

Vormfactoren voor poedergebaseerd zelfverdichtend beton (in trek)

Ruben Raeymaekers

Promotor: prof. dr. ir. Geert De Schutter

Begeleider: dr. ir. Pieter Desnerck

Masterproef ingediend tot het behalen van de academische graad van
Master in de ingenieurswetenschappen: bouwkunde

Vakgroep Bouwkundige Constructies

Voorzitter: prof. dr. ir. Luc Taerwe

Faculteit Ingenieurswetenschappen en Architectuur

Academiejaar 2011-2012



Vormfactoren voor poedergebaseerd zelfverdichtend beton (in trek)

Ruben Raeymaekers

Promotor: prof. dr. ir. Geert De Schutter

Begeleider: dr. ir. Pieter Desnerck

Masterproef ingediend tot het behalen van de academische graad van
Master in de ingenieurswetenschappen: bouwkunde

Vakgroep Bouwkundige Constructies

Voorzitter: prof. dr. ir. Luc Taerwe

Faculteit Ingenieurswetenschappen en Architectuur

Academiejaar 2011-2012



Voorwoord

Bij de aanvang van deze masterproef dacht ik dat een dankwoord geschreven moest worden. Vandaag, op deze laatste thesisdag, besef ik dat ik eigenlijk niets liever wil. Deze thesis was nooit geweest wat ze nu is zonder de vele mensen uit mijn omgeving gedurende dit laatste academiejaar, zowel thuis als aan de universiteit. Zij worden allen oprecht bedankt. Graag zou ik ook enkele personen in het bijzonder willen bedanken:

In de eerste plaats mijn promotor, prof. dr. ir. Geert De Schutter, die mij de mogelijkheid gaf om deze masterproef uit te voeren.

Mijn begeleider dr. ir. Pieter Desnerck, voor de uitstekende begeleiding die ik ontving tijdens het schrijven van deze thesis. Steeds kon ik bij hem terecht voor advies of met vragen. Ook bedank ik hem voor het nalezen van de belangrijkste hoofdstukken uit dit werk.

De techniekers van het Laboratorium Magnel voor Betononderzoek. Zij waren steeds bereid om mij te assisteren bij de proeven en konden steeds een antwoord vinden op de meest uiteenlopende vragen.

Mijn ouders, voor de vrijheid en onvoorwaardelijke steun die ze mij gaven gedurende mijn hele opleiding. Mijn moeder, omdat zij steeds zenuwachtig was in mijn plaats voor een examen of deadline. Mijn vader, omdat ik nooit de term 'doorbijten' zal vergeten.

Tenslotte ook mijn vriendin, Eveline. In de eerste plaats natuurlijk voor haar steun, maar ook omdat ze steeds probeerde om mij geconcentreerd aan het werk te houden (ook al was mijn reactie niet altijd even prettig). De 'thesismarathon' die we samen hielden zal ik nooit vergeten.

Toelating tot bruikleen

De auteur geeft de toelating deze masterproef voor consultatie beschikbaar te stellen en delen van de masterproef te kopiëren voor persoonlijk gebruik. Elk ander gebruik valt onder de beperkingen van het auteursrecht, in het bijzonder met betrekking tot de verplichting de bron uitdrukkelijk te vermelden bij het aanhalen van resultaten uit deze masterproef.

The author gives permission to make this master dissertation available for consultation and to copy parts of this master dissertation for personal use. In the case of any other use, the limitations of the copyright have to be respected, in particular with regard to the obligation to state expressly the source when quoting results from this master dissertation.

4 juni 2012

Ruben Raeymaekers

Overzicht

Masterproef ingediend tot het behalen van de academische graad van
Master in de ingenieurswetenschappen: bouwkunde

Titel: Vormfactoren voor poedergebaseerd zelfverdichtend beton (in trek)

Auteur: Ruben Raeymaekers

Promotor: prof. dr. ir. Geert de Schutter

Begeleider: dr. ir. Pieter Desnerck

Vakgroep Bouwkundige Constructies

Voorzitter: prof. dr. ir. Luc Taerwe

Faculteit Ingenieurswetenschappen en Architectuur

Academiejaar 2011-2012

Samenvatting

In deze masterproef wordt in de eerste plaats experimenteel onderzocht of de bestaande vormfactoren voor de treksterkte van traditioneel beton (TB) kunnen gebruikt worden om een bepaalde treksterktewaarde van zelfverdichtend beton (ZVB) om te vormen. Deze vormfactoren begroten de invloed van het size en shape effect op de treksterkte en het verschil tussen de verschillende trekproefmethoden.

Vermits er niet voor alle types treksterkte (spleit-, buig-, en zuivere treksterkte) genormeerde vormfactoren bestaan, wordt eerst een uitgebreide literatuurstudie uitgevoerd. Er wordt een overzicht gegeven van de theoretische modellen die het size en shape effect voor beton verklaren. Daarna worden de voornaamste formules of uitdrukkingen overlopen, die toelaten om (voor TB) vormfactoren te berekenen voor zowel het size en shape effect als de invloed van de proefmethode.

Het proefprogramma dat wordt uitgevoerd bestaat uit vier verschillende mengelingen van poedergebaseerd ZVB. Per mengeling wordt gevarieerd met één van volgende eigenschappen: W/C-factor, C/P-factor, poedergehalte. Zowel buig-, spleit- als rechtstreekse trekproeven worden uitgevoerd. Druksterkten variëren van 49,7 tot 75,8 N/mm².

Na een vergelijking van de eigen proefresultaten met de bestaande uitdrukkingen werden o.a. volgende conclusies getrokken: Voor het size effect bij de spleitproef op ZVB werden geen geldige vormfactoren gevonden, een verder onderzoek is hier aangewezen. Voor het shape effect kwamen de resultaten redelijk overeen met de vormfactor uit de norm. Voor de buigproef op ZVB kunnen de genormeerde vormfactoren (EC2/MC90) gehanteerd worden voor een ruwe schatting, maar een betere overeenkomst werd gevonden met uitdrukkingen uit literatuur.

Voor de onderlinge relatie tussen de spleitreksterkte en zuivere treksterkte bleek dat de genormeerde (constante) verhouding uit MC90/EC2 een ruwe maar realistische schatting oplevert voor ZVB. Voor de relatie buig-/zuivere treksterkte en buig-/spleitreksterkte kan vooral de empirische uitdrukking uit EC2 gebruikt worden, hoewel er toch een mindere overeenkomst werd geconstateerd. Met alternatieve formules uit literatuur werden betere resultaten verkregen.

Als bijkomend onderzoek wordt in deze masterproef ook de relatie trek-/druksterkte voor ZVB nader bekeken. Er werd geconstateerd dat de treksterkte van ZVB op een veilige en realistische manier kan afgeleid worden uit de druksterkte volgens de genormeerde methoden (MC90/EC2) voor TB. Deze conclusie ligt in dezelfde lijn met beweringen uit oudere onderzoeken.

Trefwoorden

zelfverdichtend beton – treksterkte – size/shape effect – vormfactoren – relatie trek-/druksterkte

Conversion Factors for Powder-Type Self-Compacting Concrete (in Tension)

Ruben Raeymaekers

Supervisors: Prof. dr. ir. G. De Schutter, dr. ir. Pieter Desnerck

Abstract— The goal of this study is to investigate if the current conversion factors, which are used for transforming conventional vibrated concrete (CVC) tensile strengths, are valid for use with self-compacting concrete (SCC) tensile strengths. For this investigation an experimental program was performed on four different SCC mixes. With this test program it was also possible to examine the relationship between the tensile and compressive strength of SCC.

Firstly, the size and shape effects were investigated. For the splitting test, no valid existing size factor expressions were found. For the bending test, it is shown that the current design codes (EC2 [1] or MC90 [2]) can be used to make a rough estimation of the size factors for SCC. For the splitting test shape effect, no significant difference was found between CVC and SCC.

Secondly, for the relationships between different tensile strength test methods, it was shown that a slight overestimation of the conversion factors is obtained using the model proposed in EC2. Other expressions, found in literature, showed better correlation with the test results.

Finally, for the relationship between the tensile and compressive strength, it was found that the design codes (EC2 or MC90) provide a safe and realistic approach to estimate the tensile strength from the compressive strength of SCC.

Keywords— self-compacting concrete, tensile strength, size/shape effect, conversion factors, relation tensile vs. compressive strength

I. INTRODUCTION

Self-compacting concrete (SCC) is one of the most successful recent innovations in concrete construction. This new material has many advantages over conventional vibrated concrete (CVC) and has experienced an increased usage in Europe.

Recently, it was shown that the compressive strength conversion factors for CVC are not valid for SCC. Similarly, this may also be the case for the existing tensile strength conversion factors. These conversion factors are of utter importance, because specimen shapes or sizes and tensile strength test methods may differ in many in-situ or laboratory concrete tests.

In this study, the validity of all types of tensile strength conversion factors (size, shape and test method factors) is investigated by means of an experimental program on powder-type SCC.

Because not all tensile strength conversion factors are normalized, a literature study had to be conducted in order to obtain an overview of the existing expressions for the different conversion factors.

II. AN OVERVIEW OF EXISTING EXPRESSIONS FOR CVC

A. Size and Shape Effect

In the design codes (EC2/MC90), only the bending test size effect and splitting test shape effect are considered. Therefore, a literature study was conducted in order to provide an overview of the existing size and shape effect expressions for all tensile strength test methods.

1) Theoretical Models

The size and shape effect for CVC have been investigated by many authors, and theoretical models have been proposed. These theoretical models are based on the (tensile) fracture mechanics of concrete. The two most important of these models are Hilleborg's 'Cohesive Crack Model' (CCM) [3] and Bazant's 'Size Effect Law' (SEL) [4].

2) Expressions

Based on these theoretical models, different expressions for the size and shape factors for tensile strength were derived (for all test methods) by many authors. An overview of the relevant formulas was given in the master dissertation. Other (empiric) expressions found in literature were also listed. For the direct tensile test, no significant information was found (for small test specimens).

B. Influence of tensile strength test method

The relations between the different tensile strength test methods (bending, splitting, and direct tensile tests) are normalized and can be found in the design codes (EC2/MC90). Other expressions, based on the CCM or SEL, can also be used.

C. Relation between tensile and compressive strength

The relation between the tensile and compressive strength of CVC has been implemented in the current design codes (EC2/MC90). For SCC, some studies have been conducted. The results of these studies are summarized in the master dissertation.

III. EXPERIMENTAL PROGRAM

A. Concrete compositions

For the powder-type self-compacting concrete, river sand 0/5 mm and gravel 2/8 mm and 8/16 mm were used as aggregates. Limestone powder (as a filler) and CEM I 52,5 (portland cement) were also used. The admixture was a polycarboxylic ether superplasticiser (Glenium 51).

Four mixes, each with a different W/C-, C/P-factor or amount of powder, were created. The specifications of these mixes can be found in Table 1.

Table 1: Concrete compositions of SCC mixes (kg/m²)

	SCC-R	SCC-W/C	SCC-P	SCC-C/P
CEM I 52,5 N	300	300	260	360
Sand 0/5 mm	871	915	943	828
Gravel 2/8 mm	268	282	290	255
Gravel 8/16 mm	442	464	479	420
Limestone Powder	300	300	260	240
Water	165	135	143	198
Glenium 51 [l/m ³]	3,05	6,95	3,90	2,08
W/C-ratio [-]	0,55	0,45	0,55	0,55
Powder	600	600	520	600
C/P-ratio [-]	0,50	0,50	0,50	0,60

After mixing, the fresh concrete properties of all four mixes were tested (Slump Flow, Sieve Stability, V-Funnel and L-box test). All concrete mixes were of sufficient quality.

B. Test program

For the determination of the tensile strength, three different test methods were used.

Direct tensile tests were performed on cylinder cores (diameters 50 and 80 mm, slenderness 1). Bending tests were performed on prisms (100x100x500 mm and 150x150x600 mm). Splitting tests were performed on cylinders (100x200 mm) and prisms (100x100 and 150x150).

To determine the compressive strength of the mixes, compressive tests were performed on cylinders 150x300 mm.

The total amount of tested specimens was 216.

C. Results

The compressive strength varied from 49,7 N/mm² (SCC-C/P) to 75,8 N/mm² (SCC-W/C). Most of the tensile strength test results were as expected. The SCC-W/C mix had

The influence of the C/P-factor or the amount of powder was barely noticeable. For all tensile strength test methods, the size effect was observed.

With these test results, it was possible to determine conversion factors. These conversion factors are listed in the master dissertation and are valid for powder-type SCC with similar compositions (Table 1).

IV. COMPARISON OF SCC TEST RESULTS WITH EXISTING EXPRESSIONS FOR CVC

A. Size and Shape Effect

For the splitting tensile test size effect, the test results on prisms did not seem to correlate with any of the existing expressions (derived from CCM or SEL). No valid existing size factor expressions were found.

For the splitting tensile shape effect, the prisms vs. cylinder splitting strength ratios were calculated. The obtained values were in the same range as the normalized ratio for CVC.

For the bending test, the expression proposed in EC2 seemed to deliver a rough estimation of the size factors. However, a better correlation with test results was obtained with an expression found in literature (proposed by Rokugo et al. [5], based on CCM).

B. Influence of tensile strength test method

The different obtained tensile strengths were compared. It was shown that for the relation splitting vs. direct tensile strength, the (constant) ratio proposed in both design codes (MC90/EC2) can be used for a rough estimation of the correct ratio.

However, for the bending/direct tensile strength and bending/splitting tensile strength relations, the EC2 method delivered a slight overestimation of the ratio (the MC90 method did not correlate at all). For the bending/tensile strength relation, other expressions found in literature showed better correlation with test results.

C. Relation between tensile and compressive strength

For an investigation of the relationship between the tensile and compressive strength of SCC, own test results and test data from literature (gathered from a RILEM database) were used. It was found that the design codes (EC2 or MC90) provide a safe and realistic method to derive the tensile strength from the compressive strength of SCC.

V. CONCLUSIONS

Based on test data, it was shown that not all existing CVC conversion factors for tensile strength can be used for SCC.

For the splitting tensile test size effect, no valid expressions were found. For this test method, a broad test program on SCC is required to determine new size factors.

The normalized expressions in EC2 delivered a rough estimation of the conversion factors for the bending test size effect and the influence of the tensile strength methods. However, other expressions found in literature showed better correlation with the test results.

Finally, for the relation between tensile and compressive strength of SCC, the design codes (EC2 or MC90) provide a safe and realistic method to derive the tensile strength from the compressive strength of SCC.

ACKNOWLEDGEMENTS

The author would like to thank prof. dr. ir. G. De Schutter and dr. ir. P. Desnerck for their support.

REFERENCES

- [1] CEN. Eurocode 2: Design of concrete structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings (EN 1992-1-1), CEN, 2004
- [2] Comité Euro-International du Béton, Model Code for Concrete, CEB-FIP, 1990
- [3] A. Hilleborg et al, Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements, Cement and Concrete Research, 1976, Vol. 6, 773-782
- [4] P. Bazant et al., Fracture Size Effect: Review of Evidence for Concrete Structures, Journal of Structural Engineering, 1994, Vol. 120 No. 8
- [5] K. Rokugo et al., Fracture Mechanics Approach to Evaluation of Flexural Strength of Concrete, ACI Materials Journal, Sept.-Oct. 1995, Title No. 92-M58

Inhoudstafel

Voorwoord	iv
Overzicht	v
Extended abstract	vi
Inhoudstafel	viii
Tabel van symbolen en afkortingen.....	xi
Hoofdstuk 1 Inleiding	1
1.1 Inleiding en probleemstelling	1
1.2 Opbouw van de masterproef.....	2
Hoofdstuk 2 Zelfverdichtend beton	3
2.1 Algemeen.....	3
2.2 Voor- en nadelen	3
2.3 Eigenschappen van het verse beton	4
2.3.1 Slump Flow (Vloeimaat)	4
2.3.2 V-funnel (V-trechter)	4
2.3.3 Sieve Stability (Zeefstabiliteit)	5
2.3.4 L-Box test	5
2.3.5 Volumemassa en luchtgehalte	6
Hoofdstuk 3 Treksterkte van beton	7
3.1 Algemeen.....	7
3.2 Proefmethoden.....	7
3.2.1 Rechtstreekse trekproef.....	8
3.2.2 Splijtproef.....	9
3.2.3 Buigproef	12
Hoofdstuk 4 Vormfactoren voor treksterkte (voor traditioneel beton).....	15
4.1 Inleiding	15
4.2 Invloed van de grootte van het proefstuk (size effect)	15
4.2.1 Algemeen	15
4.2.2 Theoretische modellen.....	15
4.2.3 Formules	19
4.3 Invloed van de vorm van het proefstuk (shape effect)	27
4.3.1 Algemeen	27
4.3.2 Formules	28
4.4 Invloed van de proefmethode.....	31
4.4.1 Relatie Splijttreksterkte – Zuivere treksterkte	31

4.4.2	Relatie Buigtreksterkte – Zuivere treksterkte	32
4.4.1	Relatie Buigtreksterkte – Splijttreksterkte	34
Hoofdstuk 5	Relatie trek-/druksterkte	37
5.1	Traditioneel beton	37
5.1.1	Zuivere treksterkte vs. cilinderdruksterkte	37
5.1.2	Splijttreksterkte vs. cilinderdruksterkte	38
5.1.3	Buigtreksterkte vs. cilinderdruksterkte	39
5.2	Vergelijking tussen traditioneel en zelfverdichtend beton	42
Hoofdstuk 6	Experimenteel programma	45
6.1	Samenstelling van het beton	45
6.1.1	Bestanddelen	45
6.1.2	Beton	47
6.2	Proeven	50
6.2.1	Proefprogramma	50
6.2.2	Bewaring en voorbereiding van de proefstukken	51
6.2.3	Uitvoering	51
6.3	Proefresultaten	55
6.3.1	Overzicht	55
6.3.2	Bespreking	56
6.3.3	Conclusie	60
6.4	Experimenteel bepaalde vormfactoren	60
Hoofdstuk 7	Vergelijking proefresultaten met normen en literatuur	62
7.1	Algemeen	62
7.1.1	Referentiewaarde voor de treksterkte	62
7.1.2	Karakteristieke materiaallengte	62
7.2	Size effect	63
7.2.1	Splijtproef	63
7.2.2	Buigproef	67
7.2.3	Rechtstreekse Trekproef	72
7.3	Shape effect voor de splijtproef	73
7.3.1	Vergelijking eigen proefresultaten met literatuur	73
7.3.2	Conclusie	75
7.4	Invloed van de proefmethode	75
7.4.1	Relatie Splijttreksterkte – Zuivere treksterkte	75
7.4.2	Relatie Buigtreksterkte – Zuivere treksterkte	76
7.4.3	Relatie Buigtreksterkte – Splijttreksterkte	78
7.4.4	Conclusie	79
7.5	Relatie trek-/druksterkte	81

7.5.1	Zuivere treksterkte vs. cilinderdruksterkte	81
7.5.2	Splijttreksterkte vs. cilinderdruksterkte.....	83
7.5.3	Buigtreksterkte vs. cilinderdruksterkte	86
7.5.4	Conclusie	90
Hoofdstuk 8	Conclusie	91
Bijlagen		93
Bijlage A	Betonsamenstellingen (per mengeling en per m ³)	93
Bijlage B	Proefresultaten per proefstuk.....	95
Bijlage C	Berekening karakteristieke materiaallengte	101
Referenties		103

Tabel van symbolen en afkortingen

1. Symbolen

A	Breukoppervlak van een proefstuk	cm ²
b	Breedte proefstuk (prisma)	mm
B	Breedte van houten draagstrips bij splijtproef	mm
B_b	Empirisch bepaalde constante voor de SEL	-
c_n	Coëfficiënt afhankelijk van proefmethode	-
c_1, c_2, c_3	Coëfficiënten bij het cohesive crack model	-
d	Diameter (cilinder) of zijde (prisma)	mm
d_0	Empirisch bepaalde constante voor de SEL	-
d_{max}	Maximale korreldiameter	mm
e	Excentriciteit	mm
E	E-modulus	N/mm ²
f_c	Druksterkte op cilinder	N/mm ²
$f_{c,cub}$	Druksterkte op kubus	N/mm ²
f_{ck}	Karakteristieke cilinderdruksterkte (5%)	N/mm ²
f_{cm}	Gemiddelde druksterkte	N/mm ²
f_{ct}	Zuivere of rechtstreekse treksterkte	N/mm ²
$f_{ct,d}$	Zuivere treksterkte op cilinderkern met diameter d	N/mm ²
f_{ctm}	Gemiddelde zuivere treksterkte	N/mm ²
f_{ctsp}	Splijttreksterkte	N/mm ²
$f_{ctsp,c}$	Splijttreksterkte op cilinder	N/mm ²
$f_{ctsp,p}$	Splijttreksterkte op prisma (of kubus)	N/mm ²
$f_{ctsp,A}$	Splijttreksterkte op proefstuk met breukoppervlak A	N/mm ²
f_{ctfl}	Buigtreksterkte	N/mm ²
$f_{ctfl(3)}$	Driepuntsbuigtreksterkte	N/mm ²
$f_{ctfl(4)}$	Vierpuntsbuigtreksterkte	N/mm ²
f_t	Treksterkte (onbepaald)	N/mm ²
G_F	Fracture energy	N.mm/mm ²
h	Prismahoogte of hoogte proefstuk	mm
h_b	Prismahoogte	mm
l	Lengte	mm
l_{ch}	Karakteristieke materiaallengte	mm
l_{ch1}	Vereenvoudigde karakteristieke materiaallengte	mm
l_f	Hoogte van zone waarin microscheuren optreden bij buigproef	mm
M	Moment	kN.m
P	Belasting	kN
P_{max}	Breukbelasting bij een proef	kN
R	Belastingssnelheid	N/s
R_{rel}	Relatieve sterkte	%
s	Spannings-aangroei	N/mm ² /s
w_1	Initiële scheuropening	mm
w_c	Uiteindelijke scheuropening	mm
.....		
α_F	Parameter afhankelijk van d_{max}	-
β	Relatieve breedte houten draagstrips bij splijtproef	-
β_b	Broosheidsgetal	-
$\varnothing$	Diameter	mm
σ_{max}	Spanning t.g.v. buigmoment	N/mm ²
σ_t	Spanning t.g.v. axiale trekkracht	N/mm ²
σ_{tot}	Totale spanning	N/mm ²
σ_y	Max. spanning bepaald door rekriterium	N/mm ²

2. Afkortingen

BN	Belgische Norm
C/P	Cement-poeder factor
EC2	Eurocode 2
EN	Europese Norm
MC90	Model Code 1990
MFSL	Multifractal scaling law
MSEL	Modified size effect law
SEL	Size effect law
P	Poedergehalte
PA	Passing ability klasse
SCC	Self-compacting concrete
SF	Slump flow klasse
SR	Sieve stability klasse
SP	Superplastificeerder
TB	Traditioneel beton
VF	V-Funnel klasse
W/C	Water-cement factor
ZVB	Zelfverdichtend beton

Hoofdstuk 1

Inleiding

1.1 Inleiding en probleemstelling

Zelfverdichtend beton, één van de belangrijke recente innovaties in de bouwwereld [1], kent een groeiende belangstelling en een stijgend gebruik in Europa. Dit is te wijten aan de vele voordelen die gepaard gaan met deze nieuwe betonsoort.

Dit nieuwe materiaal brengt natuurlijk ook enkele vragen met zich mee. Een van de grootste (en belangrijkste) is of het gedrag en de mechanische eigenschappen van zelfverdichtend beton nog wel correct kunnen beschreven worden met de wetmatigheden die gelden voor traditioneel beton. Reageren deze twee types beton gelijkaardig op een bepaalde kracht, heeft zelfverdichtend beton een gelijkaardige duurzaamheid, etc...? Of meer concreet: wordt er met zelfverdichtend beton nog steeds veilig ontworpen door het gebruik van de huidige normen?

Zo ontstond ook de vraag of de betrekkingen voor de vormfactoren voor de sterkte van traditioneel beton ook kunnen toegepast worden bij zelfverdichtend beton. Uit een beperkt aantal proeven bleek dat dit voor de druksterkte niet het geval is.

Deze vormfactoren laten toe om de sterkte verkregen op een proefstuk met bepaalde vorm en grootte om te zetten naar de sterkte die zou verkregen worden op een proefstuk met verschillende vorm of afmetingen. Deze omzetting is absoluut noodzakelijk vermits de proefstukgroottes, proefstukvormen maar ook de proefmethoden gebruikt in laboratoria, in-situ, in het buitenland, etc... sterk kunnen variëren. Ze zijn dus onmisbaar voor een correcte vergelijking van de sterkte van beton.

Om deze reden werd een diepgaand onderzoek opgestart door verschillende Vlaamse onderzoeksinstituten. Aan de Universiteit Gent werden twee specifieke masterproeven opgestart: één voor de druksterkte en één voor de treksterkte van beton.

Naar de vormfactoren voor treksterkte voor zelfverdichtend beton is tot heden nog geen onderzoek gevoerd. Deze masterproef is in zekere zin een pionier en dient dan ook in de eerste plaats om een indicatie te geven van de geldigheid van de bestaande wetmatigheden voor het size, shape en proefmethode-effect voor de treksterkte van zelfverdichtend beton. Er zal nagegaan worden of de huidige vormfactoren ook voor zelfverdichtend beton een veilige en realistische omzetting leveren d.m.v. een breed proefprogramma. Indien blijkt van niet, wordt ook aangegeven in welke mate er extra en specifiek onderzoek nodig is om nieuwe geldige uitdrukkingen en wetmatigheden op te stellen.

Daarbij aansluitend zal ook de relatie tussen de treksterkte en druksterkte van zelfverdichtend beton nader bekeken worden. Deze relatie is meermaals onderzocht voor traditioneel beton en is ook duidelijk genormeerd. Ook voor zelfverdichtend beton werd hiervoor reeds gelimiteerd onderzoek gevoerd. In deze masterproef zal nagegaan worden of de bestaande uitdrukkingen ook toepasbaar zijn voor zelfverdichtend beton, en of de beweringen uit de gelimiteerde onderzoeken (voor zelfverdichtend beton) wel degelijk kloppen.

1.2 Opbouw van de masterproef

In hoofdstuk 2 en hoofdstuk 3 worden de termen ‘zelfverdichtend beton’ en de ‘treksterkte van beton’ toegelicht. Voor het zelfverdichtend beton wordt een algemene definitie gegeven en enkele belangrijke voor- en nadelen worden opgesomd. Ook de proeven die uitmaken of het zelfverdichtend beton wel degelijk ‘zelfverdichtend’ en van voldoende kwaliteit is kunnen hier niet ontbreken. Voor de treksterkte van beton wordt eerst het (vaak onderschatte) belang ervan toegelicht. Verder worden de verschillende mogelijke genormeerde proefmethoden ter bepaling van de treksterkte van beton beschreven.

Hoofdstuk 4 en hoofdstuk 5 zijn het resultaat van een literatuurstudie uitgevoerd naar de vormfactoren voor de treksterkte en de relatie trek-/druksterkte van beton. In hoofdstuk 4 wordt eerst de theoretische achtergrond van het size (en shape) effect beschreven, waarna er een opsomming volgt van de bestaande uitdrukkingen of formules die zijn opgesteld voor traditioneel beton. Ook de invloed van de proefmethode op de treksterkte wordt beschouwd. Hierbij worden zeker de genormeerde relaties (uit MC90 en EC2) niet vergeten. Hoofdstuk 5 handelt over de relatie trek-/druksterkte: eerst worden de bestaande uitdrukkingen voor traditioneel beton (uit de normen en literatuur) opgesomd, waarna een overzicht volgt van de (schaarse) onderzoeken specifiek uitgevoerd naar deze relatie voor zelfverdichtend beton.

Hoofdstuk 6 beschrijft het experimenteel programma. Na een toelichting van de samenstellingen van het gemaakte zelfverdichtend beton en de verse betoneigenschappen wordt het verloop van het proefprogramma (van betonneren tot beproeven) beschreven. Daarna worden de verkregen proefresultaten geanalyseerd. Tenslotte wordt een overzicht gegeven van de vormfactoren die uit de proefresultaten konden afgeleid worden.

In hoofdstuk 7 worden de verkregen proefresultaten vergeleken met de opgesomde uitdrukkingen uit de normen of literatuur. Hierbij wordt vooral gecontroleerd of de bestaande wetmatigheden voor het size effect, shape effect en proefmethode-effect nog steeds gelden voor zelfverdichtend beton. Ook de relatie trek-/druksterkte wordt gecontroleerd, hiervoor worden er naast de eigen proefgegevens ook oudere proefgegevens uit een RILEM database gebruikt. Steeds wordt getracht om een conclusie te maken en wordt gespecificeerd voor welke van de behandelde fenomenen er best extra en meer specifiek onderzoek volgt.

Tenslotte worden de belangrijkste conclusies samengevat in hoofdstuk 8.

Hoofdstuk 2

Zelfverdichtend beton

2.1 Algemeen

Eerst wordt een algemene definitie gegeven van zelfverdichtend beton. De benaming zelfverdichtend beton verwijst naar het gedrag van de verse betonmengeling [1]. Deze is voldoende vloeibaar om louter onder invloed van zijn eigengewicht en zonder enige vorm van verdichting een bekistingsvorm volledig te vullen, zelfs wanneer er een dicht wapeningsnet of andere hindernissen in voorkomen. De betonmengeling vertoont voldoende stabiliteit tegen segregatie en blijft dus homogeen tijdens het transport, het verpompen en het verwerken.

In Europa werd er al sinds 1970 beton gebruikt dat weinig of geen verdichtingsenergie nodig heeft [4], maar het moderne 'zelfverdichtend beton' verscheen pas voor het eerst in Japan eind de jaren tachtig. In Europa werd het eerst geïntroduceerd in Zweden en Nederland. Tegenwoordig kent zelfverdichtend beton een groeiende belangstelling in alle Europese landen.

2.2 Voor- en nadelen

Zelfverdichtend beton moet niet getrild worden tijdens het storten. Dit is een van de hoofdredenen voor de verschillende voordelen die het bezit vergeleken met traditioneel beton [2][3][4].

- De storttijd wordt sterk gereduceerd, wat een hogere productiviteit oplevert.
- Er is minder geluidsoverlast en minder slijtage van bekistingen en mallen, dus minder reparatiekosten.
- De arbeid wordt minder zwaar, dus de arbeidsomstandigheden verbeteren.
- Het is mogelijk om op moeilijk bereikbare plaatsen te storten, om van onderen uit te betonneren, om bekistingen met uitsparingen te gebruiken (vrije vormgeving), of om hoge wanden in één keer te storten. Hierbij is er geen risico op luchtinsluiting en veroorzaken zeer dichte wapeningsnetten geen problemen.
- De problemen die het trillen met zich meebrengt (te veel of te weinig trillen) worden vermeden en de homogeniteit van het gestorte beton is beter. Het optreden van grindnesten en zandlopers wordt voorkomen.
- Door de hogere kwaliteit van het betonoppervlak (minder poriën aan het oppervlak, dus een glad oppervlak) kan zelfverdichtend beton dienen als zichtbeton.

Er zijn ook enkele nadelen verbonden aan het gebruik van zelfverdichtend beton:

- Het belangrijkste nadeel is de verhoogde productiekost. Dit komt door de extra grondstoffen die gebruikt worden in de mengeling, zoals superplastificeers, toevoegstoffen (kalksteenpoeder, hoogovenslak, vliegash, silica fume, ...), VMA's (Viscosity Modifying Agents), etc....
- Zelfverdichtend beton blijkt een grotere druk uit te oefenen op de bekistingswanden. Er zijn dus sterkere of zwaardere bekistingen nodig.
- De eigenschappen van het zelfverdichtend beton zijn zeer gevoelig voor kleine wijzigingen in de samenstelling van de betonmix.

2.3 Eigenschappen van het verse beton

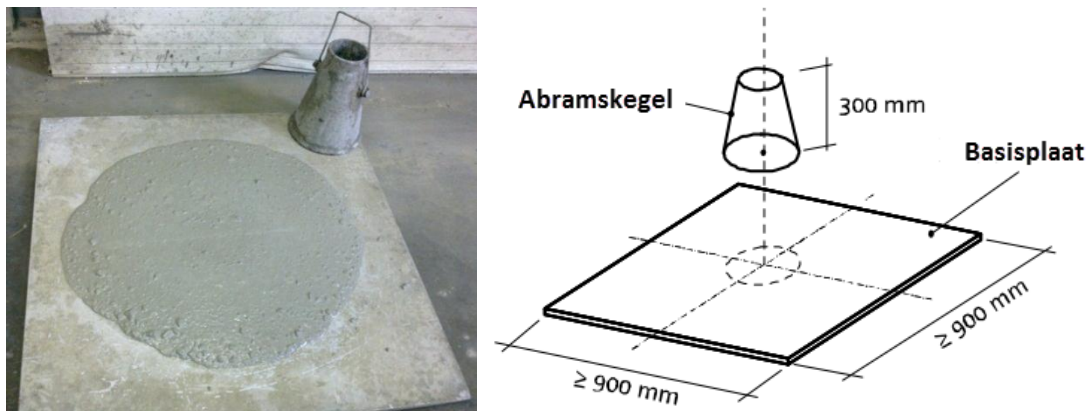
De eigenschappen van het beton in verse toestand zijn de parameters die bepalen of het gaat om zelfverdichtend beton en of deze van voldoende kwaliteit is. Deze eigenschappen zijn de filling ability (vloeibaarheid onder enkel het eigengewicht), de passing ability (vloeibaarheid in een besloten en bewapende omgeving) en de stabiliteit van de mengeling (weerstand tegen segregatie en uitzweten).

Om deze eigenschappen te onderzoeken zijn er verschillende proeven ontwikkeld. De proeven die uitgevoerd zijn in het experimenteel programma van deze thesis worden beschreven [1][2][3].

2.3.1 Slump Flow (Vloeimaat)

De vloeimaat beschrijft de vloeibaarheid van de specie in onbelemmerde toestand. Het resultaat van deze proef geeft een waarde voor de filling ability van het zelfverdichtend beton.

Voor deze proef wordt een Abramskegel gebruikt met hoogte 300 mm en diameter 100 mm/200 mm (Figuur 2-1). Deze bevindt zich op een vlakke basisplaat. Het verse beton wordt rechtstreeks uit de mixer gehaald en in de Abramskegel gegoten. Dit gebeurt in één doorlopende beweging en de kegel wordt tot aan de rand gevuld. Vervolgens wordt de kegel in een gelijkmatige beweging opgehooft. Wanneer het beton een evenwichtstoestand heeft bereikt, worden de grootste diameter d_1 en de daarop loodrechte diameter d_2 gemeten.



Figuur 2-1: Slump Flow test

De gemiddelde waarde $d = \frac{d_1 + d_2}{2}$ is de slump flow van het zelfverdichtend beton. De bijhorende slump flow-klasse kan bepaald worden (Tabel 2-1).

Tabel 2-1: Slump flow-klasse [3]

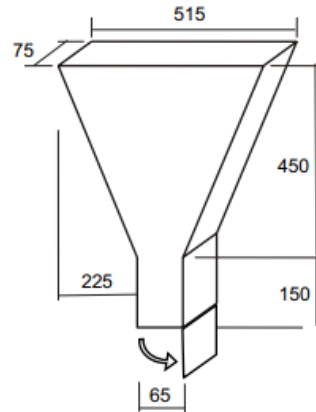
Slump Flow (mm)	Klasse
550 – 650	SF1
660 – 750	SF2
760 – 850	SF3

2.3.2 V-funnel (V-trechter)

De V-funnel proef wordt gebruikt om de viscositeit en de filling ability te bepalen. Een V-vormige trechter (Figuur 2-2) wordt gevuld met vers beton. Een luik onderaan de trechter wordt geopend zodat het beton er kan uitvloeien. De tijdspanne tussen het openen van de trechter en het moment waarop de opening zichtbaar wordt, wordt geregistreerd. Deze tijd bepaalt de V-Funnel klasse (Tabel 2-2).

Tabel 2-2: V-Funnel klasse [3]

V-Funnel tijd (s)	Klasse
≤ 8	VF1
9 – 25	VF2



Figuur 2-2: V-Funnel test

2.3.3 Sieve Stability (Zeefstabiliteit)

Met de sieve stability test wordt de weerstand van het zelfverdichtend beton tegen segregatie gemeten. Een volume beton van $5 \pm 0,2$ kg wordt rechtstreeks uit de mixer in een zeef met vierkante mazen van 5 mm gegoten. Na 2 min wordt de massa van het materiaal dat door de zeef is gegaan opgemeten. De verhouding (uitgedrukt in %) tussen de massa doorval en de massa van het initiële monster wordt berekend, dit is de segregatieverhouding. Hiermee kan de segregatieklasse worden afgeleid (Tabel 2-3).

Tabel 2-3: Sieve stability klasse [3]

Segregatieverhouding (%)	Klasse
≤ 20	SR1
≤ 15	SR2



Figuur 2-3: Sieve stability test

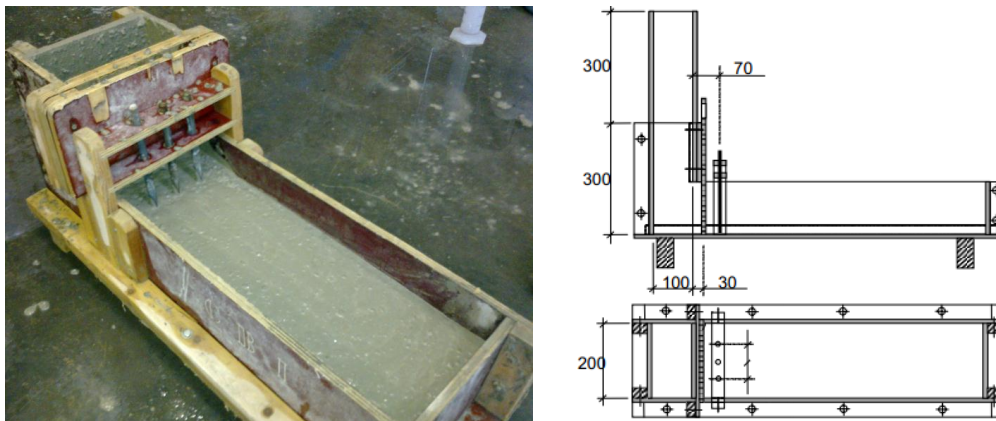
2.3.4 L-Box test

De L-box test wordt gebruikt om de passing ability van zelfverdichtend beton te bepalen. De L-box is een L-vormige doos met twee kamers, een verticale en een horizontale, die door een wand en twee of drie ijzeren

wapeningsstaven worden gescheiden (Figuur 2-4). De verticale kamer wordt met vers beton gevuld. Na 2 min rust wordt de wand weggehaald en kan het beton door de wapeningsstaven naar de horizontale kamer vloeien. De verhouding van de betonhoogte aan het einde van de horizontale kamer en de betonhoogte in de verticale kamer wordt opgemeten. Dit is de L-box verhouding. De passing ability klasse kan worden afgeleid (Tabel 2-4).

Tabel 2-4: L-Box klasse [3]

Passing ability	Klasse
$\geq 0,8$ voor 2 staven	PA1
$\geq 0,8$ voor 3 staven	PA2



Figuur 2-4: L-Box test

2.3.5 Volumemassa en luchtgehalte

Ook het luchtgehalte en de volumemassa worden gemeten. Op het trillen na is deze proefmethode dezelfde als voor traditioneel beton. Het luchtgehalte wordt gemeten door de drukmethode, de volumemassa wordt bepaald door het nettogewicht van een gekend volume ZVB de delen door zijn massa.



Figuur 2-5: Bepalen volumemassa en luchtgehalte

Hoofdstuk 3

Treksterkte van beton

3.1 Algemeen

In dit hoofdstuk wordt de treksterkte van beton besproken. De verschillende proefmethoden ter bepaling van de treksterkte worden opgesomd en toegelicht.

De treksterkte van beton wordt gewoonlijk genegeerd bij het ontwerp van gewapend beton. Dit komt omdat de treksterkte weinig kan bijbrengen tot de weerstand van een gewapende betonnen sectie. Een voldoende hoge treksterkte is echter wel belangrijk, o.a. om de volgende redenen [5]:

- Duurzaamheid: de treksterkte van beton heeft een groot aandeel in de optredende scheurvorming. Bij gewapende betonnen elementen is het belangrijk om deze scheurvorming onder controle te houden, bij voorgespannen elementen moeten scheuren zelfs zoveel mogelijk vermeden worden.
- Voor het ontwerp in de gebruiksgrenstoestand is de treksterkte vaak belangrijker dan de druksterkte van beton, vermits duurzaamheid en veiligheid een invloed hebben op de lange-termijncost en kostenefficiëntie van een constructie.
- Treksterkte is een beperkende eigenschap van beton voor vele praktische toepassingen, zoals voorgespannen segmenten voor bruggen.

Het is dus noodzakelijk om de treksterkte correct te begroten, berekenen of voorspellen.

De treksterkte van beton is slechts een fractie van de druksterkte (zie verder, deel 5.1). Verhard beton bevat steeds kleine luchtholten en micro-scheuren, die de voornaamste oorzaak zijn voor de lage treksterkte van beton. Het gaat om capillaire luchtholten die niet vermeden kunnen worden en kleine hechtingsscheuren in het contactvlak tussen het cement en de granulaten. Wanneer het beton aan drukkrachten wordt onderworpen, zullen deze scheuren en holten worden dichtgedrukt. Bij trekkrachten echter, zullen de scheuren en holten zich bij toenemende trekspanning uitbreiden of gaan ze aanleiding geven tot het ontstaan van andere scheuren [6].

3.2 Proefmethoden

De treksterkte van beton kan beproefd worden op rechtstreekse en onrechtstreekse wijze. Bij rechtstreekse proeven wordt een uniaxiale trekkracht ingeleid door rechtstreeks aan het proefstuk te gaan trekken, terwijl er bij onrechtstreekse proeven een trekspanning wordt geïnduceerd d.m.v. gelokaliseerde drukkrachten (bv. lijnlasten).

De rechtstreekse of zuivere treksterkte kan bepaald worden door middel van de rechtstreekste trekproef. Deze proef is relatief bewerkelijk en het is niet evident om deze correct uit te voeren (zie verder). Er zijn daarom naast de rechtstreekse trekproef ook twee andere proefmethoden ontwikkeld om de treksterkte van het beton op onrechtstreekse wijze te bepalen.

De trekproeven die voor het experimenteel programma van deze thesis werden uitgevoerd zijn opgesomd in Tabel 3-1.

Tabel 3-1: Trekproeven

Proefmethode	Resultaat
Rechtstreekse trekproef	Zuivere treksterkte f_{ct}
Splijtproef	Splijttreksterkte f_{ctsp}
Buigproef	Buigtreksterkte f_{ctfl}

3.2.1 Rechtstreekse trekproef

Voor de rechtstreekse trekproef (NBN B15-211) [7] worden aan de twee uiteinden van een prismatische kern hardstalen platen gelijmd d.m.v. een hechtingsmiddel (bv. een epoxylaag). In deze stalen trekschijven wordt een bout geschroefd die via een kogelscharnier verbonden is met de trekstang van een proefmachine (Figuur 3-1).



Figuur 3-1: Opstelling rechtstreekse trekproef (Links: schematisch, rechts: Laboratorium Magnel)

Op deze manier wordt de trekkracht P centrisk in het proefstuk ingeleid, en wordt zijn doorsnede ongeveer gelijkmatig aan zuivere axiale trek onderworpen. De trekkracht P wordt gelijkmatig ($0,1 \pm 0,05 \text{ N/mm}^2/\text{s}$) verhoogd tot er een breuk optreedt. Deze breuk zal optreden in de zwakste doorsnede in de getrokken lengte van het proefstuk. De maximale trekkracht P_{max} wordt geregistreerd en hiermee wordt de zuivere treksterkte van het materiaal als volgt berekend:

$$f_{ct} = \frac{P_{max}}{A} \quad (3-1)$$

Met in deze formule:

- f_{ct} treksterkte van het beton
- P_{max} de maximale trekbelasting (breukbelasting)
- A de breukdoorsnede

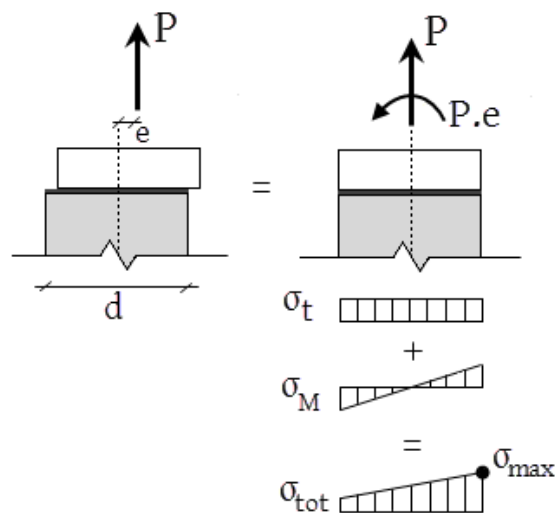
Zoals eerder aangehaald is de rechtstreekse trekproef een onpraktische proefmethode en wordt hij quasi enkel uitgevoerd in laboratoria. Enkele van de redenen kunnen zijn:

- Deze proef is relatief bewerkelijk en het is ook moeilijk om zuivere axiale trek te verkrijgen in een betonnen kern zonder het opwekken van lokale spanningsconcentraties [32].

- Om zuivere treksterkte te bekomen moet de kracht perfect centrisk in het proefstuk worden ingeleid. Dit is niet evident vermits er bij het bevestigen van de stalen trekschijven steeds een (minimale) excentriciteit zal optreden.
- Deze proef vereist relatief veel voorbereiding omdat naast het aanbrengen van een hechtingsmiddel, deze ook moet harden. Dit neemt veel tijd in beslag (voor epoxy bedraagt de minimale hardingstijd 24u).
- Ook het schoonmaken van de stalen trekschijven (verwijderen van de betonresten en de hechtingslaag) vergt enige tijd en moeite.

De rechtstreekse trekproef is niet Europees genormeerd, maar enkel Belgisch.

Het effect van een bepaalde excentriciteit mag niet onderschat worden. Wanneer de trekkracht P aangrijpt met een excentriciteit e , dan wijzigt het spanningsverloop over een doorsnede van het bovenvlak van de cilinderkern zoals in Figuur 3-2:



Figuur 3-2: Spanningswijziging door het optreden van een excentriciteit

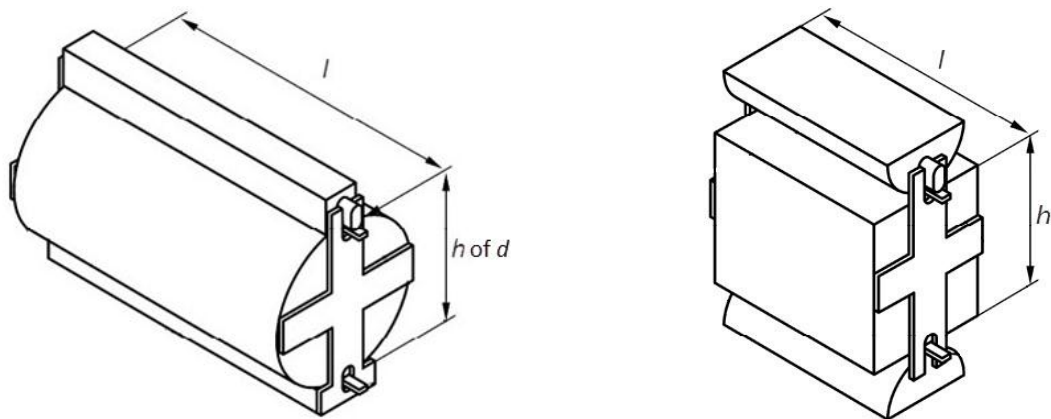
De maximale trekspanning zal reeds bij een kleine excentriciteit sterk vergroten. Dit betekent dat het beton bij een lagere trekkracht zal gaan scheuren.

3.2.2 Slijtproef

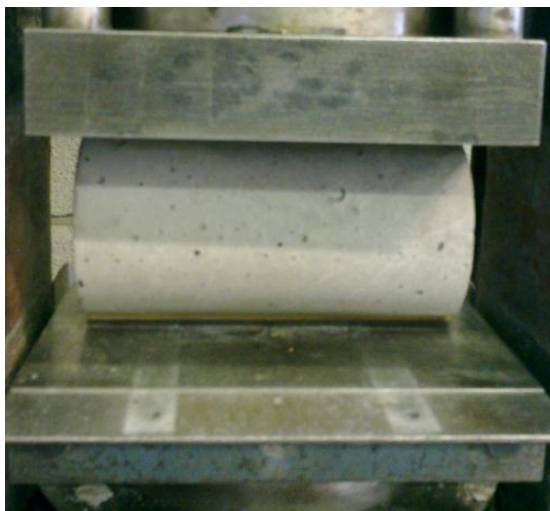
3.2.2.1 Proefmethode

Voor de slijtproef (NBN EN 12390-6) [8] wordt een betonnen proefstuk in één breukvlak belast met twee even grote lijnlasten die elk loodrecht op een buitenvlak aangrijpen. Deze lijnlasten worden m.b.v. houten draagstrips ingeleid in het proefstuk. De slijtproef kan worden uitgevoerd op cilinders, kubussen of prisma's in een drukpers (Figuur 3-3 en Figuur 3-4). De slijtproef wordt ook de 'Braziliaanse proef' genoemd [6].

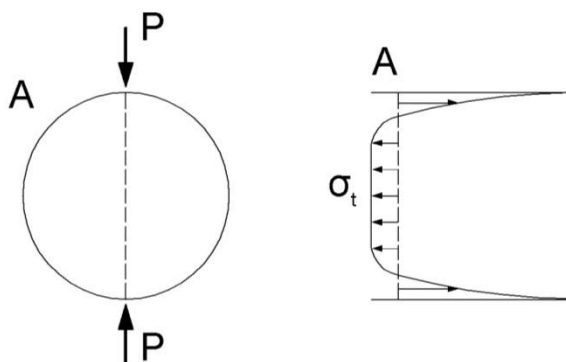
Ten gevolge van deze opstelling ontstaat er in het proefstuk een gelijkmatige trekspanning over het grootste deel van het belastingsvlak (Figuur 3-5). Het proefstuk zal volgens dit belastingsvlak gaan slijten.



Figuur 3-3: Opstelling splijtproef voor cilindrisch en prismatisch proefstuk



Figuur 3-4: Splijtproef in Laboratorium Magnel



Figuur 3-5: Spanningsverloop doorsnede splijtproef

De belasting P wordt gelijkmatig verhoogd ($0,04$ à $0,06 \text{ N/mm}^2/\text{s}$) tot er een breuk optreedt. De maximale drukkracht P_{max} wordt geregistreerd en hiermee wordt de splijttreksterkte als volgt berekend:

$$f_{ctsp} = \frac{2P_{max}}{\pi lh} \quad (3-2)$$

In formule (3-2) zijn:

- f_{ctsp} splijttreksterkte van het beton

- P_{max} de maximale drukbelasting (breukbelasting)
- l, h lengte en hoogte van het breukvlak

De splijtproof wordt in de praktijk veel toegepast omwille van enkele belangrijke voordelen:

- Deze proef is gemakkelijk uit te voeren en neemt niet veel tijd in
- Deze proef vergt geen extra voorbereiding (naast het betonneren en ontkisten van de proefstukken)
- Voor deze proef kan dezelfde proefmachine gebruikt worden als voor de drukproef

Wel moet er voor deze proef goed worden gelet op een correcte positionering van het proefstuk. In het geval van een cilinder moet het opgelegde breukvlak door de center-as van het proefstuk gaan. Bij een prisma of kubus moeten de lijnlasten perfect haaks op de lange as van het proefstuk staan.

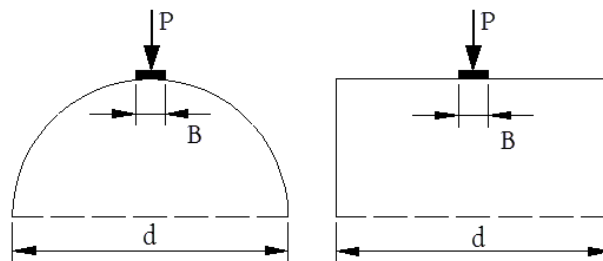
3.2.2.2 Invloed van de houten draagstrips

Speciale aandacht moet uitgaan naar de houten draagstrips. Deze draagstrips dienen om de lijnlasten te verdelen over een beperkte breedte, zodat falen door lokale drukkrachten (ter plaatse van de opleggingen) voorkomen wordt. Dit terwijl formule (3-2) is afgeleid uit de elastische theorie die ervan uit gaat dat de lijnlasten die worden ingeleid in het proefstuk een nulbreedte hebben.

Rocco et al. [18] voerden een grondig onderzoek uit naar de splijttreksterkte van beton waarbij ook de invloed van de houten draagstrips werd behandeld. Zij relateerden de relatieve breedte van de draagstrips $\beta = B/d$ (Figuur 3-6) aan de splijttreksterkte. Volgende formules werden voorgesteld:

$$\text{voor cilinders:} \quad f_{ctsp} = \frac{2P_{max}}{\pi ld} (1 - \beta^2)^{3/2} \quad (3-3)$$

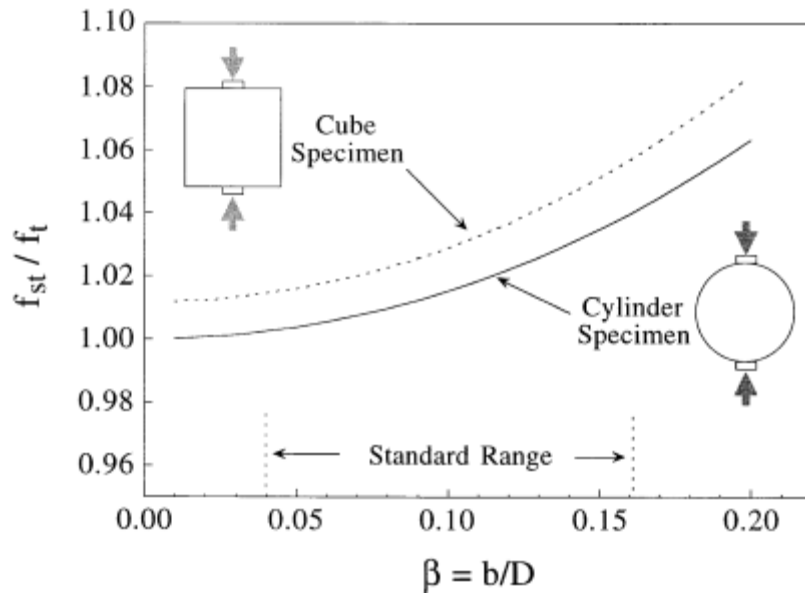
$$\text{voor prisma's:} \quad f_{ctsp} = \frac{2P_{max}}{\pi ld} ((1 - \beta^2)^{5/3} - 0,0115) \quad (3-4)$$



Figuur 3-6: Houten draagstrips bij de splijtproof

In het onderzoek van C. Rocco et al. werd aangenomen dat voor $\beta \rightarrow 0$ de splijttreksterkte f_{ctsp} de zuivere treksterkte f_{ct} benadert. De verhouding f_{ctsp}/f_{ct} kan dan worden uitgezet in een grafiek (Figuur 3-7).

Volgens de Europese norm [8] dienen de houten draagstrips (conform met EN 316) van hardhout gemaakt te zijn met een dichtheid van minstens 900 kg/m³. De breedte bedraagt 15 ± 1 mm, de dikte 4 ± 1 mm, en de lengte moet groter zijn dan de lengte van de contactlijn met het proefstuk.

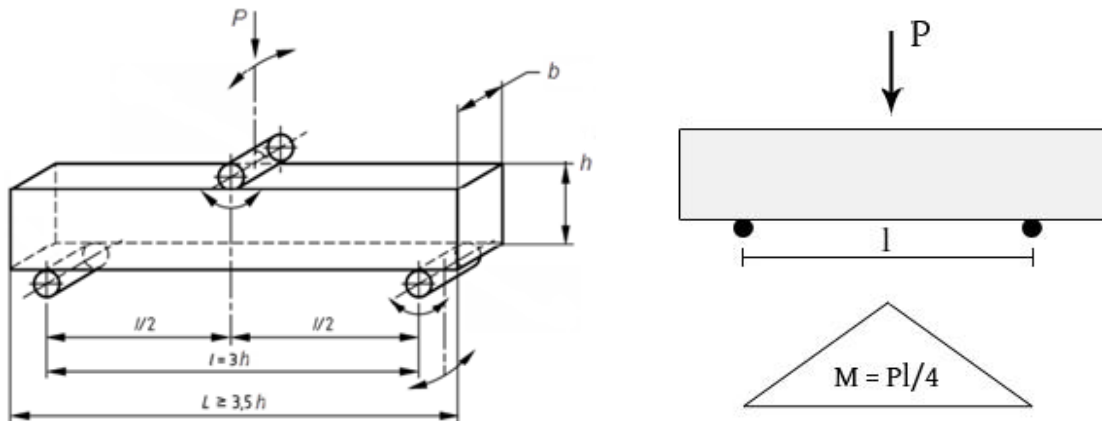


Figuur 3-7: Verhouding spltreksterkte/zuivere treksterkte vs. relatieve draagstripbreedte [18]

3.2.3 Buigproef

3.2.3.1 Driepuntsbuiging

M.b.v. de buigproef (NBN EN 12390-5) [9] wordt de buigtreksterkte van beton bepaald. Ook deze proef wordt in de praktijk vaak angewend om de treksterkte van beton te bepalen. Voor deze thesis werd de driepuntsbuigproef (center-point loading) uitgevoerd. Een andere proefopstelling, nl. de vierpuntsbuigproef (third-point loading) is ook mogelijk (zie 3.2.3.2). Voor de driepuntsbuigproef wordt een prisma eenvoudig opgelegd en centrisc belast (Figuur 3-8). Hierdoor ondervindt het proefstuk een driehoekig buigmoment M . De belasting P wordt gelijkmatig verhoogd ($0,04$ à $0,06 \text{ N/mm}^2/\text{s}$) tot er een breuk optreedt.



Figuur 3-8: Schematische opstelling en momentenverloop driepuntsbuigproef

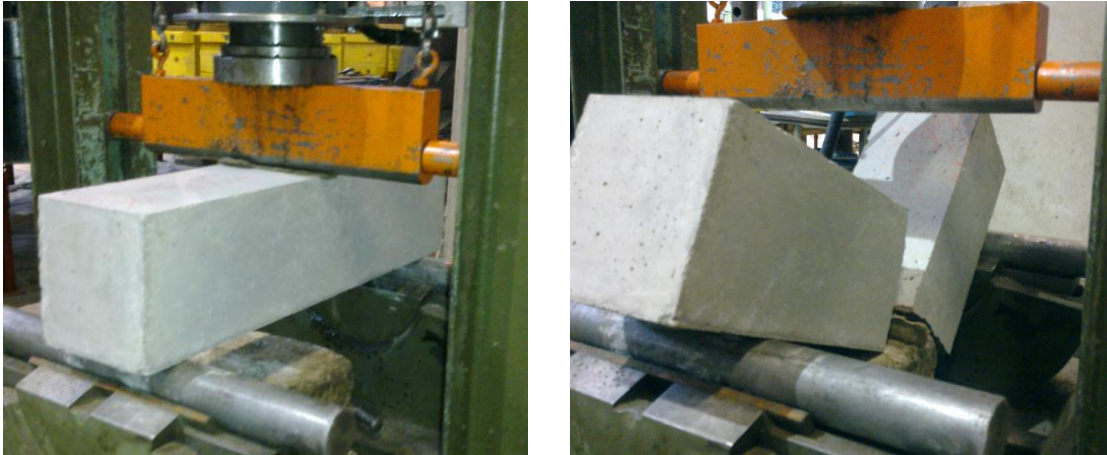
De maximale drukspanning P wordt geregistreerd en hieruit wordt de buigtreksterkte als volgt bepaald:

$$f_{ctfl(3p)} = \frac{3Pl}{2bh^2} \quad (3-5)$$

In deze formule zijn:

- $f_{ctfl(3p)}$ de buigtreksterkte (N/mm^2)

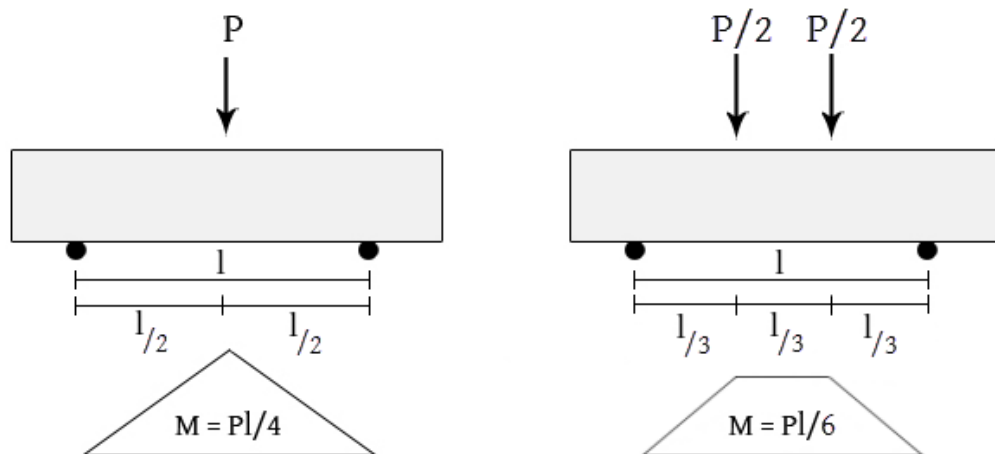
- P de maximale drukkracht (kN)
- l de afstand tussen de ondersteuningen (mm)
- b, h de breedte en hoogte van het prisma (mm)



Figuur 3-9: Driepuntsbuigproef in Laboratorium Magnel

3.2.3.2 Verschil tussen driepunts- en vierpuntsbuiging

Voor de buigproef zijn er twee mogelijke configuraties, nl. de driepuntsbuigproef en de vierpuntsbuigproef. Beide opstellingen zijn Europees genormeerd (NBN EN 12390-5) [9], maar de vierpuntsbuigproef wordt aanbevolen.



Figuur 3-10: Driepuntsbuiging vs. vierpuntsbuiging

De formule ter bepaling van de buigtreksterkte hangt af van de configuratie:

$$\text{Driepuntsbuigproef: } f_{ctfl(3)} = \frac{3Pl}{2bh^2} \quad (3-6)$$

$$\text{Vierpuntsbuigproef: } f_{ctfl(4)} = \frac{Pl}{bh^2} \quad (3-7)$$

Bij driepuntsbuiging ondervindt het prisma een maximaal buigmoment in zijn centrale doorsnede. Het breukvlak is in dit geval opgelegd en is daarom niet (noodzakelijk) de zwakste doorsnede over de volledige overspanning. Bij vierpuntsbuiging wordt een maximaal buigmoment opgewekt in een derde van de overspanning. Het breukvlak dat zal optreden is dus de zwakste doorsnede in een derde van de overspanning. Om deze reden zal de buigtreksterkte volgend uit driepuntsbuiging hoger uitvallen.

Volgens de norm [9] zou het verschil 13% bedragen. Deze waarde werd afgeleid uit een experimenteel programma, maar meer details over dit proefprogramma worden hierbij niet gegeven.

Volgens De Schutter [6] bedraagt het verschil 15 %. Deze waarde wordt ook gegeven in [10]. Wright [11] voerde in 1952 een uitgebreid proefprogramma uit waarbij het effect van de proefmethode werd onderzocht. Er werden prisma's uit traditioneel beton (met riviergrind als granulaat) van verschillende grootte (zijden van 70 tot 200 mm) beproefd op buiging. De (3pt- of 4pt-)buigtreksterkten varieerden tussen 2,55 en 4,13 N/mm². Er werd afgeleid dat de driepuntsbuigproef 20 à 25 % hoger uitvalt dan de vierpuntsbuigproef. Hierbij werd ook gewezen op het feit dat er een lagere spreiding voortkomt bij resultaten uit de vierpuntsbuiging. Dit laatste kan nog een reden zijn voor het verkiezen van de vierpuntsbuigproef.

In deze thesis wordt een verschil van 15 % aangenomen.

Hoofdstuk 4

Vormfactoren voor treksterkte (voor traditioneel beton)

4.1 Inleiding

Wanneer het gaat over vormfactoren voor de treksterkte van beton dan kan de term ‘vormfactor’ op verschillende manieren geïnterpreteerd worden. De vormfactor heeft een brede betekenis en dient om de invloed van één van volgende karakteristieken van het proefstuk of van de proef te begroten:

- De invloed van de grootte van het proefstuk. In het Engels bestaat hiervoor een handige term: ‘size effect’.
- De invloed van de geometrische vorm van het proefstuk (cilinder, kubus, prisma, ...). De korte Engelse term hiervoor is ‘shape effect’.
- De invloed van de methode van het beproeven van trek (rechtstreeks trekken, splijten of buigen).

De vormfactoren voor treksterkte worden meestal afgeleid uit een uitdrukking of formule waarin verschillende parameters voorkomen. Deze parameters zijn afhankelijk van het materiaal, van het proefstuk, van de proefmethode of van de omstandigheden van de proef. Met deze uitdrukkingen is het dan mogelijk om een eigenlijke waarde te berekenen die toelaat om een bepaalde treksterkte om te vormen naar een andere. Deze omvorming kan zijn tussen de treksterkte op proefstukken met verschillende grootte of verschillende vorm (bv. $f_{ctfl,100 \times 100} \rightarrow f_{ctfl,150 \times 150}$), maar ook tussen twee verschillende types treksterkte (bv. $f_{ctsp,d100} \rightarrow f_{ct,d80}$).

Doel van dit hoofdstuk is om een overzicht te geven van de literatuur. Tot heden is er nog geen onderzoek uitgevoerd naar de vormfactoren voor de treksterkte van zelfverdichtend beton. Deze literatuurstudie handelt dan ook enkel over traditioneel beton en geeft een overzicht van de bestaande modellen en formules voor de drie opgesomde karakteristieken.

4.2 Invloed van de grootte van het proefstuk (size effect)

4.2.1 Algemeen

Het size effect begroot de invloed van de grootte (of het volume) van een proefstuk op de sterkte van het materiaal. Algemeen geldt: hoe groter het proefstuk, hoe lager de sterkte.

Dit fenomeen is in het verleden door meerdere onderzoekers bestudeerd, zowel op theoretische als op experimentele basis. In dit deel worden eerst de voornaamste theoretische modellen beschreven, waarna een overzicht wordt gegeven van de bestaande formules voor het size effect.

4.2.2 Theoretische modellen

Gedurende lange tijd werd aangenomen dat het size effect perfect beschreven kan worden door zuiver statistische theorieën, waarbij de willekeurige verdeling van sterkte in het materiaal bepalend is (de

‘weakest-link theory’). De meest gekende theorie werd in 1939 uitgewerkt door Weibull [12]. De Weibull-distributie voor de elementaire sterkte van een materiaal is gegeven door volgende formule:

$$P(R < \sigma) = F(\sigma) = 1 - \exp\left(-V^* \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^m\right) \quad (4-1)$$

Hierin is V^* het volume van het proefstuk en zijn m en σ_0 constanten afhankelijk van het materiaal. Met Weibull’s formulering werd er lange tijd verdergegaan en werden er o.a. formules gevonden voor de verschillende proefmethoden voor de treksterkte van beton [13].

Nauw aansluitend bij deze statistische theorie is de ‘Highly Stressed Volume Approach’ (HSV), waarbij de (trek)sterkte die bekomen wordt uit een bepaalde proefmethode of proefstuk wordt gerelateerd aan het volume in het proefstuk dat onderhevig is aan de grootste spanning (het volume waarvoor geldt: $\sigma > 0,95\sigma_{max}$). Deze methode bleek niet volledig geschikt: in [14] werd door Torrent et al. voor elke proefmethode het HSV berekend, waarna dit volume in relatie gesteld werd met proefresultaten uit verschillende eerdere onderzoeken. Geconcludeerd werd dat de HSV-approach alleen niet voldoende correleert de proefresultaten verkregen uit de verschillende proefmethoden.

Het gebruik van zuivere statistische theorieën werd ook door anderen in vraag gesteld (o.a. in [15] door Bazant), waarbij één van de belangrijkste bezwaren is dat er in formule (4-1) geen vorm van karakteristieke grootte voorkomt. Dit zou nochtans wel moeten in een formule ter beschrijving van het size effect.

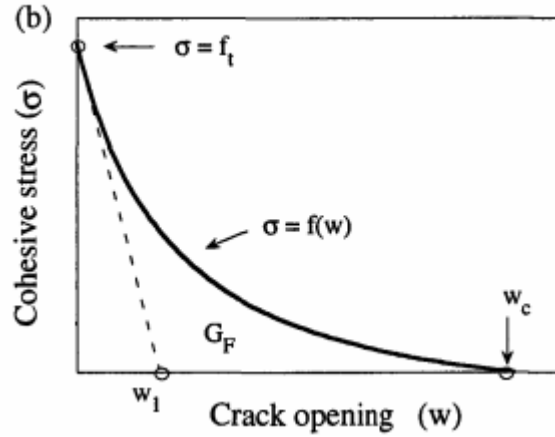
Later werden door verschillende onderzoekers een meer geavanceerde, deterministische theorie uitgewerkt. Het statistisch effect bleek veel minder belangrijk dan voorheen gedacht. Het size effect wordt in deze theorie verklaard door scheurmechanica, meer specifiek de energie-vrijgave gedurende de groei van de macroscheur tijdens het falen. Er mag hierbij niet uitgegaan worden van een lineair scheurmodel (LEFM) waarbij de scheurgroei (en energie-vrijgave) enkel voorkomt in de top van de scheur, maar wel van een niet-lineair scheurmodel waarbij er een relatief grote scheurgroei-zone ontstaat (achter de scheurtop) waarin nog steeds energietransport kan gebeuren. Verschillende modellen, gebaseerd op deze deterministische theorie, werden voorgesteld. In wat volgt worden enkel de meest toepasselijke besproken.

4.2.2.1 Cohesive Crack Model

Het ‘cohesive crack model’ werd het eerst beschreven voor toepassing met beton door Hilleborg et al. [16]. Voor dit model wordt van volgende aanname uitgegaan: na de eerste scheurvorming opent de scheur zich terwijl er spanning wordt overgedragen van één zijde van de scheur naar de andere. Deze overgedragen spanning heet ‘cohesieve spanning’ en is afhankelijk van het verloop van de scheurvorming (EN: crack opening displacement history). Deze cohesieve spanning $\sigma = f(w)$ kan worden uitgezet in een grafiek en vormt de ‘softening curve’ (Figuur 4-1). Deze curve is eigen aan het materiaal en is dus onafhankelijk van de grootte van het proefstuk.

In Figuur 4-1 zijn:

- $f_t = f_{ct}$ de treksterkte van het materiaal
- G_F de fracture energy (breukenergie)
- w_1 de initiële scheuropening
- w_c de uiteindelijke scheuropening



Figuur 4-1: Softening curve [18]

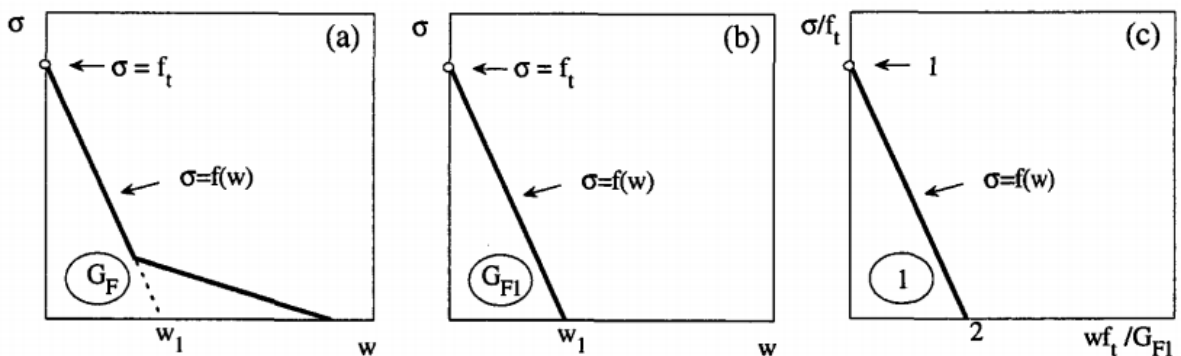
Hilleborg introduceerde a.d.h.v. deze figuur een karakteristieke materiaallengte l_{ch} . Deze parameter is een materiaaleigenschap en dus niet afhankelijk van de grootte of vorm van het proefstuk:

$$l_{ch} = \frac{E G_F}{f_{ct}^2} \quad (4-2)$$

De softening curve kan voor de meeste praktische gevallen vereenvoudigd worden tot een bilineaire curve (Figuur 4-2a). Deze bilineaire curve wordt ook voorgeschreven in MC90 [24]. Bovendien blijkt dat voor proeven met proefstukken zonder initiële kerf (zoals de trekproeven beschreven in deze thesis) enkel de initiële scheuropening w_1 van belang is. Dit kan verklaard worden door het feit dat de scheur nog niet volledig is geopend bij het optreden van de maximale belasting, wat betekent dat tijdens die fase enkel het initiële deel van de softening curve actief is [17]. Om deze reden kan de bilineaire softening curve vereenvoudigd worden naar een equivalente lineaire curve (Figuur 4-2b). De karakteristieke materiaallengte kan nu worden uitgedrukt als volgt:

$$l_{ch1} = \frac{E w_1}{2 f_{ct}} \quad (4-3)$$

Als laatste vereenvoudiging kan de equivalente lineaire softening curve worden weergegeven in dimensieloze vorm (Figuur 4-2c). In deze laatste curve komen geen materiaalparameters meer voor.



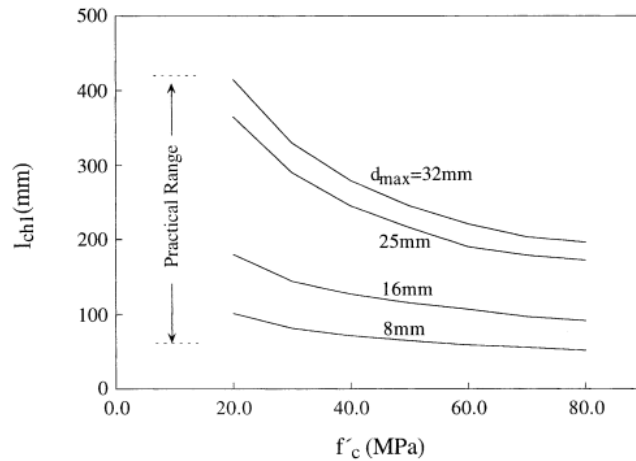
Figuur 4-2: a) bilineaire b) equivalente lineaire en c) dimensieloze softening curve [20]

Om l_{ch1} te verkrijgen moet eerst de fracture energy G_F van het materiaal (beton) gekend zijn. Hiervoor bestaan specifieke proefmethoden, maar de experimentele bepaling van G_F valt buiten het kader van deze thesis. In [18] wordt een vereenvoudigde methode uiteengezet waarbij de formules van de bilineaire

softening curve uit MC90 worden gebruikt. Deze methode zal ook verder besproken en gehanteerd worden (zie deel 7.1.2). Uiteindelijk wordt volgende vereenvoudigde formule verkregen:

$$l_{ch1} = 0,588(2 - 0,15\alpha_F) \frac{EG_F}{f_{ct}^2} \quad (4-4)$$

De parameters E , G_F en f_{ct} kunnen bepaald worden m.b.v. formules gegeven in MC90. Voor de formule zijn verder enkel de druksterkte f_c en een parameter α_F (afhankelijk van de maximale korreldiameter d_{max} van het granulaat) noodzakelijk (Figuur 4-3).



Figuur 4-3: Vereenvoudigde bepaling van l_{ch1} [18]

Wanneer de karakteristieke materiaallengte gekend is, kan voor elk type proef een formule voor de sterkte van het proefstuk in relatie met deze parameter worden afgeleid.

4.2.2.2 Bazant's Size Effect Law (SEL)

In 1984 stelde Bazant [19] de 'Size-Effect Law' voor. In dit model wordt het effect van de grootte op de nominale sterkte voor geometrisch gelijkaardige proefstukken uitgedrukt. De nominale sterkte van een proefstuk wordt gedefinieerd door volgende formule:

$$\sigma_N = c_n \frac{P_{max}}{bd} \quad (4-5)$$

Hierin is c_n een coëfficiënt afhankelijk van het type proef, P_{max} de maximale belasting, en zijn b en d de afmetingen van het proefstuk. Voor de splijtproef bijvoorbeeld, bedraagt $c_n = 2/\pi$.

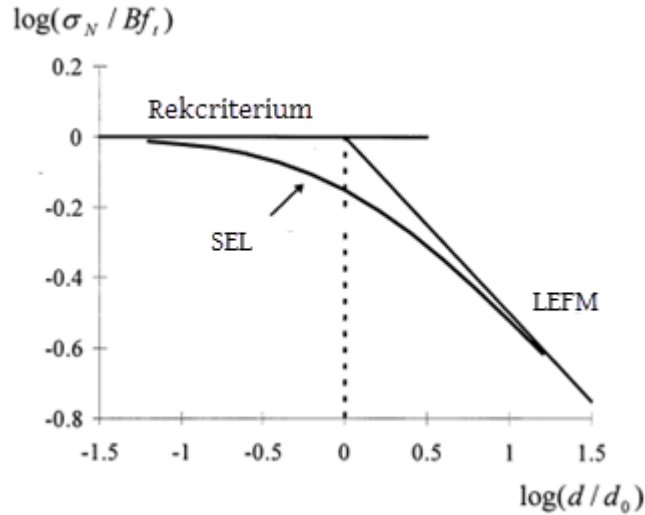
Het size effect werd door Bazant geïnterpreteerd als de invloed van afmeting d van het proefstuk op de nominale sterkte. Deze invloed hangt af van het scheurmechanisme dat optreedt tijdens het falen.

Wanneer de breuk van een bepaald materiaal volledig plastisch is (ductiele breuk), dan hangt de nominale sterkte van dit materiaal niet af van de afmetingen van het proefstuk, maar enkel van de plastische limiet van het materiaal (het rekriterium). Voor dit geval treedt er geen size effect op. Indien echter het lineair scheurmodel (LEFM) wordt aangenomen, waarbij de groei van de scheurzone enkel voorkomt in de scheurtop (zie eerder), dan is de nominale sterkte σ_N evenredig met $d^{-(1/2)}$. In grafiekvorm (Figuur 4-4) kan het verloop van σ_N i.f.v. d voor beide mechanismen worden weergegeven.

Het size effect bij beton kan volgens Bazant verklaard worden door een benadering van beide scheurmechanismen. De formule voor dit size effect (voor de treksterkte) heeft volgende gedaante:

$$\sigma_N = \frac{B_b f_{ct}}{\sqrt{1 + \beta_b}} \quad \text{met } \beta_b = \frac{d}{d_0} \quad (4-6)$$

Hierin is f_{ct} de (zuivere) treksterkte van het materiaal, β_b het broosheidsgetal en zijn B_b en d_0 empirisch bepaalde constanten. Het broosheidsgetal β is de bepalende parameter voor het size effect: naarmate de afmetingen van het proefstuk vergroten ($d > d_0$) wordt de scheur meer elastisch en nadert de nominale sterkte σ_N de sterkte voorspeld door LEFM. Bij kleinere proefstukken echter ($d < d_0$) zal de scheur eerder plastisch zijn en wordt de sterkte bepaald door het rekriterium. Dit is ook duidelijk te zien op Figuur 4-4 waarin ook formule (4-6) werd weergegeven. De twee rechten (LEFM en rekriterium) zijn de asymptoten van deze formule voorgesteld door Bazant.



Figuur 4-4: Bazant's Size Effect Law [19]

4.2.3 Formules

In dit deel worden de bestaande formules voor het size effect bij de treksterkte van beton overlopen.

Eerst worden de formules uit de normen EC2 of MC90 besproken (indien deze bestaan). Daarna komen de formules afgeleid uit de theoretische modellen (zie deel 4.2.2) aan bod. De meeste van deze theoretische formules werden bovendien geverifieerd door het uitvoeren van een bepaald proefprogramma, de specifieke kenmerken van deze onderzoeken worden meegedeeld. Tenslotte worden ook nog andere formules aangehaald, die bijvoorbeeld zuiver experimenteel zijn bepaald of waarvoor er een verschillende verklaring werd gegeven.

4.2.3.1 Splijtproef

Voor de splijtproef wordt er in de normen (MC90 of EC2) geen rekening gehouden met een size effect.

4.2.3.1.1 Cohesive Crack Model

Rocco et al. [18][20][21] onderzochten de invloed van de grootte van het proefstuk op de splijttreksterkte. M.b.v. het 'cohesive crack model' werd (op numerieke wijze) een formule opgesteld waarin naast de karakteristieke lengte l_{ch1} ook de diameter (of zijde) d voorkomt. De algemene vorm van deze formule, die algemeen zou moeten gelden voor traditioneel beton, is:

$$\frac{f_{ctsp}}{f_t} = \frac{1}{c_1 + c_2 d/l_{ch1}} + c_3 \quad (4-7)$$

Hierin zijn de parameters c_1 , c_2 en c_3 afhankelijk van de geometrie (cilindrisch of prismatisch proefstuk) en van de relatieve breedte β van de houten draagstrips (zie deel 3.2.2.2). Om deze parameters te bepalen

werd een regressieanalyse uitgevoerd op numeriek berekende gegevens. Ze zijn voor de gebruikelijke afmetingen gegeven in Tabel 4-1. Bv. voor prisma's met houten draagstrips met $\beta = \frac{B}{d} = 0,16$ wordt de formule:

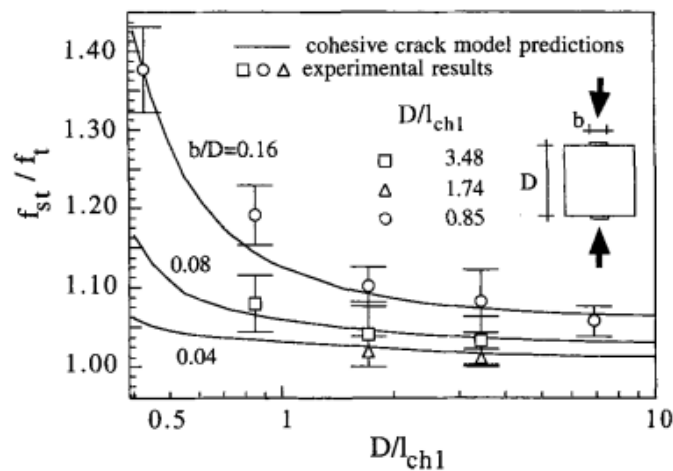
$$\frac{f_{ctsp}}{f_t} = 1,0465 + \frac{1}{-4,89 + 18,87 d/l_{ch1}} \quad (4-8)$$

Tabel 4-1: Constanten c_1 , c_2 en c_3 voor formule (4-7), uit [18]

B/d	Cilinder			Kubus/Prisma		
	c_1	c_2	c_3	c_1	c_2	c_3
0,02	-215,360	921,610	1,0004	27,412	17,799	1,0046
0,04	-100,840	370,600	1,0013	2,348	49,741	1,0111
0,06	-49,903	182,830	1,0018	-12,291	60,940	1,0157
0,08	-29,714	108,190	1,0032	-12,534	50,200	1,0198
0,10	-19,302	70,614	1,0066	-10,142	38,633	1,0246
0,12	-13,301	49,275	1,0112	-7,813	29,624	1,0304
0,14	-9,567	36,040	1,0169	-6,119	23,347	1,0373
0,16	-7,215	27,534	1,0238	-4,888	18,873	1,0456
0,18	-5,544	21,526	1,0318	-3,891	15,401	1,0550

In bovenstaande formule staat de splijttreksterkte in relatie met de 'echte' (dus zuivere) treksterkte $f_t (= f_{ct})$. Rocco et al. namen in hun werk deze treksterkte gelijk aan de asymptotische minimale splijttreksterkte die zou volgen uit een splijtproef op een proefstuk met oneindige grootte.

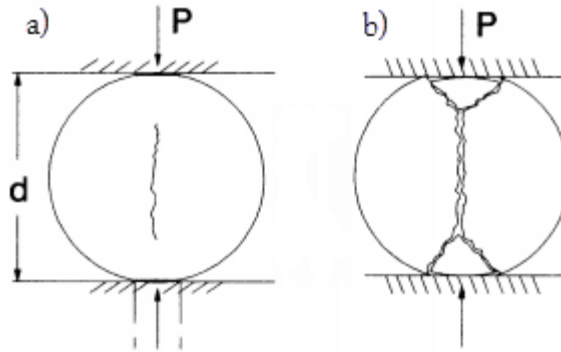
Rocco et al. voerden ook een uitgebreid proefprogramma uit ter controle van deze numeriek opgestelde formule. Er werden 110 splijtproeven van verschillende grootte uitgevoerd op zowel betonnen als granieten proefstukken. De betonnen proefstukken werden bewaard in water op 20°C en de proeven werden uitgevoerd op een ouderdom van 90 dagen. Het beton had een W/C-factor van 0,50 en een maximum korreldiameter d_{max} van 5 mm. Figuur 4-5 geeft de resultaten weer van de splijtproeven op het beton. De theoretische formule bleek zeer goed overeen te komen met de proefresultaten.



Figuur 4-5: Size effect voor splijtproef (experimentele verificatie door Rocco et al.) [18]

4.2.3.1.2 Bazants size effect law

M.b.v. de SEL konden Bazant et al. [22] het size effect voor de splijttreksterkte begroten. Formule (4-6) werd licht gewijzigd omdat er bij het breukmechanisme voor de splijtproef ook een ductiel mechanisme optreedt (aan de uiteinden van het proefstuk, Figuur 4-6) dat niet onderhevig is aan een size effect.



Figuur 4-6: a) Zuiver splijten van het proefstuk en b) ductiel mechanisme [22]

Dit verschillend breukmechanisme zorgt voor een theoretische ondergrens (deze volgens het rekriterium) voor de splijttreksterkte. Met de 'Modified Size Effect Law' (MSEL) werd door Bazant volgende formule voorgesteld:

$$f_{ctsp} = \max\left(\frac{B_b f_{ct}}{\sqrt{1 + d/d_0}}, \sigma_y\right) \quad (4-9)$$

Ter bepaling van numerieke waarden voor bovenstaande parameters (B_b , d_0 en σ_y) werd een proefprogramma uitgevoerd. Cilinders met variërende grootte ($d = 19$ tot 508 mm) met $f_c = 51,4 \text{ N/mm}^2$ werden gespleten op een ouderdom van 28 dagen. De maximum korreldiameter d_{max} bedroeg 5 mm , het W/C-ratio bedroeg $0,50$. Na een regressieanalyse werd volgende formule verkregen:

$$f_{ctsp} = \max\left(\frac{7,76}{\sqrt{1 + \frac{d}{91,4}}}; 4,88\right) \text{ N/mm}^2 \quad (4-10)$$

Ook de zuivere treksterkte f_{ct} die voorkomt in formule (4-9) werd met deze regressieanalyse bepaald, en werd dus niet afgeleid uit de druksterkte of werd niet met een andere proefmethode achterhaald. Daarom is niet te bepalen wat de zuivere treksterkte van het door Bazant et al. beproefde materiaal was.

4.2.3.1.3 Andere formules

Kadlecek et al. [23] vonden een algemene formule voor het size effect in de splijtproef voor cilinders en prisma's samen. Deze formule werd zuiver experimenteel bepaald en relateert de relatieve splijttreksterkte aan het breukoppervlak.

$$R_{rel} = \frac{f_{ctsp,A}}{f_{ctsp,A=225}} = 200 \cdot A^{-0,128} \quad (4-11)$$

Deze formule maakt het mogelijk om de splijttreksterkte van een bepaald proefstuk te relateren aan de splijttreksterkte op een prisma(/kubus) of cilinder met een breukvlak van 225 cm^2 .

Formule (4-11) werd bepaald a.d.h.v. een splijtproefprogramma dat bestond uit 1390 prisma's, cilinders en kubussen van verscheidene groottes. Het W/C-ratio varieerde van $0,41$ tot $0,60$ en de maximale

korreldiameter d_{max} bedroeg 22 mm. Voor dit proefprogramma werden steeds houten draagstrips met relatieve breedte $\beta = \frac{B}{d} = 0,10$ genomen.

Met deze formule werden vormfactoren bepaald die toelaten om uit de splijttreksterkte van een proefstuk met één bepaalde grootte, de splijttreksterkte van proefstukken met andere groottes te voorspellen. Een overzicht van de te hanteren vormfactoren wordt gegeven in Tabel 4-2.

Tabel 4-2: Vormfactoren voor de splijtproef (kubus/prisma), gebaseerd op [23]

Kubus/Prisma			
Zijde d	A (cm ²)	R_{rel} (%)	$f_{ctsp,p150}/f_{ctsp,d}$
40	16	140	0,71
70	49	122	0,82
100	100	111	0,90
150	225	100	1,00
200	400	93	1,07

Tabel 4-3: Vormfactoren voor splijtproef (cilinder), gebaseerd op [23]

Cilinder			
d x h (mm)	A (cm ²)	R_{rel} (%)	$f_{ctsp,c150}/f_{ctsp,d}$
50 x 100	50	130	0,77
80 x 160	128	115	0,87
100 x 200	200	110	0,91
125 x 250	312,5	104	0,96
150 x 300	450	100	1,00

4.2.3.2 Buigproef

4.2.3.2.1 MC90/EC2

In de CEB-FIP Model Code 90 [24] wordt formule (4-12) voorgeschreven, die toelaat om de zuivere treksterkte f_{ct} af te leiden uit de vierpuntsbuigtreksterkte $f_{ctfl(4)}$. Hierbij wordt ook een size effect voor de buigproef in rekening gebracht:

$$f_{ct} = f_{ctfl(4)} \frac{1,5(h_b/h_0)^{0,7}}{1 + 1,5(h_b/h_0)^{0,7}} \quad (4-12)$$

In bovenstaande formule is h_b de hoogte van het prisma en h_0 gelijk aan 100 mm. Deze formule is zuiver experimenteel bepaald, maar meer informatie over een proefprogramma wordt niet gegeven.

Deze relatie kan worden omgevormd zodat zuivere vormfactoren voor de buigproef kunnen berekend worden (waarin f_{ct} niet meer voorkomt). Hiervoor worden eerst volgende verhoudingen berekend m.b.v. formule (4-12):

$$\frac{f_{ctfl(4),100}}{f_{ct}} = \frac{5}{3} \quad \frac{f_{ctfl(4),150}}{f_{ct}} = \frac{3}{2} \quad (4-13)$$

Na invullen van (4-13) in formule (4-12) worden volgende vormfactoren verkregen:

$$\frac{f_{ctfl(4),100}}{f_{ctfl(4)}} = \frac{5}{3} \cdot \frac{1,5(h_b/h_0)^{0,7}}{1 + 1,5(h_b/h_0)^{0,7}} = \frac{2,5(h_b/h_0)^{0,7}}{1 + 1,5(h_b/h_0)^{0,7}} \quad (4-14)$$

$$\frac{f_{ctfl(4),150}}{f_{ctfl(4)}} = \frac{3}{2} \cdot \frac{1,5(h_b/h_0)^{0,7}}{1 + 1,5(h_b/h_0)^{0,7}} = \frac{2,25(h_b/h_0)^{0,7}}{1 + 1,5(h_b/h_0)^{0,7}} \quad (4-15)$$

Eurocode 2 [31] geeft een vereenvoudigde formule voor de relatie $f_{ctfl(4)}/f_{ct}$. Ook hier wordt een size effect bij de buigproef in rekening gebracht:

$$f_{ctfl(4)} = \max \left\{ \left(1,6 - \frac{h_b}{1000} \right) f_{ct}; f_{ct} \right\} \quad (4-16)$$

Analoog aan hierboven kunnen vormfactoren berekend worden:

$$\frac{f_{ctfl,100}}{f_{ctfl}} = \min \left\{ \frac{1500}{1600 - h_b}; 1,5 \right\} \quad (4-17)$$

$$\frac{f_{ctfl,150}}{f_{ctfl}} = \min \left\{ \frac{1450}{1600 - h_b}; 1,45 \right\} \quad (4-18)$$

4.2.3.2.2 Cohesive Crack Model

Rokugo et al. [25] leidden in 1995 op numerieke wijze een formule af voor de vierpuntsbuigproef (op prisma's) op basis van het cohesive crack model. Deze werd bepaald door het toepassen van de kleinste kwadratenmethode op enkele simpele formulevormen. De berekende formule voor prisma's is de volgende:

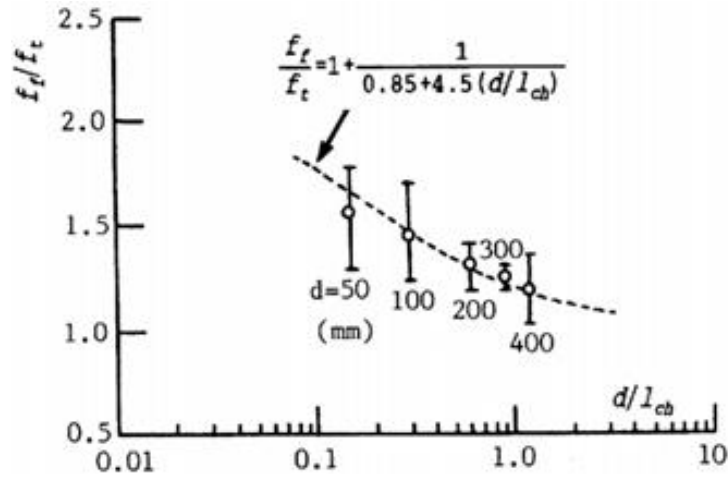
$$\frac{f_{ctfl}}{f_t} = 1 + \frac{1}{0,85 + 4,5(h/l_{ch1})} \quad (4-19)$$

De parameter voor treksterkte f_t werd door Rokugo et al. verondersteld als de slijttreksterkte f_{ctsp} .

Formule (4-20) geldt voor traditioneel beton met een ouderdom van 7 tot 28 dagen. Ze werd bovendien experimenteel geverifieerd door het uitvoeren van een proefprogramma op betonnen proefstukken. Prisma's met hoogte $h = 50$ tot 400 mm en lengte $l = 4h$ werden beproefd. Het beton had volgende eigenschappen:

- W/C-factor = 0,54 en $d_{max} = 15 \text{ mm}$
- Druksterkte $f_c = 33,0 \text{ N/mm}^2$
- Slijttreksterkte $f_{ctsp} = 2,79 \text{ N/mm}^2$ (op cilinders 150x150)
- E-modulus $E = 27,5 \text{ GPa}$ en fracture energy $G_F = 98,0 \text{ N/m}$

Uit Figuur 4-7 blijkt dat de formule zeer goed overeen komt met de proefdata.



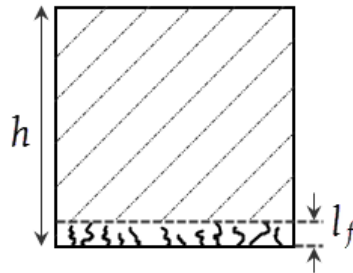
Figuur 4-7: Vergelijking formule (4-19) met experimentele gegevens [25]

4.2.3.2.3 Bazant

Volgens Bazant et al. [26] kan het size effect voor de buigproef niet verklaard worden door de SEL of door andere modellen waarbij de verklaring ligt bij de energievrijgave tijdens de scheurgroei. Dit omdat er geen stabiele scheurgroei optreedt voor het bezwijken in buiging. De verklaring hier ligt wel bij het feit dat er zich microscheuren vormen in het onderste deel van de doorsnede van de balk. Een simpele formule werd voorgesteld:

$$\frac{f_{ctfl}}{f_t} = 1 + \frac{2}{h} l_f \quad (4-20)$$

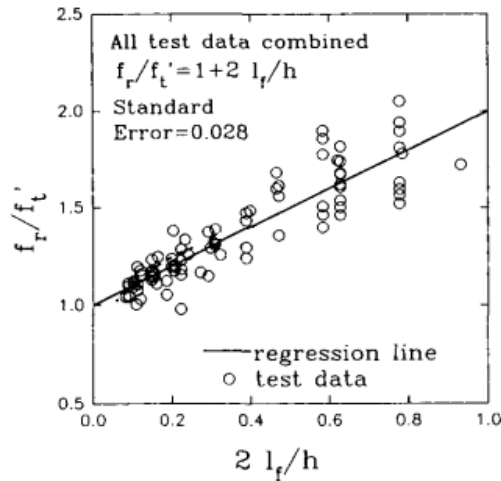
Hierbij is h de hoogte van het prisma en l_f de hoogte van de zone waarin microscheuren optreden (Figuur 4-8). l_f is een materiaaleigenschap en is van dezelfde grootteorde als de max. korreldiameter d_{max} van de granulaten.



Figuur 4-8: Microscheurzone bij de buigproef, volgens [26]

Het is voor formule (4-20) de bedoeling dat de treksterkte f_t en de parameter l_f worden bepaald d.m.v. een regressieanalyse op proefdata uit een buigproef, deze zullen dus voor elk type beton verschillen. De berekende treksterkte f_t zou dan de zuivere treksterkte f_{ct} van het beton moeten voorstellen.

Bazant et al. vergeleken formule (4-20) met proefresultaten uit literatuur. Hiervoor werd eerst parameter l_f voor elke type beton apart bepaald (d.m.v. regressieanalyse), daarna kon de verhouding f_{ctfl}/f_t uitgezet worden t.o.v. $2l_f/h$ (Figuur 4-9). De voorgestelde formule bleek zeer goed overeen te komen met de proefdata uit literatuur:



Figuur 4-9: Vergelijking formule (4-20) met proefdata uit literatuur [26]

4.2.3.2.4 Andere formules

Carpinteri et al. [27] stelden in een nieuw model voor: de multifractal scaling law (MFSL). Volgende formule voor de driepuntsbuigproef zou zeer goed moeten correleren met proefgegevens:

$$\frac{f_{ctfl}}{f_t} = \left(1 + \frac{l_{ch1}}{h}\right)^{1/2} \quad (4-21)$$

In bovenstaande formule stelt f_t de asymptotische treksterkte voor die zou bekomen worden door een buigproef uit te voeren op een prisma met oneindige grootte. Ook voor deze formule is het de bedoeling dat parameters f_t en l_{ch1} bepaald worden door een regressieanalyse op bepaalde proefresultaten van de driepuntsbuigproef.

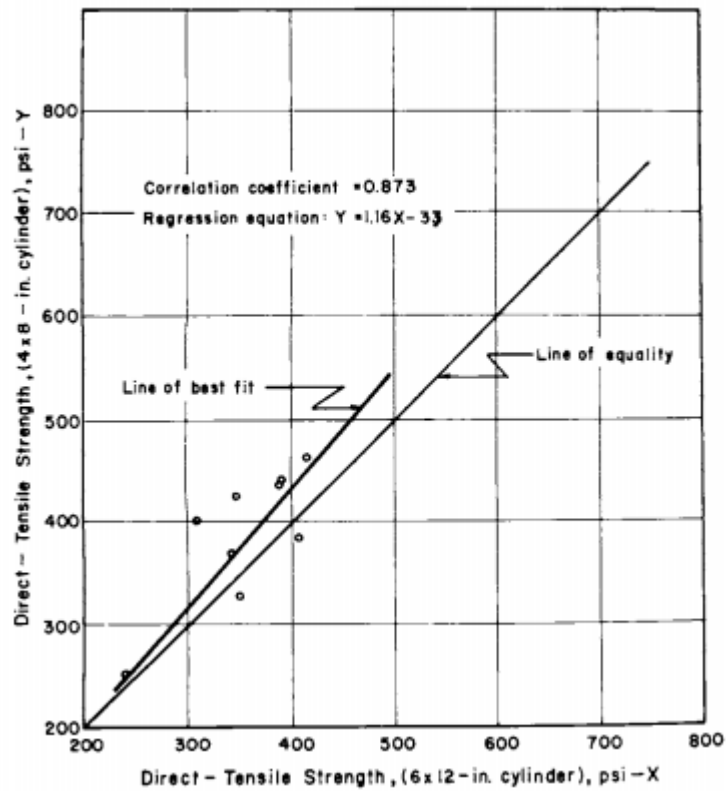
4.2.3.3 Rechtstreekse trekproef

Opvallend afwezig in recentelijk onderzoek naar het size effect is de rechtstreekse trekproef. Dit kan te wijten zijn aan het feit dat deze proef niet Europees of Amerikaans genormeerd is.

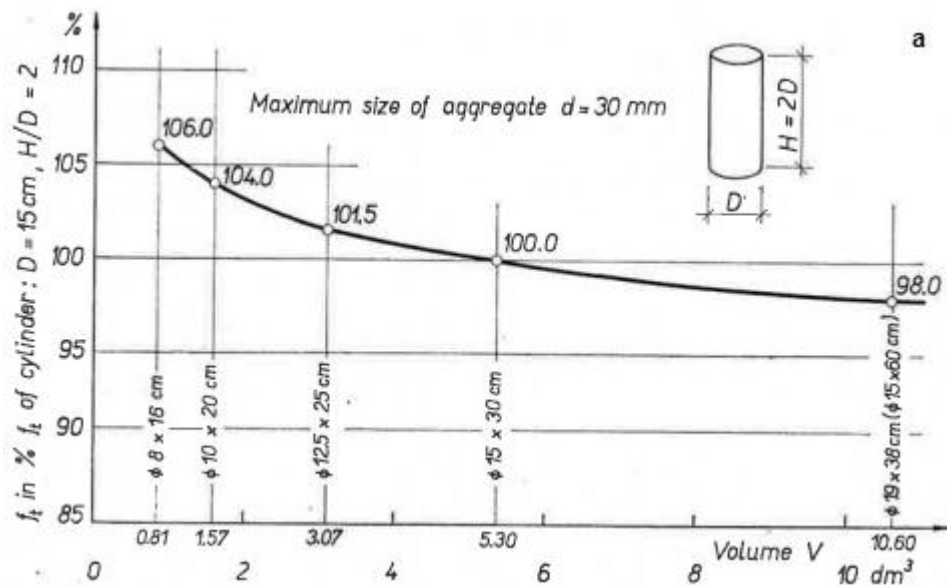
In 1970 werd door Malhotra [28] een onderzoek gevoerd naar het size effect bij de rechtstreekse trekproef. Cilinders 100x200 en 150x300 van 21 verschillende betonmengelingen werden beproefd. Als granulaat werd kalksteen of grind gebruikt, de W/C-factor varieerde van 0,34 tot 0,80. De resultaten werden uitgezet in een grafiek (Figuur 4-10).

Hieruit werd afgeleid dat het verschil in zuivere treksterkte tussen cilinders 100x200 mm en cilinders 150x300 mm gemiddeld 7% bedraagt.

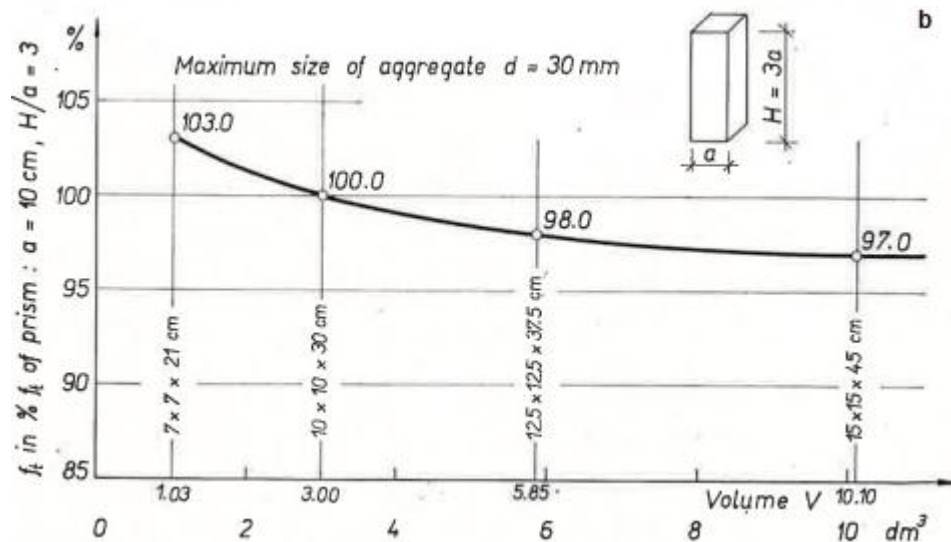
In 1966 en 1967 voerden Kadlec et al. [29] onderzoek naar het effect van de slankheid, de grootte en de vorm op de rechtstreekse trekproef. Er werd een relatie gevonden tussen de zuivere treksterkte en het proefstukvolume, dit voor cilinders en prisma's. Wanneer de zuivere treksterkte van een proefstuk met bepaalde afmetingen is bepaald kan a.d.h.v. onderstaande grafieken (Figuur 4-11 en Figuur 4-12) de treksterkte voor proefstukken met andere dimensies worden afgeleid. Deze verhoudingen gelden voor traditioneel beton met druksterkte tussen 25 en 40 N/mm² en een max. korreldiameter $d_{max} = 30$ mm.



Figuur 4-10: Verschil in zuivere treksterkte tussen cilinders 100x200 mm en cilinders 150x300 mm [28]



Figuur 4-11: Size effect bij de rechtstreekse trekproef op cilinders [29]



Figuur 4-12: Size effect voor de rechtstreekse trekproef op prisma's [29]

4.3 Invloed van de vorm van het proefstuk (shape effect)

4.3.1 Algemeen

Volgens de Europese norm (EN 12390) kunnen er voor proeven op beton slechts drie vormen worden gebruikt: cilinders, kubussen en prisma's. Specifiek voor de trekproeven worden er steeds één of meerdere van deze vormen gehanteerd:

- Slijtproef: cilinders, kubussen of prisma's. Terwijl kubussen en prisma's (met vierkante doorsnede) voor de slijtproef verondersteld kunnen worden als gelijke vormen (beide hebben een vierkant breukvlak), is er wel een verschil tussen prisma's en cilinders.
- Buigproef: in de norm wordt enkel met prisma's gewerkt. Toch kunnen ook cilinders worden gebruikt (dit is wel zeer ongebruikelijk).
- Rechtstreekse trekproef: voor deze proef, die enkel Belgisch genormeerd is, kunnen zowel cilinders als prisma's worden gebruikt.

Het shape effect, of de invloed van de gekozen vorm van het proefstuk op de sterkte, sluit zeer nauw aan bij het size effect. De theoretische verklaring voor het shape effect ligt opnieuw bij de scheurmechanica (zie deel 4.2.2): ook de vorm van het proefstuk heeft een invloed op het verloop van de optredende scheur bij falen.

In de literatuur geniet het shape effect veel minder belangstelling dan het size effect. Dit fenomeen werd vaak onrechtstreeks onderzocht, door het afleiden van formules voor het size effect voor verschillende proefstukvormen.

In dit deel worden de formules voor het shape effect (die werden gevonden in de normen of literatuur) opgesomd. Indien noodzakelijk werd zelf een formule afgeleid door het combineren van size effect-formules voor verschillende proefstukvormen.

4.3.2 Formules

4.3.2.1 Splijtproof

In de norm voor de splijtproof [8] wordt in de inleiding gewezen op naar het verschil tussen het beproeven van cilinders of kubussen/prisma's. De splijttreksterkte op prisma's zou 10% hoger liggen dan deze op cilinders:

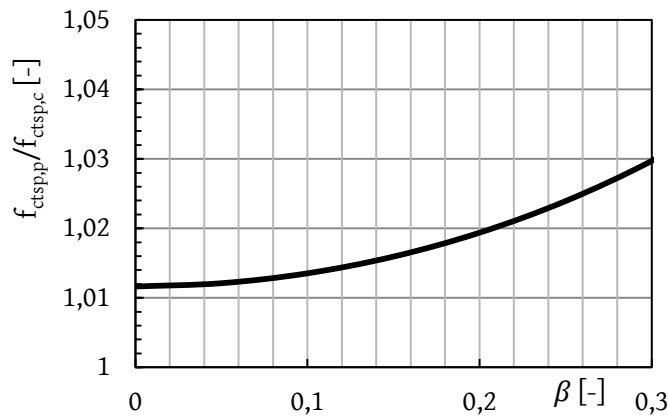
$$f_{ctsp,p} = 1,10 \cdot f_{ctsp,c} \quad (4-22)$$

Uit de literatuur blijkt dit verschil veel kleiner te zijn:

Rocco et al. [18] voerden een grondig onderzoek naar de splijttreksterkte. Naast het size effect (zie 4.2.3.1.1) werd ook de invloed van de houten draagstrips nader bekeken (zie 3.2.2.2). Hierbij werd ook een formule afgeleid (door combineren van formules (3-3) en (3-4)) die het verschil tussen de splijtproof op prisma's en cilinders uitdrukt.

$$\frac{f_{ctsp,p}}{f_{ctsp,c}} = \frac{(1 - \beta^2)^{3/2}}{(1 - \beta^2)^{5/3} - 0,0115} \quad (4-23)$$

Hierin is $\beta = B/d$ de relatieve breedte van de houten draagstrips. Wanneer deze formule wordt uitgezet in een grafiek (Figuur 4-13) dan blijkt dat het maximale verschil niet groter wordt dan 2% voor het praktische waardenbereik voor β (0,1 à 0,2).



Figuur 4-13: Verhouding splijttreksterkte op prisma's/cilinders volgens Rocco et al.

Kadlecek et al. [23] constateerden in 2000 dat het verschil tussen de splijttreksterkte voor prisma's (of kubussen) en cilinders zeer klein is en mogelijk te verwaarlozen. In een onderzoek naar het size effect (zie 4.2.3.1.3) voor de splijttreksterkte werden o.a. volgende formules afgeleid (Figuur 4-14):

$$\text{Voor cilinders} \quad R_{rel,c} = 211 \cdot A^{-0,138} \quad (4-24)$$

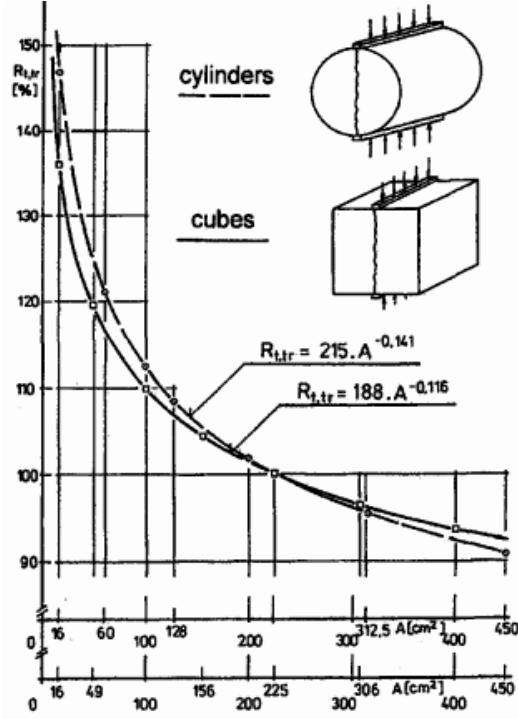
$$\text{Voor prisma's/kubussen} \quad R_{rel,p} = 188 \cdot A^{-0,116} \quad (4-25)$$

Hierin is R_{rel} de relatieve splijttreksterkte (in %) en A het breukvlak (in cm²). Een combinatie van beide formules maakt het mogelijk om de verhouding tussen prisma's en cilinders i.f.v. het breukvlak uit te drukken:

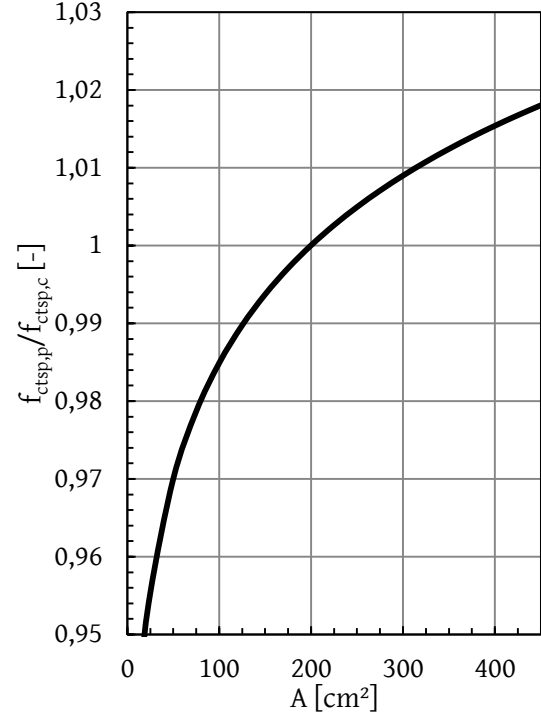
$$\frac{R_{rel,p}}{R_{rel,c}} = \frac{f_{ctsp,p}}{f_{ctsp,c}} = 0,89 \cdot A^{0,022} \quad (4-26)$$

Wanneer deze verhouding wordt uitgezet in een grafiek (Figuur 4-15) dan blijkt het verschil niet groter te worden dan 4 %. Wel is voor $A < 225 \text{ cm}^2$ de splijttreksterkte voor cilinders hoger dan deze voor prisma's, voor $A > 225 \text{ cm}^2$ is dit omgekeerd.

Uit formule (4-26) blijkt bv. dat het verschil in splijttreksterkte tussen cilinders en prisma's met $A = 100 \text{ cm}^2$ ongeveer 1,4 % zou bedragen.



Figuur 4-14: Shape effect bij de splijtproef volgens Kadlecek et al. [23]



Figuur 4-15: Verhouding splijttreksterkte prisma/cilinder volgens Kadlecek

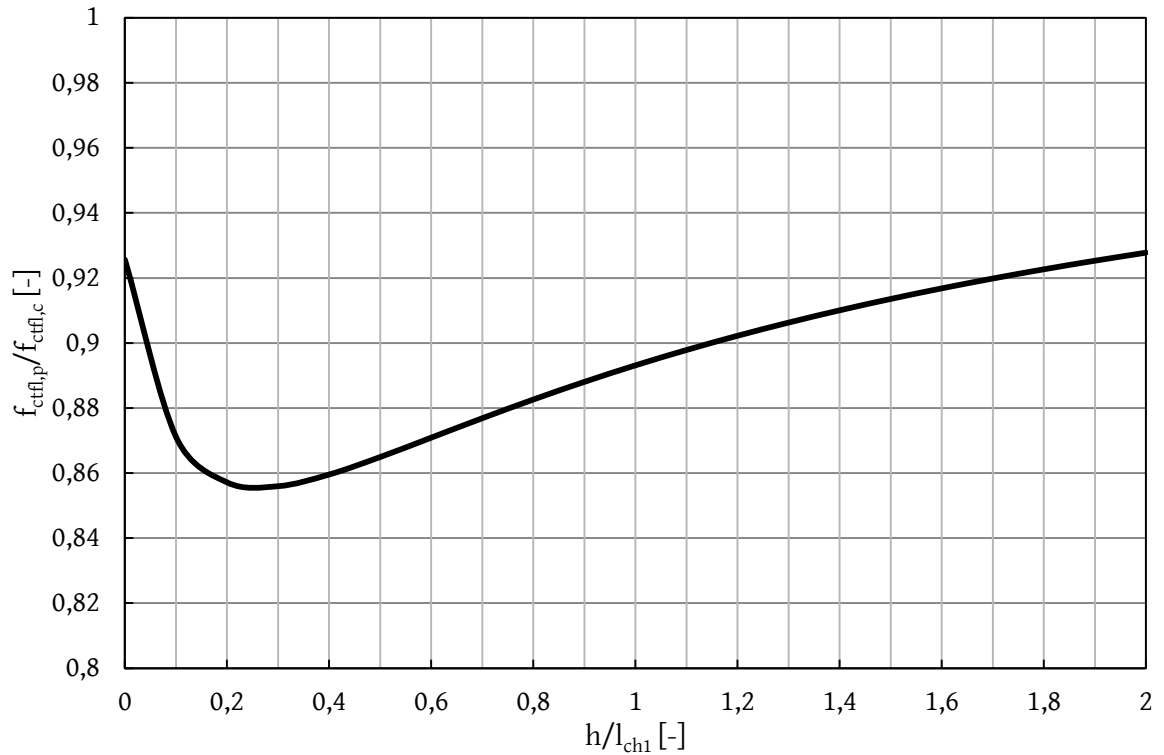
4.3.2.2 Buigproef

Rokugo et al. [25] leidden m.b.v. numerieke analyse een formule af voor het size effect voor de vierpuntsbuigproef (zie 4.2.3.2) en dit voor cilinders en prisma's. De voorgestelde formule is:

$$\frac{f_{ctfl(4)}}{f_t} = 1 + \frac{1}{a + b(h/l_{ch1})} \quad \text{met} \quad \begin{cases} a = 0,74 \text{ en } b = 2,3 \text{ voor cilinders} \\ a = 0,85 \text{ en } b = 4,5 \text{ voor prisma's} \end{cases} \quad (4-27)$$

Hierin werd f_t genomen als de splijttreksterkte f_{ctsp} , is d de hoogte of diameter van het proefstuk en is l_{ch1} de karakteristieke materiaallengte (zie deel 4.2.2.1). De verhouding $f_{ctfl,p}/f_{ctfl,c}$ kan berekend worden en bedraagt (Figuur 4-16):

$$\frac{f_{ctfl,p}}{f_{ctfl,c}} = \frac{(37 + 90 h/l_{ch1})(37 + 115 h/l_{ch1})}{(17 + 90 h/l_{ch1})(87 + 115 h/l_{ch1})} \quad (4-28)$$



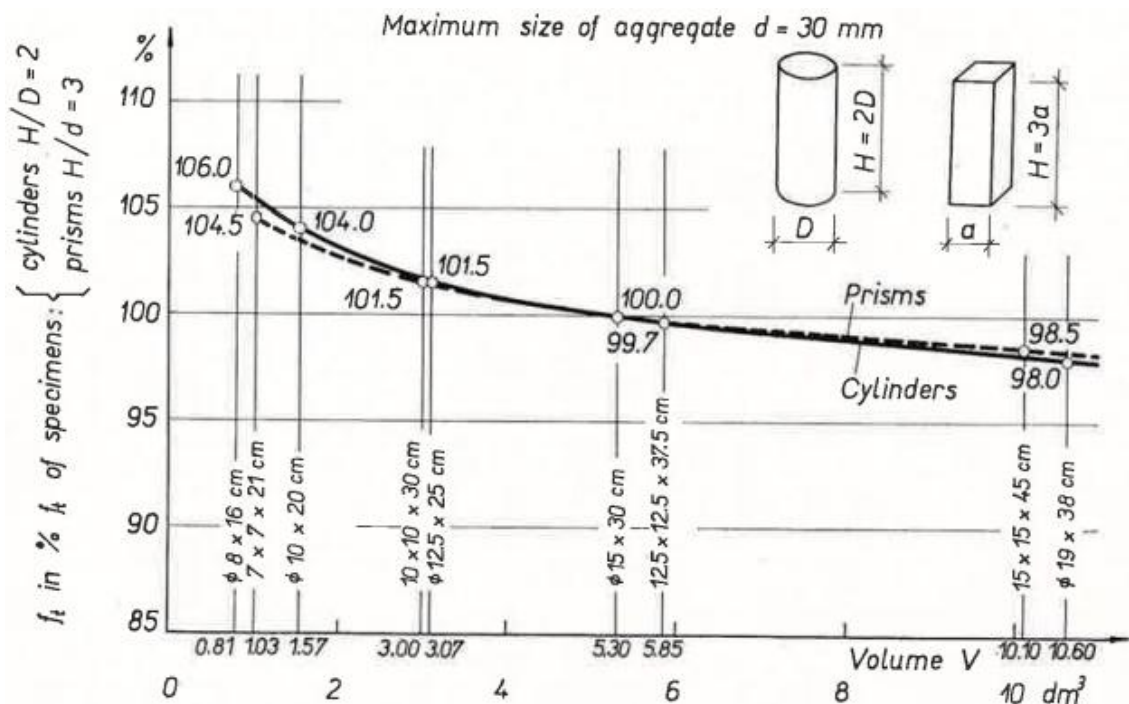
Figuur 4-16: Verhouding buigtreksterkte cilinder t.o.v. prisma volgens Rokugo et al.

De buigtreksterkte op cilinders is hoger dan deze op prisma's. Voor een (volgens Rokugo et al.) typisch traditioneel beton ($l_{ch1} = 300 \text{ mm}$) en $h = 100 \text{ mm}$ (hoogte of diameter) geldt bv.:

$$f_{ctfl,p} = 0,86 f_{ctfl,c} \quad (4-29)$$

4.3.2.3 Rechtstreekse trekproef

Kadlecek et al. [29] vonden voor de rechtstreekse trekproef een relatie tussen het proefstukvolume V en de treksterkte f_{ct} , dit voor zowel cilinders als prisma's. Dit maakt een vergelijking tussen de twee vormen mogelijk, deze werd door Kadlecek et al. ook uitgezet op een grafiek (Figuur 4-17).



Figuur 4-17: Rechtstreekse trekproef: vergelijking cilinder vs. prisma volgens Kadlececk [29]

Hieruit werd besloten dat er voor de rechtstreekse trekproef geen sprake is van een beduidend shape effect.

4.4 Invloed van de proefmethode

Zoals eerder besproken (in deel 3.2) bestaan er verschillende methoden ter bepaling van de treksterkte van beton. In deze thesis worden twee onrechtstreekse methoden (slijtproef en buigproef) en één rechtstreekse methode (rechtstreekse trekproef) beschouwd.

In dit deel wordt de invloed van de proefmethode op de treksterkte beschreven. Meer specifiek worden de verhoudingen tussen de treksterkten volgens uit de onrechtstreekse methoden (slijttreksterkte en buigtreksterkte) met deze uit de rechtstreekse methode (zuivere treksterkte) gespecificeerd.

Na een korte verklaring voor het treksterkteverschil worden eerst de relaties die zijn opgenomen in MC90 en Eurocode 2 opgesomd. Daarna worden ook andere formules uit de literatuur aangehaald. Vaak zijn deze formules dezelfde als in deel 4.2, omdat voor de relatie tussen twee types treksterkten ook het size effect een belangrijke factor is.

4.4.1 Relatie Slijttreksterkte – Zuivere treksterkte

De zuivere treksterkte f_{ct} valt lager uit dan de slijttreksterkte f_{ctsp} . Dit kan puur statistisch verklaard worden door het feit dat het breukvlak bij de slijtproef wordt opgelegd, wat betekent dat het niet zeker is dat dit breukvlak de zwakste doorsnede is van het proefstuk. Dit in tegenstelling tot de rechtstreekse trekproef, waar het volledige proefstuk wordt onderworpen aan een even grote trekspanning.

In MC90 [24] en Eurocode 2 [31] wordt volgende constante relatie voorgeschreven:

$$\frac{f_{ctsp}}{f_{ct}} = \frac{1}{0,9} = 1,111 \quad (4-30)$$

Zowel f_{ct} als f_{ctsp} worden in de normen (ter vereenvoudiging) als constant verondersteld, dus niet afhankelijk van de grootte of vorm van het proefstuk.

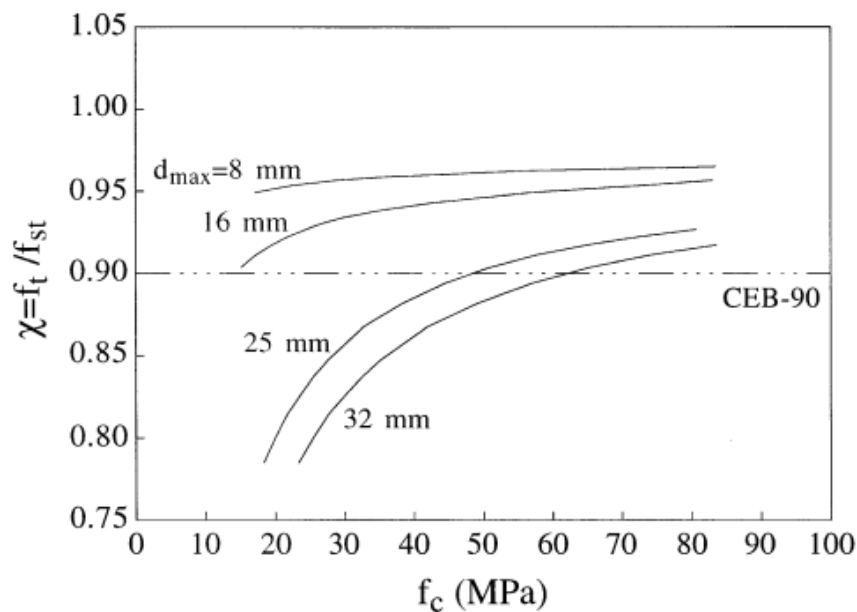
Rocco et al. [18] vonden een formule voor het size effect bij de splijtproef:

$$\frac{f_{ctsp}}{f_{ct}} = 1,0465 + \frac{1}{-4,89 + 18,87 d/l_{ch1}} \quad (4-8)$$

In deze formule komt de relatie tussen de splijttreksterkte en de zuivere treksterkte voor. Zoals eerder aangegeven (in deel 4.2.3.1) wordt de zuivere treksterkte f_{ct} hier gelijk verondersteld aan de asymptotische minimale splijttreksterkte die zou volgen uit een splijtproef op een proefstuk met oneindige grootte.

De genormeerde formule (4-30) en formule (4-8) kunnen vergeleken worden. Dit werd gedaan door Rocco et al. [18] voor splijtproeven op cilinders 150x300 met relatieve draagstrijbreedte $\beta = 0,16$. Wanneer de karakteristieke materiaallengte l_{ch1} vereenvoudigd wordt uitgedrukt zoals in formule (4-4), waarin enkel de druksterkte en een parameter afhankelijk van de maximale korreldiameter d_{max} voorkomen, dan blijkt (Figuur 4-18):

- dat de norm te conservatief is indien $f_c \geq 50 \text{ N/mm}^2$
- dat de norm te conservatief is indien $f_c \leq 50 \text{ N/mm}^2$ en $d_{max} \leq 16 \text{ mm}$
- dat deze norm de treksterkte overschat indien $f_c \leq 50 \text{ N/mm}^2$ en $d_{max} > 16 \text{ mm}$



Figuur 4-18: Relatie splijttreksterkte vs. zuivere treksterkte [18]

4.4.2 Relatie Buigtreksterkte – Zuivere treksterkte

Bij de buigproef ontstaat er een druk- en trekzone in de doorsnede en verloopt de spanning volgens een gradiënt. De grootste trekspanning komt voor in de uiterste getrokken vezel, die een grotere rekapaciteit heeft omdat hij gesteund wordt door andere minder getrokken vezels [6]. De buigtreksterkte zal om deze reden hoger uitvallen dan de zuivere treksterkte.

Volgens MC90 [24] kan de vierpuntsbuigtreksterkte $f_{ctfl(4)}$ rechtstreeks worden afgeleid uit de zuivere treksterkte f_{ct} :

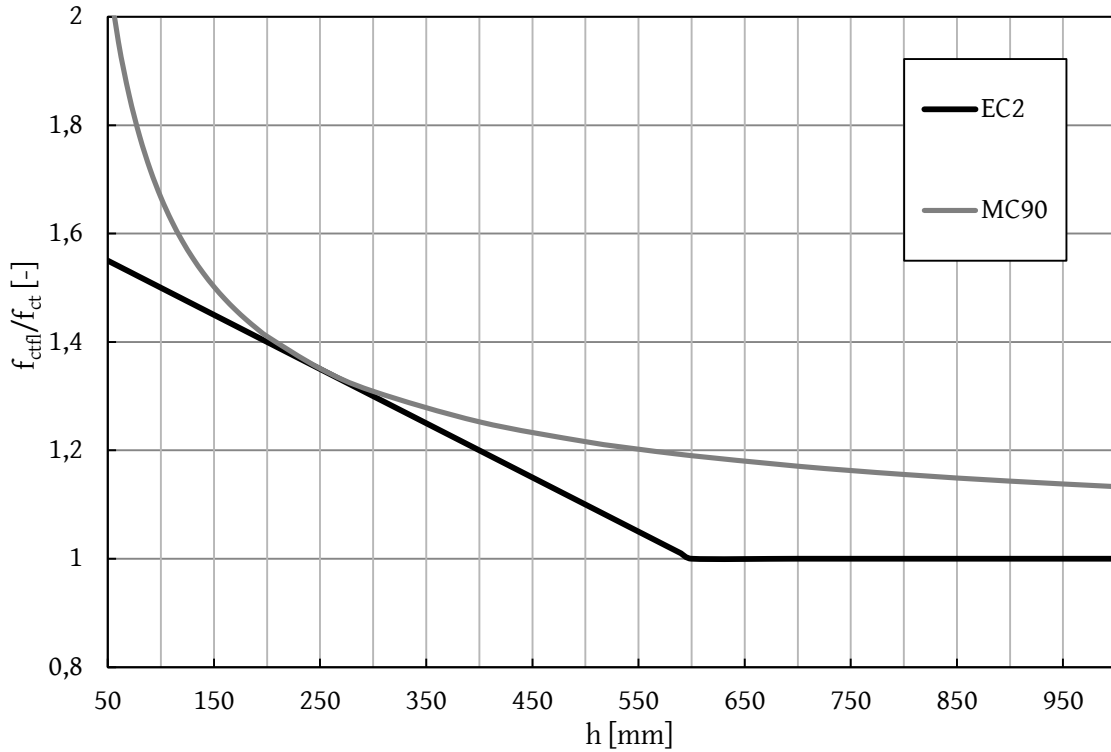
$$\frac{f_{ctfl(4)}}{f_{ct}} = \left(\frac{1,5(h_b/h_0)^{0,7}}{1 + 1,5(h_b/h_0)^{0,7}} \right)^{-1} \quad (4-12)$$

Deze formule is geldig voor $h_b \geq 50 \text{ mm}$ en werd reeds gegeven in deel 4.2.3.2 vermits hij ook een size effect voor de buigproef in rekening brengt. Voor een prisma met referentiehoogte ($h_b = 100 \text{ mm}$) bedraagt de verhouding $f_{ctfl(4)}/f_{ct} = 1,67$. Voor een prisma met grootte $h_b = 150 \text{ mm}$ wordt dit: $f_{ctfl(4)}/f_{ct} = 1,5$.

In EC2 [31] wordt een andere (meer eenvoudige) relatie voorgeschreven:

$$\frac{f_{ctfl(4)}}{f_{ct}} = \max \left\{ \left(1,6 - \frac{h}{1000} \right); 1 \right\} \quad (4-16)$$

Deze formule is geldig voor alle prismahoogten. Voor een prisma met hoogte $h_b = 100 \text{ mm}$ bedraagt de verhouding $f_{ctfl(4)}/f_{ct} = 1,5$. Voor een prisma met grootte $h_b = 150 \text{ mm}$ wordt deze: $f_{ctfl(4)}/f_{ct} = 1,45$.



Figuur 4-19: Relatie 4pt-buig- vs. zuivere treksterkte volgens MC90 en EC2

Bazant et al. [26] stelden volgende simpele formule voor:

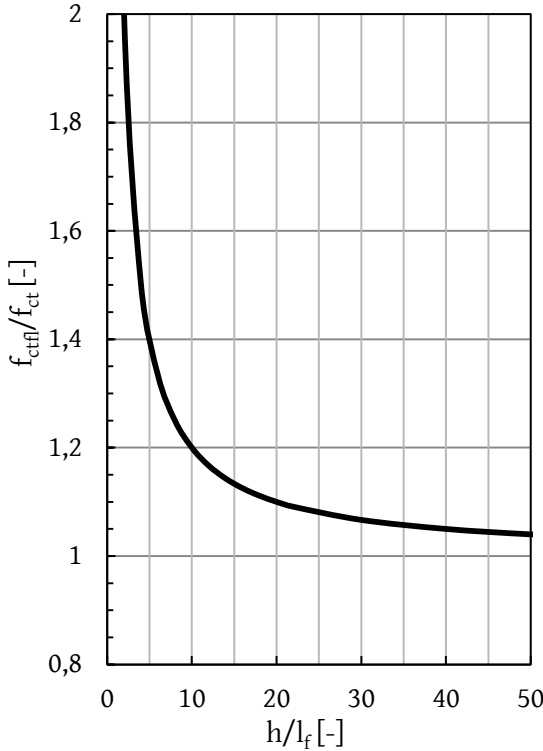
$$\frac{f_{ctfl(4)}}{f_{ct}} = 1 + \frac{2}{h} l_f \quad (4-20)$$

Hierin is l_f de hoogte van de zone waarin microscheuren optreden, deze is van dezelfde grootteorde als de max. korrel diameter d_{max} .

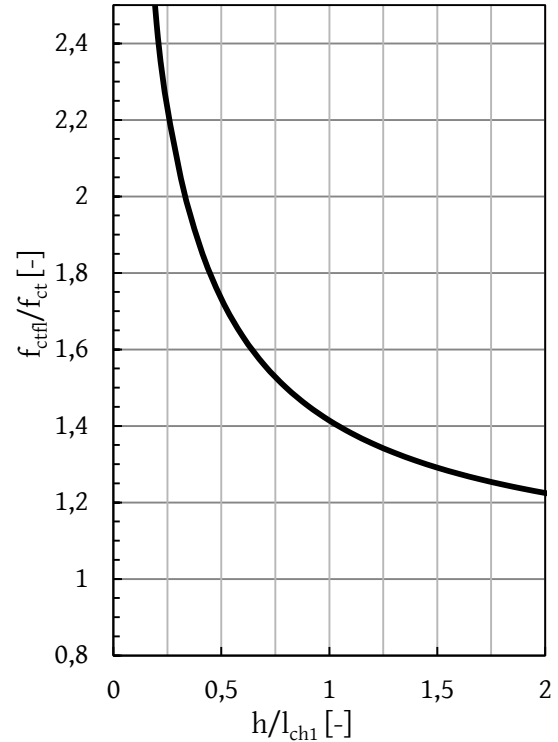
Tenslotte werd door Carpinteri [27] volgende formule voorgesteld:

$$\frac{f_{ctfl(3)}}{f_{ct}} = \left(1 + \frac{l_{ch1}}{h}\right)^{1/2} \quad (4-21)$$

Voor deze twee laatste formules is de bepaling van een materiaalafhankelijke parameter (l_f of l_{ch1}) nodig. Een grafische weergave kan gegeven worden wanneer de verhoudingen in functie wordt gezet met h/l_f of h/l_{ch1} (Figuur 4-20 en Figuur 4-21). Hierbij werd rekening gehouden met het bereik van de praktische waarden voor l_f of l_{ch1} .



Figuur 4-20: Verhouding 4pt-buigtreksterkte vs. zuivere treksterkte volgens Bazant



Figuur 4-21: Verhouding 3pt-buigtreksterkte vs. zuivere treksterkte volgens Carpinteri

4.4.1 Relatie Buigtreksterkte – Splijttreksterkte

Formules (4-12) of (4-16) en (4-30) uit de normen (MC90 en EC2) kunnen worden samengevoegd. Dit geeft de relatie tussen de (constant veronderstelde) splijttreksterkte en de buigtreksterkte waarin ook de hoogte van het prisma (in buiging) voorkomt:

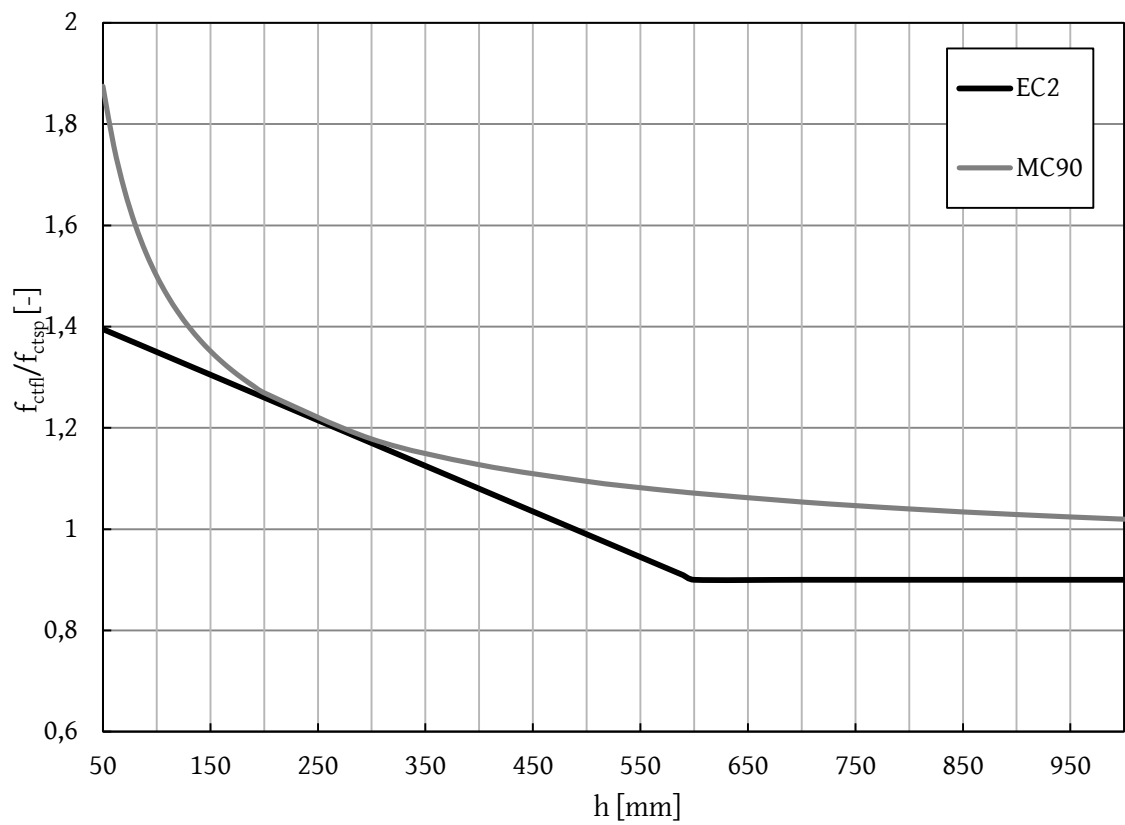
Volgens MC90 [24]:

$$\frac{f_{ctfl(4)}}{f_{ctsp}} = 0,9 \left(\frac{1,5(h_b/h_0)^{0,7}}{(1 + 1,5(h_b/h_0)^{0,7})} \right)^{-1} \quad (4-31)$$

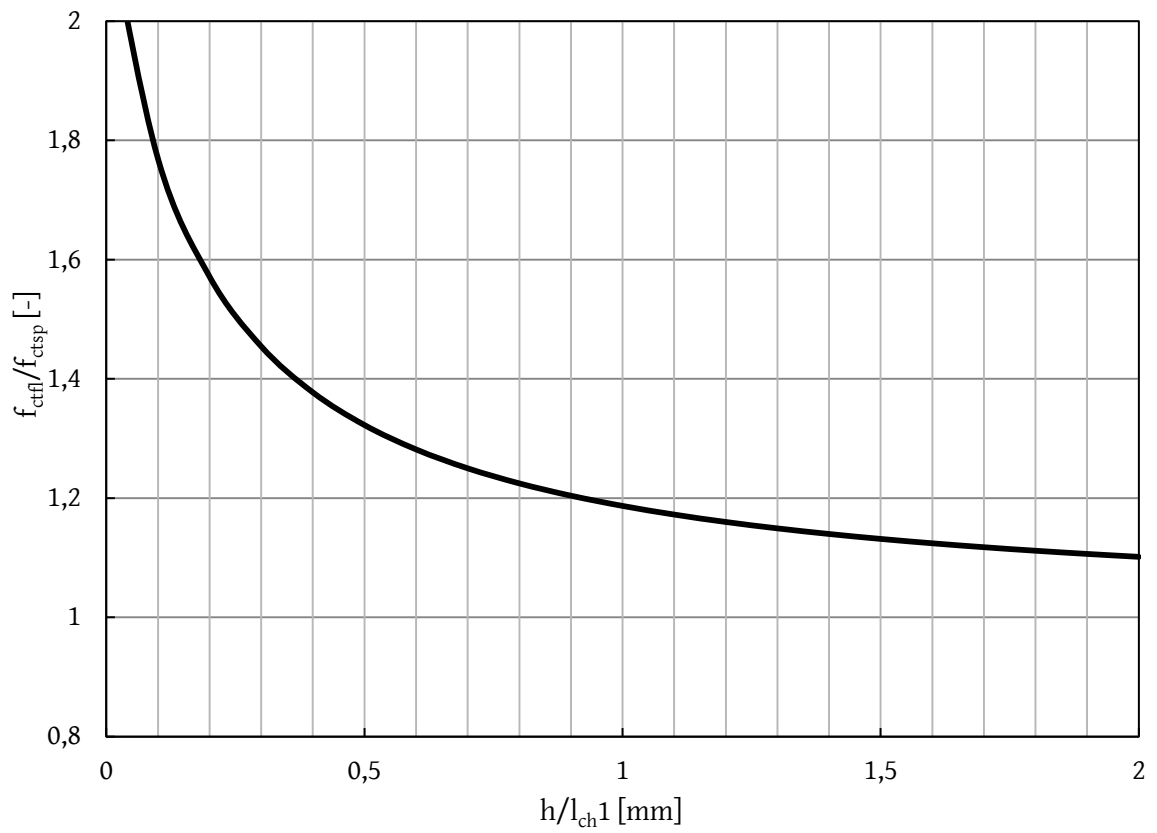
Volgens EC2 [31]:

$$\frac{f_{ctfl(4)}}{f_{ctsp}} = \max \left\{ \left(1,44 - \frac{h}{1111} \right); 0,9 \right\} \quad (4-32)$$

De twee genormeerde relaties worden weergegeven in Figuur 4-22.



Figuur 4-22: Relatie 4pt-buig- vs. splijttreksterkte (f_{ctsp}/f_{ctsp}) volgens EC2 en MC90



Figuur 4-23: Relatie buig- vs. splijttreksterkte volgens Rokugo et al.

Rokugo et al. [25] baseerden zich op het cohesive crack model en stelden volgende formule voor:

$$\frac{f_{ctfl(4)}}{f_{ctsp}} = 1 + \frac{1}{0,85 + 4,5(h/l_{ch1})} \quad (4-19)$$

Bovenstaande relatie is materiaalafhankelijk, want de karakteristieke materiaallengte moet gekend zijn. De verhouding wordt t.o.v. h/l_{ch1} weergegeven in Figuur 4-23.

In [30] wordt door Narrow ook nog gewezen op het feit dat de relatie buig- vs. splijttreksterkte niet wordt beïnvloed door de samenstelling van het beton of door de ouderdom tijdens beproeven.

Hoofdstuk 5

Relatie trek-/druksterkte

5.1 Traditioneel beton

De treksterkte van beton is laag vergeleken met de druksterkte. Volgens Neville [32] is de druksterkte theoretisch gezien gemiddeld acht keer groter dan de treksterkte.

Het is mogelijk om de treksterkte van beton op eenvoudige wijze te af te leiden uit de druksterkte. Hiervoor is het natuurlijk nodig om een specifieke en veilige relatie tussen beide grootheden te gebruiken. In verschillende onderzoeken werden relaties voorgesteld, en ook in de normen werden duidelijke formules opgenomen.

Deze relatie tussen de druk- en treksterkte van beton hangt af van verschillende factoren. De belangrijkste van deze factoren zijn [32]:

- De sterkteklasse: Hoe hoger de druksterkte, hoe lager de verhouding trek-/druksterkte. Er is dus geen sprake van een lineaire relatie.
- De proefmethode: zoals eerder besproken (deel 3.2 en 4.4), hangt de gevonden waarde voor de treksterkte af van de gebruikte proefmethode.
- De grootte en vorm van de proefstukken: dit werd aangegeven besproken in deel 4.2 en 4.3.
- De vochtigheidsgraad: De omgevingstoestand (vooral de vochtigheidsgraad) heeft een grote invloed op de treksterkte van beton. Zo is de buigtreksterkte sterk afhankelijk van krimp scheuren die optreden bij droging.

Een formule die de treksterkte relateert aan de druksterkte ziet er steeds uit als volgt:

$$f_t = a(f_c)^b \quad (5-1)$$

Hierbij zijn:

- f_t het type treksterkte
- f_c de druksterkte (meestal beproefd op cilinders 150x300)
- a, b parameters afhankelijk van de hierboven besproken factoren

In wat volgt wordt voor elk type treksterkte (zuivere, buig- en splijttreksterkte) de relatie met de cilinderdruksterkte onderzocht. Naast de genormeerde formules (uit MC90/EC2) worden ook eventuele formules teruggevonden in de literatuur opgesomd. Indien toepasselijk worden deze ook vergeleken met elkaar.

5.1.1 Zuivere treksterkte vs. cilinderdruksterkte

In MC90 [24] wordt volgende relatie voorgeschreven:

$$f_{ct} = 0,30(f_{ck})^{2/3} \quad (5-2)$$

Met hierin:

- f_{ct} gemiddelde zuivere treksterkte

- f_{ck} karakteristieke cilinderdruksterkte (5%) ($f_{ck} = f_{cm} - 8 \text{ N/mm}^2$)
- f_{cm} gemiddelde druksterkte (op cilinders 150x300)

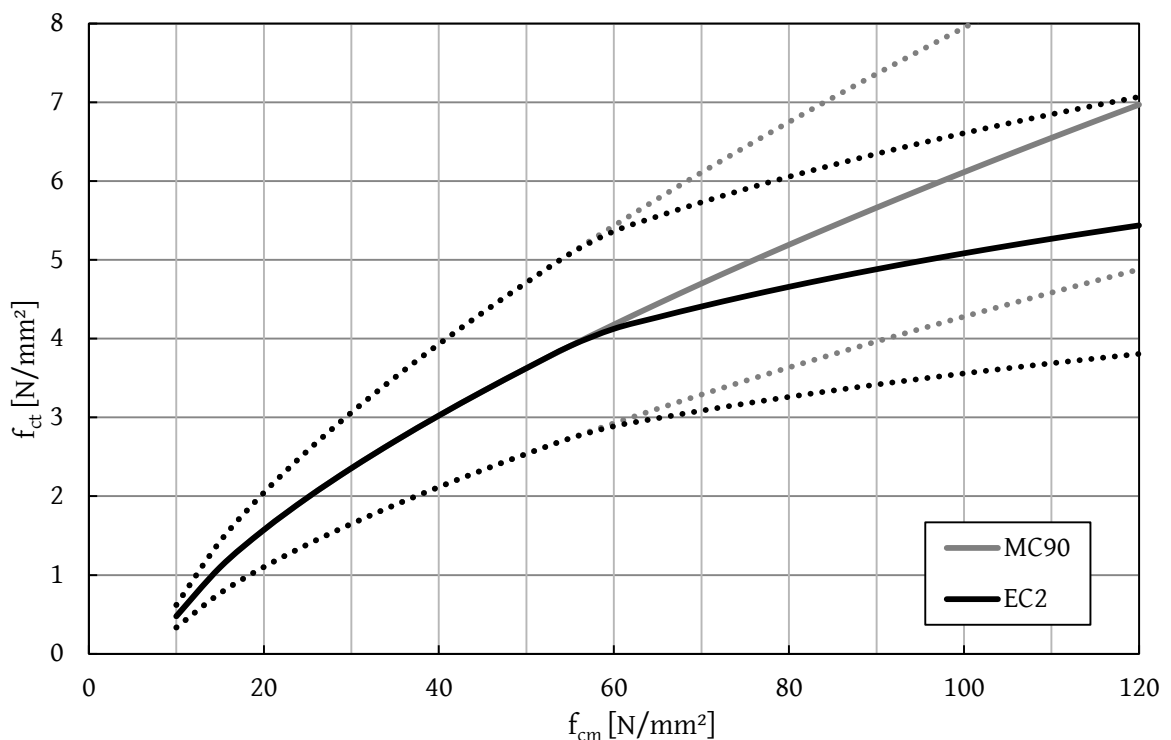
In Eurocode 2 [31] wordt bovenstaande formule aangepast voor sterkteklassen hoger dan C50/60:

$$\begin{aligned} f_{ct} &= 0,30(f_{ck})^{2/3} && \leq \text{C50/60} \\ f_{ct} &= 2,12 \ln\left(1 + \frac{f_{cm}}{10}\right) && \geq \text{C50/60} \end{aligned} \quad (5-3)$$

Bij het ontwerp wordt in beide normen rekening gehouden met volgend waardenbereik:

$$\begin{aligned} f_{ctk_{0,05}} &= 0,7f_{ct} && 5\text{-percentiel} \\ f_{ctk_{0,95}} &= 1,3f_{ct} && 95\text{-percentiel} \end{aligned} \quad (5-4)$$

Beide genormeerde relaties worden weergegeven in Figuur 5-1.



Figuur 5-1: Relatie zuivere treksterkte vs. cilinderdruksterkte volgens EC2/MC90

5.1.2 Splijttreksterkte vs. cilinderdruksterkte

M.b.v. formule (4-30) (uit MC90 en EC2) kunnen formules (5-2) en (5-3) worden omgevormd tot:

MC90:

$$f_{ctsp} = \frac{1}{0,9} 0,30(f_{ck})^{2/3} = 0,33(f_{ck})^{2/3} \quad (5-5)$$

EC2:

$$\begin{aligned} f_{ctsp} &= 0,33(f_{ck})^{2/3} && \leq \text{C50/60} \\ f_{ctsp} &= 2,36 \ln\left(1 + \frac{f_{cm}}{10}\right) && \geq \text{C50/60} \end{aligned} \quad (5-6)$$

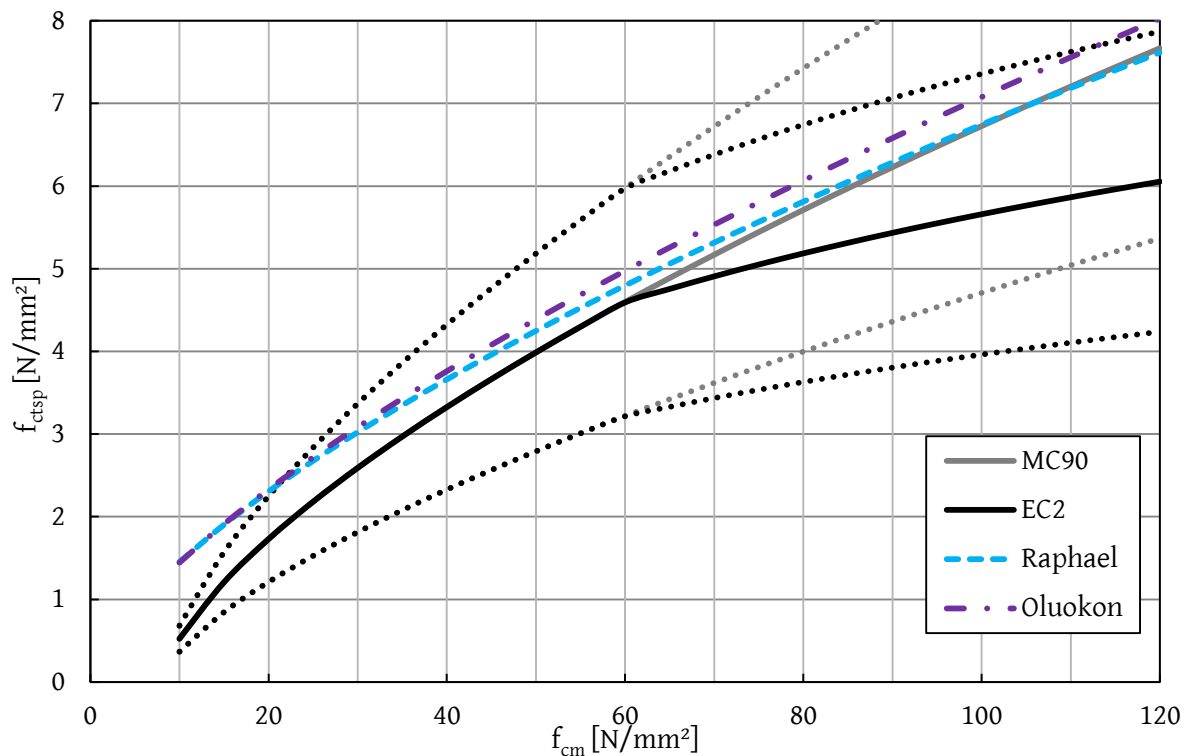
In 1984 deed Raphael [34] een onderzoek waarbij meer dan 12000 proefresultaten uit oudere studies werden geanalyseerd. De druksterkte van het beton varieerde van 1,4 tot 63 N/mm². Hij stelde formules voor die de splijttreksterkte relateert aan de cilinderdruksterkte (150x300):

$$f_{ctsp} = 0,313(f_{cm})^{2/3} \quad (5-7)$$

In 1991 werd door Oluokun [35] een evaluatie gedaan van de bestaande formules voor de relatie druk-/treksterkte. 566 proefresultaten uit onderzoeken over 20 jaar werden geanalyseerd (druksterkten tot 62 N/mm²) en volgende formule werd voorgesteld:

$$f_{ctsp} = 0,295(f_{cm})^{0,69} \quad (5-8)$$

Bovenstaande formules worden uitgezet in een grafiek:



Figuur 5-2: Relatie splijttreksterkte vs. cilinderdruksterkte

5.1.3 Buigtreksterkte vs. cilinderdruksterkte

De genormeerde relaties tussen zuivere treksterkte en cilinderdruksterkte kan worden omgezet naar de relaties tussen buigtreksterkte en cilinderdruksterkte m.b.v. formules (4-12) en (4-16). Voor de vierpuntsbuigproef op prisma's 150x150 geldt volgens MC90: $f_{ctfl(4)}/f_{ct} = 1,5$. Volgens EC2 geldt voor prisma's 150x150: $f_{ctfl(4)}/f_{ct} = 1,45$.

De relatie buigtreksterkte (prisma's 150x150) vs. cilinderdruksterkte (150x300) wordt:

MC90:

$$f_{ctfl(4),150} = 1,5 \cdot 0,3(f_{ck})^{2/3} = 0,45(f_{ck})^{2/3} \quad (5-9)$$

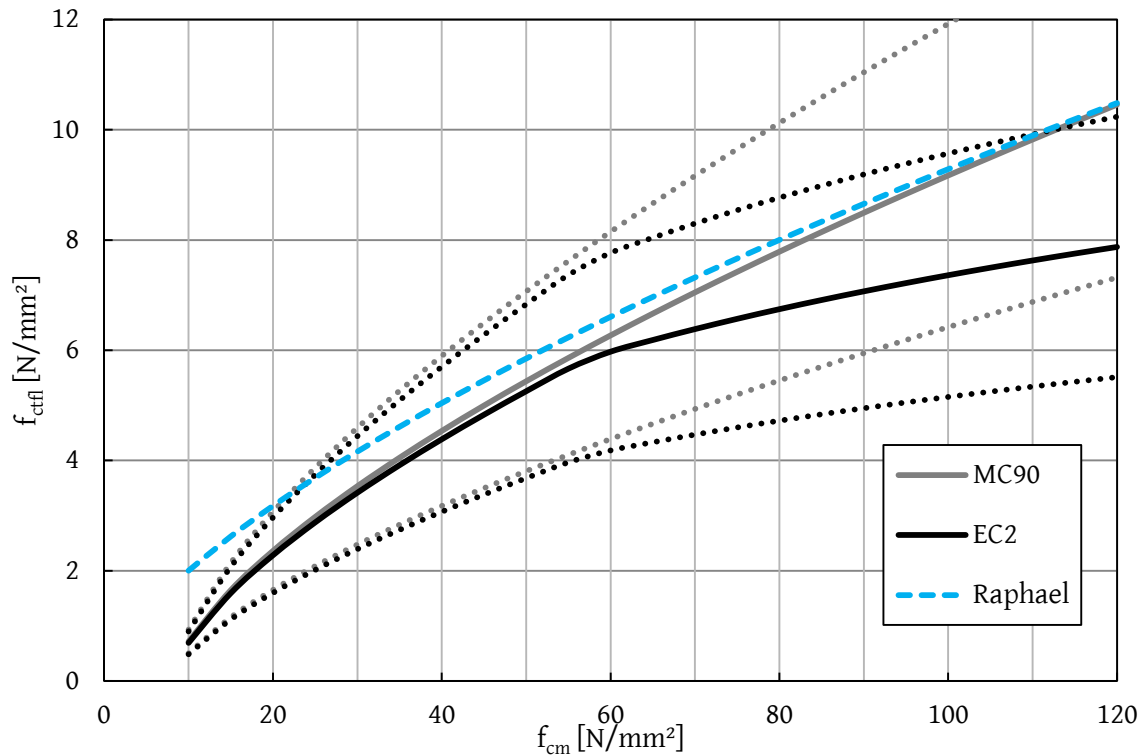
EC2:

$$\begin{aligned} f_{ctfl(4),150} &= 0,435(f_{ck})^{2/3} && \leq C50/60 \\ f_{ctfl(4),150} &= 3,07 \ln\left(1 + \frac{f_{cm}}{10}\right) && \geq C50/60 \end{aligned} \quad (5-10)$$

Raphael [34] stelde een formule voor die de buigtreksterkte (vierpuntsbuiging op prisma's 150x150) relateert aan de cilinderdruksterkte (150x300):

$$f_{ctfl(4),150} = 0,431(f_{cm})^{2/3} \quad (\approx \frac{4}{3}f_{ctsp} \text{ uit formule (5-8)}) \quad (5-11)$$

In een grafiek zien bovenstaande relaties er uit als volgt:



Figuur 5-3: Relatie 4pt-buigtreksterkte (prisma's 150x150) vs. cilinderdruksterkte

Op dezelfde wijze als voor formules (5-9) en (5-10) kunnen de genormeerde relaties voor de vierpuntsbuigproef op prisma's 100x100 worden berekend (MC90: $f_{ctfl(4)}/f_{ct} = 1,67$, EC2: $f_{ctfl(4)}/f_{ct} = 1,5$):

MC90:

$$f_{ctfl(4),100} = 0,50(f_{ck})^{2/3} \quad (5-12)$$

EC2:

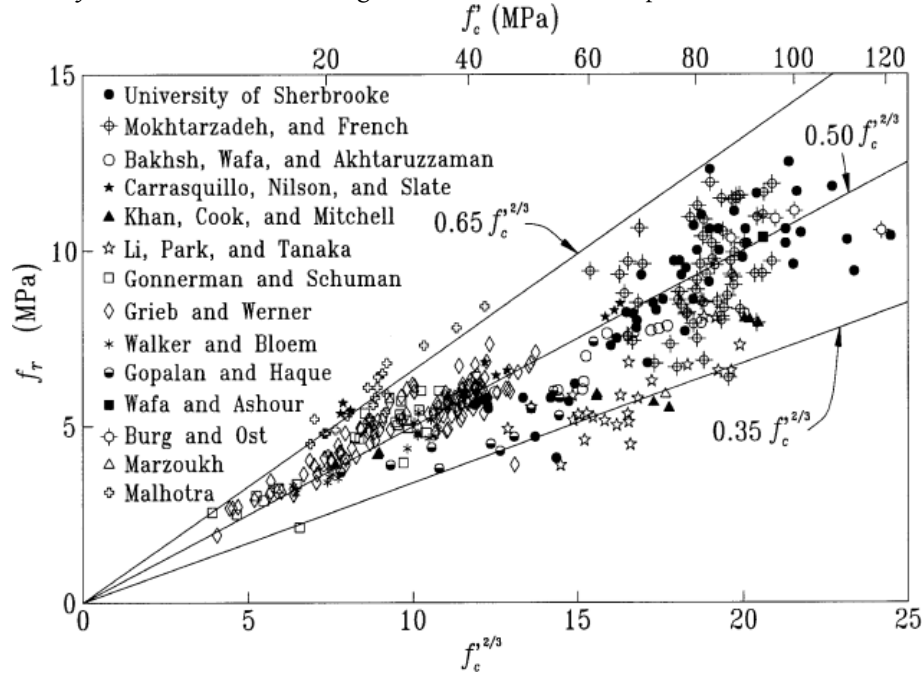
$$\begin{aligned} f_{ctfl(4),100} &= 0,45(f_{ck})^{2/3} && \leq C50/60 \\ f_{ctfl(4),100} &= 3,18 \ln\left(1 + \frac{f_{cm}}{10}\right) && \geq C50/60 \end{aligned} \quad (5-13)$$

Légeron et al. [5] voerden in 2000 een studie ter voorspelling van de buigtreksterkte (vierpuntsbuiging op prisma's 100x100) uit de druksterkte (op cilinders 150x300). Een statistische studie van 395 proefresultaten uit 22 onderzoeken werd uitgevoerd. De druksterkten van het beton varieerden van 7 tot 132 N/mm². Verschillende granulaten werden gebruikt (kalksteen, graniet, kwarts, ...). d_{max} varieerde van 10 tot 64

mm. Alle drukproeven werden omgezet naar $f_{c,c150}$ en alle buigproefresultaten werden omgezet naar $f_{ctfl(4),100}$. Uiteindelijk werden door Légeron et al. volgende formules voorgesteld:

$$\begin{aligned} f_{ctfl(4)0,05} &= 0,35(f_{ck})^{2/3} \\ f_{ctfl(4)gem} &= 0,50(f_{ck})^{2/3} \\ f_{ctfl(4)0,95} &= 0,65(f_{ck})^{2/3} \end{aligned} \quad (5-14)$$

In grafiekvorm blijken deze inderdaad zeer goed te correleren met de proefresultaten uit de literatuur:



Figuur 5-4: Relatie 4pt-buigtreksterkte (prisma's 100x100) en cilinderdruksterkte volgens F. Légeron et al. [4]

Opmerking

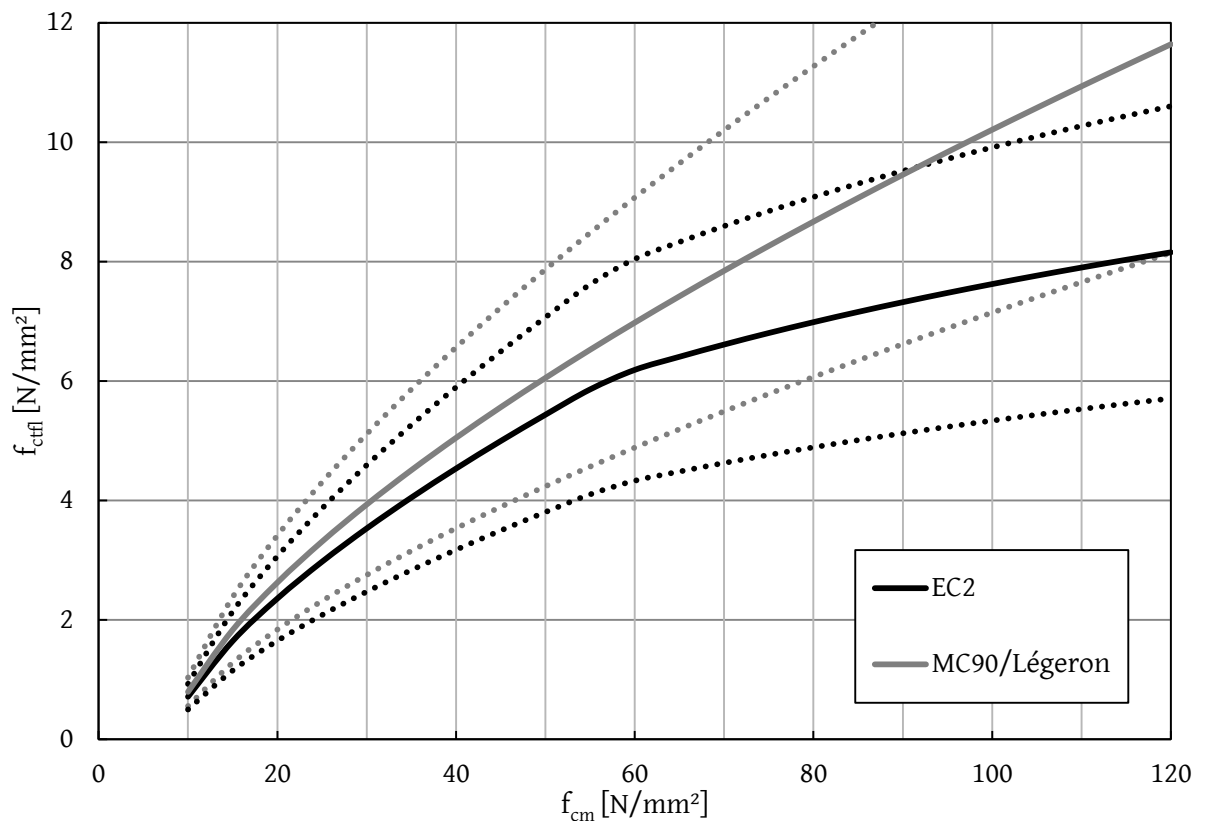
Wanneer de relaties uit MC90 worden omgezet naar de relaties vierpuntsbuigproef (prisma's 100x100) vs. cilinderdruksterkte (150x300) dan worden volgende formules verkregen:

MC90:

$$\begin{aligned} f_{ctfl(4)0,05} &= 0,7.1,67.0,3(f_{ck})^{2/3} = 0,35(f_{ck})^{2/3} \\ f_{ctfl(4)} &= 1,67.0,3(f_{ck})^{2/3} = 0,50(f_{ck})^{2/3} \\ f_{ctfl(4)0,95} &= 1,3.1,67.0,3(f_{ck})^{2/3} = 0,65(f_{ck})^{2/3} \end{aligned} \quad (5-15)$$

Na het toepassen van de omzettingfactor op de formules uit MC90, blijkt dat deze gelijk zijn aan de formules voorgesteld in [5] door Légeron et al.

Voor de volledigheid wordt ook de relatie buigtreksterkte (prisma's 100x100) met de cilinderdruksterkte (150x300) weergegeven in Figuur 5-5.

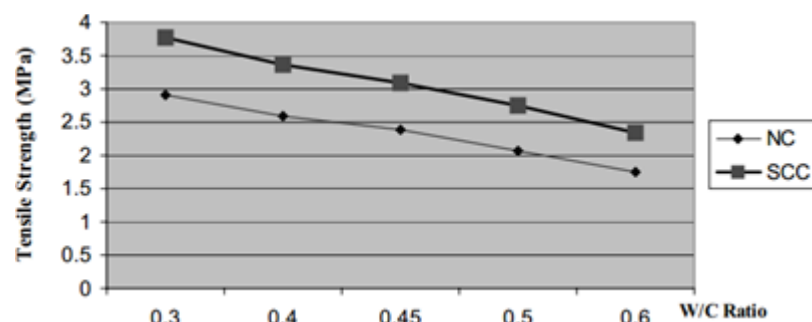


Figuur 5-5: Relatie 4pt-buigtreksterkte (prisma's 100x100) vs. cilinderdruksterkte volgens MC90/EC2 en Légeron

5.2 Vergelijking tussen traditioneel en zelfverdichtend beton

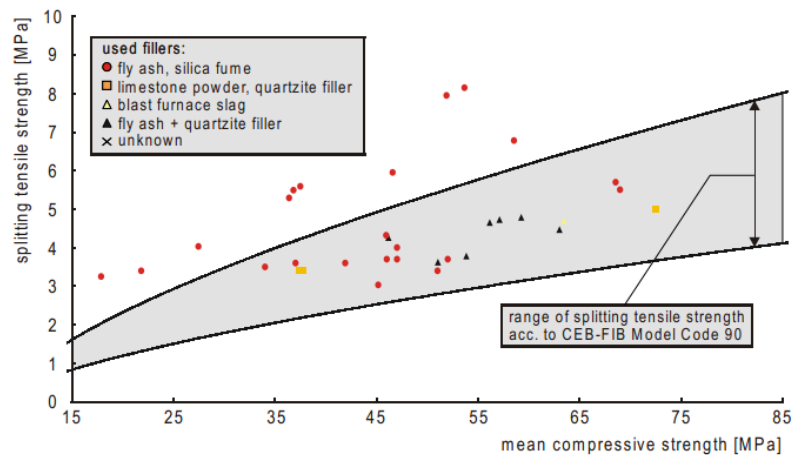
Er is weinig informatie beschikbaar over de treksterkte of de relatie trek-/druksterkte van zelfverdichtend beton. Het merendeel van de (schaarse) beschikbare informatie volgt uit slijtproeven uitgevoerd op cilinders. Deze werden dan ook vaak vergeleken met de druksterkte van het beton.

Druta (2003) [36] voerde verschillende slijtproeven uit op proefstukken van zowel ZVB als TB op een ouderdom van 28 dagen. Ook de invloed van de W/C-factor op de treksterkte werd nader onderzocht. Uit de proeven bleek dat de treksterkte van het ZVB ongeveer 30% hoger ligt dan de treksterkte voor TB (Figuur 5-6). De W/C-factor van de betonsamenstelling heeft voor ZVB dezelfde invloed als voor TB: een hogere W/C-factor resulteert in een lagere treksterkte.



Figuur 5-6: W/C-ratio t.o.v. gemiddelde slijtstrekksterkte (TB en ZVB) [36]

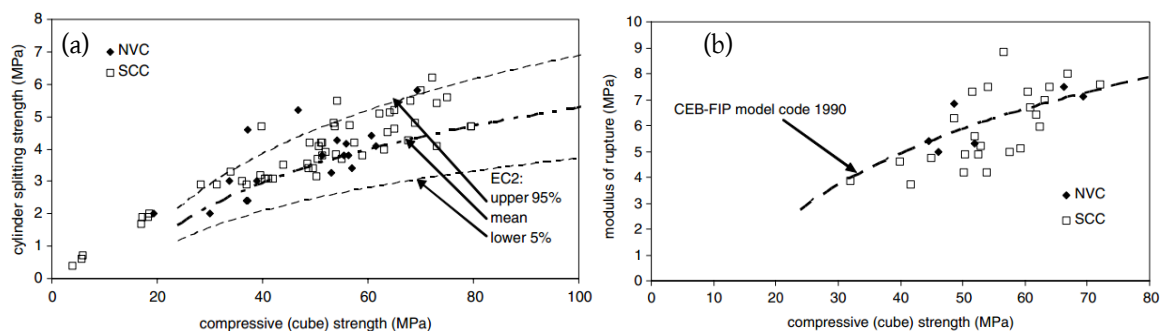
Holschemacher (2004) [37] onderzocht een databank van gegevens over ZVB en vulde deze aan met gegevens uit eigen proeven. De resultaten van splijtproeven op ZVB met verschillende vulstoffen werden uiteengezet in onderstaande grafiek (Figuur 5-7).



Figuur 5-7: Druksterkte t.o.v. splijttreksterkte ZVB met verschillende vulstoffen [37]

Hieruit bleek dat veel van de resultaten binnen de geldige spreiding volgens MC90 vallen, maar ook dat in 30% van de gevallen de verkregen splijttreksterkte hoger uitvalt. Vooral wanneer de vulstoffen vliegas of silica fume werden gebruikt, werd een grotere treksterkte voor het ZVB gevonden. De reden hiervoor zou kunnen liggen bij de betere microstructuur en de lagere en meer gelijk verdeelde poreusheid. Ook de dichtere matrix van het ZVB laat een betere krachtsoverdracht toe [37].

Domone (2007) [38] analyseerde gegevens uit meer dan 70 studies over de (verharde) eigenschappen van zelfverdichtend beton. Deze werden vergeleken met dezelfde eigenschappen van traditioneel beton. Voor de treksterkte werden de resultaten van onrechtstreekse trekproeven gerelateerd aan de druksterkte.



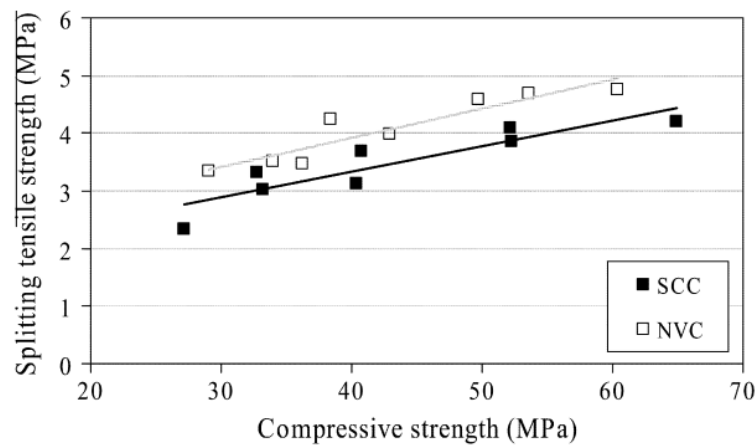
Figuur 5-8: Druksterkte t.o.v. (a) splijttreksterkte en (b) buigtreksterkte (TB en ZVB) [38]

Figuur 5-8a geeft de resultaten van de splijtproof op cilinders uit ZVB en TB. De meeste resultaten liggen binnen de grenzen van het algemene model volgens EC2. Wel blijkt dat de resultaten voor ZVB vooral in de bovenste helft van de spreiding liggen. Voor de buigproef wordt voor het ZVB wel een grotere spreiding vastgesteld dan de spreiding voor TB, maar het gemiddelde blijft in de buurt van de relatie volgens MC90 (Figuur 5-8b). Hieruit werd geconcludeerd dat de treksterkte van ZVB gelijkaardig of hoger uitvalt dan de treksterkte van TB.

In een meer recent onderzoek constateerden Parra et al. (2010) [39] dat in quasi alle uitgebrachte onderzoeksverslagen (zoals deze hierboven) steeds een ZVB werd gebruikt met een hoog gehalte aan cement (meer dan 400 kg/m³). Ook zijn er meestal actieve toevoegstoffen gebruikt (zoals vliegas of hoogovenslakken) die de sterkte-eigenschappen van het beton verbeteren, terwijl deze niet werden

toegevoegd aan het TB waarmee vergeleken wordt. Daartegenover werd voor een ZVB waar enkel kalksteenpoeder werd gebruikt een lagere treksterkte dan voor TB geconstateerd.

Parra et al. onderzochten daarom de treksterkte van ZVB met een lager cementgehalte (minder dan 400 kg/m³) waaraan enkel kalksteenpoeder werd toegevoegd als vulmiddel. Spleetproeven op cilinders (150 x 300 mm) van 28 dagen ouderdom werden uitgevoerd en de grafiek uit Figuur 5-9 werd verkregen.



Figuur 5-9: Druksterkte t.o.v. spleettreksterkte [39]

Uit de resultaten werd vervolgens afgeleid dat de treksterkte van ZVB na 28 dagen ouderdom gemiddeld 15,5 % lager uitvalt dan de treksterkte van TB. Een verbetering op de huidige modellen ter voorspelling van de treksterkte (MC90 en EC2) werd voorgesteld. Volgende formule is geldig voor ZVB met een hoog gehalte aan niet-actieve toevoegsels (zoals kalksteenpoeder):

$$f_{ctsp} = 0,28 f_{cm}^{2/3} \quad (5-16)$$

Hoofdstuk 6

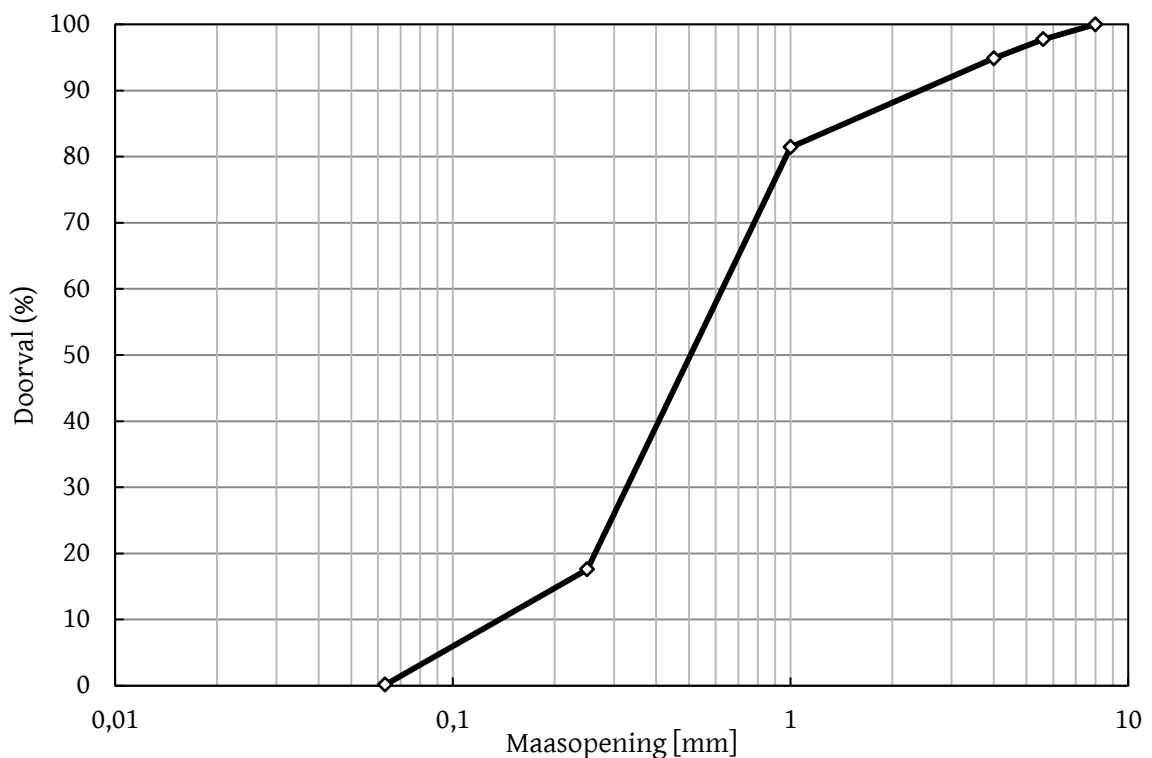
Experimenteel programma

6.1 Samenstelling van het beton

6.1.1 Bestanddelen

6.1.1.1 Fijne en grove granulaten

Als fijn granulaat werd rijnzand 0/5 genomen met een massadichtheid van 2625 kg/m^3 . De grove granulaten zijn grind 2/8 en grind 8/16 met elk een massadichtheid van 2620 kg/m^3 . De zeefkromme van het fijne granulaat wordt weergegeven in Figuur 6-1, deze van de grove granulaten worden weergegeven in Figuur 6-2.



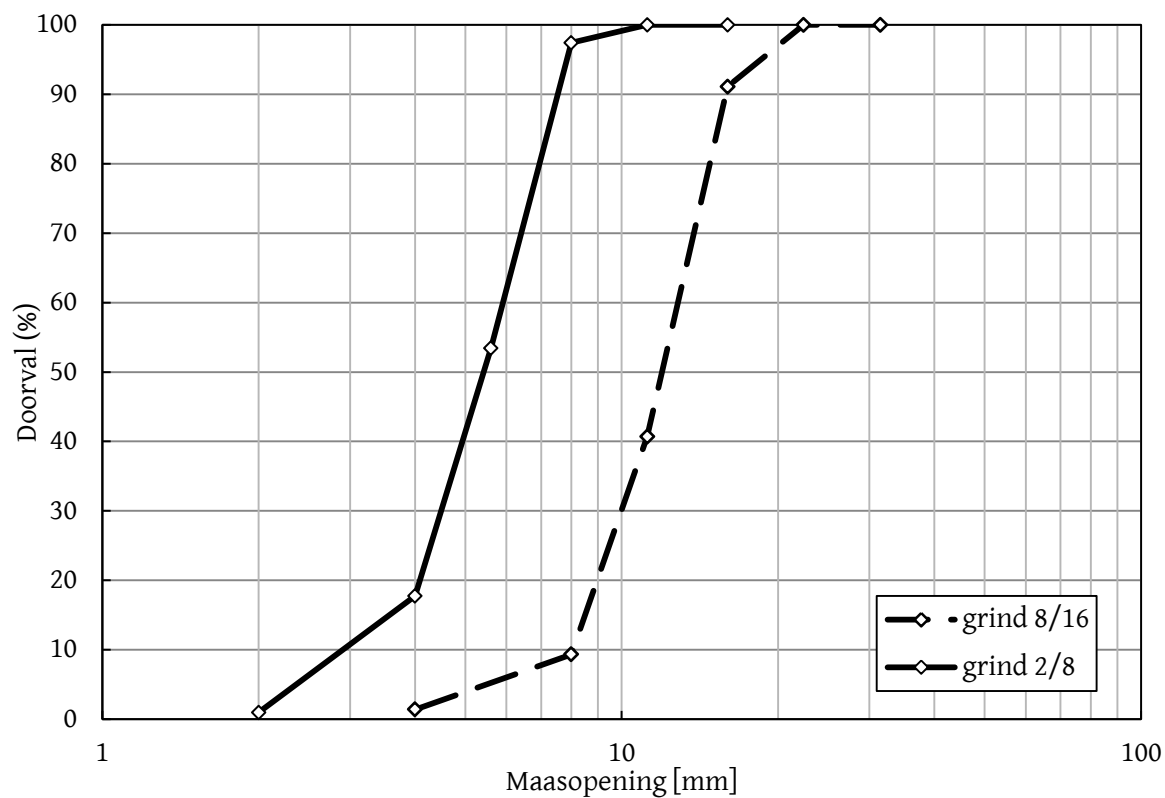
Figuur 6-1: Zeefkromme fijn granulaat: rijnzand 0/5

6.1.1.2 Cement

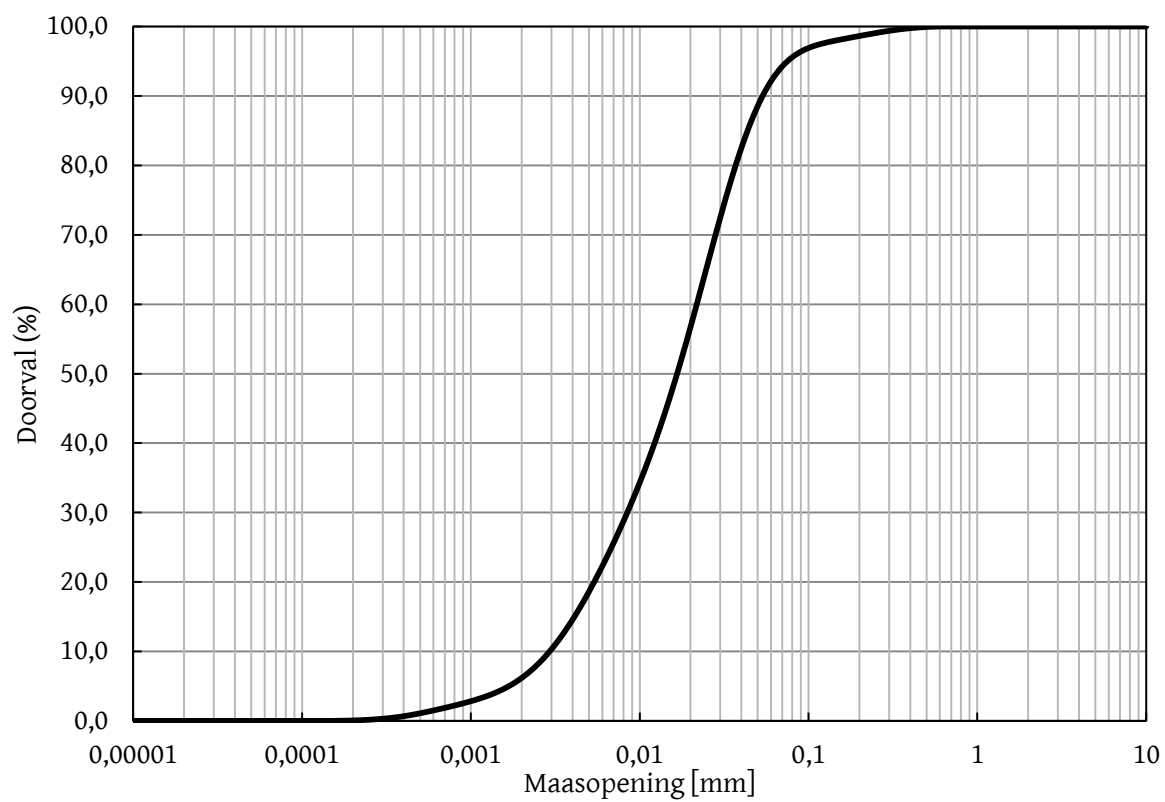
Het cement dat gebruikt werd voor de betonsamenstelling is van het Europese type: CEM I 52,5 N. Dit cement heeft een dichtheid van 3120 kg/m^3 . De zeefkromme van dit materiaal worden gegeven in Figuur 6-3.

6.1.1.3 Hulpstoffen

Als hulpstof werd superplastificeerder (SP) toegevoegd aan het zelfverdichtend beton. Het gebruikte type is Glenium 51, een polycarboxylaat ether superplastificeerder (concentratie 35 %).



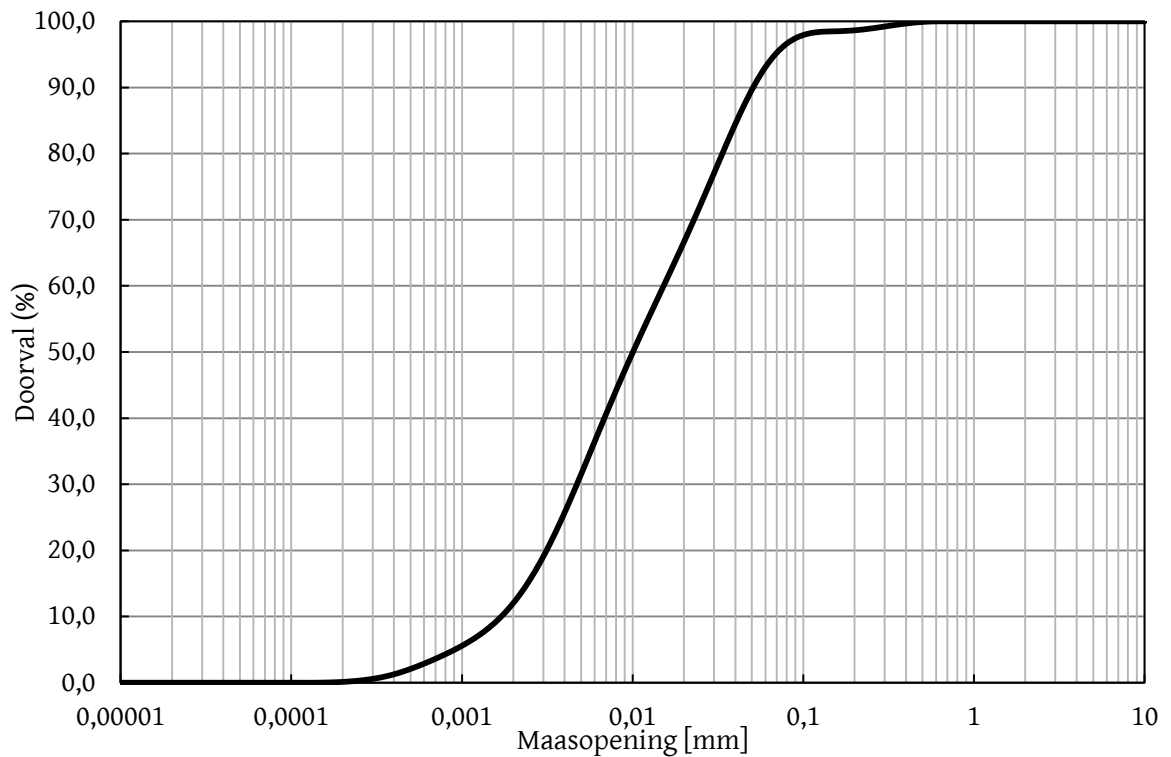
Figuur 6-2: Zeefkrommen grove granulaten: grind 8/16 en grind 2/8



Figuur 6-3: Zeefkromme cement: CEM I 52,5 N

6.1.1.4 Toevoegsels

Het toevoegsel gebruikt in de betonmengelingen is kalksteenpoeder. Dit inert materiaal is een type I toevoegsel met een massadichtheid van 2625 kg/m^3 . De zeefkromme wordt weergegeven in Figuur 6-4.



Figuur 6-4: Zeefkromme kalksteenpoeder

6.1.2 Beton

6.1.2.1 Mengprocedure en betonneren

De betonmixer van Laboratorium Magnel (Figuur 6-5 links) heeft een maximum capaciteit van 200 l. De granulaten (zand en grind) werden eerst voldoende gedroogd door ze op de grond uit te spreiden (Figuur 6-5 rechts) en daarna gewogen.



Figuur 6-5: Betonmixer in Laboratorium Magnel (links) en droging van het zand (rechts)

Om een eventuele invloed van de mengprocedure op de eigenschappen van het beton te vermijden werd deze op voorhand vastgelegd (Tabel 6-1).

Tabel 6-1: Vastgelegde mengprocedure

Stap	Bestanddeel	Mengtijd
1	Droge bestanddelen	1 min
2	+ Water	30 s
3	+ Superplastificeerder	1,5 min

De optimale hoeveelheid SP werd voor elke betonmengeling bepaald door kleine hoeveelheden toe te voegen tot de gewenste verse betoneigenschappen werden bereikt (slump flow van 700 à 775 mm, zeefstabiliteit klasse SR2, L-Box (passing ability) klasse PA2). Na elke extra toevoeging werd de betonmengeling nog 2 min gemengd. Gemiddeld werd er op deze manier twee keer extra gemengd.

Onmiddellijk na het mengen werden de eigenschappen van het verse beton opgemeten (zie deel 6.1.2.3). Daarna werd het beton in bekistingen (Figuur 6-6) gegoten met schep en emmer.



Figuur 6-6: Enkele van de bekistingen (uit kunststof, hout en staal)

6.1.2.2 Samenstellingen

De gecreëerde betonsamenstellingen zijn allen gebaseerd op een referentiesamenstelling. Deze draagt de naam “SCC-2” en wordt in het Laboratorium Magnel voor onderzoek betreffende zelfverdichtend beton gebruikt.

In totaal werden vier betonsamenstellingen gemaakt. De samenstelling van elke mengeling (per m^3) wordt weergegeven in Tabel 6-2. Ook zijn de W/C-factor, het aandeel aan poeder ($P = \text{cement} + \text{vulstof}$) en de C/P-factor (cement/poeder) gegeven. De samenstellingen van de betonmengelingen werden elk gecorrigeerd tot 1 m^3 door het toevoegen van zand en grind in constante verhoudingen.

‘SCC-R’ (de referentiesamenstelling) is identiek aan de samenstelling SCC-2 van het Laboratorium Magnel. Deze mengeling heeft een W/C-factor van 0,55, 600 kg/m^3 poeder en een C/P-factor van 0,50.

Met de betonmengeling ‘SCC-W/C’ kan de invloed van de W/C-factor op de sterkte-eigenschappen van het zelfverdichtend beton worden onderzocht. Het aandeel water werd verlaagd (van 165 kg/m^3 naar 135 kg/m^3) zodat er een W/C-factor van 0,45 werd verkregen. De C/P-factor en het aandeel poeder werden verder constant gehouden.

Met mengeling ‘SCC-P’ wordt de invloed van het aandeel aan poeder in de mengeling onderzocht. Het aandeel aan cement en het aandeel aan kalksteenpoeder werden verlaagd (van 300 naar 260 kg/m^3). Op deze manier bleef de C/P-factor onveranderd. Om de W/C-factor constant te houden werd het aandeel water verlaagd (van 165 naar 135 kg/m^3).

Tabel 6-2: Betonsamenstellingen (waarden in kg/m³)

	SCC-R	SCC-W/C	SCC-P	SCC-C/P
CEM I 52,5 N	300	300	260	360
Zand 0/5 mm	871	915	943	828
Grind 2/8 mm	268	282	290	255
Grind 8/16 mm	442	464	479	420
Kalsteenmeel P2	300	300	260	240
Water	165	135	143	198
SP (Glenium 51) [l/m ³]	3,05	6,95	3,90	2,08
W/C	0,55	0,45	0,55	0,55
P	600	600	520	600
C/P	0,50	0,50	0,50	0,60

Tenslotte wordt met de mengeling 'SCC-C/P' de invloed van de C/P-factor nader bekeken. Het aandeel aan cement werd verhoogd (van 300 naar 360 kg/m³) en het aandeel aan vulstof werd verlaagd (van 300 naar 240 kg/m³). Op deze manier bedroeg de C/P-factor 0,60. De W/C-factor en het aandeel aan poeder werden constant gehouden.

Voor de volledigheid worden in Bijlage A de samenstellingen ook per mengeling (± 180 l) weergegeven.

6.1.2.3 Eigenschappen van het verse beton

De eigenschappen van het verse beton, zoals beschreven in deel 2.3, werden onmiddellijk na het mengen gemeten. Alle proeven gebeurden volgens de Europese norm [3]. De resultaten zijn weergegeven in Tabel 6-3:

Tabel 6-3: Eigenschappen verse beton

		SCC-R	SCC-W/C	SCC-P	SCC-C/P
Slump-flow	[mm]	740	720	720	770
V-funnel	[s]	11,46	23,99	28,90	4,20
L-box	[-]	0,86	1,05*	0,78	0,87
Zeefstabiliteit	[%]	1,04	4,24	0,63	16,86
Massadichtheid	[kg/m ³]	2375	2444	2388	2356
Luchtgehalte	[%]	2,2	1,8	3,0	1,9

* Deze waarde is normaal niet hoger dan 1,00. De norm [3] adviseert in dit geval een nieuwe meting, maar helaas werd de afwijking te laat geconstateerd

Voor de toepasselijke proeven zijn de klassen gespecificeerd in Tabel 6-4. De meeste mengelingen voldoen aan alle kwaliteitsvoorwaarden. Enkel bij mengeling SCC-P werd een afwijking geconstateerd. Hierbij werd vermoedelijk iets te weinig SP toegevoegd wat resulteerde in een mindere vloeibaarheid. Dit zal de reden zijn voor een L-box percentage van 0,78, wat net buiten de klasse PA2 (minimaal 0,80) valt. Ook de V-funnel tijd (28,9 s) viel net buiten de V-Funnel klasse VF2 (maximaal 25 s). Omwille van de kleine verschillen werd aangenomen dat ook de mengeling SCC-P van voldoende kwaliteit was.

Tabel 6-4: Proefklassen, volgens [3]

	SCC-R	SCC-W/C	SCC-P	SCC-C/P
Slump-flow	SF2	SF2	SF2	SF3
V-funnel	VF2	VF2	-	VF1
L-box	PA2	PA2	-	PA2
Zeefstabiliteit	SR2	SR2	SR2	SR1

6.2 Proeven

6.2.1 Proefprogramma

Het proefprogramma wordt weergegeven in Tabel 6-5. Dit proefprogramma werd voor elke mengeling uitgevoerd. Bij het samenstellen van dit programma moest rekening gehouden worden met de maximale grootte en opstellingsmogelijkheden van de beschikbare machines in Laboratorium Magnel. In totaal werden er 216 proeven uitgevoerd.

Tabel 6-5: Proefprogramma voor elke mengeling (4x)

Proef		Proefstukken (afm. in mm)
Rechtstreekse trek	f_{ct}	6 cilinderkernen Ø50 (uit kubus met zijde 150)
		6 cilinderkernen Ø80 (uit kubussen met zijde 100)
Buigproef (driepuntsbuiging)	f_{ctfl}	6 prisma's 150 x 150 x 600
		4 prisma's 100 x 100 x 500
Splijtproef	f_{ctsp}	6 cilinders 100 x 200
		12 prisma's 150 x 150
		8 prisma's 100 x 100
Drukproef	f_c	6 cilinders 150 x 300

Met dit proefprogramma is het mogelijk om verschillende van de in de literatuurstudie (Hoofdstuk 4 en Hoofdstuk 5) beschreven fenomenen te onderzoeken. Meer specifiek worden volgende effecten of relaties onderzocht:

- Size Effect Rechtstreekse trekproef (cilinderkernen Ø50, Ø80)
 Buigproef (prisma's 100x100, 150x150)
 Splijtproef (prisma's 100x100, 150x150)
- Shape Effect Splijtproef (cilinders 100x200 vs. prisma's 100x100, 150x150)
- Invloed proefmethode Rechtstreekse Trekproef
 Buigproef
 Splijtproef
- Relatie druk-/treksterkte Drukproef (cilinders 150 x 300)
 Alle trekproeven

In de literatuur (deel 4.2.3.3) werd enkel informatie gevonden over rechtstreekse trekproeven op grotere cilinders (vanaf 100x200). Helaas zijn de grootste trekschijven in Laboratorium Magnel van kleiner formaat, nl. met een diameter 80 mm. Een vergelijking met de literatuur zal dus niet mogelijk zijn. Er werd gekozen voor cilinderkernen met diameters 50 en 80 mm, dit zijn diameters die frequent worden aangewend indien er in-situ rechtstreekse trekproeven worden uitgevoerd.

6.2.2 Bewaring en voorbereiding van de proefstukken

Alle proefstukken werden bewaard in een klimaatkamer met temperatuur 20 °C en een relatieve vochtigheidsgraad van meer dan 95 %. Op een ouderdom van 24 u werden de proefstukken ontkist en opnieuw in de klimaatkamer gelegd (Figuur 6-7).



Figuur 6-7: Enkele van de proefstukken in de klimaatkamer

6.2.2.1 Rechtstreekse trekproef

De cilinderkernen voor de rechtstreekse trekproef werden een week voor de beproevingen (ouderdom: 21 dagen) geboord uit kubussen. De 6 cilinderkernen Ø80 mm werden geboord uit 6 kubussen met zijde 100 mm, de 6 cilinderkernen Ø50 mm uit 1 kubus met zijde 150 mm. Nadien werden deze verzaagd tot op de gewenste hoogte (slankheid 1) en werden het boven- en het ondervlak vereffend.

Twee dagen voor beproeving (ouderdom: 26 dagen) werden de cilinderkernen uit de klimaatkast gehaald en werden twee stalen trekschijven aan de boven- en onderkant bevestigd d.m.v. van een epoxylaag. Dit bevestigingsproces nam meer dan één dag in beslag. (bevestiging 1^e trekschijf → 5 u harden → bevestiging 2^e trekschijf → 24 u harden). Gedurende de hardingstijd werden de proefstukken niet in de klimaatkamer bewaard.

6.2.2.2 Buigproef

Voor de buigproef is geen specifieke voorbereiding nodig. De prisma's werden tot op het laatste moment bewaard in de klimaatkast.

6.2.2.3 Spleetproef

De cilinders voor de spleetproef werden tot op het laatste moment bewaard in de klimaatkast. De prisma's voor de spleetproef zijn de twee reststukken van de prisma's gebruikt voor de buigproef. Ook voor de spleetproef is geen voorbereiding nodig.

6.2.2.4 Drukproef

Voor de drukproef werden het boven- en ondervlak van de cilinders ge-effend. Dit gebeurde een week voor de proeven. Verder werden de proefstukken tot net voor de beproeving bewaard in de klimaatkast.

6.2.3 Uitvoering

Alle proeven werden uitgevoerd op een ouderdom van 28 dagen.

6.2.3.1 Rechtstreekse trekproef

Na het opmeten van de proefstukdiameters werden de rechtstreekse trekproeven uitgevoerd m.b.v. een universele proefmachine met maximumcapaciteit 50 kN (Figuur 6-8). Deze machine werd manueel bestuurd.



Figuur 6-8: Universele proefmachine Laboratorium Magnel

De belastingssnelheid R moet volgens de norm (zie deel 3.2.1) zodanig zijn dat de spannings-aangroei $s = 0,1 \pm 0,05 \text{ N/mm}^2/\text{s}$ bedraagt. Voor de cilinderkernen met diameter 80 mm is de belastingssnelheid $R = s \cdot A = 0,1(80/2)^2\pi = 502,65 \text{ N/s}$. Analooft bedraagt voor de cilinderkernen met diameter 50 mm, $R = 196,34 \text{ N/s}$. Deze belastingssnelheden werden in de mate van het mogelijke gerespecteerd (manuele besturing).

De breuk kwam voor de meeste proefstukken voor in het beton. Enkel voor SCC-W/C waren de proeven afwijkend. Voor deze mengeling kwam de breuk bij alle cilinderkernen $\varnothing 50 \text{ mm}$ en de helft (drie van de zes) van de cilinderkernen $\varnothing 80 \text{ mm}$ voor in de hechtingslaag tussen het epoxy en het beton. De reden hiervoor is niet gekend, waarschijnlijk waren de cilinderkernen onvoldoende ontstoft tijdens het aanbrengen van de epoxylaag (hoewel deze wel afgeborsteld werden voor het aanbrengen). Voor deze 9 proefstukken werd een nieuwe trekschijf aangebracht en werden nieuwe trekproeven uitgevoerd op een ouderdom van 31 dagen. Deze laatste trekproeven waren wel succesvol.

6.2.3.2 Buigproef

De breedte en hoogte van de prismatische proefstukken werden gemeten. Daarna werden de buigproeven uitgevoerd met een buigproefmachine met maximumcapaciteit 1 ton (Figuur 6-9). Deze machine werd manueel bestuurd.

De overspanningen voor de buigproeven waren 500 mm voor de prisma's 150x150x600 en 400 mm voor de prisma's 100x100x500. De spanningstoename s moet volgens de norm [9] constant zijn en tussen $0,04 \text{ N/mm}^2/\text{s}$ en $0,06 \text{ N/mm}^2/\text{s}$ liggen. De formule voor de belastingssnelheid is:

$$R = \frac{s \cdot d^3}{L}$$

Prisma's 100x100:	$R = 133 \text{ à } 200 \text{ N/s}$
Prisma's 150x150:	$R = 300 \text{ à } 450 \text{ N/s}$

Ook hier werden de belastingssnelheden in de mate van het mogelijke gerespecteerd (manuele besturing).



Figuur 6-9: Buigproefmachine Laboratorium Magnel

De breuk bij maximale belasting kwam voor alle proefstukken voor in het opgelegde centrale breukvlak. Verder werden ook geen afwijkingen genoteerd.

Opmerking

Tijdens het opmeten werd opgemerkt dat er (enkel) voor de reeks SCC-W/C twee verkeerde bekistingen werden gebruikt. In plaats van vier prisma's met afmetingen 100x100x500 mm, werden er twee met afm. 100x100x500 en twee met afm. 120x120x500 mm gestort. De buigoverspanning voor deze laatste werd ook op 400 mm genomen. Gevolgen zijn:

- Voordeel: dit zorgt voor een extra controlepunt bij het onderzoeken van het size effect.
- Nadeel: de spreiding op de proefresultaten van deze prisma's zal sterk vergroten.

6.2.3.3 Splijtproef

Bij de cilinders werd het splijtvlak aangeduid door een potloodlijn. Diameter en hoogte van het opgelegde breukvlak werden gemeten. Voor de prisma's werden de breedte en hoogte gemeten. De splijtproeven werden uitgevoerd door een (kleine) drukpers met maximumcapaciteit 1000 kN die manueel bestuurd werd (Figuur 6-10). Voor alle proefstukken bedroeg de relatieve breedte van de houten draagstrips $\beta = 0,16$ ($b = 16 \text{ mm}$ voor cilinders 100x200 en prisma's 100x100 en $b = 25 \text{ mm}$ voor prisma's 150x150).



Figuur 6-10: Drukpers Laboratorium Magnel

De spanningstoename s moet volgens de norm [8] tussen 0,04 en 0,06 N/mm²/s liggen. De belastingssnelheid kan berekend worden met onderstaande formule:

$$R = \frac{s \cdot \pi \cdot L \cdot d}{2}$$

Cilinders 100x200:	$R = 1,26 \text{ à } 1,88 \text{ kN/s}$
Prisma's 100x100:	$R = 0,63 \text{ à } 0,94 \text{ kN/s}$
Prisma's 150x150:	$R = 1,41 \text{ à } 2,12 \text{ kN/s}$

Deze belastingssnelheden werden in de mate van het mogelijke gerespecteerd (manuele besturing). Er werden geen afwijkingen vastgesteld bij de splijtproeven.

Opmerking

Idem als bij de buigproef. De houten draagstrips voor de vier prisma's 120x120 (2x2) werden ook 16 mm breed genomen ($\beta = 0,13$).

6.2.3.4 Drukproef

De cilinders voor de drukproef werden opgemeten en daarna beproefd met een servo-gestuurde drukpers met maximum capaciteit 6000 kN (Figuur 6-11). Deze drukpers werd bestuurd via de computer.



Figuur 6-11: Drukpers Laboratorium Magnel

De drukproeven verliepen zonder problemen of afwijkingen. Opvallend was wel de explosieve breuk bij de betonmengeling met lagere W/C-factor, SCC-W/C (Figuur 6-12).



Figuur 6-12: Drukproef op cilinder: explosieve breuk bij betonmengeling SCC-W/C

6.3 Proefresultaten

6.3.1 Overzicht

De proefresultaten per proefstuk worden gegeven in Bijlage B. De gemiddelden van deze proefresultaten worden weergegeven in Tabel 6-6 en Tabel 6-7. Voor elk type proef is de gemiddelde sterkte, de standaarddeviatie en de grootte van (de helft van) het 95%-betrouwbaarheidsinterval gegeven. Alle waarden staan in N/mm². Ook is voor elk proefstuk de diameter of zijde d (in mm) en de oppervlakte A (in cm²) van het breukvlak gegeven.

Tabel 6-6: Proefresultaten mengelingen SCC-R en SCC-W/C

			SCC-R			SCC-W/C		
	d (mm)	A (cm²)	gem.	st.dev	95%	gem.	st.dev	95%
Splijtproef								
Cilinder 100 x 200	100	200	5,36	0,31	0,24	6,50	0,32	0,26
Prisma 150 x 150	150	225	4,47	0,27	0,16	6,11	0,84	0,47
Prisma 120 x 120	120	144	-	-	-	6,40	1,03	1,01
Prisma 100 x 100	100	100	5,36	0,58	0,40	6,89	0,79	0,77
3pt-Buigproef								
Prisma 150 x 150	150	225	7,27	0,21	0,16	8,31	0,71	0,57
Prisma 120 x 120	120	144	-	-	-	8,37	1,03	1,43
Prisma 100 x 100	100	100	6,67	1,14	1,12	9,71	0,53	0,73
Rechtstreekse trekproef								
Cilinderkern d80	80	50,27	4,22	0,30	0,24	4,89	0,33	0,27
Cilinderkern d50	50	19,63	4,61	0,41	0,33	5,95	0,35	0,28
Drukproef								
Cilinder 150 x 300	150	176,71	54,62	0,92	0,74	75,77	1,59	1,28

Tabel 6-7: Proefresultaten mengelingen SCC-P en SCC-C/P

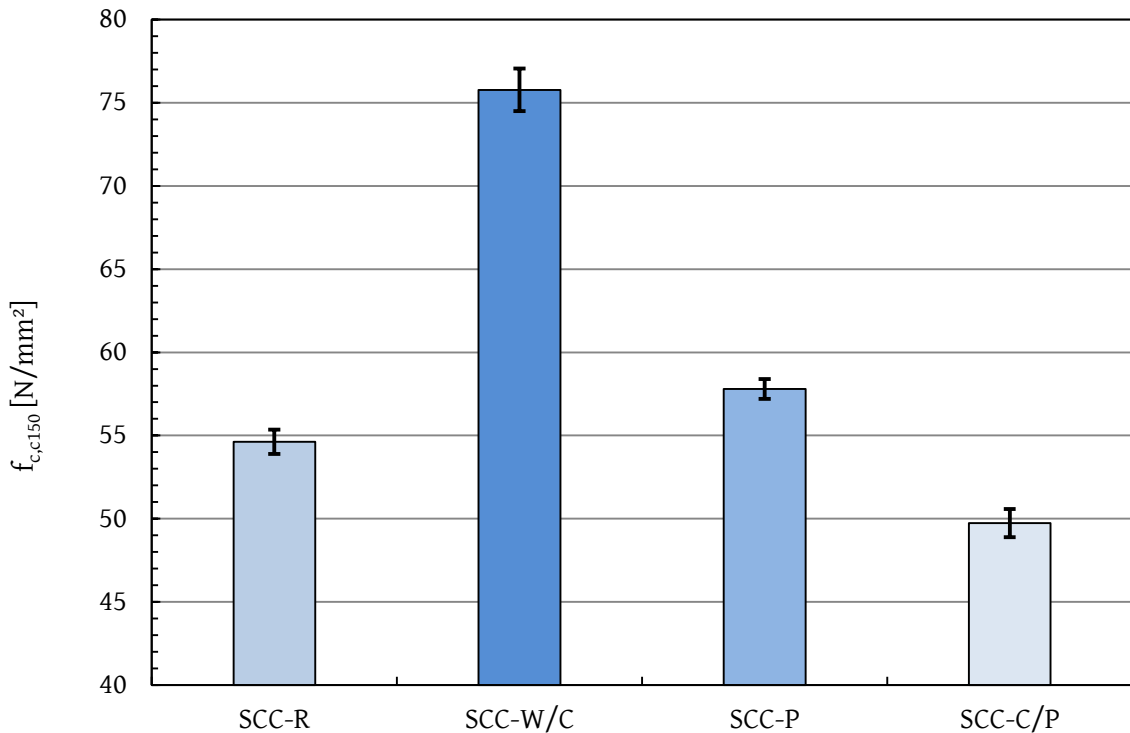
			SCC-P			SCC-C/P		
	d (mm)	A (cm²)	gem.	st.dev	95%	gem.	st.dev	95%
Splijtproef								
Cilinder 100 x 200	100	200	5,01	0,42	0,34	4,56	0,25	0,20
Prisma 150 x 150	150	225	4,51	0,38	0,22	3,92	0,34	0,19
Prisma 120 x 120	120	144	-	-	-	-	-	-
Prisma 100 x 100	100	100	5,39	0,76	0,52	4,87	0,41	0,28
3pt-Buigproef								
Prisma 150 x 150	150	225	7,18	0,48	0,39	5,79	0,55	0,44
Prisma 120 x 120	120	144	-	-	-	-	-	-
Prisma 100 x 100	100	100	6,90	0,74	0,72	6,35	0,49	0,48
Rechtstreekse trekproef								
Cilinderkern d80	80	50,27	4,51	0,56	0,45	4,23	0,21	0,17
Cilinderkern d50	50	19,63	4,70	0,36	0,29	4,34	0,23	0,18
Drukproef								
Cilinder 150 x 300	150	176,71	57,80	0,75	0,60	49,74	1,06	0,85

6.3.2 Bespreking

In dit deel worden de proefresultaten algemeen besproken. Grafieken met de gemiddelde waarden en het 95%-betrouwbaarheidsinterval werden opgesteld ter verduidelijking. Eerst wordt de druksterkte besproken, wat toelaat om duidelijk de verschillen in sterkte per mengeling te verklaren.

6.3.2.1 Drukproef

De gemiddelde druksterkte $f_{cm}(=f_{c,c150})$ wordt voor elke betonmengeling weergegeven op Figuur 6-13. Van elke mengeling werden 6 cilinders 150 x 300 mm beproefd. Opvallend is de lage spreiding op de resultaten.



Figuur 6-13: Gemiddelde druksterkte (op cilinders 150 x 300)

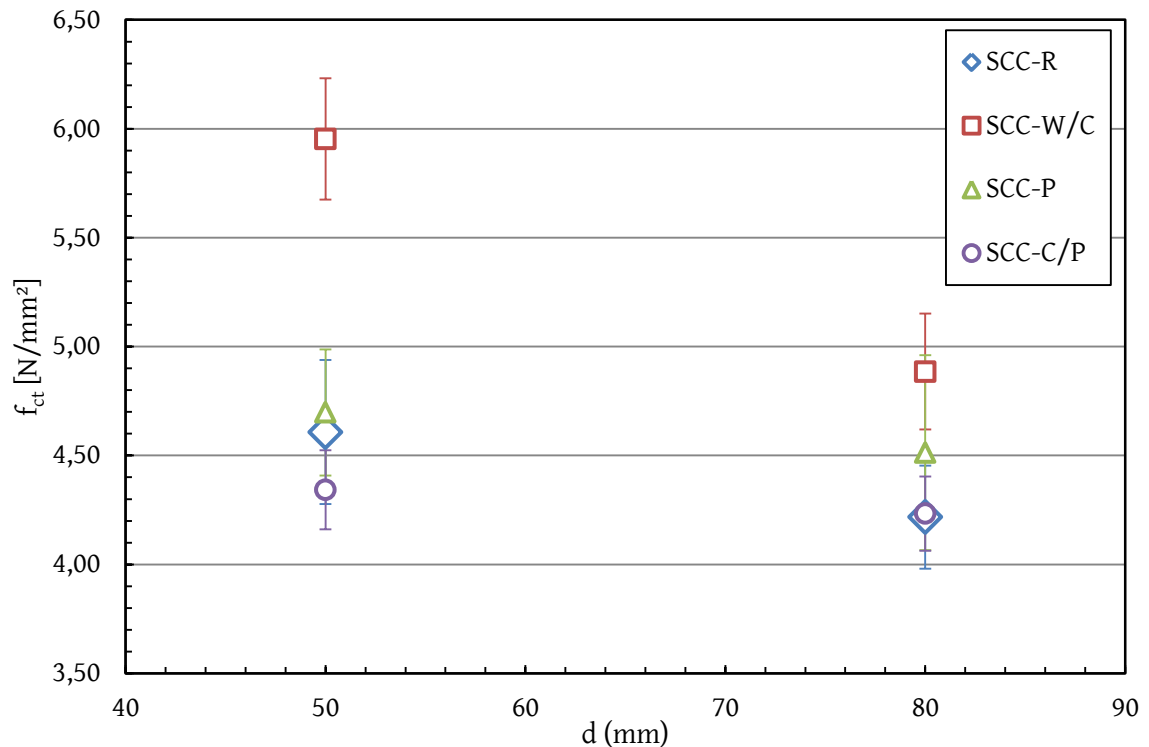
De gemiddelde druksterkte f_{cm} van de referentiemengeling SCC-R bedraagt 54,62 N/mm². Het verschil in druksterkte dat optreedt bij de varianten kan verklaard worden wanneer de betonsamenstellingen worden vergeleken:

- SCC-W/C $f_{cm} = 75,77 \text{ N/mm}^2$ (+ 21,15 N/mm²)
De W/C-factor is gerelateerd aan de druksterkte [6]: hoe lager de W/C-factor, hoe hoger de druksterkte. De lagere W/C-factor (0,45 i.p.v. 0,55) resulteert hier in een verschil van ongeveer 21 N/mm².
- SCC-P $f_{cm} = 57,80 \text{ N/mm}^2$ (+ 3,18 N/mm²)
Voor deze mengeling werd het gehalte aan poeder (cement en vulstof) gereduceerd. Om de W/C-factor op 0,55 te houden werd ook het watergehalte verminderd. Deze vermindering gaat gepaard met een lagere poreusheid in het beton, die de sterkte van het beton kan verhogen. Een stijging van 3,18 N/mm² voor de druksterkte valt dus binnen de verwachting.
- SCC-C/P $f_{cm} = 49,74 \text{ N/mm}^2$ (– 4,88 N/mm²)
De C/P-factor werd voor deze mengeling verhoogd van 0,50 naar 0,60. Het aandeel cement werd verhoogd (van 300 naar 360 kg/m³). Om dezelfde W/C-factor van 0,55 te behouden werd ook het

aandeel water sterk verhoogd. Dit resulteert in een hogere poreusheid in het beton, een verlaging in druksterkte van ongeveer 5 N/mm² is het resultaat.

6.3.2.2 Rechtstreekse trekproef

Op onderstaande grafiek wordt per mengeling de gemiddelde zuivere treksterkte f_{ct} t.o.v. de diameter d uitgezet. De spreiding is voor alle gemiddelden ongeveer even laag.



Figuur 6-14: Gemiddelde zuivere treksterkte vs. diameter cilinderkern

Wanneer de gemiddelde zuivere treksterkten en hun spreiding worden vergeleken, is duidelijk dat er zich tussen de verschillende mengelingen qua sterkteverschil dezelfde trend als bij de druksterkte voordoet.

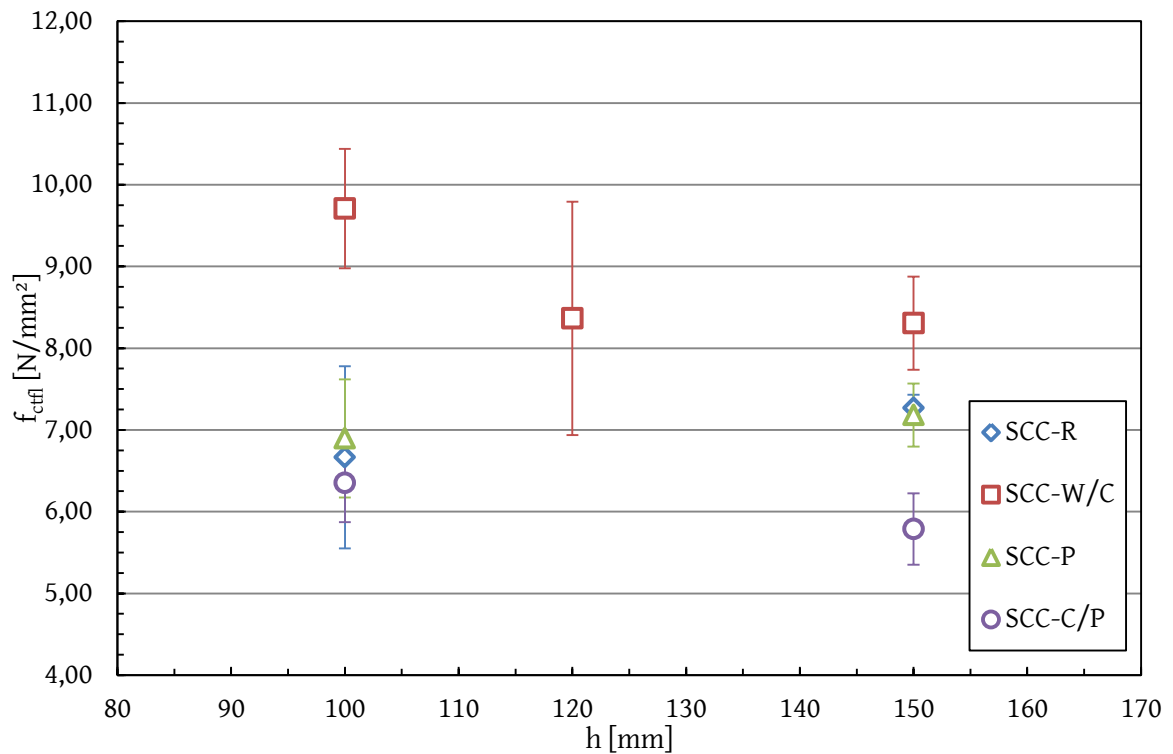
Op de grafiek is ook het size effect waarneembaar: voor proefstukken met een diameter van 80 mm werd een lagere gemiddelde zuivere treksterkte bekomen dan deze voor proefstukken met een diameter van 50 mm.

Voor de SCC-W/C variant valt het verschil tussen $f_{ct,d50}$ en $f_{ct,d80}$ wel erg op. Dit verschil is veel groter dan bij de andere mengelingen en kan niet enkel te wijten zijn aan het size effect. Een sluitende verklaring voor deze uitschieter kan niet gegeven worden. Wel was voor de cilinderkernen met diameter 50 mm de ouderdom tijdens beproeven hoger (31 dagen, zie deel 6.2.3.1), maar toch is dit geen verklaring voor dit grote verschil.

De waarde voor $f_{ct,d50}$ van variant SCC-W/C wordt dus in vraag gesteld, het kan nuttig zijn om deze proef in een verder onderzoek te hernemen.

6.3.2.3 Buigproef

De gemiddelde buigtreksterkte $f_{ctfl(3)}$ wordt ten opzichte van de prismahoogte h uitgezet op de grafiek in Figuur 6-15.



Figuur 6-15: Gemiddelde buigtreksterkte vs. prismahoogte

Voor SCC-W/C is de spreiding zoals verwacht (zie deel 6.2.3.2) redelijk groot bij de prisma's 100x100 en 120x120. Maar ook bij de prisma's 100x100 van SCC-R en SCC-P komt er een grotere spreiding voor.

De verschillen in buigtreksterkte zijn per mengeling gelijkaardig aan deze voor de druksterkte. SCC-W/C heeft veruit de grootste buigtreksterkte. Voor mengelingen SCC-R en SCC-P valt geen groot verschil op te merken.

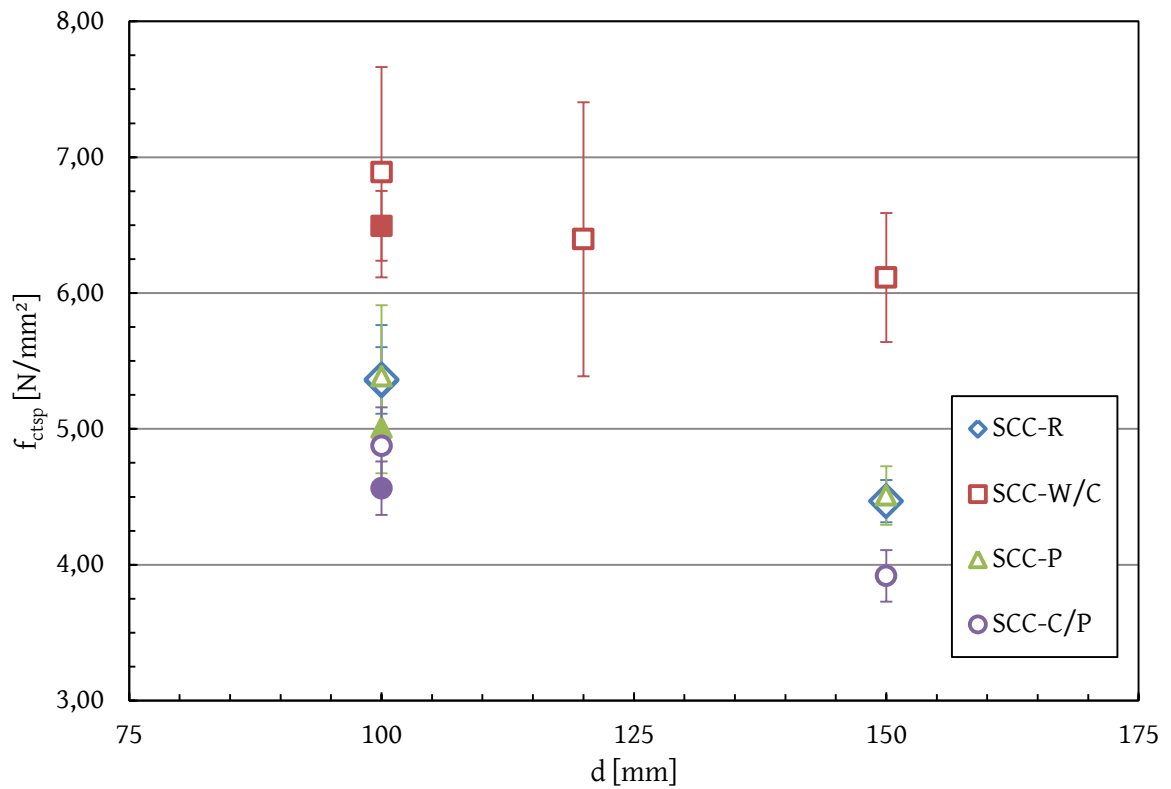
Het size effect is duidelijk waarneembaar voor SCC-W/C en SCC-C/P. Voor SCC-R en SCC-P is dit niet het geval, er lijkt zich zelfs een omgekeerd size effect voor te doen. De grotere spreiding voor de prisma's 100x100 is hier spelbreker en een conclusie kan moeilijk gemaakt worden.

De buigproefresultaten op SCC-R en SCC-P (vooral voor $h = 150$ mm) kunnen dus in vraag worden gesteld.

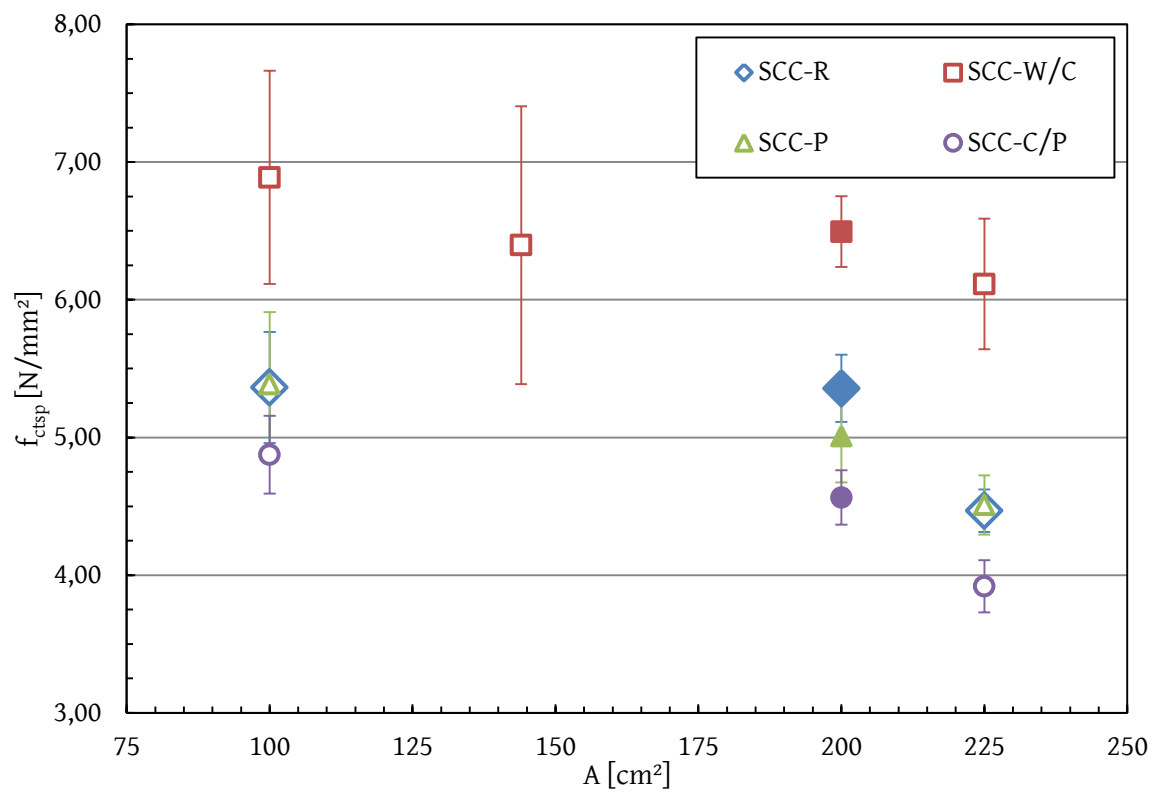
6.3.2.4 Spleijproef

In Figuur 6-16 wordt voor de spleijproef de gemiddelde spleijttreksterkte f_{ctsp} in grafiekvorm uitgezet t.o.v. de diameter of zijde d van het proefstuk. (Prisma's met wit gekleurde datapunten, cilinders met volledig gekleurde datapunten).

Een meer overzichtelijke grafiek wordt verkregen wanneer de gemiddelde spleijttreksterkte f_{ctsp} wordt uitgezet t.o.v. de oppervlakte van het breukvlak A (in cm^2) (Figuur 6-17).



Figuur 6-16: Gemiddelde splijttreksterkte vs. diameter/zijde van het proefstuk (cilinder/prisma), cilinders met volle punten



Figuur 6-17: Gemiddelde splijttreksterkte vs. breukoppervlakte van het proefstuk (cilinder en prisma's), cilinders met volle punten

Ook hier is voor SCC-W/C zoals verwacht (zie deel 6.2.3.3) de spreiding voor de prisma's 100x100 en 120x120 redelijk groot. De verschillen in slijttreksterkte zijn voor de varianten evenredig aan de verschillen in druksterkte: SCC-W/C heeft de grootste slijttreksterkte, tussen SCC-R en SCC-P is er niet veel verschil waarneembaar, en SCC-C/P heeft de laagste slijttreksterkte.

Hierbij kan ook verwezen worden naar [36] waarin Druta aantoonde dat de W/C-factor voor zelfverdichtend beton dezelfde invloed heeft op de slijttreksterkte als voor traditioneel beton. (Hier geldt natuurlijk ook: hoe hoger de W/C-factor, hoe lager de sterkte).

Op beide grafieken is het size effect duidelijk aanwezig. Ook is er een verschil tussen de sterkte voor cilinders en prisma's waarneembaar (het shape effect). Wanneer de diameter of zijde wordt vergeleken (Figuur 6-16), ligt de slijttreksterkte voor prisma's 100x100 duidelijk hoger dan deze voor cilinders 100x200. Wanneer echter het breukoppervlak wordt vergeleken (Figuur 6-17) is het verschil minder uitgesproken. Dit shape effect wordt nader onderzocht in deel 7.3.

6.3.3 Conclusie

De meeste proefresultaten vallen binnen de verwachtingen. Bij de buigproef (op mengelingen SCC-R en SCC-P) werd wel een afwijkend resultaat (maar ook een veel grotere spreiding) verkregen. Ook bij de rechtstreekse trekproef was er één uitschieter ($f_{ct,d50}$ voor mengeling SCC-W/C).

Het sterkteverschil tussen de mengelingen is voor alle types sterkte ongeveer gelijkwaardig. De verklaring werd gegeven bij de bespreking van de drukproefresultaten.

Ook de spreiding is voor de meeste proefresultaten erg laag, wat nochtans niet evident is voor trekproeven. Alleen voor de mengeling SCC-W/C is de spreiding steeds erg groot voor de prisma's 100x100 en 120x120, een logisch gevolg van het kleinere aantal proefstukken.

Dit alles maakt het mogelijk om de verkregen proefresultaten van het zelfverdichtend beton te vergelijken met bestaande modellen en formules voor het size en shape effect en de invloed van de proefmethode. Ook de relatie trek-/druksterkte kan onderzocht worden. Dit wordt gedaan in Hoofdstuk 7.

6.4 Experimenteel bepaalde vormfactoren

Het is met de proefresultaten mogelijk om vormfactoren te berekenen. Deze zijn puur experimenteel bepaald en gelden in feite enkel zeker voor zelfverdichtend beton dat samengesteld is volgens de mengelingen gebruikt voor deze thesis (zie deel 6.1).

De vormfactoren (size-factoren, shape-factoren en proefmethode-factoren) worden voor elke mengeling gegeven in Tabel 6-8.

Tabel 6-8: Experimenteel bepaalde vormfactoren voor poedergebaseerd zelfverdichtend beton (per mengeling)

Size Effect	SCC-R	SCC-W/C	SCC-P	SCC-C/P
Rechtstreekse trekproef				
$f_{ct,d80}/f_{ct,d50}$	0,915	0,821*	0,961	0,975
Buigproef				
$f_{ctfl,150}/f_{ctfl,100}$	1,090*	0,856	1,041*	0,911
Slijtproef				
$f_{ctsp,p150}/f_{ctsp,p100}$	0,833	0,888	0,837	0,804

Vervolg Tabel 6-8

Shape Effect	SCC-R	SCC-W/C	SCC-P	SCC-C/P
Spleijproef				
$f_{ctsp,p100}/f_{ctsp,c100}$	1,001	1,061	1,075	1,068
Invloed proefmethode				
Spleijproef vs. Rechtstreekse trekproef				
$f_{ctsp,c100}/f_{ct,d80}$	1,270	1,330	1,110	1,078
$f_{ctsp,p100}/f_{ct,d80}$	1,272	1,410	1,193	1,152
Buigproef vs. Rechtstreekse trekproef				
$f_{ctfl,100}/f_{ct,d80}$	1,581	1,987	1,528	1,501
Buigproef vs. spleijproef				
$f_{ctfl,100}/f_{ctsp,c100}$	1,244	1,494	1,376	1,392

* Deze waarden worden in vraag gesteld, omwille van het afwijkend proefresultaat

De vormfactoren zijn sterk afhankelijk van de samenstelling van het zelfverdichtend beton. De minimale, gemiddelde en maximale vormfactoren worden voor de volledigheid weergegeven in Tabel 6-9.

Tabel 6-9: Experimenteel bepaalde vormfactoren voor poedergebaseerd zelfverdichtend beton (gemiddelden)

Size Effect	Min.	Gem.	Max.
Rechtstreekse trekproef			
$f_{ct,d80}/f_{ct,d50}$	0,821*	0,918	0,975
Buigproef			
$f_{ctfl,150}/f_{ctfl,100}$	0,856	0,975*	1,090*
Spleijproef			
$f_{ctsp,p150}/f_{ctsp,p100}$	0,804	0,841	0,888
Shape Effect	Min.	Gem.	Max.
Spleijproef			
$f_{ctsp,p100}/f_{ctsp,c100}$	1,001	1,051	1,075
Invloed proefmethode			
Spleijproef vs. Rechtstreekse trekproef			
$f_{ctsp,c100}/f_{ct,d80}$	1,078	1,197	1,330
$f_{ctsp,p100}/f_{ct,d80}$	1,152	1,257	1,410
Buigproef vs. Rechtstreekse trekproef			
$f_{ctfl,100}/f_{ct,d80}$	1,501	1,649	1,987
Buigproef vs. spleijproef			
$f_{ctfl,100}/f_{ctsp,c100}$	1,244	1,377	1,494

* Deze waarden worden in vraag gesteld, omwille van het afwijkend proefresultaat

In hoofdstuk 7 worden deze vormfactoren vergeleken met de bestaande uitdrukkingen voor traditioneel beton uit de normen of literatuur.

Hoofdstuk 7

Vergelijking proefresultaten met normen en literatuur

7.1 Algemeen

In dit hoofdstuk worden de eigen proefresultaten op zelfverdichtend beton vergeleken met de aangehaalde formules uit de normen of literatuur (Hoofdstuk 4 en Hoofdstuk 5). Deze meeste van deze uitdrukkingen werden opgesteld voor traditioneel beton en het is niet zeker of ze ook voor zelfverdichtend beton gelden.

Zoals verwacht bleek uit Hoofdstuk 6 dat de grootte, de vorm en de proefmethode een invloed hebben op de treksterkte van een bepaald proefstuk uit zelfverdichtend beton. In wat volgt wordt nagegaan of de bestaande formules voor traditioneel beton ook kunnen gebruikt worden ter beschrijving van deze fenomenen voor zelfverdichtend beton.

7.1.1 Referentiewaarde voor de treksterkte

In de meeste uitdrukkingen besproken in Hoofdstuk 4 komt een bepaalde referentietreksterkte f_t voor. Om een vergelijking van deze formules met de proefresultaten mogelijk te maken, is het belangrijk om een juiste waarde te nemen voor deze referentietreksterkte. Enkele gevallen doen zich voor:

- i. In verschillende onderzoeken werd aangenomen dat f_t een materiaaleigenschap is, dus niet afhankelijk van de grootte of vorm van het proefstuk. Deze parameter werd vervolgens bepaald d.m.v. een regressieanalyse op de resultaten van een bepaald proefprogramma. Deze aanname kan voor deze thesis niet gedaan worden, want uit de proefresultaten bleek dat er bij elk type trekproef (zowel rechtstreeks als onrechtstreeks) een size effect aanwezig is (zie deel 6.3.2.2).
- ii. In sommige artikelen werd aangenomen dat de parameter f_t de treksterkte is die zou volgen uit een proef op een proefstuk met oneindige grootte. Ook deze parameter werd vervolgens door regressieanalyse bepaald.
- iii. In andere onderzoeken werd echter wel gespecificeerd om welk type treksterkte het gaat, zo werd bv. bij Rokugo's formule (4-19) voor het size effect bij de buigproef verondersteld dat f_t de splijttreksterkte op cilinders is.

Een regressieanalyse uitvoeren op de proefresultaten zou nutteloos zijn, omdat hiervoor per type proef veel te weinig proefresultaten gekend zijn. Daarom wordt voor gevallen i en ii gekozen om voor de referentietreksterkte f_t , de zuivere treksterkte $f_{ct,d80}$ te nemen die volgt uit de rechtstreekse trekproeven op cilinderkernen met diameter 80 mm. Voor geval iii (de onderzoeken waar wel duidelijk werd gespecificeerd welk type treksterkte werd genomen) moet deze aanname niet gedaan worden.

7.1.2 Karakteristieke materiaallengte

Voor de formules die gebaseerd zijn op het cohesive crack model, is de karakteristieke materiaallengte l_{ch1} nodig. In deel 4.2.2.1 werd gewezen op een eenvoudige methode in [18] om deze parameter te berekenen. In Bijlage C werd volgens deze methode l_{ch1} bepaald voor elke mengeling. De resultaten van deze berekening worden gegeven in Tabel 7-1.

Tabel 7-1: Berekende karakteristieke materiaallengtes

	SCC-R	SCC-W/C	SCC-P	SCC-C/P
$l_{ch1}(mm)$	137,91	140,70	133,90	145,08

Deze waarden liggen zeer dicht bij elkaar. Daarom kan het nuttig zijn om ter vereenvoudiging de gemiddelde karakteristieke materiaallengte te gebruiken:

$$l_{ch1,gem} = 139,40 \text{ mm}$$

Opmerking

De bepaling van de karakteristieke materiaallengte l_{ch1} in Bijlage C werd uitgevoerd volgens een principe dat geldig is voor traditioneel beton. Of deze ook geldig is voor zelfverdichtend beton, moet nog aangetoond worden. Zo werden de fracture energy G_F , de E-modulus en de gemiddelde zuivere treksterkte f_{ctm} bepaald volgens formules in MC90 (waarvan niet geweten is of ze geldig zijn voor zelfverdichtend beton).

In deel 7.5 (zie verder) zal aangetoond worden dat het gebruik van de formule uit MC90 een realistische schatting oplevert voor de gemiddelde zuivere treksterkte f_{ctm} van zelfverdichtend beton. Verder constateerden Fava et al. [40] dat het scheurgedrag van zelfverdichtend beton gelijkaardig is aan dat van traditioneel beton. De softening curve vertoont een zelfde vorm voor beide betonsoorten en dus mag G_F dus op eenzelfde manier bepaald worden als voor traditioneel beton. Ook de karakteristieke materiaallengte l_{ch1} is gelijkaardig. Tenslotte mag volgens De Schutter [1] voor de E-modulus van zelfverdichtend beton dezelfde formule (uit MC90/EC2) als voor traditioneel beton gebruikt worden.

7.2 Size effect

In dit deel wordt het size effect bij de eigen proefresultaten van zelfverdichtend beton vergeleken met de bestaande formules voor het size effect bij traditioneel beton. Hierbij kan op voorhand vermeld worden dat het aanpassen of verbeteren van bepaalde formules d.m.v. regressieanalyse weinig zin heeft, omdat er daarvoor veel te weinig proefresultaten beschikbaar zijn. In dit deel wordt dan ook in de eerste plaats getracht om een indicatie te geven van de geldigheid of toepasbaarheid van bestaande formules voor het begroten van het size effect voor zelfverdichtend beton.

In de normen wordt enkel bij de buigproef rekening gehouden met een size effect. Een controle van de genormeerde relaties is dus mogelijk. Voor de splijtproef en rechtstreekse trekproef kan enkel vergeleken worden met gegevens uit de literatuur.

7.2.1 Splijtproef

In het proefprogramma werden prisma's met verschillende grootte gespleten (100x100, 120x120 en 150x150). De resultaten van deze proeven worden vergeleken met de formules uit deel 4.2.3.1.

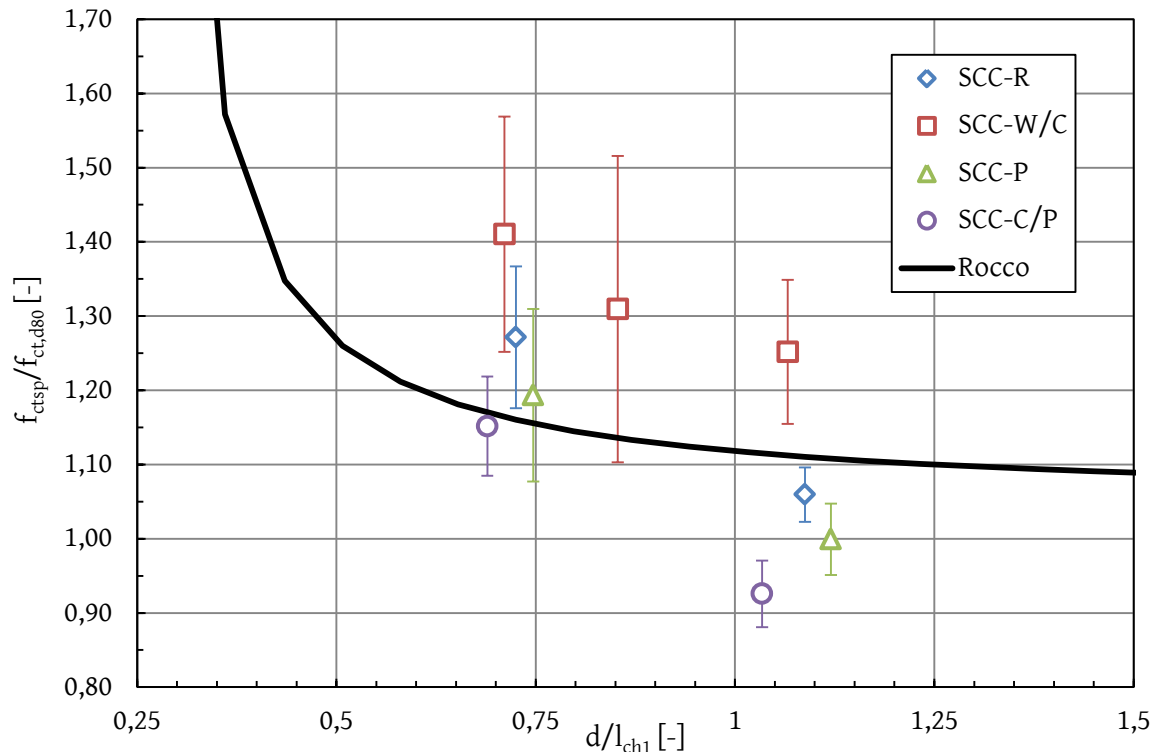
7.2.1.1 Cohesive Crack Model

Formule (4-8) werd afgeleid uit het cohesive crack model (door Rocco et al.) en is geldig voor prisma's (of kubussen) met houten draagstrips met $\beta = 0,16$. Deze formule heeft volgende gedaante:

$$\frac{f_{ctsp}}{f_t} = 1,0465 + \frac{1}{-4,89 + 18,87 d/l_{ch1}} \quad (4-8)$$

De treksterkte f_t wordt zoals besproken (in deel 7.1.1) voor elke mengeling constant verondersteld en aangenomen als de zuivere treksterkte $f_{ct,d80}$.

Een vergelijking van formule (4-8) met de proefresultaten wordt gegeven in Figuur 7-1. Hiervoor werd voor elk (prismatisch) proefstuk de verhouding $f_{ctsp}/f_{ct,d80}$ uitgezet in functie van de verhouding d/l_{ch1} (de waarden voor l_{ch1} kunnen gevonden worden in Tabel 7-1). Ook de relatieve spreiding werd aangegeven.



Figuur 7-1: Size effect bij de splijtproef: vergelijking proefresultaten ZVB (voor prisma's met houten draagstrips met $\beta = 0,16$) met Rocco's formule, gebaseerd op het cohesive crack model

Er is geen goede overeenkomst met de proefresultaten. Voor SCC-P en SCC-R is er nog enigszins een correlatie, maar voor mengelingen SCC-W/C en SCC-C/P zijn de verschillen erg groot. Het size effect is voor alle vier mengelingen ook sterker aanwezig dan zou voorspeld worden door formule (4-8), want de steilheid van de curve over het bereik van de proefresultaten is niet voldoende.

De formule voorgesteld door Rocco kan dus in zijn huidige vorm niet gebruikt worden om vormfactoren te berekenen voor zelfverdichtend beton. Het is nodig om de parameters c_1 , c_2 en c_3 (zie 4.2.3.1.1) opnieuw te berekenen d.m.v. een uitgebreid proefprogramma waarbij proefstukken van meerdere groottes worden beproefd. Deze parameters zullen ook sterk afhangen van de mengeling van het zelfverdichtend beton, zoals blijkt uit Figuur 7-1.

7.2.1.2 Size Effect Law

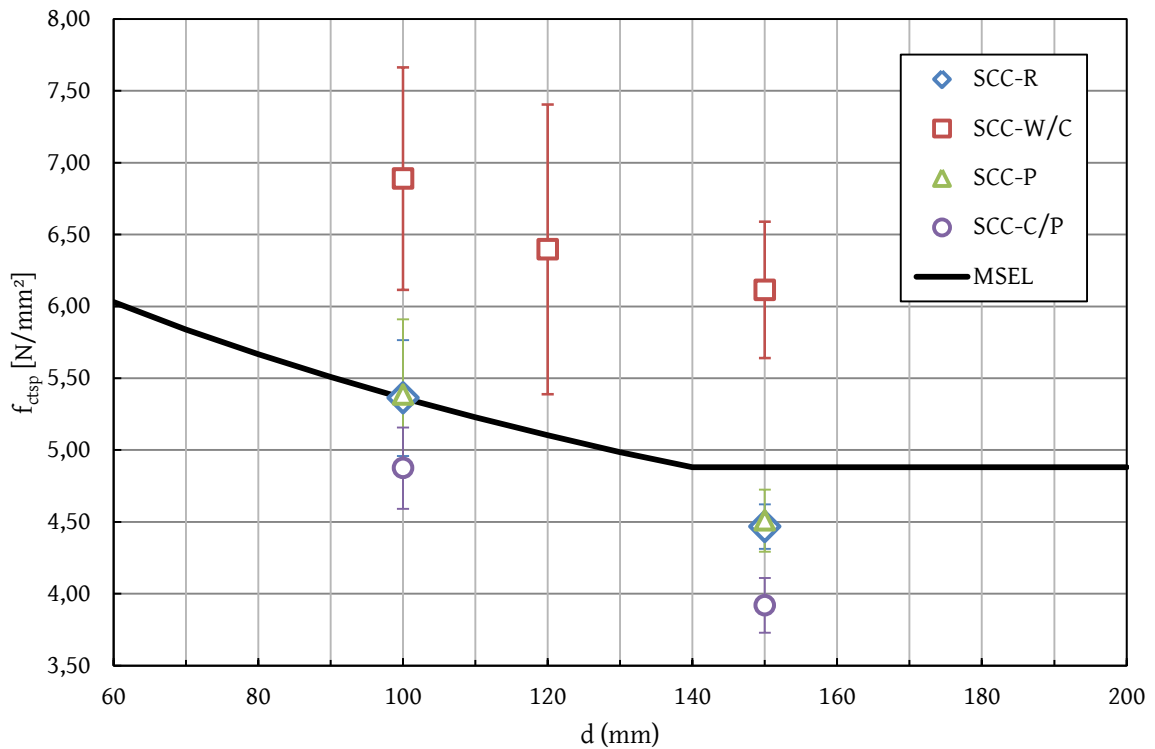
Volgens de 'Modified Size Effect Law' (MSEL) door Bazant wordt het size effect bij de splijtproef best beschreven door formule (4-9):

$$\sigma_N = \max\left(\frac{B_b f_{ct}}{\sqrt{1 + d/d_0}}, \sigma_y\right) \quad (4-9)$$

Voor het toepassen van bovenstaande relatie moeten eerst de parameters via regressie worden bepaald. Bazant deed dit m.b.v. een proefprogramma op traditioneel beton (zie deel 4.2.3.1), waarbij dit beton een druksterkte van 51,4 N/mm² had en een W/C-ratio van 0,5 (deze waarden zijn gelijkaardig als deze van mengelingen SCC-R, SCC-P en SCC-C/P). Volgende formule werd berekend:

$$f_{ctsp} = \max \left(\frac{7,76}{\sqrt{1 + \frac{d}{91,4}}} ; 4,88 \right) \text{ N/mm}^2 \quad (4-10)$$

Een vergelijking van de proefresultaten met bovenstaande formule levert de grafiek in Figuur 7-2 op:



Figuur 7-2: Size effect bij de splijtproof: vergelijking proefresultaten ZVB (prisma's met houten draagstrips, $\beta = 0,16$) met Bazant's formule (MSEL)

Uit Figuur 7-2 blijkt dat formule (4-10), die bepaald werd met een proefprogramma op traditioneel beton, niet geldig is voor het zelfverdichtend beton uit deze masterproef. Voor $d = 100$ mm komt de splijttreksterkte van mengelingen SCC-R en SCC-P wel goed overeen, maar voor de andere waarden is er een te groot verschil.

Om Bazant's formule te gebruiken, zal het eerst nodig zijn om de parameters in formule (4-9) te berekenen d.m.v. een meer uitgebreid proefprogramma op zelfverdichtend beton. Hierbij moet ook rekening gehouden worden met de invloed van de betonsamenstelling.

7.2.1.3 Andere formules

Kadlececk bepaalde zuiver experimenteel een algemene formule voor het size effect bij de splijtproof. De relatieve splijttreksterkte werd hierbij gerelateerd aan het breukoppervlak A (in cm^2):

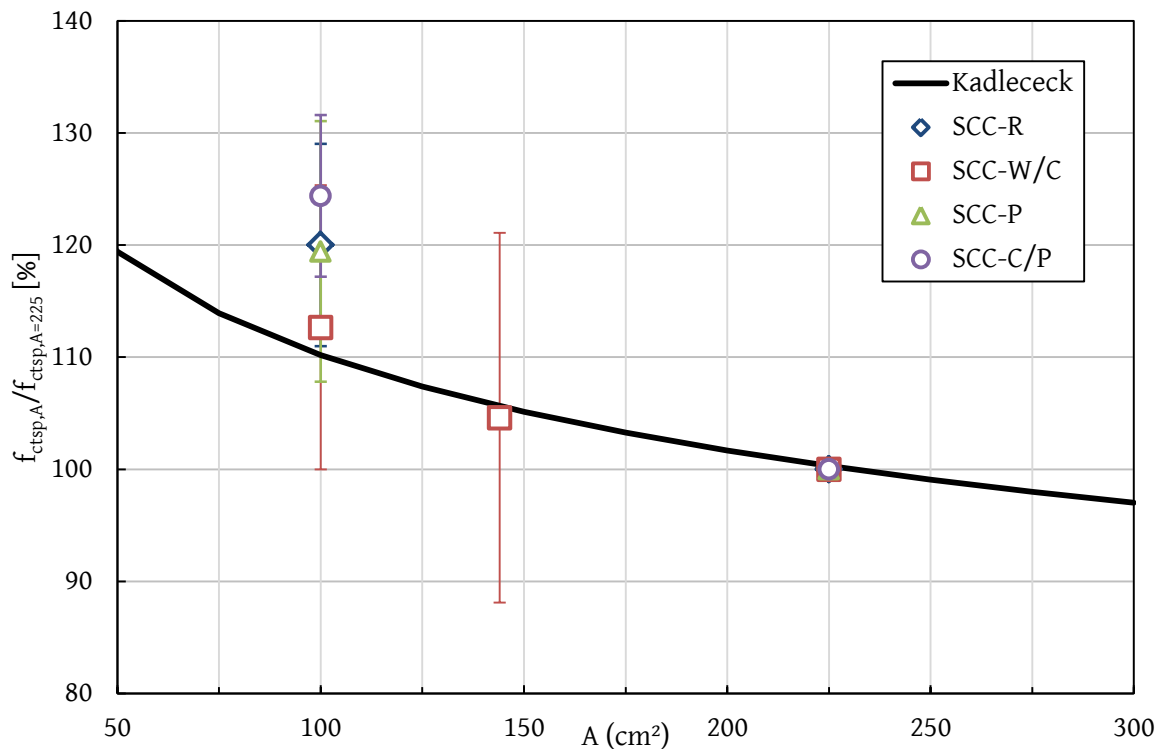
$$\frac{f_{ctsp}}{f_{ctsp,A=225}} = \frac{f_{ctsp}}{f_{ctsp,p150}} = 200 \cdot A^{-0,128} \quad (4-11)$$

Hiermee wordt de relatieve splijttreksterkte berekend t.o.v. een proefstuk met breukoppervlak $A = 225 \text{ cm}^2$. Om deze formule te vergelijken met de proefresultaten werd voor de prisma's van elke mengeling de relatieve splijttreksterkte berekend ($f_{ctsp,d150}$ met $A = 225 \text{ cm}^2$ komt overeen met 100%):

Tabel 7-2: Vormfactoren slijtproef op prisma's: vergelijking proefresultaten met deze voorgesteld door Kadlececk

Vormfactor	$R_{rel}(\%)$					
	SCC-R	SCC-W/C	SCC-P	SCC-C/P	SCC gem.	vs. Kadlececk
$f_{ctsp,p100}/f_{ctsp,p150}$	120	113	119	124	119	111
$f_{ctsp,p120}/f_{ctsp,p150}$		105			105	106
$f_{ctsp,p150}/f_{ctsp,p150}$	100	100	100	100	100	100

Uit de vergelijking blijkt dat een voorspelling van $f_{ctsp,p100}$ uit $f_{ctsp,p150}$ m.b.v. formule (4-11) een onderschatting zou opleveren. In grafiekvorm (Figuur 7-3) wordt deze onderschatting duidelijker (ook de relatieve spreiding is weergegeven).



Figuur 7-3: Vergelijking proefresultaten met formule (4-11) voorgesteld door Kadlececk

Voor variant SCC-W/C lijkt de voorspelling wel te kloppen, maar door de grotere spreiding (te wijten aan het mindere aantal proefresultaten) kan hier geen conclusie uit getrokken worden. Voor de andere mengelingen zou de vormfactor voorgesteld door Kadlececk een onderschatting van 10% of meer opleveren.

Formule (4-11), die zuiver experimenteel bepaald werd via een proefprogramma op traditioneel beton, is niet geldig voor het poedergebaseerd zelfverdichtend beton in deze thesis.

7.2.1.4 Conclusie

Voor de slijtproef werd geen uitdrukking, geldig voor traditioneel beton, gevonden die goed overeenkomt met de eigen proefresultaten op poedergebaseerd zelfverdichtend beton. De formules voorgesteld door Rocco en Bazant leveren geen goede schatting van de van de vormfactoren voor de slijttreksterkte op. De reden hiervoor is dat de parameters in deze formules werden bepaald door een regressieanalyse op proefresultaten uit een specifiek proefprogramma voor traditioneel beton.

Verder wordt met de vormfactoren bepaald door Kadlececk een onderschatting van de slijttreksterkte op kleinere proefstukken van zelfverdichtend beton verkregen.

Voor het size effect bij de splijtproof zal een uitgebreid proefprogramma, waarbij zelfverdichtend beton met verschillende mengelingen en proefstukken van verschillende grootte worden gespleten, nodig zijn om nieuwe vormfactoren te bepalen.

Wel kan alvast de gemiddelde vormfactor, bepaald uit de proefgegevens van deze thesis, gebruikt worden:

Tabel 7-3: Vormfactor voor het size effect bij de splijtproof (uit deel 6.4)

	Min.	Gem.	Max.
Splijtproof			
$f_{ctsp,p150}/f_{ctsp,p100}$	0,804	0,841	0,888

Deze vormfactor is (in feite) enkel geldig voor zelfverdichtend beton met een samenstelling zoals in deel 6.1.

Overigens is het opmerkelijk dat het size effect voor de splijtproof niet in rekening wordt gebracht in de huidige normen (EC2/MC90). Een normering is nochtans absoluut noodzakelijk: zoals aangetoond heeft het size effect een prominente rol in de bepaling van de splijttreksterkte van (zelfverdichtend) beton.

7.2.2 Buigproef

De driepuntsbuigproef werd uitgevoerd op prisma's van verschillende grootte (100x100, 120x120 en 150x150). De formules opgesomd in deel 4.2.3.2 worden hier met de proefresultaten vergeleken. Hoewel de buigproefresultaten lichtjes afwijkend waren voor mengelingen SCC-R en SCC-P (zie 6.3.2.3), wordt toch getracht om één en ander te concluderen.

7.2.2.1 MC90/EC2

In de normen (MC90/EC2) wordt voor de relatie buig-/zuivere treksterkte ook rekening gehouden met een size effect voor de buigproef. Met deze relaties werden volgende uitdrukkingen voor de vormfactoren berekend:

MC90:

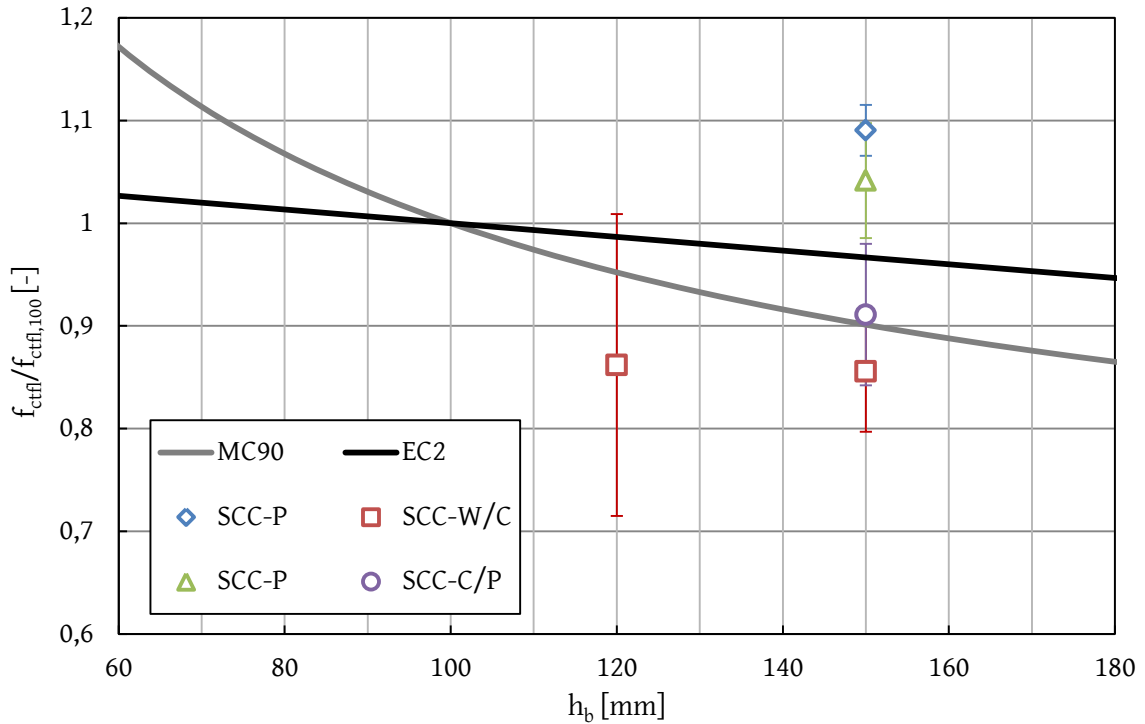
$$\frac{f_{ctfl(4)}}{f_{ctfl(4),100}} = \frac{1 + 1,5(h_b/h_0)^{0,7}}{2,5(h_b/h_0)^{0,7}} \quad (4-14)$$

EC2:

$$\frac{f_{ctfl(4)}}{f_{ctfl,100}} = \max\left\{\frac{1600 - h_b}{1500}; \frac{1}{1,5}\right\} \quad (4-17)$$

Bovenstaande formules zijn geldig voor de vierpuntsbuigproef. Vermits voor deze thesis enkel driepuntsbuigproeven uitgevoerd werden, moeten de proefresultaten eerst worden omgevormd. De factor die hiervoor gebruikt wordt is 15% (zie deel 3.2.3.2).

De verhouding tussen de buigtreksterkten ($f_{ctfl(4)}/f_{ctfl(4),100}$) wordt voor elke mengeling weergegeven op Figuur 7-4:



Figuur 7-4: Size effect buigproef ($f_{ctfl}/f_{ctfl,100}$), vergelijking proefresultaten ZVB met formules volgens MC90/EC2

Het is duidelijk dat de genormeerde relaties wel in de buurt komen van het gemiddelde over alle proefresultaten, maar voor de mengelingen apart kan het verschil oplopen tot meer dan 10 % (bv. SCC-R). De vormfactor uit EC2 komt wel redelijk goed overeen met de gemiddelde verhouding $f_{ctfl,150}/f_{ctfl,100}$.

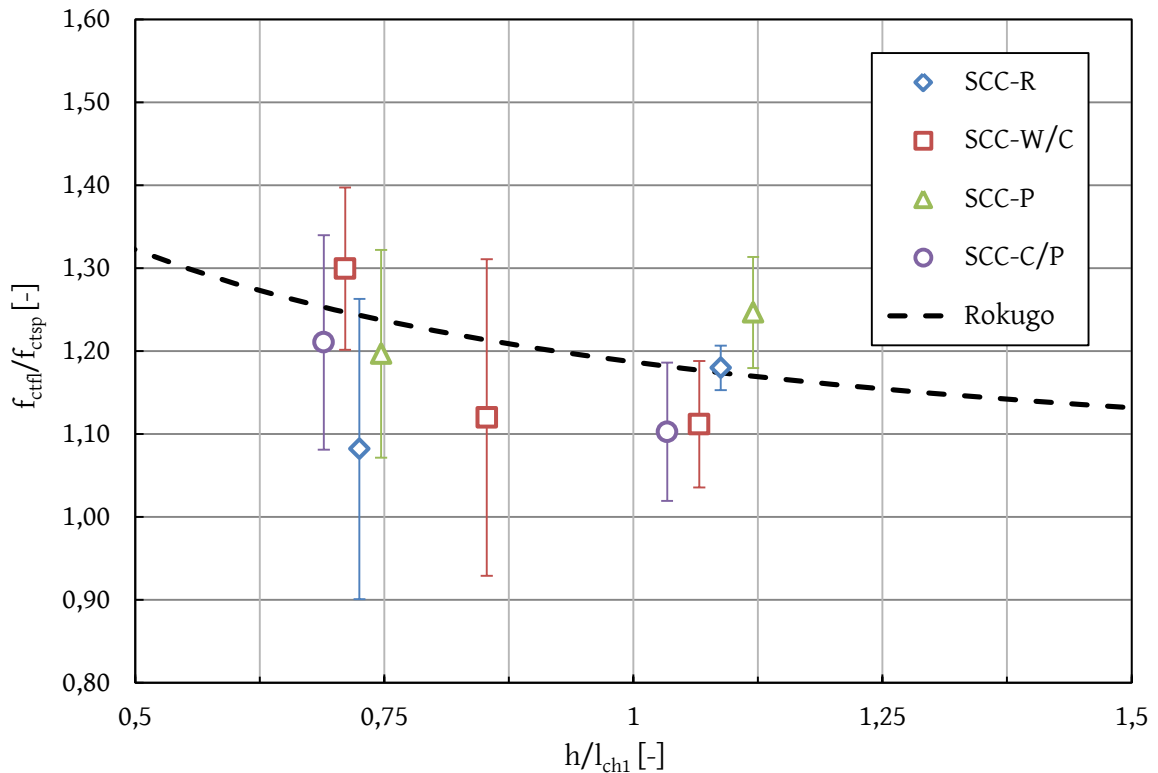
Gesteld kan worden dat met de normen (EC2/MC90) een zeer ruwe schatting van de vormfactoren voor de buigproef op poedergebaseerd zelfverdichtend beton verkregen wordt. Daarbij geniet de formule uit EC2 de voorkeur omdat deze beter in de buurt komt van de gemiddelde vormfactor die volgt uit de eigen proefresultaten.

7.2.2.2 Cohesive crack model

Rokugo et al. [25] baseerden zich op het cohesive crack model en stelden volgende formule voor die het size effect voor de vierpuntsbuigproef begroot:

$$\frac{f_{ctfl(4)}}{f_{ctsp}} = 1 + \frac{1}{0,85 + 4,5(h/l_{ch1})} \quad (4-19)$$

Voor f_{ctsp} werd hier de (constant veronderstelde) splijttreksterkte op cilinders 100x200 genomen. Opnieuw werden de 3pt-buigtreksterkten uit de proefresultaten omgevormd naar 4pt-buigtreksterkten met factor 15 %, en werd de relatieve spreiding steeds aangegeven. Op Figuur 7-5 worden de proefresultaten vergeleken met formule (4-19).



Figuur 7-5: Size effect buigproef: vergelijking proefresultaten ZVB met formule voorgesteld door Rokugo (cohesive crack model)

De formule voorgesteld door Rokugo komt goed overeen met de proefresultaten. De curve ligt dicht bij de gemiddelde waarden en gaat door de (relatieve) 95%-betrouwbaarheidsintervallen van (quasi) alle mengelingen.

Op basis van de weinige proefdata uit het eigen proefprogramma kan gesteld worden dat wanneer de karakteristieke materiaallengte gekend is, de formule door Rokugo et al. kan gebruikt worden om een realistische schatting te maken van de vormfactoren voor de buigproef van poedergebaseerd zelfverdichtend beton.

Opmerking

In feite is het ook mogelijk om formule (4-19) om te vormen naar een uitdrukking om rechtstreeks vormfactoren af te leiden (gelijkaardig aan de uitdrukkingen afgeleid uit MC90/EC2, zie 7.2.2.1). Dit is zeer onpraktisch omwille van de ingewikkelde vorm van formule (4-19) en daarom wordt dit hier niet gedaan. Ook bij de verdere formules (Bazant en MFSL) wordt dit niet gedaan.

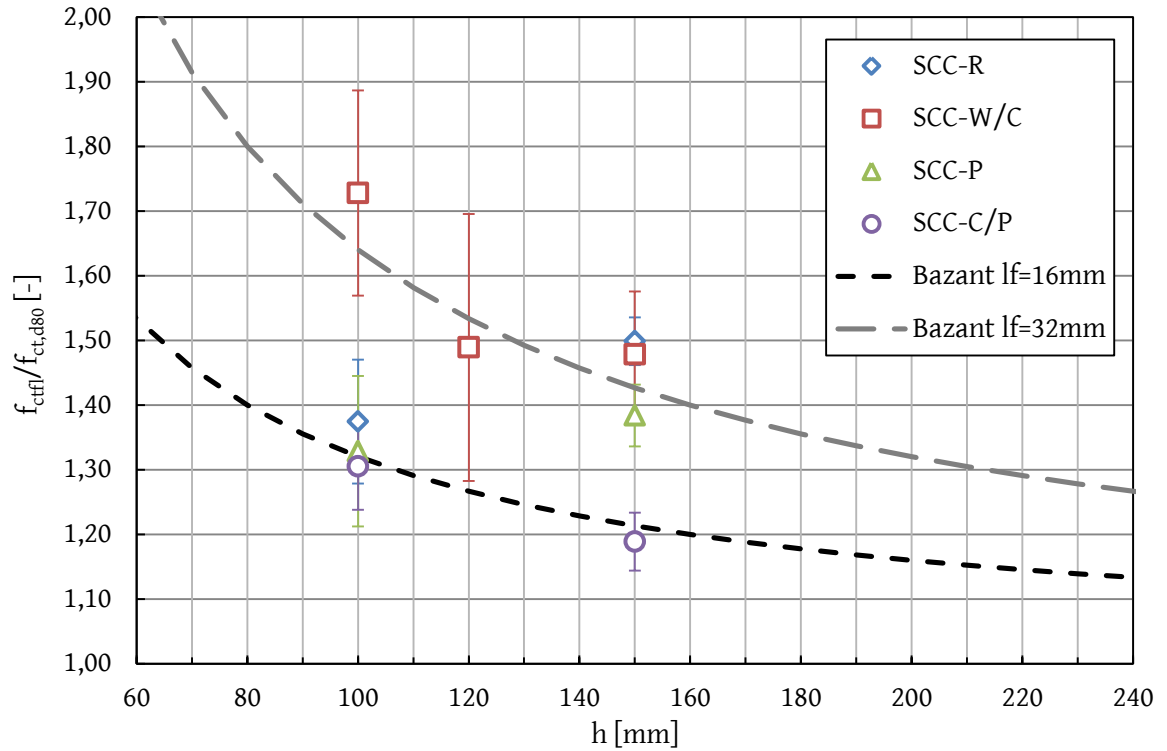
7.2.2.3 Bazant

Bazant et al. [26] stelden een simpele formule voor:

$$\frac{f_{ctfl(4)}}{f_t} = 1 + \frac{2}{h} l_f \quad (4-14)$$

Parameter l_f is een materiaaleigenschap met dezelfde grootteorde als de max. korreldiameter d_{max} van de granulaten. De treksterkte f_t wordt ook hier voor elke mengeling constant verondersteld en aangenomen als de zuivere treksterkte $f_{ct,d80}$ (zie deel 7.1.1). De 3pt-buigproefresultaten werden omgevormd tot 4pt-buigproefresultaten met factor 15%.

In Figuur 7-6 wordt een vergelijking van de buigproefresultaten met bovenstaande formule weergegeven:



Figuur 7-6: Size effect buigproef: vergelijking proefresultaten ZVB met formule voorgesteld door Bazant

De curve met $l_f = 16 \text{ mm}$ ($= d_{max}$) komt zeer goed overeen met de buigproefresultaten van mengeling SCC-C/P. Voor SCC-R en SCC-P klopt de geschatte verhouding wel voor $h = 100 \text{ mm}$, maar voor $h = 150 \text{ mm}$ zou deze sterk onderschat worden. Voor SCC-W/C wordt met deze curve de verhouding $f_{ctfl(4)}/f_{ct}$ voor alle prismahoogten onderschat.

Parameter l_f moet van dezelfde grootteorde zijn als d_{max} . Wanneer deze wordt verhoogd naar $l_f = 32 \text{ mm}$ ($= 2 * d_{max}$), doet het omgekeerde zich voor: een zeer goede overeenkomst met mengeling SCC-W/C en een sterke overschatting voor mengeling SCC-C/P.

Het is duidelijk dat eerst de juiste waarde voor parameter l_f moet gekend zijn. Deze parameter is materiaalafhankelijk en moet bepaald worden d.m.v. een regressieanalyse op buigproefresultaten. Zoals eerder aangehaald zou een regressieanalyse op de (weinig) eigen proefresultaten nutteloos zijn. Het is daarom moeilijk om een conclusie te trekken, en een meer uitgebreid buigproefprogramma is hiervoor aangewezen.

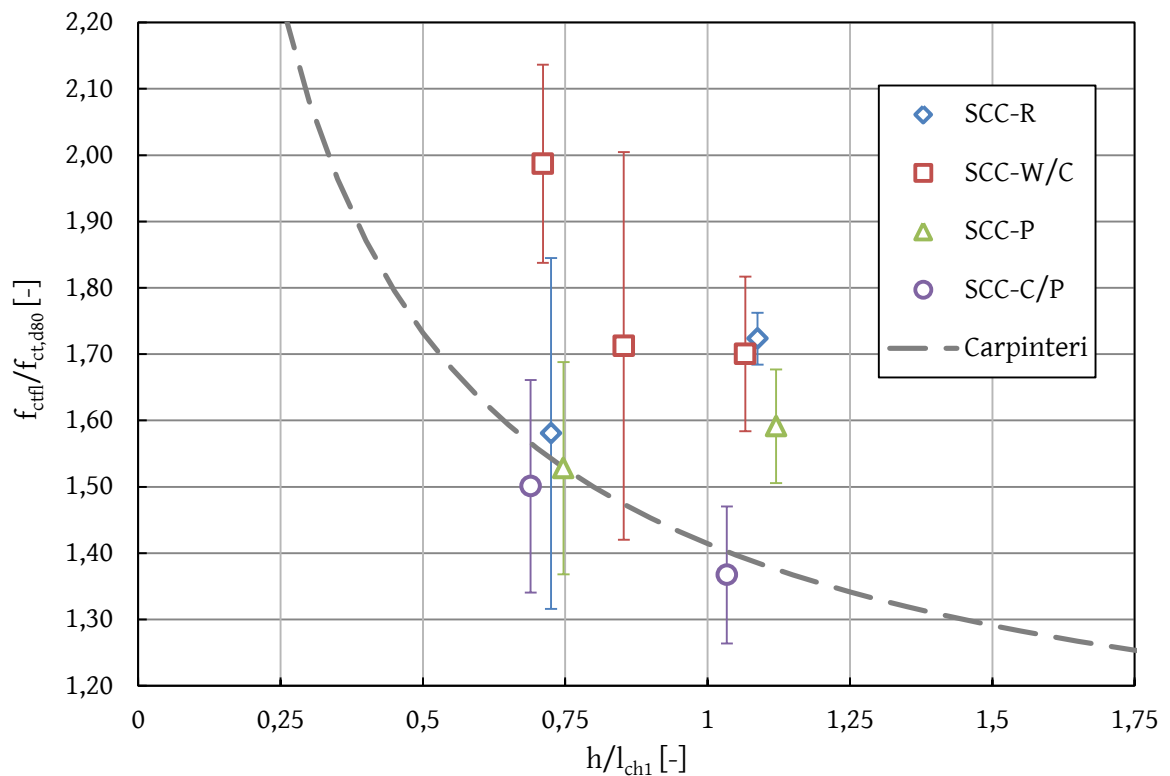
7.2.2.4 MFSL

Carpinteri et al. [27] stelden op basis van de multifractal scaling law (MFSL) volgende formule voor:

$$\frac{f_{ctfl(3)}}{f_t} = \left(1 + \frac{l_{ch1}}{h}\right)^{1/2} \quad (4-21)$$

De treksterkte f_t wordt ook hier zoals besproken in 7.1.1 voor elke mengeling constant verondersteld en aangenomen als de zuivere treksterkte $f_{ct,d80}$.

Een vergelijking van formule (4-21) met de proefresultaten van het zelfverdichtend beton wordt gegeven in Figuur 7-7. Hiervoor werd voor elk proefstuk de verhouding $f_{ctfl}/f_{ct,d80}$ uitgezet in functie van de verhouding d/l_{ch1} . Ook de relatieve spreiding werd aangegeven.



Figuur 7-7: Size effect buigproef: vergelijking proefresultaten ZVB met formule voorgesteld door Carpinteri et al. (gebaseerd op MFSL)

De curve voorgesteld door Carpinteri et al. lijkt goed overeen te komen met mengeling SCC-C/P, de mengeling met een hogere C/P-factor. Ook voor de prisma's met $h = 100$ ($h/l_{ch1} \cong 0,7$) van mengelingen SCC-R en SCC-P komen de proefresultaten goed overeen met de curve, maar de afwijkende resultaten op prisma's met $h = 150$ ($h/l_{ch1} \cong 1,1$) vallen boven de curve uit. De buigproefresultaten van mengeling SCC-W/C vallen dan weer volledig boven de curve uit.

Wanneer de afwijkende proefresultaten worden genegeerd, dan kan uit deze vergelijking geconcludeerd worden dat de formule voorgesteld door Carpinteri et al. kan gebruikt worden ter begroting van het size effect voor de buigproef op poedergebaseerd zelfverdichtend beton met een druksterkte van ongeveer 50 N/mm² (mengelingen SCC-R, SCC-P en SCC-C/P). Voor hogere druksterkten (zoals het geval bij mengeling SCC-W/C) wordt het gebruik van deze uitdrukking afgeraden.

7.2.2.5 Conclusie

Op voorhand moet gewezen worden op het feit dat er bij de buigproefresultaten op mengelingen SCC-R en SCC-P een lichte afwijking werd geconstateerd. De conclusies die worden gemaakt zijn dusvoorzichtig.

Uit de normen (MC90/EC2) kunnen uitdrukkingen worden afgeleid die toelaten om de vormfactoren voor de buigproef op traditioneel beton te berekenen. Uit eigen proefresultaten bleek dat deze uitdrukkingen ook gehanteerd kunnen worden om een ruwe schatting te maken van de vormfactoren voor de buigproef op poedergebaseerd zelfverdichtend beton. Hierbij geniet EC2 de voorkeur omwille van zijn (lichte) betere overeenkomst met het gemiddelde van de proefresultaten.

Voor een meer realistische relatie kan, wanneer de karakteristieke materiaallengte van het beton gekend is, de formule voorgesteld door Rokugo et al. (gebaseerd op het cohesive crack model) gebruikt worden. Deze formule bleek erg goed overeen te komen met de eigen proefresultaten.

Over de geldigheid van de formule voorgesteld door Bazant et al. kan weinig gezegd worden. Eerst moet de materiaalaafhankelijke parameter l_f gekend zijn, maar daarvoor is een meer uitgebreid proefprogramma nodig.

Tenslotte bleek de formule voorgesteld door Carpinteri et al. (gebaseerd op de MFSL) goed overeen te komen met zelfverdichtend beton met een druksterkte van ong. 50 N/mm², indien de afwijkende resultaten even werden genegeerd.

Ook kan alvast de vormfactor worden gebruikt die rechtstreeks uit de proefresultaten berekend werd:

Tabel 7-4: Vormfactor voor het size effect bij de buigproef (uit deel 6.4)

	SCC-R	SCC-W/C	SCC-P	SCC-C/P
Buigproef				
$f_{ctfl,150}/f_{ctfl,100}$	1,090*	0,856	1,041*	0,911

*Deze waarden worden in vraag gesteld, omwille van het afwijkend resultaat bij de buigproef

Deze vormfactor is (in feite) enkel geldig voor zelfverdichtend beton met een samenstelling zoals in deel 6.1.

7.2.3 Rechtstreekse Trekproef

De rechtstreekse trekproef werd uitgevoerd op cilinderkernen met diameter 80 en 50 mm. Proeven op grotere proefstukken waren niet mogelijk (zie 6.2.1). In de literatuur werd enkel voor deze grotere proefstukken (vanaf 100x200 mm) een relatie gevonden. Een vergelijking is dus niet mogelijk en hier kan enkel aangetoond worden dat het size effect voor de rechtstreekse trekproef ook bij zelfverdichtend beton een invloed heeft op de proefresultaten. Dat dit voor traditioneel beton wel degelijk zo is, werd eerder bewezen:

Volgens Malhotra [28] geldt:

$$\frac{f_{ct,c100x200}}{f_{ct,c150x300}} = 1,07$$

Volgens Kadlecek et al. [29] geldt:

$$\frac{f_{ct,c100x200}}{f_{ct,c150x300}} = 1,04$$

$$\frac{f_{ct,c80x160}}{f_{ct,c150x300}} = 1,06$$

Of deze relaties ook gelden voor zelfverdichtend beton, moet door een uitgebreid proefprogramma op cilinders met verschillende diameters worden achterhaald. Hier kan alvast een indicatie gegeven worden voor cilinderkernen met kleinere diameters. De gemiddelde vormfactor bepaald door het experimenteel programma in deze thesis bedraagt (zie deel 6.4):

Tabel 7-5: Vormfactor voor de rechtstreekse trekproef (uit deel 6.4)

	Min.	Gem.	Max.
Rechtstreekse Trekproef			
$f_{ct,c50x50}/f_{ct,c80x80}$	1,026	1,089	1,218

Deze vormfactor geldt in feite enkel voor zelfverdichtend beton met samengstellingen zoals in deze thesis gebruikt (zie 6.1).

7.3 Shape effect voor de splijtproof

Voor de splijtproof zijn er twee verschillende vormen mogelijk: prisma's (of kubussen) en cilinders. Ter bepaling van invloed van de vorm van het proefstuk op de splijttreksterkte werden splijtproeven op beide vormen uitgevoerd. In dit deel wordt nagegaan of de verhoudingen waarop gewezen wordt in de literatuur (die geldig zijn voor traditioneel beton) ook gelden voor het poedergebaseerd zelfverdichtend beton uit deze thesis.

7.3.1 Vergelijking eigen proefresultaten met literatuur

In de literatuurstudie (deel 4.3.2.1) werden enkele vormfactoren afgeleid die onafhankelijk zijn van de afmetingen van de proefstukken:

Volgens de norm voor de splijtproof (EN 12390-6, [8]) geldt:

$$\frac{f_{ctsp,p}}{f_{ctsp,c}} = 1,10 \quad (4-22)$$

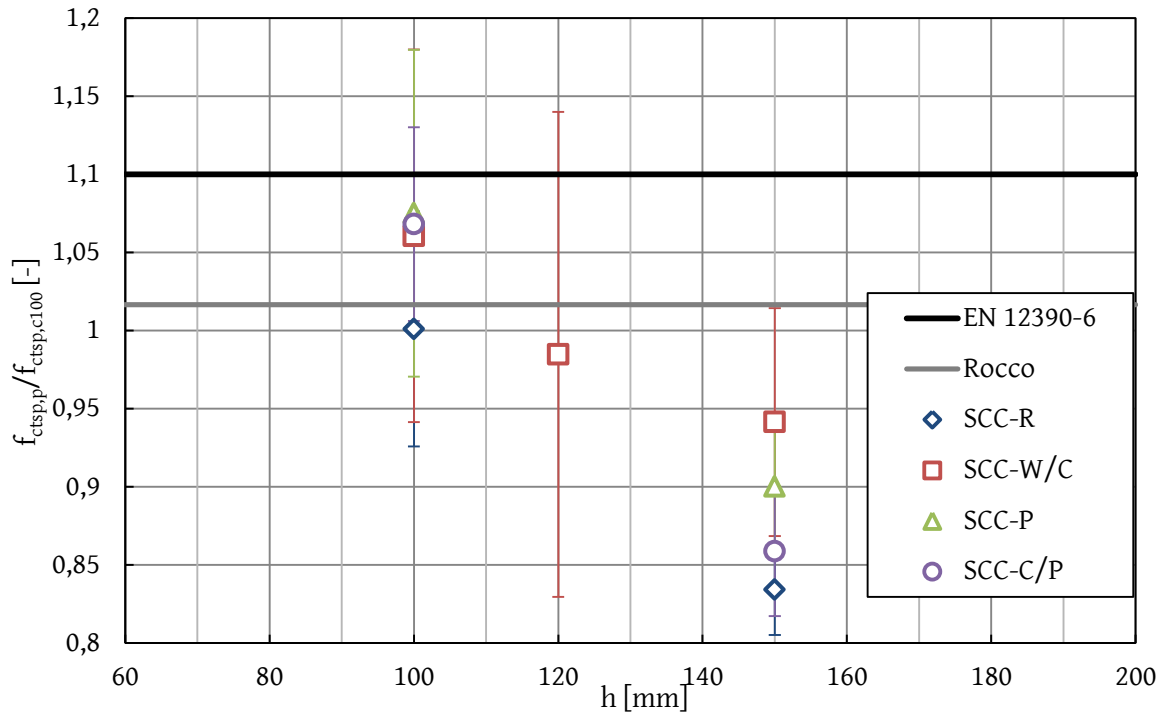
Volgens Rocco et al. [18] geldt:

$$\frac{f_{ctsp,p}}{f_{ctsp,c}} = \frac{(1 - \beta^2)^{3/2}}{(1 - \beta^2)^{5/3} - 0,0115} \quad (4-23)$$

Voor de splijtproeven werd steeds $\beta = 0,16$ genomen (met uitzondering van de weinige splijtproeven op prisma's 120x120). Dit geeft een kleiner verschil van:

$$\frac{f_{ctsp,p}}{f_{ctsp,c}} = 1,0165 \quad (7-1)$$

De verhoudingen $f_{ctsp,p}/f_{ctsp,c100}$ worden voor elke prismahoogte ($h = 100, 120$ en 150) en per mengeling weergegeven op Figuur 7-8.



Figuur 7-8: Shape effect bij de splijtproof, vergelijking eigen proefresultaten van zelfverdichtend beton met bestaande vormfactoren geldig voor traditioneel beton

De vormfactoren uit de literatuur slaan duidelijk enkel op de verhouding tussen prisma's en cilinders met dezelfde diameter of zijde ($h = d = 100$ mm). Wanneer proefstukken met verschillende afmetingen ($h = 120$ of 150 mm) worden vergeleken, speelt het size effect een rol.

Resultaten voor SCC-W/C, SCC-P en SCC-C/P liggen tussen beide waarden voor traditioneel beton. Enkel voor mengeling SCC-R, de referentiemengeling, wijkt de verhouding lichtjes af (er is geen shape effect). Er is dus geen groot verschil merkbaar tussen het shape effect voor traditioneel en poedergebaseerd zelfverdichtend beton.

De verhouding uit de norm voor de splijtproef (EN 12390-6, [8]) geeft een veilige schatting wanneer de cilindersplijttreksterkte $f_{ctsp,c}$ uit de prismasplijttreksterkte $f_{ctsp,p}$ wordt afgeleid. Omgekeerd kan de lagere verhouding, die volgens Rocco geldt, gebruikt worden om een veilige schatting te doen van $f_{ctsp,p}$ uit $f_{ctsp,c}$.

Volgens Kadlecek [23] hangt de relatie $f_{ctsp,p}/f_{ctsp,c}$ wel af van de afmetingen van het proefstuk, meer bepaald van het breukoppervlak A (in cm^2):

$$\frac{R_{rel,p}}{R_{rel,c}} = \frac{f_{ctsp,p}}{f_{ctsp,c}} = 0,89 \cdot A^{0,022} \quad (4-26)$$

Vermits er per mengeling maar 1 cilinder grootte is beproefd (met $A = 200 \text{ cm}^2$), kan enkel deze als referentie gebruikt worden. Wanneer aangenomen wordt dat deze via Kadlecek's size effect-formule (4-11) kan worden omgezet naar een cilinder met breukoppervlak $A=225 \text{ cm}^2$ (afmetingen 106×212 mm), dan kan deze vergeleken worden met prisma's 150×150 ($A=225 \text{ cm}^2$). In feite is deze vormfactor niet geldig voor zelfverdichtend beton (zie 7.2.1.3), maar omwille van het kleine verschil in oppervlakte wordt hier aangenomen dat deze wel gebruikt kan worden.

Met formule (4-11) kan de volgens Kadlecek geldende vormfactor berekend worden:

$$R_{rel} = f_{ctsp,c100}/f_{ctsp,c106} = 200 \cdot (10\text{cm} \cdot 20\text{cm})^{-0,128} = 101,51\%$$

Hiermee kan voor elke mengeling de equivalente splijttreksterkte op cilinders 106×212 berekend worden:

Tabel 7-6: Omzetting splijttreksterkte naar cilinders 106×212 (volgens Kadlecek [23])

	SCC-R	SCC-W/C	SCC-P	SCC-C/P
c100	5,36	6,50	5,01	4,56
c106	5,28	6,40	4,94	4,50

Een vergelijking met de prisma's 150×150 levert volgende vormfactoren op:

	SCC-R	SCC-W/C	SCC-P	SCC-C/P
$f_{ctsp,c106}$	5,28	6,40	4,94	4,50
$f_{ctsp,p150}$	4,47	6,11	4,51	3,92
$f_{ctsp,p150}/f_{ctsp,c106}$	0,85	0,96	0,91	0,87

Volgens Kadlecek zou er voor een breukoppervlak van 225 cm^2 geen verschil mogen zijn tussen de splijtproef op prisma's of cilinders:

$$\frac{f_{ctsp,p}}{f_{ctsp,c}}(A = 225 \text{ cm}^2) = 0,89 \cdot (225)^{0,022} = 1,00$$

Dit is duidelijk niet het geval voor de splijtproeven uitgevoerd in deze thesis, de verschillen lopen op tot meer dan 10 %. Het valt af te raden om Kadlecek's vormfactoren te gebruiken voor poedergebaseerd zelfverdichtend beton.

7.3.2 Conclusie

Voor het shape effect werden splijtproeven op cilinders en prisma's vergeleken. Bij de vergelijking van proefstukken met verschillende zijde of diameter speelt het size effect een rol. Daarom werden enkel proefstukken met dezelfde diameter of zijde (in dit geval $h = d = 100$ mm) beschouwd.

Uit de eigen proefresultaten kon geconcludeerd worden dat de vormfactor uit de norm (EN 12390-6) kan gebruikt worden om een veilige te schatting te maken van de cilindersplijttreksterkte $f_{ctsp,c}$ uit de prismasplijttreksterkte $f_{ctsp,p}$ voor poedergebaseerd zelfverdichtend beton. Voor de omgekeerde relatie wordt beter de vormfactor voorgesteld door Rocco et al. gehanteerd.

De vormfactoren voorgesteld door Kadlecek et al., die werden opgesteld d.m.v. een proefprogramma op traditioneel beton, komen niet goed overeen met de eigen proefresultaten op poedergebaseerd zelfverdichtend beton.

Tenslotte kan voor een meer exacte verhouding nog verwezen worden naar de vormfactor die bepaald werd met het experimenteel programma van deze thesis:

Tabel 7-7: Vormfactor voor shape effect bij de splijtproef (uit deel 6.4)

	Min.	Gem.	Max.
Splijtproef			
$f_{ctsp,p100}/f_{ctsp,c100}$	1,001	1,051	1,075

Deze vormfactor is (in feite) enkel geldig voor zelfverdichtend beton met een samenstelling zoals in deel 6.1.

7.4 Invloed van de proefmethode

In dit deel worden de onderlinge relaties tussen de treksterkten resulterend uit de verschillende proefmethoden onderzocht. Er wordt nagegaan of de proefresultaten van het zelfverdichtend beton overeenkomen met de bestaande formules (uit normen of literatuur) voor traditioneel beton.

Omdat voor deze onderlinge relaties uiteraard ook het size en shape effect een grote rol spelen, wordt steeds de verhoudingen tussen alle proefstukken beschouwd. Zo worden bv. voor de zuivere treksterkte zowel $f_{ct,d80}$ als $f_{ct,d50}$ beschouwd. Verder wordt het verschil tussen de mengelingen niet meer aangegeven op de grafieken, dit om de overzichtelijkheid te bewaren.

7.4.1 Relatie Splijttreksterkte – Zuivere treksterkte

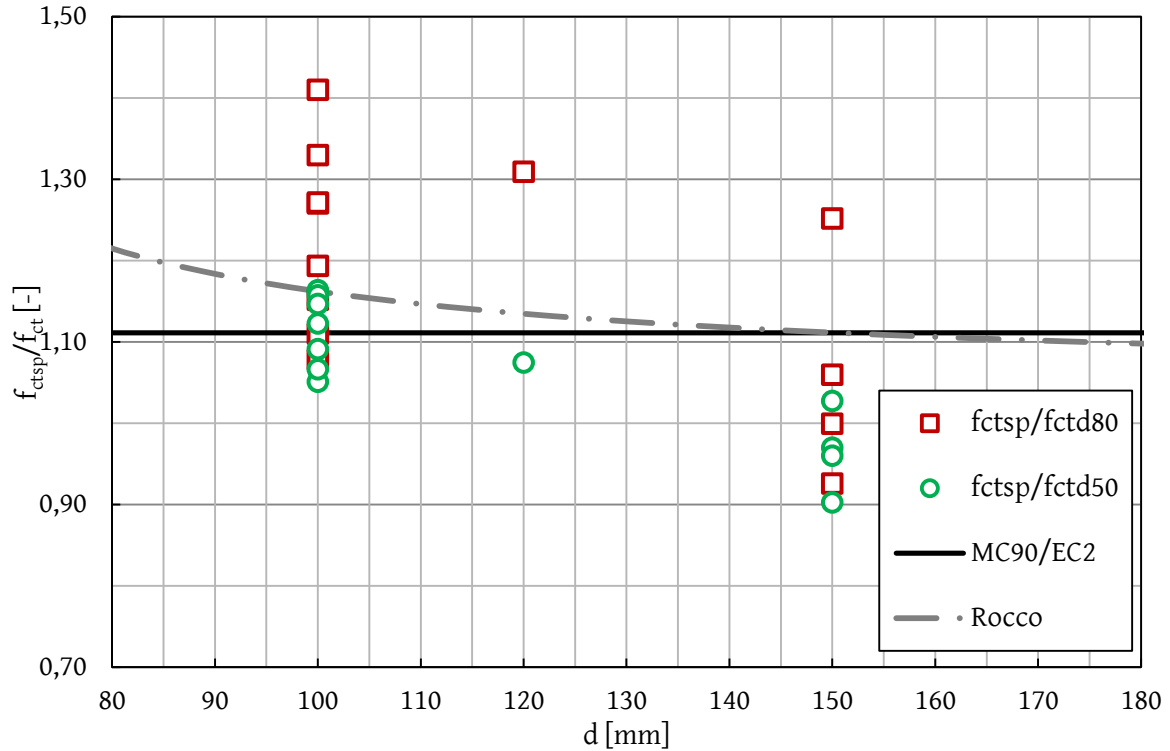
Volgens MC90 en EC2 geldt voor de relatie splijt-/zuivere treksterkte:

$$\frac{f_{ctsp}}{f_{ct}} = 1,111 \quad (4-30)$$

Volgens Rocco et al. geldt:

$$\frac{f_{ctsp}}{f_{ct}} = 1,0465 + \frac{1}{-4,89 + 18,87 d/l_{ch1}} \quad (4-8)$$

Er werden slijtproeven uitgevoerd op cilinders 100x200 en prisma's 100x100, 120x120 en 150x150. De bekomen slijttreksterkten werden steeds gedeeld door de zuivere treksterkten op cilinderkernen met diameters 80 en 50 mm. De verkregen verhoudingen worden vergeleken met de formules in Figuur 7-9. Voor formule (4-8) werd voor de karakteristieke materiaallengte het gemiddelde $l_{ch1} = 139,40 \text{ mm}$ genomen (zie 7.1.2).



Figuur 7-9: Relatie slijttreksterkte vs. zuivere treksterkte (f_{ctsp}/f_{ct}): vergelijking proefresultaten ZVB met formules MC90/EC2 en Rocco

Het size effect is duidelijk waarneembaar, dit zowel voor de slijttreksterkte als de zuivere treksterkte. In de formule van Rocco wordt dit size effect voor de slijtproef in rekening gebracht. Deze relatie blijkt dan ook redelijk goed overeen te komen met de proefresultaten, op enkele uitschieters na.

Toch komt ook de vereenvoudigde verhouding, voorgeschreven in MC90 en EC2, goed in de buurt van de algemene gemiddelde waarden.

Algemeen kan geconcludeerd worden dat voor de gebruikelijke proefstukgroottes het afleiden van de zuivere treksterkte uit de slijttreksterkte voor poedergebaseerd zelfverdichtend beton volgens MC90 of EC2 een ruwe maar realistische schatting oplevert. Een ietwat specifiekere verhouding kan berekend worden met de formule voorgesteld door Rocco et al. (gebaseerd op het cohesive crack model), maar hiervoor moet de karakteristieke materiaallengte van het zelfverdichtend beton gekend zijn.

7.4.2 Relatie Buigtreksterkte – Zuivere treksterkte

In de normen zijn voor de vierpuntsbuigproef volgende relaties voorgeschreven:

MC90:

$$\frac{f_{ctfl(4p)}}{f_{ct}} = \left(\frac{1,5(h_b/h_0)^{0,7}}{1 + 1,5(h_b/h_0)^{0,7}} \right)^{-1} \quad (4-12)$$

EC2:

$$\frac{f_{ctfl(4p)}}{f_{ct}} = \max \left\{ \left(1,6 - \frac{h_b}{1000} \right); 1 \right\} \quad (4-16)$$

In de literatuur werden meer specifieke (en materiaalafhankelijke) relaties gevonden:

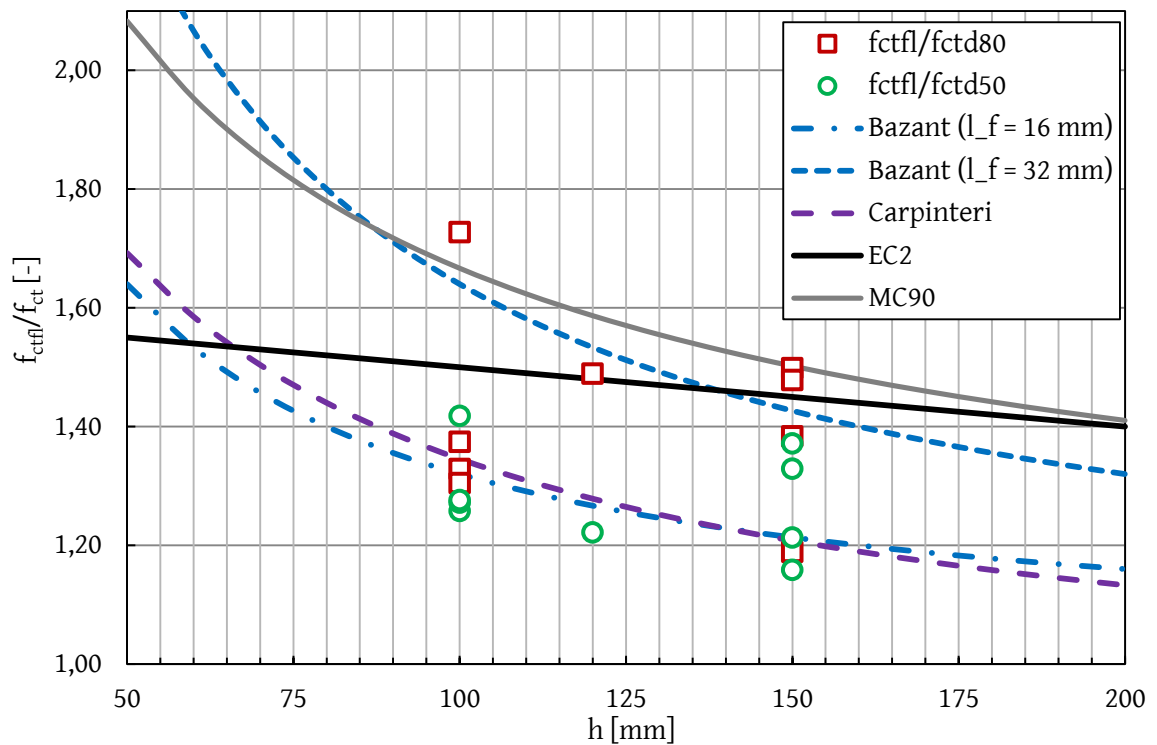
Bazant:

$$\frac{f_{ctfl(4p)}}{f_{ct}} = 1 + \frac{2}{h} l_f \quad (4-20)$$

Carpinteri:

$$\frac{f_{ctfl(3p)}}{f_{ct}} = \left(1 + \frac{l_{ch1}}{h} \right)^{1/2} \quad (4-21)$$

Deze relaties worden vergeleken met de proefresultaten (Figuur 7-10). Hiervoor werd de 3pt-buigtreksterkten op prisma's 100x100, 120x120, 150x150 omgezet naar 4pt-buigtreksterkten (factor 15%, zie deel 3.2.3.2) en gedeeld door de zuivere treksterkten op cilinderkernen met diameter 50 en 80 mm. Voor formule (4-20) werd l_f (initieel) genomen als $d_{max} = 16 \text{ mm}$. Formule (4-21) werd ook omgezet naar de 4pt-buigproef zodat een vergelijking op één grafiek mogelijk is. Verder werd voor de karakteristieke materiaallengte het gemiddelde $l_{ch1} = 139,40 \text{ mm}$ genomen (zie 7.1.2).



Figuur 7-10: Relatie buig- vs. zuivere treksterkte, vergelijking proefresultaten ZVB met formules uit MC90/EC2 en literatuur

De genormeerde relatie uit EC2 geeft, op enkele uitschieters na (waarschijnlijk te wijten aan de licht afwijkende buigproefresultaten), een overschatting van de verhoudingen f_{ctfl}/f_{ct} verkregen uit de proefresultaten. De formule uit MC90 levert een nog hogere overschatting op (vooral voor prisma's met $h = 100 \text{ mm}$).

De formule door Bazant met $l_f = 16 \text{ mm}$ ($= d_{max}$) komt goed overeen met een groot deel van de proefresultaten. Omdat parameter l_f van ‘dezelfde grootteorde’ moet zijn als d_{max} , werd formule (4-14) ook weergegeven voor $l_f = 32 \text{ mm}$ ($= 2 * d_{max}$). Deze laatste blijkt beter overeen te komen met de proefresultaten waarvoor een grotere verhouding (vooral voor $h = 150 \text{ mm}$) werd verkregen. Een juiste keuze van l_f is dus zeer belangrijk, maar zoals eerder aangewezen (deel 7.2.2.3) heeft een regressieanalyse weinig nut.

Carpinteri's formule resulteert in een quasi identieke curve aan deze van Bazant met $l_f = 16 \text{ mm}$ (voor prismahoogten tussen 50 en 100 mm). Wel moet hiervoor de karakteristieke materiaallengte gekend zijn.

De conclusie is dat voor poedergebaseerd zelfverdichtend beton EC2 kan gebruikt worden om op eenvoudige wijze een ruwe schatting van de waarde voor de zuivere treksterkte te bepalen uit de buigtreksterkte. Voor een meer correcte (en veiligere) verhouding kan Bazant's formule gebruikt worden indien parameter l_f genomen wordt als d_{max} , of Carpinteri's formule indien de karakteristieke materiaallengte van het beton gekend is.

7.4.3 Relatie Buigtreksterkte – Splijttreksterkte

Door het combineren van de genormeerde formules voor de relatie splijt-/zuivere treksterkte en de relatie buig-/zuivere treksterkte was het mogelijk om ook de relatie buig-/splijttreksterkte uit te drukken:

MC90:

$$\frac{f_{ctfl}}{f_{ctsp}} = 0,9 \left(\frac{1,5(h_b/h_0)^{0,7}}{(1 + 1,5(h_b/h_0)^{0,7})} \right)^{-1} \quad (4-31)$$

EC2:

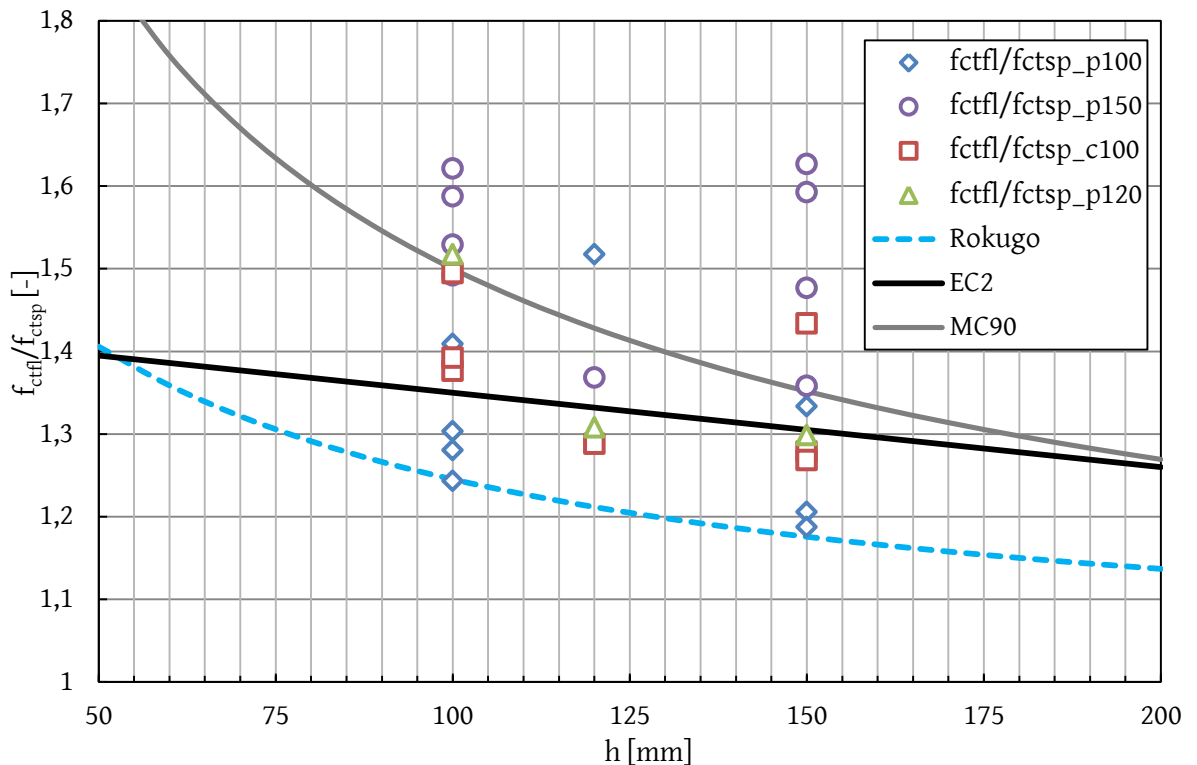
$$\frac{f_{ctfl}}{f_{ctsp}} = \max \left\{ \left(1,44 - \frac{h}{1111} \right); 0,9 \right\} \quad (4-32)$$

Verder werd door Rokugo et al. [25] volgende materiaalafhankelijke relatie voorgeschreven:

$$\frac{f_{ctfl}}{f_{ctsp}} = 1 + \frac{1}{0,85 + 4,5(d/l_{ch1})} \quad (4-19)$$

Deze formules worden met de proefresultaten van het zelfverdichtend beton vergeleken. Voor formule (4-19) werd $l_{ch1,gem}$ genomen.

Er werden buig- en splijtproeven uitgevoerd op prisma's 100x100, 120x120 en 150x150 mm. Verder werden er ook splijtproeven uitgevoerd op cilinders 100x200. De verhoudingen tussen elk van deze sterkten worden weergegeven in Figuur 7-11. Hierbij werd aangeduid door welke splijttreksterkte er gedeeld werd.



Figuur 7-11: Relatie buig- vs. splijttreksterkte, vergelijking proefresultaten zelfverdichtend beton met formules MC90/EC2 en Rokugo

Rokugo's formule onderschat de verhouding f_{ctfl}/f_{ctsp} , voor alle prismahoogten.

De formule voorgeschreven in EC2 blijkt redelijk goed overeen te komen met de proefdata indien als referentie de splijttreksterkte op prisma's of cilinders met h of $d = 100$ mm wordt genomen. De uitdrukking uit MC90 komt ook redelijk overeen met de gemiddelde waarden $f_{ctfl}/f_{ctsp,c100}$. Voor $f_{ctfl}/f_{ctsp,p150}$ treedt er voor beide formules een onderschatting op.

Gesteld kan worden dat best de genormeerde relatie uit EC2 kan gebruikt worden om een ruwe schatting te maken van de verhouding buig-/splijttreksterkte voor poedergebaseerd zelfverdichtend beton.

7.4.4 Conclusie

De relaties tussen de verschillende types treksterkte die gelden voor traditioneel werden getoetst aan het eigen proefprogramma op poedergebaseerd zelfverdichtend beton.

Voor de relatie splijt-/zuivere treksterkte kan de genormeerde verhouding uit MC90 of EC2 gebruikt worden om een ruwe maar realistische schatting te bekomen. Indien de karakteristieke materiaallengte van het materiaal gekend is, kan de formule voorgesteld door Rocco et al. gebruikt worden om een meer specifieke verhouding te berekenen.

Voor de relatie buig-/zuivere treksterkte kan voor de eenvoud de formule voorgesteld in EC2 gehanteerd worden. Hiermee wordt wel een lichte overschatting van de verhouding bekomen. De formule uit MC90 vertoont een mindere overeenkomst met de proefresultaten. Voor een veiligere waarde voor de verhouding kan enerzijds Bazant's formule (indien parameter l_f als d_{max} wordt genomen) of anderzijds Carpinteri's formule (indien de karakteristieke materiaallengte is gekend) worden gebruikt.

Tenslotte kan voor een ruwe schatting voor de relatie tussen de buig- en splijttreksterkte best de genormeerde relatie voorgesteld in EC2 gebruikt worden. De genormeerde formule uit MC90 vertoonde ook hier een mindere overeenkomst met de proefresultaten.

Ook wordt nog gewezen naar de vormfactoren (de ‘proefmethode-factoren’) die rechtstreeks werden bepaald uit de eigen proefresultaten:

Tabel 7-8: Vormfactoren voor de invloed van de proefmethode (uit deel 6.4)

Invloed proefmethode	Min.	Gem.	Max.
Splijtproef vs. Rechtstreekse trekproef			
$f_{ctsp,c100}/f_{ct,d80}$	1,078	1,197	1,330
$f_{ctsp,p100}/f_{ct,d80}$	1,152	1,257	1,410
Buigproef vs. Rechtstreekse trekproef			
$f_{ctfl,100}/f_{ct,d80}$	1,501	1,649	1,987
Buigproef vs. splijtproef			
$f_{ctfl,100}/f_{ctsp,c100}$	1,244	1,377	1,494

Ook hier geldt dat deze vormfactoren (in feite) enkel geldig zijn voor zelfverdichtend beton met een samenstelling zoals in deel 6.1.

7.5 Relatie trek-/druksterkte

In dit laatste deel van Hoofdstuk 7 wordt de relatie trek-/druksterkte voor zelfverdichtend beton nader onderzocht. De bestaande relaties van de druksterkte met de drie types treksterkte (buig-, splijt- en zuivere treksterkte) die gelden voor traditioneel beton, worden vergeleken met de eigen proefresultaten verkregen op poedergebaseerd zelfverdichtend beton.

In wat volgt wordt steeds de druksterkte op cilinders 150x300 mm genomen als referentiedruksterkte. Omdat in enkele van de formules uit de normen (MC90/EC2) de karakteristieke cilinderdruksterkte f_{ck} voorkomt, wordt aangenomen dat $f_{cm} = f_{ck} + 8 \text{ N/mm}^2$ (dit is in feite enkel zeker geldig voor traditioneel beton).

Naast een vergelijking met de eigen proefgegevens worden er voor dit onderzoek ook proefgegevens gebruikt uit oudere onderzoeken gevoerd naar zelfverdichtend beton. Deze proefgegevens werden door de RILEM-werkgroep 'Mechanical behaviour of SCC' verzameld en samengevat in een database. De onderzoeken in deze database zijn zeer gevarieerd en slechts een relatief klein aantal proefgegevens zal gebruikt kunnen worden. De reden hiervoor is dat er slechts in een aantal van deze onderzoeken gelijktijdig druk- en trekproeven werden uitgevoerd. Er wordt voor de verschillende types treksterkte steeds vermeld uit hoeveel onderzoeken er gegevens worden gebruikt. Ook wordt informatie gegeven over de samenstelling van het zelfverdichtend beton.

De drukproeven geregistreerd in deze database zijn uitgevoerd op kubussen en cilinders van variërende grootte. Omdat in wat volgt steeds als referentie de druksterkte op cilinders 150x300 ($f_{cm} = f_{c150}$) wordt genomen, is het nodig om eerst alle proefresultaten om te zetten naar de equivalente cilinderdruksterkte $f_{cm,eq}$. Dit werd gedaan met de vormfactoren uit [41] die experimenteel bepaald zijn voor (poedergebaseerd) zelfverdichtend beton (Tabel 7-9: Vormfactoren voor druksterkte van zelfverdichtend beton Tabel 7-9).

Tabel 7-9: Vormfactoren voor druksterkte van zelfverdichtend beton [41]

Druksterkten	Gem. Vormfactor
$f_{c150}/f_{c100 \times 200}$	0,936
$f_{c150}/f_{ccub200}$	0,947
$f_{c150}/f_{ccub150}$	0,899
$f_{c150}/f_{ccub100}$	0,853

Opmerking

De lezer vraagt zich waarschijnlijk af waarom de RILEM database die voor het onderzoek naar de relatie trek-/druksterkte ter beschikking werd gesteld, niet gebruikt werd bij het onderzoek naar het size-, shape- en proefmethode-effect (deel 7.2 tot 7.4). De reden is voor de hand liggend: slechts in een zeer kleine fractie van de onderzoeken werden tegelijkertijd buigproeven, splijtproeven of rechtstreekse trekproeven uitgevoerd. Verder werden er voor eenzelfde proefmethode zelden of nooit proefstukken van verschillende grootte beproefd.

7.5.1 Zuivere treksterkte vs. cilinderdruksterkte

In de normen worden volgende relaties voorgeschreven:

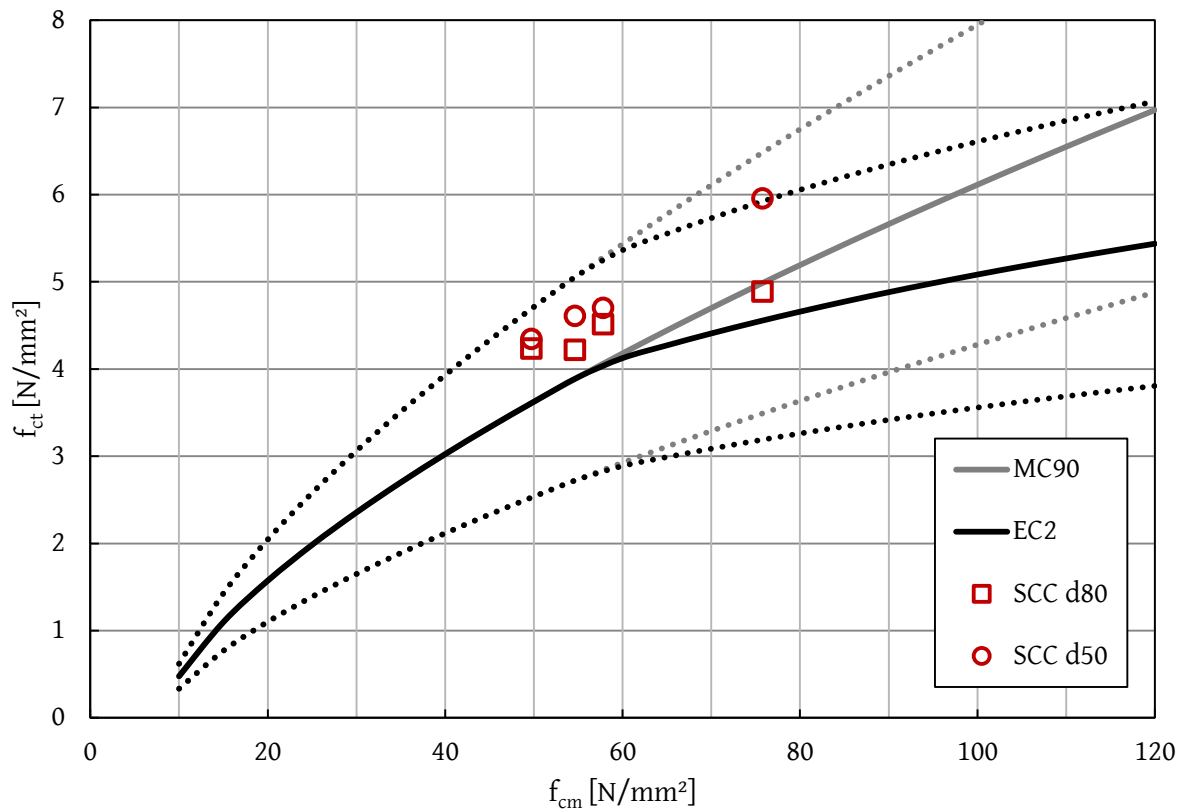
MC90:

$$f_{ct} = 0,30(f_{ck})^{2/3} \quad (5-2)$$

EC2:

$$\begin{aligned} f_{ct} &= 0,30(f_{ck})^{2/3} && \leq C50/60 \\ f_{ct} &= 2,12 \ln\left(1 + \frac{f_{cm}}{10}\right) && \geq C50/60 \end{aligned} \quad (5-3)$$

Ter vergelijking worden de proefresultaten van de rechtstreekse trekproef op cilinderkernen met diameter 80 mm en 50 mm uitgezet in relatie met de cilinderdruksterkte:



Figuur 7-12: Zuivere treksterkte f_{ct} vs. cilinderdruksterkte f_{cm} , vergelijking proefresultaten met bestaande formules voor traditioneel beton

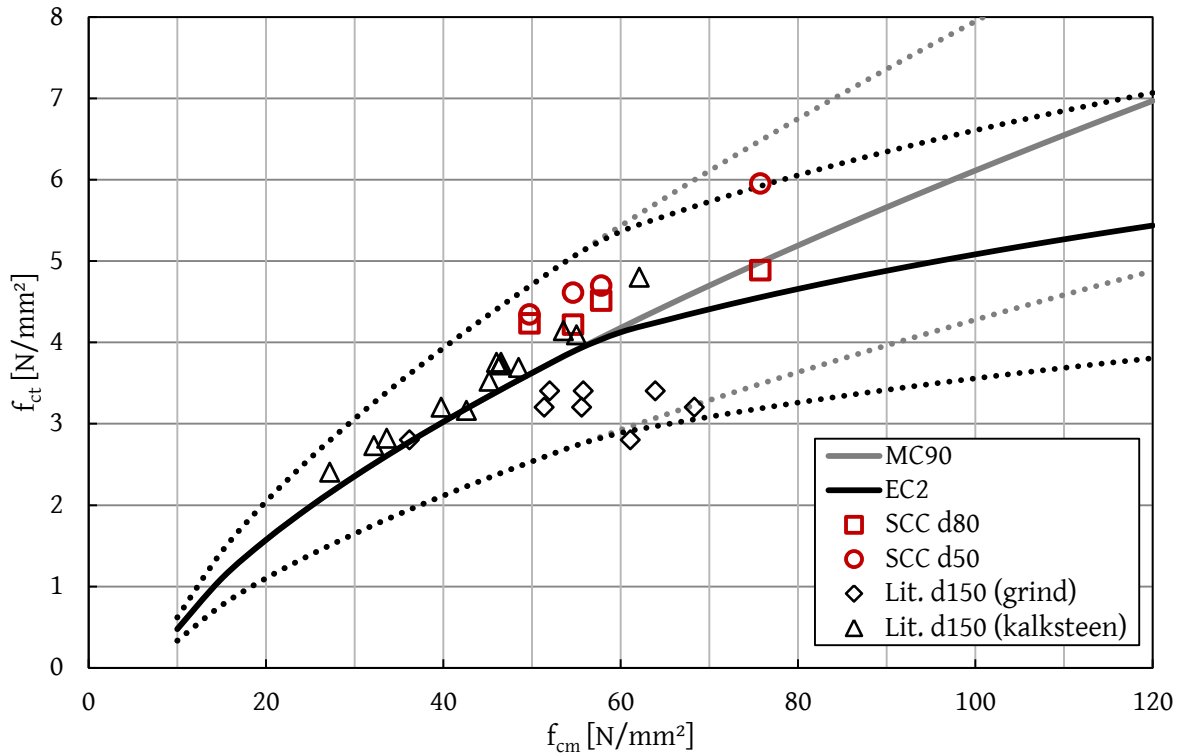
De proefresultaten vallen in de bovenste helft (tussen het gemiddelde en de 95-percentiel) van het door EC2 en MC90 aanbevolen waardenbereik. Verder is ook hier (uiteraard) het size effect waarneembaar: $f_{ct,d50}$ valt hoger uit dan $f_{ct,d80}$. Uit deze (zeer gelimiteerde) data kan geconcludeerd worden dat een schatting van de zuivere treksterkte uit de cilinderdruksterkte volgens de normen EC2 en MC90, een realistische en ook een veilige schatting is.

Uit de RILEM database kan een zeer beperkt aantal proefresultaten gebruikt worden. Deze proefresultaten, meer bepaald 21 proefresultaten uit 5 onderzoeken, hebben een redelijk gelijkaardige samenstelling als deze van het zelfverdichtend beton beproefd in dit werk. Het betreft zelfverdichtend beton met volgende bestanddelen en specificaties:

- Granulaten: grind (ongebroken) of kalksteen (gebroken)
- Vulstoffen: kalksteenpoeder of vliegas
- Cement: CEM I 32,5 N tot CEM I 52,5 N
- C/P-ratio: 0,5 à 1,0
- W/C-ratio: 0,46 à 0,66
- Druksterkte: variërend van 27 tot 68 N/mm²

De rechtstreekse trekproeven in deze onderzoeken werden steeds uitgevoerd op cilinders met diameter 150 mm, dit meestal op een ouderdom van 28 dagen. Verder werd de druksterkte in de meeste onderzoeken afgeleid uit cilinders 150x300 mm, in één onderzoek werd de drukproef enkel op kubussen 200 mm uitgevoerd. Deze laatste werd omgezet naar de karakteristieke druksterkte f_{cm} (cilinder 150x300).

In Figuur 7-13 worden deze proefresultaten uit de RILEM database weergegeven. Ook worden opnieuw de eigen proefresultaten beschouwd:



Figuur 7-13: Zuivere treksterkte f_{ct} vs. cilinderdruksterkte f_{cm} , vergelijking met proefresultaten en gegevens uit RILEM database (5 onderzoeken) met onderscheid tussen type granulaat (grind en kalksteen)

Ook deze extra proefresultaten vallen binnen het door de normen voorgeschreven waardenbereik. Wel speelt het size effect hier een rol: voor hetzelfde type granulaat (grind) valt $f_{ct,d150}$ lager uit dan het genormeerde gemiddelde, terwijl $f_{ct,d80}$ of $f_{ct,d50}$ hoger uitvallen. Verder is ook de invloed van het type granulaat opvallend: de treksterkte van ZVB met gebroken granulaat (kalksteen) valt hoger uit dan deze met ongebroken granulaat (grind).

Opnieuw kan (uit deze nog steeds gelimiteerde data) geconcludeerd worden dat een schatting van de zuivere treksterkte uit de cilinderdruksterkte volgens het in de normen (MC90 en EC2) voorgeschreven waardenbereik, een realistische schatting oplevert. Wel kan het nuttig zijn om rechtstreekse trekproef Europees te normeren (vooral het vastleggen van de diameter is hierbij belangrijk) zodat een meer eenduidig verband (met minder spreiding) kan worden afgeleid.

7.5.2 Splijttreksterkte vs. cilinderdruksterkte

In de normen en literatuur worden volgende relaties voorgeschreven voor traditioneel beton:

MC90:

$$f_{ctsp} = \frac{1}{0,9} 0,30(f_{ck})^{2/3} = 0,33(f_{ck})^{2/3} \quad (5-5)$$

EC2:

$$\begin{aligned} f_{ctsp} &= 0,33(f_{ck})^{2/3} && \leq C50/60 \\ f_{ctsp} &= 2,36 \ln\left(1 + \frac{f_{cm}}{10}\right) && \geq C50/60 \end{aligned} \quad (5-6)$$

Raphael:

$$f_{ctsp} = 0,313(f_{cm})^{2/3} \quad (5-7)$$

Oluokun:

$$f_{ctsp} = 0,295(f_{cm})^{0,69} \quad (5-8)$$

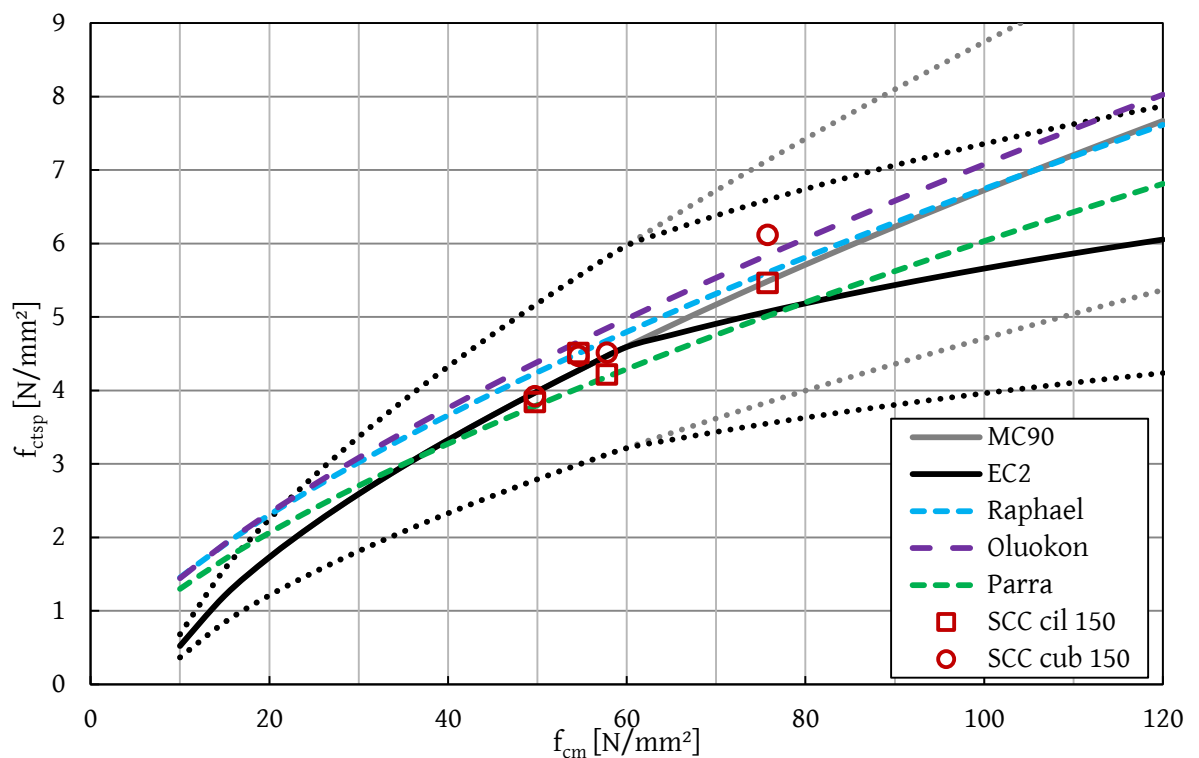
Parra [39] vond volgend verband voor zelfverdichtend beton met een hoog gehalte aan niet-actieve toevoegsels (zoals kalksteenpoeder):

$$f_{ctsp} = 0,28 f_{cm}^{2/3} \quad (5-16)$$

Bovenstaande relaties gelden steeds voor splijtproeven op cilinders 150x300 mm. De proefresultaten (op cilinders 100x200 mm) moeten eerst worden omgevormd. Als benadering wordt aangenomen dat de verhouding tussen $f_{ctsp,p150}$ en $f_{ctsp,p100}$ gelijk is aan deze tussen $f_{ctsp,c150}$ en $f_{ctsp,c100}$, zodat de gemiddelde waarde uit deel 6.4 als vormfactor genomen kan worden:

$$\frac{f_{ctsp,c150}}{f_{ctsp,c100}} \cong \frac{f_{ctsp,p150}}{f_{ctsp,p100}} = 0,841$$

In Figuur 7-14 worden de eigen proefresultaten vergeleken met de opgesomde formules:



Figuur 7-14: Relatie splijttreksterkte vs. cilinderdruksterkte, vergelijking proefresultaten met bestaande modellen (voor traditioneel beton en zelfverdichtend beton)

De eigen proefresultaten blijken goed overeen te komen met de bestaande formules voor traditioneel beton. Ze vallen binnen het door beide normen (MC90/EC2) voorgeschreven waardenbereik, en de meeste komen zeer goed overeen met de gemiddelde curven. Voor hogere sterkte lijkt MC90 wel de betere schatting op te leveren.

De formules voorgesteld door Oluokon en Raphael leveren gemiddeld een lichte overschatting op. De genormeerde formules genieten daarom de voorkeur (vooral MC90 voor hogere druksterkten).

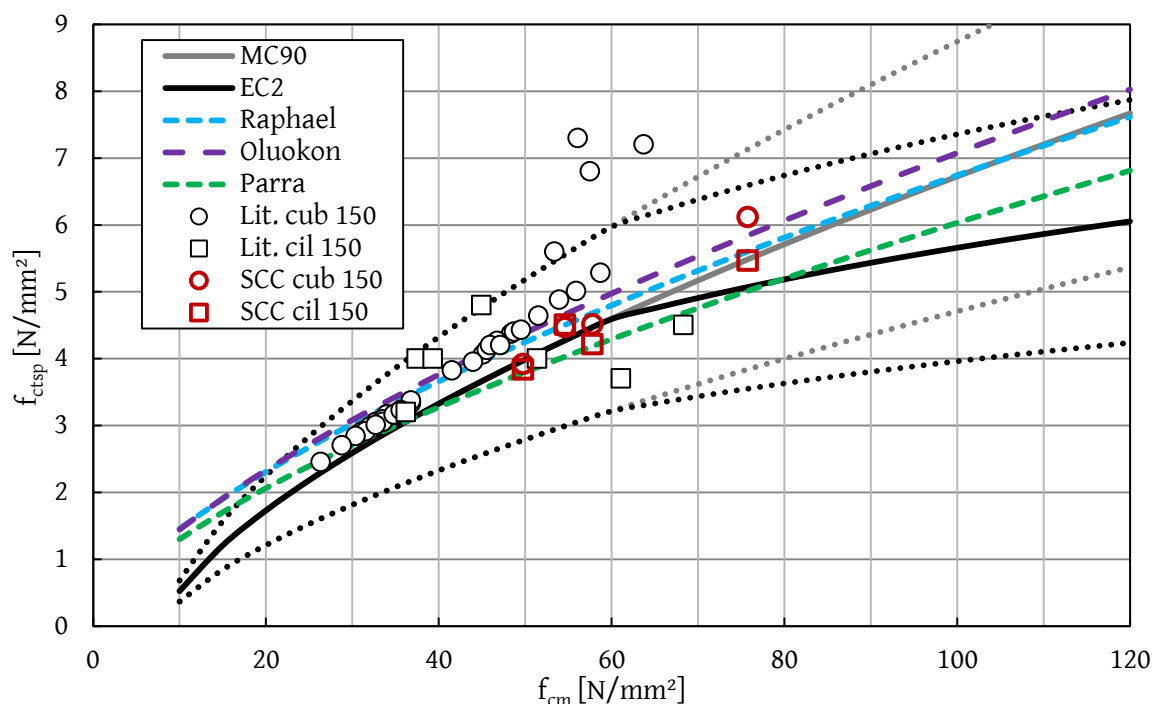
De formule voorgesteld door Parra, die zeker zou moeten gelden voor het poedergebaseerd zelfverdichtend beton uit deze thesis, levert dan weer een lichte onderschatting op. Het gemiddelde verschil van 15,5 % met de genormeerde formules wordt hier niet geconstateerd.

Uit deze gelimiteerde proefdata kan gesteld worden dat de normen (MC90/EC2) kunnen gebruikt worden om een geloofwaardige schatting te maken van de zuivere treksterkte voor het zelfverdichtend beton in deze thesis. De aanpassing in de formule voor de hogere druksterkten ($f_{cm} > C50/60$) uit EC2 lijkt voor zelfverdichtend beton niet nodig te zijn.

Met de gegevens uit de RILEM database kan bovenstaande bewering nog extra gestaafd worden. In de database zijn redelijk wat gegevens over splijtproeven geregistreerd.

Eerst werd enkel de proefdata geselecteerd waarbij splijtproeven (ouderdom 28 dagen) op zelfverdichtend beton met hetzelfde type granulaat (grind) en dezelfde vulstof (kalksteenpoeder) werden uitgevoerd. Dit leverde 48 proefresultaten uit 7 onderzoeken op. Het poedergebaseerd zelfverdichtend beton uit deze onderzoeken had volgende specificaties:

- CEM I 42,5/52,5 N
- W/C-ratio van 0,38 tot 0,70
- C/P-ratio van 0,50 tot 0,91
- Druksterkte van 26,34 tot 68,30 N/mm²

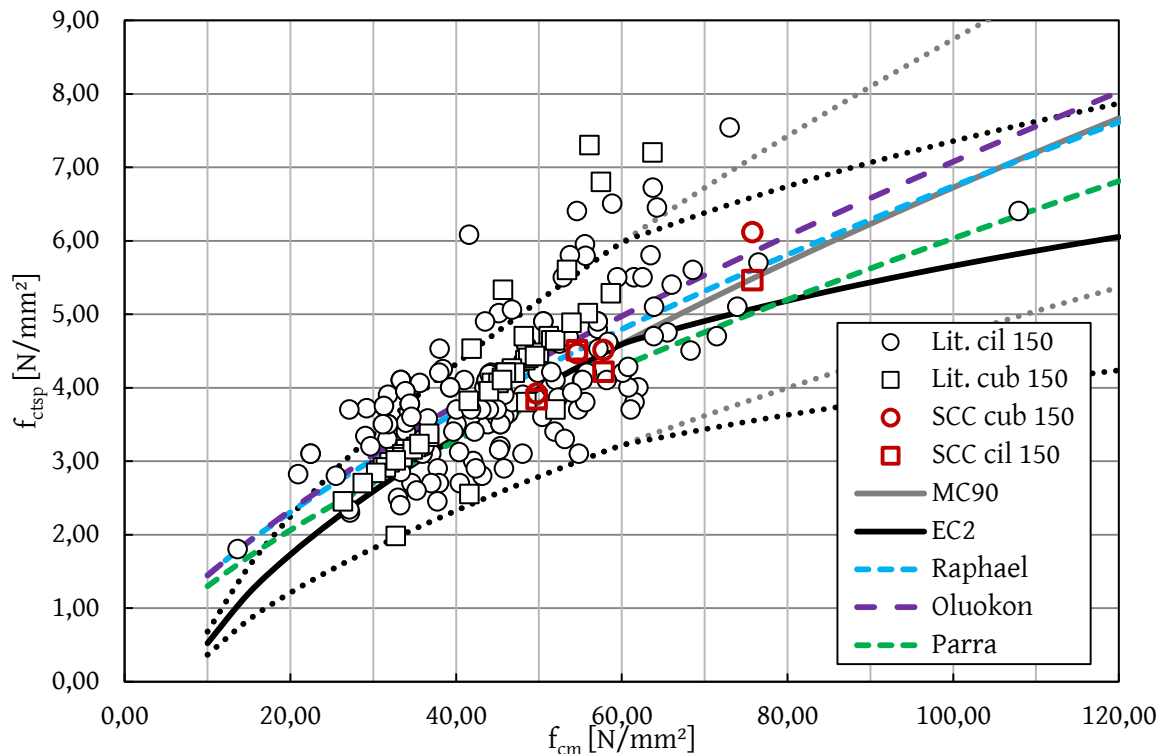


Figuur 7-15: Relatie splijttreksterkte vs. cilinderdruksterkte, vergelijking proefresultaten samen met gegevens uit RILEM database (7 onderzoeken), enkel poedergebaseerd zelfverdichtend beton met grind als granulaat

De gegevens van het poedergebaseerd zelfverdichtend beton uit de literatuur vallen gemiddeld iets hoger uit dan de proefresultaten uit deze thesis.

De conclusie blijft gelden: MC90 en EC2 kunnen gebruikt worden voor een realistische en veilige schatting van de splijttreksterkte uit de druksterkte van poedergebaseerd zelfverdichtend beton. Wel blijken de formules voorgesteld door Raphael en Oluokon beter overeen te komen met de proefresultaten uit de literatuur. Tenslotte levert de formule voorgesteld door Parra et al. nog steeds een onderschatting op.

Voor de volledigheid worden in Figuur 7-16 ook nog alle splijtproefgegevens voor alle types zelfverdichtend beton uit de RILEM database beschouwd. Het betreft gegevens uit 46 onderzoeken (in totaal 271 proefresultaten op beton met variërende ouderdom).



Figuur 7-16: Relatie splijttreksterkte vs. cilinderdruksterkte, vergelijking proefresultaten samen met gegevens uit RILEM database, voor alle types zelfverdichtend beton

De meeste splijtproefresultaten vallen binnen de 5 en 95-percentielen voorgeschreven door de normen. Een redelijk aandeel valt ook hoger uit.

Er kan nu met zekerheid gesteld worden dat de door de normen (MC90 en EC2) voorgeschreven relaties voor de relatie splijttreksterkte vs. cilinderdruksterkte een veilige en realistische schatting opleveren ter bepaling van de splijttreksterkte uit de druksterkte van zelfverdichtend beton.

7.5.3 Buigtreksterkte vs. cilinderdruksterkte

In de normen worden volgende relaties gevonden voor de vierpuntsbuigtreksterkte t.o.v. de cilinderdruksterkte:

MC90:

$$f_{ctfl(4),150} = 0,45(f_{ck})^{2/3} \quad (5-9)$$

$$f_{ctfl(4),100} = 0,50(f_{ck})^{2/3} \quad (5-12)$$

EC2:

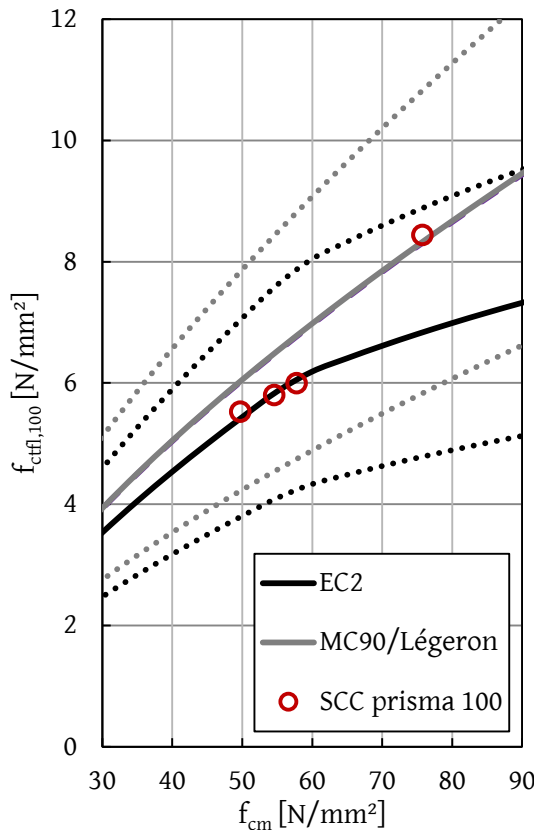
$$\begin{aligned} f_{ctfl(4),150} &= 0,435(f_{ck})^{2/3} && \leq C50/60 \\ f_{ctfl(4),150} &= 3,07 \ln(1 + \frac{f_{cm}}{10}) && \geq C50/60 \end{aligned} \quad (5-10)$$

$$\begin{aligned} f_{ctfl(4),100} &= 0,45(f_{ck})^{2/3} && \leq C50/60 \\ f_{ctfl(4),100} &= 3,18 \ln(1 + \frac{f_{cm}}{10}) && \geq C50/60 \end{aligned} \quad (5-13)$$

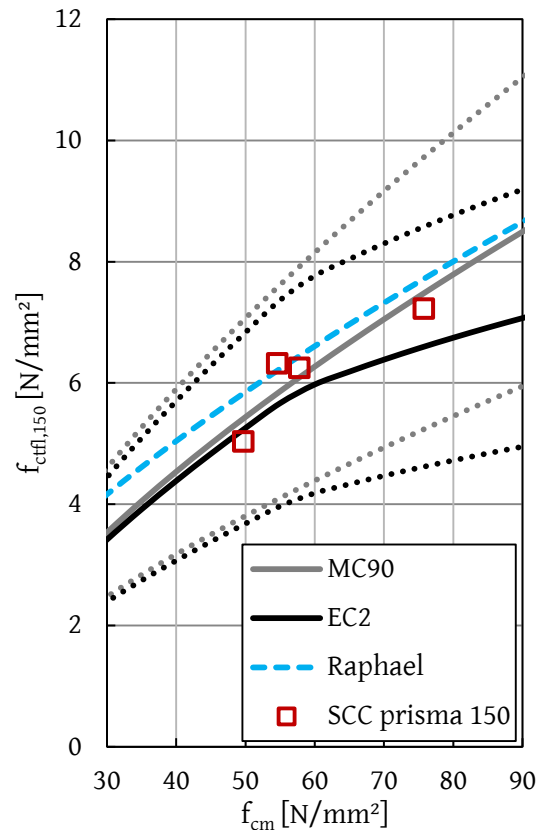
Raphael stelde volgende formule voor:

$$f_{ctfl(4),150} = 0,431(f_{cm})^{2/3} \quad (5-11)$$

Een vergelijking van deze relaties met de proefresultaten wordt weergegeven in Figuur 7-17 en Figuur 7-18. De 3pt-buigtreksterkten werden omgezet naar 4pt-buigtreksterkten met een factor van 15% (zie deel 3.2.3.2). In feite was het mogelijk om de buigtreksterkten op prisma's 100x100 om te zetten naar prisma's 150x150 zodat deze op dezelfde grafiek weergegeven konden worden, maar wegens de afwijkende buigproefresultaten (zie deel 6.3) is het niet zeker of de experimenteel bepaalde vormfactor (uit deel 6.4) wel geldig is. Om deze reden werden de resultaten apart gehouden.



Figuur 7-17: Relatie 4pt-buig- vs. cilinderdruksterkte voor prisma's 100x100, vergelijking proefresultaten zelfverdichtend beton met formules uit normen (MC90/EC2) en literatuur



Figuur 7-18: Relatie 4pt-buig- vs. cilinderdruksterkte voor prisma's 150x150, vergelijking proefresultaten zelfverdichtend beton met formules uit normen (MC90/EC2) en literatuur

Voor beide prismagroottes vallen de proefresultaten ongeveer op de gemiddelde curves voorgeschreven door MC90/EC2. Voor hogere druksterkte lijkt MC90 de relatie beter te voorspellen. Ook met Raphael's formule voor prisma's 150x150 komen de proefdata redelijk goed overeen.

Op basis van deze schaarse proefresultaten kan geconcludeerd worden dat een schatting van de buigtreksterkte uit de cilinderdruksterkte volgens de methode voorgeschreven in de normen (MC90/EC2) een realistische schatting oplevert.

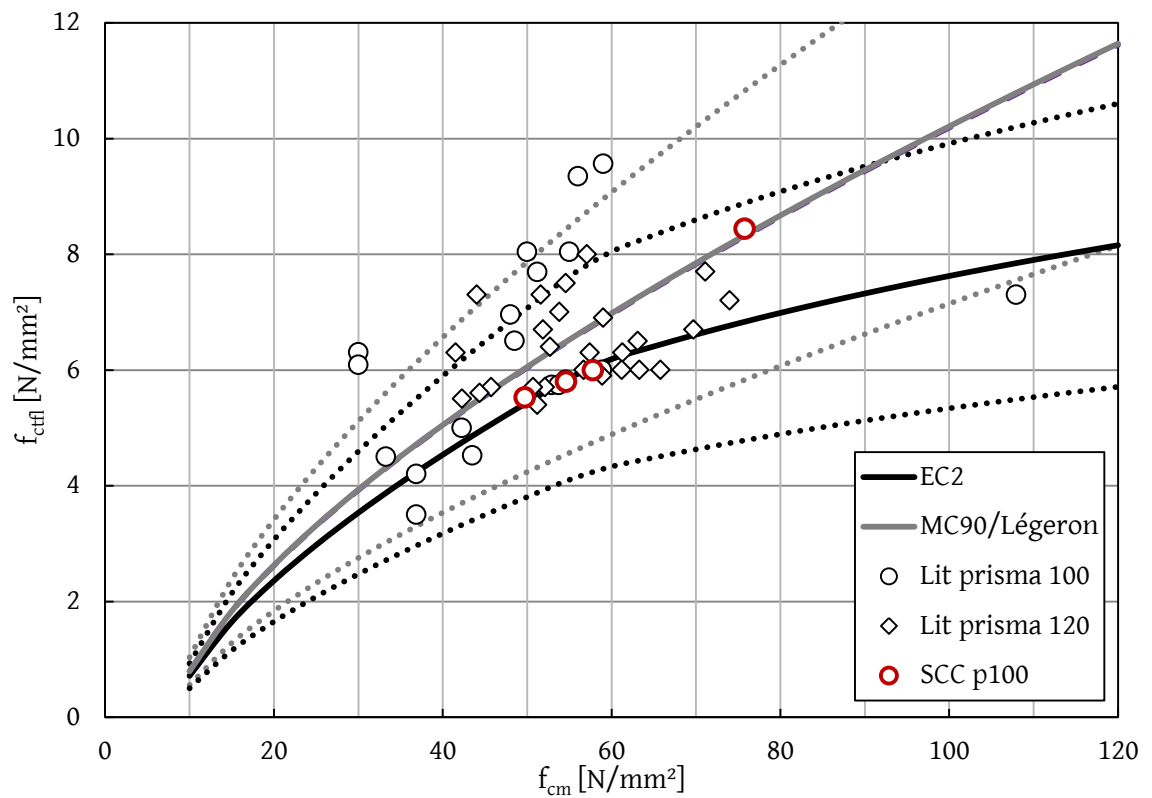
De proefdata uit de RILEM database worden erbij gehaald om een meer algemene conclusie te trekken. Enkel onderzoeken waarbij buigproeven (3pt en 4pt) werden uitgevoerd op een ouderdom van 28 dagen werden beschouwd. Op deze manier werden 64 proefgegevens uit 14 onderzoeken geselecteerd. Het zelfverdichtend beton uit deze onderzoeken had volgende specificaties:

- CEM I 42,5/52,5 N
- Granulaat: Grind, graniet, kalksteen, basalt
- Vulstof: Kalksteenpoeder, vliegas, slakken
- W/C-ratio van 0,24 tot 0,89
- C/P-ratio van 0,41 tot 1,00
- Druksterkte van 30,00 tot 115,30 N/mm²

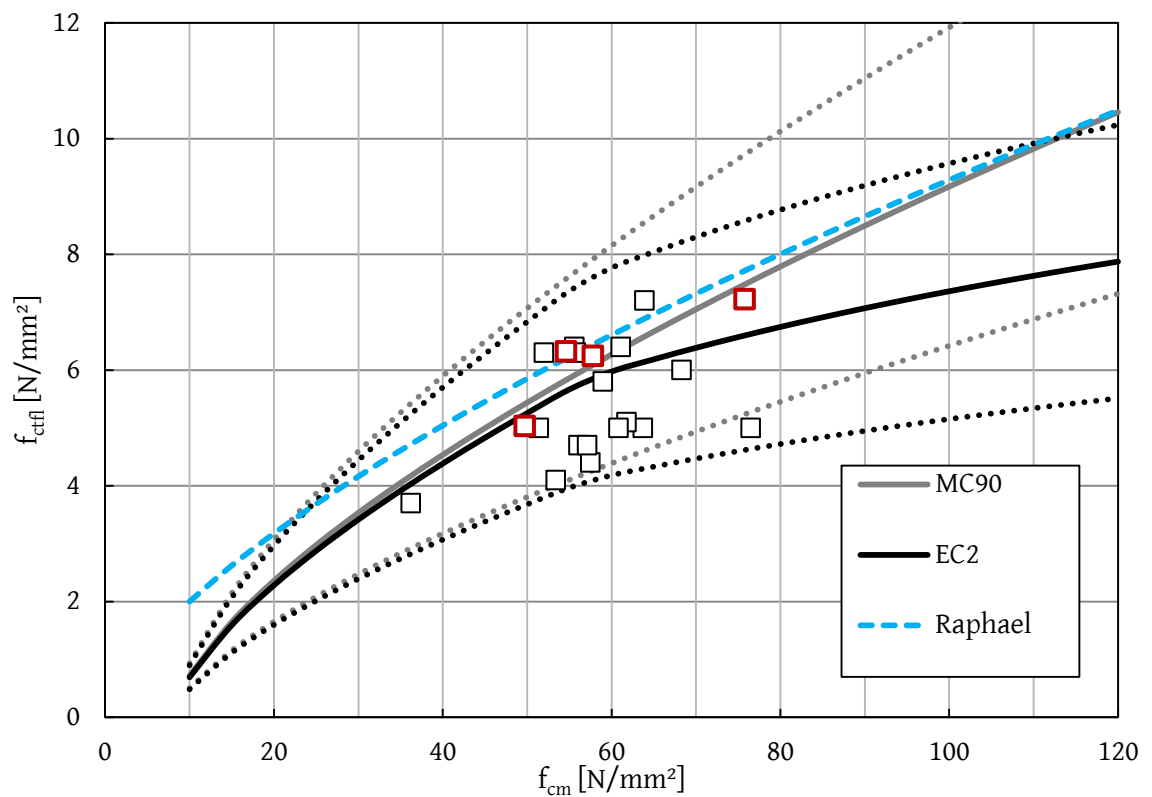
De buigproeven uit deze onderzoeken werden uitgevoerd op prisma's 100x100, 120x120 en 150x150. 3p-buigproefresultaten werden omgevormd naar 4pt-buigproefresultaten met een factor van 15%. De gegevens worden samen met de eigen proefresultaten uit deze thesis weergegeven op Figuur 7-19 en Figuur 7-20 (zie volgende pagina).

De (nog steeds schaarse) buigproefresultaten op prisma's 150x150 vallen hoofdzakelijk tussen het gemiddelde en de 5-percentiel van het door de normen voorgeschreven waardenbereik. De proefresultaten op prisma's 100x100 (en 120x120) lijken eerder in het bovenste gebied (tussen het gemiddelde en de 95-percentiel) van dit waardenbereik te vallen.

Geconcludeerd kan worden dat de normen (MC90/EC2) kunnen gebruikt worden voor een realistische schatting van de 4pt-buigtreksterkte uit de cilinderdruksterkte of omgekeerd. Het gebruik van de genormeerde relaties voor prisma's 100x100 wordt hierbij verkozen, omdat er dan ook met zekerheid een veilige schatting wordt gedaan.



Figuur 7-19: Relatie 4pt-buig- vs. cilinderdruksterkte voor prisma's 100x100, vergelijking eigen proefresultaten samen met gegevens uit RILEM database



Figuur 7-20: Relatie 4pt-buig- vs. cilinderdruksterkte voor prisma's 150x150, vergelijking eigen proefresultaten samen met gegevens uit RILEM database

7.5.4 Conclusie

De genormeerde relaties voor de relatie trek-/druksterkte werden vergeleken met eigen proefresultaten op poedergebaseerd zelfverdichtend beton. Uit deze vergelijking bleek dat een schatting van de treksterkte uit de druksterkte volgens de relaties uit de normen (EC2/MC90) een realistische en veilige schatting oplevert, dit voor de drie types treksterkte (spleet-, buig- en zuivere treksterkte).

Met extra proefresultaten van oudere onderzoeken (uit een RILEM database) was het mogelijk om bovenstaande bewering extra te staven. Deze conclusies liggen ook in dezelfde lijn met de beweringen gemaakt door Holsemacher [37] en Domone [38] (zie deel 5.2).

Parra [39] vond dat de spleettreksterkte voor zelfverdichtend beton met een hoog gehalte aan niet-actieve toevoegsels (zoals kalksteenpoeder) gemiddelde 15,5 % lager ligt dan de spleettreksterkte op traditioneel beton. Dit verschil werd hier niet geconstateerd.

Hoofdstuk 8

Conclusie

In deze masterproef werd in de eerste plaats nagegaan of de huidige theoretisch of empirisch bepaalde vormfactoren (size-factoren, shape-factoren en proefmethode-factoren), die gelden voor de treksterkte van traditioneel beton, ook mogen gebruikt worden om een bepaalde treksterktewaarde van zelfverdichtend beton om te vormen naar een andere. Hiertoe werd een experimenteel programma uitgevoerd bestaande uit vier samenstellingen van poedergebaseerd zelfverdichtend beton. De verkregen proefresultaten werden vergeleken met formules gevonden in literatuur of met eventuele genormeerde formules. Bijkomend werd ook de relatie trek-/druksterkte van zelfverdichtend beton onderzocht.

Size & Shape effect

Voor de splijtproef, waarvoor er in de normen (MC90/EC2) geen rekening wordt gehouden met het size effect, werden geen bestaande formules uit literatuur gevonden die erin slagen om voor poedergebaseerd zelfverdichtend beton de invloed van de grootte van het proefstuk op een correcte wijze te begroten. Een verder en meer uitgebreid onderzoek ter bepaling van empirische vormfactoren is hier aangewezen.

Voor het shape effect bij de splijtproef werd geconstateerd dat het verschil van 10% waarnaar verwezen wordt in de norm (EN 12390-6) kan gebruikt worden om veilig de cilindersplijttreksterkte van poedergebaseerd zelfverdichtend beton af te leiden uit de prismasplijttreksterkte. Voor een omgekeerde afleiding kan de verhouding voorgesteld door Rocco et al. [18] gehanteerd worden.

Met het size effect bij de buigproef (op traditioneel beton) wordt er in de normen (EC2/MC90) rekening gehouden door het invoeren van een empirische uitdrukking. Na een vergelijking met de eigen proefresultaten bleek dat deze uitdrukkingen ruwe schattingen opleveren van de vormfactoren voor de buigtreksterkte van poedergebaseerd zelfverdichtend beton. De normen kunnen dus vooral indicatief gebruikt worden, maar ook hier is een meer specifieke bepaling d.m.v. een gericht en uitgebreid buigproefprogramma aangewezen. Wel werd een goede overeenkomst gevonden met een formule (Rokugo, [25]) gebaseerd op het cohesive crack model, maar hiervoor moet eerst de karakteristieke materiaallengte gekend zijn.

Voor het size effect bij de rechtstreekse trekproef, een proef die niet Europees genormeerd is, was een vergelijking niet mogelijk omdat in de literatuur enkel informatie gevonden werd over zuivere treksterkten op grote proefstukken. Daarom werd enkel een indicatie gegeven van de verhouding tussen zuivere treksterkten op kleine proefstukken (cilinderkernen met diameter 50 en 80 mm). Ook hier is een specifiek en uitgebreid proefprogramma aangewezen om voor alle proefstukgrootten empirische vormfactoren te bepalen.

Invloed van de proefmethode

De onderlinge relaties tussen de treksterkten (zuivere, splijt- en buigtreksterkte) zijn voor traditioneel beton genormeerd (in MC90/EC2).

Uit de proefresultaten bleek dat de genormeerde (constante) relatie voor de verhouding splijt-/zuivere treksterkte kan gebruikt worden om een ruwe schatting te maken van deze verhouding voor zelfverdichtend beton. Voor een meer specifieke verhouding kan de formule voorgesteld door Rocco et al. [18] (gebaseerd op cohesive crack model) gehanteerd worden indien de karakteristieke materiaallengte van het materiaal gekend is.

Voor de relatie buig-/zuiver treksterkte bleek dat met de formule uit EC2 een lichte overschatting wordt verkregen van de verhouding. De formule uit MC90 vertoont nog een nog mindere overeenkomst met de proefresultaten. Voor een meer correcte relatie moet worden teruggegrepen naar formules uit de

literatuur: deze voorgesteld door Bazant et al. [26] en Carpinteri et al. [27] komen goed overeen met de proefresultaten op het zelfverdichtend beton.

Tenslotte kan voor een ruwe schatting van de relatie tussen de buig- en splijttreksterkte best de genormeerde relatie afgeleid uit EC2 gebruikt worden. De genormeerde formule uit MC90 vertoonde ook hier een mindere overeenkomst met de proefresultaten.

Relatie trek-/druksterkte

In het experimenteel programma werden ook drukproeven uitgevoerd, wat toeliet om ook de relatie trek-/druksterkte van zelfverdichtend beton te onderzoeken. De proefresultaten op poedergebaseerd zelfverdichtend beton werden vergeleken met de genormeerde trek-/druksterkterelaties voor traditioneel beton (uit MC90/EC2). Verder werden ook proefgegevens uit een RILEM database gebruikt. Hieruit bleek dat het afleiden van de treksterkte uit de druksterkte van zelfverdichtend volgens de methode uit de normen (MC90/EC2), een realistische en veilige schatting oplevert voor zowel de splijttreksterkte, de buigtreksterkte als de zuivere treksterkte. Deze conclusie ligt in dezelfde lijn met eerdere beweringen gemaakt door Holsemacher [37] en Domone [38].

Bijlagen

Bijlage A Betonsamenstellingen (per mengeling en per m³)

Tabel A - 1: Betonsamenstelling SCC-R

S A M E N S T E L L I N G S C C - R						
Materialen		Per mengeling		Per m ³		Abs. v. m.
		liter	kg	liter	kg	kg/m ³
zand	0/5	0,00	156,78		871	2625
gran.	Grind 2/8	0,00	48,24		268	2620
	Grind 8/16	0,00	79,56		442	2620
CEM	I 52,5 N	0,00	54,00		300	3120
water		0,00	29,70		165	1000
SP	Glenium 51	0,55	0,00	3,05		
filler	kalksteenmeel P2	0,00	54,00		300	2650
		0,00	0,00			
Totaal per mengeling:		422,28		Totaal :	2346,00	Lucht :
x aantal mengelingen :		422,28				Totaal :

Tabel A - 2: Betonsamenstelling SCC-W/C

S A M E N S T E L L I N G S C C - W / C						
Materialen		Per mengeling		Per m ³		Abs. v. m.
		liter	kg	liter	kg	kg/m ³
zand	0/5	0,00	164,70		915	2625
gran.	Grind 2/8	0,00	50,68		282	2620
	Grind 8/16	0,00	83,58		464	2620
CEM	I 52,5 N	0,00	54,00		300	3120
water		0,00	24,30		135	1000
SP	Glenium 51	1,25	0,00	6,95		
filler	kalksteenmeel P2	0,00	54,00		300	2650
		0,00	0,00			
Totaal per mengeling:		431,26			2395,87	Lucht :
x aantal mengelingen :		431,26				Totaal :

Tabel A - 3: Betonsamenstelling SCC-P

S A M E N S T E L L I N G S C C - P						
Materialen		Per mengeling		Per m ³		Abs. v. m.
		liter	kg	liter	kg	kg/m ³
zand	0/5	0,00	169,74		943	2625
gran.	Grind 2/8	0,00	52,23		290	2620
	Grind 8/16	0,00	86,14		479	2620
CEM	I 52,5 N	0,00	46,80		260	3120
water		0,00	25,74		143	1000
SP	Glenium 51	0,70	0,00	3,90		
filler	kalksteenmeel P2	0,00	46,80		260	2650
		0,00	0,00			
Totaal per mengeling:		427,44		Totaal :	2374,69	Lucht :
x aantal mengelingen :		427,44				Totaal :

Tabel A - 4: Betonsamenstelling SCC-C/P

S A M E N S T E L L I N G S C C - C / P						
Materialen		Per mengeling		Per m ³		Abs. v. m.
		liter	kg	liter	kg	kg/m ³
zand	0/5	0,00	149,04		828	2625
gran.	Grind 2/8	0,00	45,86		255	2620
	Grind 8/16	0,00	75,63		420	2620
CEM	I 52,5 N	0,00	64,80		360	3120
water		0,00	35,64		198	1000
SP	Glenium 51	0,37	0,00	2,08		
filler	kalksteenmeel P2	0,00	43,20		240	2650
		0,00	0,00			
Totaal per mengeling:		414,17		Totaal :	2300,95	Lucht :
x aantal mengelingen :		414,17				Totaal :

Bijlage B Proefresultaten per proefstuk

Tabel B - 1: Splijtproeven op cilinders (100x200)

SCC-R					SCC-W/C				
NR	Hoogte	Diameter	Last (kN)	f_{ctsp}	NR	Hoogte	Diameter	Last (kN)	f_{ctsp}
1	198,57	100,11	175,0	5,58	1	200,21	99,90	221,0	7,05
	199,58	100,05				199,13	99,99		
	199,79	100,20				199,26	100,28		
2	199,79	99,79	158,0	5,03	2	198,88	100,05	199,0	6,36
	200,17	100,18				199,11	99,91		
	199,56	100,17				200,17	99,98		
3	197,79	99,99	176,0	5,66	3	199,27	100,18	207,0	6,60
	197,84	99,88				200,08	100,16		
	198,16	100,17				199,36	100,02		
4	197,93	99,99	175,0	5,65	4	199,49	100,09	205,0	6,53
	196,76	100,13				199,92	100,08		
	196,81	99,89				200,48	99,79		
5	199,18	100,07	158,0	5,04	5	198,37	99,99	190,0	6,10
	199,04	100,09				198,40	99,75		
	199,26	100,28				198,97	99,85		
6	199,74	100,08	163,0	5,17	6	198,96	99,99	199,0	6,35
	199,93	100,09				199,72	100,06		
	201,34	100,28				200,10	99,95		

SCC-P					SCC-C/P				
NR	Hoogte	Diameter	Last (kN)	f_{ctsp}	NR	Hoogte	Diameter	Last (kN)	f_{ctsp}
1	197,33	100,11	152,5	4,92	1	197,86	99,97	146,5	4,71
	197,39	99,77				100,10	100,10		
	197,69	99,92				100,02	100,02		
2	198,23	100,10	140,0	4,49	2	192,63	100,09	127,0	4,19
	198,26	100,07				100,07	100,07		
	198,79	100,02				100,00	100,00		
3	198,93	99,96	147,5	4,72	3	194,51	100,09	150,0	4,91
		99,94				100,14	100,14		
		99,98				99,99	99,99		
4	197,05	99,90	152,5	4,93	4	194,78	99,99	140,5	4,59
		99,94				100,03	100,03		
		99,90				99,89	99,89		
5	197,11	99,87	165,5	5,35	5	194,52	99,91	140,0	4,58
		99,86				100,01	100,01		
		99,89				100,01	100,01		
6	198,07	99,99	175,5	5,64	6	192,02	100,09	132,5	4,39
		99,87				99,91	99,91		
		100,00				99,98	99,98		

Tabel B - 2: Slijtproeven op prisma's (100x100, 120x120 en 150x150)

SCC-R				
NR	Breedte	Hoogte	Last	f_{ctsp}
150 x 150				
A1	150,70	150,21	150,0	4,22
A2	149,95	150,16	153,0	4,33
B1	149,58	150,09	151,0	4,28
B2	151,59	149,71	163,5	4,59
C1	149,03	150,00	158,5	4,51
C2	148,90	150,18	155,5	4,43
D1	151,25	150,06	187,0	5,25
D2	151,58	149,69	155,0	4,35
E1	150,43	150,01	159,5	4,50
E2	150,58	149,56	161,5	4,57
F1	151,14	149,67	155,0	4,36
F2	151,76	150,34	152,0	4,24
100 x 100				
A1	98,34	102,16	90,0	5,70
A2	99,17	101,97	84,5	5,32
B1	101,16	101,77	71,0	4,39
B2	101,13	101,41	86,5	5,37
C1	100,53	100,83	84,0	5,28
C2	100,43	100,42	75,3	4,75
D1	99,82	101,54	95,5	6,00
D2	99,13	101,83	96,5	6,09

SCC-W/C				
NR	Breedte	Hoogte	Last	f_{ctsp}
150 x 150				
A1	148,16	150,16	195,0	5,58
A2	149,39	150,57	168,0	4,75
B1	149,03	151,88	232,0	6,53
B2	149,90	151,44	256,0	7,18
C1	149,18	150,94	262,0	7,41
C2	150,17	150,40	227,0	6,40
D1	145,47	150,50	207,0	6,02
D2	145,43	150,68	235,0	6,83
E1	147,54	150,84	191,0	5,46
E2	146,88	150,85	169,0	4,86
F1	148,01	151,07	219,0	6,24
F2	148,44	150,39	215,0	6,13
120 x 120				
C1	119,00	119,92	122,5	5,46
C2	118,52	120,09	151,0	6,75
D1	118,95	119,74	172,0	7,69
D2	119,00	120,09	127,5	5,68
100 x 100				
A1	100,09	100,71	119,5	7,55
A2	99,94	100,72	91,0	5,76
B1	101,00	101,58	112,5	6,98
B2	100,35	101,18	116,0	7,27

SCC-P				
NR	Breedte	Hoogte	Last	f_{ctsp}
150 x 150				
A1	148,46	150,44	146,5	4,18
A2	149,07	150,65	149,0	4,22
B1	147,93	151,10	171,5	4,88
B2	148,09	151,04	164,5	4,68
C1	148,43	150,32	154,0	4,39
C2	147,81	150,56	150,5	4,31
D1	148,91	150,28	172,0	4,89
D2	150,41	151,31	158,0	4,42
E1	148,41	150,35	133,5	3,81
E2	147,05	151,18	179,0	5,13
F1	149,08	151,31	172,5	4,87
F2	147,08	151,84	152,0	4,33
100 x 100				
A1	101,03	100,90	72,5	4,53
A2	102,30	100,51	103,5	6,41
B1	98,08	100,88	87,5	5,63
B2	100,00	100,51	74,0	4,69
C1	101,75	101,62	104,0	6,40
C2	101,11	101,36	75,0	4,66
D1	97,57	101,52	87,5	5,62
D2	99,22	101,60	81,5	5,15

SCC-C/P				
NR	Breedte	Hoogte	Last	f_{ctsp}
150 x 150				
A1	149,57	149,89	159,5	4,53
A2	151,08	149,67	140,5	3,96
B1	150,19	149,92	130,5	3,69
B2	148,82	149,95	129,5	3,69
C1	148,22	150,21	127,5	3,65
C2	149,47	150,23	147,0	4,17
D1	150,42	150,00	132,0	3,72
D2	149,99	150,01	122,5	3,47
E1	151,82	150,14	144,0	4,02
E2	152,08	150,15	142,5	3,97
F1	147,34	149,53	155,0	4,48
F2	147,63	149,94	128,0	3,68
100 x 100				
A1	98,49	101,13	69,5	4,44
A2	100,77	101,44	70,5	4,39
B1	97,46	101,23	71,5	4,61
B2	98,67	100,77	80,5	5,15
C1	98,26	102,05	81,5	5,17
C2	97,05	101,79	86,5	5,57
D1	99,07	101,06	74,5	4,74
D2	100,02	101,08	78,0	4,91

Tabel B - 3: Driepuntsbuigproeven op prisma's (100x100, 120x120 en 150x150)

SCC-R				
NR	Breedte	Hoogte	Last (kN)	f_{ctfl}
150 x 150				
A	150,72	150,21	33,60	7,41
B	150,98	150,00	32,35	7,14
C	148,99	150,13	33,45	7,47
D	151,54	149,99	33,75	7,42
E	150,58	149,77	31,25	6,94
F	151,85	150,15	32,95	7,22
100 x 100				
A	98,81	102,84	10,40	5,97
B	101,83	102,04	14,75	8,35
C	100,02	100,83	10,10	5,96
D	99,08	102,15	11,00	6,38

SCC-W/C				
NR	Breedte	Hoogte	Last (kN)	f_{ctfl}
150 x 150				
A	148,83	150,28	39,35	8,78
B	149,10	151,80	33,20	7,25
C	149,87	150,72	39,80	8,77
D	146,95	150,46	34,50	7,78
E	147,15	150,35	36,10	8,14
F	147,88	150,71	40,85	9,12
120 x 120				
C	119,02	119,94	25,95	9,09
D	119,19	119,73	21,75	7,64
100 x 100				
A	100,03	100,92	15,85	9,33
B	100,75	101,83	17,55	10,08

SCC-P				
NR	Breedte	Hoogte	Last (kN)	f_{ctfl}
150 x 150				
A	148,66	150,40	33,25	7,42
B	148,20	150,88	36,05	8,01
C	148,22	150,43	31,95	7,14
D	150,54	150,91	30,35	6,64
E	146,94	151,56	31,05	6,90
F	148,41	151,66	31,75	6,98
100 x 100				
A	100,77	100,72	12,75	7,48
B	99,12	100,92	9,85	5,85
C	101,63	101,94	12,15	6,90
D	98,62	99,93	12,05	7,34

SCC-C/P				
NR	Breedte	Hoogte	Last (kN)	f_{ctfl}
150 x 150				
A	150,42	151,70	27,30	5,91
B	149,26	149,38	21,35	4,81
C	149,19	150,54	28,50	6,32
D	150,32	149,48	25,30	5,65
E	151,85	149,73	26,25	5,78
F	147,57	149,42	27,45	6,25
100 x 100				
A	100,40	101,98	11,40	6,55
B	98,14	101,31	11,65	6,94
C	97,57	102,52	10,40	6,08
D	99,33	101,46	9,95	5,84

Tabel B - 4: Rechtstreekse trekproeven (cilinderkernen, SCC-R en SCC-W/C)

SCC-R			
NR	Diameter	Last (kN)	f_{ct}
Cilinderkern d80			
1	78,10 78,09	20,50	4,28
2	78,06 78,17	21,73	4,53
3	78,15 78,13	20,49	4,27
4	78,09 78,19	20,83	4,34
5	78,13 78,09	17,53	3,66
6	78,11 77,95	20,15	4,21
Cilinderkern d50			
1	50,58 50,63	9,86	4,90
2	50,71 50,66	10,10	5,01
3	50,70 50,73	9,73	4,82
4	50,70 50,71	9,21	4,56
5	50,70 50,66	7,80	3,87
6	50,54 50,56	9,02	4,49

SCC-W/C			
NR	Diameter	Last	f_{ct}
Cilinderkern d80			
1	78,31 78,19	23,12	4,81
2	78,21 78,23	21,93	4,56
3	78,38 78,20	22,35	4,64
4	78,43 78,42	26,36	5,46
5	78,24 78,24	22,86	4,75
6	78,39 78,31	24,52	5,09
Cilinderkern d50			
1	50,63 50,74	13,12	6,50
2	50,75 50,68	12,51	6,19
3	50,75 50,61	11,56	5,73
4	50,51 50,69	11,74	5,84
5	50,59 50,63	11,11	5,52
6	50,74 50,72	11,99	5,93

Tabel B - 5: Rechtstreekse trekproeven (cilinderkernen, SCC-P en SCC-C/P)

SCC-P			
NR	Diameter	Last (kN)	f_{ct}
Cilinderkern d80			
1	78,40 78,14 78,30	21,81	4,53
2	78,49 78,68 78,42	21,25	4,39
3	78,34 78,39 78,33	17,16	3,56
4	78,52 78,54 78,68	24,88	5,13
5	78,48 78,60 78,24	24,25	5,02
6	78,25 78,36 78,48	21,47	4,45
Cilinderkern d50			
1	50,50 50,59 50,60	10,17	5,06
2	50,75 50,74 50,61	10,18	5,04
3	51,11 50,80 51,02	8,51	4,17
4	50,66 50,62 50,73	9,03	4,48
5	50,22 50,88 50,92	9,89	4,90
6	51,12 51,03 51,11	9,28	4,53

SCC-C/P			
NR	Diameter	Last	f_{ct}
Cilinderkern d80			
1	78,37 78,44 78,16	19,87	4,12
2	78,38 78,41 78,58	19,55	4,04
3	78,78 78,50 78,46	22,44	4,63
4	78,69 78,65 78,31	20,70	4,27
5	78,42 78,42 78,46	20,51	4,24
6	78,44 78,06 78,20	19,65	4,09
Cilinderkern d50			
1	50,72 50,69 50,53	8,32	4,13
2	50,92 50,44 51,03	9,39	4,63
3	50,00 50,76 50,72	8,70	4,34
4	50,92 50,78 50,64	9,09	4,49
5	50,78 50,74 50,61	8,14	4,03
6	50,91 50,84 50,71	8,99	4,43

Tabel B - 6: Drukproeven (cilinders 150x300)

SCC-R				
NR	Hoogte	Diameter	Last (kN)	f_c
A	292,43	149,56 149,76	951,78	54,10
B	292,53	149,98 150,13	988,60	55,90
C	293,33	150,16 150,14	952,21	53,78
D	295,00	149,92 150,36	958,32	54,13
E	293,70	150,05 150,05	957,20	54,13
F	294,67	150,08 149,49	981,07	55,68

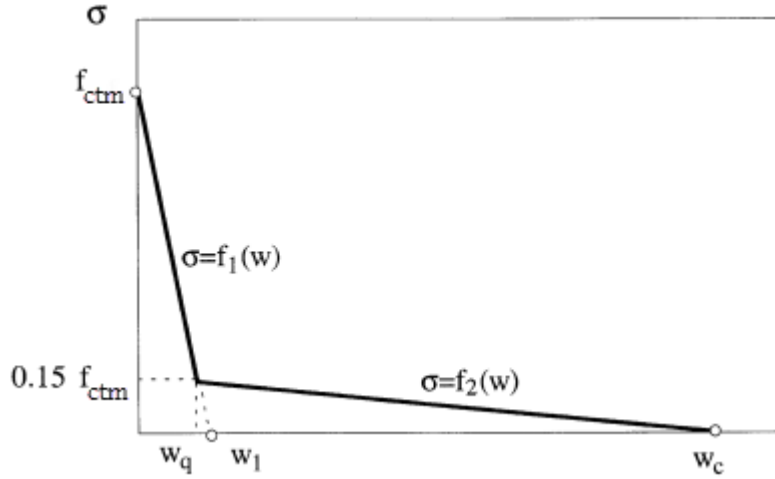
SCC-W/C				
NR	Hoogte	Diameter	Last (kN)	f_c
A	291,86	149,87 149,94	1294,73	73,36
B	291,66	149,91 149,82	1362,07	77,22
C	289,54	149,75 149,94	1360,65	77,16
D	291,94	149,42 149,65	1347,58	76,73
E	288,26	150,01 150,03	1314,59	74,37
F	294,17	149,95 149,97	1338,14	75,76

SCC-P				
NR	Hoogte	Diameter	Last (kN)	f_c
A	295,45	149,95 149,93	1016,25	57,55
B	296,15	149,94 150,04	1005,95	56,93
C	296,21	150,04 150,01	1041,04	58,89
D	295,19	150,10 149,97	1011,13	57,19
E	295,50	149,98 148,48	1022,30	58,45
F	297,41	150,08 149,86	1020,63	57,78

SCC-C/P				
NR	Hoogte	Diameter	Last (kN)	f_c
A	294,84	149,95 150,07	873,02	49,40
B	295,43	149,93 150,00	863,40	48,88
C	295,95	149,98 150,07	869,75	49,20
D	294,55	149,98 149,70	884,12	50,14
E	294,75	149,88 149,87	866,17	49,10
F	295,60	149,79 149,59	910,07	51,71

Bijlage C Berekening karakteristieke materiaallengte

Volgens Model Code 90 [24] kan de softening curve worden vereenvoudigd door een bilineaire curve. Deze curve ziet er uit als volgt:



Figuur 8-1: Bilineaire softening curve volgens MC90, uit [18]

Deze softening curve volgt onderstaand functievoorschrift:

$$\sigma_{ct} = f_{ctm} \left(1 - 0,85 \frac{w}{w_q} \right) \quad \text{voor } 0,15 f_{ctm} \leq \sigma_{ct} \leq f_{ctm} \quad (C.1)$$

$$\sigma_{ct} = \frac{0,15 f_{ctm}}{w_c - w_q} (w_c - w) \quad \text{voor } 0 \leq \sigma_{ct} \leq 0,15 f_{ctm} \quad (C.2)$$

Hierin zijn:

$$w_q = 2 \frac{G_F}{f_{ctm}} - 0,15 w_c \quad (C.3)$$

$$w_c = \alpha_F \frac{G_F}{f_{ctm}} \quad (C.4)$$

Coëfficiënt α_F is afhankelijk van d_{max} . Voor $d_{max} = 16 \text{ mm}$ (in alle gebruikte betonmengelingen) is α_F gelijk aan 7. Parameter w_1 wordt uit bovenstaande formules afgeleid als volgt:

Voor $\sigma_{ct}(w_1) = 0$ geldt uit formule (C.1) en met formule (C.3):

$$w_1 = \frac{1}{0,85} \left(2 \frac{G_F}{f_{ctm}} - 0,15 w_c \right) = \frac{1}{0,85} \left(2 \frac{G_F}{f_{ctm}} - 0,15 \alpha_F \frac{G_F}{f_{ctm}} \right) = \frac{G_F}{0,85 f_{ctm}} (2 - 0,15 \alpha_F)$$

$$w_1 = \frac{(2 - 0,15 \alpha_F)}{0,85} \cdot \frac{G_F}{f_{ctm}}$$

M.b.v. w_1 kan nu de karakteristieke materiaallengte l_{ch1} worden bepaald:

$$l_{ch1} = \frac{E w_1}{2 f_{ctm}} = \frac{1}{2} \cdot \frac{(2 - 0,15 \alpha_F)}{0,85} \cdot \frac{E G_F}{f_{ctm}^2} = 0,588 (2 - 0,15 \alpha_F) \frac{E G_F}{f_{ctm}^2}$$

Invullen van α_F geeft ten slotte:

$$l_{ch1} = 0,559 \frac{EG_F}{f_{ctm}^2} \quad (C.5)$$

Enkel de E-modulus, de fracture energy G_F , en de gemiddelde treksterkte moeten nog gekend zijn. Ook deze worden berekend m.b.v. de formules in MC90. Belangrijk hierbij is de opmerking in paragraaf 7.1.2.

$$G_F = G_{F0} \left(\frac{f_{cm}}{10} \right)^{0,7} \quad (C.6)$$

$$E = 2,15 \cdot 10^4 \cdot \left(\frac{f_{cm}}{10} \right)^{1/3} \quad (C.7)$$

$$f_{ctm} = 0,30(f_{ck})^{2/3} \quad (5-2)$$

Ook coëfficiënt G_{F0} hangt af van de maximale korreldiameter en bedraagt $0,030 \text{ Nmm/mm}^2$ voor $d_{max} = 16 \text{ mm}$.

De berekening van l_{ch1} kan nu voor de vier mengelingen uitgevoerd worden:

	SCC-R	SCC-W/C	SCC-P	SCC-C/P
$f_{cm}(\text{N/mm}^2)$	54,62	75,77	57,80	49,74
$f_{ck}(\text{N/mm}^2)$	46,62	67,77	49,80	41,74
$f_{ctm}(\text{N/mm}^2)$	3,89	4,56	4,06	3,61
$G_F(\text{Nmm/mm}^2)$	0,10	0,12	0,10	0,09
$E (\text{N/mm}^2)$	37863,61	42227,72	38584,54	36700,10
$l_{ch1}(\text{mm})$	137,91	140,70	133,90	145,08

Referenties

- [1] G. De Schutter et al., Self-Compacting Concrete, Whittles Publishing, Caithness, 2008
- [2] P. Desnerck, 'Compressive, Bond and Shear Behaviour of Powder-Type Self-Compacting Concrete' (PhD Thesis), Universiteit Gent, 2011
- [3] EFNARC, 'The European Guidelines for Self-Compacting Concrete: Specification, Production and Use', ERMCO, 2005
- [4] FEBELCEM, Zelfverdichtend Beton, Bulletin: Dossier Cement 36, Aug. 2005
- [5] F. Légeron, Prediction of Modulus of Rupture of Concrete, ACI Materials Journal, March-April 2000, Title No. 97-M25, 193-200
- [6] L. Taerwe, Betontechnologie (+aanvullingen G. De Schutter), Laboratorium Magnel voor Betononderzoek, Universiteit Gent
- [7] Belgisch Instituut voor normalisatie, NBN B 15-211; 1974-NF – Proeven op beton - Rechtstreekse trek
- [8] CEN, NBN EN 12390-6;2010 – Beproeving van verhard beton – Deel 6: Splijttreksterkte van proefstukken
- [9] CEN, NBN EN 12390-5;2009 – Beproeving van verhard beton – Deel 5: Buigtreksterkte van proefstukken
- [10] J. F. Lamond and J. H. Pielert, Significance of Tests and Properties of Concrete and Concrete-Making Materials, ASTM International, STP 169D, 2006
- [11] P. J. F. Wright, The effect of the method of test on the flexural strength of concrete, Magazine of Concrete Research, October 1952, 67-76
- [12] W. Weibull, A Statistical Theory of the Strength of Materials, Ing. Vet. Akad., Stockholm, Handlingar, 1939, No. 151, 1-45
- [13] X. Jishan et al., Size Effect on the Strength of a Concrete Member, Engineering Fracture Mechanics, 1990, Vol. 35, No. 415, 687-695
- [14] R.J. Torrent et al., Application of the highly stressed volume approach to correlated results from different tensile tests of concrete, Magazine of Concrete Research, Vol 37, No. 132, Sept. 1985, 175-184
- [15] P. Bazant, Size Effect, International Journal of Solids and Structures, 2000, Vol. 37, 69-80
- [16] A. Hilleborg et al., Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements, Cement and Concrete Research, 1976, Vol. 6, 773-782
- [17] M. Elices et al., Fracture Mechanics Parameters of Concrete: An Overview, Advanced Cement Based Materials, Volume 1, Issue 2, December 1993, 92-105
- [18] C. Rocco et al., Review of the splitting-test standards from a fracture mechanics point of view, Cement and Concrete Research, 2001, Vol. 31, 73-82
- [19] P. Bazant et al., Fracture Size Effect: Review of Evidence for Concrete Structures, Journal of Structural Engineering, 1994, Vol. 120 No. 8, 2377-2398
- [20] C. Rocco et al., Size effect and boundary conditions in the brazilian test: theoretical analysis, Materials and Structures, Vol. 32, July 1999, 437-444
- [21] C. Rocco et al., Size effect and boundary conditions in the brazilian test: experimental verification, , Vol. 32, April 1999, 210-217
- [22] P. Bazant et al., Size Effect in Brazilian Split-Cylinder Tests: Measurements and Fracture Analysis, ACI Materials Journal, May-June 1991, Title no. 88-M40, 325-332

- [23] Vl. Kadlecěk et al., Size effect of test specimens on tensile splitting strength of concrete: general relation, *Materials and Structures*, Jan.-Feb. 2002, Vol. 35, 28-34
- [24] Comité Euro-International du Béton, *Model Code for Concrete*, CEB-FIP, 1990
- [25] K. Rokugo et al., Fracture Mechanics Approach to Evaluation of Flexural Strength of Concrete, *ACI Materials Journal*, Sept.-Oct. 1995, Title No. 92-M58, 561-566
- [26] P. Bazant et al., Modulus of Rupture - Size Effect due to Fracture Initiation in Boundary Layer, *Journal of Structural Engineering*, April 1995, Vol. 121, No. 4, 739-746
- [27] A. Carpinteri et al., A New Explanation for Size Effects on the Flexural Strength of Concrete, *Magazine of Concrete Research*, March 1997, 49, No. 178, 45-53
- [28] V. M. Malhotra, Effect of Specimen Size on Tensile Strength of Concrete, *ACI Journal*, June 1970, Title No. 67-30, 467-469
- [29] Vl. Kadlecěk et al, Effect of Size and Shape of Test Specimens on the Direct Tensile Strength of Concrete, *RILEM Bulletin* no. 36, 1967, 175-184
- [30] I. Narrows et al., Correlation Between Tensile Splitting Strength and Flexural Strength of Concrete, *ACI Journal*, Jan. 1963, Title No. 60-2, 27-38
- [31] CEN. Eurocode 2: Design of concrete structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings (EN 1992-1-1), CEN, 2004
- [32] J. F. Lamond and J. H. Pielert, Significance of Tests and Properties of Concrete and Concrete-Making Materials, ASTM international, STP 169D, 2006, West Conshohocken, PA
- [33] A.M. Neville et al., *Concrete Technology - Second edition* 2010, Pearson Education Limited, Edinburgh Gate, England
- [34] J.M. Raphael, Tensile Strength of Concrete, *ACI Journal*, March-April 1984, Title No. 81-17, 158-165
- [35] F. A. Oluokun, Prediction of Concrete Tensile Strength from Its Compressive Strength: Evaluation of Existing Relations for Normal Weight Concrete, *ACI Materials Journal*, May-June 1991, Title No. 88-M37, 302-309
- [36] C. Druta, Tensile strength and bonding characteristics of self-compacting concrete, Thesis, August 2003, Polytechnic University of Bucharest
- [37] K. Holschemacher (2004), Hardened material properties of self-compacting concrete, *Journal of Civil Engineering and Management*, 10:4, 261-266
- [38] P.L. Domone, A review of the hardened mechanical properties of self-compacting concrete, *Cement & Concrete Composites*, No. 29, 2007, 1-12
- [39] C. Parra et al., Splitting tensile strength and modulus of elasticity of self-compacting concrete, *Construction and Building Materials*, No. 25, 2011, 201-207
- [40] C. Fava et al., Fracture Behaviour of Self Compacting Concrete, 3rd International Rilem Symposium on Self-Compacting Concrete, 17-20 Aug. 2003, Reykjavik, Iceland, 628-636
- [41] J. Peirs en F. Van der Vurst, *Vormfactoren voor Poedergebaseerd Zelfverdichtend Beton (Masterproef)*, Universiteit Gent, 2012

