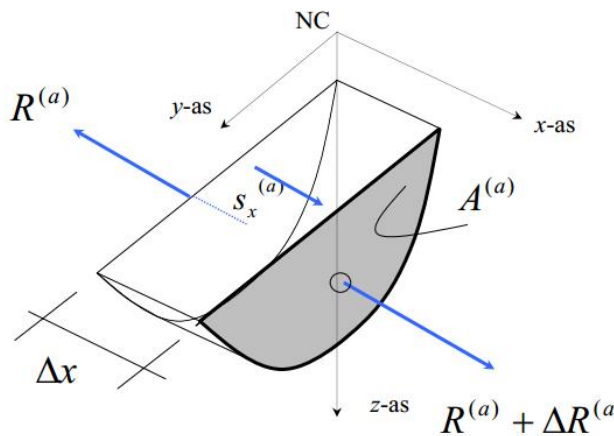
Indien er lineair-elastisch wordt gekeken naar de schuifspanning, dan kan er geconcludeerd worden dat door de lagere E-modulus van ECC de schuifspanning licht toeneemt. Opgemerkt dient te worden dat de schuifspanning is berekend met een lokale beschouwing. Het meenemen van de globale constructie zou tot andere inzichten kunnen leiden.

### 7.3.2 Niet-lineaire beschouwing schuifspanning

Door scheurvorming gaat de methode van paragraaf 7.3.1 niet meer op. Door terug te gaan naar het basisprincipe van afschuiving kan de schuifspanning berekend worden bij een niet-lineaire spanningsverdeling. Het basisprincipe is weergegeven in Figuur 94.



Figuur 94 Basisprincipe bepaling schuifspanning [43]

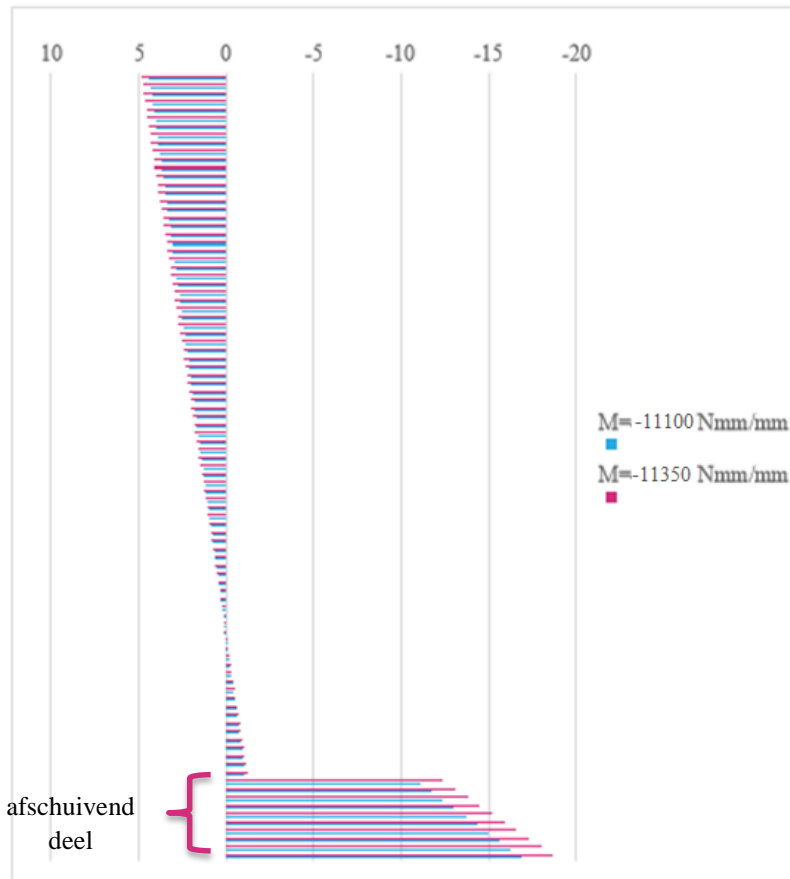


Figuur 95 Schuifstroom  $s_x$  als gevolg van  $\Delta R$  [43]

Door het krachtenevenwicht van de ligger met een eindige lengte  $\Delta x$  te beschouwen, kan de resulterende kracht  $\Delta R$  op het afschuivende deel (grijs) worden bepaald. Het oppervlak tussen beide delen (grijs-wit) faciliteert de reactiekracht door een

schuifspanning  $s_x/b$ <sup>18</sup>. Hetzelfde kan worden gedaan voor niet-lineaire spanningsverdelingen.

Allereerst wordt ter verificatie de voorgaande methode gebruikt in combinatie met lineair-elastische spanningsverdelingen die verkregen zijn uit het meerslagenmodel. Voor twee willekeurige (lineair-elastische) buigmomenten wordt de spanningsverdeling bepaald (zie Figuur 96).



Figuur 96 Lineair-elastische spanningsverdelingen voor 85 mm ECC en 10 mm staal

De reactiekracht op het afschuivend deel wordt bepaald met:

$$\Delta R = R_1 - R_2 = \sum_{i=n_{ECC}}^n F_{i;1} - \sum_{i=n_{ECC}}^n F_{i;2} = -15,6 \text{ N/mm}$$

De lengte  $\Delta x$  uit Figuur 95 kan bepaald worden met de posities van de momenten in de momentenlijn. Aangezien de schuifspanning wordt bekeken bij de inklemming van

<sup>18</sup>  $b$  is de breedte van het beschouwde liggedeelte

het vereenvoudigd mechanicamodel, kan  $\Delta x$  ook worden benaderd door gebruik te maken van de dwarskracht:

$$\Delta x = \frac{\Delta M}{V_{max}} = 5 \text{ mm}, \text{ waarin } V_{max} \text{ is berekend met de corresponderende } q:$$

$$q = \frac{12M}{l^2} = \frac{12 \cdot 11100}{300^2} = 1,48 \text{ N/mm}^2.$$

De schuifspanning kan bepaald worden met:

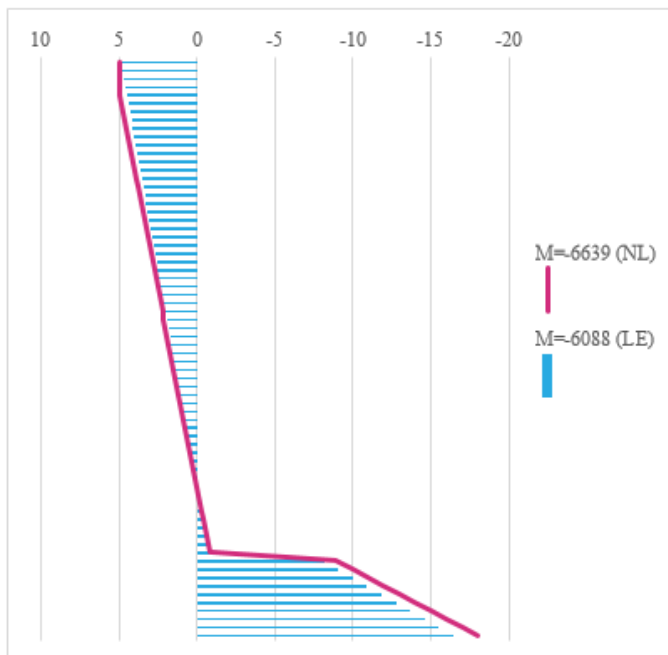
$$\tau = \frac{\Delta R}{\Delta x} = 3,1 \text{ MPa}$$

Indien de methode van paragraaf 7.3.1 wordt gebruikt, dan resulteert dat in:

$$\tau = \frac{V \cdot E_{ECC} \cdot S}{b \cdot (EI)_{comp}} = 3,1 \text{ MPa}$$

Kortom, het resultaat met de methode van paragraaf 7.3.1 is identiek voor de lineair-elastische toestand. Hetzelfde wordt om deze reden gedaan met niet-lineaire spanningsverdelingen.

Er zijn twee spanningsverdelingen bepaald met momenten  $M = -6639 \text{ Nmm/mm}$  resp.  $M = -6088 \text{ Nmm/mm}$  (zie Figuur 97). Duidelijk te zien is dat het roze diagram een niet-lineaire verdeling heeft.



Figuur 97 Spanningsverdelingen voor 60 mm ECC en 10 mm staal

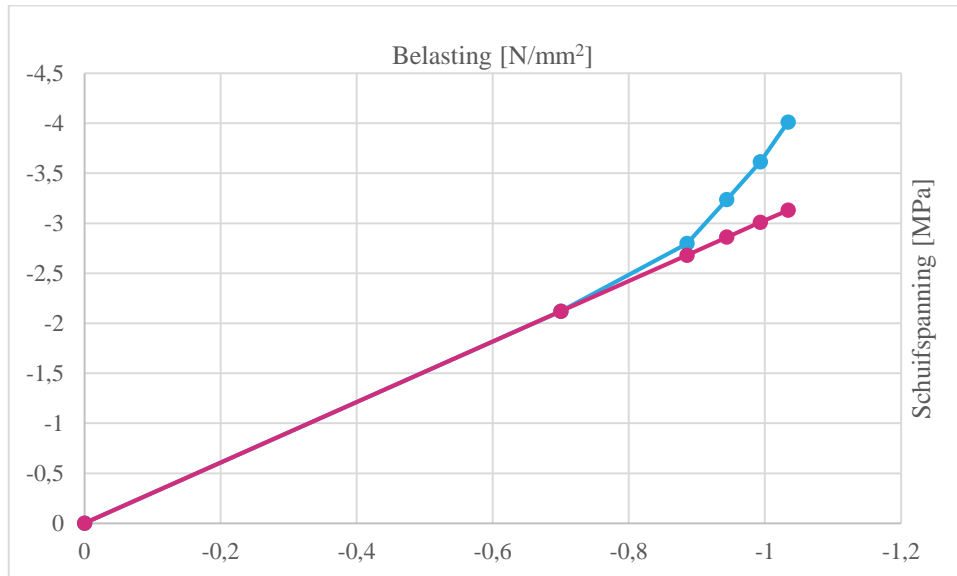
Als dezelfde stappen worden gevolgd als hierboven, dan resulteert dit in de volgende schuifspanning:

$$\tau_{NL} = 2,8 \text{ MPa}$$

Indien voor dezelfde belasting de lineair-elastische aanpak zou worden gekozen, zou dit resulteren in:

$$\tau_{LE} = 2,7 \text{ MPa}$$

Kortom, door de niet-lineaire spanningsverdeling is de schuifspanning hoger dan indien deze berekend wordt met de aanpak van paragraaf 7.3.1. In Figuur 98 is te zien dat de niet-lineariteit een significant verschil in schuifspanningen veroorzaakt.



Figuur 98 Schuifspanning-belasting relatie voor lineair-elastische toestand (roze) en niet-lineaire toestand (lichtblauw) (60 mm ECC, 10 mm dekplaatdikte, geen krimp)

Geconcludeerd kan worden dat ECC door zijn lagere E-modulus in ongescheurde staat een minimaal verschil vertoont in schuifspanning doordat zijn E-modulus licht afwijkt van de  $E=22,5$  GPa waarmee gescheurd HSB lineair-elastisch is doorgerekend. Echter, door het niet-lineaire spanningsverloop zal de schuifspanning hoger zijn dan berekend met lineair-elastische modellen. Indien de gescheurde toestand van ECC wordt gefaciliteerd, dan dienen zowel de schuifspanning als de schuifsterkte geverifieerd te worden.

### 7.3.3 Mogelijke alternatieve hechtvormen

Bij de ontwikkeling van de HSB overlaging is nagedacht over verschillende methoden om de samenwerking tussen de overlaging en de dekplaat te realiseren. Er is gekeken naar een deuvvelverbinding en een in natte lijm gestorte overlaging. Het eerste bleek arbeidsintensief en vermoeiingsgevoelig te zijn. Het laatste bleek een uitstekende hechting te hebben, maar minder eenvoudig te zijn in uitvoering dan de epoxy-bauxiet hechtlaag.

Bij de Mihara brug in Japan zijn plaatdeuvvels van VVK<sup>19</sup> toegepast (zie Figuur 99a). Een dergelijke discontinue verbinding blijft net zoals stalen deuvvels arbeidsintensief en zorgt voor spanningsconcentraties wat ongunstig is t.a.v. vermoeiing van de deuvvelstaal verbinding. Om deze reden blijft een epoxy-bauxiet hechtlaag efficiënter dan

<sup>19</sup> Vezel Versterkt Kunststof

discontinue verbindingen. De krachtsverdeling bij een continue verbinding vindt immers gelijkmatig plaats en kan het gehele oppervlak van het stalen dek benutten.



Figuur 99 Het plaatsen van a) de plaatdeuvels en b) de ECC mortel op de Mihara brug

In [8] wordt een ECC overlaging zonder hechtlaag geïntroduceerd. De hechting berust puur op adhesie en heeft een schuifsterkte van 3 MPa. Door de auteur wordt voorgesteld om zelfverdichtend ECC toe te passen zodat trillen onnodig is. Hierdoor wordt voorkomen dat er een waterlaag ontstaat tussen de dekplaat en het ECC. Aangezien bij de HSB overlaging een hechtlaag essentieel bleek en ECC bij scheurvorming een relatief grotere schuifsterkte nodig heeft, wordt het onwaarschijnlijk geacht dat een ECC overlaging zonder hechtlaag wordt toegepast.

Kortom, indien de hechtsterkte van ECC-staal zonder hechtlaag niet voldoet, dan is de epoxy-bauxiet hechtlaag de meest voor de hand liggende oplossing.

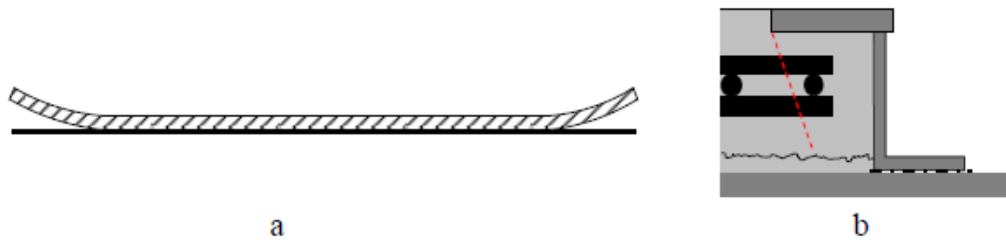
### 7.3.4 Neveneffecten door epoxy-bauxiet hechtlaag

In 6.12 is aangegeven dat samenwerking van de overlaging en de dekplaat essentieel is voor de spanningsreductie in het stalen dek. Echter, indien een epoxy-bauxietlaag wordt toegepast, dan zal een schuifvervorming optreden. De hechtlaag is immers veel minder stijf dan ECC.

In bijlage B7.1 is geverifieerd in hoeverre de hechtlaag invloed heeft op de effectiviteit van de overlaging. Hieruit blijkt dat de hechtlaag invloed kan hebben, maar dat deze invloed in dit stadium verwaarloosd kan worden.

## 7.4 Onthechting door het schoteffect

Door opgelegde vervormingen (temperatuur en krimp) die verhinderd worden door het stalen dek, zullen er trekkrachten ontstaan in het beton. Aangezien er een excentriciteit is tussen de resultante van de trekkracht en de schuifkracht in de hechtlaag, zal de overlaging de neiging hebben om omhoog te komen. Dit is het zogenaamde schoteffect (zie Figuur 100a). Om het schotelen te voorkomen, is er bij de HSB methode een randstelprofiel ontwikkeld dat de peelingkracht moet opvangen (zie Figuur 100b).

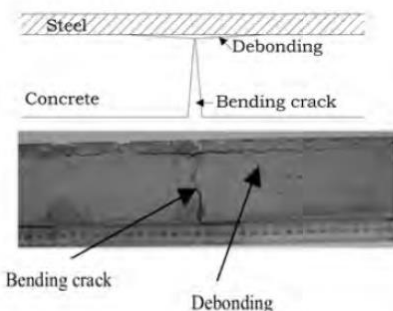
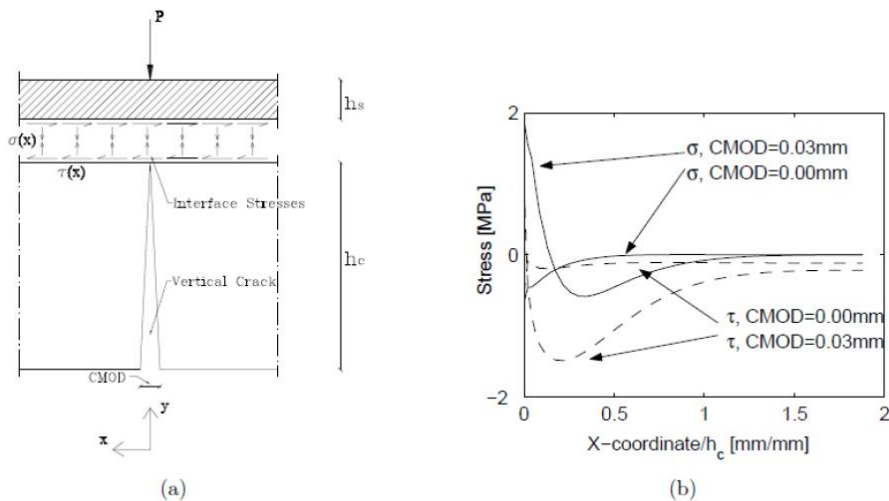


Figuur 100 (a) Schoteffect (b) Randstelprofiel [2]

Alhoewel ECC zich geheel anders gedraagt dan HSB, wordt verondersteld dat het thans toegepaste randstelprofiel behouden blijft bij een ECC overlaging om onthechting te voorkomen. Aanleiding hiervoor is een proef van Zhou [41] met een ECC overlaging op een betonconstructie die aantoont dat het onthechtingsmechanisme nog steeds aanwezig bij ECC. Overigens zijn er alternatieven voorgesteld in de literatuur [1] die i.c.m. ECC wellicht beter toepasbaar zijn.

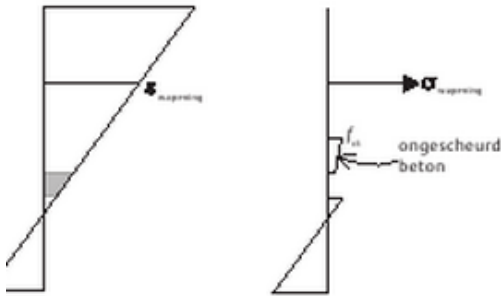
## 7.5 Onthechting door spanningsconcentraties bij de scheurtip

Een ander soort faalmechanisme is een lokale spanningsconcentratie bij de scheurtip van een volledig doorgegroeide scheur (zie Figuur 101). Door de scheuropening zal de scheurtip geneigd zijn om “open te ritsen” waardoor een normaalspanning ontstaat loodrecht op de hechting. Ook is er een concentratie aanwezig van de schuifspanningen. Een combinatie van deze twee spanningen kan ertoe leiden dat de hechting faalt. Ook bij dit faalmechanisme kan vermoeiing van de hechting een rol spelen. Hier wordt echter geen aandacht aan besteed in dit afstudeeronderzoek.



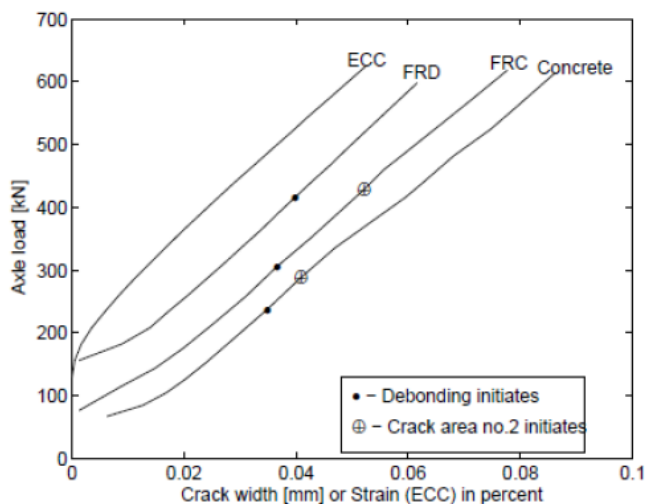
Figuur 101 Falen hechting door spanningsconcentraties bij de scheurtip van een buigscheur [8]

Bij de HSB overlaging kan een dergelijke faalwijze voorkomen worden door de overlaging zodanig te ontwerpen dat een ongescheurde zone aanwezig blijft [44] (zie Figuur 102). Ook helpt het om meer wapening en vezels toe te passen [36].



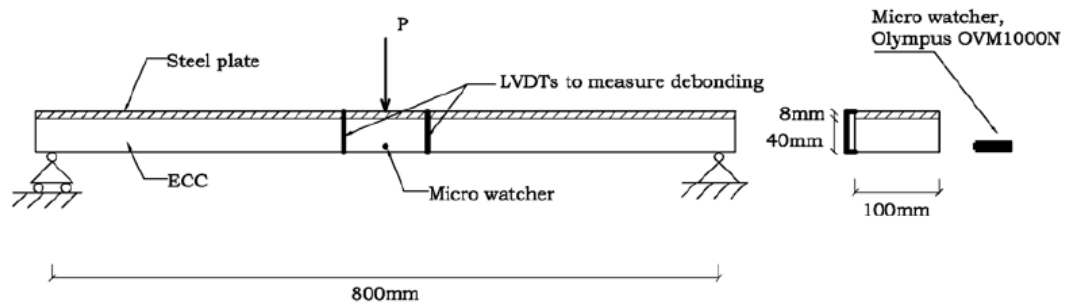
Figuur 102 Voorkomen van onthechting bij de HSB methode met een ongescheurde zone [44]

Het bovenstaande doet vermoeden dat de spanningsconcentratie bij de scheurtip is gerelateerd aan de scheurwijdte. Aangezien de scheurwijdte van ECC in de strain hardening toestand beperkt is, doen zich spanningsconcentraties bij dit materiaal niet voor. In [8] wordt dit bevestigd. Figuur 103 toont aan dat vezelbeton (FRD en FRC) en traditioneel beton bij dezelfde (discrete) scheurwijdte onthechting vertonen bij de scheurtip, terwijl ECC tijdens de gehele proef niet is onthecht.

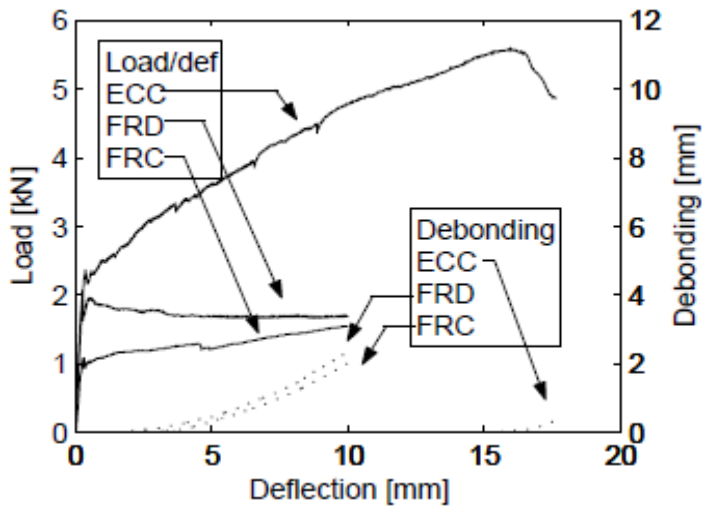


Figuur 103 Resultaat onthechttingsproeven: Relatie tussen belasting driepunts buigproef en scheurwijdte (of rek) [8]

De onthechttingsproeven van [8] kunnen gebruikt worden om wat dieper te analyseren wat de hechtingscapaciteit is van ECC. In Figuur 104 is de opstelling van de driepunts buigproef getoond. Door met verticaal gepositioneerde LVDT's de verplaatsing te meten, kan het moment van onthechting in kaart worden gebracht. Tevens is een micro watcher gebruikt voor het meten van scheurwijdten. Het resultaat van de buigproef is weergegeven in Figuur 105. Bij het gebruik van ECC als overlaging treedt onthechting in een laat stadium op.

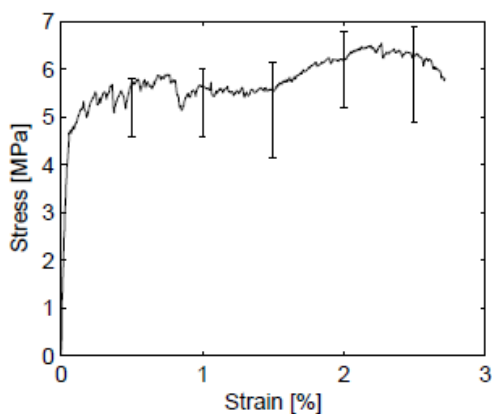


Figuur 104 Opstelling driepunts buigproef Walter [8]



Figuur 105 Kracht-verplaatsing diagram van ECC, FRC en FRC en hun bijbehorende moment van onthechting [8]

Walter heeft met hetzelfde ECC mengsel trekproeven uitgevoerd. Het resultaat hiervan is weergegeven in Figuur 106.

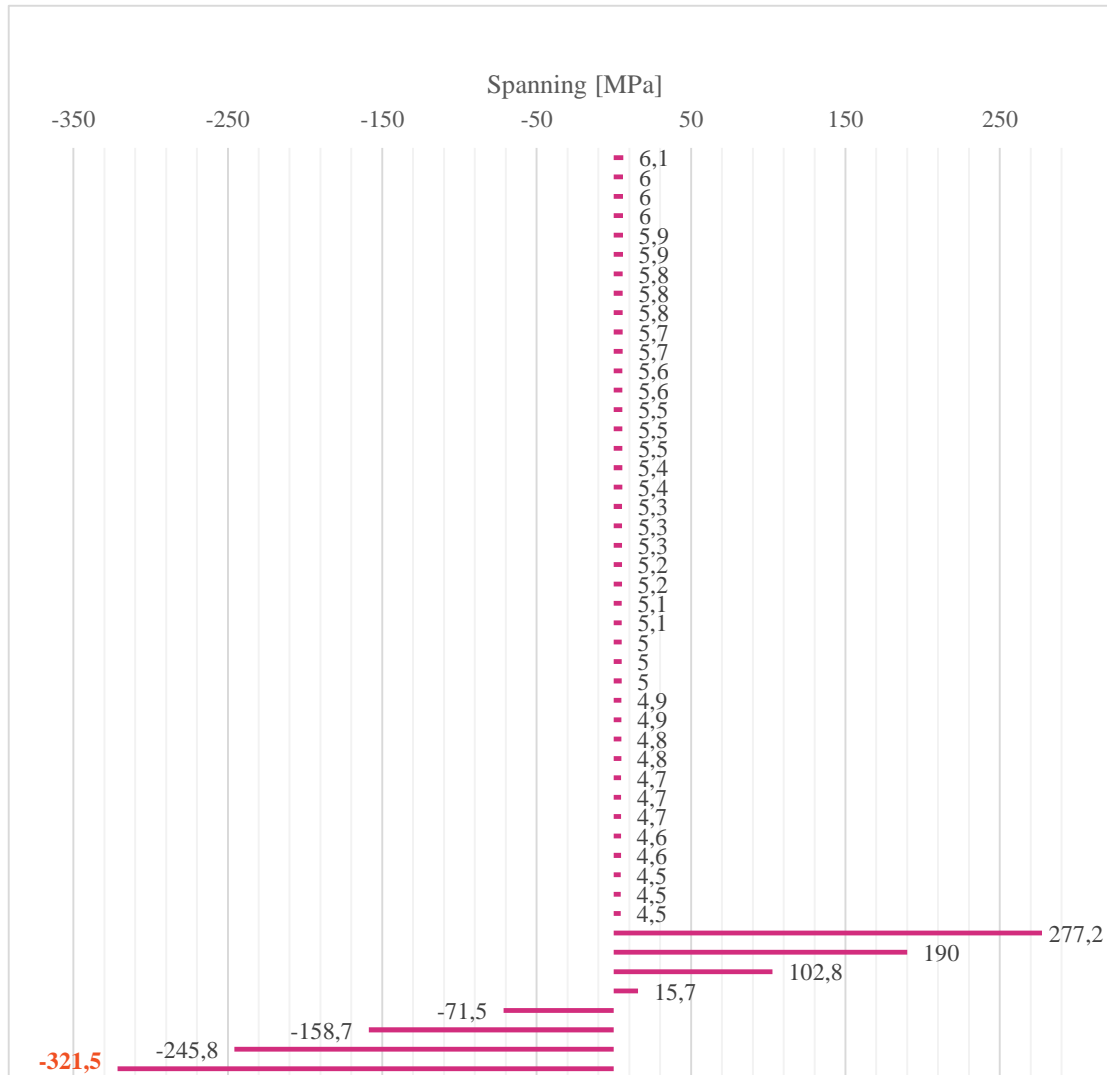


Figuur 106 Spanning-rek relatie van trekproeven met ECC uit [8]

Door met het meerlagenmodel uit hoofdstuk 6 de spanningsverdeling te simuleren, kan inzicht worden gekregen in het moment van onthechting. Uit Figuur 105 valt te herleiden dat onthechting bij een kracht groter dan 5 kN optreedt. Met het bijbehorende buigmoment en de spanning-rek relatie uit Figuur 106 (die



geschematiseerd is met een hardeningmodulus) kan de spanningsverdeling verkregen worden die optreedt vóór het moment van onthechting. Het ECC is gemodelleerd met een E-modulus van 20 GPa. De stalen dekplaat is gemodelleerd met een E-modulus van 210 GPa, een vloeispanning van 310 MPa en een treksterkte van 510 MPa. Het resultaat hiervan is weergegeven in Figuur 107.



Figuur 107 Simulatie spanningsverdeling met input uit [8]. Rood gekleurde waarde is gevloeid staal.

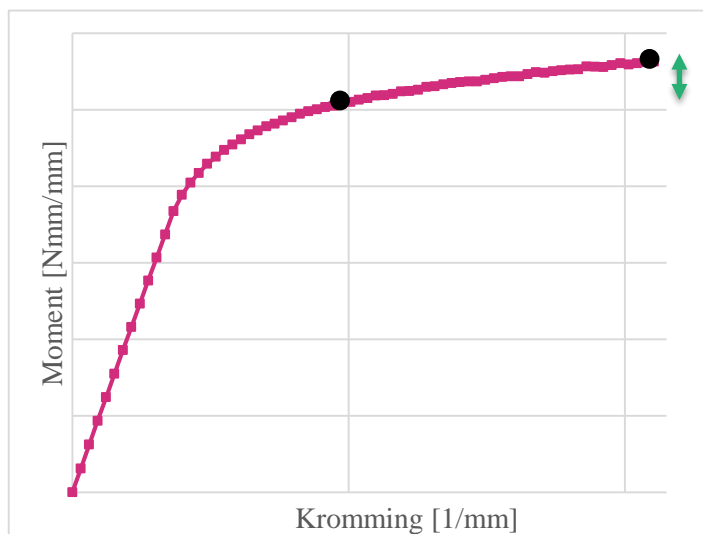
Duidelijk te zien is dat het staal in de onderste laag een drukspanning van 321 MPa heeft bereikt, wat betekent dat het staal is gaan vloeien. Tevens zijn alle ECC-laagjes de scheursterkte gepasseerd. Met deze spanningsverdeling is het ECC nog steeds gehecht aan de stalen plaat. Uit de uiterste spanning van het ECC valt te herleiden dat het strain-hardening gebied bijna geheel is benut. Dit doet vermoeden dat ECC onthecht bij het ontstaan van een discrete scheur (strain softening). Het is in ieder geval zeker dat ECC uitstekend hecht als het gaat om dit faalmechanisme.

## 8 Herverdeling van momenten

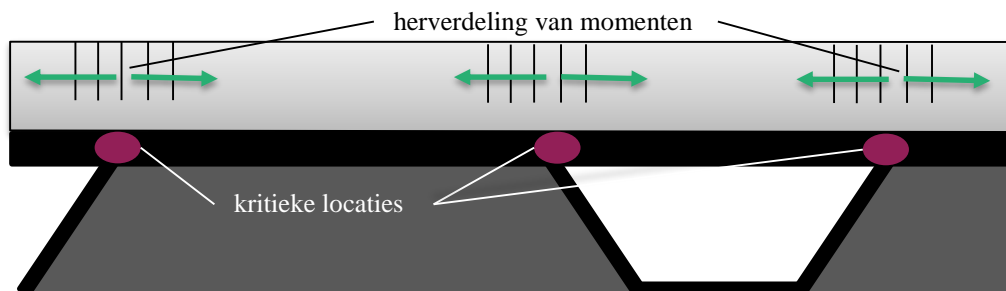
### 8.1 Essentie herverdeling van momenten

Door de statisch onbepaalde aard en als gevolg van het niet-lineair-gedrag van de ECC overlaging, zullen buigmomenten die optreden in de samengestelde plaat herverdelen. De scheurvorming in het ECC zorgt er immers voor dat niet overal dezelfde buigstijfheid (lees: moment-kromming relatie) van de plaat aanwezig is. Hierdoor kunnen zones met grotere momenten hun belasting overdragen naar minder belaste gebieden met een hogere buigstijfheid, waardoor ECC veel efficiënter benut kan worden (zie Figuur 110).

Door herverdeling van momenten worden ongunstige gevolgen van een extreme verkeersbelasting gemitigeerd, omdat het buigmoment kleiner is dan bij lineair-elastisch gedrag (zie Figuur 108). Een kleiner buigmoment betekent immers dat er minder stijfheidsverlies (lees: nascheurgedrag) zal optreden, waardoor een volgende belasting minder spanningsconcentraties in het staal veroorzaakt. Daarnaast zal een belasting bij een dergelijk gescheurd scenario óók onderhevig zijn aan herverdeling van momenten, omdat het ECC lokaal een stijfheidsreductie heeft ondergaan (zie Figuur 109).

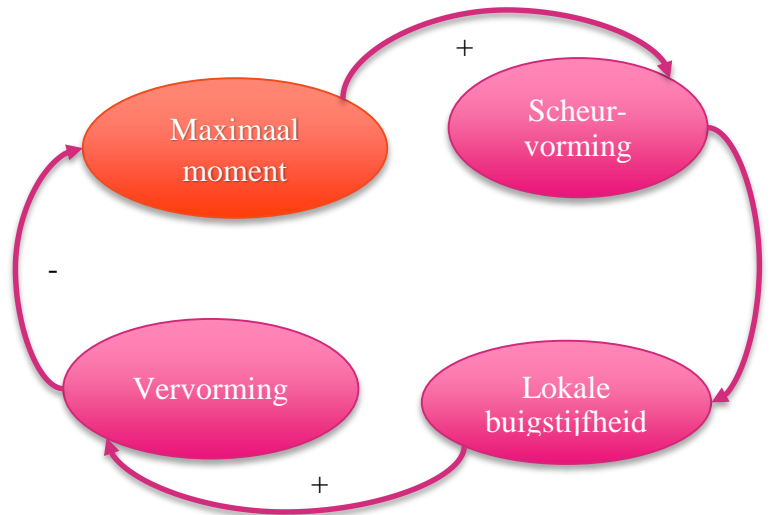


Figuur 108 Door herverdeling van momenten mitigeert het buigmoment waardoor stijfheidsreductie wordt beperkt



Figuur 109 Gescheurd scenario na extreme verkeersbelasting: Na scheurvorming ook herverdeling van momenten. Kritieke locaties worden hierdoor minder belast.

Het principe van herverdeling van momenten kan eenvoudig geïmplementeerd worden met het eerder geïntroduceerde vereenvoudigde mechanicamodel uit paragraaf 3.3. Het model heeft immers één statisch onbepaalde kracht door de symmetrische belasting: het steunpuntsmoment. De statisch onbepaalde aard zorgt ervoor dat deze reactiekracht afhankelijk is van de vervormingen. Indien boven de trogbenen scheurvorming optreedt, zullen de vervormingen toenemen. Als gevolg hiervan mitigeert het steunpuntsmoment, wat gunstig is voor de spanningsreductie in de dekplaat. De kritieke locatie die vermoeiing vertoont, is immers ter plaatse van de trogbenen. Het causaal verband van de herverdeling is weergegeven in Figuur 110.



Figuur 110 Causaal verband herverdeling van momenten

## 8.2 Methoden in literatuur

In de literatuur zijn twee methoden bekend om de effecten van momentenherverdeling te bepalen: de plastische scharnier methode en de EI-methode. Beiden zijn beschreven in bijlage B1.1 en hebben de moeilijkheid dat er onbekende parameters (lengte van plastische scharnier resp. lengte gereduceerde E-modulus) geschat moeten worden om betrouwbare resultaten te genereren. Zowel de Eurocode als de Japanse richtlijn eisen/bevelen aan dat een dergelijke methode geverifieerd wordt met experimentele methoden. Om deze reden wordt in paragraaf 8.4 een model ontwikkeld waarbij een dergelijke verificatie van modelparameters overbodig is.

Opgemerkt moet worden dat methoden waarbij vervormingen worden bepaald met vergeet-mij-nietjes en vervolgens worden opgeteld, in dit geval niet gebruikt mogen worden. Superpositie van vervormingen gaat immers niet op bij niet-lineair gedrag. Deze methode is beschreven in [45].

## 8.3 Aannames

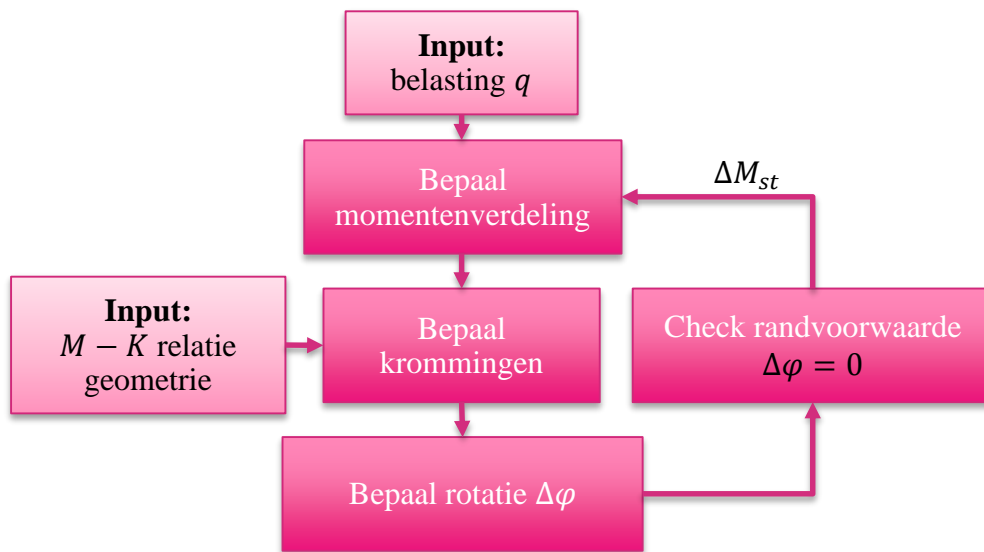
Bij het model dat is beschreven in paragraaf 8.4 wordt gebruik gemaakt van de volgende aannames:

1. Het eerder geïntroduceerde vereenvoudigde mechanicamodel wordt aangenomen (zie par. 3.3).

2. Het Euler-Bernoulli liggermodel wordt aangenomen, wat inhoudt dat vlakke doorsneden na buiging vlak blijven. Schuifvervormingen worden verwaarloosd.
3. De belasting wordt symmetrisch aangenomen (zie par. 3.7.1).

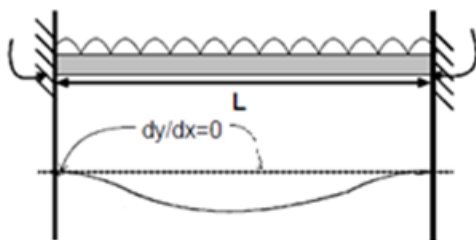
## 8.4 Beschrijving niet-lineair liggermodel

Om de herverdeling van momenten te bepalen, is een niet-lineair liggermodel ontwikkeld met het rekenpakket Matlab. De broncode van het model is bijgevoegd als bijlage B8.1. Een processchema van het niet-lineair liggermodel is weergegeven in Figuur 111.



Figuur 111 Processchema niet-lineair liggermodel

Door de symmetrie van zowel de belasting als het mechanicamodel zijn de steunpuntmomenten identiek. De symmetrie zorgt er tevens voor dat de maximale doorbuiging ligt bij  $x = \frac{1}{2}l$ . Dit betekent dat de rotatie in dat punt gelijk is aan  $\varphi(\frac{1}{2}l) = 0$ . Daarnaast zorgt het mechanicamodel voor de randvoorwaarde bij de inklemming(en):  $\varphi(0) = \varphi(l) = 0$ . Figuur 112 geeft deze randvoorwaarden weer.



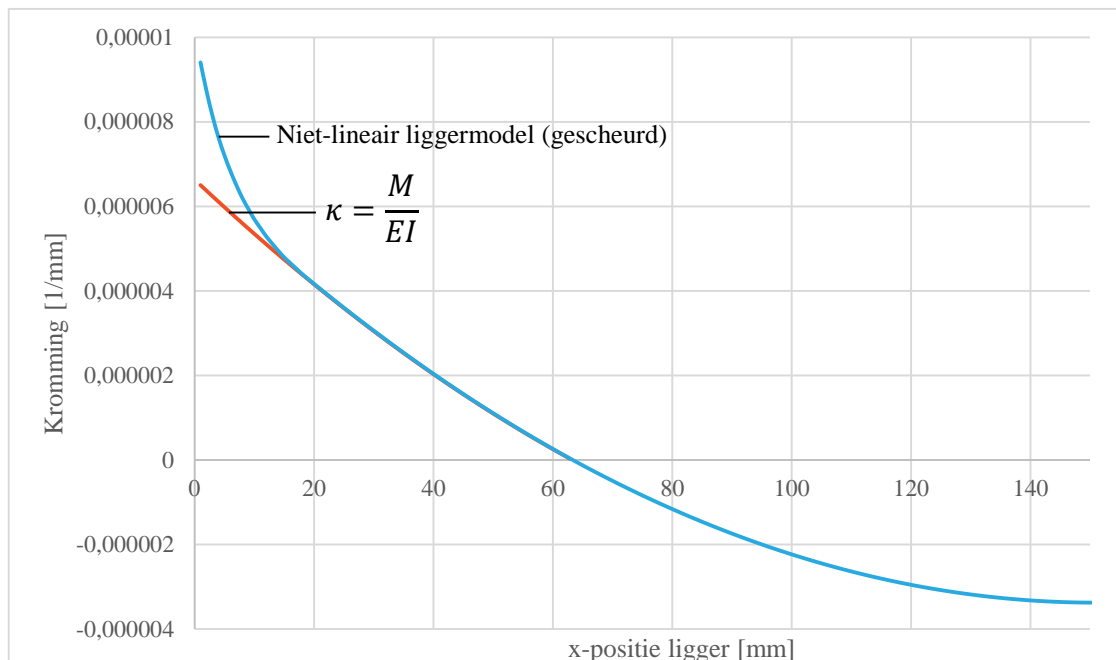
Figuur 112 Randvoorwaarden mechanicamodel

Met de belasting kan de momentenlijn bepaald worden met allereerst de aanname dat het systeem zich lineair-elastisch gedraagt (dus zonder herverdeling van momenten).

In dat geval zou bij een uniform verdeelde belasting de volgende momentenverdeling optreden:

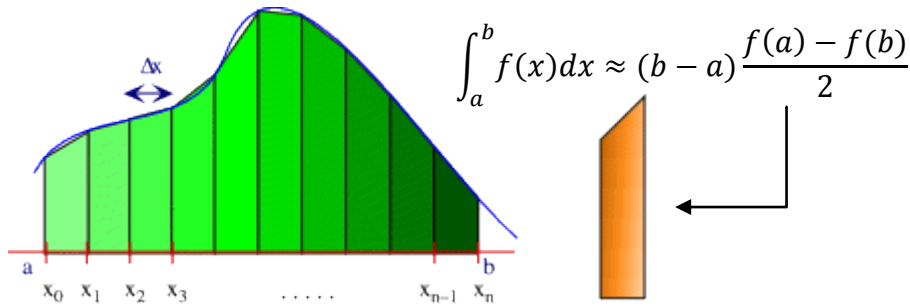
$$M = M_{st;LE} - \frac{1}{2}qx^2 + \frac{1}{2}ql, \text{ waarbij } M_{st;LE} = -\frac{1}{12}ql^2.$$

Indien de niet-lineaire moment-kromming relatie bepaald is met het meerlagenmodel uit hoofdstuk 6, dan kunnen de bijbehorende krommingen bepaald worden (zie Figuur 113). Het meerlagenmodel berekent echter momenten bij een gegeven kromming, terwijl het proces bij het niet-lineair liggermodel omgekeerd is: de krommingen worden bepaald bij momenten. Om deze reden dient - alvorens het liggermodel uit te voeren - de gehele moment-kromming relatie verkregen te worden. Door middel van een lineaire interpolatie tussen alle punten in het moment-kromming diagram kan voor elk moment een kromming bepaald worden. Uiteraard wordt de ligger door de numerieke aard van het model gediscretiseerd in doorsneden met een eindige liggerlengte  $\Delta x$ . De krommingen van ongescheurde doorsneden (waar  $M < M_{cr}$ ) kunnen eenvoudig bepaald worden met:  $\kappa = \frac{M}{EI}$ .



Figuur 113 Krommingen in ligger bepaald met niet-lineair liggermodel

Het integreren van deze krommingen over een bepaalde lengte van de ligger resulteert in het rotatieverschil  $\Delta\varphi$  tussen twee punten. Dit wordt berekend middels numerieke integratie met de trapeziumregel (zie Figuur 114). Aangezien de rotatie  $\varphi$  op  $x = 0$  en  $x = \frac{1}{2}l$  beiden gelijk zijn aan 0, moet dit rotatieverschil uitkomen op  $\Delta\varphi = 0$ . Bij een niet-lineaire moment-kromming relatie (lees: scheurvorming) wordt niet aan deze eis voldaan en dient de momentverdeling aangepast te worden. Door iteratief het steunpuntsmoment te verlagen, kan worden voldaan aan de randvoorwaarde en wordt de reële momentverdeling (met herverdeling) gevonden.



Figuur 114 Numerieke integratie met trapeziumregel

## 8.5 Convergentietest en gevoeligheidsanalyse

Om de invloed van de discretisatie te onderzoeken, is een convergentietest uitgevoerd. Uit de convergentietest blijkt dat bij een liggerlengte van 300 mm een intervallengte van 1 mm voldoende is. Variëren van de intervallengte geeft nauwelijks verschil in de resultaten.

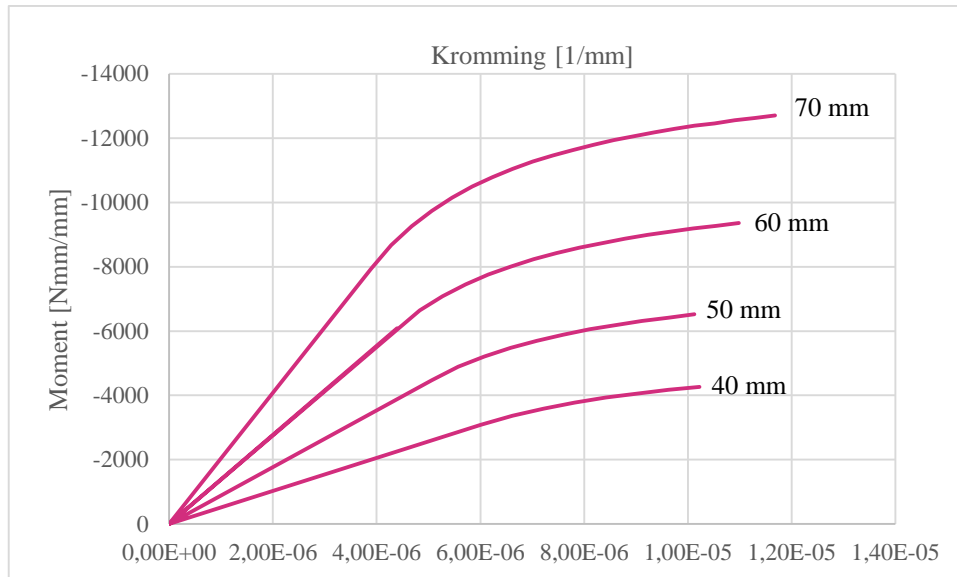
Naast de convergentietest is een gevoeligheidsanalyse uitgevoerd op enkele modelparameters. Door de numerieke aard van het model kan niet volledig worden voldaan aan de eerder beschreven randvoorwaarde van  $\Delta\varphi = 0$ . Om deze reden wordt er een tolerantie ingesteld die  $\Delta\varphi = 0$  benadert. Indien de incrementele stap in het steunpuntsmoment te groot wordt gekozen, dan zal de oplossing van het iteratief probleem niet worden gevonden en het model divergeren. Als rotatietolerantie is gekozen voor  $\varphi_{\text{tolerance}} = 0.000001 \text{ rad}$  wat een verwaarloosbaar effect heeft op de resultaten. Als incrementele stap voor het steunpuntsmoment is gekozen voor  $\Delta M_{st} = \frac{1}{1000} \cdot \frac{1}{12} ql^2$ . Deze stapgrootte bleek haalbaar te zijn t.a.v. rekentijd en niet te divergeren. Indien toch divergentie optreedt, dan dient de stapgrootte verlaagd te worden.

## 8.6 Resultaten model

### 8.6.1 Monotone belasting

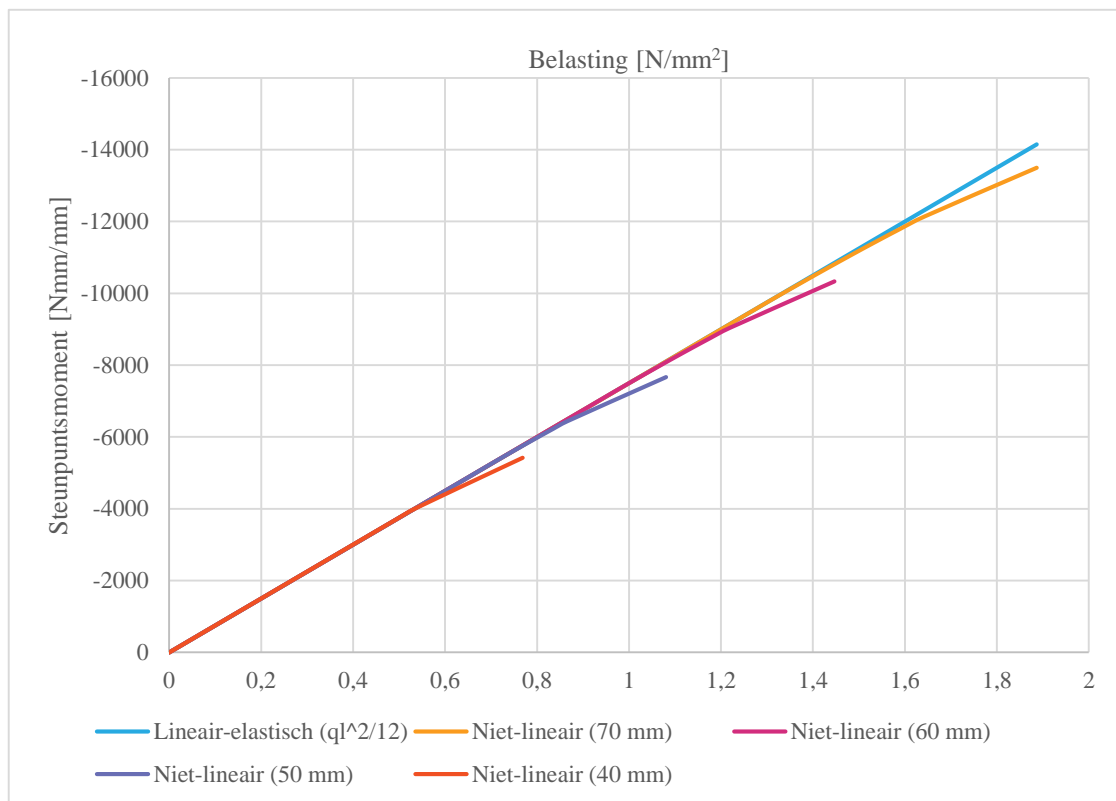
Om een gevoel te krijgen in hoeverre herverdeling van momenten effect heeft, worden verschillende overlagingdiktes gemodelleerd met het niet-lineair liggermodel. Dit wordt allereerst monotoon gedaan.

Alvorens het niet-lineair liggermodel toe te passen, wordt de monotone moment-kromming relatie bepaald met het meerlagenmodel uit hoofdstuk 6 met verschillende overlagingdiktes en een dekplaatdikte van 10 mm. Het resultaat hiervan is weergegeven in Figuur 115.



Figuur 115 Relatie tussen moment en kromming met verschillende overlagingdiktes

De moment-kromming relaties uit Figuur 115 zijn geïmporteerd in het niet-lineair liggermodel<sup>20</sup>. Hiermee is de monotone moment-belasting relatie bepaald. Het resultaat hiervan is weergegeven in Figuur 116.



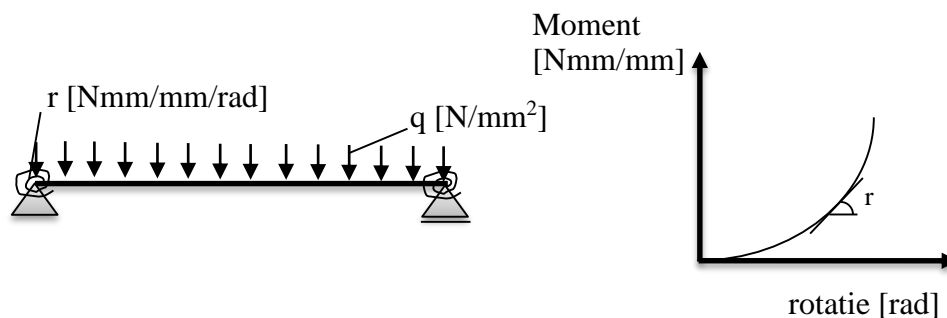
Figuur 116 Relatie tussen belasting en steunpuntsmoment ( $M - q$  relatie) voor lineair-elastisch gedrag en niet-lineair gedrag

<sup>20</sup> De moment-kromming relaties van 0 tot 10 maal de scheurkromming zijn gebruikt in het niet-lineair liggermodel. Een grotere kromming is niet in beschouwing genomen. Een grote krommingshistorie zou immers resulteren in minder spanningsreductie.

Indien de ligger zich lineair-elastisch zou gedragen, dan zou er geen momentherverdeling moeten optreden. De lichtblauwe lijn is om deze reden lineair. De overige lijnen vertonen zoals verwacht een niet-lineair gedrag, dat in beperkte mate gunstig (reducerend) is voor het steunpuntsmoment. Bijvoorbeeld, in plaats van  $M_{St;LE} = \frac{1}{12}ql^2 = -5766 \text{ Nmm/mm}$  treedt een steunpuntsmoment op van  $M_{St;NL} = -5414 \text{ Nmm/mm}$ . Dit is een bescheiden reductie van 6,5% die alleen is waar te nemen bij een grote kromming. Kortom, de monotone herverdeling van momenten is onvoldoende om de momenthistorie significant te reduceren.

## 8.6.2 Gescheurd scenario

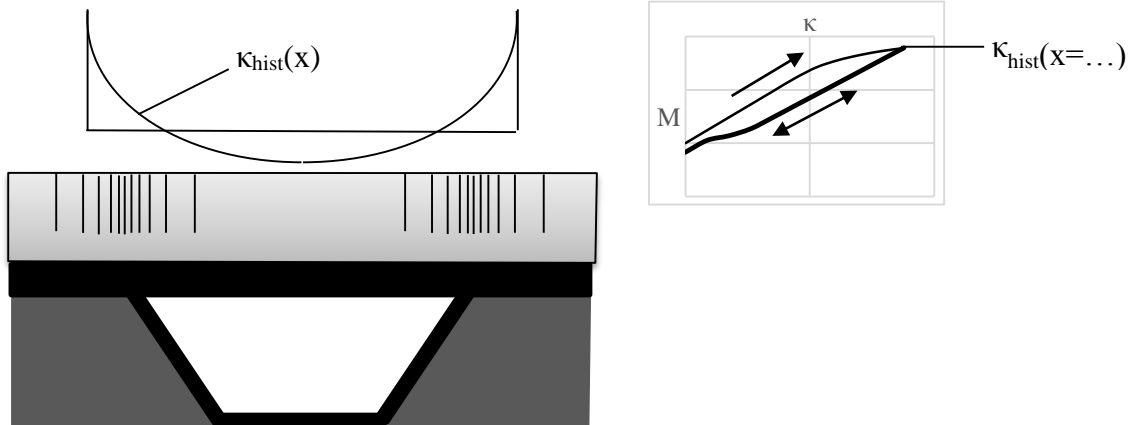
Uit paragraaf 8.6.1 blijkt dat bij monotone belasting nauwelijks herverdeling van momenten is waar te nemen. Dit kan echter anders zijn wanneer een ligger al reeds gescheurd is door een extreme monotone belasting en in de toekomst wordt herbelast. In dat geval worden de cyclische moment-kromming relaties op de gescheurde locaties toegepast in het niet-lineair liggermodel. Het mechanicasysteem gedraagt zich bij benadering als een scharnierend opgelegde ligger en bouwt langzamerhand de rotatiestijfheid op bij de inklemmingen (zie Figuur 117). Dit zorgt voor een reductie in steunpuntsmoment en mitigeert de spanningsconcentraties als gevolg van scheurvorming. Deze benadering is alleen ter illustratie opgenomen.



Figuur 117 Illustratie mechanisch gedrag bij gescheurd scenario

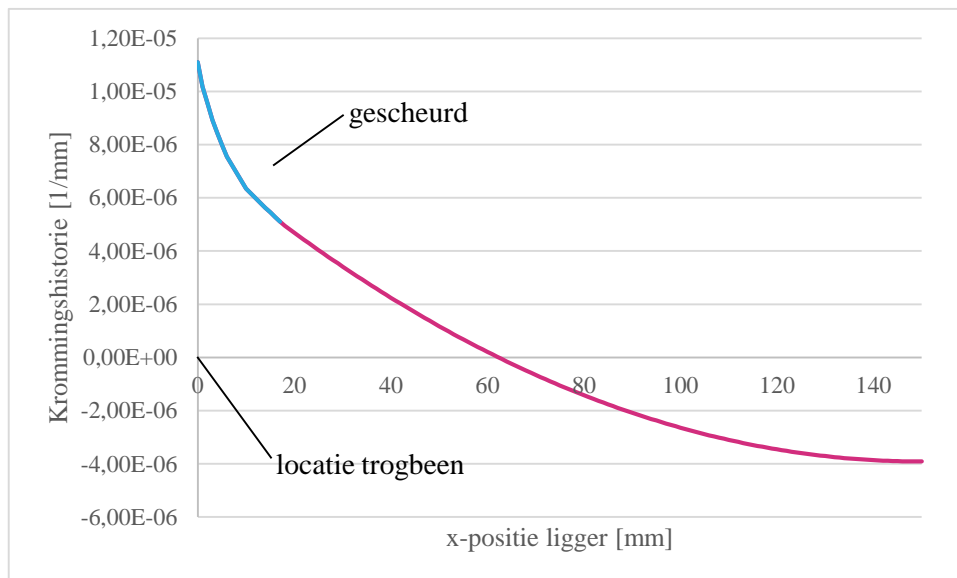
Het feit dat niet elke doorsnede dezelfde krommingshistorie heeft ondergaan door een extreme belasting maakt het nodig om voor elke doorsnede een andere cyclische moment-kromming relatie in te voeren in het model. Allereerst wordt de ligger met een LM1 belasting (zie par. 3.7.1) belast om de krommingshistorie te bepalen. Vervolgens wordt voor elke (discrete) doorsnede de cyclische moment-kromming relatie bepaald. Deze worden in het niet-lineair liggermodel geïmporteerd om de herverdeling in het gescheurd scenario inzichtelijk te maken.





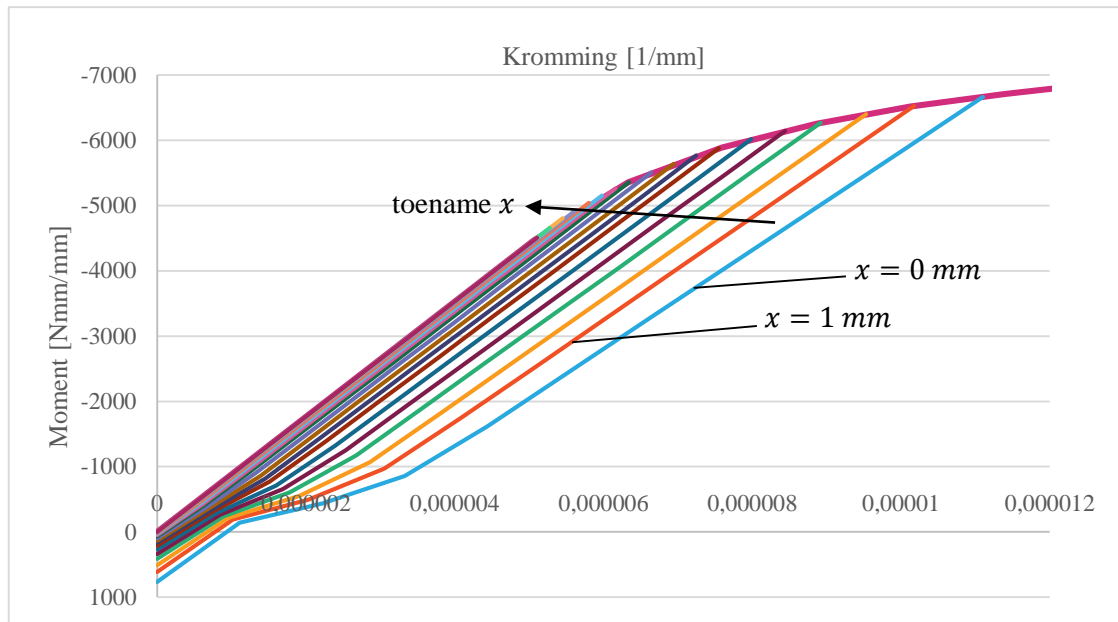
Figuur 118 Kromminghistorie en bijbehorende (geschematiseerde) scheurpatroon

De kromminghistorie met een LM1 belasting en een overlagingdikte van 50 mm is weergegeven in Figuur 119. Uit het niet-lineair liggermodel volgt dat er een gescheurde zone is met een lengte van 18 mm.



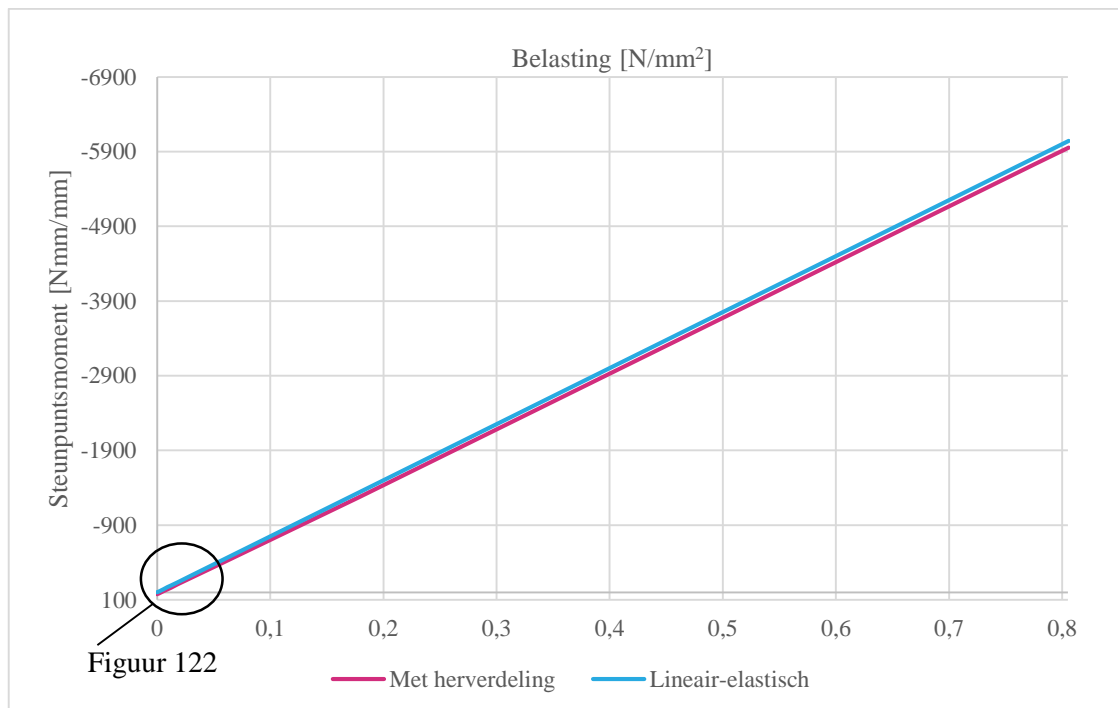
Figuur 119 Kromminghistorie na LM1 (50 mm ECC, 10 mm dekplaatdikte, zonder krimp)

Voor de (discrete) gescheurde locaties  $x=0..18$  mm zijn de cyclische moment-kromming relaties verkregen met het meerlagenmodel. Het resultaat is weergegeven in Figuur 120.



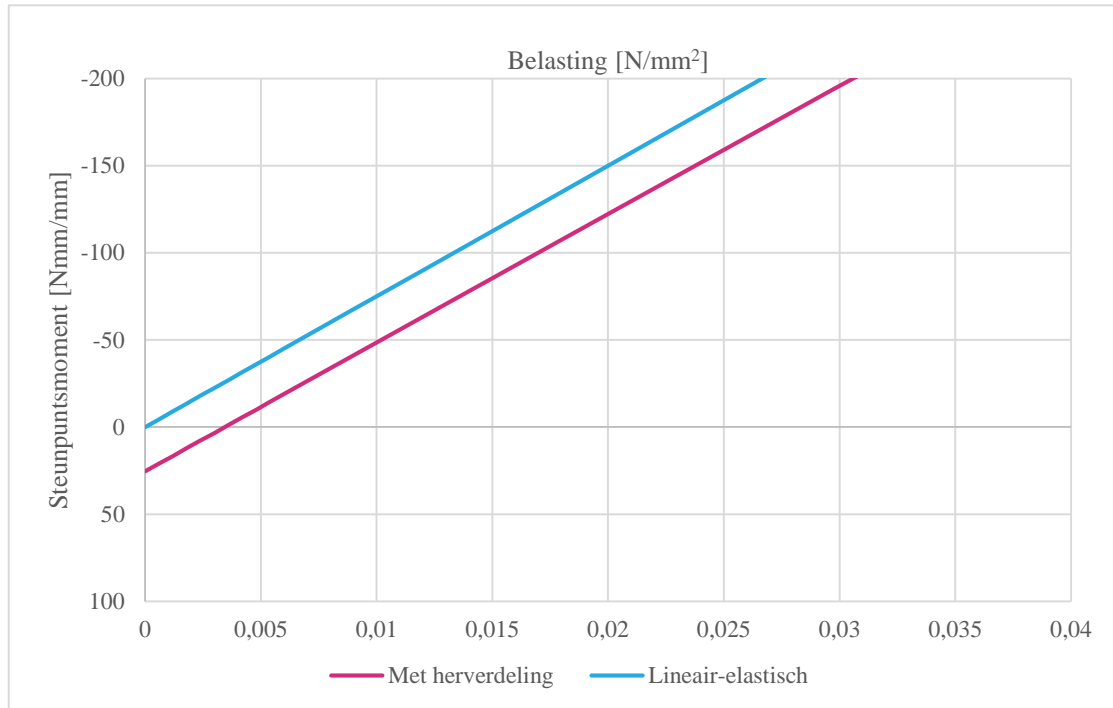
Figuur 120 Cyclische trajecten van de moment-kromming relatie voor alle gescheurde doorsneden (*LM1 belasting, 50 mm ECC, 10 mm dekplaatdikte, zonder krimp*)

Vervolgens worden alle trajecten geïmporteerd in het niet-lineair liggermodel en wordt de ligger oplopend belast. Het resultaat is de  $M - q$  relatie uit Figuur 121.



Figuur 121 Relatie tussen steunpuntsmoment boven trogbeen en belasting op dek na LM1 belastinghistorie (*50 mm ECC, 10 mm dekplaatdikte, geen krimp*)

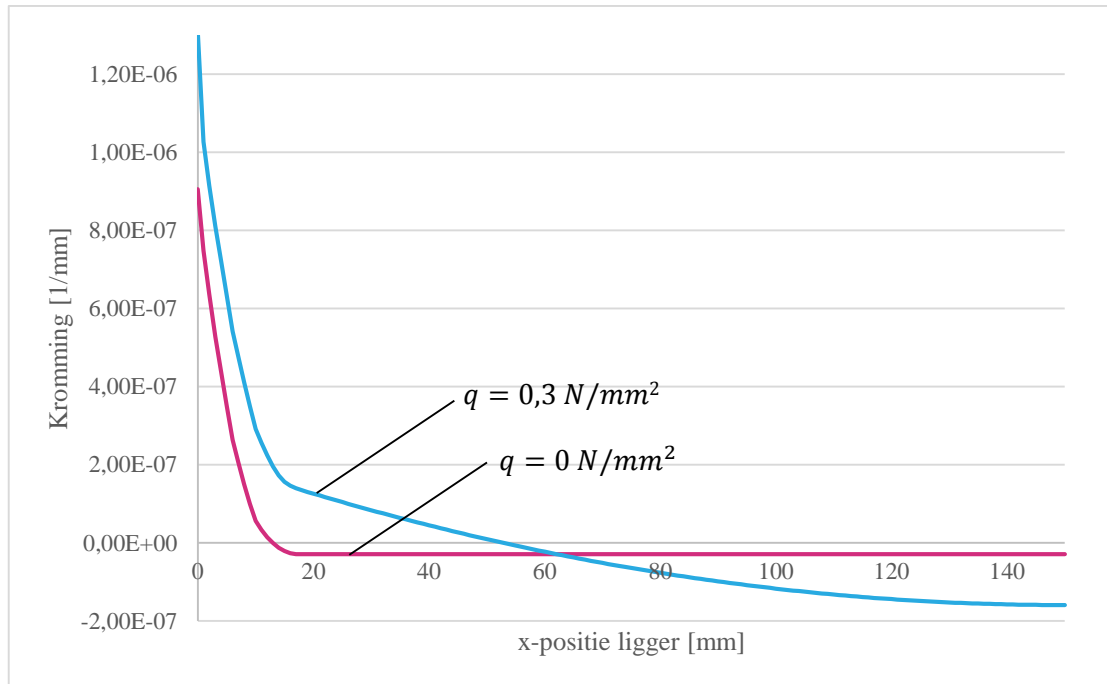
Over het hele belastingspectrum valt de herverdeling van momenten weg. Echter, voor kleine belastingen (zie Figuur 122) is er een significant verschil.



Figuur 122 Relatie tussen steunpuntsmoment boven trogbeen en belasting op dek na LM1 belastinghistorie (50 mm ECC, 10 mm dekplaatdikte, geen krimp)

Opmerkelijk is dat de ligger zelfs zonder belasting een (positief) steunpuntsmoment heeft. De verklaring hiervoor is dat na een belastinghistorie een restkromming is achtergebleven in sommige doorsneden (zie Figuur 120). Hierdoor moet de ligger

zichzelf buigen in de tegengestelde richting om aan de randvoorwaarde van Figuur 112 te kunnen voldoen. De krommingen bij  $q = 0$  zijn weergegeven in Figuur 123.



Figuur 123 Kromming in ligger bij verschillende belastingen na LM1 belastinghistorie (50 mm ECC, 10 mm dekplaatdikte, geen krimp)

Indien men de herverdeling van momenten vergelijkt met de cyclische staalspanning-moment relaties van Figuur 76, dan kan geconcludeerd worden dat de herverdeling onvoldoende is om het stijfheidsverlies als gevolg van scheurvorming te compenseren. Kortom, de spanningsreducerende werking van gescheurd ECC is minder dan bij ongescheurd ECC. Wel is er een mitigatie waardoor met ECC efficiënter ontworpen kan worden. Dit is echter een verwaarloosbare reductie.

## 9 Ontwerp ECC overlaging

Op basis van de voorgaande hoofdstukken is het mogelijk om een nominale overlagingdikte van een ECC overlaging te bepalen. Het materiaal zou immers geen kansen hebben als blijkt dat een zeer grote overlagingdikte nodig is. Een grote overlagingdikte betekent immers een grote additionele permanente belasting op de staalconstructie waardoor extra staalverstevigingen nodig zijn. Daarnaast is meer materiaalgebruik onverstandig vanuit het kostenaspect.

### 9.1 Toetskader vermoeiing

De dimensioneringsmethode berust op het vereenvoudigde mechanicamodel uit paragraaf 3.3 en het toetskader voor vermoeiing uit paragraaf 3.4.

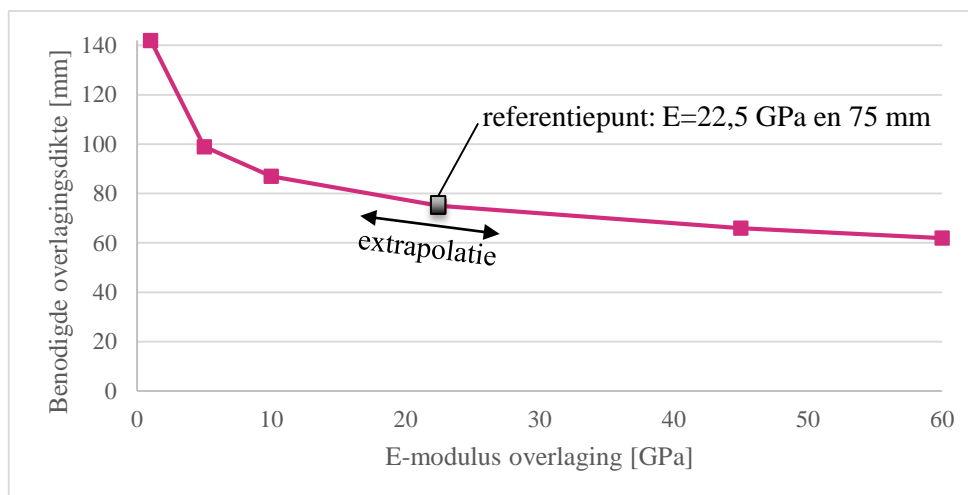
### 9.2 Lineair-elastische beschouwing

Het toetskader voor vermoeiing (zie par. 3.4) gaat ervan uit dat een overlaging die lineair-elastisch materiaalgedrag vertoont, voldoet indien deze minimaal aan de volgende eisen voldoet:

- E-modulus: 22500 MPa
- Overlagingdikte: 75 mm

De aanname is dat een dergelijke overlaging in staat is de staalspanningen voldoende te reduceren in een dekplaat met een dekplaatdikte van 10 mm. Er wordt hierbij uitgegaan van het stijfheidsprincipe uit paragraaf 6.10.

Indien deze overlaging wordt vervangen door een andere overlaging met hogere of lagere E-modulus, dan kan middels een extrapolatie een aangepaste nominale overlagingdikte berekend worden. Voor deze berekening wordt gebruik gemaakt van de lineair-elastische rekensheet uit paragraaf 6.5. Het resultaat is weergegeven in Figuur 124.

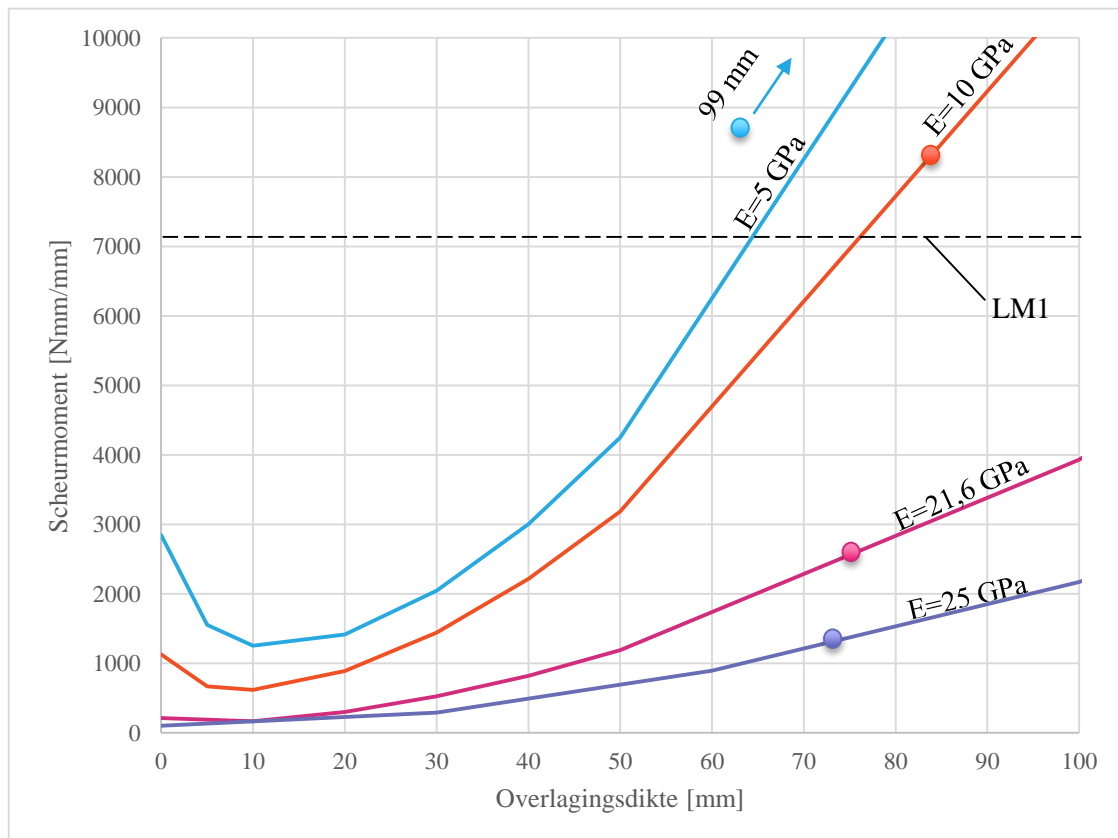


Figuur 124 Relatie tussen benodigde overlagingdikte en E-modulus overlaging

Het is duidelijk te zien dat er een niet-lineair verband bestaat tussen de benodigde overlagingdikte en de E-modulus. Het verlagen van de E-modulus leidt tot een grotere overlagingdikte bij een zelfde staalspanningsreductie.

De benodigde overlagingdikte met de ongescheurde E-modulus van ECC (21,6 GPa), zou 76 mm zijn. Dit is slechts 1 mm meer dan de dikte die benodigd is met (gescheurd) HSB. Indien men kan aantonen dat ECC ongescheurd blijft gedurende de hele levensduur, dan zou deze 76 mm dikke overlaging in staat moeten zijn om even effectief te zijn als HSB. Echter, ECC zal scheuren, waardoor de spanningsreductie in het staal kleiner zal zijn dan bij ongescheurd ECC met een overlagingdikte van 76mm. Er is namelijk in paragraaf 8.6.2 aangetoond dat gescheurd ECC minder effectief is dan ongescheurd ECC. Overigens zou het tegenstrijdig zijn om ECC te gebruiken als het nascheurgedrag niet gefaciliteerd wordt.

Het scheurmoment kan met verschillende overlagingdiktes en stijfheden met de lineair-elastische rekensheet worden berekend. Voor het overzicht is de scheursterkte (4,9 MPa) en krimpvervorming ( $500 \cdot 10^{-6}$ , kruipcoëfficiënt: 3) constant gehouden. Het resultaat is weergegeven in Figuur 125.



Figuur 125 Relatie tussen scheurmoment en overlagingdikte voor verschillende ongescheurde stijfheden (de minimale dikte t.a.v. spanningsreductie is aangegeven met de gekleurde stippen)

Het blijkt dat vanaf een stijfheid van 30 GPa de overlaging scheurt door alleen de krimpspanning. De hoge E-modulus zorgt er immers voor dat de krimpspanning hoger uitkomt. Hierdoor moet HSB bijv. alleen al gewapend worden om krimp-scheuren te beheersen. De scheurverdeling van HSB is immers niet zo gunstig als bij ECC. Daarnaast verliest men reeds stijfheid zonder verkeersbelasting (alleen

krimpspanning). Kortom, de keuze voor een stijve overlaging betekent het introduceren van grotere krimpkrachten, waardoor de overlaging eerder zal scheuren.

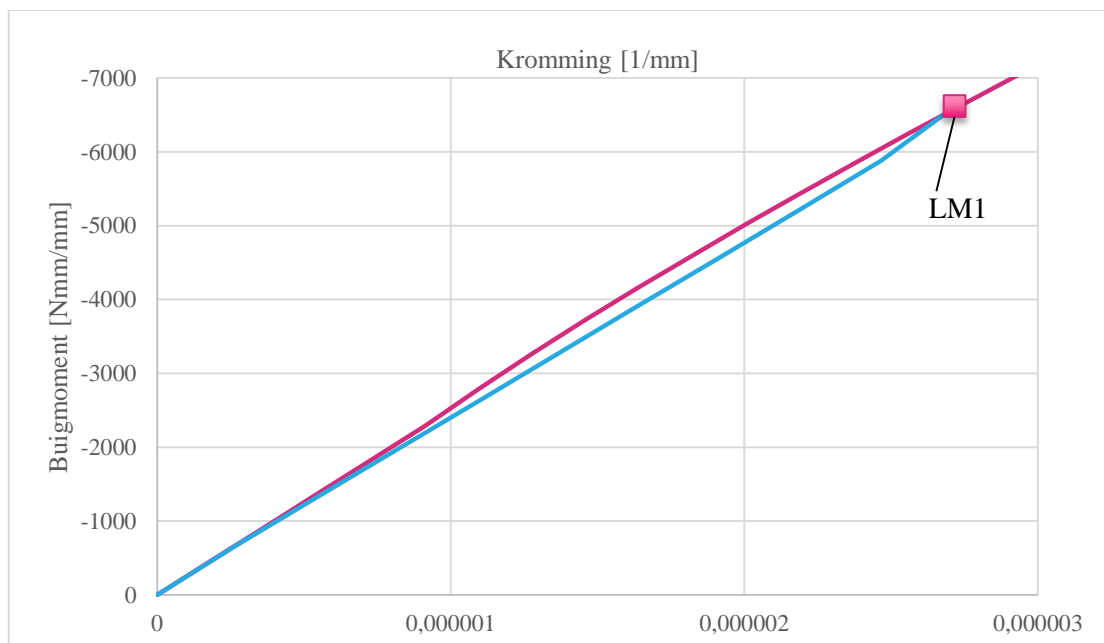
Een overlaging met een lage ongescheurde stijfheid zoals ECC is minder gevoelig voor kripscheuren doordat de krimpspanning kleiner is. Echter, een ECC overlaging zal toch scheuren bij een LM1 belasting indien de overlagingsdikte niet groot genoeg is. Het snijpunt van de roze lijn in Figuur 125 en de onderbroken lijn ligt bij 136 mm. Deze dikte is nodig indien niet-scheuren het criterium zou zijn. In paragraaf 9.3 wordt ingegaan op de overlagingsdikte bij een niet-lineaire beschouwing.

Opvallend is dat bij een E-modulus van 10 GPa scheurvorming niet meer maatgevend wordt. Er is bij 10 GPa volgens Figuur 124 een overlagingsdikte nodig van 84 mm. Bij deze overlagingsdikte scheurt deze niet bij een LM1 belasting. Hetzelfde geldt bij lagere stijfheden. Hiermee is aangetoond dat stijvere overlagingen niet altijd beter hoeven te presteren.

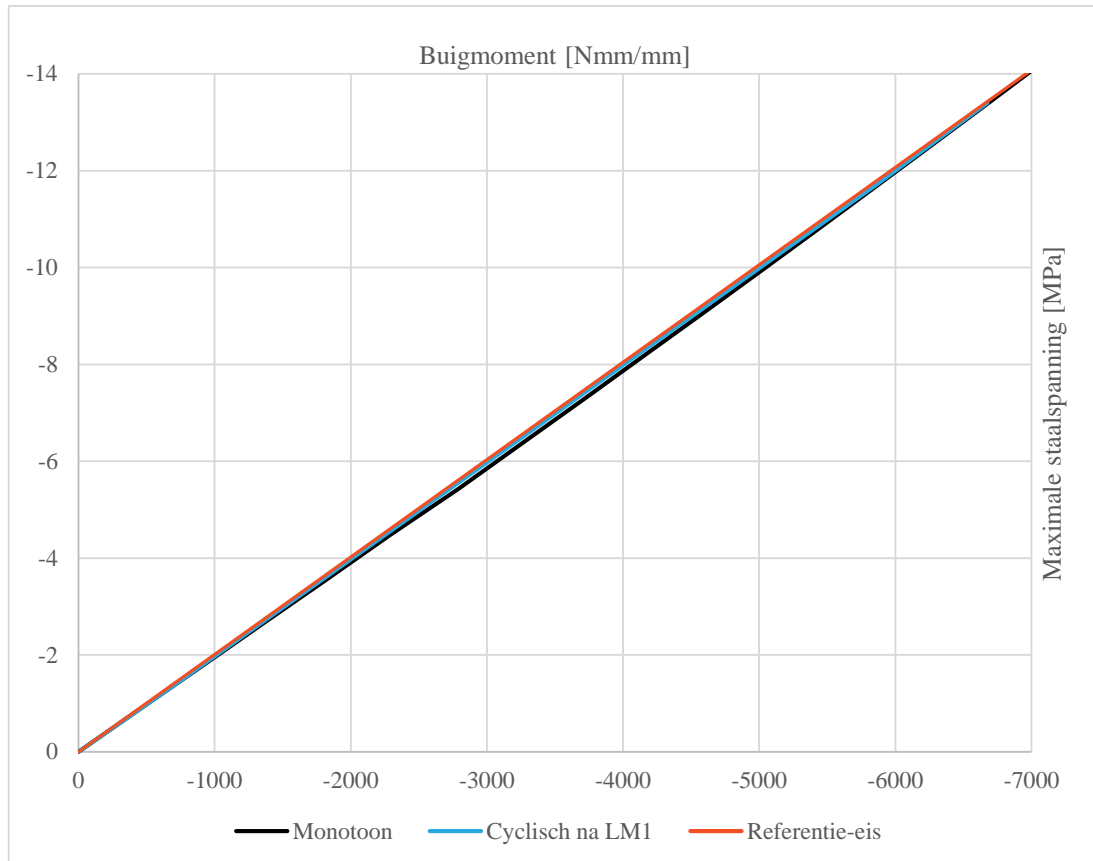
### 9.3 Niet-lineaire beschouwing

In paragraaf 9.2 is gezien dat ECC op zijn minst 76 mm dik moet zijn om in voldoende mate de staalspanningen te reduceren. Dit was gebaseerd op ongescheurd ECC. Echter, een ECC overlaging moet 136 mm dik zijn indien men het ongescheurd wil laten blijven bij een LM1 belasting. Kortom, de vraag is wat er gebeurt tussen de 76 mm en 136 mm laagdikte.

Allereerst wordt er gekeken naar de moment-kromming relatie en staalspanning-moment relatie van een ECC-staal doorsnede met een overlagingsdikte van 76 mm. Deze zijn weergegeven in Figuur 126 resp. Figuur 127.



Figuur 126 (Cyclische) moment-kromming relatie (roze: monotoon, lichtblauw: cyclisch) (76 mm ECC, 10 mm dekplaatdikte, met krimp, LM1 belastinghistorie)



Figuur 127 (Cyclische) staalspanning-moment relatie (76 mm ECC, 10 mm dekplaatdikte, met krimp, LM1 belastinghistorie)

Duidelijk te zien is dat de moment-kromming relaties (Figuur 126) het lineair-elastisch gedrag benaderen waardoor de herverdeling van momenten verwaarloosbaar klein is. Daarnaast heeft scheurvorming (door LM1 belastinghistorie) ertoe geleid dat bij ontlasten en herbelasten niet meer het originele staalspanning-moment traject wordt gevolgd. De trajecten wijken echter nauwelijks van elkaar af. Hetzelfde geldt voor de staalspanning-moment relatie. De staalspanning-moment relatie blijft verrassend genoeg in Figuur 127 over het gehele momentspectrum (zonder herverdeling) onder de referentielijn. Hiermee is aangetoond dat volgens het toetskader een ECC overlaging van 76 mm even effectief is als de referentie.

Een verklaring voor het bovenstaande is al reeds beschreven in paragraaf 6.11.3. Door de krimprek blijft ECC in de actieve tak van het cyclische spanning-rek diagram waardoor men nog steeds nascheurgedrag overhoudt. Daarnaast zorgt de lage ongescheurde E-modulus ervoor dat het ECC niet ver in het niet-lineair gebied van het spanning-rek diagram komt. De lage E-modulus trekt immers minder spanningen aan. Hierdoor zal het cyclisch nascheurgedrag gunstiger zijn voor de spanningsreductie in het staal (zie par. 5.2). Kortom, scheurvorming is minder maatgevend met deze belastinghistorie in combinatie met een overlagingdikte van 76 mm. Indien er minder spanningsreductie in het staal benodigd zou zijn (bijv. met een grotere dekplaatdikte), dan zou men de overlaging met een kleinere dikte kunnen ontwerpen. Hierdoor zal het ECC een grotere rekhistorie ondergaan waardoor de niet-lineaire beschouwing aanzienlijk kan afwijken van de lineair-elastische beschouwing. In dat geval kan er



ook gekeken worden naar herverdeling van momenten, door een grotere plaatselijke stijfheidsverschil.

## 9.4 Globale brug specifieke effecten

Alhoewel het uitgangspunt was om alleen de lokale krachtswerking van de overlaging te beschouwen, kan men niet ontkennen dat de globale krachtswerking invloed kan hebben op de prestaties van de overlaging.

In hoofdstuk 6 is aangetoond dat ECC minder in staat is om staalspanningen te reduceren bij een grote rekhistorie. Indien er globale momenten ontstaan in de dwarsrichting, door bijv. kokerliggers (zoals bij de Muiderbrug), dan zal het ECC op deze locaties zijn effectiviteit verliezen. De globale momenten zorgen immers voor extra rek naast de rekken als gevolg van lokale belastingen. Een gunstig aspect hierbij is, dat ECC door zijn verdeelde scheurpatroon altijd zal voldoen t.a.v. scheurwijdte. Alhoewel lokale wapening op deze locaties zeer effectief kan zijn voor de spanningsreductie in het staal zal bij de uitvoering een geheel ongewapende overlaging de voorkeur verdienen. Het toepassen van een grote overlagingdikte zou in dat geval meer voordelen kunnen hebben. Opgemerkt moet worden dat de herverdeling van momenten zoals die is waargenomen in hoofdstuk 8, wellicht ook mitigerend kan zijn voor de nadelige effecten van de globale krachtswerking. Om deze reden wordt dan ook aanbevolen om een vervolgstudie te doen naar de globale brug specifieke effecten op een ECC overlaging.

## 9.5 Conclusie

De vorige paragrafen laten zien dat met ECC een spanningsreducerende overlaging ontworpen kan worden gebaseerd op een belastinghistorie en de benodigde spanningsreductie in het staal (d.m.v. de referentie). Met beperkte overlagingdikten kan dezelfde effectiviteit<sup>21</sup> als bij een HSB overlaging verkregen worden. Dit komt door o.a. de lage E-modulus en de capaciteit van ECC om in het nascheurgedrag nog steeds actief te zijn (door de krimprek).

---

<sup>21</sup> Rekening houdende met de beperkingen van dit afstudeeronderzoek.

## 10 Conclusie en suggesties voor vervolgonderzoek

### 10.1 Conclusie

Nederland heeft te kampen met een serieus vermoeiingsprobleem van orthotrope stalen brugdekken. Alhoewel deze vermoeiingsgevoelige stalen brugdekken met succes worden versterkt met een gewapende in-situ HSB overlaging, is uit de praktijk gebleken dat deze methode uitvoeringsgevoelig is. Zo is er risico op het optreden van holle ruimten, complicaties bij het realiseren van de beoogde dekking en vroegtijdige scheurvorming door autogene krimp.

Een alternatief is het toepassen van een ultraductiele ongewapende ECC (Engineered Cementitious Composite) overlaging. In dit afstudeeronderzoek is gekeken of een ECC overlaging kansen biedt t.a.v. het oplossen/voorkomen van het vermoeiingsprobleem bij/van orthotrope stalen brugdekken. Het onderzoek is hierbij verdeeld in de volgende onderdelen:

1. Het cyclisch materiaalgedrag van ECC
2. Het cyclisch buiggedrag van ECC-staal doorsneden (bij opgelegde vervormingen)
3. Herverdeling van momenten
4. Hechting

De bevindingen worden per onderdeel in dit hoofdstuk behandeld.

#### Cyclisch materiaalgedrag ECC

De ongescheurde stijfheid van ECC is door het specifieke materiaalontwerp van het materiaal lager dan bij normale betonsoorten. Uit vervorming gestuurde trekproeven met cyclische belastinghistorie is gebleken dat het cyclisch nascheurgedrag een actief deel heeft met gescheurde stijfheid  $E_d$ . Deze stijfheid blijkt uit de resultaten omgekeerd evenredig te zijn met de rekhistorie. Het trek-druk gedrag van ECC kenmerkt zich door een restrek die overgaat in een nulspanning door het knikken van vezels en vroegtijdige introductie van drukspanningen. Doordat ECC een verdeeld scheurpatroon vertoont kan het materiaal in rekken gemodelleerd worden. Dit verdeeld scheurpatroon is echter niet geverifieerd tijdens de trekproef.

#### Cyclisch buiggedrag ECC-staal doorsnede

Het cyclisch buiggedrag van ECC-staal doorsneden kan gemodelleerd worden met een semi-analytisch laagjesmodel. Het analyseren van ECC bleek niet mogelijk met een fictieve E-modulus. Door de niet-lineaire staalspanning-moment relatie is ECC niet te modelleren met een fictieve E-modulus. Indien belastinghistorie wordt meegenomen wordt het probleem nog complexer. Om deze reden zijn niet-lineaire EEM berekeningen vereist die veel rekentijd vergen.

Doordat ECC een pseudo strain hardening gedrag heeft, kunnen spanningen zich herverdelen in een doorsnede. Hetzelfde gedrag als bij centrische trek wordt ook bij

buiging waargenomen. Echter, dit is bij buiging gunstiger, daar niet de hele doorsnede dezelfde rekhistorie ondergaat. De staalspanning als gevolg van een buigmoment blijkt na scheurvorming ongunstiger te zijn terwijl vóór scheurvorming de spanningsreductiefactor constant was. Hoe groter de momenthistorie, des te ongunstiger de staalspanning. Het vergroten van de overlagingdikte resulteert in een hogere buigstijfheid en scheursterkte. Bij dezelfde momenthistorie komt hierdoor de moment-staalspanning gunstiger uit bij een grotere overlagingdikte. Op deze wijze kan men een overlagingdikte afstemmen op de belastinghistorie en de benodigde spanningsreductie in de dekplaat.

Alhoewel het materiaalontwerp van ECC gevoelig is voor krimpvervorming, scheurt de overlaging niet doordat het materiaal een lage E-modulus heeft en krimpspanningen (door lage autogene krimp) kunnen relaxeren. Als gevolg van verkeersbelastingen zal ECC alsnog scheurvorming vertonen. Echter, de krimpspanningen zullen tegelijkertijd afnemen door de scheurvorming. De staalspanning-moment relatie wordt hierdoor nauwelijks beïnvloed door de krimpspanningen. Het blijkt zelfs dat opgelegde vervormingen gunstig zijn voor de spanningsreductie in de dekplaat, doordat het ECC wordt voorgespannen met een opgelegde rek, waardoor de actieve tak van de cyclische spanning-rek relatie wordt gefaciliteerd. Het is echter gebleken dat het kruipgedrag significant effect kan hebben op het cyclisch nascheurgedrag. Dit gedrag dient nog verder onderzocht te worden.

## Herverdeling van momenten

Door lokaal stijfheidsverlies als gevolg van scheurvorming zou een ECC overlaging in staat moeten zijn om momenten te herverdelen. Hierdoor wordt het moment op de kritieke locaties gereduceerd, hetgeen gunstig is t.a.v. vermoeiing.

Het blijkt echter dat voor monotone belastingen een bescheiden herverdeling plaatsvindt. Ook herverdeling van momenten bij cyclische belastingen (na scheurvorming) blijkt verwaarloosbaar klein te zijn.

Om deze reden is de herverdeling van momenten niet in staat om de negatieve effecten van scheurvorming te compenseren.

## Hechting

De hechting is een belangrijke eis voor een efficiënte spanningsverlagende overlaging. Er is een analyse uitgevoerd naar drie mogelijk faalmechanismen die hieronder zijn beschreven.

### *Onvoldoende schuifsterkte*

De epoxy-bauxiet hechtlaag blijkt een efficiënte hechtmethode te zijn en het wordt waarschijnlijk geacht dat dezelfde methode benodigd is bij een ECC overlaging. Het is echter onzeker of met een ander materiaal dezelfde hechtsterkten als bij HSB worden gerealiseerd. Wel is het zeker dat scheurvorming in ECC voor een hogere schuifspanning zorgt. Dit verschil is echter beperkt als de krommingshistorie wordt beperkt. De lage E-modulus schijnt nauwelijks (relatief) invloed te hebben op de schuifspanning in lineair-elastische staat.

Op basis van het bovenstaande kan geconcludeerd worden dat schuifspanningen hoger kunnen zijn bij een ECC overlaging dan bij de HSB overlaging. Echter, de schuifspanning, vermoeiingssterkte en de schuifsterkte dienen nog geverifieerd te worden.

### *Schoteleffect*

Het schoteleffect kan bij de ECC overlaging zorgen voor onthechting aan de randen. Bij de HSB methode is hiervoor een randstelprofiel toegepast. Om dit onthechtingsmechanisme uit te sluiten kan hetzelfde detail ook bij de ECC overlaging worden toegepast.

### *Spanningsconcentraties bij scheurtip*

Door spanningsconcentraties bij de scheurtip zijn (gescheurde) betonoverlagingen gevoelig voor onthechting. Uit proeven van Walter en een simulatie met het meerlagenmodel is gebleken dat ECC uitstekend hecht als het gaat om dit faalmechanisme.

## Spanningsreductie door ECC overlaging

Uiteindelijk is het hoofddoel van de ECC overlaging om de staalspanning in de dekplaat te reduceren zodat de levensduur van het brugdek verlengd kan worden. Met een vereenvoudigd toetskader is gekeken of een ECC overlaging op zijn minst even effectief kan zijn als de HSB overlaging. Hieruit is gebleken dat door de lage ongescheurde E-modulus van ECC een relatief grote overlagingdikte nodig is om voldoende spanningsreductie te realiseren. Mede hierdoor is de rekhistorie in het ECC beperkt. Om deze reden is de herverdeling van momenten weliswaar verwaarloosbaar, maar is de spanningsreductie gunstig. De overlaging is immers beperkt gescheurd. Indien de mitigerende effecten van de krimpvoorspanning worden meegenomen, gedraagt de overlaging zich bijna hetzelfde als in de lineair-elastische situatie.

Kortom, er kan een spanningsreducerende overlaging ontworpen worden met ECC, gebaseerd op de belastinghistorie en benodigde spanningsreductie. Door de strenge spanningsreductie-eis in dit afstudeeronderzoek en de lage ongescheurde E-modulus van ECC, zijn de ongunstige effecten die zijn geschetst beperkt. Hierdoor is het mogelijk om met een vergelijkbare overlagingdikte als de HSB overlaging dezelfde spanningsreductie te realiseren. Voor een minder strenge spanningsreductie-eis zou de

rekhistorie van ECC groter worden waardoor de ongunstige effecten meer zichtbaar zijn.

## Overige aspecten

Doordat het cyclisch nascheurgedrag van ECC afhankelijk is van de rekhistorie zullen globale vervormingen van het dek ook invloed hebben op de spanningsreducerende werking van de overlaging. Dit effect blijkt brugspecifiek te zijn en is om deze reden niet meegenomen in dit afstudeeronderzoek. Lokaal wapening kan in dat geval uitkomst bieden.

De moeilijkheden bij het behalen van de dekking bij de HSB overlaging was aanleiding om een alternatief te ontwikkelen. Bij HSB kan onvoldoende dekking zorgen voor corrosie van de wapening. Bij ECC zal het niet behalen van de overlagingsdikte echter effect hebben op de spanningsreductie waarmee toekomstige vermoeiingsscheuren alsnog niet uitgesloten zijn. Om deze reden verdient de kwaliteitscontrole van de overlagingsdikte bij ECC ook de aandacht.

## Eindoordeel

ECC is een veelbelovend materiaal bij de toepassing als spanningsreducerende overlaging. Alhoewel scheurvorming van ECC ongunstig is voor de spanningsreducerende werking van de overlaging, is het met het materiaal mogelijk om de overlaging hierop te ontwerpen. Dit met de kanttekening dat er nog wel enkele discussiepunten zijn en vervolgonderzoek nodig is alvorens het materiaal daadwerkelijk toegepast kan worden. Uit dit onderzoek kan geconcludeerd worden dat ECC kansen biedt om het vermoeiingsprobleem op te lossen.

## 10.2 Suggesties voor vervolgonderzoek

Gezien de omvang van het onderzoek zijn bepaalde aspecten niet beschouwd en zijn enkele aannames niet geverifieerd. Het verdient aanbeveling om deze aspecten alsnog mee te nemen en het onderzoek te verfijnen. Daarnaast heeft dit onderzoek geleid tot nieuwe vraagstukken die in de toekomst onderzocht kunnen worden. Enkele suggesties voor vervolgonderzoek zijn hieronder beschreven:

- De effectiviteit van de ECC overlaging is in dit afstudeeronderzoek met een vereenvoudigd toetskader beoordeeld. Er wordt aanbevolen om in het vervolg rekenkundig aan te tonen dat 30 jaar levensduur haalbaar is.
- In dit afstudeeronderzoek is alleen gekeken naar de dekplaatscheur bij de dwarsdrager (DPS01). Echter, zijn er ook andere vermoeiingsdetails in orthotrope stalen brugdekken. Aanbevolen wordt om de effectiviteit van een ECC overlaging ook voor deze vermoeiingsdetails te toetsen.
- Er zijn geen buigproeven uitgevoerd met ECC-staal platen of een overlaagd brugdek. Het verdient aanbeveling in de toekomst experimenten uit te voeren ter verificatie van de spanningsreductie in het stalen dek.
- Er is in dit onderzoek hoofdzakelijk gekeken naar het constructief gedrag van ECC. Andere aspecten als uitvoering, kosten, duurzaamheid, gewicht en hinder zijn niet meegenomen. Het verdient aanbeveling om in een vervolgonderzoek de integrale haalbaarheid van een ECC overlaging te onderzoeken.

- Het meerlagenmodel en het niet-lineair liggermodel zijn vereenvoudigde modellen die zijn gebaseerd op aannames. Er wordt aanbevolen om met 3D EEM berekeningen het onderzoek verder te verfijnen en de aannames te verifiëren. Ook kan het globaal (brugspecifieke) gedrag hierin worden meegenomen.
- In dit onderzoek is alleen gekeken naar de low-cycle vermoeiing van ECC. De high-cycle vermoeiing is niet meegenomen. Er wordt aanbevolen om dit gedrag en zijn effect op de functie van de overlaging te onderzoeken. Dit kan bijv. door de constitutieve relatie afhankelijk te maken van het aantal spanningswisselingen met resultaten uit vermoeiingsproeven.
- In dit onderzoek is het mechanisch gedrag vereenvoudigd tot een spanning-rek relatie waarbij is aangenomen dat scheurverplaatsingen uniform zijn verdeeld. Dit is echter niet geverifieerd. Indien men een betrouwbare overlaging wilt toepassen, dan dient geverifieerd te worden of het verdeeld scheurpatroon in het gehele gebruiksgebied van de spanning-rek relatie behouden blijft.
- ECC is een ontworpen materiaal dat kan verschillen in materiaaleigenschappen. In dit afstudeeronderzoek is gekozen voor een standaardmengsel. Het verdient aanbeveling om het materiaal verder te optimaliseren voor de toepassing als betonoverlaging.
- In hoofdstuk 6 is gebleken dat het kruipgedrag bij gescheurd ECC een significant effect kan hebben op het cyclisch nascheurgedrag. Het verdient aanbeveling om dit kruipgedrag en zijn effect op het cyclisch nascheurgedrag in een vervolgonderzoek mee te nemen.
- De hechtsterkte van ECC gehecht met een epoxy-bauxietlaag aan de dekplaat is nog niet onderzocht. Om de aanname van dezelfde hechtsterkte als HSB te verifiëren, dienen hechtproeven uitgevoerd te worden. Ook de vermoeiing van de hechting dient hierbij meegenomen te worden.

Afsluitend wilt de auteur vermelden dat ECC een unieke materiaalgedrag heeft dat ook voordelen biedt voor vele andere toepassingen. Om deze reden wordt aanbevolen om in de toekomst onderzoek te blijven doen naar (toepassingen van) ECC.

## Referenties

---

- [1] Dilsiz, G., Literatuurstudie afstudeeronderzoek G.Dilsiz. Mei 2013
- [2] Adviesbureau ir. J.G. Hageman B.V., HSB-Betonoverlagingen op stalen bruggen, rapport 6742-1-5, kennisdocument, december 2009
- [3] Adviesbureau ir. J.G. Hageman B.V., Hinder Arme Beton Overlaging, RWS-Prijsvraag “Minder verkeershinder bij renovatie stalen bruggen”.
- [4] Jong, F.B.P. de, Renovation techniques for fatigue cracked orthotropic steel bridge decks. Proefschrift, Technische Universiteit Delft, 9 januari 2007.
- [5] Problematiek stalen rijdekken (PSR), RWS; levensduur verlengende oplossingen. Brainstormsessies.
- [6] Kunieda, M. en K. Rokugo, Recent progress on HPFRCC in Japan. Journal of Advanced Concrete Technology Vol. 4, No. 1, Blz. 19-33.
- [7] Hordijk, D., Vezelbetonoverlaging voor stalen bruggen - discussiestuk betreffende aan te houden “filosofie”, 13 januari 2012 (niet-openbaar document)
- [8] Walter, R., Cement-Based Overlay for Orthotropic Steel Bridge Decks: A Multi-Scale Modeling Approach. Dissertatie Technische Universiteit van Denemarken, 2005.
- [9] Li, V.C., From micromechanics to structural engineering – the design of cementitious composites for civil engineering applications, Journal of Structural Mechanics and Earthquake Engineering, 1993.
- [10] Concrete Construction Engineering Handbook 2nd Edition
- [11] Naaman, A.E., Engineered steel fibers with optimal properties for reinforcement of cement composites. Journal of Advanced Concrete Technology, vol 1, no 3, 2003.
- [12] Recommendations for Design and Construction of HPFRCC with Multiple Fine Cracks, Japan Society of Civil Engineers. March, 2008.
- [13] Kesner, K.E., S. Billington en K. Douglas, Cyclic Response of Highly Ductile Fiber-Reinforced Cement-Based Composites. ACI Materials Journal 2003-9.
- [14] Zhou, J., Modelling the performance of ECC repair systems under differential volume changes. Proefschrift TU Delft 2007
- [15] Zhang, J., Gao, Y., Wang, Z., Evaluation of Shrinkage Induced Cracking Performance of Low Shrinkage Engineered Cementitious Composite by Ring Tests, Composites: Part B (2013), doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.compositesb.2013.03.012>

- [16] Kanda., T. en V. Li. Multiple cracking sequence and saturation in FRCC. Concrete Research and Technology, Japan Concrete Institute, 9 (2), 1-15.
- [17] Marshall, D. and Cox, B.N. "A J-integral Method for Calculating Steady-State Matrix Cracking Stress in Composites," Mechanics of Materials 7, 127-133, 1988.
- [18] Kanda, T. and Li, V.C. 2006. Practical design criteria for saturated pseudo strain hardening behavior in ECC. J. Adv. Concrete Technol., 4(1), 59–72.
- [19] U.S. Patent 7241338 B2, Sprayable, strain-hardening cementitious compositions
- [20] Qian, S.Z., J. Zhou en E. Schlangen, Self-Healing Behavior of Engineered Cementitious Composites. International RILEM Conference on Advances in Construction Materials Through Science and Engineering, Blz. 523-529
- [21] Onderzoek TU Delft, J.S. Kim en H.E.J.G. Schlangen, Self healing capacity of ECC under flexural cyclic load
- [22] Design Manual for Orthotropic Steel Plate Deck Bridges, American Institute of Steel Construction (AISC), 1962
- [23] Presentatie David Gration, Arup, Platform Stalen bruggen
- [24] NEN-EN 1991-2+C1:2011
- [25] NEN-EN 1991-1-5+C1:2011/NB:2011 Figuur NB.3 – 6.2.b
- [26] Shionaga, R. and W. Pansuk, Experimental Report for PVA-ECC., 20 november 2006.
- [27] Hordijk, D., Local approach to fatigue of concrete, PhD-thesis, Department of Concrete Structures, Faculty of Civil Engineering, Delft University of Technology, the Netherlands, 1991.
- [28] Neuber H. Der zugbeanspruchte flachstab mit optimalem querschnittsübergang. Forschung im Ingenieurwesen, 1969, 35, No.1, 29–30.
- [29] Grünewald, S., Performance-based design of self-compacting fibre reinforced concrete. Proefschrift TU Delft, 2004.
- [30] College CIE5110 Concrete Science and Technology, TU Delft
- [31] Final recommendation of RILEM TC 162-TDF: Test and design methods for steel fibre reinforced concrete sigma-epsilon-design method, RILEM, 2003
- [32] Østergaard, L., R. Walter en J.F. Olesen, Method for determination of tensile properties of ECC (twee delen), Departmenet of Civil Engineering, Technical University of Denmark, 2004.



- [33] Yang, J., Gregor Fischer, INVESTIGATION OF THE FIBER BRIDGING STRESS–CRACK OPENING RELATIONSHIP OF FIBER REINFORCED CEMENTITIOUS COMPOSITES
- [34] Hordijk, D., Local approach to fatigue of concrete, PhD-thesis, Department of Concrete Structures, Faculty of Civil Engineering, Delft University of Technology, the Netherlands, 1991.
- [35] Bouvy, L.W.H., Ultra high performance fibre reinforced concrete: Modelling the shear, bending and fatigue behaviour. Afstudeeronderzoek TU Delft, 2010.
- [36] Yang, Y., Bending Behaviour of a High Performance Concrete Overlay on an Orthotropic Steel Deck. Afstudeeronderzoek TU Delft, 2008.
- [37] Lappa, E.S., High Strength Fibre Reinforced Concrete – Static and fatigue behavior in bending, PhD-thesis, Department of Concrete Structures, Faculty of Civil Engineering, Delft University of Technology, the Netherlands, 2007.
- [38] Kooiman, A.G., Modelling steel fibre reinforced concrete for structural design. Dissertatie, TU Delft, 2000.
- [39] Braam, R., K. van Breugel, C. van der Veen en J.C. Walraven, Concrete Structures under Imposed Thermal and Shrinkage Deformations – Theory and Practice, Lecture Notes CIE5130, TU Delft.
- [40] Hordijk, D.A., Ontwikkelingstraject HSB-overlagingen, Themamiddag “Vermoeiing van stalen bruggen”. Presentatie, 9 december 2008.
- [41] Zhou, J., Modelling the performance of ECC repair systems under differential volume changes. Proefschrift TU Delft 2007
- [42] Braam, C.R., N. Kaptijn en P. Buitelaar, Hogesterktebeton als brugdekoverlaging. Cement 2003 nr. 1.
- [43] Welleman, J.W. en C. Hartsuijker, Niet-symmetrische en inhomogene doorsneden. Dictaat CT3109, december 2008.
- [44] Braam, C.R., A.G. Boeters, M.H. Kolstein en A. Romeijn, Dynamische belasting op overlagingen voor beweegbare stalen brugdekken. Cement 2008-5, blz. 76-80.
- [45] Vrouwenvelder, A.C.W.M., The plastic behaviour and the calculation of beams and frames subjected to bending. Dictaat TU Delft 2003

## Bijlage B1.1 Literatuurstudie

---

## Bijlage B4.1 Data proefstukken

---

### Vorbereiding proefstukken

|                                       |                |
|---------------------------------------|----------------|
| Datum stort:                          | 31/01/13 14:30 |
| Datum ontkisten:                      | 12/02/13 14:00 |
| Datum plaatsen in natte ruimte:       | 12/02/13 17:00 |
| Datum verwijderen uit natte ruimte:   | 26/02/13 10:00 |
| Datum zagen dog bone proefstukken:    | 26/02/13       |
| Datum beproeven 1 t/m 5, 9 en 10:     | 28/02/13       |
| Datum beproeven 6 t/m 8 en 11 t/m 20: | 04/03/13       |

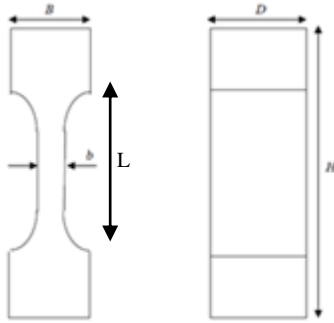
### Nummering proefstukken<sup>22</sup>

- 1 Dog bone proefstuk (monotone trekspanning-rek diagram)
- 2 Dog bone proefstuk (meerdere cycli tot aan bezwijken)
- 3 Dog bone proefstuk  
(belasting- en ontlastingslijn bij maximale plastische vervorming)
- 4 Kubusproef (28 dagen druksterkte 1/3)
- 5 Kubusproef (28 dagen druksterkte 2/3)
- 6 Kubusproef (28 dagen druksterkte 3/3)
- ~~7 Kubusproef (niet beproefd)~~
- ~~8 Kubusproef (niet beproefd)~~
- 9 Prisma (32 dagen E-modulus)
- 10 Prisma (32 dagen E-modulus)
- ~~11 Prisma (niet beproefd)~~
- ~~12 Prisma (niet beproefd)~~
- ~~13 Prisma (niet beproefd)~~
- ~~14 Prisma (niet beproefd)~~
- ~~15 Prisma (niet beproefd)~~
- ~~16 Prisma (niet beproefd)~~
- ~~17 Prisma (niet beproefd)~~
- ~~18 Prisma (niet beproefd)~~
- ~~19 Prisma (driepunts buigproef monotoon 1/10) (onnauwkeurig)~~
- ~~20 Prisma (driepunts buigproef cyclisch 2/10) (onnauwkeurig)~~

---

<sup>22</sup> Een deel van de proefstukken is niet beproefd. Eén van de redenen hierachter is dat bij de stort materiaal was overgebleven. Met het idee dat wellicht extra (buig)proeven uitgevoerd konden worden is gekozen om een aantal extra prisma's te storten. Pas later bleek dat dit niet nodig was geweest. Vanwege het beperkte tijdsbestek zijn er geen extra drukproeven (stijfheid en sterkte) uitgevoerd met de overgebleven proefstukken.

## Exacte afmetingen proefstukken



Figuur 128 Geometrie dog bone proefstukken

### *Proefstuk 1 (dog bone proefstuk belast op monotone trekspanning)*

|  |  |
|--|--|
| Dwarsoppervlak vernauwde doorsnede b·d           | 50,23x20,16 (boven)<br>50,97x20,12 (midden)<br>50,18x20,30 (onder) |
| Oppervlak bovenste inleidingszone b·D            | 50,64x60,16  |
| Oppervlak onderste inleidingszone b·D            | 49,98x60,27  |
| Lengte proefstuk na zagen $H_{oud}$              | 181 mm   |
| Lengte proefstuk voor zagen $H_{nieuw}$          | 220 mm   |
| Hoogte bovenste inleidingszone $0,5 \cdot (H-L)$ | 28,82 (rechts)<br>28,06 (links)                                    |
| Hoogte onderste inleidingszone $0,5 \cdot (H-L)$ | 28,27 (rechts)<br>29,12 (links)                                    |

### *Proefstuk 2 (dog bone belast op enkele cycli en plastische vervorming)*

|  |  |
|--|--|
| Dwarsoppervlak vernauwde doorsnede b·d           | 50,57x20,40 (boven)<br>50,49x20,30 (midden)<br>50,40x20,54 (onder) |
| Oppervlak bovenste inleidingszone b·D            | 50,88x60,17  |
| Oppervlak onderste inleidingszone b·D            | 50,10x60,13  |
| Lengte proefstuk na zagen $H_{oud}$              | 181 mm   |
| Lengte proefstuk voor zagen $H_{nieuw}$          | 220 mm   |
| Hoogte bovenste inleidingszone $0,5 \cdot (H-L)$ | 28,26 (rechts)<br>28,25 (links)                                    |
| Hoogte onderste inleidingszone $0,5 \cdot (H-L)$ | 28,25 (rechts)<br>28,42 (links)                                    |

### *Proefstuk 3 (dog bone belast op plastische vervorming en vervolgens een cyclus)*

|  |   |
|--|---|
| Dwarsoppervlak vernauwde doorsnede b·d           | 50,09x20,17 (boven)<br>50,50x20,08 (midden)<br>50,53x 20,12 (onder) |
| Oppervlak bovenste inleidingszone b·D            | 50,53x60,33   |
| Oppervlak onderste inleidingszone b·D            | 50,91x60,11   |
| Lengte proefstuk na zagen $H_{oud}$              | 181 mm  |
| Lengte proefstuk voor zagen $H_{nieuw}$          | 220 mm  |
| Hoogte bovenste inleidingszone $0,5 \cdot (H-L)$ | 28,34 (rechts)  |

|   |                |
|---|----------------|
|   | 28,52 (links)  |
| Hoogte onderste inleidingszone 0,5· (H-L) | 28,36 (rechts) |
|   | 28,82 (links)  |

*Proefstukken 4 t/m 8 (kubus)*

|                              |                           |
|------------------------------|---------------------------|
| Alleen proefstuk 4 opgemeten |                           |
| Afmetingen                   | 100,03x100,11x99,64<br>mm |

*Proefstukken 9 t/m 20 (prisma)*

- Niet-afgewerkt oppervlak boven, waardoor de dwarsdoorsnede niet perfect vierkant is. Doorsnede bij middelste doorsnede holt in op niet-afgewerkt oppervlak.
- Alleen proefstuk 9 opgemeten (bxh) op 5 verschillende doorsneden van rechts (1) naar links (5), waarbij 3 midden

|   |             |
|---|-------------|
| 1 | 40,32x40,67 |
| 2 | 40,21x40,38 |
| 3 | 40,18x39,25 |
| 4 | 40,53x40,09 |
| 5 | 40,00x39,76 |

**Foto's proefstukken**

Figuur 129 Dog bone proefstukken (#1, #2 en #3)

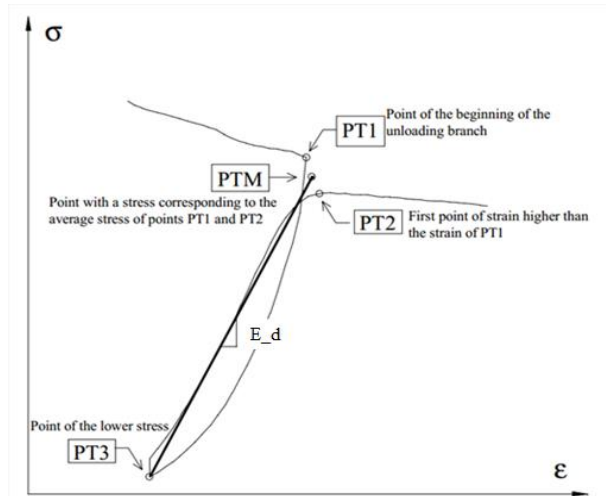


Figuur 130 Kubussen (#4 t/m #8)



Figuur 131 Prisma's (#9 t/m #20)

## Bijlage B5.1 Meetdata $E_d$ - $\epsilon_{max}$



| # proef | # cyclus | PT1 [σ]  | PT1 [ε]  | PT2 [σ]  | PT2 [ε]  | PT3 [σ]  | PT3 [ε]  | PTM [σ]  | PTM [ε]  | $E_d$ [Gpa] | $E_{sec}$ [Gpa] | $E_d/E_{el}$ |
|---------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|-------------|-----------------|--------------|
| 2       | 1        | 4,425737 | 0,08161  | 3,993514 | 0,081718 | 0,032882 | 0,027528 | 4,209626 | 0,081664 | 7,715303    | 5,15480127      | 0,35719      |
| 2       | 2        | 4,665457 | 0,112815 | 4,28816  | 0,113897 | 0,115297 | 0,044833 | 4,476809 | 0,113356 | 6,365079    | 3,94934109      | 0,29468      |
| 2       | 3        | 4,437967 | 0,124388 | 4,309015 | 0,124605 | 0,051514 | 0,047538 | 4,373491 | 0,124497 | 5,615996    | 3,51293823      | 0,26         |
| 2       | 4        | 4,701589 | 0,151483 | 4,493449 | 0,152078 | 0,017973 | 0,059815 | 4,597519 | 0,151781 | 4,979617    | 3,0290511       | 0,230538     |
| 2       | 5        | 4,896547 | 0,191775 | 4,63859  | 0,191828 | 0,040854 | 0,081663 | 4,767569 | 0,191802 | 4,291616    | 2,48567626      | 0,198686     |
| 2       | 6        | 4,854253 | 0,275115 | 4,709352 | 0,275927 | 0,031452 | 0,128012 | 4,781803 | 0,275521 | 3,220376    | 1,73555025      | 0,149092     |
| 2       | 7        | 4,930524 | 0,414592 | 4,669078 | 0,416215 | 0,066058 | 0,206268 | 4,799801 | 0,415403 | 2,263487    | 1,15545558      | 0,104791     |
| 2       | 8        | 4,648404 | 0,835082 | 4,70988  | 0,83638  | 0,074332 | 0,437415 | 4,679142 | 0,835731 | 1,15607     | 0,55988625      | 0,053522     |
| 2       | 9        | 4,753716 | 1,172123 | 4,583176 | 1,173043 | 0,063517 | 0,612857 | 4,668446 | 1,172583 | 0,82271     | 0,39813341      | 0,038088     |
| 2       | 10       | 4,570164 | 1,50338  | 4,473476 | 1,504028 | 0,057763 | 0,793222 | 4,52182  | 1,503704 | 0,628313    | 0,30071207      | 0,029089     |
| 2       | 11       | 4,469135 | 1,886937 | 4,432219 | 1,889425 | 0,068757 | 1,011337 | 4,450677 | 1,888181 | 0,499738    | 0,23571243      | 0,023136     |
| 2       | 12       | 4,460735 | 2,170008 | 4,283707 | 2,172192 | 0,018248 | 1,157595 | 4,372221 | 2,1711   | 0,429596    | 0,20138276      | 0,019889     |
| 2       | 13       | 4,141971 | 2,53493  | 3,795116 | 2,53526  | 0,078798 | 1,432882 | 3,968544 | 2,535095 | 0,352903    | 0,15654417      | 0,016338     |
| 2       | 14       | 3,513801 | 2,891293 | 3,201846 | 2,892213 | 0,02551  | 1,641642 | 3,357824 | 2,891753 | 0,266561    | 0,11611722      | 0,012341     |
| 2       | 15       | 2,083766 | 3,282888 | 1,181456 | 3,28332  | 0,844066 | 2,940062 | 1,632611 | 3,283104 | 0,229868    | 0,04972766      | 0,010642     |
| 3       | 1        | 4,478478 | 2,048377 | 4,072642 | 2,049837 | 0,067429 | 1,170232 | 4,27556  | 2,049107 | 0,478809    | 0,20865483      | 0,022167     |
| 3       | 2        | 3,88907  | 2,527718 | 3,644553 | 2,528205 | 0,081653 | 1,498298 | 3,766812 | 2,527962 | 0,357899    | 0,14900588      | 0,016569     |
| 3       | 3        | 3,455603 | 2,833562 | 3,151199 | 2,834158 | 0,050001 | 1,716415 | 3,303401 | 2,83386  | 0,291146    | 0,11656896      | 0,013479     |
| 3       | 4        | 2,431422 | 3,170337 | 1,546848 | 3,170443 | 0,08532  | 2,172785 | 1,989135 | 3,17039  | 0,190839    | 0,06274102      | 0,008835     |
| 3       | 5        | 0,340893 | 3,492778 | 0,281398 | 3,494022 | 0,087192 | 3,280882 | 0,311146 | 3,4934   | 0,105381    | 0,00890667      | 0,004879     |

## Bijlage B6.1 Uitwerking lineair-elastisch composietmodel

De onderstaande waarden zijn rekenkundig geverifieerd met rekensheet *composite\_le.xlsx*.

$$E_s = 210000 \text{ MPa}$$

$$E_c = 21600 \text{ MPa}$$

$$E_{asfalt} = 500 \text{ MPa}$$

$$h_s = 10 \text{ mm}$$

$$h_c = 40 \text{ mm}$$

$$h_{asfalt} = 100 \text{ mm}$$

$$f_{cs} = 4,9 \text{ MPa}$$

$$\frac{M}{b} = 3000 \text{ Nmm/mm}$$

$$x = \frac{\sum E_i \cdot x_i \cdot A_i}{\sum (EA)_i} = \frac{E_c \cdot 0,5h_c \cdot h_c + E_s \cdot (h_c + 0,5h_s) \cdot h_s}{E_c h_c + E_s h_s} = 37,71 \text{ mm}$$

$$\frac{(EI)_{comp}}{b} = E_c \frac{1}{12} h_c^3 + E_s \frac{1}{12} h_s^3 + E_c h_c (0,5h_c - x)^2 + E_s h_s (h_c + 0,5h_s - x)^2$$

$$= 515291112,4 \text{ N/mm}$$

$$\frac{(EI)_{asfalt+staal}}{b} = E_{asfalt} \frac{1}{12} h_{asfalt}^3 + E_s \frac{1}{12} h_s^3 = 59166667 \text{ N/mm}$$

$$\kappa_{concrete+steel} = \frac{M}{(EI)_{comp}} = \frac{3000}{515291112} = 5,82 \cdot 10^{-6} \text{ 1/mm}$$

$$\frac{M_{cr}}{b} = \frac{f_{cs} (EI)_{comp}}{E_c x} = \frac{f_{cs} (E_c h_c^2 + 2E_s h_s h_c + E_s h_s^2)^2}{6(E_c h_c + E_s h_s)^2} = 3100 \frac{\text{Nmm}}{\text{mm}}$$

$$\sigma_{s,max;overlay} = \frac{E_s \cdot M \cdot (h_c + h_s - x)}{(EI)_{comp}} = 15 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{s,max;asfalt} = \frac{E_s \cdot M \cdot \frac{1}{2} h_s}{(EI)_{asfalt+staal}} = 53 \text{ MPa}$$

$$\sigma_s = \frac{6M}{h_s^2} = 180 \text{ MPa}$$

$$\text{reductiefactor met betonoverlaging} = \frac{\sigma_{s,max}}{\sigma_{s,max;overlay}} = 11,98 [-]$$

$$\text{reductiefactor met asfalt} = \frac{\sigma_{s,max}}{\sigma_{s,max;asfalt}} = 3,38 [-]$$



## Bijlage B6.2 Matlab script meerlagenmodel

### const\_steel.m (constitutieve relatie staal)

```
function [stress] = const_steel(strain2,preload_strain) %functie bepaalt spanning van
staalcomponent (dekplaat), preload_strain is de voorspanningsrek door opgelegde
vervorming
    strain=strain2+preload_strain; %optellen voorspanningsrek met opgelegde rek
    E_s=210000; %E-modulus staal in MPa

    if strain*E_s > 500 %vloeien van staal in trek
        stress=500; %vloei spanning in MPa zonder materiaalfactor
    elseif strain*E_s < -500 %vloeien van staal in druk
        stress=-500; %vloei spanning in MPa zonder materiaalfactor
    else %lineair-elastisch gedrag
        stress=E_s*strain; %lineair-elastische spanning-rek relatie
    end
end
```

### const\_ecc.m (constitutieve relatie ECC)

```
function [stress] = const_ecc(strain2,strain_history,preload_strain) %functie bepaalt
spanning van ECC, preload_strain is de voorspanningsrek door opgelegde vervormingen
    E_i=21600; %invoer ongescheurde E-modulus in MPa (is tevens aanwezig in m.m.m!)
    fct=4.9; %invoer scheursterkte/treksterkte in MPa
    fc=-50; %invoer druksterkte in MPa
    eps_compr=fc/E_i; %bepalen plastische drukrek
    tenscompr=0.3; %vanaf welk punt van de restrek moet er bij ontlasten druk worden
geintroduceerd?
    eps_ct=fct/E_i; %bepalen scheurrek
    eps_rup=0.02; %invoer rekcapaciteit

    strain=strain2+preload_strain; %optellen voorspanningsrek met opgelegde rek

    %bepaal spanning afhankelijk van configuratie (load/unload), rek en rekhistorie
    if strain>=strain_history %configuratie loading, omdat huidige rek hoger is dan
rekhistorie
        if strain < eps_compr %bereiken plastisch plateau van bi-lineaire drukspanning-
rek diagram
            stress=fc; %druksterkte
        elseif strain<=eps_ct %lineair-elastisch gebied
            stress=E_i*strain;
        elseif strain <= eps_rup %gescheurd ecc, plastisch plateau in trekzone tot
rekcapaciteit eps_rup
            stress=fct;
        else %bereiken ontwerpgrens trekspanning-rek diagram (buiten ontwerpgebied)
            stress=0; %aanname dat geen spanning wordt overgedragen
        end
    else %configuratie unloading, omdat rek kleiner is dan rekhistorie
        if strain_history > eps_ct %gescheurd ecc
            %rekhistorie vertalen naar gereduceerde "E-modulus" (E_d) en restrek
            (eps_plas)
            stiffness_reduction_data=[0 1;
            eps_ct 1;
            0.0008161 0.357189947440167;
            0.00112815 0.294679599698936;
            0.00124388333333333 0.259999819527161;
            0.00151483333333333 0.230537810438861;
            0.00191775 0.198685932842032;
            0.00275115 0.14909150341567;
            0.00414591666666667 0.104791052917263;
            0.00835081666666667 0.0535217609513761;
            0.01172123333333333 0.0380884403233854;
            0.0150338 0.0290885849483352;
            0.01886936666666667 0.0231360000304121;
            0.02048376666666667 0.0221670749116347;
            0.02170008333333333 0.0198886857069352;
            0.02527718333333333 0.0165694149040445;
            0.0253493 0.0163381084894502;
            0.02833561666666667 0.0134789963148406;
            0.02891293333333333 0.0123407994071048;
```

```

0.0317033666666667 0.00883511844200193;
0.0349277833333333 0.00487874030911494]; %data trekproeven

stiffness_reduction=interp1(stiffness_reduction_data(:,1),stiffness_reduction_data(:,2)
, strain_history); %lineair interpoleren meetdata
E_d=E_i*stiffness_reduction;
eps_p=strain_history-fct/E_d;

if strain < eps_compr
    stress=fc; %druksterkte zonder materiaalfactor
elseif strain < tenscompr*eps_p
    stress=(fc/(eps_compr-tenscompr*eps_p))*(strain-
tenscompr*eps_p); %vroegtijdig introduceren drukspanning (interpolatie tussen
(eps_p/2,0) en (eps_compr,fc))
elseif strain < eps_p
    stress=0; %knikken uitgetrokken vezels, geen drukspanning
elseif strain < strain_history
    stress=(strain-eps_p)*E_d; %"elastisch" belasten/ontlasten met
gereduceerde stijfheid E_d
else strain < eps_rup
    stress=0; %geen spanning na rekapaciteit, in realiteit discrete
scheurvorming
end
else %ongescheurd ecc, geen schade in historie
    if strain < eps_compr
        stress=fc;
    else
        stress=E_i*strain;
    end
end
end
end
end
end

```

## mlm.m (meerlagenmodel)

```

clear all
clc

%definieer hoogte ECC (h_ecc) en dekplaat (h_s) in mm
h_ecc=85;
h_s=10;
h=h_ecc+h_s;

%bereken scheurkromming composietplaat staal+ecc als referentie
fct=4.9; %invoer scheursterkte/treksterkte ECC in MPa (ook in const_ecc aanpassen!)
E_sec=21600; %invoer lineair-elastisch E-modulus in MPa (ook in const_ecc aanpassen!)
E_s=210000; %invoer E-modulus staal in MPa (ook in const_steel aanpassen!)
x_el=((0.5*E_sec*h_ecc^2)+((0.5*h_s+h_ecc)*E_s*h_s))/(E_sec*h_ecc+E_s*h_s); %neutrale
as elastisch composietplaat
EI_le_composite=E_sec*(1/12)*h_ecc^3+E_s*(1/12)*h_s^3+E_sec*h_ecc*(x_el-
0.5*h_ecc)^2+E_s*h_s*(h_ecc+0.5*h_s-x_el)^2; %buigstijfheid elastisch composietplaat
M_cr=(fct*EI_le_composite)/(x_el*E_sec); %scheurmoment composietplaat
kappa_cr=M_cr/EI_le_composite; %kromming corresponderend aan het scheuren van het ECC
in de trekzone

t=1; %invoer laagdikte (maat voor nauwkeurigheid) (aanbevolen waarde: t=0.02*h, waarbij
n een heel getal moet zijn)
n=h/t; %bepaal aantal laagjes
n_ecc=h_ecc/t; %aantal laagjes ECC
n_s=h_s/t; %aantal laagjes staal

%configuratie dwarsdoorsnede (0=ECC; 1=staal) (ECC boven staal)
elem=zeros(n,3); %matrix voor zowel configuratie als tijdelijke opslag van rek en
spanning
elem(1:n_ecc,1)=0; %definieren laagjes met ECC
elem(n_ecc+1:n,1)=1; %definieren laagjes met staal

%opgelegde vervorming: krimp
eps_shrinkage_infinite=5e-04;
creepfactor=3; %kruipfactor
eps_shrinkage=eps_shrinkage_infinite/creepfactor;
preload_strain=zeros(n,1); %dummy vector aanmaken

```

```


```

%preload_strain(1:n_ecc)=eps_shrinkage; %slaat opgelegde rekverloop (lineair-elastische
aanname) op in vector preload_strain voor elk laagje
%preload_strain(n_ecc+1:n)=-eps_shrinkage*(E_sec*h_ecc)/(E_s*h_s); %idem voor staal
o.b.v. krachterevenwicht (dit is voordat het ecc is gescheurd)

%definieren lege variabelen die later worden opgevuld
M_kappa=[];
spanningsverloop=[];
strain_history=zeros(n,1);
x_save=[];
force_save=[];
force_preload_steel_save=[];

normal_force=0; %opgelegde normaalkracht
force_accuracy=0.1; %nauwkeurigheid krachterevenwicht
x=x_el; %startpunt van iteratieve zoektocht naar neutrale as is gelijk aan elastische
neutrale as

for kappa=2*kappa_cr/[0 0.05*kappa_cr 0 0.1*kappa_cr 0 0.15*kappa_cr 0 0.2*kappa_cr 0
0.25*kappa_cr 0 0.3*kappa_cr 0 0.35*kappa_cr 0 0.4*kappa_cr 0 0.45*kappa_cr 0
0.5*kappa_cr 0 0.55*kappa_cr 0] %opleggen kromming(en)
    force=100000000; %dummy waarde force opgeven om while loop te starten, MOET HOGER
ZIJN DAN force_accuracy!
    x=x_el; %indien neutrale as ook in de tegengestelde richting verandert, moet de
iteratieve zoektocht telkens starten bij x_el

    while abs(force-normal_force)>force_accuracy %neutrale as x vinden totdat evenwicht
is bereikt
        force=0; %krachterevenwicht resetten
        for j=1:n %laagjes (1:n) laten oplopen met parameter j
            strain=kappa*x-kappa*((j-0.5)/n)*h; %rek berekenen middels aanname Euler-
Bernoulli
            if j==n_ecc+1 %als alle laagjes van het ECC afgewerkt zijn
                force_preload_steel=0; %reset
                for r=1:n_ecc
                    force_preload_steel=force_preload_steel-
const_ecc(preload_strain(r),max(strain_history(r),kappa*x-kappa*((r-
0.5)/n)*h),0); %bepaal de verhinderde kracht in het staal als gevolg van opgelegde
vervormingen in het ECC (voor krachterevenwicht) en spreid dit als rek over het staal
                end
                preload_strain(n_ecc+1:n)=force_preload_steel/(n_s*E_s);
            end

            if elem(j,1)==0 %identificeren ECC

force=force+const_ecc(strain,strain_history(j),preload_strain(j))*t; %optellen van
spanning in laagje aan krachterevenwicht force
                %force_preload_steel=force_preload_steel-
const_ecc(strain,strain_history(j),0)*t; %sla kracht op van
                elseif elem(j,1)==1; %identificeren staal
                    force=force+const_steel(strain,preload_strain(j))*t;
                end
            end

            %Root-Finding Algorithm: Random (van vorige x) tot h met stapjes van x_step
            x_step=0.01;
            x=x+x_step;

            if x>h %neutrale as niet kunnen vinden (x_step aanpassen)
                break %afbreken iteratie
            end
        end

        moment=0; %moment resetten om een nieuwe optelling van excentrische spanningen te
maken
        spanningsverloop_t=[]; %de tijdelijke opslag van spanningsverloop over de hoogte

        for k=1:n %berekenen van momenten door voor alle laagjes middels de gevonden rekken
het moment uit te rekenen
            elem(k,2)=kappa*x-kappa*((k-0.5)/n)*h;
            if elem(k,1)==0 %identificeren ECC
                stress_ecc=const_ecc(elem(k,2),strain_history(k),preload_strain(k));
            end
            elem(k,3)=stress_ecc;
        end
    end
end

```


```

```
        moment=moment+stress_ecc*t*(0.5*t+(k-1)*t);
    elseif elem(k,1)==1; %identificeren staal
        stress_steel=const_steel(elem(k,2),preload_strain(k));
        elem(k,3)=stress_steel
        moment=moment+stress_steel*t*(0.5*t+(k-1)*t);
    end

    spanningsverloop_t=[spanningsverloop_t;elem(k,3)];
end

force_save=[force_save force];
x_save=[x_save x]; %neutrale as opslaan
spanningsverloop=[spanningsverloop spanningsverloop_t]; %toevoegen tijdelijk
opgeslagen spanningsverloop behorende bij opgelegde kappa in reeks
M_kappa_t=[kappa;moment]; %tijdelijke opslag kappa en moment
M_kappa=[M_kappa M_kappa_t] %toevoegen opgelegde kappa en berekend moment in
M_kappa
force_preload_steel_save=[force_preload_steel_save force_preload_steel];

for s=1:n %strain_history herijken als de nieuwe rek groter is dan de grootste rek
ooit
    if strain_history(s) < kappa*x-kappa*((s-0.5)/n)*h+preload_strain(s)
        strain_history(s)=kappa*x-kappa*((s-0.5)/n)*h+preload_strain(s);
    end
end
end

total_save=[M_kappa;force_save;x_save;spanningsverloop]; %bundelen informatie
```

## Bijlage B6.3 Convergentietest en gevoeligheidsanalyse op meerlagenmodel

Het meerlagenmodel kent enkele modelparameters die effect kunnen hebben op de resultaten ervan. Om deze reden dient het model afgesteld te worden middels een convergentietest en gevoeligheidsanalyse. De volgende modelparameters dienen afgesteld te worden:

*Aantal laagjes:* Doordat het model numeriek van aard is dient een doorsnede gediscretiseerd te worden in laagjes.

*Residuele normaalkracht:* Aangezien het model niet in staat is om tot een exact krachterevenwicht te komen, moet er een residuele normaalkracht worden ingesteld.

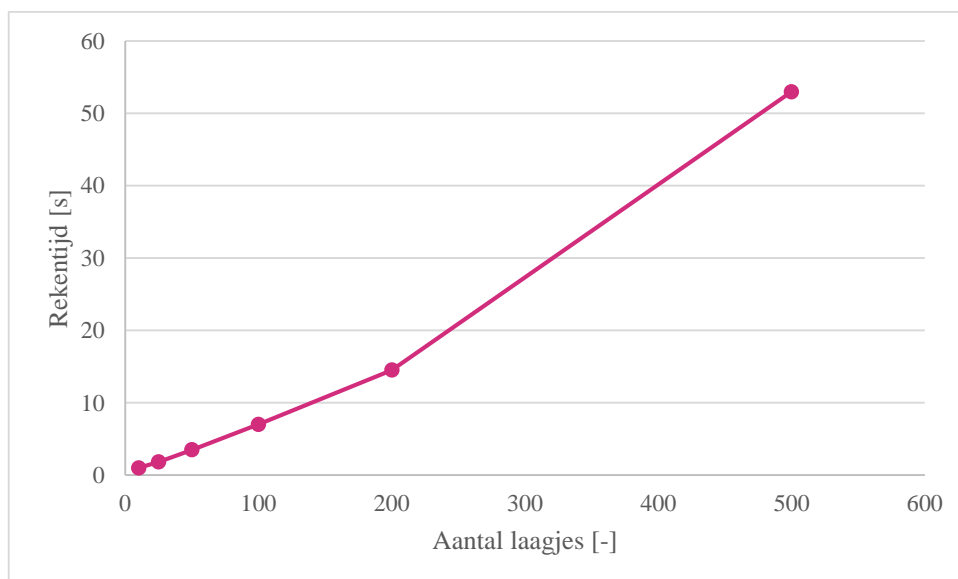
*Stapgrootte van iteratief zoekproces naar neutrale as:* Het iteratief zoekproces naar de neutrale as kent een stapgrootte. Hoe groter de stap, des te minder rekentijd het model nodig heeft.

*Startpunt en richting van iteratief zoekproces naar neutrale as:* Bij niet-lineair gedrag van het ECC zal de neutrale as richting het staal verschuiven. Echter, kan dit anders zijn bij cyclische belastingen.

Er is gekeken of er convergentie optreedt voor het buigmoment en de maximale staalspanning. Tevens is er gekeken in hoeverre het aantal laagjes effect heeft op de rekentijd.

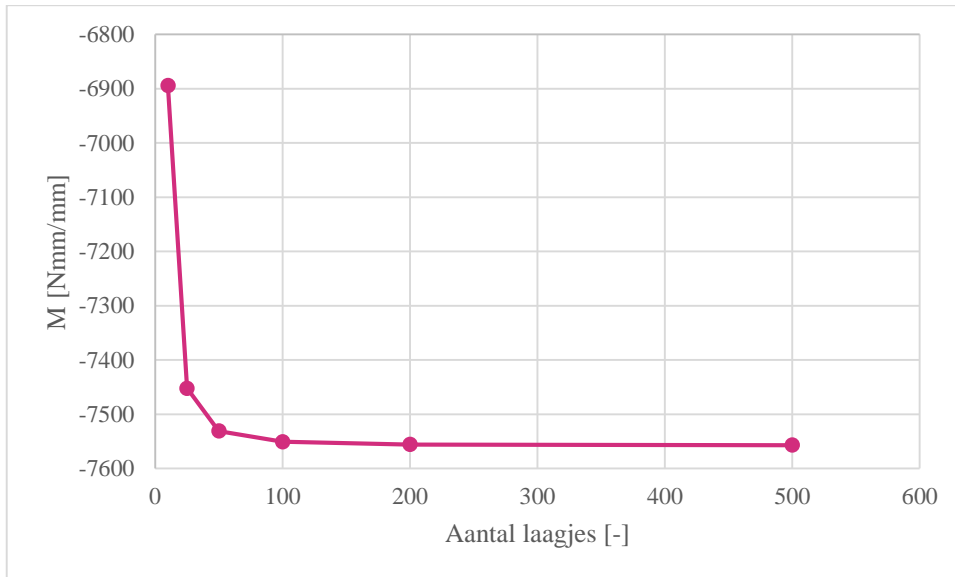
### Aantal laagjes

Uit Figuur 132 valt op te maken dat de rekentijd oploopt met het aantal laagjes. Kortom, indien er veel runs nodig zijn, dan zou het aantal laagjes beperkt moeten worden.



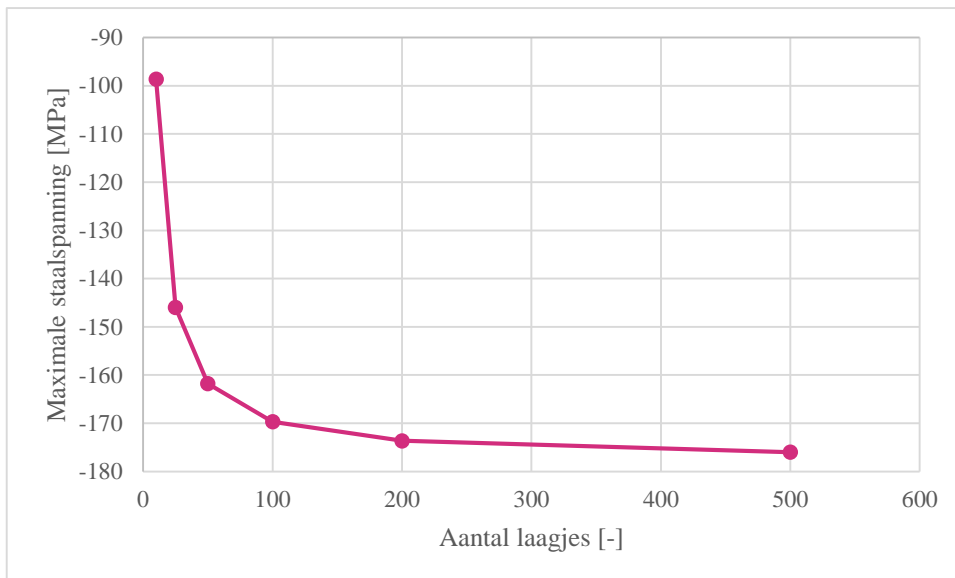
Figuur 132 Relatie tussen het aantal laagjes en de benodigde rekentijd

Uit Figuur 133 valt op te maken dat er na 50 laagjes convergentie optreedt voor het moment. Het verdient daarom de voorkeur om de laagdikte in te stellen op 2% van de hoogte van de doorsnede. De laagdikte geeft een significant verschil op de uitkomsten.



Figuur 133 Relatie tussen buigmoment en het aantal laagjes bij een constante kromming

Ook voor de maximale staalspanning is er een significant effect indien het aantal laagjes laag wordt gehouden. In Figuur 134 ziet men dat er pas na 100 laagjes convergentie optreedt.

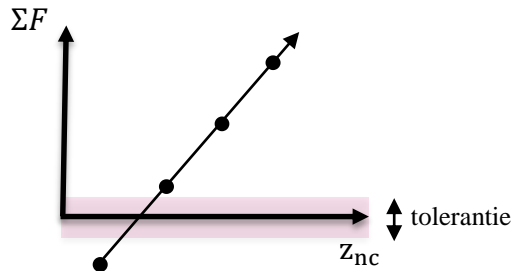


Figuur 134 Relatie tussen de maximale staalspanning en het aantal laagjes bij een constante kromming

Tijdens de convergentietest is ook gebleken dat de laagdikte zodanig gekozen moet worden dat het aantal laagjes een geheel getal is. Indien dit niet het geval is kunnen er significante inconsistenties optreden met de uitkomsten.

## Tolerantie residuele normaalkracht

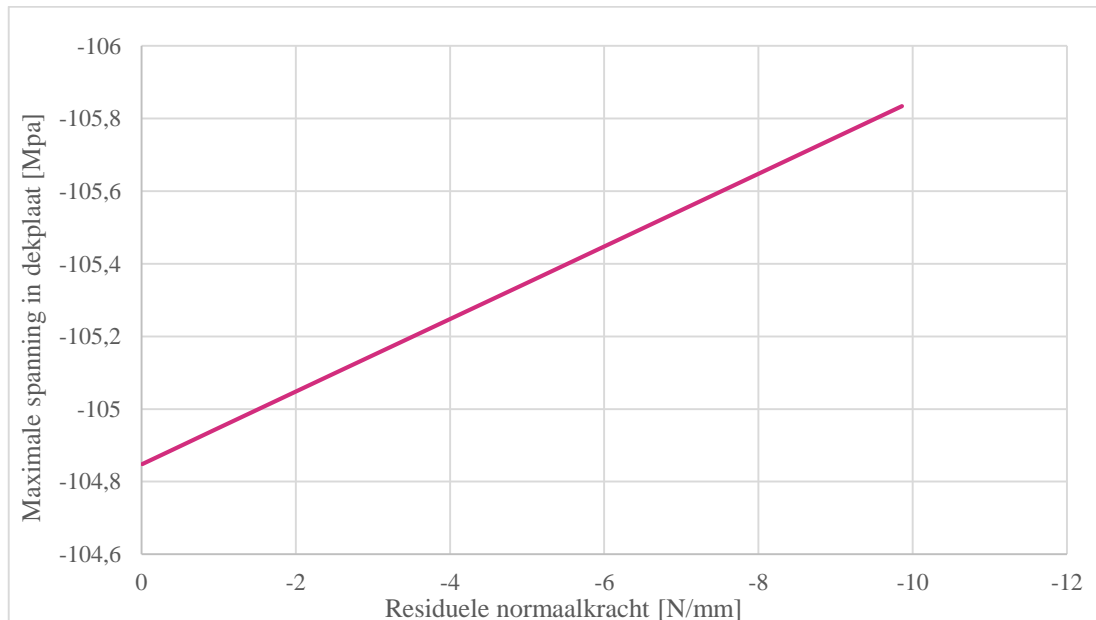
De residuele normaalkracht is een maat voor nauwkeurigheid van het krachterevenwicht. Aangezien het numeriek model niet in staat is om exact krachterevenwicht te krijgen, moet er een tolerantie worden ingesteld. Aangezien het meerlagenmodel iteratief zoekt naar krachterevenwicht, kan het zo zijn dat de ene keer de residuele normaalkracht kleiner is dan de andere keer. Het kan ook zo zijn dat er geen krachterevenwicht wordt gevonden, omdat het tolerantiegebied wordt “overgeslagen”. In dat geval treedt divergentie op (zie Figuur 135).



Figuur 135 Divergentie door het niet kunnen vinden van krachterevenwicht

Uit de runs is gebleken dat divergentie voorkomen kan worden door de tolerantie af te stellen op de stapgrootte (zie volgend paragraaf). Het verdient in dat geval de voorkeur om de tolerantie hoog in te stellen.

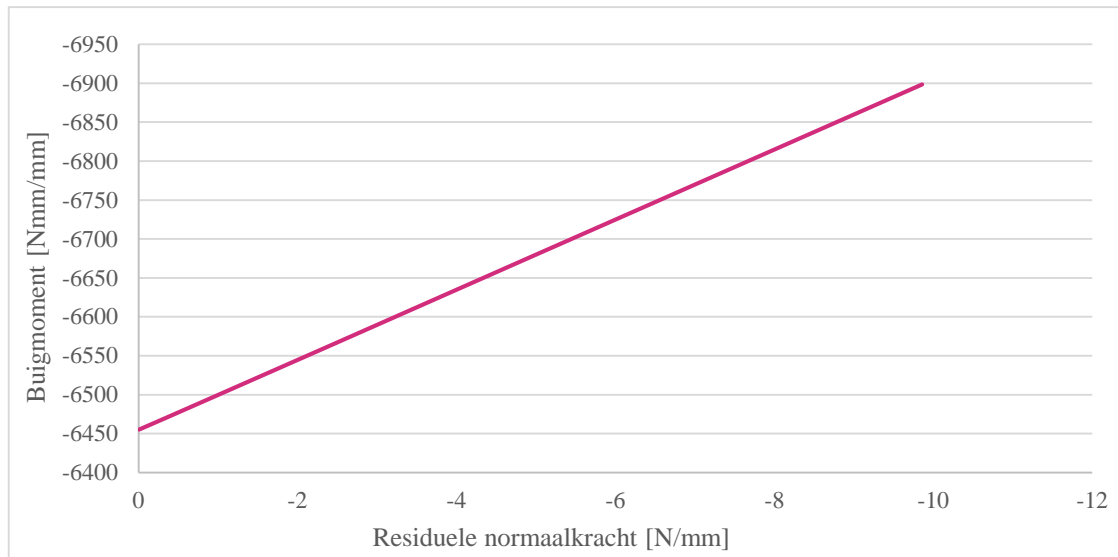
Er is ook gekeken wat het effect is van de residuele normaalkracht op de uitkomsten. Het blijkt dat de residuele normaalkracht een verwaarloosbaar effect heeft op de maximale spanning in de dekplaat, mits deze beperkt blijft tot onder de 2 N/mm. Dezelfde gevoeligheidsanalyse is uitgevoerd voor kleinere momenten. Hierbij was het verschil nihil.



Figuur 136 Relatie tussen maximale spanning in dekplaat en residuele normaalkracht bij constante kromming

Dezelfde gevoeligheidsanalyse is uitgevoerd voor het buigmoment. Hier blijkt het verschil significant hoger te liggen. Zo is het buigmoment bij dezelfde kromming 7%

hoger bij een residuele normaalkracht van 10 N/mm in plaats van 0,1 N/mm. Dit is verklaarbaar: een voorspanning zorgt bij niet-lineariteit voor een hoger moment bij dezelfde vervorming.



Figuur 137 Relatie tussen buigmoment en residuele normaalkracht bij constante kromming

## Stapgrootte van iteratief zoekproces naar neutrale as

Uit Figuur 132 valt op te maken dat de rekestijd min of meer proportioneel toeneemt met het aantal laagjes. Hetzelfde geldt voor de stapgrootte van het iteratief zoekproces naar de neutrale as. Hoe meer stapjes er nodig zijn, hoe langer de run duurt. Het verdient daarom de voorkeur om de stapgrootten zodanig af te stemmen dat deze niet te klein is.

Uit de gevoeligheidsanalyse blijkt dat de stapgrootte geen invloed heeft op de uitkomsten van de run. Wel zou een te grote stapgrootte kunnen leiden tot divergentie, omdat het evenwichtspunt wordt “overgeslagen” (zie Figuur 135). Indien divergentie optreedt, geeft het model dit automatisch aan. Op deze manier kan de gebruiker zelf de stapgrootte instellen.

## Startpunt en richting van iteratief zoekproces naar neutrale as

De neutrale as zou bij lineair-elastisch gedrag van de doorsnede zich moeten bevinden ter hoogte van de lineair-elastische neutrale as die impliciet berekend kan worden. Bij niet-lineair gedrag verschuift de neutrale as richting de dekplaat. Op deze manier kan geredeneerd worden dat het iteratief zoekproces naar de neutrale as steeds een stapgrootte richting de dekplaat moet verschuiven vanaf de lineair-elastische neutrale as.

Het is echter gebleken dat bij cyclische belastingen de neutrale as ook in de tegengestelde richting kan verplaatsen. Daarom wordt de hoogte van de neutrale as bij cyclische belastingen initieel ingesteld op hoogte 0.



## Instellingen meerlagenmodel

Op basis van de bovenstaande convergentietest en gevoeligheidsanalyse zijn de modelparameters afgesteld:

- *Laagdikte*: 2% van de hoogte van de doorsnede
- *Residuele normaalkracht*: Wordt ingesteld op 0,1 N/mm en vergroot indien divergentie optreedt (zie ook stapgrootte).
- *Stapgrootte*: De stapgrootte van het iteratief zoekproces naar de neutrale as wordt initieel ingesteld op 0,1% van de hoogte van de doorsnede. Deze wordt verlaagd indien er divergentie optreedt.
- *Startpunt neutrale as*: Bij cyclisch gelijk aan 0, anders gelijk aan lineair-elastische neutrale as.

## Bijlage B6.4 Verificatie rekensheet opgelegde vervormingen

Voor het bepalen van de spanningsverdeling als gevolg van opgelegde vervormingen is een rekensheet *shrinkage.xlsx* gemaakt. Deze is rekenkundig geverifieerd. De uitwerking van de rekensheet en de rekenkundige toets vind men hieronder.

De symbolen in de berekeningen zijn consistent met de berekeningen in het “roze boekje” [39] in par. 8.2.1.

$$\varphi = 3 [-] \text{ (creep factor)}$$

$$\varepsilon_{shr;free} = 500 \cdot 10^{-6} [-]$$

$$\varepsilon_{shr} = \frac{\varepsilon_{shr;free}}{\varphi} = 167 \cdot 10^{-6}$$

$$h_w = 40 \text{ mm (hoogte ECC)}$$

$$b_w = 1000 \text{ mm (eenheidsbreedte)}$$

$$I_w = \frac{1}{12} b h^3 = \frac{1}{12} \cdot 1000 \cdot 40^3 = 5333333 \text{ mm}^4$$

$$= 5,3 \cdot 10^{-6} \text{ (ECC traagheidsmoment per eenheidsbreedte)}$$

$$E_w = 21600 \text{ MPa (E – modulus ECC)}$$

$$A_w = b_w \cdot h_w = 0,04 \text{ m}^2 \text{ (oppervlakte ECC per eenheidsbreedte)}$$

$$(EA)_w = E_w A_w = 864 \text{ MN (axiale stijfheid ECC per eenheidsbreedte)}$$

$$(EI)_w = E_w I_w = 0,1152 \text{ MNm}^2 \text{ (buigstijfheid ECC per einheidsbreedte)}$$

$$z_w = \frac{1}{2} h_w = 20 \text{ mm (neutrale as ECC)}$$

$$h_b = 500 \text{ mm (hoogte dwarsdrager)}$$

$$b_w = 300 \text{ mm (breedte dwarsdrager; 1 stuk per meter)}$$

$$I_b = 0,001072 \text{ m}^4 \text{ (traagheidsmoment dwarsdrager; aannname HEB500; tabellenboek)}$$

$$E_b = 210000 \text{ MPa (E – modulus staal)}$$

$$A_b = 0,02386 \text{ m}^2 \text{ (oppervlakte dwarsdrager; aannname HEB500; tabellenboek)}$$

$$(EA)_b = E_b A_b = 5010,6 \text{ MN (axiale stijfheid dwarsdrager)}$$

$$(EI)_b = E_b I_b = 225,1 \text{ MNm}^2 \text{ (buigstijfheid dwarsdrager)}$$

$$z_b = h_w + \frac{1}{2} h_b = 290 \text{ mm (neutrale as dwarsdrager)}$$

$$(EA)_{comp} = (EA)_b + (EA)_w \\ = 5874,6 \text{ MN (axiale stijfheid composietdoorsnede)}$$

$$z_{comp} = \frac{z_b(EA)_b + z_w(EA)_w}{(EA)_b + (EA)_w} = 250,3 \text{ mm (neutrale as composietdoorsnede)}$$

$$(EI)_{comp} = (EI)_b + (EI)_w + \underbrace{(EA)_b(z_b - z_{comp})^2 + (EA)_w(z_w - z_{comp})^2}_{\text{Rule of Steiner}} \\ = 225,1 + 0,1152 + 5010,6 \cdot (0,29 - 0,25)^2 + 864 \cdot (0,02 - 0,25)^2 \\ = 225,2 + 8,02 + 45,7 \\ = 278,9 \text{ MNm}^2 \text{ (buigstijfheid composietdoorsnede)}$$

$$N^* = \varepsilon_{shr} \cdot (EA)_w \\ = 0,144 \text{ MN (benodigde kracht om krimpvervorming in ECC op te heffen)}$$

$$M^* = N^* \left( z_{comp} - \frac{1}{2} z_w \right) = 0,03 \text{ MNm (moment als gevolg van het verschuiven van } N^* \text{ naar de neutrale as van de composietdoorsnede) (Zat een fout in, maar heeft weinig invloed op de uitkomsten. Fout is hersteld.)}$$

$$N_{w;total} = N^* - \frac{(EA)_w}{(EA)_{comp}} N^* + M^* \frac{(EA)_w}{(EI)_{comp}} (z_{comp} - z_w) = 0,099 \text{ MN}$$

$$M_w = \frac{M^*}{(EI)_{comp}} (EI)_w = 1,25 \cdot 10^{-5} \text{ MNm}$$

$$N_{b;total} = N^* - \frac{(EA)_b}{(EA)_{comp}} N^* + M^* \frac{(EA)_b}{(EI)_{comp}} (z_{comp} - z_b) \\ = -0,099 \text{ MN (klopt, want maakt evenwicht met } N_{w;total})$$

$$M_b = \frac{M^*}{(EI)_{comp}} (EI)_b = 0,024 \text{ MNm}$$

$$\sigma_{c;top} = \frac{N_w}{A_w} + \frac{-M_w z_w}{I_w} = 2,43 \text{ MPa}$$

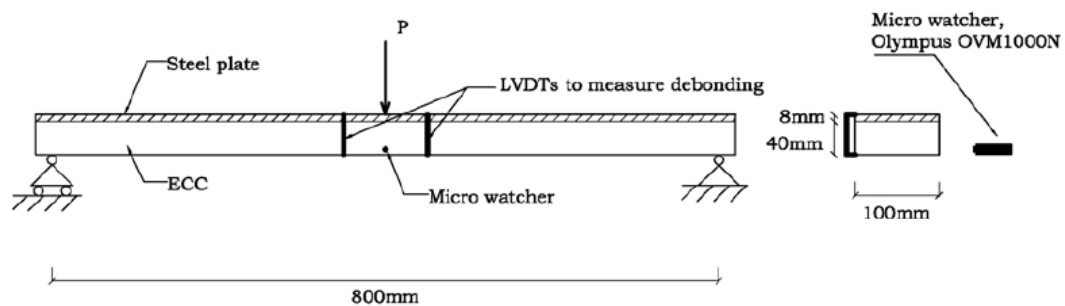
$$\sigma_{c;top} = \frac{N_w}{A_w} + \frac{M_w z_w}{I_w} = 2,53 \text{ MPa}$$

Er is ook gerekend met de zelfde gegevens als in de voorbeeldberekening in par. 8.2.1 van het “roze boekje” [39]. Hiermee wordt dezelfde spanningsverdeling verkregen.

## Bijlage B6.5 Verificatie meerlagenmodel

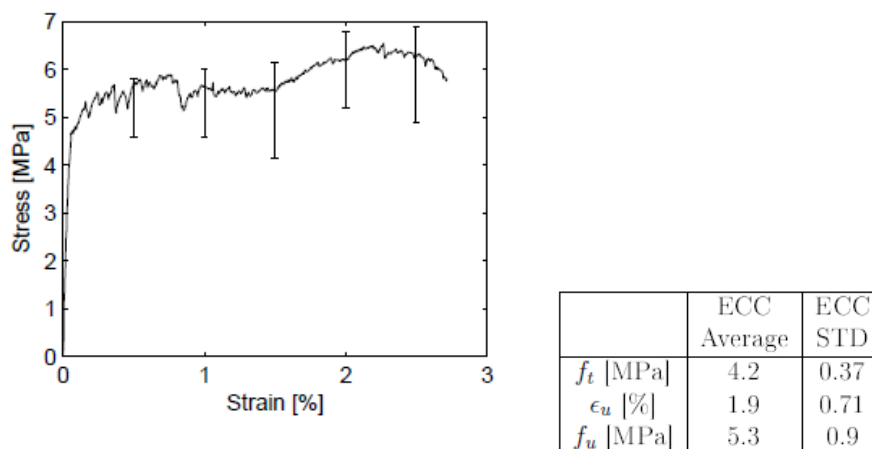
Het feit dat er geen buigproeven zijn uitgevoerd in dit onderzoek met een ECC-staal composietligger zorgt voor enige onzekerheid bij de resultaten die verkregen worden uit het meerlagenmodel. Door met geschikte gegevens van een buigproef (i.c.m. een trekproef met hetzelfde mengsel en verhardingscondities) het buiggedrag te reproduceren, kunnen de aannames van het meerlagenmodel geverifieerd worden.

Een literatuurstudie [1] laat zien dat er weinig buigproeven zijn uitgevoerd met (ongewapende) ECC-staal liggers. Walter [8] heeft in zijn proefschrift drie monotoon belaste driepunts buigproeven uitgevoerd met een ECC-staal composietligger (zonder inkeping). Helaas zijn er geen vierpunt buigproeven te vinden in de literatuur dat door zijn trapeziumvormige momentenlijn gunstiger zou zijn geweest voor een verificatie. In dat geval zou er een directe relatie zijn geweest tussen kromming en doorbuiging. In Figuur 138 is Walters driepuntproefopstelling afgebeeld



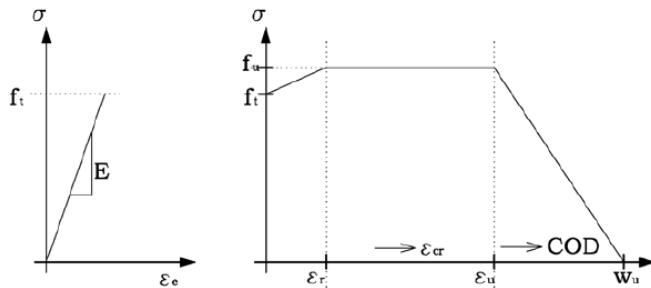
Figuur 138 Proefopstelling Walter [8]

Door middel van een verplaatsing gestuurde buigproef heeft hij een moment-doorbuigingsdiagram verkregen. Ook heeft hij scheurwijdten gemeten met een micro watcher en onthechting gemeten met (verticaal gepositioneerde) LVDT's. Dezelfde proefresultaten worden om deze reden gebruikt in hoofdstuk 7. Om zijn buigproeven te analyseren met EEM berekeningen, heeft hij drie referentieproeven (trekproeven) uitgevoerd met hetzelfde mengsel en verhardingscondities om het trekgedrag te bepalen (zie Figuur 139).



Figuur 139 Trekspanning-rek diagram verkregen met centrale trekproeven van Walter t.b.v. referentiegegevens om zijn buigproeven te analyseren [8]

Er worden verschillende spanning-rek relaties gebruikt in de verificatie om de gevoeligheid op het moment-doorbuiging diagram te onderzoeken. Alhoewel Walter in zijn EEM berekeningen is uitgegaan van een spanning-rek relatie die met een hardening deel gevold door een constante nascheurspanning (semi-hardening gedrag) (zie Figuur 140), wordt allereerst geprobeerd om met een constante nascheurspanning het moment-doorbuiging diagram te reproduceren. Vervolgens zal gekeken worden of een nascheurgedrag met een hardening-modulus en semi-hardening nascheurgedrag invloed hebben op het buiggedrag. Het strain-softening gebied wordt buiten beschouwing gelaten.



Figuur 140 Schematisatie spanning-rek(/scheurwijdte) relatie door Walter [8]

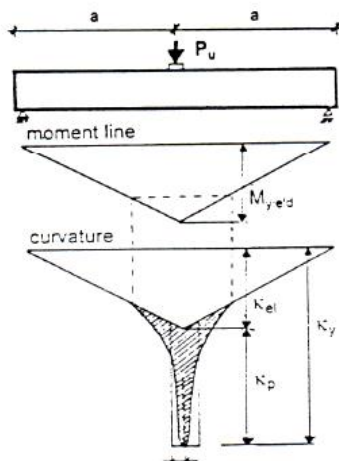
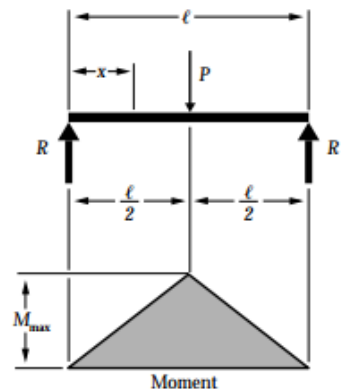
Allereerst is de momentenlijn bepaald. Door de statisch bepaalde aard van de proefopstelling, kan het moment over de hele ligger (als functie van  $x$ ) direct verkregen worden:

$$M(x) = \frac{1}{2}Px \quad 0 \leq x \leq \frac{1}{2}l$$

$$M(x) = \frac{1}{4}Pl - \frac{1}{2}Px \quad \frac{1}{2}l \geq x \geq l$$

$$M\left(\frac{l}{2}\right) = M_{max} = \frac{1}{4}Pl \quad x = \frac{l}{2}$$

De momentenlijn kan direct vertaald worden naar krommingen met de moment-kromming relatie, die verkregen wordt met het meerlagenmodel, wat bij niet-lineair gedrag van een driepunt buigproef resulteert in een krommingslokalisatie ter plaatse van de puntlast. De krommingen van de overige ongescheurde gebieden kunnen lineair-elastische bepaald worden met:  $\kappa = \frac{M}{EI}$ .



Figuur 141 Krommingslokalisatie als gevolg van driehoekige momentenlijn

Met de fysische relaties in de mechanica kunnen krommingen worden omgezet naar doorbuigingen in een ligger, mits de randvoorwaarden bekend zijn:

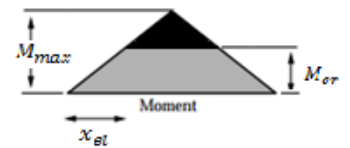
$\Delta\delta(x) = \iint \kappa(x) dx$ , waarin  $x$  de coördinaat van de ligger,  $\Delta\delta$  de toename in doorbuiging over een lengte en  $\kappa(x)$  de kromming als functie van  $x$

Kortom, met de bovenstaande relaties kunnen moment-kromming relaties, verkregen met het meerlagenmodel, omgezet worden naar een moment-doorbuiging relatie. Deze kan vervolgens vergeleken worden met de resultaten van Walter.

Jammer genoeg is er niet een directe analytische relatie af te leiden tussen doorbuiging en belasting. Alhoewel voor lineair-elastisch gedrag een direct relatie bestaat tussen moment en doorbuiging, moeten voor gescheurde doorsneden krommingen verkregen worden met het meerlagenmodel op discrete locaties en numeriek geïntegreerd worden om tot een belasting-doorbuiging te komen (zie ook hoofdstuk 8). Er wordt gekozen voor de numerieke integratiemethode die uitgaat van trapeziumvormige oppervlaktes die de numerieke waarde van een integraal benaderen, oftewel de (samengestelde) trapeziumregel. De integraal voor  $f(x)$  voor  $a \leq x \leq b$  is te benaderen met de waarde voor  $f(x)$  op punten  $x = a$  en  $x = b$ .

De basis voor de krommingen in de ligger is de moment-kromming relatie, die bepaald wordt met het meerlagenmodel. Gekozen wordt om alleen de krommingen te bepalen voor doorsneden met een gescheurde doorsnede (moment groter dan  $M_{cr}$ ), daar de overige krommingen analytisch bepaald kunnen worden met  $\kappa_{el} = \frac{M_{el}}{(EI)_{comp}}$ . Het lineair-elastisch gebied van de ligger kan worden bepaald met:

$$x_{el} = \frac{M_{max}}{2M_{cr}} l$$



Voor modelparameters voor het meerlagenmodel zijn de volgende waarden gekozen<sup>23</sup>:

|   |   |
|---|---|
| $E_s = 210 \text{ GPa}$                   | $E_c = 20 \text{ GPa}$  |
| $E_{s;hard} = 105 \text{ GPa}$            | (1) $f_{cs} = f_{ct} = 6 \text{ MPa}$ ; (2) $f_{cs} = f_{ct} = 5 \text{ MPa}$ (elasto-plastisch)                        |
| $f_{yd} = 310 \text{ MPa}$<br>(hardening) | (3) $f_{cs} = 4 \text{ MPa}$ ; $f_{ct} = 6 \text{ MPa}$ ; (4) $f_{cs} = 4 \text{ MPa}$ ; $f_{ct} = 8 \text{ MPa}$       |
| $f_u = 510 \text{ MPa}$                   | (5) $f_{cs} = 3,5 \text{ MPa}$ ; $f_{ct} = 9 \text{ MPa}$ ; (6) $f_{cs} = 4,3 \text{ MPa}$ ; $f_{ct} = 6,2 \text{ MPa}$ |
| Staal is elasto-plastisch                 | $f'_c = -50 \text{ MPa}$  |
|   | $\varepsilon_u = 1,9\%$   |

$$h_s = 8 \text{ mm}$$

$$h_c = 40 \text{ mm}$$

$t = 1 \text{ mm}$  (laagdikte is ca. 2% van de totale dikte van de ligger)

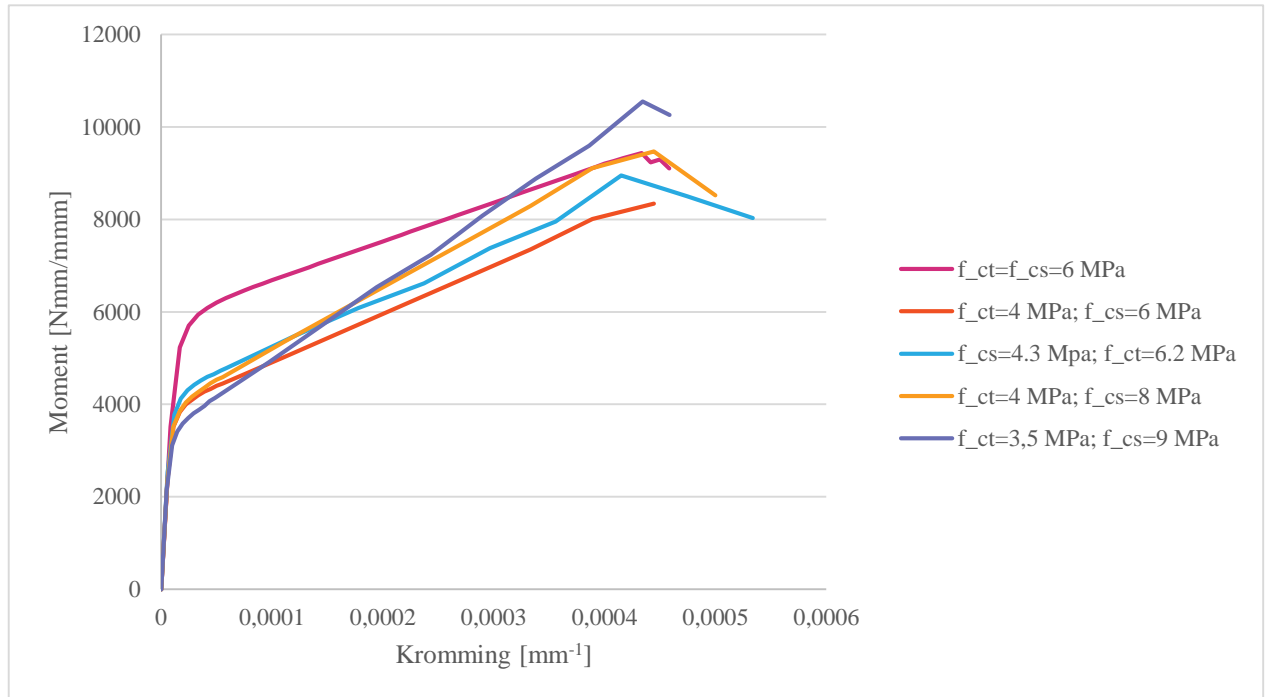
$\Sigma F = 0$  met een nauwkeurigheid van  $2 \text{ MPa/mm}$  over de hele doorsnede

$x_{step} = 0,01 \text{ mm}$  (bij grote krommingen  $0,001 \text{ mm}$  i.v.m. divergentie)

Het resultaat is in Figuur 142 weergegeven. Het scheurmoment blijkt zoals verwacht hoofdzakelijk afhankelijk te zijn van de scheursterkte  $f_{cs}$  van het ECC. De helling van

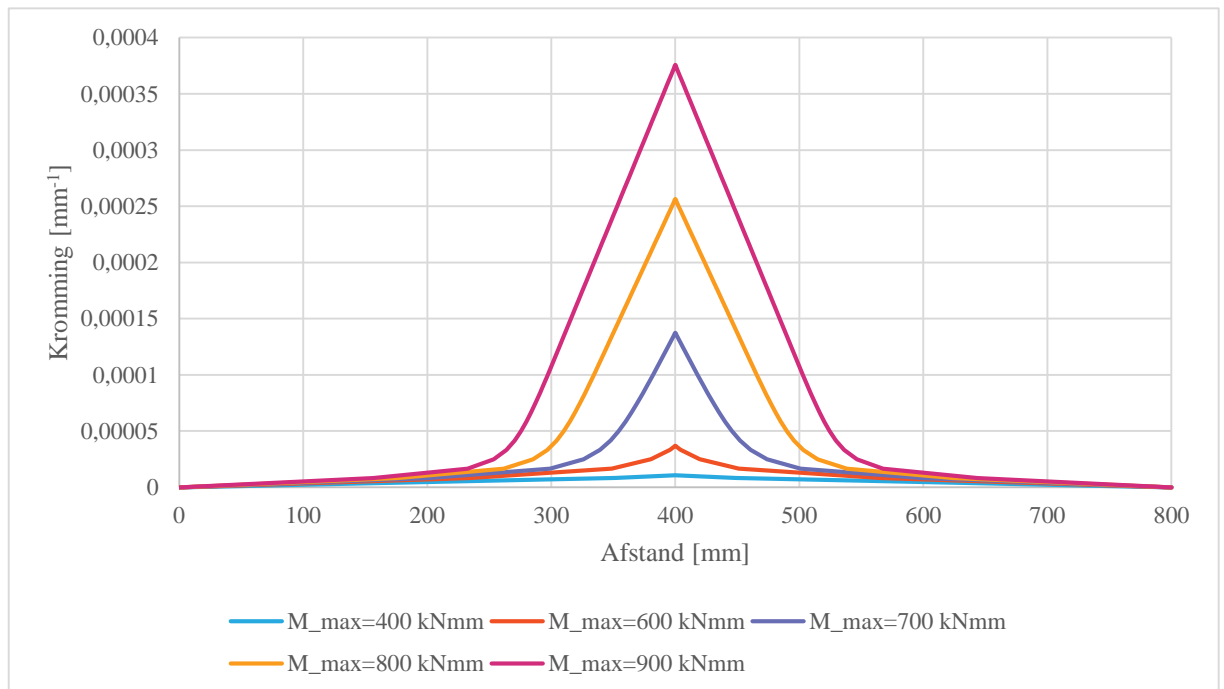
<sup>23</sup> De vloeispanning van het staal is verstrekt door de fabrikant van de staalplaat. De E-modulus van het ECC en staal zijn een benadering. Zo ook de druksterkte van het ECC.

de moment-kromming relatie blijkt na scheuren primair afhankelijk te zijn van de relatie tussen scheursterkte en treksterkte.



Figuur 142 Moment-kromming diagrammen voor verschillende trekspanning-rek diagrammen voor ECC

Vervolgens wordt de momentenlijn omgezet in krommingen in alle doorsneden door het moment-krommingsdiagram lineair te interpoleren en de krommingen te vinden die corresponderen met het moment in een doorsnede (zie Figuur 143).



Figuur 143 Kromming met een driehoekige momentenlijn met  $M_{max}=400$  tot  $900$  kNmm voor  $f_{cs}=f_{ct}=6$  MPa

De krommingen worden vervolgens allereerst vertaald naar rotaties door over een interval numeriek te integreren. Hiervoor wordt gebruik gemaakt van de symmetrische aarde van de constructie en symmetrische belasting. Met dit gegeven zal de maximale doorbuiging in het symmetriepunt optreden en hiermee de rotatie gelijk zijn aan nul:

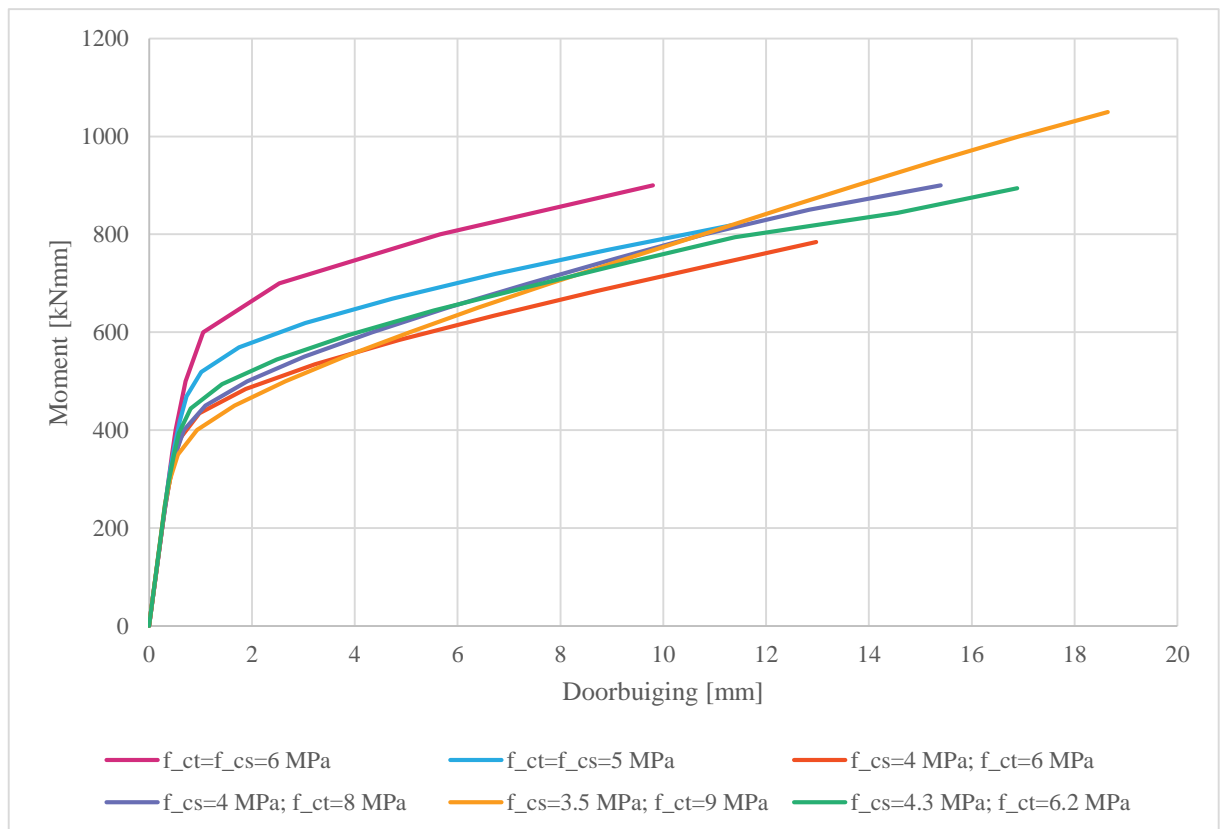
$$\varphi\left(\frac{l}{2}\right) = 0 \rightarrow \varphi(x) = -\Delta\varphi\left(\frac{l}{2}\right) + \Delta\varphi(x)$$

Door nogmaals de rotaties te integreren kan de doorbuiging bepaald worden. Hier geldt ook dat randvoorwaarden gebruikt moeten worden om de integratieconstante te bepalen. In dit geval is dit de doorbuiging ter plaatse van de oplegging. Deze moet gelijk zijn aan nul.

$$\delta(0) = 0 \rightarrow \delta(x) = \Delta\delta(x)$$

Allereerst wordt voor de moment-kromming relatie met een elasto-plastisch trekgedrag van het ECC ( $f_{ct}=f_{cs}=6$  MPa) een convergentietest uitgevoerd voor het model dat de doorbuiging moet bepalen. Er wordt gekeken in hoeverre de intervallengtes bijdragen aan de fout in de doorbuiging. De intervallengte van 1 mm blijkt voldoende te zijn, daar het verlagen naar een intervallengte van 0,5 mm resulteert in maximaal 0,0035‰ verschil in doorbuiging.

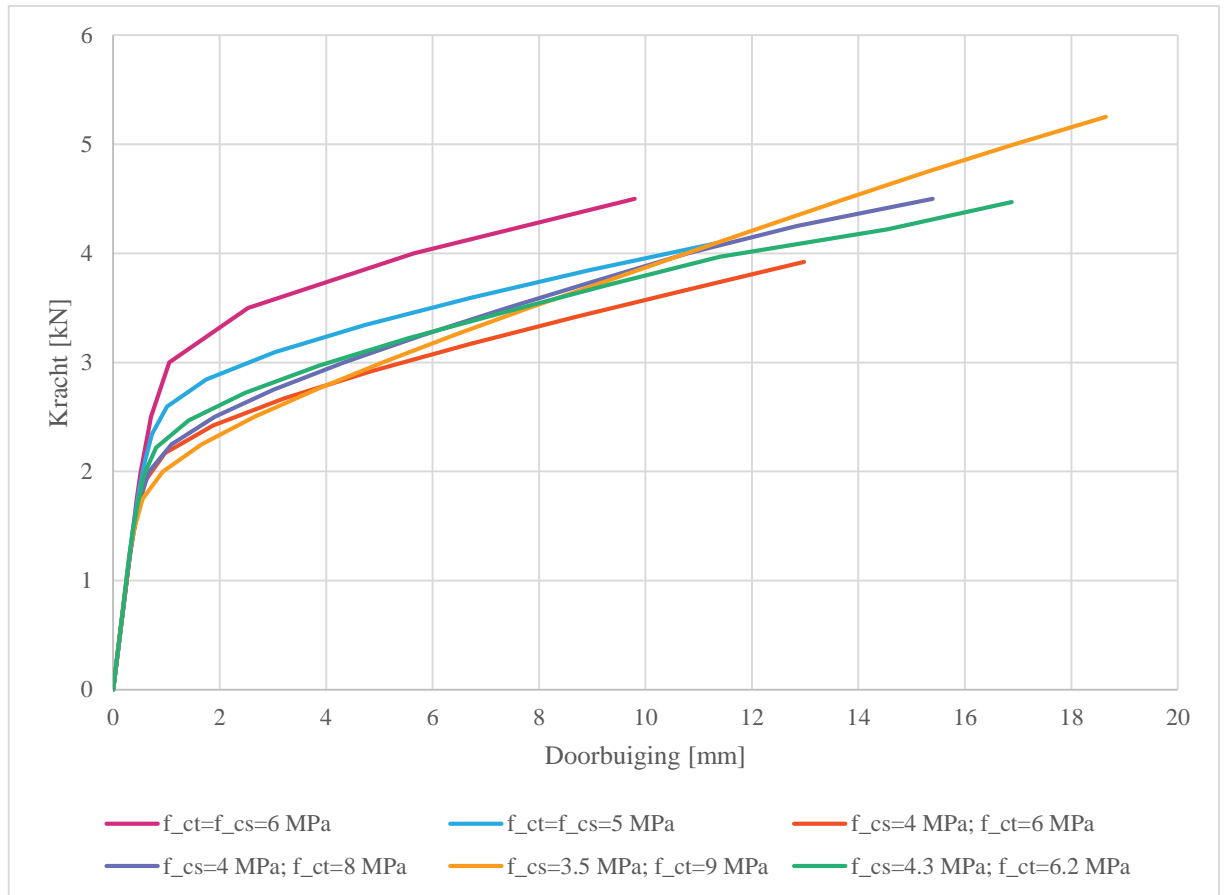
De moment-doorbuigingsdiagrammen voor de verschillende trekspanning-rek relaties is in Figuur 144 weergegeven.



Figuur 144 Moment-doorbuiging diagrammen voor verschillende spanning-rek relaties voor ECC

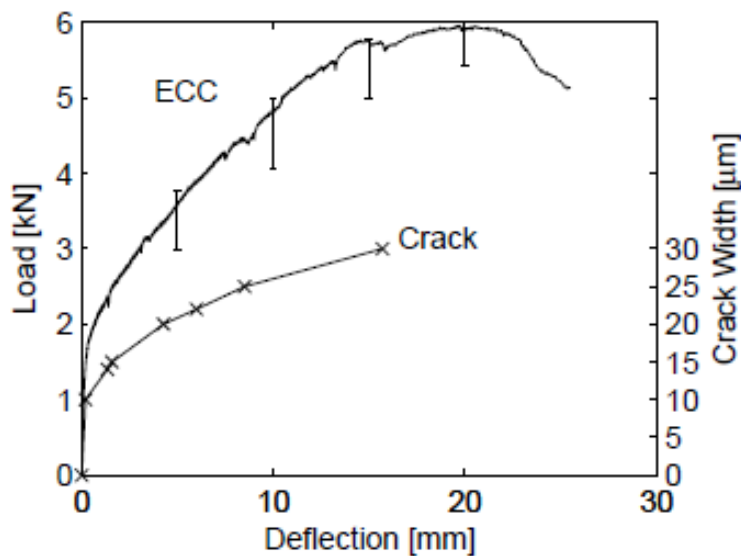
Als referentie is ook het kracht-doorbuiging diagram in Figuur 145 weergegeven.





Figuur 145 Kracht-doorbuiging diagrammen voor verschillende spanning-rek relaties voor ECC

Indien de resultaten uit het model worden vergeleken met de experimentele resultaten van Walter (zie Figuur 146) dan is er een sterke overeenkomst te zien. Opgemerkt dient te worden dat eventuele verschillen met Figuur 146 verklaard kunnen worden met de spreiding in de experimentele resultaten.

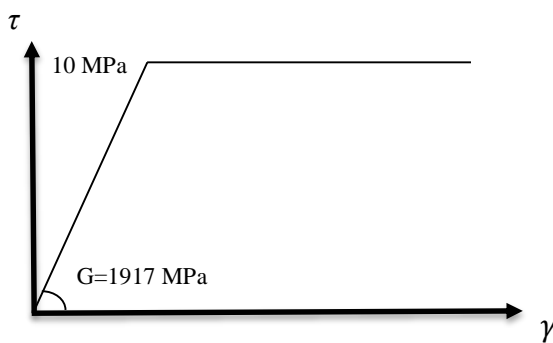


Figuur 146 Resultaten buigproeven Walter [8]

## Bijlage B7.1 Verificatie aanname perfecte hechting

Een epoxy-bauxiet hechtlaag zou de samenwerking tussen de overlaging en de staalplaat kunnen beïnvloeden en hiermee effect kunnen hebben op de spanningsverdeling in een composietdoorsnede. De schuifvervorming zou echter minimal moeten zijn, daar de dikte van de hechtlaag (ca. 3 mm) beperkt is. Om een indruk te krijgen van de orde van grootte van de schuifvervorming kan er een eenvoudige verificatieberekening worden uitgevoerd.

De schuifsterkte en stijfheid van de hechtlaag worden door Rijkswaterstaat voorgeschreven met een minimum van 10 MPa resp. 2.3 GPa. De constitutieve relatie van Figuur 147 wordt aangenomen.

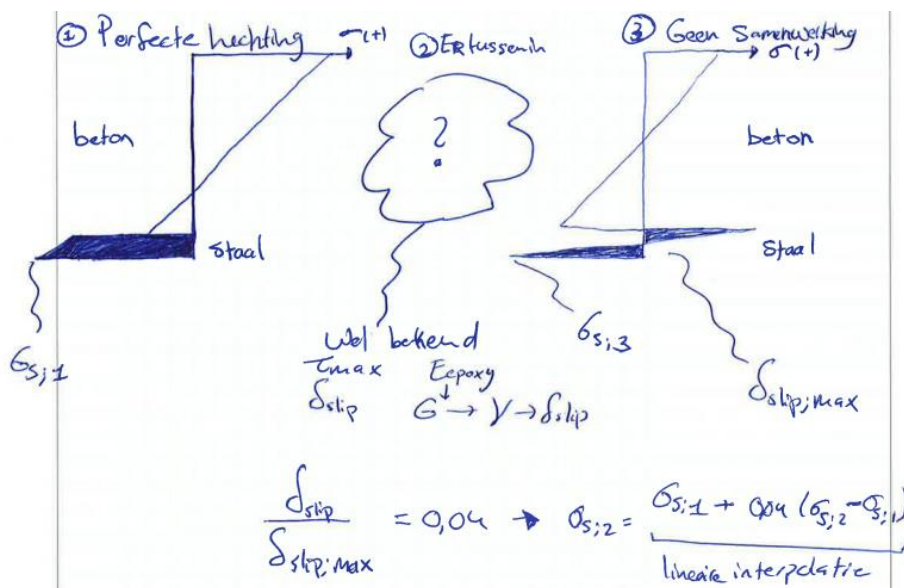


Figuur 147 Aangenomen schuifspanning-afschuifhoek relatie van de epoxy-bauxietlaag

De schuifmodulus wordt hiermee:  $G = \frac{E}{2(1-\nu)} = \frac{2300}{2 \cdot (1-0.4)} = 1917 \text{ N/mm}^2$

De maximale afschuifhoek wordt hiermee:  $\gamma = \frac{\tau}{G} = \frac{10}{1917} = 5.2 \cdot 10^{-3}$

Met een dikte van 3 mm is dit een maximale verschuiving van:  $\Delta x = 5.2 \cdot 10^{-3} \cdot 3 = 1.6 \cdot 10^{-2} \text{ mm}$

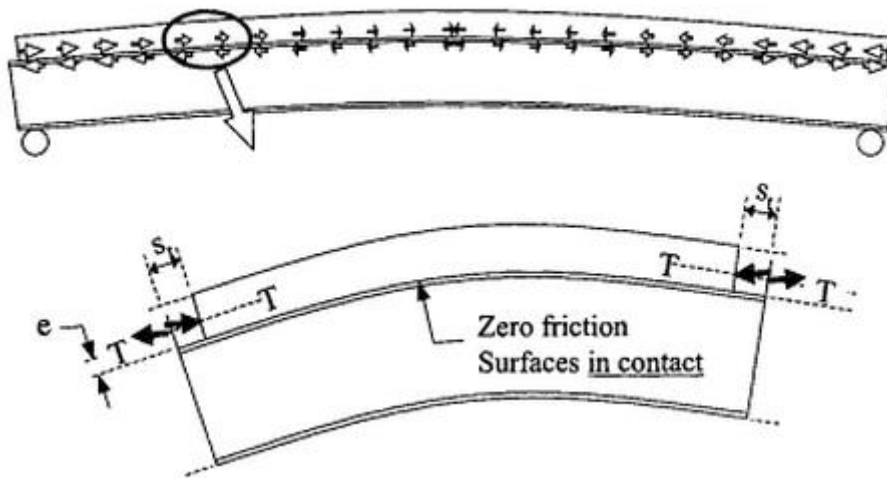


Figuur 148 Invloed hechtlaag

Om een gevoel te krijgen hoe groot de vervorming is, kan voor een de scharnierend opgelegde composietconstructie met een constante kromming zonder samenwerking de verschuiving op de uiteinden worden bepaald en vergeleken met de eerder gevonden verschuiving.

$$s_t = \frac{L(y_c - y_s)M}{(EI)_c + (EI)_s} = \frac{300 \cdot (20 + 5) \cdot 6750}{(115,2 + 17,5) \cdot 10^6} = 0,38 \text{ mm}$$

Slechts 4% van de schuifvervorming die zou optreden indien er geen samenwerking zou zijn, treedt daadwerkelijk op in de hechtlaag. Er wordt verondersteld dat deze vervorming minimale invloed heeft op de spanningsverdeling in een doorsnede.



## Bijlage B8.1 Matlab script niet-lineair liggermodel

### mom.m (momentfunctie)

```
function [buigmoment] = mom(q,l,x,M_st,M_el) %functie voor het bepalen van het
buigmoment
    q_el=(12*M_el)/(l^2); %de verdeelde belasting corresponderend aan de elastisch
limiet

    if q <= q_el %lineair elastische momentenlijn
        buigmoment=-(1/12)*q*l^2-0.5*q*x^2+0.5*q*l*x;
    else %herverdeelde momentenlijn als functie van steunpuntsmoment M_st
        buigmoment=M_st-0.5*q*x^2+0.5*q*l*x;
    end
end
```

### M\_K.m (moment-kromming relatie)

```
function [kappa] = M_K(M,j)%functie voor het bepalen van krommingen gebaseerd op moment
en momenthistorie in doorsnede j
M_el=-7.949386966807128e+03; %elastisch limiet moment (scheurmoment)
EI=2041411627.90698 %elastische buigstijfheid

if j>18 %ongescheurde doorsneden elastisch doorrekenen
    kappa=-M/EI;
else
    %data is een matrix met kappa-moment vectoren naast elkaar voor elke gescheurde
doorsnede
    %data=[1.11000000000000e-05 -6665.58679000000 1.02000000000000e-05 -
6524.97745500000 9.53000000000000e-06 -6400.02960900000 8.92000000000000e-06 -
6266.72395000000 8.44000000000000e-06 -6145.12442800000 7.99000000000000e-06 -
6018.17147800000 7.55000000000000e-06 -5878.25111700000 7.25000000000000e-06 -
5768.29842500000 6.94000000000000e-06 -5641.39463200000 6.64000000000000e-06 -
5507.98359200000 6.35000000000000e-06 -5358.37194600000 6.16000000000000e-06 -
5263.66554100000 5.98000000000000e-06 -5154.09661700000 5.80000000000000e-06 -
5042.69076000000 5.63000000000000e-06 -4929.20488100000 5.45000000000000e-06 -
4805.23576600000 5.28000000000000e-06 -4656.35850200000 5.11000000000000e-06 -
4506.28794800000;9.99000000000000e-06 -5822.32118200000 9.16000000000000e-06 -
5727.38337500000 8.58000000000000e-06 -5639.49174000000 8.03000000000000e-06 -
5542.12521900000 7.60000000000000e-06 -5440.77518400000 7.19000000000000e-06 -
5344.58377500000 6.80000000000000e-06 -5235.21619000000 6.52000000000000e-06 -
5140.62452300000 6.25000000000000e-06 -5039.56614800000 5.98000000000000e-06 -
4931.74839200000 5.71000000000000e-06 -4808.38948000000 5.54000000000000e-06 -
4724.76871900000 5.38000000000000e-06 -4635.25327600000 5.22000000000000e-06 -
4536.05505700000 5.06000000000000e-06 -4434.83347500000 4.91000000000000e-06 -
4323.97748500000 4.75000000000000e-06 -4190.47076900000 4.59000000000000e-06 -
4055.65915300000;8.88000000000000e-06 -4982.84136900000 8.14000000000000e-06 -
4930.35362900000 7.63000000000000e-06 -4876.74122100000 7.13000000000000e-06 -
4812.88520700000 6.75000000000000e-06 -4751.23683100000 6.39000000000000e-06 -
4673.60836300000 6.04000000000000e-06 -4592.46704000000 5.80000000000000e-06 -
4521.46641100000 5.56000000000000e-06 -4443.90541600000 5.32000000000000e-06 -
4359.48874000000 5.08000000000000e-06 -4253.13056600000 4.93000000000000e-06 -
4180.73491900000 4.78000000000000e-06 -4109.70250700000 4.64000000000000e-06 -
4029.51132100000 4.50000000000000e-06 -3940.53672100000 4.36000000000000e-06 -
3842.76269100000 4.22000000000000e-06 -3724.61123000000 4.08000000000000e-06 -
3605.03035800000;7.77000000000000e-06 -4144.93498300000 7.12000000000000e-06 -
4131.87939200000 6.67000000000000e-06 -4109.92751400000 6.24000000000000e-06 -
4077.30482100000 5.91000000000000e-06 -4050.88653200000 5.59000000000000e-06 -
4008.31734900000 5.29000000000000e-06 -3952.94385100000 5.07000000000000e-06 -
3903.34046100000 4.86000000000000e-06 -3847.25543000000 4.65000000000000e-06 -
3784.38929900000 4.44000000000000e-06 -3701.48845800000 4.31000000000000e-06 -
3646.35536500000 4.19000000000000e-06 -3585.85611400000 4.06000000000000e-06 -
3517.17934700000 3.94000000000000e-06 -3446.23996700000 3.82000000000000e-06 -
3361.54789700000 3.69000000000000e-06 -3258.75169200000 3.57000000000000e-06 -
3154.40156400000;6.66000000000000e-06 -3303.88174400000 6.11000000000000e-06 -
3327.62719200000 5.72000000000000e-06 -3343.11380700000 5.35000000000000e-06 -
3354.40518200000 5.07000000000000e-06 -3350.53623200000 4.79000000000000e-06 -
3338.47881700000 4.53000000000000e-06 -3313.42066200000 4.35000000000000e-06 -
3283.15018900000 4.17000000000000e-06 -3252.58395100000 3.99000000000000e-06 -
3203.61028100000 3.81000000000000e-06 -3148.03794700000 3.70000000000000e-06 -
3108.46517700000 3.59000000000000e-06 -3058.60097000000 3.48000000000000e-06 -
```

```

3006.50115500000 3.380000000000000e-06 -2947.13258900000 3.270000000000000e-06 -
2880.33310300000 3.170000000000000e-06 -2792.89215400000 3.060000000000000e-06 -
2703.77276900000;5.550000000000000e-06 -2459.68165200000 5.090000000000000e-06 -
2532.04193600000 4.770000000000000e-06 -2585.78087100000 4.460000000000000e-06 -
2626.43324400000 4.220000000000000e-06 -2648.98460500000 3.990000000000000e-06 -
2668.64028500000 3.780000000000000e-06 -2669.59619200000 3.620000000000000e-06 -
2667.08856100000 3.470000000000000e-06 -2652.96620700000 3.320000000000000e-06 -
2632.29722500000 3.170000000000000e-06 -2595.49163700000 3.080000000000000e-06 -
2569.69733000000 2.990000000000000e-06 -2539.01551600000 2.900000000000000e-06 -
2497.47674600000 2.810000000000000e-06 -2453.63760600000 2.730000000000000e-06 -
2399.11830900000 2.640000000000000e-06 -2327.03261600000 2.550000000000000e-06 -
2253.14397400000;4.440000000000000e-06 -1618.62841300000 4.070000000000000e-06 -
1736.45668100000 3.810000000000000e-06 -1820.32156000000 3.570000000000000e-06 -
1895.92515700000 3.380000000000000e-06 -1949.83563300000 3.190000000000000e-06 -
1994.25423500000 3.020000000000000e-06 -2030.07300300000 2.900000000000000e-06 -
2044.83396600000 2.780000000000000e-06 -2057.30547500000 2.660000000000000e-06 -
2055.30459100000 2.540000000000000e-06 -2042.94532800000 2.460000000000000e-06 -
2032.68480000000 2.390000000000000e-06 -2014.31693500000 2.320000000000000e-06 -
1990.10611800000 2.250000000000000e-06 -1960.14262400000 2.180000000000000e-06 -
1917.90351500000 2.110000000000000e-06 -1861.17307700000 2.040000000000000e-06 -
1802.51517900000;3.330000000000000e-06 -859.41190100000 3.050000000000000e-06 -
969.742423500000 2.860000000000000e-06 -1066.84646000000 2.680000000000000e-06 -
1170.48936900000 2.530000000000000e-06 -1249.48533400000 2.400000000000000e-06 -
1325.55258300000 2.270000000000000e-06 -1388.39917300000 2.170000000000000e-06 -
1428.77233900000 2.080000000000000e-06 -1456.69847800000 1.990000000000000e-06 -
1481.15174700000 1.900000000000000e-06 -1493.11162200000 1.850000000000000e-06 -
1494.79461200000 1.790000000000000e-06 -1489.61835400000 1.740000000000000e-06 -
1479.42792700000 1.690000000000000e-06 -1464.24232800000 1.640000000000000e-06 -
1436.68872100000 1.580000000000000e-06 -1395.31353900000 1.530000000000000e-06 -
1351.88638400000;2.220000000000000e-06 -435.922257100000 2.040000000000000e-06 -
497.082395000000 1.910000000000000e-06 -546.374516800000 1.780000000000000e-06 -
606.197207300000 1.690000000000000e-06 -655.356157400000 1.600000000000000e-06 -
708.973313400000 1.510000000000000e-06 -767.744679300000 1.450000000000000e-06 -
812.650772900000 1.390000000000000e-06 -860.048492600000 1.330000000000000e-06 -
905.105709600000 1.270000000000000e-06 -939.661110900000 1.230000000000000e-06 -
955.149105800000 1.200000000000000e-06 -964.919773500000 1.160000000000000e-06 -
970.403517200000 1.130000000000000e-06 -969.945574700000 1.090000000000000e-06 -
955.473927200000 1.060000000000000e-06 -929.454001000000 1.020000000000000e-06 -
901.257589600000;1.110000000000000e-06 -141.393139200000 1.020000000000000e-06 -
188.325886100000 9.530000000000000e-07 -215.120876000000 8.920000000000000e-07 -
241.390390300000 8.440000000000000e-07 -264.285253500000 7.990000000000000e-07 -
290.073129500000 7.550000000000000e-07 -317.022280400000 7.250000000000000e-07 -
338.467892800000 6.940000000000000e-07 -360.578016400000 6.640000000000000e-07 -
383.511409100000 6.350000000000000e-07 -409.990190400000 6.160000000000000e-07 -
426.744808200000 5.980000000000000e-07 -443.609649200000 5.800000000000000e-07 -
461.379107700000 5.630000000000000e-07 -474.847050300000 5.450000000000000e-07 -
474.259133200000 5.280000000000000e-07 -463.594462800000 5.110000000000000e-07 -
450.628794800000;-1.690000000000000e-21 765.394923800000 -1.690000000000000e-21
614.371167700000 -1.690000000000000e-21 509.639003100000 0 411.340773500000 -
1.690000000000000e-21 338.196879600000 0 270.231748500000 -8.470000000000000e-22
208.968628800000 0 168.901654200000 0 131.627960000000 -8.470000000000000e-22
97.8833126700000 0 67.8626494600000 0 51.2006733100000 0 37.1220715700000 0
24.9407290400000 0 14.7998434200000 -8.470000000000000e-22 7.30251055700000 0
2.33503647600000 0 0;-1.110000000000000e-06 906.788063000000 -1.020000000000000e-06
802.697053800000 -9.530000000000000e-07 724.759879100000 -8.920000000000000e-07
652.731163900000 -8.440000000000000e-07 602.482133000000 -7.990000000000000e-07
560.304877900000 -7.550000000000000e-07 525.990909100000 -7.250000000000000e-07
507.369547000000 -6.940000000000000e-07 492.205976500000 -6.640000000000000e-07
481.394721800000 -6.350000000000000e-07 477.852839800000 -6.160000000000000e-07
477.945481500000 -5.980000000000000e-07 480.731720800000 -5.800000000000000e-07
486.319836800000 -5.630000000000000e-07 489.646893700000 -5.450000000000000e-07
481.561643700000 -5.280000000000000e-07 465.929499300000 -5.110000000000000e-07
450.628794800000;]
data=[0 0;3.89406372440305e-06 -7940.02096473720;5.84109558660457e-06 -
10494.5202959510;7.78812744880609e-06 -11632.0167820997;9.73515931100761e-06 -
12291.9737049023;1.16821911732091e-05 -12704.3699507655;1.36292230354107e-05 -
13015.1583945342;1.55762548976122e-05 -13224.5029635107;1.75232867598137e-05 -
13396.7462561147;1.94703186220152e-05 -13529.3951019206;2.14173504842168e-05 -
13626.1596469528;2.33643823464183e-05 -13702.6876050871;2.53114142086198e-05 -
13798.6312798665;2.72584460708213e-05 -13854.3132305590;2.92054779330228e-05 -
13920.1292621806;3.11525097952244e-05 -13978.1005698249;3.30995416574259e-05 -
14012.6050977631;3.50465735196274e-05 -14044.2518139837;3.69936053818289e-05 -
14112.6080820093;3.89406372440305e-05 -14172.6454300608;]
%kappa=interp1(data(:,2*j),data(:,2*j-1),M); %cyclisch
kappa=interp1(data(:,2),data(:,1),M); %monotoon

```

```
end
end
```

## liggermodel.m (niet-lineair liggermodel)

```
clear all
clc

l=300; %overspanning in mm
n=300; %aantal elementen (even getal ivm symmetriepunt), splitst ligger op in eindig
aantal elementen (n+1 nodes aanwezig)
M_el=-7949; %bepaal elastisch limiet in moment-kromming lijn in Nmm/mm

q_el=-(12*M_el)/(l^2); %bepaald elastisch limiet voor verdeelde belasting

k=0; %start teller voor while-loop
kappa=[]; %dummy vector voor opslag van krommingen
M_st_nl_save=[]; %dummy vector voor opslag van niet-lineaire steunpuntsmomenten
q_save=[]; %dummy vector voor opslag van belastingstappen

for q=1.78*q_el %incrementele belastingstap q opleggen
    M_st=-(1/12)*q*l^2; %benadering steunpuntsmoment (zonder momentherverdeling)
    M_st_save=M_st; %opslaan van lineair-elastisch steunpuntsmoment als referentie

    phi=1; %random phi (groter dan rotation_tolerance) om while-loop te starten
    rotation_tolerance=0.000002; %tolerantie van rotatie in symmetriepunt

    while abs(phi)>rotation_tolerance
        phi=0; %reset rotatie bij steunpunt (is tevens de randvoorwaarde voor
inklemming)
        kappa=[]; %reset vector voor opslag van krommingen
        for j=0:(n/2) %tot 0.5*l de rotatie opsommen voor M_st
            M1=mom(q,l,(j/n)*l,M_st,M_el); %vind moment op x=(j/n)*l
            kappal=M_K(M1,j+1); %haal kromming uit inverse M-K diagram
            kappa=[kappa kappal];
        end
        phi=trapz(kappa);

        p=1000
        M_step=M_st_save/p; %Root-Finding Algorithm: Random, stapje waarmee het
steunpuntsmoment moet afnemen
        M_st=M_st-M_step; %bij lineair elastisch toestand is M_st gelijk aan
(1/12)*q*l^2, bij niet-lineaire toestand moet het per definitie lager zijn

        if k>p; %afbreken bij # iteraties om M_st te vinden (moet stoppen als
steunpuntsmoment positief wordt)
            break;
        end
        k=k+1;

        plot(M_st,phi)
        hold on
    end

    M_st_nl_save=[M_st_nl_save M_st]; %opslaan van steunpuntsmomenten
    q_save=[q_save q]; %opslaan van belastingstappen
end
```