

Vormfactoren voor poedergebaseerd zelf-verdichtend beton

Farid Van Der Vurst, Jonathan Peirs

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 zelf-verdichtend beton

Farid Van Der Vurst, Jonathan Peirs

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

In april 2011 werden de studenten uit de eerste master in de ingenieurswetenschappen voor een verschrikkelijke keuze gesteld: het onderwerp van de masterproef. Niettegenstaande dat alle voorgestelde thesisonderwerpen bijzonder aantrekkelijk en intellectueel uitdagend bleken te zijn, genoot de thesis betreffende 'Vormfactoren voor poedergebaseerd zelfverdichtend beton' onze voorkeur. Enerzijds zou de praktische kant voor een welkome afwisseling zorgen na vier jaar van hypothesen, postulaten en premissen, anderzijds was het inzicht dat deze thesis een waardevolle bijdrage zal zijn bij het opstellen van richtlijnen en normen voor dit innovatief product ook een belangrijke reden om dit onderwerp te kiezen.

Tijdens het schrijven van deze thesis groeide langzamerhand de behoefte om een steeds uitgebreider dankwoord te brengen naarmate het aantal personen die ons hulp en raad verschaften steeg. Hieronder is dan ook een poging gedaan om een zo volledig mogelijk overzicht te geven van degenen die een bijdrage hebben geleverd aan deze thesis.

Allereerst danken we onze promotor prof. dr. ir. Geert De Schutter om ons als thesisstudenten te aanvaarden en zo het materiaal, de apparatuur en het personeel ter onzer beschikking te stellen.

De meeste ondersteuning, kritische opmerkingen en geruststelling waren ongetwijfeld afkomstig van onze begeleider dr. ir. Pieter Desnerck, die steeds bereid was om ons wegwijs te maken in het laboratorium, om zijn kennis op het domein van zelfverdichtend beton met ons te delen en om de door ons geschreven stukken tekst na te lezen op inhoudelijke en zelfs op spellingsfouten.

Verder wensen we dr. ir. Robby Caspeele te danken om ons in te wijden in het door hem geschreven programma dat in deze thesis als statistische regressie-analyse toegepast is. Hij heeft ons samen met zijn thesisstudent Pieterjan Criel begeleid in de wonderlijke wereld van het Bayesiaans updaten en leren werken met Matlab, wat onontbeerlijk was bij het opstellen van de formules voor de vormfactoren van zelfverdichtend beton.

Bij het schrijven van deze thesis is gebruik gemaakt van de tekstverwerker in LaTeX, wat tegelijk onze eerste ervaring was met deze software. Hierbij is dan ook de hulp van Cédric Verbeeck en in mindere mate ook Thomas Andris meer dan nodig gebleken. Zeker in de

eerste weken was jullie assistentie vaak het lichtpunt aan het uiteinde van een duistere en met hindernissen bezaaide tunnel.

De techniekers van het betonlaboratorium, Tommy De Ghein en Bart De Waele genieten onze dankbaarheid voor de vele hulp die we gekregen hebben bij het uitvoeren van de drukproeven en het betonmengen. Tommy De Ghein, slaagde er steeds in een glimlach en vaak zelfs een bulderlach op ons gezicht te toveren.

Een oprechte dankbetuiging gaat ook uit naar onze ouders, die ons de nodige affectie, hulpbetoon, warmte en soms geacteerde belangstelling gaven om deze studie te voltooien. Soms dienden ze als uitlaatklep voor de tijdens het zware werk opgewekte verbolgenheid, maar vaak hadden ze het plezier om de bij ons opgewekte joligheid na een dagje 'thesesen' tegemoet te komen. We wensen in het bijzonder de moeder van Jonathan, Marleen Vanderstraeten, te danken voor de vele grammaticafouten die dankzij haar naleeswerk deze thesis niet langer ontsieren.

Als laatste wensen we elkander te danken voor de vele steun en sympathie tijdens het uitvoeren van deze thesis. Jonathan was steeds een harde werker bij het brouwen en beproeven van in totaal 5000 kg beton en een geduchte tegenstander tijdens het manillen gedurende de stille momenten tussen twee drukproeven. Farid was de drijvende motor achter de statistische analyse en het ontwarren van het kluwen der faculteitsbibliotheek. Zijn sportiviteit bij het steeds verliezen in het manillen was ook een aangenaam gegeven. Door dit complementaire karakter denken we dat we tot een efficiënt schema gekomen zijn en een thesis geschreven hebben waar we best trots op mogen zijn.

De auteurs geven 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.

Farid Van Der Vurst
Jonathan Peirs
2 juni 2012

Overzicht

Poedergebaseerd zelfverdichtend beton is een relatief nieuw bouw materiaal waarvan sommige eigenschappen vergelijkbaar zijn met deze van traditioneel verdicht beton. De grote vloeibaarheid in zijn verse toestand heeft als grote voordeel dat niet meer hoeft nagetrild te worden en het is ook gemakkelijker om het beton te verpompen. Een groot nadeel van zelfverdichtend beton is echter het gebrek aan duidelijke richtlijnen en normen. De bedoeling van deze thesis is dan ook de vormfactoren van zelfverdichtend beton in verharde toestand onder druk beter in kaart te brengen.

Dankzij vormfactoren is het mogelijk om de druksterkte bepaald op basis van allerhande proefstukken, om te zetten naar de druksterkte op een standaardproefstuk, wat in dit werk een cilinder met diameter 150 mm en hoogte 300 mm is. Andere in deze thesis onderzochte proefstukken zijn cilinders met een diameter 100 mm en hoogte 200 mm, kubussen met een zijde van 100, 150 en 200 mm en boorkernen met een diameter van 100 mm, 80 mm en 50 mm en een hoogte van respectievelijk 200 mm, 80 mm en voor de kleinste diameter 100 en 50 mm.

Het eerste luik van deze thesis bestaat uit een uitgebreid literatuuronderzoek, waarin de eigenschappen van vers zelfverdichtend beton, de invloedsfactoren op de sterkte van beton en de reeds bestaande vormfactoren worden besproken. In deze literatuurstudie wordt ook aandacht besteed aan de schade tengevolge van het boren en de spreiding op de druksterkte van traditioneel verdicht beton in de verschillende proefstukken.

In het tweede hoofdstuk van deze thesis wordt de proefopstelling en de gebruikte regressie-analyse besproken. Hierbij wordt aandacht besteed aan de gebruikte materialen en drukpersen. Er wordt ook een korte bespreking gegeven van de theoretische achtergrond van de toegepaste regressiemethode en er wordt toegelicht waarom het beter is om vormfactoren op te stellen voor de gemiddelde druksterkte in plaats van voor de karakteristieke druksterkte. De bekomen vormfactoren voor de verschillende proefstukken en hun standaardafwijking worden in dit hoofdstuk in een tabel samengevat.

Op basis van de experimentele resultaten van twee mengelingen van traditioneel verdicht beton zijn in hoofdstuk 3 de bestaande modellen voor de vormfactoren beschouwd. Afhanke-

lijk van hoe goed de voorspelde vormfactoren overeenstemden met deze uit de experimenten, wordt besloten of het model verder geanalyseerd zal worden bij de proefresultaten voor zelfverdichtend beton in hoofdstuk 4.

In dit laatste deel is eerst onderzocht hoe de schade van het boren en de invloed van de hoogte van de proefstukken best in de formules in rekening gebracht worden. Na het samenvoegen van deze invloedsfactoren met de modellen die in hoofdstuk 3 hun nut bewezen hebben, wordt een regressieanalyse uitgevoerd voor zes verschillende modellen, waarvan het eenvoudigste en meest accurate model weerhouden wordt. De invloed van de sterkte, het poedergehalte en de verhouding van de hoeveelheid cement ten opzichte van het poedergehalte, de hoeveelheid water ten opzichte van het cementgehalte en de hoeveelheid cement ten opzichte van het poedergehalte blijken niet significant of te onzeker om in het model voor de vormfactoren aan te brengen. Op het einde van dit hoofdstuk wordt een overzicht gegeven van de bekomen vormfactoren en wordt er besproken hoe men de karakteristieke druksterkte op een standaardproefstuk kan bepalen op basis van deze vormfactoren. Een significant verschil tussen de vormfactoren voor zelfverdichtend beton en traditioneel beton is echter niet gevonden.

Abstract

Powder based self-compacting concrete is a relatively new construction material with some properties comparable to traditional compacted concrete. The larger fluidity in its fresh state has the big advantages that it does not need additional energy to be compacted and that its pumpability increases. A disadvantage of self-compacting concrete, however, is the lack of straightforward guidelines and rules. This is where this thesis comes in: it investigates the shape-factors for self-compacting concrete subjected to uni-axial compression.

By using the proper shape-factors, it is possible to determine the compression strength of standard specimen by determining the strength of specimens with a different size and/or shape. The standard specimen in this master dissertation is a cylinder with a diameter of 150 mm and a height of 300 mm, the other specimens tested are cylinders with a diameter of 100 mm and a height of 200 mm, cubes with sides of 100 mm, 150 mm and 200 mm and cores with a diameter of 100 mm and a height of 200 mm, cores with a diameter of 80 mm and a height of 80 mm, cores with a diameter of 50 mm and a height of 50 mm and cores with a diameter of 50 mm and a height of 100 mm.

The first part consists of an extensive literature review that looks at the properties of fresh self-compacting concrete, the main influencing factors on its compression strength and the existing shape factors. In this chapter, there is also literature research on the effects of drilling cores and the scatter for the different specimen types.

The second chapter discusses the experimental setup, together with the applied regression-analysis. Special attention is paid to the used materials and laboratory apparatus, the theoretical background of the applied regression method and the difference between the average compression strength and the characteristic compression strength. The shape factors for the different specimens and their standard deviation are given in this chapter.

The existing models and formulas of shape factors - with or without holding the effects of drilling into account - are verified on two mixes of traditionally compacted concrete. Depending on the agreement of these results, the formulas which are most suitable for adjustments (with respect to SCC) were chosen. The regression analysis of these formulas, according to the test results of the self-compacting specimens, are discussed in chapter four.

The influence of the damage inflicted by drilling the cores and the influence of the height of the specimens is taken into account in the analysis. After adding these influences to the formulas and models, a regression analysis is used on 6 models. The most basic and the most accurate of these models are discussed intensively. The influence of compression strength, the fraction of powder, the cement/powder-ratio and the water/cement-ratio seem to be insignificant or too scattered to be considered. At the end, a table with the resulting shape-factors is given and a method to determine the characteristic compression strength of a standard specimen, based on these shape factors, is developed. A significant difference between shape-factors of self-compacting concrete and shape-factors of traditionally compacted concrete has not been found.

Inhoudsopgave

Lijst van figuren	xv
Lijst van tabellen	xxi
1 Literatuurstudie	1
1.1 Zelfverdichtend Beton: Algemeen [67, 68, 70]	1
1.2 Zelfverdichtend Beton: Reologie	2
1.2.1 Reologische Modellen voor Vers Beton [67]	2
1.2.1.1 Newtoniaanse Vloeistof	3
1.2.1.2 Niet-Newtoniaanse Vloeistof	4
1.2.2 Betonreometers [67, 68]	5
1.2.3 Eigenschappen van Vers Zelfverdichtend Beton [67, 68, 171]	6
1.2.3.1 Filling Ability	7
1.2.3.2 Passing Ability	8
1.2.3.3 Segregatieweerstand	8
1.2.3.4 Verpompbaarheid	9
1.2.3.5 Finishability of Afwerkbaarheid	9
1.2.3.6 Self Leveling of Zelfnivellering	9
1.2.4 Proefmethoden voor Vers Zelfverdichtend Beton [66, 67, 70, 85, 171]	9
1.2.4.1 Slump Flow	9
1.2.4.2 J-Ring	11
1.2.4.3 V-Funnel	12
1.2.4.4 L-Box	13
1.2.4.5 Sieve Segregation Test of Zeef Segragatieproef	14
1.2.4.6 Dichtheid van Vers Beton	15
1.2.4.7 Luchtgehalte van Vers Beton [14]	15
1.2.5 Bespreking van de Proefmethodes [66, 67, 70]	16
1.2.5.1 Filling Ability [85]	18
1.2.5.2 Passing Ability [27]	19
1.2.5.3 Segregatieweerstand [60]	20

1.3	Zelfverdichtend Beton: Samenstelling [67, 68, 70]	21
1.4	Invloedsfactoren van de Druksterkte	23
1.4.1	Invloedsfactoren te wijten aan het Beton zelf (Material)	23
1.4.1.1	Eigenschappen van het Cement en Andere Puzzolanen [154]	23
1.4.1.2	Eigenschappen van de Granulaten	24
1.4.1.3	Luchtgehalte van het Beton [37, 177]	25
1.4.2	Invloedsfactoren te wijten aan de Uitvoering (Man)	26
1.4.2.1	Kwaliteitscontrole bij Dosering [121, 168]	26
1.4.2.2	Mengprocedure	26
1.4.2.3	Nauwkeurigheid van Verdichting	26
1.4.2.4	Vlakheid van de Proefstukken	26
1.4.2.5	Centrering van de Proefstukken	26
1.4.3	Invloedsfactoren te wijten aan de gebruikte Machines (Machine)	26
1.4.3.1	Materiaal van de Mallen	26
1.4.3.2	Belastingssnelheid	27
1.4.3.3	Wrijving van de Drukplaten	27
1.4.3.4	Laterale Stijfheid Drukplaten	28
1.4.4	Invloedsfactoren te wijten aan de Meetmethode (Measuring Method)	28
1.4.4.1	Geometrie	28
1.4.4.2	Richting van Belasten [52, 72, 117, 144, 163]	31
1.4.4.3	Vochtgehalte Proefstuk	32
1.4.5	Andere Mogelijke Invloedsfactoren	32
1.4.6	Invloedsfactoren Specifiek voor Geboorde Kernen	32
1.4.6.1	Boorrichting	33
1.4.6.2	Imperfecties in het Proefstuk	33
1.4.6.3	Maximum Kaliber van het Granulaat	34
1.4.6.4	Locatie in de Structuur [145]	34
1.4.6.5	Diameter van de Boorkern	35
1.4.6.6	Lengte van de Boorkern	36
1.4.6.7	Schade bij Boren van het Proefstuk	36
1.4.6.8	Wapening in het Proefstuk	37
1.5	Vormfactoren van Traditioneel Verdicht Beton	38
1.5.1	Proefstukken met Willekeurige Vorm en/of Grootte	38
1.5.1.1	Empirisch Afgeleide Formules	38
1.5.1.2	Formules Afgeleid uit Theoretische Studies	43
1.5.2	Omzettingfactoren van de vorm $\frac{f_c}{f_{cx}} = \phi$	48
1.5.2.1	CEB-Recommendations 1964 [45]	49
1.5.2.2	Hedendaagse Omzettingfactoren	49
1.5.3	Omzettingfactoren beïnvloed door de druksterkte	51

1.5.3.1	Formule van L'Hermite [112]	51
1.5.3.2	Omzettingfactoren van de Vorm $f_{cx} = \phi \cdot f_{cy} + c$	52
1.5.3.3	Omzettingfactoren van de Vorm $\frac{f_{cx}}{f_{cy}} = C_1 \cdot f_{cx} + C_2$	53
1.5.3.4	Omzettingfactoren van de Vorm $f_{cx} = C_1 \cdot f_{cy}^{C_2}$	54
1.5.4	Omzettingfactoren op basis van Sterkteklassen	55
1.5.4.1	ISO 3893 Classificatie Beton volgens Druksterkte [100]	55
1.5.4.2	EN 206-1 Classificatie Beton volgens Druksterkte [48]	56
1.5.4.3	Druksterkteklassen van Evans [75]	57
1.5.4.4	Samenvatting Omzettingfactoren volgens Verschillende Druksterkteklassen	57
1.5.5	Invloedsfactoren Omzettingfactoren [144, 177]	58
1.5.5.1	Cementgehalte	58
1.5.5.2	W/C-factor [183]	58
1.5.5.3	Ouderdom en Bewaringsomstandigheden Proefstuk	58
1.5.5.4	Maximum Kaliber van het Granulaat	58
1.5.6	Omzettingfactoren voor Boorkernen	59
1.5.6.1	Lineaire omzettingfactoren volgens Indelicato [93] en Pascale et al. [150]	59
1.5.6.2	Reductiefactoren volgens The Concrete Society [165]	61
1.5.6.3	Reductiefactoren volgens EN 13791 [50]	61
1.6	Statistische Verdeling van de Uni-axiale Druksterkte	65
1.6.1	Algemeen	65
1.6.2	Karakteristieke Druksterkte	65
1.6.3	Betrouwbaarheid en Standaardafwijking van de Gemiddelde Druksterkte	66
1.6.4	Spreiding op de Druksterkte van Traditioneel Verdicht Beton in detail bekeken	69
1.6.4.1	Verband Spreiding - Gemiddelde Druksterkte	70
1.6.4.2	Invloed van de Vorm en Grootte van het Proefstuk op de Spreiding	73
1.6.4.3	Spreiding van Geboorde Kernen	74
1.6.4.4	Spreiding als Maat voor Graad van Controle	75
1.6.4.5	Variatieanalyse van de Spreiding op Betondruksterkte	77
1.7	Proefstukken [76]	78
1.7.1	Cilinders [145]	78
1.7.1.1	Voordelen	78
1.7.1.2	Nadelen	78
1.7.2	Kubussen	78
1.7.2.1	Voordelen	78
1.7.2.2	Nadelen	79

1.7.3	Geboorde Kernen [18, 36]	79
1.7.4	Dimensies Proefstukken [116]	79
1.7.4.1	Grote Proefstukken	79
1.7.4.2	Kleine Proefstukken [18, 177]	80
2	Proefprogramma 1: Algemeen	81
2.1	Testprocedure	81
2.1.1	Gebruikte Materialen	81
2.1.1.1	Fijne Granulaat	81
2.1.1.2	Grove Granulaat	82
2.1.1.3	Cement	82
2.1.1.4	Water	82
2.1.1.5	Filler	83
2.1.2	Mengprocedure	83
2.1.3	Proefstukken	83
2.1.4	Drukproef	85
2.1.4.1	Bezwijkmechanismen [171]	86
2.2	Betonsamenstellingen	88
2.3	Gebruikte Statistische Regressiemethode	91
2.4	Bespreking Resultaten	92
2.4.1	Experimentele Omzettingsfactoren	92
2.4.2	Vormfactoren voor Gemiddelde of Karakteristieke Druksterkte	94
2.4.2.1	Traditioneel Verdicht Beton	95
2.4.2.2	Zelfverdichtend Beton	96
3	Proefprogramma 2: Controle van de Modellen voor Traditioneel Verdicht Beton	100
3.1	Formule NBN B15-220 (1970) [28] zonder Geboorde Kernen	100
3.2	Formule NBN B15-220 (1970) [28] met Geboorde Kernen	105
3.3	Eerste Formule van Neville [143]	107
3.4	Tweede Formule Neville [143]	112
3.5	Weakest Link Theory van Weibull [40]	114
3.6	Size Effect Law van Bazant [184]	116
4	Proefprogramma 3: Beschouwde Modellen Zelfverdichtend Beton	120
4.1	Schade van het Boren	120
4.1.1	Constante Schadefactor	120
4.1.2	Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	121
4.1.3	Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	121
4.2	Invloed van de Slankheid van het Cilindervormig Proefstuk	122

4.3	Formules Vormfactoren	124
4.3.1	Formule NBN B15-220 (1970) [28]	124
4.3.2	Size Effect Law van Bazant [184]	126
4.4	Combinatie van Vormfactor en Invloed van het Boren	128
4.4.1	Formule NBN B15-220 (1970) [28]	128
4.4.1.1	Constante Schadefactor	128
4.4.1.2	Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	132
4.4.1.3	Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	135
4.4.2	Size Effect Law van Bazant	138
4.4.2.1	Constante Schadefactor	139
4.4.2.2	Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	143
4.4.2.3	Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	147
4.4.3	Conclusie in verband met Formule Vormfactoren	152
4.5	Andere Invloedsfactoren Vormfactoren	154
4.5.1	Betonsterkte	155
4.5.2	Poedergehalte	157
4.5.3	Percentage Cement van Totale Poederfactor	165
4.5.4	Water/Cement Gehalte	166
4.6	Besluit Schatting Gemiddelde en Karakteristieke Druksterkte	167
4.6.1	Vormfactoren	167
4.6.2	Gemiddelde Druksterkte	171
4.6.3	Karakteristieke Druksterkte	171
4.6.3.1	Standaardafwijking van de Gemiddelde Druksterkte $\sigma_{f_{cxm}}$. .	172
4.6.3.2	Standaardafwijking van de Vormfactor $\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}}$	174
5	Conclusie	176
	Bibliografie	177

Lijst van figuren

1.1	τ i.f.v. $\dot{\gamma}$ bij Niet-Newtoniaanse Vloeistoffen [?]	4
1.2	Optimale Zone Vloeigrens: Links: principe, Rechts: geoptimaliseerde zone (gebaseerd op [178])	5
1.3	Two Point Test Apparatus	6
1.4	BLM Viscositeitsmeter	6
1.5	BTRheom Apparatus	6
1.6	Slump Flow: Abrams Conus	10
1.7	Slump Flow: Uitvoering	10
1.8	Slump Flow: Uitvoering	10
1.9	Slump Flow: Segregation Border	10
1.10	J-ring: Uitvoering	11
1.11	J-ring: Opstelling	12
1.12	J-ring: Opstelling	12
1.13	V-funnel	12
1.14	V-funnel	13
1.15	L-box: Dimensies	13
1.16	L-box: Dynamische Segregatie	14
1.17	L-box	14
1.18	Sieve Segregation Test	15
1.19	Opstelling W/P-bepaling	22
1.20	Relative Flow Area (R_a) i.f.v. W/P	22
1.21	Wall Effect [72]	24
1.22	Effect van Harde Insluitsels in Homogeen Materiaal [25]	24
1.23	Invloed Maximum Kaliber Granulaat op Druksterkte [57]	25
1.24	Invloed Luchtgehalte Beton op Druksterkte [37]	25
1.25	Multiaxiale Spanningstoestand in Kubusvormig Proefstuk [87]	27
1.26	Zones met Multiaxiale Drukspanningen [72]	28
1.27	Invloed van de Verhouding h/d [72]	30
1.28	Omzettingsfactoren i.f.v. h/d	30
1.29	Druksterkte Kubus in Richting van Gieten [144]	32

1.30	Mal van Thaulow	32
1.31	Schade t.g.v. het Boren volgens [152]	33
1.32	Schade t.g.v. het Boren volgens [82]	33
1.33	Invloed Maximum Kaliber Granulaat op Druksterkte Boorkernen [134]	34
1.34	Invloed h/d Boorkernen [37]	36
1.35	Lineaire Regressie 1e Formule Neville [143]	39
1.36	Lineaire Regressie 2e Formule Neville [143]	41
1.37	Omzettingsfactoren tot Kubus met Zijde 200 mm volgens NBN B15-200 (1970)	42
1.38	Betekenis SEL Bazant	44
1.39	Vormfactoren MSEL [8, 69]	48
1.40	Omzettingsfactor $f_c \setminus f_{c\ cub\ 150}$ volgens L'Hermite [112]	51
1.41	Omzettingsfactoren volgens Mansur (2002)	52
1.42	Omzettingsfactoren volgens Abaza (2003)	53
1.43	Omzettingsfactoren volgens Frostie en Schnormeier	54
1.44	Samenvatting Omzettingsfactoren $f_c \setminus f_{c\ cub\ 150\ mm}$ volgens Verschillende Druk- sterkteklassen	57
1.45	Reductiefactor Boorkernen Petersons [152]	59
1.46	Reductiefactor Boorkernen Gaynor [82]	59
1.47	Berekening Druksterkte o.b.v. Boorkernen 28x56 [93, 150]	60
1.48	Berekening Druksterkte o.b.v. Boorkernen 50x100 [93, 150]	60
1.49	Onzekerheid Druksterkte o.b.v. Boorkernen 28x56 [150]	61
1.50	Onzekerheid Druksterkte o.b.v. Boorkernen 50x100 [93, 150]	61
1.51	Karakteristieke Druksterkte bepaald met Boorkernen volgens EN 13791 . . .	64
1.52	Standaardafwijking i.f.v. Gemiddelde Druksterkte volgens Neville [142] . . .	71
1.53	Standaardafwijking i.f.v. Gemiddelde Druksterkte volgens Murdock [137] . .	71
1.54	Standaardafwijking i.f.v. Gemiddelde Druksterkte volgens Rüsch [162] . . .	72
1.55	Standaardafwijking i.f.v. Gemiddelde Druksterkte volgens Erntroy [168] . . .	72
1.56	Standaardafwijking i.f.v. Gemiddelde Druksterkte volgens Verscheidene Au- teurs [154]	73
1.57	Verschillende Graden van Controle volgens ACI 214R -02 [121]	76
2.1	Zeefkromme Rijnzand 0/5	81
2.2	Zeefkromme Rolgrind 2/8	82
2.3	Zeefkromme Rolgrind 8/16	82
2.4	Zeefkromme CEM I 52.5 N	82
2.5	Zeefkromme CEM III 42.5 N LA	82
2.6	Zeefkromme Kalksteenmeel P2 Omya	83
2.7	Grote Pers: MFL BPS 600V	85
2.8	Kleine Pers: AMSLER 20D 2.450.0101	85

2.9	Bezwijkmechanisme 1 Cilinder [171]	86
2.10	Bezwijkmechanisme 1 Kubus [171]	86
2.11	Bezwijkmechanisme 2 Cilinder [171]	87
2.12	Bezwijkmechanisme 2 Kubus [171]	87
2.13	Bezwijkmechanisme 3 Cilinder [171]	87
2.14	Monte Carlo Simulaties TVC Gemiddelde en Karakteristieke Druksterkte 6 Proefstukken	95
2.15	Monte Carlo Simulaties TVC Standaardafwijking 6 Proefstukken	95
2.16	Monte Carlo Simulaties SCC Vormfactor $\frac{f_c}{f_{c \ 100x200}}$ Gemiddelde en Karakteristieke Druksterkte	98
2.17	Monte Carlo Simulaties SCC Vormfactor $\frac{f_c}{f_{c \ cub \ 200}}$ Gemiddelde en Karakteristieke Druksterkte	98
2.18	Monte Carlo Simulaties SCC Vormfactor $\frac{f_c}{f_{c \ cub \ 150}}$ Gemiddelde en Karakteristieke Druksterkte	98
2.19	Monte Carlo Simulaties SCC Vormfactor $\frac{f_c}{f_{c \ cub \ 100}}$ Gemiddelde en Karakteristieke Druksterkte	98
2.20	Monte Carlo Simulaties SCC Vormfactor $\frac{f_c}{f_{c \ kern \ 100x200}}$ Gemiddelde en Karakteristieke Druksterkte	98
2.21	Monte Carlo Simulaties SCC Vormfactor $\frac{f_c}{f_{c \ kern \ 80x80}}$ Gemiddelde en Karakteristieke Druksterkte	98
2.22	Monte Carlo Simulaties SCC Vormfactor $\frac{f_c}{f_{c \ kern \ 50x100}}$ Gemiddelde en Karakteristieke Druksterkte	99
2.23	Monte Carlo Simulaties SCC Vormfactor $\frac{f_c}{f_{c \ kern \ 50x50}}$ Gemiddelde en Karakteristieke Druksterkte	99
2.24	Monte Carlo Simulaties SCC Vormfactoren Gemiddelde Druksterkte	99
3.1	Invloed Slankheid op Vormfactor	101
3.2	Analyse Iteraties C_1 en Foutterm TVC NBN B15-220 zonder Kernen	103
3.3	Analyse C_1 TVC NBN B15-220 zonder Kernen	103
3.4	Oude/Nieuwe Formule Kubussen TVC NBN B15-220 zonder Kernen	104
3.5	Oude/Nieuwe Formule Cilinders TVC NBN B15-220 zonder Kernen	104
3.6	Analyse Iteraties C_1 , C_4 en Foutterm TVC NBN B15-220 met Kernen	105
3.7	Analyse C_1 en C_4 TVC NBN B15-220 met Kernen	106
3.8	Oude/Nieuwe Formule Kubussen TVC NBN B15-220 met Kernen	106
3.9	Oude/Nieuwe Formule Cilinders TVC NBN B15-220 met Kernen	106
3.10	Analyse Iteraties C_2 , C_4 en Foutterm TVC 1e Formule Neville	109
3.11	Analyse Iteraties C_3 TVC 1e Formule Neville	110
3.12	Analyse C_2 , C_3 en C_4 TVC 1e Formule Neville	110
3.13	Oude/Nieuwe Formule Kubussen TVC 1e Formule Neville	111

3.14	Oude/Nieuwe Formule Cilinders $h/d = 1$ TVC 1e Formule Neville	111
3.15	Oude/Nieuwe Formule Cilinders $h/d = 2$ TVC 1e Formule Neville	111
3.16	Analyse Iteraties C_1 , C_2 en Foutenterm TVC 2e Formule Neville	114
3.17	Analyse C_1 en C_2 2e Formule TVC Neville	114
3.18	Invloed Volume op Druksterkte Proefstuk	115
3.19	Verband Vormfactor - Kubusgrootte [184]	116
3.20	Analyse Iteraties C_1 , C_2 , C_3 en Foutenterm TVC Bazant	118
3.21	Analyse C_1 TVC Bazant	118
3.22	Analyse C_2 TVC Bazant	118
3.23	Analyse C_3 TVC Bazant	119
4.1	Formules Invloed Slankheid	123
4.2	Grafiek Chung met Verschillende Omzettingfactoren en $\theta = 0,64$	123
4.3	Analyse Iteraties C_2 , C_3 en Foutenterm SCC NBN B15-220, Constante Schade- factor	129
4.4	Analyse C_2 SCC NBN B15-220, Constante Schadefactor	130
4.5	Analyse C_4 SCC NBN B15-220, Constante Schadefactor	130
4.6	Voorspelde Vormfactoren i.f.v. Experimenteel Bekomen Vormfactoren: SCC NBN B15-220, Constante Schadefactor	131
4.7	Analyse Iteraties C_2 , C_4 en Foutenterm SCC NBN B15-220, Schadefactor Af- hankelijk van de Diameter	132
4.8	Analyse C_2 SCC NBN B15-220, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	133
4.9	Analyse C_4 SCC NBN B15-220, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	133
4.10	Voorspelde Vormfactoren i.f.v. Experimenteel Bekomen Vormfactoren: SCC NBN B15-220, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	134
4.11	Analyse Iteraties C_2 , C_4 , C_5 en Foutenterm SCC NBN B15-220, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	136
4.12	Analyse C_2 SCC NBN B15-220, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	136
4.13	Analyse C_4 SCC NBN B15-220, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	136
4.14	Analyse C_5 SCC NBN B15-220, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	136
4.15	Voorspelde Vormfactoren i.f.v. Experimenteel Bekomen Vormfactoren: SCC NBN B15-220, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	138
4.16	Analyse Iteraties C_1 , C_5 , C_3 , C_4 , θ en Foutenterm SCC Bazant: Constante Schadefactor	140
4.17	Analyse Iteraties C_2 SCC Bazant, Constante Schadefactor	140
4.18	Analyse θ SCC Bazant, Constante Schadefactor	140
4.19	Analyse C_1 SCC Bazant, Constante Schadefactor	140
4.20	Analyse C_2 SCC Bazant, Constante Schadefactor	141
4.21	Analyse C_3 SCC Bazant, Constante Schadefactor	141

4.22	Analyse C_4 SCC Bazant, Constante Schadefactor	141
4.23	Analyse C_5 SCC Bazant, Constante Schadefactor	141
4.24	Voorspelde Vormfactoren i.f.v. Experimenteel Bekomen Vormfactoren: Bazant SCC, Constante Schadefactor	143
4.25	Analyse Iteraties C_1, C_3, C_4, θ en Foutenterm SCC Bazant, Schadefactor Af- hankelijk van de Diameter	144
4.26	Analyse Iteraties C_2 en C_5 SCC Bazant, Schadefactor Afhankelijk van de Dia- meter	144
4.27	Analyse θ SCC Bazant, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	145
4.28	Analyse C_1 SCC Bazant, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	145
4.29	Analyse C_2 SCC Bazant, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	145
4.30	Analyse C_3 SCC Bazant, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	145
4.31	Analyse C_4 SCC Bazant, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	145
4.32	Analyse C_5 SCC Bazant, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	145
4.33	Voorspelde Vormfactoren i.f.v. Experimenteel Bekomen Vormfactoren: SCC Bazant, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	147
4.34	Analyse Iteraties $C_1, C_3, C_4, C_5, C_6, \theta$ en Foutenterm SCC Bazant met Kernen, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	148
4.35	Analyse Iteraties C_2 SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	149
4.36	Analyse θ SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	149
4.37	Analyse C_1 SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	149
4.38	Analyse C_2 SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	149
4.39	Analyse C_3 SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	149
4.40	Analyse C_4 SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	150
4.41	Analyse C_5 SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	150
4.42	Analyse C_6 SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	150
4.43	Voorspelde Vormfactoren i.f.v. Experimenteel Bekomen Vormfactoren: SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	151
4.44	Vormfactoren Kubusvormige Proefstukken volgens Verschillende Formules . .	154
4.45	Vormfactoren Gegoten Cilinders $h/d = 2$ volgens Verschillende Formules . .	154
4.46	Vormfactoren Kernen met Diameter 100mm volgens Verschillende Formules .	154
4.47	Vormfactoren Kernen $h/d = 2$ volgens Verschillende Formules	154
4.48	Druksterkte en Vormfactor	156
4.49	Druksterkte en Vormfactor	156
4.50	Verband Schade v.h. Boren en Betondruksterkte	156
4.51	Poedergehalte en Vormfactor	157
4.52	Poedergehalte en Vormfactor	158
4.53	Analyse Iteraties $C_1, C_3, C_4, C_5, \theta, \beta_1, \beta_2$ en Foutenterm Formule Poederfactor	160
4.54	Analyse Iteraties C_2 en C_6 Formule Poederfactor	160

4.55 Analyse Iteraties α Formule Poederfactor	161
4.56 Analyse θ Formule Poederfactor	161
4.57 Analyse α Formule Poederfactor	161
4.58 Analyse β_1 Formule Poederfactor	161
4.59 Analyse β_2 Formule Poederfactor	161
4.60 Analyse C_1 Formule Poederfactor	162
4.61 Analyse C_2 Formule Poederfactor	162
4.62 Analyse C_3 Formule Poederfactor	162
4.63 Analyse C_4 Formule Poederfactor	162
4.64 Analyse C_5 Formule Poederfactor	162
4.65 Analyse C_6 Formule Poederfactor	162
4.66 Voorspelde Vormfactoren i.f.v. Experimenteel Bekomen Vormfactoren: Formule Poederfactor	164
4.67 Percentage Cement van Totale Poederfactor en Vormfactor	165
4.68 Water/Cement Gehalte en Vormfactor	166
4.69 Vormfactoren o.b.v. Gemiddelde Druksterkte	167
4.70 Vormfactoren o.b.v. Formule A	168
4.71 Vormfactoren o.b.v. Formule D	169
4.72 Vormfactoren o.b.v. Tabel	170
4.73 Vormfactoren o.b.v. NBN met Constante Schadefactor	170
4.74 Vormfactoren o.b.v. Bazant met Schade afhankelijk van Diameter	171
4.75 Aantal Benodigde Proefstukken om $\sigma_{f_{cxm}}$ 1 MPa	173

Lijst van tabellen

1.1	Consistentieklassen	7
1.2	Reproduceerbaarheid R Proefmethoden Traditioneel Verdicht Beton	16
1.3	Gebied, Herhaalbaarheid r en Reproduceerbaarheid R Proefmethoden Zelfverdichtend Beton	17
1.4	Aanvaardbaar Gebied Filling Ability	18
1.5	Klassen Filling Ability Slump Flow	18
1.6	Viscositeitsklassen o.b.v. V-funnel	19
1.7	Passing Ability L-Box	19
1.8	Passing Ability J-Ring	20
1.9	Klassen Segregatieweerstand	20
1.10	Spreiding Cementsterkte	23
1.11	Symbolen SEL Bazant	45
1.12	Omzettingsfactoren CEB-Recommendations 1964[45]	49
1.13	Hedendaagse Omzettingsfactoren v.d. Vorm $f_c/f_{cx} = \phi$	50
1.14	Vormfactoren en Betonklassen volgens ISO 3893	55
1.15	Vormfactoren en Betonklassen volgens EN206-1	56
1.16	Omzettingsfactoren en Betonklassen volgens Evans	57
1.17	k volgens ISO 3207 ter bepaling van de Karakteristieke Druksterkte m.b.v. 3 - 14 Kernen	62
1.18	Karakteristieke Druksterkte uit Boorkernen naar Karakteristieke Druksterktes Druksterkteklassen uit EN 206-1	63
1.19	Factor k bij $14 \leq n < 30$	66
1.20	95%-Fractiel voor t-distributie en 5%-Fractiel voor χ^2 -distributie met $(n - 1)$ vrijheidsgraden	67
1.21	Aantal Proefstukken nodig voor Gemiddelde Druksterkte met Bepaalde Zekerheid/Fout te kennen [86]	67
1.22	Factor k volgens ACI 318 [122]	68
1.23	k_2 volgens ISO 3207 [99]	68
1.24	C.O.V. volgens Literatuur voor Verschillende Proefstukken	74
1.25	Spreiding Geboorde Kernen	75

1.26	Invloed Diameter op Spreiding Kernen	75
1.27	Graden van Controles o.b.v. Standaardafwijking Beton volgens Rüsç [162]	76
2.1	Betonsamenstellingen	88
2.2	W/C, W/P, C/P en P Betonmengelingen	89
2.3	Luchtgehalte, Densiteit, Slump, Schokmaat, Slump Flow, V-funnel Flow Time, L-box PR, Sieve Stability SI en Druksterkte $f_{c150x300}$ Betonmengelingen	89
2.4	Druksterkte Proefstukken Betonmengelingen	90
2.5	Verhoudingen Gemiddelde Druksterkte	92
2.6	Standaardafwijking Omzettingsfactoren	93
2.7	Minimum, Gemiddelde en Maximum Vormfactor	93
2.8	90% Intervallen van Vormfactoren volgens ISO 3207 [99]	94
2.9	5% Fractiel, Gemiddelde en 95% Fractiel van MC Simulatie TVC	96
2.10	Aangenomen Vormfactor, Gemiddelde Druksterkte en Aangenomen Standaardafwijking SCC	97
2.11	Standaardafwijkingen en Gemiddelde Vormfactoren Karakteristieke en Gemiddelde Druksterkte	97
3.1	C.O.V. Proefstukken TVC NBN B15-220 zonder Kernen	102
3.2	Prior TVC NBN B15-220 zonder Kernen	102
3.3	Posterior TVC NBN B15-220 zonder Kernen	103
3.4	Vormfactoren, Standaardafwijking en 95%-Interval TVC NBN B15-220 zonder Kernen	104
3.5	Prior TVC NBN B15-220 met Kernen	105
3.6	Posterior TVC NBN B15-220 met Kernen	105
3.7	Vormfactoren, Standaardafwijking en 95%-Interval TVC NBN B15-220 met Kernen	107
3.8	C.O.V. Proefstukken TVC 1e Formule Neville	108
3.9	Prior TVC 1e Formule Neville	109
3.10	Posterior TVC 1e Formule Neville	109
3.11	Vormfactoren, Standaardafwijking en 95%-Interval TVC 1e Formule Neville	111
3.12	Standaardafwijking Proefstukken TVC 2e Formule Neville	112
3.13	Prior TVC 2e Formule Neville	113
3.14	Posterior TVC 2e Formule Neville	113
3.15	Prior TVC Bazant	117
3.16	Posterior TVC Bazant	118
3.17	Vormfactoren, Standaardafwijking en 95%-Interval TVC Bazant	119
4.1	Constanten Invloed Betondruksterkte volgens Petersons [152] en Gaynor [82]	122
4.2	Invloed Slankheid	122

4.3	C.O.V. Proefstukken SCC NBN B15-220	125
4.4	Prior SCC NBN B15-220	125
4.5	Prior SCC Bazant	127
4.6	Prior SCC NBN B15-220, Constante Schadefactor	129
4.7	Posterior SCC NBN B15-220, Constante Schadefactor	129
4.8	Vormfactoren, Standaardafwijking en 95%Interval SCC NBN B15-220, Constante Schadefactor	130
4.9	Vormfactoren uit Experimenten en Volgens Formule SCC NBN B15-220, Constante Schadefactor	131
4.10	Prior SCC NBN B15-220, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	132
4.11	Posterior SCC NBN B15-220, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	132
4.12	Vormfactoren, Standaardafwijking en 95%-Interval SCC NBN B15-220, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	133
4.13	Vormfactoren uit Experimenten en Volgens Formule SCC NBN B15-220, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	134
4.14	Prior SCC NBN B15-220, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	135
4.15	Posterior SCC NBN B15-220, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	135
4.16	Vormfactoren uit Experimenten en Volgens Formule SCC NBN B15-220, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	137
4.17	A Priori Verdeling Constanten SCC Bazant	138
4.18	Prior SCC Bazant, Constante Schadefactor	139
4.19	Posterior SCC Bazant, Constante Schadefactor	139
4.20	Vormfactoren, Standaardafwijking en 95%-Interval SCC Bazant, Constante Schadefactor	142
4.21	Vormfactoren uit Experimenten en Volgens Formule SCC Bazant, Constante Schadefactor	142
4.22	Prior SCC Bazant, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	143
4.23	Posterior SCC Bazant, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	144
4.24	Vormfactoren, Standaardafwijking en 95%-Interval SCC Bazant, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	146
4.25	Vormfactoren uit Experimenten en Volgens Formule SCC Bazant, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter	146
4.26	Prior SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	147
4.27	Posterior SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	148
4.28	Vormfactoren uit Experimenten en Volgens Formule SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte	151
4.29	Vormfactoren uit Experimenten en Volgens Formules	152
4.30	Prior Formule Poederfactor	158
4.31	Prior Formule Poederfactor	159

4.32	Posterior Formule Poederfactor	160
4.33	Vormfactoren, Standaardafwijking en 95%-Interval Formule Poederfactor . . .	163
4.34	Vormfactor uit Experimenten en Volgens Formule Poederfactor	164
4.35	Vormfactoren op basis van Gemiddelde Druksterkte	167
4.36	Aantal Benodigde Proefstukken om $\sigma_{f_{cxm}}$ 1 MPa	172
4.37	Factor k op Onzekerheid Standaardafwijking s [121]	173
4.38	Opgelegde Standaardafwijking $\sigma_{f_{cx}}$	174
4.39	$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}}$ voor Vormfactoren Tabel	174

Hoofdstuk 1

Literatuurstudie

1.1 Zelfverdichtend Beton: Algemeen [67, 68, 70]

Zelfverdichtend beton is een betonsamenstelling die in verse toestand een dermate hoge vloeibaarheid bezit dat ze onder invloed van eigengewicht, zonder enige bijkomende verdichting of compactatie, een volledige ruimte kan vullen. Hierbij kan het beton doorheen een dicht wapeningsnet of langs hindernissen stromen en heeft het toch voldoende weerstand tegen segregatie om gedurende het transport, het verpompen en de plaatsing een homogeen materiaal te blijven.

Om een hoge vloeibaarheid met een voldoende viscositeit te combineren, zal men gebruik maken van superplastificeerders, een grote hoeveelheid fijne vulstoffen en een uitgebalanceerde korrelverdeling van de grove granulaten. Een zelfverdichtend beton moet voldoen aan dezelfde eisen in verband met het percentage cement, de water/cement factor, de sterkteontwikkeling, de poriënstructuur en de duurzaamheid als traditioneel verdicht beton. Het kent echter zoals hierboven reeds vermeld totaal andere eigenschappen in verse toestand en hoeft niet verdicht te worden. Indien het zelfverdichtend beton in staat is om onder zijn eigen gewicht een volledig vlak oppervlak te vormen na het storten, spreekt men van zelfnivellerend beton.

Het belangrijkste voordeel van zelfverdichtend beton is dat er geen verdichting meer nodig is. De nodige vibratie-energie voor traditioneel verdicht beton brengt namelijk veel problemen met zich mee: er gaan vaak veel werkuren, trillingen en lawaai mee gepaard. Daarnaast zijn er velerlei problemen die later kunnen optreden indien de verdichting onvolledig of slecht is uitgevoerd. Een deel van deze problemen wordt bij het ontkisten ontdekt en hersteld, maar uiteraard brengt ook dit extra kosten en vertragingen met zich mee.

Andere voordelen van zelfverdichtend beton zijn:

- de kortere plaatsingstijd
- de mogelijkheid om het beton te verpompen

- de homogenere structuur van het beton in verharde toestand
- de mogelijkheid om een dichtere wapening te plaatsen dan bij traditioneel verdicht beton
- de hogere kwaliteit van de microstructuur
- het gebruik van restproducten zoals vliegashuiszand
- de mogelijkheden tot verdere automatisering
- de iets snellere hydratatie ten gevolge van het groot gehalte fijne vulstoffen

Uiteraard zijn er ook nadelen verbonden aan het gebruik van zelfverdichtend beton:

- de extra kost door het gebruik van superplastificeerders en vulstoffen (wat gecompenseerd wordt door de goedkopere plaatsing)
- een hogere gevoeligheid van kleine afwijkingen van eigenschappen en toegepaste verhouding van bestanddelen (waardoor nauwkeurige kwaliteitscontroles nodig zijn)
- de hogere bekistingsdrukken dan bij traditioneel verdicht beton
- het gebrek aan normen en duidelijke technische voorschriften is het grootste nadeel

1.2 Zelfverdichtend Beton: Reologie

Reologie is de studie van de vervorming van materie. Een engere definitie beperkt reologie enkel tot materialen die zich niet gedragen volgens de wetten van ideale gassen, vloeistoffen of vaste stoffen. Om eigenschappen zoals de verwerkbaarheid en segregatie van vers beton te kunnen beschrijven, dienen we modellen voor dit materiaal op te stellen en aangepaste proefmethodes te hanteren. In deze paragraaf zullen we eerst enkele modellen voor vers beton beschrijven, vervolgens de bestaande betonreometers bespreken om daarna de in de praktijk gebruikte eigenschappen en proefmethodes te behandelen.

1.2.1 Reologische Modellen voor Vers Beton [67]

Voor zowel vers beton, verhard beton als alle intermediären kan men dus reologische modellen opstellen om hun gedrag te beschrijven. In het kader van deze thesis zullen we ons echter beperken tot het gedrag van vers zelfverdichtend beton. Eigenschappen die zich pas voordoen op langere termijn zoals kruip zullen we hier niet behandelen.

Onder vers beton verstaan we het beton in de tijdsspanne tussen het uit de mixer halen en wanneer het voldoende verhard is om de vervormingswetten voor vaste stoffen toe te passen. Het is een composiet van granulaten, cementpasta en holtes gevuld met lucht en water. De

cementpasta omhult en scheidt de granulaten en vormt zo een smeerlaag die het bewegen en herschikken van de granulaten eenvoudiger maakt. Er bestaan twee manieren om naar vers beton te kijken: ofwel beschouwt men het als een granulair materiaal (zoals grond) voorzien van een smeerlaag, ofwel bekijkt men het als een suspensie van vaste delen in een visceuze vloeistof. De eerste benadering is goed voor een traditioneel beton met lage consistentie. In alle andere gevallen zal men eerder de tweede benadering hanteren. We zullen dan ook enkel verder ingaan op de tweede benadering.

Er bestaan twee modellen om het gedrag van vers beton te beschrijven: het Newtoniaans vloeien en het niet-Newtoniaans vloeien. De beide gaan uit van de volgende aannames:

- Het vers beton is homogeen en uniform, volledige uniformiteit is uiteraard niet mogelijk. Voor vers beton zal men daarom uniformiteit, bekomen na het mixen, als criterium gebruiken. Indien deze daalt spreken we van segregatie. Deze uniformiteit zal meestal voldoende zijn. De uniformiteit die we na het mixen bekomen hebben zal meestal voldoende zijn. Uiteraard hangt de homogeniteit ook af van de grootte van de proefstukken en de grootte van de aggregaten.
- Isotropie betekent dat de eigenschappen van het beton in alle richtingen hetzelfde dienen te zijn. Ook deze aanname kan ten gevolge van segregatie geschonden worden.
- Het beton is een continuüm: er mogen geen holtes en discontinuïteiten in het proefstuk zijn. Deze eigenschap is dus slechts geldig voor zover men het verse beton op voldoende grote schaal bekijkt.

1.2.1.1 Newtoniaanse Vloeistof

Bij een ideale vaste stof zal zich onder een schuifspanning τ een schuifvervorming γ voordoen volgens de onderstaande vergelijking waarin G de schuifmodulus is.

$$\tau = G \cdot \gamma \quad (1.1)$$

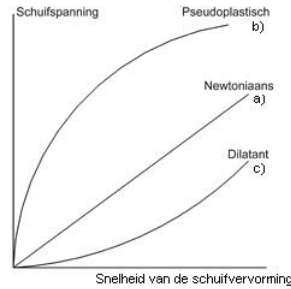
Een Newtoniaanse vloeistof zal zich blijven vervormen zolang de schuifspanning τ erop inwerkt. De snelheid van de schuifvervorming is evenredig met deze schuifspanning, overeenkomstig de volgende vergelijking waarin η de viscositeit is, die onafhankelijk is van de schuifspanning τ en de snelheid van de schuifvervorming $\dot{\gamma}$.

$$\tau = \eta \cdot \frac{d\gamma}{dt} = \eta \cdot \dot{\gamma} \quad (1.2)$$

1.2.1.2 Niet-Newtoniaanse Vloeistof

Uiteraard is het niet mogelijk het gedrag van alle materialen met deze eenvoudige vergelijking correct te beschrijven en dient ook voor vers beton een ingewikkeldere formule gehanteerd te worden, waar de viscositeit η niet onafhankelijk is van de gehanteerde schuifspanning τ of snelheid van schuifvervorming $\dot{\gamma}$. Daarnaast is er voor vele materialen een zekere vloeigrens τ_0 : een schuifspanning die nodig is om de beweging op gang te brengen.

Indien de vloeigrens τ_0 nul is, spreken we van pseudo-plastische materialen. Als de viscositeit η daalt wanneer de snelheid van schuifvervorming $\dot{\gamma}$ stijgt, spreekt men van shear thinning (curve b). Als de viscositeit η stijgt wanneer de snelheid van schuifvervorming $\dot{\gamma}$ stijgt, spreekt men van shear thickening (curve c). Als de viscositeit onafhankelijk is van de snelheid van schuifvervorming $\dot{\gamma}$ en de vloeigrens τ_0 verschillend is van 0, spreekt men van een Bingham-vloeistof (curve a). Deze termen worden geïllustreerd in figuur 1.1.



Figuur 1.1: τ i.f.v. $\dot{\gamma}$ bij Niet-Newtoniaanse Vloeistoffen [?]

De volgende vergelijking beschrijft het niet-Newtoniaans vloeien. A is een constante gerelateerd aan de consistentie van de vloeistof en n een constante die kleiner is dan 1 bij het verschijnsel shear thinning en groter dan 1 bij shear thickening.

$$\tau = A \cdot \dot{\gamma}^n \quad (1.3)$$

Vers traditioneel verdicht beton met een lage consistentie gedraagt zich als een Bingham-vloeistof met relatief hoge vloeigrens τ_0 . Het vloeien kan dus gekarakteriseerd worden door de volgende vergelijking waarin τ_0 de vloeigrens is en μ de plastische viscositeit.

$$\tau = \tau_0 + \mu \cdot \dot{\gamma} \quad (1.4)$$

Vers zelfverdichtend beton en vers traditioneel beton waar superplastificeerders in verwerkt zijn en die een hoge consistentie (slump > 120 mm) heeft, hebben een zeer lage of geen vloeigrens τ_0 en zullen zich als een visceuze Newtoniaanse vloeistof gedragen.

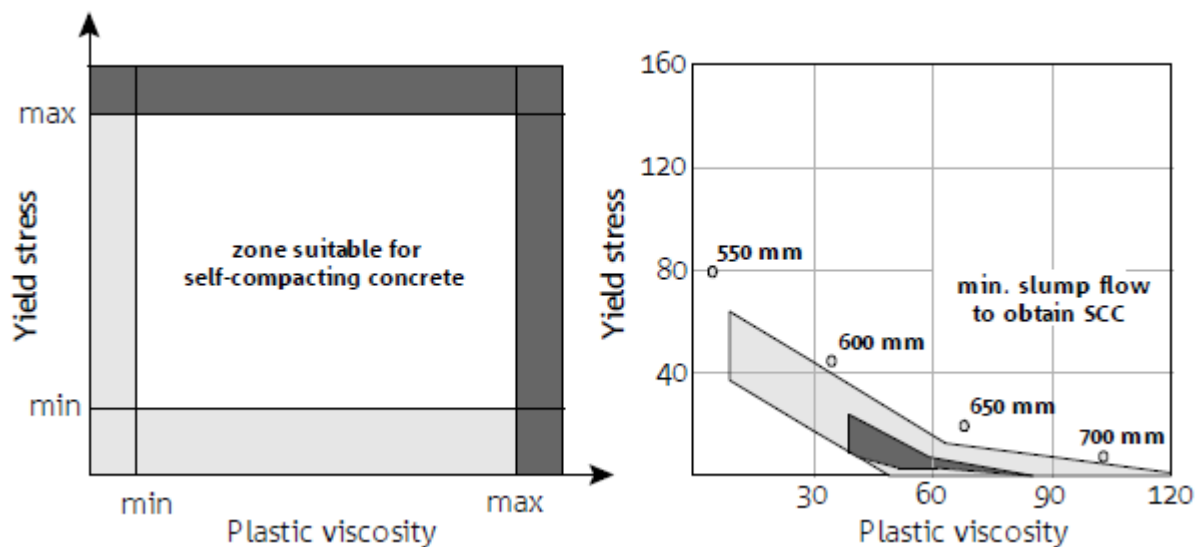
Voor zelfverdichtend beton zijn er ingewikkeldere formules ter beschikking voor een nog accuratere beschrijving. Hier wordt echter niet dieper op ingegaan en voor meer informatie wordt verwezen naar [77].

1.2.2 Betonreometers [67, 68]

Om het gedrag van vers beton in het algemeen te beschrijven zou het dus volstaan om uit te gaan van het Bingham-vloeistof model en de waarden van de plastische viscositeit μ en de vloeigrens τ_0 te bepalen met twee combinaties van de schuifspanning τ en de snelheid van schuifvervorming $\dot{\gamma}$, uitgaande van de volgende formule:

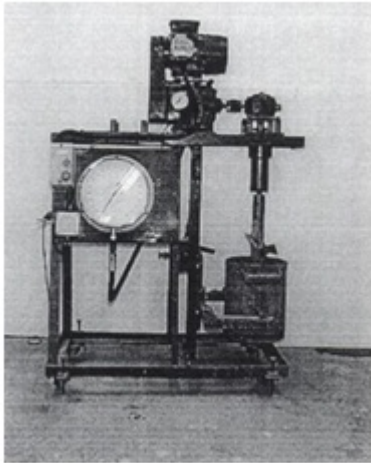
$$\tau = \tau_0 + \mu \cdot \dot{\gamma} \quad (1.5)$$

Om een hoge vloeibaarheid en een voldoende viscositeit te bekomen, moet het vers zelfverdichtend beton een lage vloeigrens hebben om te kunnen vloeien onder het eigengewicht en een hoge plastische viscositeit hebben om het segregeren van de grove granulaten tegen te gaan. De vloeigrens mag echter ook niet te laag zijn omdat het gevaar op segregatie zou toenemen en de plastische viscositeit mag ook niet te hoog zijn, omdat dan het storten van het beton te traag zou verlopen. Deze ideale zone wordt in figuur 1.2 [70] geïllustreerd.



Figuur 1.2: Optimale Zone Vloeigrens: Links: principe, Rechts: geoptimaliseerde zone (gebaseerd op [178])

Er bestaan meerdere soorten betonreometers die op basis van het bovenstaande principe de karakteristieken van vers beton trachten te bepalen: het Two Point Test Apparatus [19, 71], de BLM Viscositeitsmeter en het BRTheom Apparatus [65]. Deze worden geïllustreerd op de figuren 1.3, 1.4 en 1.5.

**Figuur 1.3:** Two Point Test Apparatus**Figuur 1.4:** BLM Viscositeitsmeter**Figuur 1.5:** BTRheom Apparatus

1.2.3 Eigenschappen van Vers Zelfverdichtend Beton [67, 68, 171]

Het is zowel voor traditioneel verdicht beton als voor zelfverdichtend beton niet gemakkelijk om correlaties op te stellen tussen de proefresultaten op vers beton en reologische eigenschappen zoals de plastische viscositeit μ en de vloeigrens τ_0 , omdat elke proefmethode door zowel de plastische viscositeit als de vloeigrens beïnvloed wordt. In de praktijk zal men daarom werken met andere eigenschappen.

Voor traditioneel beton zal men de verwerkbaarheid van vers beton uitdrukken als de consistentie met behulp van consistentieklassen. Die kan men bepalen met de zetmaat of slump test, de schoktafel of flow test, de VeBe-tijd of met de verdichtingsgraad van Walz. Men bekomt zo de volgende consistentieklassen. Deze klassen zijn echter niet onderling equivalent

en mogen dus niet door elkaar gebruikt worden.

Proefmethode	Grenzen	Consistentieklasse
Zetmaat of Slump	10 - 40 mm	S1
	50 - 90 mm	S2
	100 - 150 mm	S3
	160 - 210 mm	S4
	≥ 220 mm	S5
Schokmaat of Flow test	≤ 340 mm	F1
	350 - 410 mm	F2
	420 - 480 mm	F3
	490 - 550 mm	F4
	560 - 620 mm	F5
	≥ 630 mm	F6
VeBe-tijd	≥ 31 s	V0
	30 - 21 s	V1
	20 - 11 s	V2
	10 - 6 s	V3
	5 - 3 s	V4
Verdichtingsgraad van Walz	$\geq 1,46$	C0
	1,45 - 1,26	C1
	1,25 - 1,11	C2
	1,10 - 1,04	C3

Tabel 1.1: Consistentieklassen

Voor vers zelfverdichtend beton zijn totaal andere eigenschappen van belang dan voor traditioneel verdicht beton. De drie belangrijkste eigenschappen zijn de filling ability (vulcapaciteit), de passing ability (capaciteit om door nauwe openingen te vloeien) en de segregatieweerstand. Daarnaast zijn er nog enkele minder belangrijke eigenschappen die we voor de volledigheid ook in deze paragraaf kort zullen bespreken, maar die voor het vervolg van minder belang zijn.

1.2.3.1 Filling Ability

De filling ability of de vulcapaciteit is de mate waarin het zelfverdichtend beton kan vloeien onder zijn eigen gewicht. Een voldoende filling ability is dus nodig om de ruimte in de bekisting volledig te vullen, ingesloten lucht te laten ontsnappen en het beton te verdichten.

1.2.3.2 Passing Ability

De passing ability is de capaciteit van vers zelfverdichtend beton om door nauwe openingen en tussen wapeningsstaven te vloeien zonder te blokkeren. Deze eigenschap is gelinkt aan de filling ability. Om vlot door nauwe openingen te kunnen vloeien, moeten de grove granulaten zich kunnen herschikken. Ze moeten een zekere tussenafstand hebben en niet ineenhaken om zo openingen te blokkeren.

1.2.3.3 Segregatieweerstand

De segregatieweerstand of stabiliteit van vers zelfverdichtend beton is de mate waarin het beton in staat is zijn originele, uniform onderstelde distributie van bestandsdelen te behouden tijdens het transport, de plaatsing en de compactatie. Zeker indien het beton gepompt dient te worden is deze eigenschap zeer belangrijk. Aangezien vaste stoffen in een vloeistof met een lagere dichtheid willen zinken en deze beweging enkel gehinderd wordt door het visceuze karakter van de cementpasta, is deze eigenschap gerelateerd aan de plastische viscositeit μ en de verhouding van de dichtheid van de cementpasta ten opzichte van de granulaten.

Segregatie van traditioneel verdicht beton zal zich uiten als:

- Grindnesten: grote onregelmatige holten tussen stukken grof granulaat waar de cementpasta ontbreekt. Dit kan echter ook het gevolg zijn van een slechte compactatie.
- Bleeding of uitlogen van het beton: aan het betonoppervlak komt water uit de betonsamenstelling bovendrijven. Hierdoor vormt zich op het oppervlak een dunne laag cementpasta met een zeer hoge water/cement factor.
- Dynamic segregation: bij het pompen van vers beton kan, indien de cohesie van de samenstelling onvoldoende is, de vloeibare mortel of pasta zich van de rest van de samenstelling scheiden.

Bij zelfverdichtend beton met een voldoende filling en passing ability kan segregatie zich niet voordoen onder de vorm van grindnesten of grote gaten, maar kan het wel zijn dat zich bleeding voordoet of dat de grove granulaten naar de bodem van de bekisting zinken.

Afhankelijk van de toepassing en de gebruikte verplaatsingsmethoden kan men andere eisen formuleren in verband met de segregatieweerstand van vers zelfverdichtend beton. Zo kan men een minimum segregatieweerstand hanteren voor eenvoudige, lichtgewapende betonelementen. Een maximum segregatieweerstand is nodig voor complexe, dunne muren met veel wapening, in uitkragingen waar het vers beton richtingsveranderingen in de stroom moet ondergaan, in situaties waar het vers beton vrij moet vallen en in gevallen waarbij het vers beton over een grote hoogte verpompt wordt.

1.2.3.4 Verpompbaarheid

Vers zelfverdichtend beton is bijna altijd verpompbaar, enkel in extreem visceuze betonsamenstellingen met kleine granulaten en een groot aandeel aan vezels. Om de verpompbaarheid te testen bestaan weinig praktische proeven, meestal worden pompproeven uitgevoerd als men met een ongebruikelijke betonsamenstelling, transportmethode of plaatsingsmethode te maken heeft. Verder bestaat er de Pressure- Bleed Test [35], maar deze wordt enkel gebruikt voor speciale betonsoorten zoals spuitbeton met vezels of betonsoorten met zeer lichte, poreuze granulaten.

1.2.3.5 Finishability of Afwerkbaarheid

Elk type oppervlakteafwerking heeft eigen eisen voor de consistentie en segregatieweerstand (vooral bleeding) van de betonsamenstelling. Voor deze eigenschap bestaat dan ook geen directe test en bij het gebruik van een bepaalde oppervlakteafwerking zal men dan ook in situ proeven uitvoeren.

1.2.3.6 Self Leveling of Zelfnivellering

Zoals de naam het zegt houdt deze eigenschap in dat het vers zelfverdichtend beton onder zijn eigen gewicht een mooi vlak oppervlak verkrijgt. Om eraan te voldoen dient er een hoge filling ability en een goede weerstand tegen segregatie (weinig bleeding) te zijn. Deze eigenschap is vooral van belang bij de constructie van trottoirtegels, vloeren en betonplaten in zelfverdichtend beton. Ook voor deze eigenschap bestaan geen specifieke proeven.

1.2.4 Proefmethoden voor Vers Zelfverdichtend Beton [66, 67, 70, 85, 171]

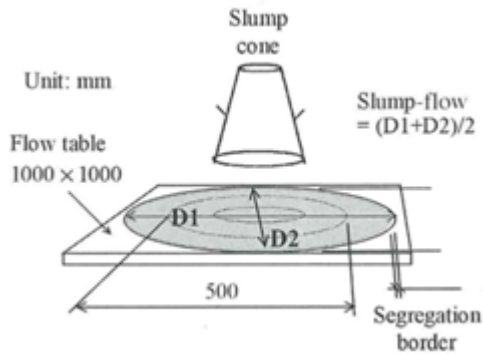
Aangezien het gedrag van zelfverdichtend beton totaal verschillend is van dat van traditioneel verdicht beton kunnen de internationaal gestandaardiseerde proeven voor traditioneel beton niet toegepast worden op zelfverdichtend beton. Zo is bijvoorbeeld de traditionele slump proef onbetrouwbaar als hij waarden boven de 200 mm heeft (men spreekt van 'collapsed slump'), wat voor zelfverdichtend beton steeds zo is. Ook de voor traditioneel verdicht beton opgestelde consistentieklassen zijn voor zelfverdichtend beton niet meer geldig.

In deze paragraaf worden dan ook de gebruikelijke proeven om de verwerkbaarheid van zelfverdichtend beton te beoordelen aangehaald. Voor de aanwijzingen betreffende het beproeven van vers beton wordt verwezen naar de norm [125].

1.2.4.1 Slump Flow

Deze proef is afgeleid van de gewone slumpproef, ook wel zetmaat genoemd. Aangezien de verticale inklinking van het vers beton in de Abrams conus zodanig groot is voor zelfverdich-

tend beton dat we van een collapsed slump spreken, meten we bij de slump flow proef de horizontale uitspreiding in plaats van de verticale inklinking.



Figuur 1.6: Slump Flow: Abrams Conus



Figuur 1.7: Slump Flow: Uitvoering

We meten (nadat het beton zich onder eigengewicht uitgespreid heeft over een horizontaal effen oppervlak) de grootste diameter van de uitgespreide cirkel van zelfverdichtend beton d_m en de diameter loodrecht hierop d_r tot op 10 mm nauwkeurig. Indien er duidelijke tekenen van segregatie zijn, zoals op figuur 1.9, waar een segregation border te zien is, wordt dit bij de resultaten genoteerd. Een voorwaarde voor een goede meting is het volledig glad en vlak zijn van de bodemplaat.

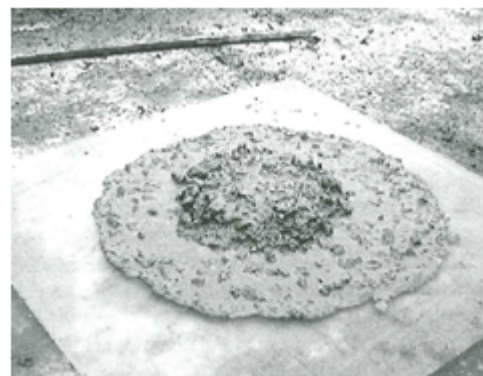
Als het verschil tussen d_m en d_r groter is dan 50 mm zijn de resultaten van de slump flow proef onbetrouwbaar. In andere gevallen kan men de slump flow spread SF berekenen als het gemiddelde van d_m en d_r , tot op 10 mm nauwkeurig.

Hoe hoger de slump flow waarde SF, hoe groter de filling ability van de verse mix. De meeste verse zelfverdichtende betonsoorten hebben een slump flow tussen de 550 en 850 mm.

Deze test dient uitgevoerd te worden volgens de norm [130].



Figuur 1.8: Slump Flow: Uitvoering



Figuur 1.9: Slump Flow: Segregation Border

1.2.4.2 J-Ring

Bij een J-ring test men naast de filling ability en de stroomsnelheid ook nog de passing ability. Het beton wordt er op een dezelfde manier getest als bij de slump flow, maar moet door een schikking van metalen staven vloeien.



Figuur 1.10: J-ring: Uitvoering

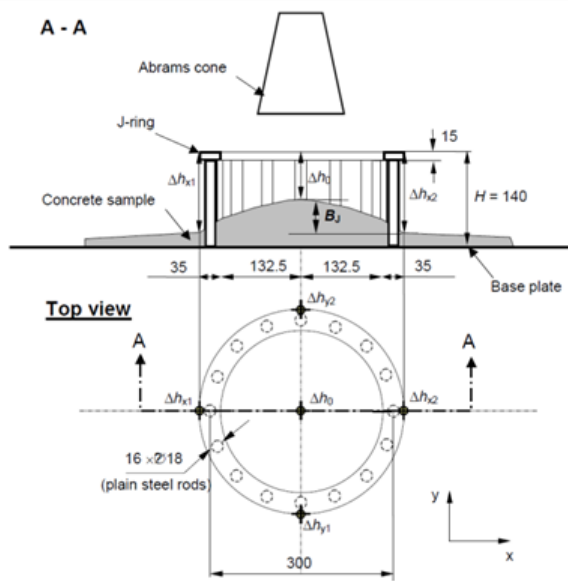
De benodigdheden zijn identiek aan deze van de slump flow proef, behalve dat op de bodemplaat een metalen ring bevestigd is om het effect van de stroming van vers beton tussen wapeningsstaven te simuleren.

De resultaten van de test zijn de slump flow SF_J en de Blocking step B_J . De blocking step wordt berekend met de volgende formule, waarin de notaties h_{x1} , h_{x2} , h_{y1} , h_{y2} en h_0 de verticale afstanden zijn tussen de bovenrand van het metalen frame en het betonoppervlak op de posities zoals aangegeven op figuur 1.11 en 1.12 zijn.

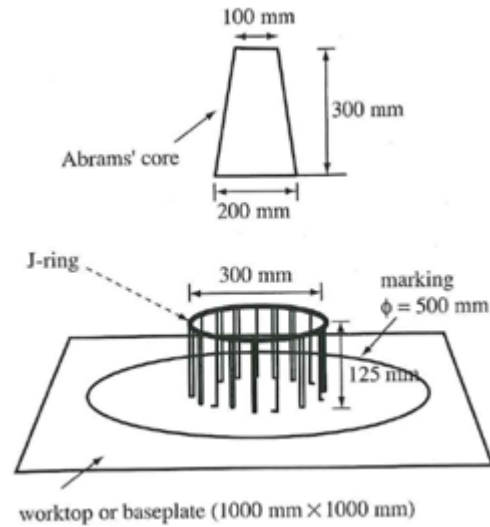
$$B_J = \frac{(h_{x1} + h_{x2} + h_{y1} + h_{y2}) - h_0}{4} \quad (1.6)$$

Een J-ring heeft een betere gelijkenis met de stroming van vers beton in de praktijk, maar doordat men vele eigenschappen combineert worden de resultaten minder duidelijk. Daarom zullen we enkel gebruik maken van de slump flow proef bij de door ons genomen proefnemingen.

Deze test dient uitgevoerd te worden volgens de norm [128].



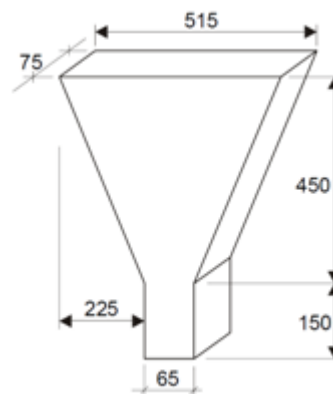
Figuur 1.11: J-ring: Opstelling



Figuur 1.12: J-ring: Opstelling

1.2.4.3 V-Funnel

Bij een V-funnel meet men de tijd die een bepaalde hoeveelheid vers zelfverdichtend beton nodig heeft om door een nauwe opening te vloeien. Afhankelijk van de plastische viscositeit zal men zo een andere V-funnel flow time t_v verkrijgen.



Figuur 1.13: V-funnel

Na het vullen van de V-funnel, wacht men 10 seconden vooraleer de onderste opening vrij te maken. Daarna laat men het vers zelfverdichtend beton door de V-funnel stromen en meet men de tijd tussen het openen van de onderste opening en het moment waarop men licht door de onderkant van de V-funnel kan zien. Indien er verstopping is in de V-funnel, betekent dit dat het beton is gesegregeerd en dus ongeschikt is om te gebruiken.

Men kan de segragatieweerstand van een zelfverdichtend beton met een V-funnel beoordelen door tussen het vullen en het legen van de V-funnel 5 minuten te nemen in plaats van de korte wachttijd van 10 seconden en het verschil in t_v met elkaar te vergelijken. Grote verschillen duiden op een blokkering van de opening door grove granulaten ten gevolge van segregatie.

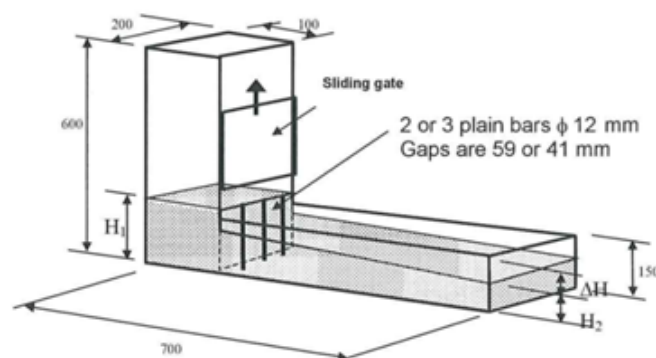
Deze test dient uitgevoerd te worden volgens de norm [131].



Figuur 1.14: V-funnel

1.2.4.4 L-Box

Een L-box meet de afstand die een zelfverdichtend beton kan vloeien onder zijn eigen gewicht. Doordat in de L-box het beton tussen enkele wapeningsstaven moet vloeien, is het een methode om de passing ability te beoordelen.



Figuur 1.15: L-box: Dimensies

Nadat het beton volledig is kunnen uitvloeien over de L-box, meet men de afstanden H_1 en H_2 zoals aangegeven op de figuur 1.15 om zo de passing ratio PR te berekenen:

$$PR = \frac{H_2}{H_1} \quad (1.7)$$

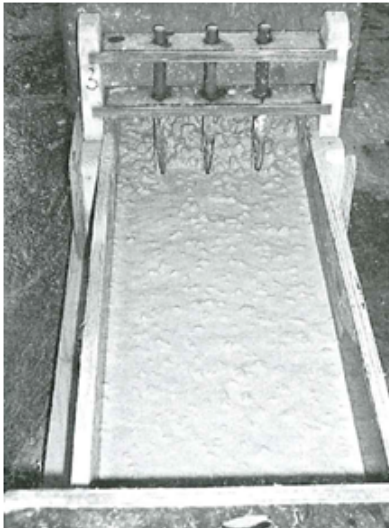
Met:

$$H_1 = \frac{H_{1a} + H_{1b} + H_{1c}}{3} \quad (1.8)$$

$$H_2 = \frac{H_{2a} + H_{2b} + H_{2c}}{3} \quad (1.9)$$

Indien een overmaat aan grove granulaten de doorgang in de klep blokkeert, kan men spreken van dynamische segregatie. De figuur 1.16 illustreert dit fenomeen.

Deze test dient uitgevoerd te worden volgens de norm [126].



Figuur 1.16: L-box: Dynamische Segregatie



Figuur 1.17: L-box

1.2.4.5 Sieve Segregation Test of Zeef Segregatieproef

De Sieve Segregation Test is een relatief eenvoudige methode om in situ kwalitatief de weerstand tegen statische segregatie van vers zelfverdichtend beton te beoordelen, door een monster door een geperforeerde plaatzeef te laten passeren. Hoe lager de segregatieweerstand, hoe meer vers beton door de zeef zal vloeien.

**Figuur 1.18:** Sieve Segregation Test

De segregatieindex SI wordt berekend met de volgende formule waarin m_{ps} het gewicht is van het opvangvat en het beton dat door de zeef is gevallen, m_p het gewicht is van het opvangvat en m_c het gewicht van het monster dat in de zeef is gebracht

$$SI = \frac{m_{ps} - m_p}{m_c} \cdot 100\% \quad (1.10)$$

Deze methode zal echter geen indicatie geven voor bleeding en dus niet alle vormen van segregatie beschrijven.

Deze test dient uitgevoerd te worden volgens de norm [127].

1.2.4.6 Dichtheid van Vers Beton

Er bestaat in de Europese richtlijnen geen specifieke methode voor het meten van de dichtheid van vers zelfverdichtend beton. De werkwijze kan echter volledig analoog aan deze voor traditioneel beton overgenomen worden. Hiervoor verwijzen we naar de norm [129].

1.2.4.7 Luchtgehalte van Vers Beton [14]

Als maat voor de compactatie kan men het volume lucht in de poriën van het beton hanteren. Een luchtgehalte van 1,5% is normaal.

De proef die wij zullen hanteren om het luchtgehalte te bepalen noemt de Pressure Method. Deze test meet het luchtgehalte indirect door de volumeveranderingen te meten die gebeuren onder verschillende drukken.

Men moet echter steeds in het achterhoofd houden dat het luchtgehalte van vers zelfverdichtend beton altijd verschilt van dat van hetzelfde beton in verharde toestand. Dit is te wijten

aan het feit dat er tijdens het plaatsen andere methodes worden gebruikt dan voor het afnemen van de proef. Zo zullen er bijvoorbeeld door het vers zelfverdichtend beton te verpompen grote variaties in het luchtgehalte veroorzaakt worden.

1.2.5 Bespreking van de Proefmethodes [66, 67, 70]

Op elke test uitgevoerd op een vers betonmonster met een specifieke samenstelling, zullen er schommelingen op de resultaten zitten. Deze zijn o.a. te wijten aan het feit dat het beton nooit perfect uniform gemengd is, de bestandsdelen niet perfect afgemeten kunnen worden, het proefmateriaal nooit perfect hetzelfde is, andere personen de proef uitvoeren en andere redenen. Daarom zullen we voor elke proefmethode een zekere spreiding moeten kunnen opstellen waarbinnen de resultaten op eenzelfde betonsoort kunnen variëren. We spreken van de volgende factoren:

- Herhaalbaarheid r: Dit is de statistische fout op de proefmethode of het verschil tussen twee achtereenvolgende proeven dat eens in de 20 proeven op hetzelfde vers zelfverdichtend beton, uitgevoerd door dezelfde persoon en met dezelfde apparatuur, wordt overschreden.
- Reproduceerbaarheid R: Het verschil in de resultaten van twee proefnemingen op hetzelfde soort beton, maar uitgevoerd door verschillende personen met verschillende apparatuur, moet in 95% van de gevallen kleiner zijn dan de reproduceerbaarheid. Voor de proefmethoden op traditioneel verdicht beton hanteert men de volgende waarden voor de reproduceerbaarheid:

Proefmethode	Reproduceerbaarheid R
Slumpproef of zetmaat	25 mm
Schoktafel	91 mm

Tabel 1.2: Reproduceerbaarheid R Proefmethoden Traditioneel Verdicht Beton

Voor de proeven op vers zelfverdichtend beton zijn de volgende waarden gebruikelijk. In de velden waarin 'Niet van toepassing' is genoteerd heeft het weinig zin om de herhaalbaarheid en de reproduceerbaarheid te bepalen, aangezien het vers beton dat in deze velden zit toch onbruikbaar is omdat het een slechte verwerkbaarheid heeft. Voor sommige proefmethodes bepaalt men de herhaalbaarheid en de reproduceerbaarheid.

Voor de V-funnel geldt:

$$r = \begin{cases} 0,355 \cdot t_v - 0,62 : & 3 \leq t_v \leq 15 \\ 4,4 : & t_v > 15 \end{cases} \quad (1.11)$$

$$R = \begin{cases} 0,502 \cdot t_v - 0,943 : & 3 \leq t_v \leq 15 \\ 6,6 : & t_v > 15 \end{cases} \quad (1.12)$$

Voor de L-box geldt:

$$r = \begin{cases} 0,474 - 0,463 \cdot PR : & PR \geq 0,65 \\ 0,18 : & PR < 0,65 \end{cases} \quad (1.13)$$

$$R = \begin{cases} 0,454 - 0,425 \cdot PR : & PR \geq 0,65 \\ 0,18 : & PR < 0,65 \end{cases} \quad (1.14)$$

Proefmethode	Gebied	Herhaalbaarheid r	Reproduceerbaarheid R
Slump flow SF	< 600 mm	N.v.t.	N.v.t.
	600 - 750 mm	42 mm	43 mm
	> 750 mm	22 mm	28 mm
J-ring: De slump flow SF_J	< 600 mm	59 mm	67 mm
	600 - 750 mm	46 mm	46 mm
	> 750 mm	25 mm	31 mm
J-ring: De blocking step B_J	≤ 20 mm	4,6 mm	4,9 mm
	> 20 mm	7,8 mm	7,8 mm
V-funnel flow time t_v	3 s	0,4 s	0,6 s
	5 s	1,1 s	1,6 s
	8 s	2,1 s	3,1 s
	12 s	3,4 s	5,1 s
	≥ 15 s	4,4 s	6,6 s
Passing Ratio PR (L-box)	< 0,65	0,18	0,18
	0,7	0,15	0,16
	0,8	0,1	0,11
	0,9	0,06	0,07
	1	0,01	0,03
Sieve Segregation Index SI	$\leq 20\%$	3,70%	3,70%
	> 20%	10,90%	10,90%

Tabel 1.3: Gebied, Herhaalbaarheid r en Reproduceerbaarheid R Proefmethoden Zelfverdichtend Beton

1.2.5.1 Filling Ability [85]

Om een aanvaardbare filling ability te hebben, moeten de resultaten van de testen binnen bepaalde grenzen liggen. Bovendien hebben de resultaten van de proeven altijd een zekere standaardafwijking. Bij het bespreken van de filling ability heeft de slump flow als bijkomend nadeel dat hij zeer gevoelig is aan de manier waarop hij uitgevoerd wordt en ook door de passing ability beïnvloed wordt.

Proefmethode	Eigenschap	Aanvaardbaar Gebied	Standaardafwijking	Eenheid
Slump Flow	SF	550 - 850	14	mm
J-ring Slump Flow	SF_J	600 - 800	14	mm
V-funnel	t_v	5,0 - 14,0	0,81	s
L-box	PR	0,80 - 1,00	0,02	-

Tabel 1.4: Aanvaardbaar Gebied Filling Ability

Voor de slump flow proef zijn klassen voor de filling ability opgesteld. Deze kunnen echter ook gebruikt worden voor de slump flow bekomen met de J-ring SF_J , maar men voegt dan wel de suffix J toe aan de klasse (bv SF_J 1).

Slump flow SF	Klasse van de filling ability	Beschrijving
550 - 650 mm	SF1	Een lage filling ability: de ondergrens van de filling ability ligt in deze klasse, maar is afhankelijk van de samenstelling. Algemeen kan men stellen dat vers zelfverdichtend beton met een $SF < 600$ mm meestal niet bruikbaar is.
660 - 750 mm	SF2	Een goede filling ability: dit beton is bruikbaar voor de meeste praktische toepassingen
760 - 850 mm	SF3	Een hoge filling ability: deze betonsoorten vloeien zeer goed, snel en over grote afstanden en worden vaak gebruikt in toepassingen met complexe vormen en zwaar gewapende elementen. Men moet bij deze klasse opletten dat aan de eisen in verband met de passing ability en de segregatieweerstand voldaan is.

Tabel 1.5: Klassen Filling Ability Slump Flow

De V-funnel flow time t_v gebruikt men als basis voor viscositeitsklassen in de Europese richtlijnen [85]:

V-funnel flow time t_v	Klasse Filling Ability	Beschrijving
≤ 8 s	VF1	Een goede filling ability
9 - 25 s	VF2	Een matige tot lage filling ability

Tabel 1.6: Viscositeitsklassen o.b.v. V-funnel

1.2.5.2 Passing Ability [27]

De passing ability van een soort zelfverdichtend beton kunnen we beoordelen met de L-box en de J-ring. Beide proeven zijn gerelateerd aan de filling ability. Als de filling ability hoog is, vergroot de kans op het blokkeren, waardoor de proeven minder performant worden. Voor zwaar gewapende betonconstructies hanteert men strengere criteria wat de passing ability betreft dan voor licht gewapende constructies. Het heeft namelijk weinig zin om strenge criteria in verband met de passing ability te hanteren voor bijvoorbeeld ongewapende elementen.

Zo zal de L-box voor zwaar gewapende constructies drie wapeningsstaven in de opening hebben, en deze voor licht gewapende constructies slechts twee. Bij beide L-boxen wordt het criterium van een passing ratio van 0,80 gehanteerd en tracht men de PR rond de 0,90 te houden om veilig te spelen. Beton met $PR < 0,75$ is onbetrouwbaar.

Klasse Passing Ability	Passing Ratio PR	Aantal staven	Beschrijving
PR1	$\geq 0,80$	2	Een goede passing ability voor de meeste toepassingen met lichte wapening
PR2	$\geq 0,80$	3	De betonsamenstelling is ook bruikbaar in toepassingen met een dichtere wapening

Tabel 1.7: Passing Ability L-Box

Bij het gebruik van de J-ring om de passing ability te beoordelen, moet men steeds in het achterhoofd houden dat de bekomen resultaten sterk gerelateerd zijn aan de filling ability van het vers zelfverdichtend beton, bijgevolg zijn de klassen op basis van de Blocking Step B_J zeer ruim:

Blocking Step B_J	Klasse Passing Ability	Beschrijving
≤ 10 mm	B_{J1}	Zeer laag risico op een onvoldoende passing ability. Deze betonsoorten zijn dus bruikbaar voor elementen met een dichte wapeningsstructuur
10 - 20 mm	B_{J2}	Een matig tot groot risico op blokkeringen. Dit beton is bijgevolg enkel bruikbaar voor toepassingen zonder wapening of met zeer ruime openingen tussen de wapeningsstaven.

Tabel 1.8: Passing Ability J-Ring

1.2.5.3 Segregatieweerstand [60]

De segregatieweerstand is belangrijker voor zelfverdichtend beton dan voor traditioneel verdicht beton. Aangezien de proeven om de segregatieweerstand te beoordelen moeilijk in situ uit te voeren zijn, zal men deze enkel bij het ontwerpen van de betonsamenstelling gebruiken. Op de werf zelf zal men dan enkel nog proeven in verband met de filling en passing ability uitvoeren.

Men kan de segregatieweerstand met de Sieve Segregation Test beoordelen aan de hand van de segregatie index SI op basis van de onderstaande klassen:

Segregatie Index SI	Klasse Segregatieweerstand	Beschrijving
≤ 20 %	SI1	Een voldoende weerstand tegen statische segregatie
≤ 15 %	SI2	Een goede weerstand tegen statische segregatie

Tabel 1.9: Klassen Segregatieweerstand

Overeenkomstig [60] kan men echter een meer gedetailleerder onderscheid maken:

- $SI < 5\%$: Het zelfverdichtend beton is te samenhangend of visceus waardoor de zelfverdichting in het gedrang komt.
- $5\% < SI < 15\%$: Dit komt neer op een optimale segregatieweerstand.
- $15\% < SI < 30\%$: Het is waarschijnlijk dat het vers zelfverdichtend beton segregeert.
- $SI > 30\%$: De samenstelling is instabiel: er zal ernstige segregatie optreden.

De segregatie index SI heeft een standaardafwijking van 1,8%.

1.3 Zelfverdichtend Beton: Samenstelling [67, 68, 70]

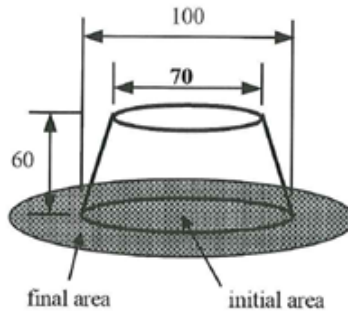
Om een goede vloeibaarheid van het beton te bekomen, zonder al te veel last te hebben van segregatie, zal men een aangepast ontwerp van de betonsamenstellingen moeten uitvoeren, waarbij men uitgaat van de volgende relaties:

- Indien men het watergehalte verhoogt, zal de vloeigrens en de plastische viscositeit dalen, waardoor de vloeibaarheid verhoogt, maar de segregatieweerstand daalt. Om dit te verhelpen zal men gebruik maken van het dispersie-effect van superplastificeerders, van een uitgebalanceerde korrelverdeling van de grove granulaten, van een groot gehalte fijne vulstoffen en eventueel van viscositeitsverhogende hulpstoffen.
- Doordat de onderlinge wrijving tussen de granulaten energie opslorpt die anders gebruikt zou kunnen worden voor het vloeien, zal men het contact tussen de granulaten beperken door hun tussenafstand te vergroten en dus het gehalte granulaten te verlagen.
- Een verbeterde segregatieweerstand kan men bekomen door het gehalte vrij water in de pasta te verlagen, een geschikte vulstof te gebruiken (kalkfiller, micro-silica, slakken of vliegas) of viscositeitsverhogende hulpstoffen te gebruiken.

Men kan tal van globale ontwerpmethodes in de literatuur [67] terugvinden, maar hier zullen we enkel de meest geciteerde methode beschrijven (die licht afwijkt van de proefmethode die toegepast werd in deze thesis): de methode ontwikkeld door Okamura, Ozawa en anderen. Deze methode berekent een betonsamenstelling voor vers zelfverdichtend beton in enkele stappen.

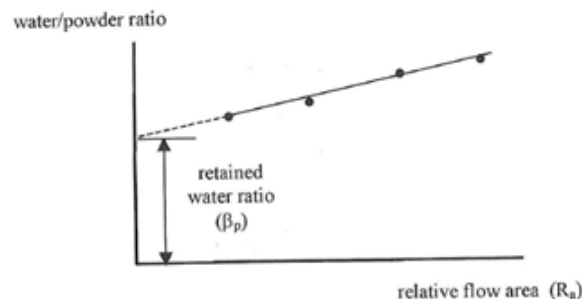
1. Afhankelijk voor welke omgeving het zelfverdichtend beton later zal dienen, kiest men het luchtgehalte tussen 4 en de 7% en wordt zo een beton bekomen dat vries- en dooi-bestendig is en minder water en cement bevat.
2. Om een voldoende passing ability te bekomen, moet het gehalte grove granulaten (>4 mm) kleiner zijn dan 50% van het volume ingenomen bij de dichtste pakking. Op deze wijze wordt de vorm van de grove granulaten mee ingerekend.
3. Opdat het zelfverdichtend beton geen uitwendige verdichting nodig zal hebben, neemt men het gehalte fijne granulaten ($90\mu\text{m} - 4$ mm) gelijk aan 40% van het mortelvolumen. Te lage gehalten leiden tot een inferieure kwaliteit van het verhard beton en een te hoog gehalte zal tot blokkeringen leiden.
4. De water / poeder factor (W/P factor) en de dosis superplastificeerder moet men proef-ondervindelijk bepalen om een beton met goede klassen voor de filling ability, passing ability en segregatieweerstand te vinden. De W/P factor wordt bepaald met behulp van een proef waarbij men de spreiding van een kegel mortel op een glasplaat, zoals

geïllustreerd op figuur 1.19 uitdrukt, als de relative flow ratio R_a voor mortels met een verschillende W/P factor. De resultaten van deze proeven worden voorgesteld in figuur 1.20. De 'retained water ratio of the powder' β_P is het punt op de W/P-as waar de lijn snijdt.



Figuur 1.19: Opstelling W/P-bepaling

Het nodige gehalte superplastificeerder wordt bepaald met V-funnel proeven op mortels met een W/P factor van 0,85 β_P en verscheidene gehalten superplastificeerder. De W/P factor en de dosis superplastificeerder waarbij men een flow time van 9 à 11 s en een R_a van 5 heeft, zijn het uitgangspunt van de proeven op beton.



Figuur 1.20: Relative Flow Area (R_a) i.f.v. W/P

5. Een slump-flow van 650 mm is nodig. Als deze niet behaald wordt, past men de dosis superplastificeerder ernaar aan. Om het zelfverdichtend karakter te behouden, moet de V-funnel flow time tussen de 10 en de 20 s zijn.
6. Om de gevoeligheid aan variaties in de basismaterialen kleiner te maken, voegt men soms viscositeitsverhogende hulpstoffen toe. Hiermee daalt het risico op bleeding en segregatie drastisch.

Met deze methode bekommt men zelfverdichtend beton dat voor de meeste toepassingen kan worden gebruikt, maar er wordt geen rekening gehouden met de nodige betonsterkte. Men kan de betonsterkte beïnvloeden door met de poedersamenstelling te spelen.

1.4 Invloedsfactoren van de Druksterkte

Onder een uni-axiale drukbelasting zal een betonnen proefstuk bezwijken volgens een van de drie volgende mechanismen, afhankelijk van de sterkte van de cementmatrix van het beton [90].

- De cementmatrix bezwijkt.
- De overgangszone tussen de cementmatrix en de granulaten bezwijkt.
- De granulaten verbrijzelen.

De belangrijkste parameters in de betonsterkte zijn dus het gehalte cement in de matrix, de porositeit van de matrix en de sterkte van het gebruikte cement. De sterkte van de granulaten zal enkel bepalend zijn bij hoge sterkte beton [26]. Het gehalte aan cement en de porositeit van de matrix kan men herleiden tot de water/cement- factor, die dan ook samen met de sterkte van het cement, de belangrijkste parameters voor de betonsterkte zijn.

Alhoewel de hierboven beschreven parameters de belangrijkste zijn, zijn het zeker niet de enige factoren die de betonsterkte van proefstukken beïnvloeden. In deze paragraaf wordt getracht een overzicht te geven van de verschillende invloedsfactoren voor de druksterkte van een proefstuk. Hier worden de oorzaken van de spreiding op de druksterkte ingedeeld volgens de vier M- factoren van Abdun- Nur [4]: Material, Man, Machine en Measuring Method. Uiteraard zijn sommige factoren onder meerdere categorieën te plaatsen, maar in zulke gevallen worden de factoren in de categorie die het dichtste aanleunt tegen de factor, geplaatst.

1.4.1 Invloedsfactoren te wijten aan het Beton zelf (Material)

1.4.1.1 Eigenschappen van het Cement en Andere Puzzolanen [154]

Het type cement dat gebruikt wordt heeft een grote invloed op de druksterkte van beton. De karakteristieken van twee opeenvolgende leveringen cement of andere puzzolane toevoegingen kunnen merkkelijk verschillen. In de Europese norm EN 197-1 [47] worden de volgende intervallen voor de sterkte van cement toegestaan (tabel 1.10).

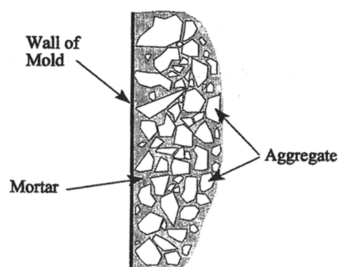
Sterkteklasse	Minimum Sterkte (28 dagen)	Maximum Sterkte (28 dagen)
32,5 N en 32,5 R	32,5 MPa	52,5 MPa
42,5 N en 42,5 R	42,5 MPa	62,5 MPa
52,5 N en 52,5 R	52,5 MPa	-

Tabel 1.10: Spreiding Cementsterkte

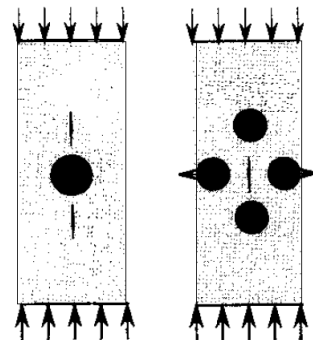
1.4.1.2 Eigenschappen van de Granulaten

Zoals hierboven reeds vermeld kan de druksterkte van de granulaten bepalend zijn voor de druksterkte van hoge sterkte beton [26], maar voor normale sterkte beton is het vooral de vorm van de zeefkromme die invloed op de sterkte zal hebben [72, 121, 145, 177]. De sterkte van normale sterkte beton wordt namelijk vooral beïnvloed door de adhesie tussen de granulaten en de cementmatrix. Naarmate de granulaten groter zijn, is de spanning in de cementmatrix rond de granulaten ook groter.

Volgens [145] is de invloed van de grootte van de granulaten te danken aan een slechtere compactatie en het "Wall Effect". Dit effect houdt in dat ter hoogte van de wanden van de mal er meer mortel nodig is om de ruimten tussen de delen van het grof granulaat op te vullen, dan in het interne van het proefstuk, waar de granulaten dichter op elkaar zitten. Deze mortel verhoogt de sterkte van het proefstuk, waardoor de sterkte toeneemt, naarmate de verhouding oppervlakte/volume van een proefstuk toeneemt. Bij een kubus is de verhouding oppervlakte/volume groter dan bij een cilinder, waardoor het "Wall Effect" van groter belang is bij kubussen dan bij cilinders en de verhouding van cilindersterkte tot kubussterkte daalt naarmate de granulaten grover zijn.



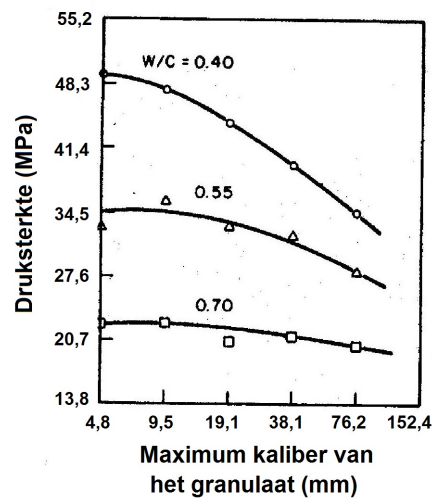
Figuur 1.21: Wall Effect [72]



Figuur 1.22: Effect van Harde Insluitsels in Homogeen Materiaal [25]

Om de invloed van het Wall effect te beperken wordt er in veel normen een ondergrens gegeven voor de verhouding de kleinste laterale dimensie op de maximum kaliber van het grof granulaat. In 1925 heeft Gonnermann [83] als ondergrens 3,0 gekozen en vandaag hanteert men nog steeds dezelfde ondergrens (ASTM C192-90a [11], AASHTO T126 [1], CSA A23.2-3C [58], NBN EN 12504-1 [140]). De Britse standaard BS EN 12390-1:2000 [98] schrijft voor dat de verhouding van de kleinste laterale dimensie op het maximum kaliber van het grof granulaat minimum 3,5 moet zijn.

In [57] zijn de volgende verbanden tussen het maximum kaliber van het granulaat en de druksterkte van standaardcilinders gevonden. Het effect is het grootst bij een lage W/C-factor.

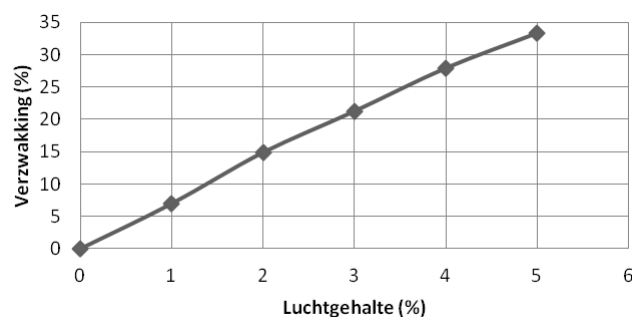


Figuur 1.23: Invloed Maximum Kaliber Granulaat op Druksterkte [57]

In [154] wordt vermeld dat men volgens sommige Amerikaanse voorschriften de granulaten groter dan 38 mm kan wegzeven via 'Wet Screening', om de eisen in verband met het maximum kaliber van het granulaat te voldoen, maar aangezien hierdoor echter vele eigenschappen van het beton mee veranderen (het luchtgehalte daalt en de hoeveelheid cement en water stijgen per volume- eenheid beton), zijn de bekomen druksterktes niet langer representatief voor de betonsamenstelling. Een studie uitgevoerd door het U.S. Department of the Interior [124] heeft aangetoond dat de druksterkte op voldoende grote cilinders van een betonsamenstelling met tot 150 mm grote granulaten $\pm 25\%$ zwakker is als de granulaten groter dan 38 mm weggezeefd worden.

1.4.1.3 Luchtgehalte van het Beton [37, 177]

De poriën van de cementmatrix zijn ofwel gevuld met water, ofwel gevuld met lucht. Indien het luchtgehalte van beton groter is, zal de sterkte ervan kleiner worden. Overeenkomstig [50] en [152] heeft 1% meer poriën, een 5 à 8% lagere druksterkte tot gevolg.



Figuur 1.24: Invloed Luchtgehalte Beton op Druksterkte [37]

1.4.2 Invloedsfactoren te wijten aan de Uitvoering (Man)

1.4.2.1 Kwaliteitscontrole bij Dosering [121, 168]

Afhankelijk van de kwaliteitscontrole bij het doseren zal er steeds een zeker afwijking zijn op de W/C-factor tussen twee verschillende mengelingen van dezelfde betonsamenstelling, wat zijn weerslag op de sterkte heeft.

1.4.2.2 Mengprocedure

De mate van uniformiteit van de verdeling van de bestandsdelen bepaalt mede hoe uniform verdeeld de W/C-factor en de granulaten zullen zijn tussen proefstukken van eenzelfde mengeling. Een teveel aan mengenergie kan dan weer segregatie veroorzaken. Het transport en de plaatsing van het beton kan de uniformiteit ervan verminderen.

1.4.2.3 Nauwkeurigheid van Verdichting

Bij traditioneel verdicht beton zal het verdichten niet altijd even uniform uitgevoerd worden. Proefstukken die beter verdicht zijn zullen een hogere sterkte hebben dan deze die minder goed verdicht zijn.

1.4.2.4 Vlakheid van de Proefstukken

Ook de methode van 'capping' van cilinders en de vlakheid van kubussen zijn van uiterst belang voor de druksterkte. Deze kunnen de sterkte met 15% reduceren. De toleranties in verband met de vlakheid van de eindoppervlakken worden in EN 12390-1 [29] vastgelegd op maximaal $\pm 0,0006 \cdot d$, met d de zijde van de kubus of de diameter van de cilinder. In ASTM C39 [12] stelt men dat de tolerantie op de vlakheid kleiner moet zijn dan 0,05 mm.

1.4.2.5 Centrering van de Proefstukken

De centrering van de proefstukken zal niet altijd even perfect gebeuren en zal daardoor ook een zekere spreiding op de resultaten veroorzaken. In de norm EN 12390-4 [49] is dan ook voorgeschreven dat proefstukken maximaal 1 à 2% uit het centrum mogen staan. In [110] is gevonden dat de invloed van de excentriciteit op de druksterkte te verwaarlozen is als de excentriciteit minder dan 6 mm bij normale sterkte beton en 4 mm bij hoge sterkte beton bedraagt.

1.4.3 Invloedsfactoren te wijten aan de gebruikte Machines (Machine)

1.4.3.1 Materiaal van de Mallen

Een proefstuk met diameter 150 mm en hoogte 300 mm vervaardigd in een rigide stalen mal heeft een 5% hogere druksterkte dan proefstukken gemaakt in plastieken of kartonnen mallen

[31, 42, 63, 72, 123, 177]. In [42] is echter aangetoond dat plasticen mallen voor cilinders met diameter 100 mm en hoogte 200 mm wel aanvaardbare resultaten opleveren. Dit komt doordat de doorbuiging van de plasticen cilinders kleiner is wanneer de diameter van de mal afneemt.

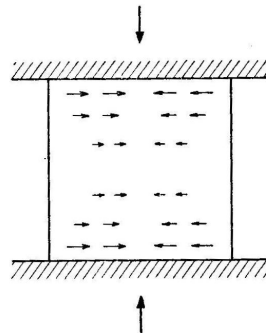
Plastieken mallen zijn dan ook volgens de norm ACI 363 2R-98 [123] enkel toelaatbaar voor eenmalig gebruik en indien aangetoond kan worden dat ze hun vorm kunnen behouden tijdens het maken van de proefstukken.

1.4.3.2 Belastingssnelheid

De snelheid van belasten heeft een zekere invloed op het resultaat. Om deze verschillen zo veel mogelijk uit te sluiten, schrijft de norm ISO 4012 [101] voor dat de drukproef uitgevoerd moet worden met een belastingssnelheid van $0,6 \pm 0,2 \text{ N/(mm}^2 \text{ s)}$. Met een computergestuurde drukpers is de opgegeven belastingssnelheid nauwkeurig opgelegd, maar bij een handgestuurde drukpers zal de mate waarin de belastingssnelheid aangehouden wordt mede afhankelijk zijn van de operator.

1.4.3.3 Wrijving van de Drukplaten

Als gevolg van wrijvingseffecten tussen het proefstuk en de drukpers zullen er laterale spanningen in de eindvlakken van het proefstuk ontstaan. De multiaxiale spanningstoestand die hierdoor in het proefstuk ontstaat zorgt voor een toename in van de druksterkte.



Figuur 1.25: Multiaxiale Spanningstoestand in Kubusvormig Proefstuk [87]

Als de wrijving tussen het proefstuk en de drukplaten geëlimineerd wordt door een tussenlaag van teflon [95, 132, 172], zal de gemeten druksterkte onafhankelijk zijn van de slankheid van hete proefstuk. In alle andere gevallen zal de sterkte van slankere proefstukken lager zijn dan deze van minder slanke proefstukken. Een meer gedetailleerde bespreking hiervan wordt in 1.4.4.1 gegeven.

1.4.3.4 Laterale Stijfheid Drukplaten

Als de laterale stijfheid van de drukplaten onvoldoende is, zullen volgens [163] de geteste proefstukken brosser gedrag vertonen en een lagere druksterkte hebben. De laterale stijfheid van de drukplaten zal echter enkel significant zijn bij het testen van ultra hoge sterkte beton.

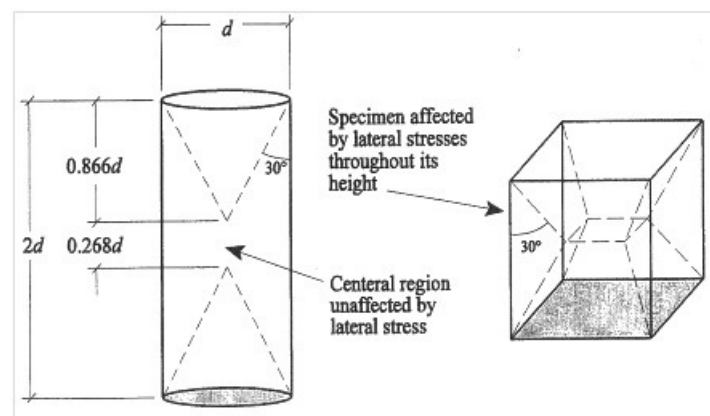
1.4.4 Invloedsfactoren te wijten aan de Meetmethode (Measuring Method)

1.4.4.1 Geometrie

De vorm en grootte van het proefstuk heeft een zeer belangrijke invloed op de bekomen druksterkte van de proefstukken. In Europese landen werkt men vaak met controlekubussen met een zijde van 150 of 200 mm, terwijl men in de U.S.A. en Canada werkt met cilinders met diameter 100 mm en hoogte 200 mm.

In [72, 109, 144] worden de volgende wetmatigheden voor de omzettingsfactoren tussen de verschillende proefstukken beschreven:

- De verhouding van de hoogte h op maximale laterale dimensie d van het proefstuk h/d :
Zoals hierboven reeds beschreven, zal tengevolge van de wrijving tussen de drukplaten en het proefstuk, een multiaxiale spanningstoestand ontstaan ter hoogte van de eindvlakken van het proefstuk. De laterale spanningen worden volgens conussen of piramides over het volume verdeeld waardoor, naargelang de grootte van d , deze multiaxiale spanningstoestand niet over het volledige volume van het proefstuk voorkomt. Dat wordt in figuur 1.26 [72] geïllustreerd voor een cilinder en een kubus. In de kubus ontmoeten de piramides elkaar halfweg. De cilinder (met $h/d=2$) heeft een centrale zone zonder multiaxiale spanningstoestand en wordt verwacht zwakker te zijn dan een kubus met dezelfde d .



Figuur 1.26: Zones met Multiaxiale Drukspanningen [72]

Indien de wrijving tussen het proefstuk en de drukvlakken gereduceerd wordt door het gebruik van interlayers [73, 91] zal de druksterkte dalen. Opmerkelijk is dat ook de sterktevariatie daalt. Dit laatste is te verklaren door het feit dat de sterktevariatie gedeeltelijk veroorzaakt wordt door de variatie in slankheid.

Hoe slanker het proefstuk is, hoe lager de gemeten druksterkte zal zijn. Volgens [154] zal eens het proefstuk slank genoeg is, een verdere toename van de slankheid niet langer een verlaging van de gemeten druksterkte veroorzaken. Verschillende bronnen voorzien andere omzettingsfactoren om de druksterkte van proefstukken met de verhouding h/d om te zetten naar proefstukken met een verhouding h/d gelijk aan 2.

- In de Amerikaanse norm ASTM C42-90 [10] maakt men gebruik van de volgende formule:

$$F_{h/d} = 1,1367 \cdot \left(\frac{h}{d}\right)^{-0,1955} \quad (1.15)$$

- Concrete Society [164] voorziet de volgende formule:

$$F_{h/d} = \frac{2}{1,5 + \frac{d}{h}} \quad (1.16)$$

- Chung [53] heeft in 1979 de volgende semi-rationele formule voorgesteld:

$$F_{h/d} = \frac{1}{1 + 0,8 \cdot \left(1 - 0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2} \quad (1.17)$$

- Op basis van experimenten heeft Chung echter in 1989 [54] besloten om zijn formule aan te passen naar:

$$F_{h/d} = \frac{1}{1 + 0,8 \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1 - 0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2} \quad (1.18)$$

- In [18] gaat men uit van het volgende model, waarin θ en β_1 empirisch te bepalen factoren zijn:

$$F_{h/d} = 1 - \theta \cdot \left(2 - \frac{h}{d}\right)^{\beta_1} \quad (1.19)$$

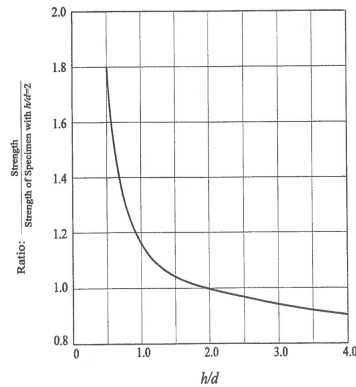
De nauwkeurigheid van de omzettingsfactor volgens het model van [18] wordt gegeven door de volgende formule. Voor $\frac{h}{d} = 1,0$ bekomt men een $C.O.V.$ $[F_{h/d}] = 2,0\%$.

$$C.O.V. [F_{h/d}] = \frac{\sqrt{VAR[\hat{\theta}] \cdot \left(2 - \frac{h}{d}\right)^2}}{1 - \hat{\theta} \cdot \left(2 - \frac{h}{d}\right)^2} \approx 2,0 \cdot \left(2 - \frac{h}{d}\right)^2 \% \quad (1.20)$$

- Voor geboorde kernen heeft [146] de volgende formule opgesteld:

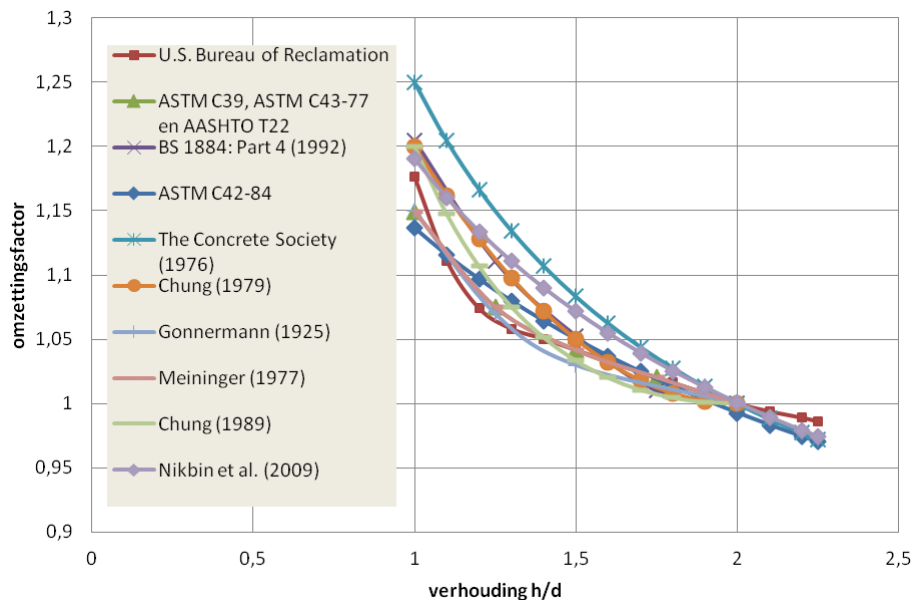
$$F_{h/d} = 0,23 \cdot \ln\left(\frac{h}{d}\right) + 0,84 \quad (1.21)$$

- Figuur 1.27, afkomstig uit [72] geeft het verband tussen h/d en de verhouding van sterkte tot de sterkte bij h/d gelijk aan 2 volgens het U.S. Bureau of Reclamation [149].



Figuur 1.27: Invloed van de Verhouding h/d [72]

De normen ASTM C39 [12], ASTM C42-90 [10] en AASHTO T22 [2], BS 1881: Part 4 [97], het U.S. Bureau of Reclamation [149], Gonnermann [83], Meininger [133] en Chung [54] geven gelijkaardige omzettingfactoren. The Concrete Society [164] schrijft iets hogere waarden voor. Zowat alle bronnen zijn het erover eens dat voor waarden van $\frac{h}{d}$ tussen 1,50 en de 2,50 de sterkte constant is.



Figuur 1.28: Omzettingfactoren i.f.v. h/d

Murdock en Kesler [136] hebben op basis van een studie van de bestaande omzettingsfactoren in 1957 aangetoond dat de correctiefactor ook afhankelijk is van de sterkteklasse van het beton. Recentere studies [17] hebben bevestigd dat hoge sterkte beton minder beïnvloed wordt door de verhouding h/d . Volgens [133] en [17] heeft ook het vochtgehalte een kleine, maar significante invloed op de omzettingsfactor.

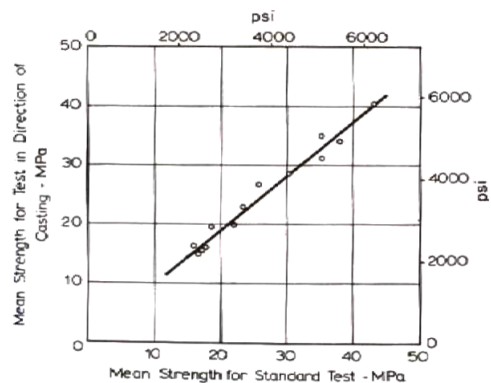
- Het totale volume van het proefstuk V:
 - Een groter volume zorgt voor een uniformere verdeling van de spanning in het proefstuk, wat op zich weer gerelateerd is aan het maximum kaliber van de granulaten in de betonmengeling. Voor een cilinder en een kubus met dezelfde d , zou een cilinder meer bestand tegen spanningsconcentraties moeten zijn door zijn hoger volume.
 - Volgens de hypothese van Griffith zal het proefstuk eerst bezwijken op een microscopische zwakke plek in de doorsnede van het proefstuk. Volgens de Weakest-Link Theory van Weibull [179] heeft een proefstuk met een groter volume een grotere kans op een zwak element, waardoor de sterkte van grotere proefstukken dan ook lager is dan deze van kleine proefstukken [145]. Bovendien zal de spreiding op de sterkte dalen als de grootte van het proefstuk met dezelfde vorm toeneemt. Men spreekt van het 'size- effect'. De invloed van de grootte op de sterkte is kleiner bij een homogener beton met kleinere granulaten.

1.4.4.2 Richting van Belasten [52, 72, 117, 144, 163]

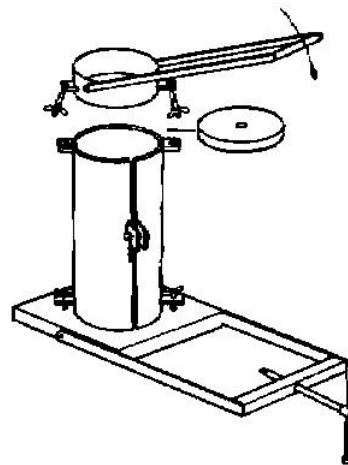
Aangezien proefstukken in verschillende lagen gegoten en verdicht kunnen worden, is de richting van belasten tegenover de richting van gieten van belang voor de vormfactoren.

De belasting in de drukpers wordt in het geval van cilinders in de gietrichting overgebracht, waardoor elke laag de volledige belasting moet dragen en dus de sterkte van de zwakste laag gemeten wordt. Bij kubussen wordt de druksterkte loodrecht op de gietrichting gemeten, waardoor elke laag de belastingen draagt naargelang zijn sterkte. Als de zwakkere lagen verbrijzelen zullen de sterkere dus de belasting kunnen blijven dragen, waardoor dus eigenlijk de gemiddelde sterkte van het beton gemeten wordt. De verhouding van de cilindersterkte op de kubussterkte zal dan ook lager zijn voor een minder homogene betonmengeling.

Volgens Neville [144] heeft een cilinder die loodrecht op de gietrichting belast wordt een 15% lagere druksterkte. Het is enkel mogelijk om cilinders loodrecht op de richting waarin ze gegoten zijn te belasten indien deze met een mal van Thaulow (figuur 1.30) gegoten zijn.



Figuur 1.29: Druksterkte Kubus in Richting van Gieten [144]



Figuur 1.30: Mal van Thaulow

1.4.4.3 Vochtgehalte Proefstuk

Volgens de bijlage A van EN 13791 [50], [182], [32], [152], [166], [6], [18] en [37] is de druksterkte van een kern die volledig met water verzadigd is 10 tot 28% lager dan de druksterkte van een luchtgedroogde kern (vochtgehalte tussen de 8 en de 12%). In [18] staat vermeld dat het verschil groter is voor geboorde kernen met een kleine diameter.

De bewaringsomstandigheden van de proefstukken worden dan ook vastgelegd in de internationaal gehanteerde norm ISO 4012 [101] op een temperatuur van 20 °C en meer dan 90% vochtigheid.

1.4.5 Andere Mogelijke Invloedsfactoren

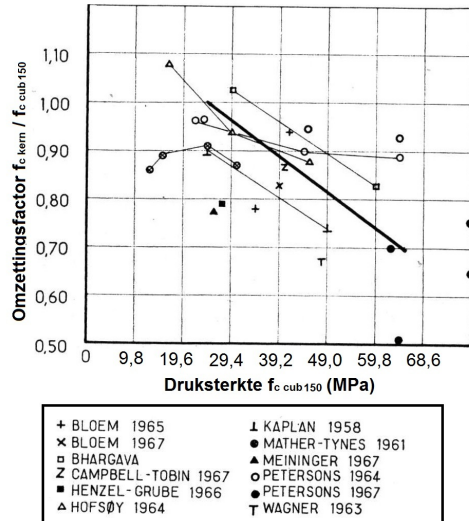
Deze thesis kadert in een Vlaams project waarbij mogelijke invloedsfactoren op de vormfactoren worden onderzocht. In deze thesis wordt het effect van variaties in de water/cement-factor met constant poedergehalte en variaties in de water/poeder-factor onderzocht. Andere parameters die in deze thesis niet gevarieerd worden zijn de cementsoort, het type grof granulaat, het fillertype en het type superplastificeerder. Hierbij wordt steeds gezocht naar een verband tussen deze eigenschappen en de vormfactoren.

1.4.6 Invloedsfactoren Specifiek voor Geboorde Kernen

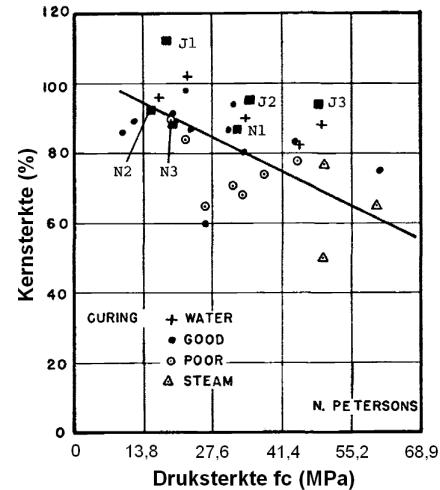
Volgens §20 van ACI 318-83 [122], Malhorta [117], Cook [56] en Szypula [167] is de druksterkte bij geboorde cilinders met een diameter van 150 mm en een hoogte van 300 mm 15% lager dan bij gegoten cilinders met dezelfde afmetingen. De Concrete Society [164] en Meininger [133] bekomen echter kleinere sterktevermindering van respectievelijk 5 à 7% en 8%.

Petersons [152] heeft de verschillende omzettingsfactoren voor geboorde kernen uit de jaren

'50 en '60 in grafiek 1.31 samengevat. Men kan uit de grafiek opmaken dat de omzettingfactor daalt naarmate de druksterkte van het beton toeneemt.



Figuur 1.31: Schade t.g.v. het Boren volgens [152]



Figuur 1.32: Schade t.g.v. het Boren volgens [82]

In [82] is figuur 1.32 terug te vinden waarin eveneens de invloed van de druksterkte op de omzettingfactor wordt weergegeven. Uit de figuren van beide bronnen kan opgemaakt worden dat er een grote spreiding bestaat op de schadefactor.

Naast de hierboven beschreven invloedsfactoren zullen de volgende eigenschappen bij geboorde kernen ook nog een invloed uitoefenen.

1.4.6.1 Boorrichting

Verticaal geboorde kernen zijn sterker dan horizontaal geboorde kernen. Volgens [18, 36, 37, 50, 145, 151, 165] kan dit sterkteverschillen tot 12% opleveren. Volgens de Britse norm BS 1881 Part 120: 1983 [96] kan men een conversiefactor van 0,92 toepassen om de bekomen resultaten om te zetten.

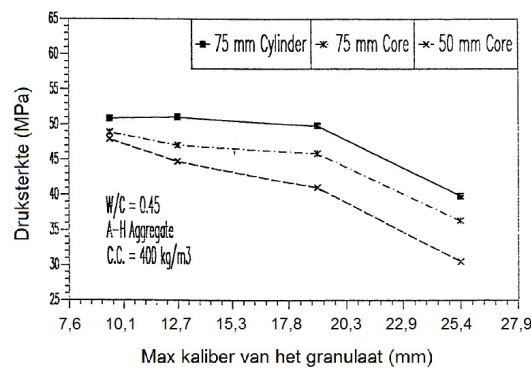
1.4.6.2 Imperfecties in het Proefstuk

In het beton van bestaande gebouwen kunnen reeds scheuren zitten, waardoor het proefstuk vroegtijdig kan bezwijken. Volgens [18] kan de verzwakking ten gevolge van microscheuren oplopen tot 11%. Zulke kernen zijn dan ook niet representatief meer voor de sterkte van een betonnen element. Deze invloedsfactor is belangrijker als de druksterkte van het beton toeneemt.

1.4.6.3 Maximum Kaliber van het Granulaat

De regel dat de diameter van de boorkern drie keer groter moet zijn dan het maximum kaliber van de granulaten zal zeker voor betonnen elementen met een dicht wapeningsnet niet altijd van toepassing zijn. Als absolute ondergrens voor deze verhouding wordt in ASTM C42-90 [10] een factor 2 voorgesteld. In de bijlage van NBN EN 12504-1 [140] zijn de resultaten gegeven van experimenten waarbij men de druksterktes van geboorde kernen met een diameter van 25 mm, 50 mm en 100 mm met elkaar vergelijkt. Voor een betonmengeling waarbij het grof granulaat maximaal 20 mm groot was, waren de geboorde kernen met een diameter van 100 mm $\pm 7\%$ sterker dan deze van 50 mm diameter, die op zich weer $\pm 20\%$ sterker waren dan deze met een diameter van 25 mm. Bij de betonmengeling waarbij het grof granulaat tot 40 mm groot was, waren de geboorde kernen met 100 mm diameter $\pm 17\%$ sterker dan deze met een diameter van 50 mm, die dan weer $\pm 19\%$ sterker waren dan deze met een diameter van 25 mm.

Figuur 1.33 uit [134] geeft de invloed van de diameter van de boorkern op de granulaatgrootte weer. Het verschil tussen de sterkte van boorkernen met een diameter van 50 mm en gegoten cilinders met een diameter van 75 mm stijgt naarmate het kaliber van het granulaat toeneemt. Volgens [134] is het dan ook slechts tot een maximum kaliber van 19 mm mogelijk om een omzettingfactor tussen de sterkte van de boorkernen en de gegoten cilinders op te stellen.



Figuur 1.33: Invloed Maximum Kaliber Granulaat op Druksterkte Boorkernen [134]

1.4.6.4 Locatie in de Structuur [145]

De druksterkte van het beton stijgt naarmate men dieper onder het bovenoppervlak boort, wat verschillen in de druksterkte tot 27% kan opleveren [18, 32, 145, 151, 152]. Kernen dieper dan 300 mm van het bovenoppervlak vertonen echter geen significante toename van de sterkte. Deze verschillen zijn te wijten aan een verschil in compactatie en aan de aanwezigheid van bleeding water. Op plaatsen in het element waar het beton onder trek staat, zullen geboorde kernen een lagere druksterkte opleveren. Dit is te wijten aan scheuren die reeds in het beton aanwezig zijn.

1.4.6.5 Diameter van de Boorkern

Hierboven is reeds beschreven hoe de geometrie van de proefstukken de gemiddelde druksterkte van een reeks drukproeven beïnvloedt. In de vervallen Britse norm BS 1881: Part 120 [96], [164] en [36] wordt voorgeschreven dat de geboorde kernen een minimum diameter van 100 mm moeten hebben. Dit is niet in alle gevallen praktisch realiseerbaar als het wapeningsnet te dicht is, het element te kleine afmetingen heeft of omdat simpelweg het element te veel beschadigd zou worden. Vaak worden dan ook geboorde kernen met een diameter van 50 mm of 75 mm toegepast. [16, 93, 134] tonen aan dat ook boorkernen met een diameter van 50 mm en in mindere mate ook boorkernen met een diameter van 28 mm betrouwbare informatie kunnen opleveren. De Australische norm AS 1012 Part 14 (1973) [147] aanvaardt het gebruik van boorkernen met een diameter van 75 mm en de Europese norm EN 12504-1 [51] en The Concrete Society [164] laten zelfs toe om met boorkernen met een diameter van 50 mm te werken.

Bij boorkernen met een kleine diameter is het belangrijk rekening te houden met de spreiding op de druksterktes: hoe kleiner de diameter van de geboorde kern, hoe groter de spreiding op de proefresultaten zal zijn. Hierdoor zal men bij kernen met een diameter van 50 mm over drie keer zoveel proefstukken moeten beschikken om dezelfde betrouwbaarheid te hebben als bij cilinders met een diameter 100 mm en hoogte 200 mm. De spreiding op de sterkte zal ook toenemen als de verhouding van de diameter van de kern op de maximum grootte van het grof granulaat afneemt.

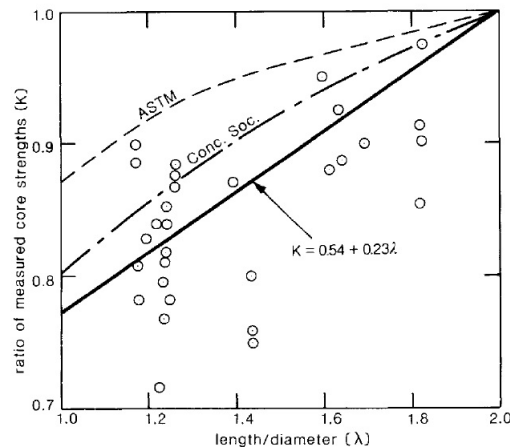
In [18, 36, 158] wordt beschreven dat bij een afname van de diameter van een boorkern de volgende drie effecten zullen moeten in rekening gebracht worden:

- Net zoals bij gegoten proefstukken zal een afname van de diameter ervoor zorgen dat de sterkte toeneemt.
- De invloed van de schade tengevolge van het boren neemt toe naarmate de verhouding van het laterale oppervlak op het volume toeneemt en zal dus groter zijn als de diameter afneemt.
- De verhouding van de diameter van het proefstuk op het maximum kaliber van de granulaten neemt af naarmate de diameter daalt. Hierdoor daalt ook de homogeniteit van de proefstukken als de diameter afneemt.

Doordat de drie effecten met elkaar interageren is het niet eenvoudig om een verband op te stellen tussen de diameter van de boorkern en de omzettingsfactor.

1.4.6.6 Lengte van de Boorkern

Om de druksterkte van boorkernen met een verhouding van de hoogte op de diameter h/d kleiner dan 2,0 om te zetten naar de druksterkte die men zou bekomen met kernen met een h/d van 2,0 geeft de norm ASTM C42 [10] en BS 1881 Part 120 [96] dezelfde omzettingfactoren als voor gegoten proefstukken. Volgens [36] zijn deze factoren echter te laag. Figuur 1.34 [37] vat de verschillende formules samen.



Figuur 1.34: Invloed h/d Boorkernen [37]

Men merkt op dat de correctiefactoren slechts benaderingen zijn en met voorzichtigheid gehanteerd dienen te worden. Zowat alle bronnen zijn het erover eens dat boorkernen met de verhouding h/d kleiner dan 1,0 onbetrouwbare resultaten opleveren.

Volgens [17, 146, 158] is de invloed van de lengte van de boorkern groter naarmate de diameter van de kern afneemt.

1.4.6.7 Schade bij Boren van het Proefstuk

Het boren zal de structuur van het beton beschadigen, waardoor geboorde proefstukken steeds zwakker zijn dan gegoten proefstukken met dezelfde vorm. In de Belgische norm NBN EN 12504-1 [140] staat dan ook geschreven dat men steeds loodrecht op het oppervlak moet boren om zo weinig mogelijk beschadigingen aan de geboorde kern aan te brengen. De verzwakking van de kernen ten gevolge van het boren zal volgens [18, 36, 39, 146, 157] groter zijn als de kernen een kleinere diameter hebben. Verder zal de schade bij het boren groter zijn als de betonsterkte en het maximum kaliber van de granulaten toeneemt [146] en kan de toegepaste boortechniek verschillen naargelang de laboratoria.

1.4.6.8 Wapening in het Proefstuk

Indien het mogelijk is, moet men vermijden dat er wapeningsstaven in de geboorde kernen zitten. Wapeningsstaven zijn namelijk een verzwakking van de druksterkte. Volgens de Britse norm BS 1881: Part 120: 1983 [96] kan de wapening ervoor zorgen dat de geboorde kernen tot 17% zwakker zijn. The Concrete Society [165] voorziet volgende formules om de sterktereductie tengevolge van het aanwezige betonstaal te berekenen, met ϕ_r de diameter van de wapeningsstaaf, ϕ_c de diameter van de boorkern, h de afstand tussen de as van de wapeningsstaaf en het eindvlak van de boorkern en L de lengte van de boorkern. Om de druksterkte van het proefstuk zonder wapening te kennen, moet men de gemeten druksterkte vermenigvuldigen met:

$$\begin{cases} 1 + 1,5 \cdot \frac{\phi_r \cdot h}{\phi_c \cdot L} : & 1 \text{ wapeningsstaaf} \\ 1 + 1,5 \cdot \frac{\sum(\phi_r \cdot h)_i}{\phi_c \cdot L} : & \text{meerdere wapeningsstaven} \end{cases} \quad (1.22)$$

Aangezien de experimenteel bekomen data uit verschillende bronnen elkaar tegenspreken, is het volgens ASTM C42-90 [10], [117], [145] en [158] niet mogelijk om een betrouwbare en nauwkeurige omzettingfactor op te stellen. Deze bronnen raden dan ook aan om het deel van de kern met de wapening af te zagen, als de resterende verhouding van de lengte op de diameter l/d groter blijft dan 1,0.

Geboorde kernen met wapening in de longitudinale as zijn niet geschikt voor drukproeven.

1.5 Vormfactoren van Traditioneel Verdicht Beton

Deze paragraaf geeft een overzicht van de bestaande vormfactoren voor traditioneel verdicht beton. Aangezien weinig tot geen informatie in de literatuur te vinden is betreffende vormfactoren voor zelfverdichtend beton, worden deze hier ook niet besproken.

1.5.1 Proefstukken met Willekeurige Vorm en/of Grootte

Men kan de formules voor de vormfactoren opdelen op basis van hun achtergrond. Men onderscheidt zo experimenteel opgestelde modellen, empirische modellen en modellen met een zekere theoretische achtergrond. Het grote voordeel van modellen met een theoretische achtergrond is dat men ze kan extrapoleren. Bij empirische modellen is het namelijk steeds mogelijk dat buiten het domein waarbinnen de formules zijn opgesteld er nog andere, onbekende invloeden bestaan die de resultaten op basis van dit model zouden beïnvloeden.

1.5.1.1 Empirisch Afgeleide Formules

Formules van Neville [143] In een artikel uit 1966 heeft Adam M. Neville een algemeen geldend verband gevonden tussen de druksterkte op verschillende proefstukken op basis van de proefresultaten van 11 onderzoeken op verschillende types beton. Die proefstukken waren bewaard in verschillende omstandigheden en zijn getest op verschillende ouderdommen. Als referentieproefstuk werd een kubus met zijde 152,4 mm (6 inch) gekozen en indien er geen druksterkte op basis van dit proefstuk beschikbaar was, werd de druksterkte hiervan bepaald als $1/0,83$ van de sterkte van een 152,4 x 304,8 mm cilinder (6x12 inch). De omzettingfactor 0,83 is het gemiddelde van de norm ASTM C42-64 (0,91) en de Britse norm BS 1881: 1952 (0,75). In de uiteindelijke formule van Neville bekomt men de omzettingfactor 0,81.

Bij het zoeken naar een algemeen geldend verband ging Neville ervan uit dat de druksterkte beïnvloed wordt door de volgende drie invloedsfactoren:

- De maximum laterale dimensie van het proefstuk d : de kans dat een proefstuk een zwak punt bevat, is hoger bij grotere proefstukken.
- Het volume van het proefstuk V : Een proefstuk met een groter volume kent een meer uniforme krachtsverdeling en dus een kleinere kans op falen.
- De slankheid van het proefstuk h/d : Als de slankheid van een proefstuk toeneemt zal de druksterkte ervan afnemen.

Neville was er zich van bewust dat er nog andere invloedsfactoren voor de druksterkte bestonden (zoals de elasticiteitsmodulus, de coëfficiënt van Poisson en de verhouding van het gehalte granulaten ten opzichte van het gehalte cement), maar besloot deze te verwaarlozen aangezien er over deze invloeden geen experimentele gegevens beschikbaar waren. De

invloed van het maximum kaliber van de granulaten heeft hij onderzocht aan de hand van de fijnheidsmodulus.

Hierdoor zou de druksterkte van een proefstuk met een willekeurige vorm geschreven kunnen worden als een functie van deze drie factoren:

$$f_{cx} = F\left(\frac{V}{\frac{h}{d} \cdot d^2}\right) = F\left(\frac{V}{h \cdot d}\right) \quad (1.23)$$

De verhouding van de druksterkte van willekeurige proefstukken tot die van een kubus met zijde 152,4 mm is dus een functie van de verhoudingen van de drie karakteristieken:

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 152,4}} = F\left(\frac{V}{V_{\text{cub } 152,4}}; \frac{h}{h_{\text{cub } 152,4}}; \frac{d}{d_{\text{cub } 152,4}}\right) \quad (1.24)$$

Empirisch heeft Neville het volgende verband gevonden:

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 152,4}} \sim \frac{1}{\frac{\frac{V}{h \cdot d}}{\frac{V_{\text{cub } 152,4}}{h_{\text{cub } 152,4} \cdot d_{\text{cub } 152,4}}} + \frac{\frac{h}{d}}{\frac{h_{\text{cub } 152,4}}{d_{\text{cub } 152,4}}}} \quad (1.25)$$

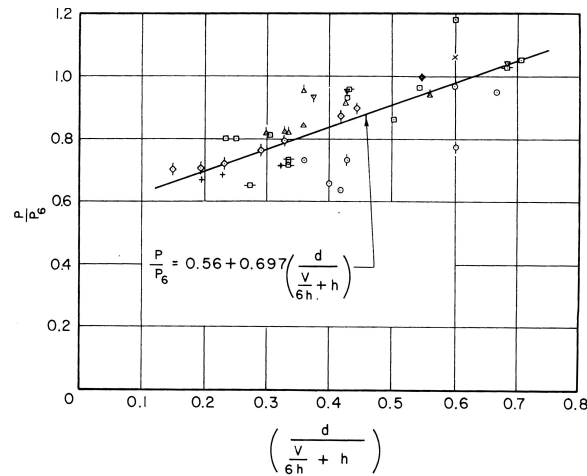
Vereenvoudigd wordt dit:

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 152,4}} \sim \frac{d}{\frac{V}{152,4 \text{ mm} \cdot h} + h} \quad (1.26)$$

Waardoor:

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 152,4}} = C_1 + \frac{C_2 \cdot d}{\frac{V}{152,4 \text{ mm} \cdot h} + h} \quad (1.27)$$

Dit verband wordt voorgesteld in figuur 1.35, waar C_1 gelijk is aan 0,56 en C_2 gelijk is aan 0,697. De correlatiecoëfficiënt van deze lineaire combinatie is 0,765.



Figuur 1.35: Lineaire Regressie 1e Formule Neville [143]

Als men op basis van de formule de omzettingsfactor van een kubus met zijde 150 mm naar zichzelf berekent, bekomt men echter een factor 0,9425 in plaats van 1,0.

$$\frac{f_{c \text{ cub } 152,4}}{f_{c \text{ cub } 152,4}} = 0,56 + \frac{0,765}{\frac{V}{152,4 \text{ mm} \cdot h \cdot d} + \frac{h}{d}} = 0,56 + \frac{0,765}{1+1} = 0,9425 \quad (1.28)$$

Deze fout kan echter vermeden worden als men onderstelt dat:

$$C_1 + \frac{C_2}{2} = 1 \quad (1.29)$$

$$C_2 = 2 \cdot (1 - C_1) \quad (1.30)$$

Indien we deze formule omvormen tot een formule met als referentieproefstuk de cilinder met diameter 150 mm en hoogte 300 mm bekomen we de volgende formule:

$$\frac{f_{cx}}{f_c} = C_1 + \frac{2 \cdot (1 - C_1) \cdot d}{\frac{V}{152,4 \text{ mm} \cdot h} + h} \quad (1.31)$$

Adam Neville heeft in hetzelfde artikel nog een ander verband voorgesteld met een nog hogere correlatiecoëfficiënt van 0,9695.

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 152,4}} \cdot \frac{d}{d_{c \text{ cub } 152,4}} = 0,8878 \cdot \left(\frac{A}{A_{c \text{ cub } 152,4}} \right)^{0,4525} \quad (1.32)$$

Ook bij deze formule is de omzettingscoëfficiënt van de referentiekubus naar zichzelf verschillend van de eenheid (0,8878), waardoor de formule ongeloofwaardig overkomt.

In figuur 1.36 is deze vergelijking voorgesteld als een lineair verband om een duidelijker beeld te geven van de correlatie. Het lineair verband ziet er als volgt uit:

$$\log \left(\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 152,4}} \cdot \frac{d}{d_{c \text{ cub } 152,4}} \right) = \log(a) + b \cdot \log \left(\frac{A}{A_{c \text{ cub } 152,4}} \right) \quad (1.33)$$

Als we de tweede formule omzetten naar de standaardcilinder 150x300 mm, bekomen we de volgende formule. We merken op dat de factor 0,8878 hierbij weggedeeld wordt en de omzettingsfactor van een standaardcilinder naar zichzelf gelijk aan de eenheid is.

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \frac{d}{150} \cdot \left(\frac{\pi \cdot 150^2}{4 \cdot A} \right)^{0,4525} \quad (1.34)$$

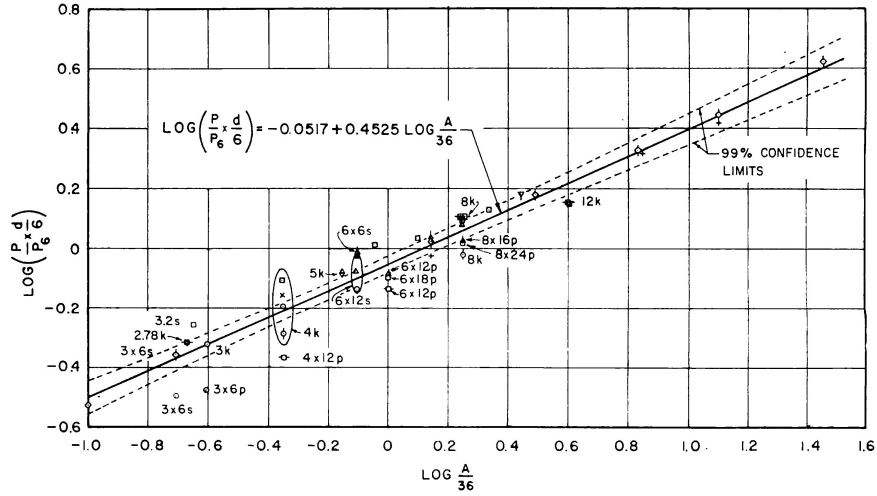


Fig. 4—Relation between $\log [(P/P_6) \times (d/6)]$ and $\log A/36$ [Eq. (5)] for investigations of Table I

Figuur 1.36: Lineaire Regressie 2e Formule Neville [143]

Vormfactoren volgens NBN B15-220 (1970) [28] Deze reeds vervallen norm wordt in België nog steeds toegepast bij het omrekenen van proefresultaten. Het grote voordeel van deze norm is zijn eenvoudige formule die de druksterkte van een proefstuk met een willekeurige vorm f_{cc} omzet in de druksterkte die zou bekomen worden op een kubus met zijde 200 mm $f_{c \text{ cub } 200}$. Deze formule ziet er als volgt uit en kan toegepast worden voor kubussen, cilinders en prismatische proefstukken.

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 200}} = 0,65 + \frac{0,7}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}} \quad (1.35)$$

In de formule is A de doorsnede (in mm^2) en h de hoogte (in mm) van het proefstuk.

Als we de formule herschrijven met een cilinder 150 x 300 mm als referentie bekomen we:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \frac{1,184}{0,929 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}}} \quad (1.36)$$

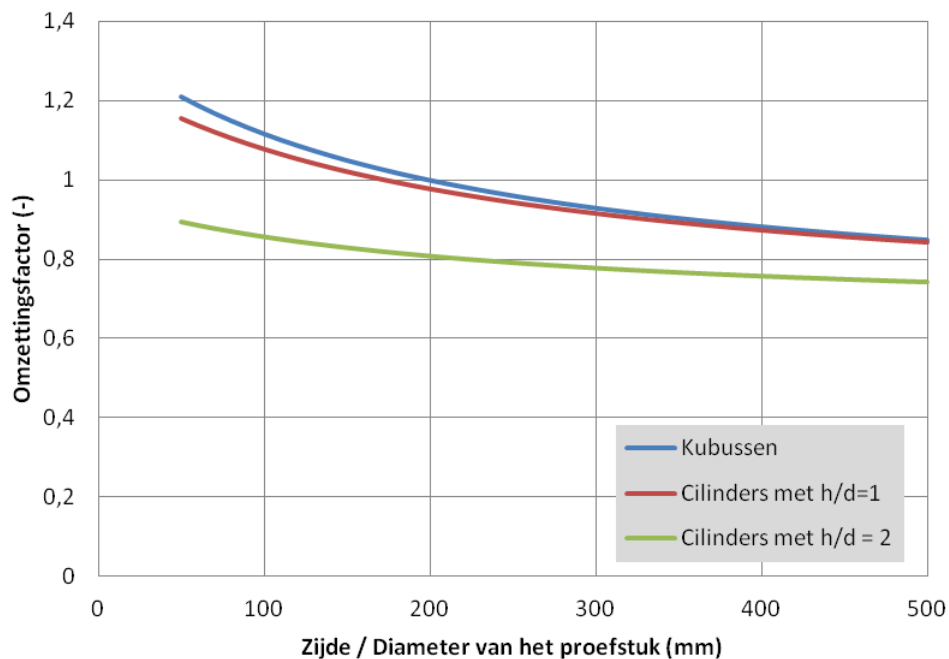
De norm is gebaseerd op de gemiddelde omzettingsscoëfficiënten van een uitgebreid experimenteel onderzoek. De gedaante van de formule zelf werd door R. Dutron opgesteld op basis van publicaties van R. L'Hermite (1955) [112] en A.M. Neville [143]. De publicatie van A.M. Neville is hierboven meer in detail besproken.

Doordat de experimenten enkel op traditioneel beton met een normale sterkte zijn uitgevoerd, kan men de formule in principe niet gebruiken voor lichtgewicht beton, hogesterktebeton, vezelversterkt beton en zelfverdichtend beton. Bovendien zal men enkel gemiddelde waarden voor de omzettingfactoren bekomen met de formule, waarop zich aanzienlijke schommelingen

kunnen voordoen afhankelijk van de samenstelling van het beton en de bewerkstellings- en beproevingsvoorwaarden. In de norm staat vermeld dat de schommelingen beperkt zijn tot $\pm 0,10$, maar er wordt toch op gewezen dat voorzichtigheid geboden is met het toepassen van de gegeven formule.

Op basis van de formule uit de NBN B15 - 220 (1970) kan men de volgende wetmatigheden opmerken:

- Kleinere proefstukken geven hogere druksterktes dan grote proefstukken met dezelfde vorm.
- Voor prismatische proefstukken met eenzelfde doorsnede geldt dat ze een hogere druksterkte hebben als hun hoogte kleiner is.



Figuur 1.37: Omzettingfactoren tot Kubus met Zijde 200 mm volgens NBN B15-200 (1970)

In [159] is een formule gegeven die dezelfde gedaante heeft als de formule van de vervallen Belgische norm NBN B15 220 (1970) [28]. Helaas verschaft de auteur geen verdere informatie over de oorsprong van de formule. Deze formule ziet er als volgt uit:

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 200}} = 0,65 + \frac{0,7}{\left(1 + \frac{d}{200 \text{ mm}}\right) \cdot \left(\frac{h}{d}\right)^{1,25}} \quad (1.37)$$

1.5.1.2 Formules Afgeleid uit Theoretische Studies

De Weakest-Link Theory van Weibull [24, 40, 179, 180] De basisonderstelling van de Weakest-Link Theory van Weibull is de hypothese van Griffith: een proefstuk zal bezwijken op een microscopische zwakke plek in de doorsnede van het proefstuk. Aangezien proefstukken met een groter volume meer kans hebben op zwakke plekken dan kleinere, is de gemiddelde druksterkte van grotere proefstukken dan ook lager dan deze van kleine. Bovendien zal de spreiding op de druksterkte dalen als het volume van het proefstuk toeneemt.

In de volgende formule is $P_f(f_c)$ de kans dat het proefstuk met volume V minder sterk is dan de druksterkte f_c en $P_1(f_c)$ de kans het referentieproefstuk met volume V_r minder sterk is dan de druksterkte f_c .

$$P_f(f_c) = 1 - \exp\left(-\frac{V}{V_r} \cdot P_1(f_c)\right) \quad (1.38)$$

Weibull [180] onderstelt dat men de statistische verdeling van de sterktekaracteristiek kan beschrijven met de volgende formule, waarin m de vormparameter is, f_{c0} de schaalparameter is en f_{cu} de datumparameter is. f_{c0} en f_{cu} zijn empirisch te bepalen constanten, maar omdat een goede berekening van f_{cu} bijna onmogelijk is, wordt deze meestal gelijk aan 0 onderstelt. Deze statistische verdeling van de sterktekaracteristiek heeft geen enkele theoretische basis, maar is de eenvoudigste vergelijking van een benaderende vorm die aan de randvoorwaarden voldoet.

$$P_1(f_c) = \begin{cases} \left(\frac{f_c - f_{cu}}{f_{c0}}\right)^m & f_c > f_{cu} \\ 0 & f_c \leq f_{cu} \end{cases} \quad (1.39)$$

Hierdoor wordt:

$$P_f(f_c) = 1 - \exp\left(-\frac{V}{V_r} \cdot \left(\frac{f_c - f_{cu}}{f_{c0}}\right)^m\right) \quad (1.40)$$

Als een element niet uniform belast is, zoals bij proefstukken onder druk het geval is, kan men het element opdelen in deelelementen onder uniforme spanning en zo de kans op falen van het element berekenen. Een volledige beschrijving van de zo bekomen integralen kan men terugvinden in [24]. Omdat volgens de originele Weakest-Link Theory van Weibull een oneindig groot proefstuk geen sterkte heeft, heeft Bolotin in 1969 [34] een meer geavanceerde theorie opgesteld, waarin f_{cx} de druksterkte van een proefstuk met volume V is, f_{cr} de druksterkte van het referentieproefstuk met volume V_r is, C_1 , C_2 en α empirische constanten zijn en $\Gamma(x)$ de Gammafunctie is.

$$E[f_{cx}] = E[f_{cr}] \cdot \left(C_1 + C_2 \cdot \left(\frac{V_r}{V}\right)^{\frac{1}{\alpha}}\right) \quad (1.41)$$

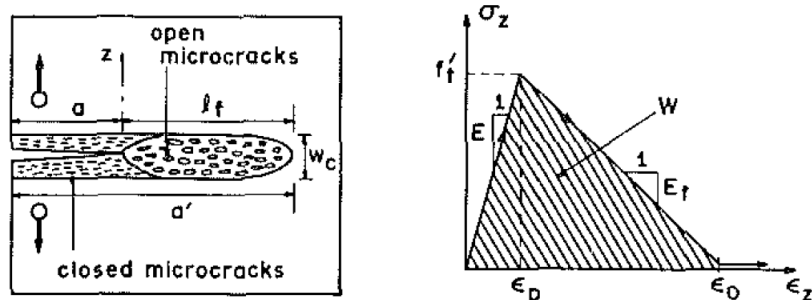
$$VAR[f_c] = \left(C_2 \cdot \left(\frac{V_r}{V}\right)^{\frac{1}{\alpha}} \cdot \sqrt{\frac{\Gamma \cdot \left(1 + \frac{2}{\alpha}\right)}{\Gamma^2 \cdot \left(1 + \frac{1}{\alpha}\right)} - 1}\right)^2 \quad (1.42)$$

Volgens [22–24] heeft de Weakest- Link Theory van Weibull echter de volgende gebreken waardoor hij niet toepasbaar is op de druksterkte van beton:

- De theorie houdt geen rekening met de spanningsherverdeling en energieabsorptie door de propagatie van scheuren in het betonnen proefstuk.
- Volgens de theorie kan men elke structuur herleiden tot een mathematisch equivalente staaf met variabele doorsnede die onderworpen is aan uniaxiale trek. De theorie houdt dus geen rekening met de geometrie van het proefstuk en het faalmechanisme.
- Volgens de theorie zijn er grotere verschillen tussen de schaafeffecten in twee en in drie dimensies dan er in experimenten worden waargenomen.
- De theorie verwaarloost de ruimtelijke correlatie van de faalkans in naburige volumes beton. Een dergelijke aanname is echter enkel aanvaardbaar als het proefstuk merkkelijk groter is dan de autocorrelatie lengte van het randomveld en van de lokale druksterkte in het materiaal.

De Size Effect Law van Bazant Op basis van de energiebalans bij scheurpropagatie heeft Bazant [20] de Size Effect Law (SEL) opgesteld door een dimensieanalyse en vertrekkende van de onderstelling dat de breedte van het crack band front een materiaaleigenschap is die evenredig is met het maximum kaliber van het granulaat.

Figuur 1.38 en tabel 1.11 vatten de betekenis van de hieronder gehanteerde symbolen samen:



Figuur 1.38: Betekenis SEL Bazant

W	De totale potentiële energie die wordt vrijgegeven bij breuk
d	De karakteristieke grootte van het proefstuk
d_a	Het maximum kaliber van het granulaat
$\lambda = \frac{d}{d_a}$	De relatieve grootte van het proefstuk. De formule van Bazant is opgesteld voor $\lambda \geq n = 3$
b	De breedte van het proefstuk
E_c	De elasticiteitsmodulus van het beton
f'_t	De treksterkte van het beton
P	De belastingsparameter
$\sigma_N = \frac{P}{b \cdot d}$	De spanning in het proefstuk
a	De lengte van het crack band front
G_f	De scheurenergie (fracture energy)
$w_c = n \cdot d_a$	De breedte van het crack band front. $n = 3$ voor beton
$\alpha_1 = \frac{a}{d}$	De dimensieloze lengte van het crack band front
$\alpha_2 = \frac{n \cdot d_a \cdot a}{d}$	De dimensieloze oppervlakte van het crack band front

Tabel 1.11: Symbolen SEL Bazant

Als basishypothese wordt onderstelt dat de totale potentiële energie die wordt vrijgegeven bij breuk W een functie is van de dimensieloze lengte van het crack band front α_1 en de dimensieloze oppervlakte van het crack band front α_2 . Verder is de totale potentiële energie die wordt vrijgegeven bij breuk W evenredig met het volume van de scheur $d^2 \cdot b$ en de karakteristieke energiedichtheid $\frac{\sigma_N^2}{2 \cdot E_c}$, waardoor het volgende verband geldig is:

$$W = \frac{1}{2 \cdot E_c} \cdot \left(\frac{P}{b \cdot d} \right)^2 \cdot b \cdot d^2 \cdot f(\alpha_1, \alpha_2) \quad (1.43)$$

$$\frac{\partial f}{\partial a} = \frac{\partial f}{\partial \alpha_1} \cdot \frac{\partial \alpha_1}{\partial a} + \frac{\partial f}{\partial \alpha_2} \cdot \frac{\partial \alpha_2}{\partial a} = f_1 \cdot \frac{1}{d} + f_2 \cdot \frac{n \cdot d_a}{d^2} \quad (1.44)$$

Met $f_1 = \frac{\partial f}{\partial \alpha_1}$ en $f_2 = \frac{\partial f}{\partial \alpha_2}$ Aangezien de scheur enkel groeit als aan de voorwaarde $\frac{\partial W}{\partial a} = G_f \cdot b$ voldaan is zullen de volgende vergelijkingen geldig zijn:

$$\frac{\partial W}{\partial a} = G_f \cdot b \quad (1.45)$$

$$\left(\frac{f_1}{d} + \frac{f_2 \cdot n \cdot d_a}{d^2} \right) \cdot \frac{P^2}{2 \cdot b \cdot E_c} = G_f \cdot b \quad (1.46)$$

$$\sigma_N = \frac{B \cdot f'_t}{\sqrt{1 + \frac{d}{\lambda_0} \cdot d_a}} \quad (1.47)$$

Met de volgende experimenteel te bepalen parameters

$$B = \frac{1}{f_2} \cdot \sqrt{1 + \frac{E_c}{E_t}} \quad (1.48)$$

$$\lambda_0 = \frac{n \cdot f_2}{f_1} \quad (1.49)$$

De bekomen vergelijking is dus onafhankelijk van de gebruikte functie $f(\alpha_1, \alpha_2)$

De formule 1.48 is ook op basis van andere theoretische benaderingen afgeleid [21, 185, 186]. De formule is oorspronkelijk opgesteld voor de treksterkte of buigtreksterkte van beton, maar doordat de breuk van een quasibros materiaal onder druk zich volgens dezelfde basisprincipes van de breukmechanica gedraagt en zolang er geen zeer hoge hydrostatische druk in de omgeving aanwezig is, is de formule ook hier toepasbaar [21].

Omdat de sterkte van een oneindig groot proefstuk groter is dan nul, hebben Kim en Eo [104] een Modified Size Effect Law (MSEL) opgesteld door aan de SEL van Bazant de theoretische sterkte van een oneindig groot proefstuk $\sigma_0 = \alpha \cdot f'_t$ bij te tellen. De empirisch bepaalde constante α is afhankelijk van de vorm van het proefstuk en het breukpatroon.

$$\sigma_N(d) = \frac{B \cdot f'_t}{\sqrt{1 + \frac{d}{\lambda_0} \cdot d_a}} + \alpha \cdot f'_t \quad (1.50)$$

Op basis van een regressieanalyse hebben Kim en Eo [104] bovendien besloten dat het mogelijk is om de treksterkte f'_t in de vergelijking te vervangen door de druksterkte f'_c .

In [21] heeft Bazant een algemene formule opgesteld op basis van de wet van behoud van energie voor en na de brosse breuk. In de formule is $\sigma_\infty = \kappa \cdot \sigma_0$ de theoretische sterkte van een oneindig groot proefstuk, σ_0 de referentiestrkte, B en κ empirische constanten, β_H het brosheidsgetal van Hilleborg (en. Hilleborg's brittleness number [89]) en r een getal tussen 1 en 2.

$$\sigma_N = \sigma_\infty \cdot \left(1 + \frac{B}{\beta_H}\right)^{\frac{1}{r}} \quad (1.51)$$

Carpinteri et al. [41] hebben deze formule herschreven voor de druksterkte van beton:

$$\sigma_N = \sigma_\infty \cdot \sqrt{1 + \frac{B}{\beta_H}} \quad (1.52)$$

De voorwaarden voor het gebruik van de hierboven beschreven formules zijn steeds hetzelfde [69]:

- De proefstukken moeten dezelfde vorm hebben en ten opzichte van elkaar geschaald zijn
- De proefstukken moeten hetzelfde breukpatroon hebben
- De relatieve grootte van het proefstuk moet voldoende groot zijn om er geen rekening mee te hoeven houden dat de scheurpropagatie in werkelijkheid vooral langs de grove granulaten gebeurt. In [20] wordt gesteld dat $\lambda = \frac{d}{d_a} \geq 3$

Omwillen van deze redenen is deze formule voor ons minder toepasbaar. Vele auteurs hebben zich echter laten inspireren door deze formule om hun eigen Size Effect Law op te stellen.

De MSEL van Kim et al. [105] Na enkele aanpassingen aan de Modified Size Effect Law (MSEL) van Kim en Eo [104] te hebben aangebracht, bekomen Kim et al. [105] de volgende formule, waarin ook de invloed van het maximum kaliber van het granulaat en de grootte van de zone met microscheuren verwerkt zit.

$$f_{cx} = \alpha(f'_c) \cdot f'_c + \frac{B \cdot f'_c}{\sqrt{1 + \frac{d}{\lambda_0(f'_c) \cdot d_a^m} \cdot \left(\frac{h}{d} - \tan(\beta)\right)}} \quad (1.53)$$

In de formule is σ_N de druksterkte van een cilindervormig proefstuk met diameter d en hoogte $h \geq \beta \cdot d$, met $\beta \approx 45^\circ$ de hoek van de uniaxiaal samengedrukte kegels aan de eindvlakken van de cilinders, f'_c de druksterkte van het referentieproefstuk, d_a het maximum kaliber van het granulaat, $\alpha(f'_c)$ en $\lambda_0(f'_c)$ empirische constanten die afhankelijk is van f'_c en B en $0 < m < 1$ empirische constanten onafhankelijk van f'_c .

Na een regressieanalyse blijkt echter dat de constante $m = 0,00055$ is en het effect van het maximum kaliber van het aggregaat dus te verwaarlozen is, waarna de formule vereenvoudigd wordt tot:

$$f_{cx} = 0,8 \cdot f'_c + \frac{0,4 \cdot f'_c}{\sqrt{1 + \frac{h-d}{50 \text{ mm}}}} \quad (1.54)$$

De Size Effect Law van Yi et al [184] Yi et al. hebben in [184] de Size Effect Law (SEL) van Bazant [20] omgevormd tot een formule voor de vormfactoren. Op basis van een regressieanalyse op de resultaten van experimenten bekomt Yi de volgende vergelijking voor cilinders:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \frac{1}{\frac{0,49}{\sqrt{1 + \frac{d}{26}}} + 0,81} \quad (1.55)$$

Voor kubussen en prisma's heeft Yi een gelijkaardig verband opgesteld:

$$\frac{f_c}{f_{c \text{ cub } x}} = \frac{1}{\frac{1,17}{\sqrt{1 + \frac{d}{26}}} + 0,62} \quad (1.56)$$

$$\frac{f_c}{f_{c \text{ prism } x}} = \frac{1}{\frac{1,02}{\sqrt{1 + \frac{d}{26}}} + 0,52} \quad (1.57)$$

De Size Effect Law van del Viso [69] Op basis van experimenten en de energieformule van Carpinteri et al. [41] heeft del Viso [69] de volgende betrekking opgesteld voor kubussen met een verschillende grootte.

$$f_c = f_{c \text{ cub } L} \cdot \sqrt{\frac{L}{L + 20 \text{ mm}}} \quad (1.58)$$

De Size Effect Law van An et al. [8] An et al. [8] hebben voor Reactive Powder Concrete met een percentage staalvezels tussen de 0,1 en 2% experimenteel onderzoek verricht naar formules om schaafeffecten van kubusvormige proefstukken te bepalen.

Uitgaande van een regressieanalyse op basis van de volgende twee Size Effect Law formules van Bazant - Xi [25] stelde men de best passende formules op voor Reactive Powder Concrete.

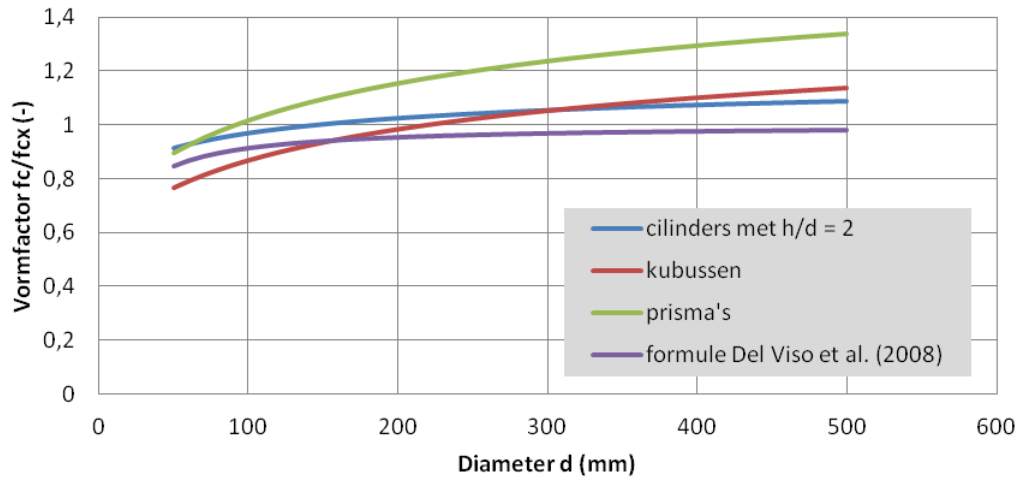
$$\sigma_N = \frac{\sigma_P}{\sqrt{\beta^2 \cdot n \setminus m + \beta}} \text{ met } \beta = \frac{d}{d_0} \quad (1.59)$$

$$\sigma_N = C_1 \cdot d^{-2/5} + C_0 \quad (1.60)$$

Waarin σ_P , d_0 , C_1 en C_0 empirisch te bepalen constanten zijn, d de zijde van het proefstuk is en de factor $\frac{2n}{m}$ voor beton gelijk aan $\frac{1}{3}$ mag gesteld worden.

Enkel de tweede formule gaf aanvaardbare resultaten.

Figuur 1.39 illustreert de bekomen vormfactor waar verder niet op ingegaan wordt wegens de toevoeging van vezels.



Figuur 1.39: Vormfactoren MSEL [8, 69]

1.5.2 Omzettingsfactoren van de vorm $\frac{f_c}{f_{cx}} = \phi$

Bij dit type formules gaat men ervan uit dat de verhouding van de druksterkte van twee proefstukken een constante is, onafhankelijk van de druksterkte. Op basis van een studie van de bestaande omzettingsfactoren in 1966 heeft Adam M. Neville [143] aangetoond dat als men aan dit type formules een constante c toevoegt, deze niet altijd te verwaarlozen is.

$$f_c = \phi \cdot f_{cx} + c \quad (1.61)$$

In de paragraaf 1.5.3.2 zullen we dan ook de formules van het type $f_c = \phi \cdot f_{cx} + c$ bespreken.

1.5.2.1 CEB-Recommendations 1964 [45]

De eerste uitgave (1964) van de CEB-Recommendations [45] bevat een tabel met omzettingfactoren voor de verschillende proefstukken en hun boven- en ondergrenzen. Als referentieproefstuk heeft men een cilinder met afmetingen 150x300 mm gekozen en men noteert steeds de omzettingfactor onder de vorm f_c/f_{cx} . Deze tabel wordt hier gegeven in tabel 1.12.

In later geschreven aanvulling op de CEB-Recommendations [46] vertelt men dat de omzettingfactoren in de tabel gebaseerd zijn op de omzettingfactoren in de verschillende nationale normen en dus enkel als bedoeling hebben om deze normen met elkaar te vergelijken. De omzettingfactoren in de normen waren indertijd opgesteld voor de omzetting van gemiddelde druksterktes op basis van experimenten met de in '60 veel voorkomende betonsoorten. Aangezien men toen in het algemeen lagere betonsterktes gebruikte, zijn de bekomen omzettingfactoren vandaag nog maar van weinig betekenis. Ze geven wel een idee van de spreiding die men kan verwachten op omzettingfactoren voor de gemiddelde druksterkte. Deze is dubbel zo groot voor de omzetting van de kubus- of prismadruksterkte dan voor de omzetting van de cilinderdruksterkte.

Aard van het proefstuk	Afmetingen (mm)	Omzettingfactor		
		Minimum	Gemiddelde	Maximum
Cilinder	100 x 200	0,94	0,97	1
	150 x 300	-	1	-
	250 x 500	1	1,05	1,1
Kubus	100	0,7	0,8	0,9
	150	0,7	0,8	0,9
	200	0,75	0,83	0,9
	300	0,8	0,9	1
Prisma	150 x 150 x 450	0,9	1,05	1,2
	200 x 200 x 600	0,9	1,05	1,2

Tabel 1.12: Omzettingfactoren CEB-Recommendations 1964[45]

1.5.2.2 Hedendaagse Omzettingfactoren

De tabel 1.13 vat de verschillende omzettingfactoren van de vorm $f_c/f_{cx} = \phi$ samen. Bij sommige bronnen waren de oorspronkelijke omzettingfactoren niet ten opzichte van een cilinder met diameter 150 mm en hoogte 300 mm als referentieproefstuk, maar in zulke gevallen zijn de waarden omgezet.

Bron \ Proefstuk	$f_c \setminus f_c$ 50x100	$f_c \setminus f_c$ 75x150	$f_c \setminus f_c$ 100x200	$f_c \setminus f_c$ 127x254	$f_c \setminus f_c$ 150x300	$f_c \setminus f_c$ 250x500	$f_c \setminus f_c$ cub 75	$f_c \setminus f_c$ cub 100	$f_c \setminus f_c$ cub 150	$f_c \setminus f_c$ cub 200	$f_c \setminus f_c$ cub 300
NBN B15 220 (1970) [28]	0,93	0,95	0,97	0,99	1	1,05	0,72	0,74	0,79	0,83	0,89
1ste formule van Neville [143]	0,93	0,95	0,97	0,99	1	1,05	0,79	0,83	0,89	0,94	1,02
2de formule van Neville [143]	0,9	0,94	0,96	0,98	1	1,05	0,84	0,86	0,9	0,92	0,96
Formule uit cursus Riessauw [159]	0,92	0,95	0,97	0,99	1	1,05	0,71	0,73	0,78	0,82	0,88
MSEL [184]	0,91	0,94	0,97	0,99	1	1,04	0,82	0,87	0,93	0,98	1,05
RILEM (1949) [160]					1				0,85		
RILEM (1957) [161]			0,97		1	1,05		0,75	0,8	0,8	0,75
CEB (1960) [61]					1				0,8		
U.S. Bureau of Reclamation [148]			0,96		1						
CEB- Recommendations (1972) [46, 176]			0,97		1	1,05		0,8	0,8	0,83	0,9
BS 1881: Part 120: BSI 1983 Part120 [96]					1				0,83		
FIP-CEB (1990) [78]					1				0,8		
CSA-A.23.1M (2009) [59]			0,95		1						
Gonnermann [83]	1,08	0,97	0,99	0,99	1	1,09			0,86	0,87	
L' Hermite (1950) [111]					1				0,76		
Price (1951) [156]			0,96		1						
Kuczynski (1960) [108]					1	1,05		0,76	0,89	0,96	1,24
Lyse en Johansen (1962) [113]			0,96		1			0,86		0,86	
Carrasquillo et al. (1981) [43]			0,9		1						
Date en Schnormeier (1984) [62]			0,96		1						
Nasser en Kenyon (1984) [139]			0,97		1						
Janak (1985) [103]			0,97		1						
Nasser en Al-Manaseer (1987) [138]			0,97		1						
Carasquillo en Carrasquillo (1988) [42]			1,08		1						
Cook (1989) [56]			0,95		1						
Howard en Leatham (1989) [90]			0,92		1						
Moreno (1990) [135]			0,99		1						
Burg en Ost (1992) [38]			0,99		1						
Day en Haque (1993) [64]			1		1						
French et al. (1993) [81]			0,94		1						
Lessard et al. (1993) [110]			0,95		1						
Pistilli en Willems (1993) [153]			1		1						
Day (1994) [63]			1		1						
Mansur et al. (1994) [119]		0,98	0,98		1			0,95			
Alsayed (1997) [7]					1				0,8		
Tokyay en Özdemir [173]		1	0,95		1	1,05	1,01	0,94	0,81	0,87	
Ahmed (1999) [5]			0,94		1						
Issa et al. (2000) [102]	0,9	0,98	0,96		1						
Malaikah [115]			0,86		1				0,8		
Tuncan et al. [175]					1				0,84		
Minimum (empirische)	0,9	0,97	0,86	0,99	1	1,05	1,01	0,75	0,76	0,8	0,75
Gemiddelde (empirische)	0,99	0,98	0,97	0,99	1	1,06	1,01	0,84	0,82	0,87	0,96
Maximum (empirische)	1,08	1	1,08	0,99	1	1,09	1,01	0,95	0,89	0,96	1,24

Tabel 1.13: Hedendaagse Omzettingsfactoren v.d. Vorm $f_c/f_{cx} = \phi$

1.5.3 Omzettingsfactoren beïnvloed door de druksterkte

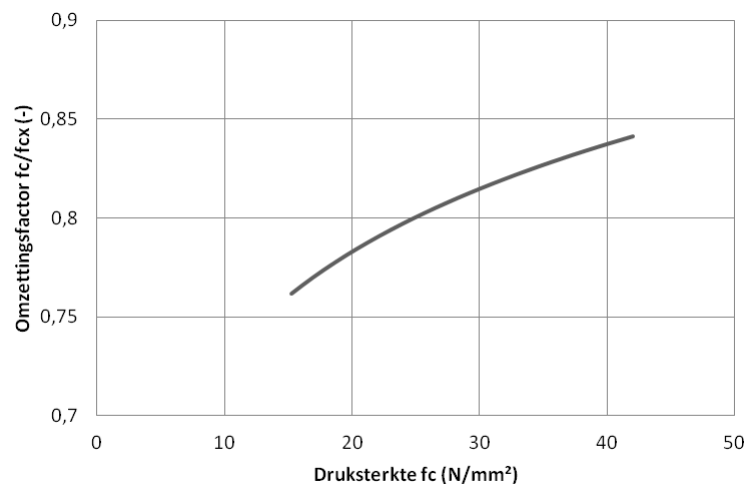
Vele onderzoekers hebben reeds aangetoond dat de vormfactoren beïnvloed worden door de druksterkte van het beton. Zo hebben Day en Haque [64] bijvoorbeeld aangetoond dat een eenzijdige relatie tussen een 75 x 150 mm cilinder en een 150 x 300 mm cilinder slechts betrouwbaar is tot betonsterktes van 50 MPa. Hieronder is een overzicht gegeven van de verschillende formules waarin de invloed van de druksterkte vervat zit.

1.5.3.1 Formule van L'Hermite [112]

In 1955 heeft R. L'Hermite de volgende formule voor de omzetting van de druksterkte van een kubus met zijde 150 mm naar de druksterkte van een cilinder 150x300 mm voorgesteld.

$$\frac{f_c}{f_{c \text{ cub } 150}} = 0,76 + 0,2 \cdot \log \left(\frac{f_{c \text{ cub } 150}}{19,5811 \text{ MPa}} \right) \quad (1.62)$$

Dit levert grafiek 1.40 op.



Figuur 1.40: Omzettingsfactor $f_c / f_{c \text{ cub } 150}$ volgens L'Hermite [112]

1.5.3.2 Omzettingsfactoren van de Vorm $f_{cx} = \phi \cdot f_{cy} + c$

Onderzoek op hogesterkte beton uitgevoerd door M. A. Mansur [118] en B. Felekoglu en S. Türkel [76] heeft aangetoond dat als de druksterkte van het beton stijgt, de vormfactor $\frac{f_{c \text{ cub } 150}}{f_c}$ daalt. Hieruit wordt besloten dat de druksterkte van hogesterkte beton minder beïnvloed wordt door de vorm naarmate de druksterkte stijgt.

Mansur heeft bij de door hem bekomen resultaten deze van Fong [79] toegevoegd en aan de hand van een lineaire regressieanalyse de volgende relaties gevonden, met telkens een correlatiecoëfficiënt hoger dan 0,978. Als we de door Mansur gevonden relaties [118] omzetten naar de standaardcilinder, bekomen we:

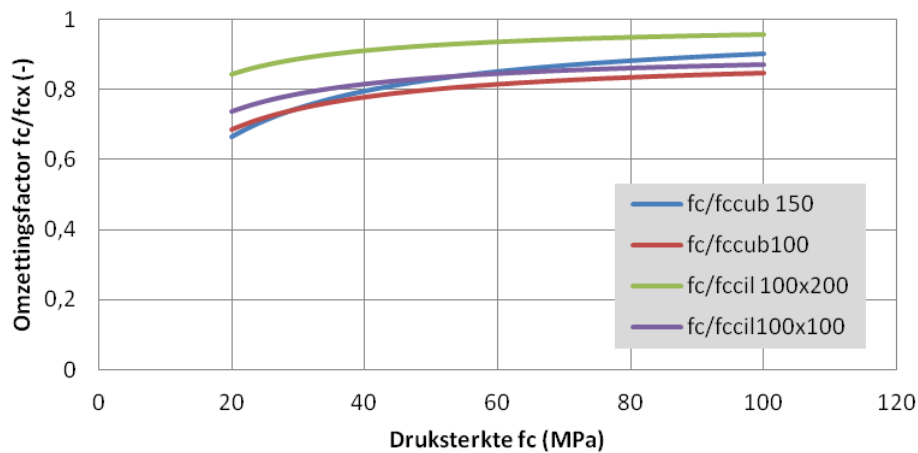
$$f_c = 0,99 \cdot f_{c \text{ cub } 150} - 9,84 \text{ MPa} \quad (1.63)$$

$$f_c = 0,90 \cdot f_{c \text{ cub } 100} - 6,26 \text{ MPa} \quad (1.64)$$

$$f_c = 0,99 \cdot f_{c \text{ } 100 \times 200} - 3,50 \text{ MPa} \quad (1.65)$$

$$f_c = 0,91 \cdot f_{c \text{ } 100 \times 100} - 4,75 \text{ MPa} \quad (1.66)$$

Met deze relaties stemmen de omzettingsfactoren van figuur 1.41 overeen.



Figuur 1.41: Omzettingsfactoren volgens Mansur (2002)

1.5.3.3 Omzettingsfactoren van de Vorm $\frac{f_{cx}}{f_{cy}} = C_1 \cdot f_{cx} + C_2$

O. Abaza [3] gaat ervan uit dat het verband tussen vormfactoren en de druksterkte geschreven kan worden onder de volgende gedaante:

$$\frac{f_{cx}}{f_{cy}} = C_1 \cdot f_{cx} + C_2 \quad (1.67)$$

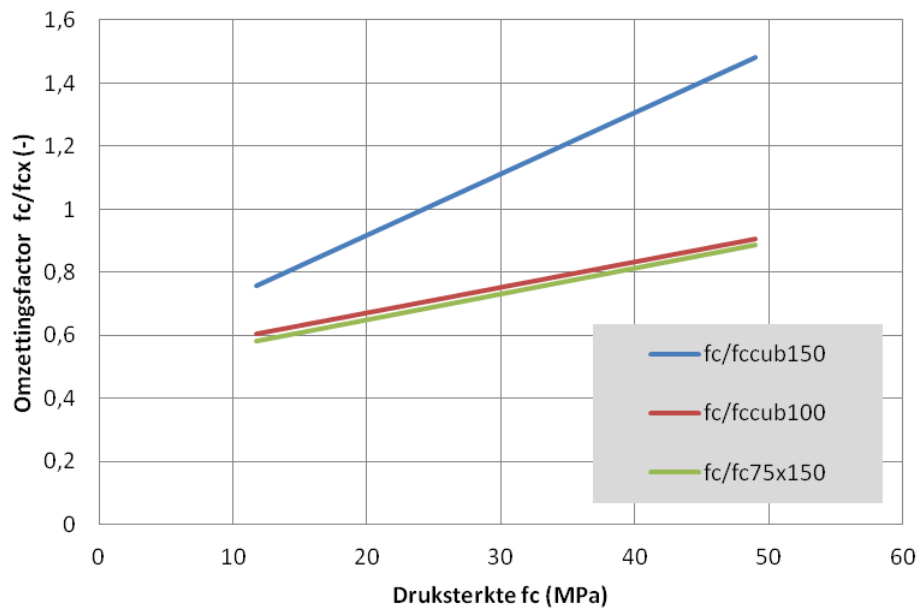
Op basis van een uitgebreid onderzoek bekomt hij de volgende relaties (omgezet naar MPa):

$$\frac{f_c}{f_{c \text{ cub } 150}} = 0,01937 \cdot f_c + 0,5299 \quad (1.68)$$

$$\frac{f_c}{f_{c \text{ cub } 100}} = 0,008155 \cdot f_c + 0,5077 \quad (1.69)$$

$$\frac{f_c}{f_{c \text{ 75x150}}} = 0,008155 \cdot f_c + 0,4866 \quad (1.70)$$

Met deze relaties stemmen de omzettingsfactoren van figuur 1.42 overeen.



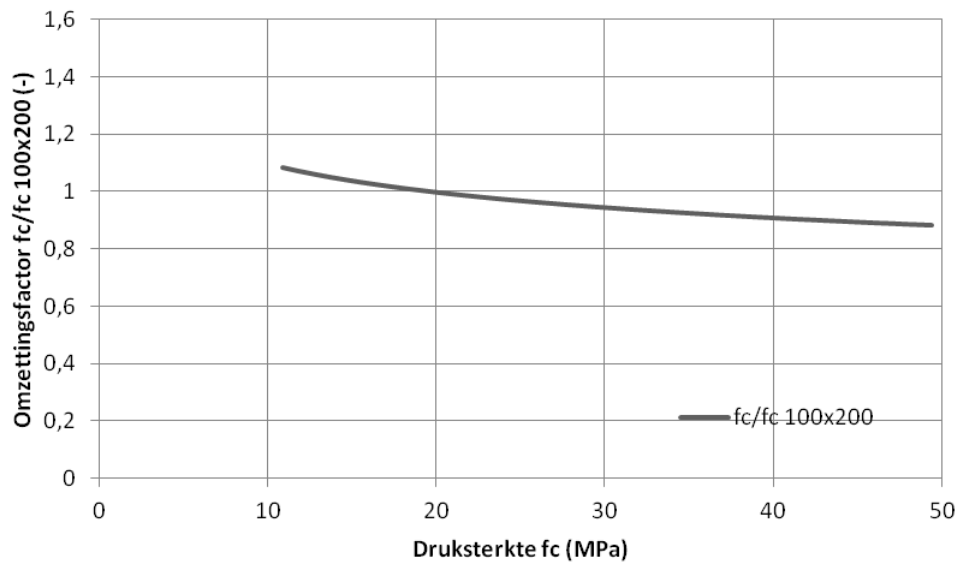
Figuur 1.42: Omzettingsfactoren volgens Abaza (2003)

1.5.3.4 Omzettingsfactoren van de Vorm $f_{cx} = C_1 \cdot f_{cy}^{C_2}$

C. G. Date en R. H. Schnormeier [62] hebben op basis van de proefresultaten uit [80] de volgende formule opgesteld om de invloed van de druksterkte in de omzettingsfactor van cilinders 100 x 200 mm naar cilinders 150 x 300 mm te berekenen.

$$f_c = 1,431 \cdot f_{c\ 100x200}^{0,88} \quad (1.71)$$

Als we dit in een grafiek uitzetten, bekomen we figuur 1.43. Volgens Frostie en Schnormeier [80] is voor beton met een sterkte onder de 20 MPa de druksterkte van een 100x200 mm cilinder kleiner dan deze op een 150x300 mm cilinder en voor beton met sterktes boven de 20 MPa is het andersom. Het valt op dat de omzettingsfactor daalt als de druksterkte toeneemt, wat tegengesteld is aan hetgeen in andere bronnen vermeld wordt.



Figuur 1.43: Omzettingsfactoren volgens Frostie en Schnormeier

1.5.4 Omzettingsfactoren op basis van Sterkteklassen

1.5.4.1 ISO 3893 Classificatie Beton volgens Druksterkte [100]

In de internationaal gebruikte norm ISO 3893 worden betonsamenstellingen geclassificeerd volgens hun karakteristieke druksterke. De sterkteklassen zijn gebaseerd op de karakteristieke druksterkte van een cilinder met diameter 150 mm en hoogte 300 mm en de karakteristieke druksterkte van een kubus met zijde 150 mm. In de naamgeving van de sterkteklassen worden dan ook steeds twee cijfers gegeven, de cilinderdruksterkte f_c en de kubusdruksterkte $f_{c \text{ cub } 150}$. In tabel 1.14 zijn de verschillende klassen weergegeven.

Betonklasse	Cilinder 150 x 300 mm f_c (N/mm ²)	Kubus 150 mm $f_{c \text{ cub } 150}$ (N/mm ²)	Omzettingsfactor
C 2/2,5	2	2,5	0,8
C 4/5	4	5	0,8
C 6/7,5	6	7,5	0,8
C 8/10	8	10	0,8
C 10/12,5	10	12,5	0,8
C 12/15	12	15	0,8
C 16/20	16	20	0,8
C 20/25	20	25	0,8
C 25/30	25	30	0,83
C 30/35	30	35	0,86
C 35/40	35	40	0,88
C 40/45	40	45	0,89
C 45/50	45	50	0,90
C 50/55	50	55	0,91

Tabel 1.14: Vormfactoren en Betonklassen volgens ISO 3893

1.5.4.2 EN 206-1 Classificatie Beton volgens Druksterkte [48]

Net zoals in de hierboven beschreven norm ISO 3893 [100] worden betonsamenstellingen in de Europese normen geclassificeerd volgens hun karakteristieke druksterke. De sterkteklassen zijn eveneens gebaseerd op enerzijds de karakteristieke druksterkte van een cilinder met diameter 150 mm en hoogte 300 mm en anderzijds op de druksterkte van een kubus met zijde 150 mm.

De Europese norm maakt een onderscheid tussen normaal, zwaar en lichtgewicht beton. Deze thesis beperkt zich tot normaal gewicht beton en bijgevolg worden ook enkel de druksterkteklassen daarop van toepassing besproken.

In tabel 1.18 zijn de verschillende klassen weergegeven.

Betonklasse	Cilinder 150 x 300 mm f_c (N/mm ²)	Kubus 150 mm $f_{c \text{ cub } 150}$ (N/mm ²)	Omzettingsfactor
C 8/10	8	10	0,8
C 12/15	12	15	0,8
C 16/20	16	20	0,8
C 20/25	20	25	0,8
C 25/30	25	30	0,83
C 30/37	30	37	0,81
C 35/45	35	45	0,78
C 40/50	40	50	0,8
C 45/55	45	55	0,82
C 50/60	50	60	0,83
C 55/67	55	67	0,82
C 60/75	60	75	0,8
C 70/85	70	85	0,82
C 80/95	80	95	0,84

Tabel 1.15: Vormfactoren en Betonklassen volgens EN206-1

1.5.4.3 Druksterkteklassen van Evans [75]

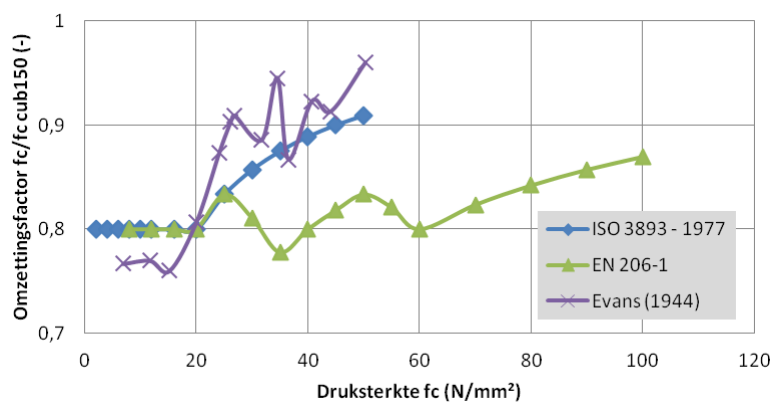
In [75] heeft Evans omzettingfactoren opgesteld voor verschillende betonsterktes. De door hem bekomen sterkteklassen zijn samengevat in tabel 1.16:

Cilinder 150 x 300 mm f_c (N/mm ²)	Kubus 150 mm $f_{c \text{ cub } 150}$ (N/mm ²)	Omzettingfactor
6,9	9	0,77
11,7	15,2	0,77
15,2	20	0,76
20	24,8	0,81
24,1	27,6	0,87
26,2	29	0,9
26,9	29,6	0,91
31,7	35,8	0,89
34,5	36,5	0,95
36,5	42,1	0,87
40,7	44,1	0,92
44,1	48,3	0,91
50,3	52,4	0,96

Tabel 1.16: Omzettingfactoren en Betonklassen volgens Evans

1.5.4.4 Samenvatting Omzettingfactoren volgens Verschillende Druksterkteklassen

Als we de omzettingfactoren bekomen uit de verschillende druksterkteklassen in een grafiek uitzetten, bekomen we het verband van figuur 1.44.



Figuur 1.44: Samenvatting Omzettingfactoren $f_c / f_{c \text{ cub } 150 \text{ mm}}$ volgens Verschillende Druksterkteklassen

1.5.5 Invloedsfactoren Omzettingsfactoren [144, 177]

Volgens een statistische analyse uitgevoerd in [177] is de enige significante invloedsfactor op de omzettingsfactor de druksterkteklasse van het beton. Toch vermeldt de literatuur tal van andere invloedsfactoren, waarvan hieronder een overzicht is gegeven.

1.5.5.1 Cementgehalte

In de jaren '60 is in verschillende Europese laboratoria onderzoek verricht naar de invloed van het cementgehalte op de druksterkte. In [159] en [109] zijn resultaten te vinden van onderzoeken waaruit men kan afleiden dat de omzettingsfactor $f_c/f_{c\text{ cub }200}$ groter wordt, naarmate het cementgehalte toeneemt. Uiteraard kan men dit effect eveneens verklaren door het feit dat betonmengelingen met een hoger cementgehalte een hogere druksterkte hebben.

1.5.5.2 W/C-factor [183]

Een onderzoek aan de Ege University van Izmir heeft getracht om een verband te vinden tussen de omzettingsfactoren tussen proefstukken in de vorm van cilinders 100x200 mm en proefstukken in de vorm van cilinders 150x300 mm en W/C-factor van het gebruikte beton (0,37 - 0,77). Men kwam tot het besluit dat op basis van hun proefresultaten geen zekere omzetting mogelijk was om de invloed van de W/C- factor op de omzettingsfactoren te berekenen. Op basis van het onderzoek zou men echter ook geen invloed van de sterkteklasse op de omzettingsfactor kunnen waarnemen.

1.5.5.3 Ouderdom en Bewaringsomstandigheden Proefstuk

Volgens Date en Schnormeier [62] is er geen verband tussen de ouderdom van proefstukken en zijn vormfactoren. Day en Haque [64], Aïtcin et al. [6] en Issa et al. [102] beweren daarentegen dat de ouderdom en bewaringsomstandigheden van het proefstuk wel degelijk een invloed hebben op de vormfactoren.

1.5.5.4 Maximum Kaliber van het Granulaat

In [144] wordt vermeld dat de verhouding $f_c/f_{c\text{ cub }150}$ daalt als het maximale kaliber van het grof granulaat toeneemt. Issa et al. [102] hebben ondervonden dat de verhouding $f_c/f_{c\text{ }100x200}$ stijgt als het maximum kaliber van het granulaat toeneemt.

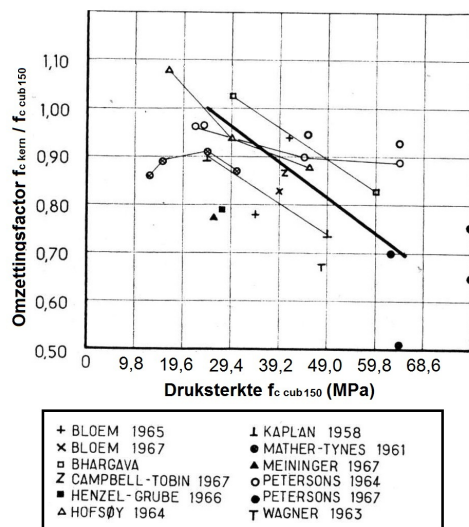
Uit beide onderzoeken kunnen we besluiten dat naarmate het maximum kaliber toeneemt, kubussen sterker worden ten opzichte van cilinders met hoogte/diameter verhouding 2,0 en grote proefstukken sterker worden dan kleine. De beide tendensen kan men verklaren door de toenemende invloed van het wall-effect bij een stijging van het maximum kaliber van het grof granulaat. Het wall-effect is immers belangrijker bij kleine proefstukken en cilinders. Cilinders hebben namelijk een grotere verhouding oppervlakte per volume- eenheid dan kubussen.

1.5.6 Omzettingsfactoren voor Boorkernen

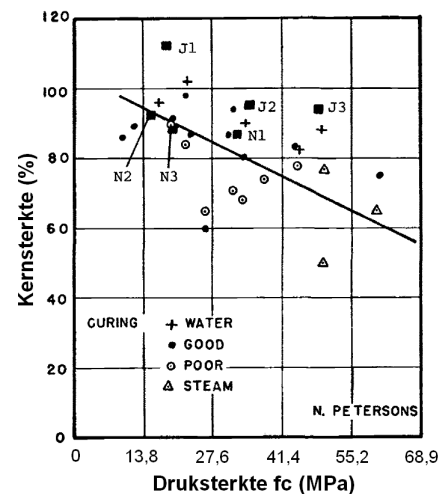
Zoals in 1.4.6 reeds besproken, is de druksterkte van geboorde cilinders met een diameter van 150 mm en een hoogte van 300 mm 15% lager dan bij gegoten cilinders met dezelfde afmetingen volgens ACI 318-83 [122], [56, 117, 167]. De Concrete Society [164] en Meininger [133] bekomen iets kleinere sterkteverminderingen.

In de grafiek 1.45 van Petersons [152] zijn de reductiefactoren uit de jaren '50 en '60 samengevat. Men ziet direct dat er een grote onzekerheid bestaat over de toe te passen omzettingfactor.

Gaynor [82] heeft de grafiek 1.46 opgesteld, die de invloed van de druksterkte op de reductiefactor illustreert.



Figuur 1.45: Reductiefactor Boorkernen Petersons [152]



Figuur 1.46: Reductiefactor Boorkernen Gaynor [82]

1.5.6.1 Lineaire omzettingsfactoren volgens Indelicato [93] en Pascale et al. [150]

In [93] en [150] is ondervonden dat de omzetting van de sterkte uit boorkernen naar standaardkubussen best lineair benaderd wordt.

Men heeft dan ook de volgende formules uitgewerkt om de sterkte van boorkernen met een diameter van 28 mm en 50 mm om te zetten naar de druksterkte van een gegoten kubus met zijde 150 mm.

Voor beton met een sterkte tussen 20 en 60 MPa [93]:

$$f_{c \text{ cub } 150 \text{ mm}} = -4,617 + 1,255 \cdot f_{\text{kern } 28 \times 56} \quad (1.72)$$

$$f_{c \text{ cub } 150 \text{ mm}} = 1,048 + 1,059 \cdot f_{\text{kern } 45 \times 90} \quad (1.73)$$

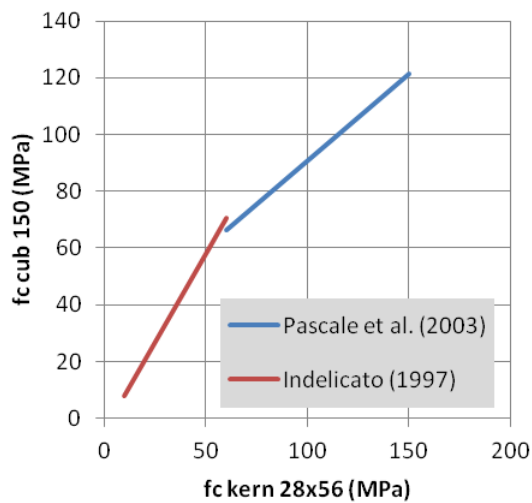
$$f_{c \text{ cub } 150 \text{ mm}} = 0,647 + 1,017 \cdot f_{\text{kern } 70 \times 140} \quad (1.74)$$

Voor hoge sterkte beton met een sterkte tussen 60 en 180 MPa [150]:

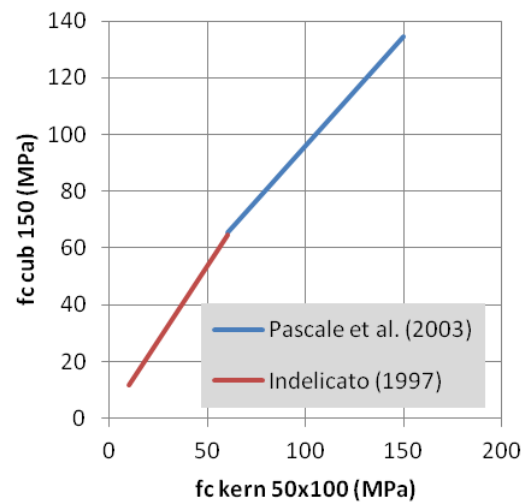
$$f_{c \text{ cub } 150 \text{ mm}} = 29,33 + 0,614 \cdot f_{\text{kern } 28 \times 56} \quad (1.75)$$

$$f_{c \text{ cub } 150 \text{ mm}} = 19,89 + 0,763 \cdot f_{\text{kern } 50 \times 100} \quad (1.76)$$

De bekomen omzettingfactor uit de twee bronnen verschillen enorm. Om dit te illustreren zijn de omzettingfactoren volgens de beide bronnen in de volgende figuren weergegeven. Voor de figuur 1.48 is ondersteld dat $f_{\text{kern } 45 \times 90} = f_{\text{kern } 50 \times 100}$. Omwille van het grote verschil in de helling van de curve in de eerste grafiek kan men concluderen dat - in tegenstelling tot wat men in beide bronnen beweert - het niet mogelijk is om een betrouwbaar lineair verband tussen de druksterkte van de standaardcilinder en geboorde kernen met een diameter van 28 mm op te stellen.

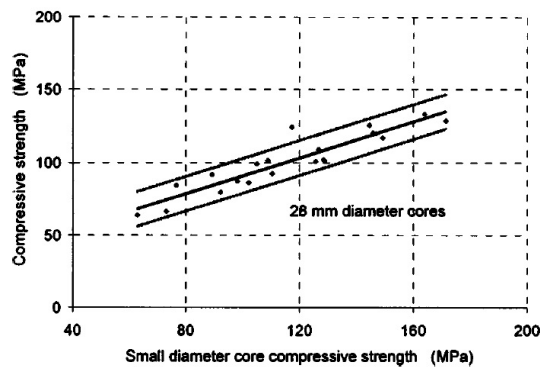


Figuur 1.47: Berekening Druksterkte o.b.v. Boorkernen 28x56 [93, 150]

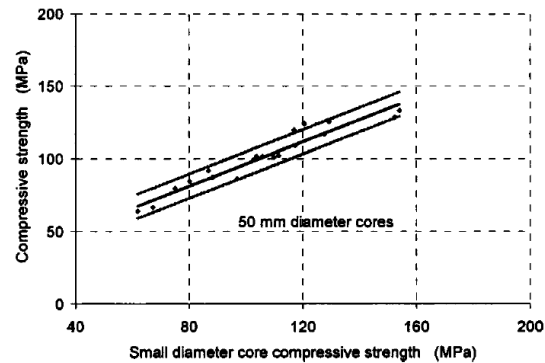


Figuur 1.48: Berekening Druksterkte o.b.v. Boorkernen 50x100 [93, 150]

Om te illustreren dat de onzekerheid op de druksterkte bepaald uit boorkernen met een diameter van 28 mm groter is dan deze op basis van boorkernen met een diameter van 50 mm, zijn in de figuren 1.49 en 1.50 de 90% zekerheidsintervallen van de omzettingfactor aangeduid [150].



Figuur 1.49: Onzekerheid Druksterkte
o.b.v. Boorkernen 28x56 [150]



Figuur 1.50: Onzekerheid Druksterkte
o.b.v. Boorkernen 50x100
[93, 150]

1.5.6.2 Reductiefactoren volgens The Concrete Society [165]

Het Technical Report 11 van de Concrete Society [165] maakt een onderscheid tussen horizontaal en verticaal geboorde kernen. In de volgende formules is f_λ de gemeten druksterkte en $\lambda = \frac{l}{d}$ de verhouding van de hoogte op de diameter.

- Horizontaal geboorde kernen: $f_{c \text{ cub } 150 \text{ mm}} = \frac{2,5 \cdot f_\lambda}{1,5 + \frac{1}{\lambda}}$
- Verticaal geboorde kernen: $f_{c \text{ cub } 150 \text{ mm}} = \frac{2,3 \cdot f_\lambda}{1,5 + \frac{1}{\lambda}}$

1.5.6.3 Reductiefactoren volgens EN 13791 [50]

De Europese norm EN 13791 [50] beschrijft hoe men de resultaten van drukproeven uit geboorde kernen kan omzetten naar de karakteristieke sterkte van de betonsoort f_{ck} .

Om de grootte, de vorm en het aantal gebruikte proefstukken om de waarde van f_{ck} te berekenen en in te calculeren, gaat de norm ervan uit dat:

- Geboorde cilinders met een diameter van 100 mm en een hoogte van 100 mm een druksterkte hebben die nagenoeg overeenkomt met de druksterkte van een 'geboorde' kubus met een zijde van 150 mm. Men noteert de karakteristieke sterkte hiervan als $f_{ck \text{ is cub } 150}$.
- Een geboorde cilinder met diameter tussen 100 en 150 mm met een hoogte/diameter verhouding van 2,0 een sterkte heeft die equivalent is aan een cilinder met diameter 150 mm en hoogte 300 mm. Men noteert de karakteristieke sterkte hiervan als $f_{ck \text{ is cyl } 150}$.
- Proefresultaten op basis van geboorde cilinders met een diameter tussen de 50 en 150 mm en met andere hoogte/diameter verhoudingen dan 2,0 kunnen ook gebruikt worden

als de nodige conversiefactoren gekend zijn. Meer details over deze conversiefactoren geeft de norm echter niet.

De berekening van de karakteristieke druksterktes $f_{ck\ is\ cub\ 150}$ en $f_{ck\ is\ cyl\ 150}$ is afhankelijk van het aantal proefstukken waarover men beschikt. Als men over meer dan 15 kernen beschikt, gaat men uit van de volgende formule waarin:

- $f_{m(n),\ is}$ de gemiddelde druksterkte van de n kernen is
- s de spreiding op de proefresultaten is
- $f_{is,\ lowest}$ de laagste waarde van de proefresultaten is
- k_2 een factor is die in de nationale bijlagen is voorgeschreven (1,48)

$$f_{ck,is} = \min \begin{cases} f_{m(n),\ is} - k_2 \cdot s \\ f_{is,\ lowest} + 4\ MPa \end{cases} \quad (1.77)$$

Indien men slechts over 3 tot 14 kernen beschikt, voorziet de norm een andere wijze om de karakteristieke druksterkte te berekenen, aangezien bij dergelijke kleine aantallen de waarde van de factor k_2 anders veel te groot zou zijn [99]. De norm ISO 3207 stelt dan de volgende formule voor, waarin:

- $f_{m(n),\ is}$ de gemiddelde druksterkte van de n kernen is
- $f_{is,\ lowest}$ de laagste waarde van de proefresultaten is
- k een factor afhankelijk van het aantal proefstukken is. Tabel 1.17 geeft enkele waarden van k in functie van n .

$$f_{ck,is} = \min \begin{cases} f_{m(n),\ is} - k \\ f_{is,\ lowest} + 4\ MPa \end{cases} \quad (1.78)$$

n	k
10 - 14	5
7 - 9	6
3 - 6	7

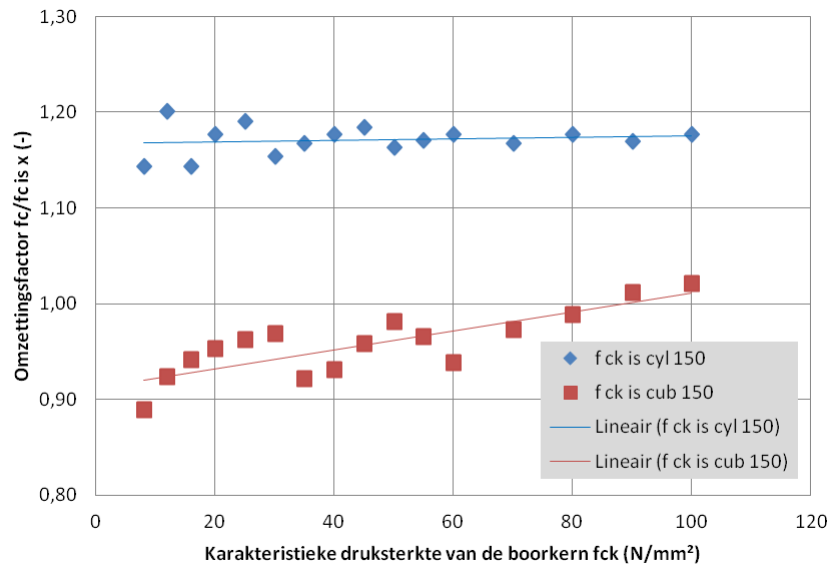
Tabel 1.17: k volgens ISO 3207 ter bepaling van de Karakteristieke Druksterkte m.b.v. 3 - 14 Kernen

Om de karakteristieke waarde, berekend uit de boorkernen om te zetten naar de karakteristieke druksterktes van de druksterkteklassen uit EN 206-1 [48], is tabel 1.18 gegeven.

Druksterkteklasse volgens EN 206-1	Karakteristieke In Situ Druksterkte			
f_{ck}	$f_{ck \text{ is cyl } 150}$	Omzettingsfactor $f_{ck} \setminus f_{ck \text{ is cyl } 150}$	$f_{ck \text{ is cub } 150}$	Omzettingsfactor $f_{ck} \setminus f_{ck \text{ is cub } 150}$
8	7	1,14	9	0,89
12	10	1,2	13	0,92
16	14	1,14	17	0,94
20	17	1,18	21	0,95
25	21	1,19	26	0,96
30	26	1,15	31	0,97
35	30	1,17	38	0,92
40	34	1,18	43	0,93
45	38	1,18	47	0,96
50	43	1,16	51	0,98
55	47	1,17	57	0,96
60	51	1,18	64	0,94
70	60	1,17	72	0,97
80	68	1,18	81	0,99
90	77	1,17	89	1,01
100	85	1,18	98	1,02

Tabel 1.18: Karakteristieke Druksterkte uit Boorkernen naar Karakteristieke Druksterktes Druksterkteklassen uit EN 206-1

In een grafiek voorgesteld ziet het er uit als op figuur 1.51:



Figuur 1.51: Karakteristieke Druksterkte bepaald met Boorkernen volgens EN 13791

De omzettingfactoren voor de cilinderdruksterkte van de geboorde kernen zijn gemiddeld 1,17 en hebben een standaardafwijking van 0,02. De omzettingfactoren voor de kubusdruksterkte van geboorde kernen volgen de in de grafiek weergegeven trendlijn met de volgende vergelijking. Met de regressielijn komt een correlatiecoëfficiënt r^2 van 0,6673 overeen, waardoor het regressiemodel dus 66,73% van de totale variantie verklaart.

$$\frac{f_{ck}}{f_{ck \text{ is cub}}} = 0,912 + 0,001 \cdot f_{ck} \quad (1.79)$$

Het grote gebrek in deze Europese norm is dat indien men de karakteristieke waarde van de druksterkte berekent voor een beperkt aantal boorkernen met een kleine diameter, deze karakteristieke waarde enorm kan verschillen bij meerdere reeksen boorkernen. Hierdoor kan de bekomen karakteristieke druksterkte sterk verschillen naargelang de beperkte steekproef waarover men beschikt. De auteurs van deze thesis raden dan ook aan om deze norm enkel toe te passen indien men over meer dan 15 proefstukken beschikt.

1.6 Statistische Verdeling van de Uni-axiale Druksterkte

1.6.1 Algemeen

De druksterkte van beton heeft zoals alle betonkarakteristieken een zekere spreiding rond een gemiddelde waarde. Voor de uni-axiale druksterkte van beton wordt meestal [109, 121, 145, 154, 171] een normale verdeling aangenomen. Volgens Cook [55] is de normale verdeling voor de druksterkte van beton een goede benadering tot druksterktes van 70 MPa. Hierboven begint de druksterkte af te wijken van de normale verdeling doordat de sterkte van de granulaten mede bepalend wordt. Het grote voordeel van de normale verdeling is dat ze eenvoudig te hanteren is. Sommige auteurs verkiezen om de druksterkte te beschrijven met de lognormale verdeling (LN). Deze verdeling heeft als voordeel dat ze enkel positieve waarden oplevert [168].

De statistische verdeling van de druksterkte van betonnen proefstukken kan zowel met de normale als met de lognormale verdeling goed benaderd worden. Voor de eenvoud zal in deze thesis de druksterkte van drukproeven beschreven worden aan de hand van de normale verdeling.

1.6.2 Karakteristieke Druksterkte

Aangezien we ervan uitgaan dat de druksterkte van beton normaal verdeeld is en de gemiddelde druksterkte en zijn standaardafwijking gekend is, kan de karakteristieke druksterkte berekend worden met de volgende formule, waarin de factor k rekening houdt met de onzekerheid over het gemiddelde en de standaardafwijking.

$$f_{ck} = f_{cm} - 1,645 \cdot k \cdot \sigma \quad (1.80)$$

Als er minstens 30 drukproeven op eenzelfde betonmengeling zijn uitgevoerd is volgens ACI 214R-02 [4, 107, 121] een betrouwbare raming van de standaardafwijking mogelijk met de volgende formule, waarin x_i de druksterkte van de individuele proefstukken is en n het aantal proefstukken waarover men beschikt en de factor $k = 1$.

$$\hat{\sigma} = s = \sqrt{\frac{\sum (x_i - f_{cm})^2}{n - 1}} \quad (1.81)$$

Als men over minder dan 30, maar meer dan 14 proefstukken beschikt, is de factor k gegeven in de tabel 1.19 [121] en wordt de standaardafwijking opnieuw gelijkgesteld aan s .

$$\hat{\sigma} = s \quad (1.82)$$

De Europese norm NBN EN 13791 [50] voorziet de volgende formules:

$$\begin{cases} f_{m(n),is} \geq 0,85 \cdot (f_{ck} + 1,48 \cdot s) \\ f_{is,kleinste} \geq 0,85 \cdot (f_{ck} - 4MPa) \end{cases} \quad (1.83)$$

Aantal proefstukken n	Factor k
15	1,16
20	1,08
25	1,03
30	1

Tabel 1.19: Factor k bij $14 \leq n < 30$

Indien men niet over een goede schatting van de standaardafwijking beschikt, berekent men de karakteristieke sterkte op basis van een aangenomen standaardafwijking. In [121] worden de volgende waarden voorgesteld:

$$\begin{cases} f_{ck} = f_{cm} - 6,9MPa & f_{ck} < 20,7MPa \\ f_{ck} = f_{cm} - 8,3MPa & 20,7MPa \leq f_{ck} \leq 34,5MPa \\ f_{ck} = 1,1 \cdot f_{cm} - 4,8MPa & f_{ck} > 34,5MPa \end{cases} \quad (1.84)$$

In de Europese norm NBN EN 13791 [50] hanteert men de volgende regel:

$$f_{is, kleinste} \geq 0,85 \cdot (f_{ck} - 4MPa) \quad (1.85)$$

1.6.3 Betrouwbaarheid en Standaardafwijking van de Gemiddelde Druksterkte

Als men ervan uitgaat dat de druksterkte van beton normaal verdeeld is, zal men uit een reeks proefresultaten de volgende schattingen van het gemiddelde en de standaardafwijking van de gemiddelde druksterkte en de spreiding [170] bekomen:

$$E[f_{cm}] = \frac{1}{n} \sum x_i \quad (1.86)$$

$$VAR[f_{cm}] = \frac{1}{n} \cdot \frac{\sum (x_i - f_{cm})^2}{n - 1} \quad (1.87)$$

$$E[\sigma^2] = \frac{\sum (x_i - f_{cm})^2}{n - 1} \quad (1.88)$$

$$VAR[\sigma^2] = \frac{2}{n - 1} \cdot \left(\frac{\sum (x_i - f_{cm})^2}{n - 1} \right)^2 \quad (1.89)$$

Hierdoor hebben de gemiddelde betonsterkte en de standaardafwijking ervan de volgende betrouwbaarheidsintervallen, waarin $(1-\alpha)$ het tweezijdig betrouwbaarheidsinterval van f_{cm} is, $t_{n-1; 1-\frac{\alpha}{2}}$ de $(1-\frac{\alpha}{2})$ - fractiel voor de t-distributie met $(n-1)$ vrijheidsgraden is (voor $\alpha = 10\%$ is $t_{n-1; 95\%}$ weergegeven in de onderstaande tabel) en $\chi_{n-1; \alpha}^2$ de α - fractiel voor de χ^2 -

distributie met $(n-1)$ vrijheidsgraden (hiervan zijn de waarden voor $\alpha = 5\%$ weergegeven in de tabel 1.20).

$$P \left[\bar{x} - \frac{s}{\sqrt{n}} \cdot t_{n-1;1-\frac{\alpha}{2}} \leq f_{cm} \leq \bar{x} + \frac{s}{\sqrt{n}} \cdot t_{n-1;1-\frac{\alpha}{2}} \right] = 1 - \alpha \quad (1.90)$$

$$P \left[\sigma^2 \leq \frac{(n-1) \cdot s^2}{\chi_{n-1;\alpha}^2} \right] = 1 - \alpha \quad (1.91)$$

Volgens de Europese norm NBN EN 206-1 [48] is de standaardafwijking bepaald op meer dan 15 proefstukken, s_{15} , dan ook begrepen tussen de volgende grenzen.

$$0,63 \cdot \sigma \leq s_{15} \leq 1,37 \cdot \sigma \quad (1.92)$$

n	$t_{n-1;95\%}$	$\chi_{n-1;5\%}^2$
3	2,92	0,103
4	2,353	0,352
5	2,132	0,711
6	2,015	1,145
7	1,943	1,635
8	1,895	2,167
9	1,86	2,733
10	1,833	3,325
20	1,729	1,117
50	1,677	34,764
100	1,662	77,929

Tabel 1.20: 95%-Fractiel voor t-distributie en 5%-Fractiel voor χ^2 -distributie met $(n-1)$ vrijheidsgraden

In de tabel 1.21, afkomstig van [86] is het aantal proefstukken gegeven dat nodig is om de gemiddelde druksterkte met een bepaalde zekerheid te kennen.

C.O.V. (in %)	10%	5%
2	3	3
2,5	3	4
3	3	4
3,5	3	5
4	3	5
4,5	4	6
5	4	7
6	4	9
7	5	10
8	5	13

Tabel 1.21: Aantal Proefstukken nodig voor Gemiddelde Druksterkte met Bepaalde Zekerheid/Fout te kennen [86]

Omwille van de grote onzekerheid op de spreiding wordt deze spreiding voor beton enkel bepaald op basis van meer dan 30 proefstukken. Indien men beschikt over 15 á 30 proefstukken, wordt de geschatte waarde van de standaardafwijking vermenigvuldigd met een factor k [122] die gegeven wordt in tabel 1.22.

$$f_{ck} = f_{cm} - 1,645 \cdot k \cdot s \quad (1.93)$$

Aantal Proefstukken	Factor k volgens ACI 318
15	1,16
20	1,08
25	1,03
30 of meer	1

Tabel 1.22: Factor k volgens ACI 318 [122]

In deze thesis beschikken we echter steeds over minder dan 15 proefstukken en zijn we dus genoodzaakt om de karakteristieke druksterkte te bepalen met 95% zekerheid aan de hand van de internationale norm ISO 3207 [99]. Deze bepaalt een factor k_2 , gegeven in tabel 1.23

$$f_{ck} = f_{cm} - k_2 \cdot s \quad (1.94)$$

Aantal Proefstukken	Factor k volgens ISO 3207
5	4,21
6	3,71
7	3,4
8	3,19

Tabel 1.23: k_2 volgens ISO 3207 [99]

1.6.4 Spreiding op de Druksterkte van Traditioneel Verdicht Beton in detail bekeken

Algemeen wordt aanvaard dat men de druksterkte van beton kan uitdrukken aan de hand van vergelijking 1.95 [171].

$$f_c = k_1 \cdot f_{cem} \cdot \left(\frac{c}{w} - k_2 \right) \quad (1.95)$$

Voor zelfverdichtend beton is door A.M. Poppe [155] de volgende formule voorgesteld.

$$f_{c \text{ cub } 150} = \frac{0,483 \cdot f_{cem} \cdot \left(a_1 \cdot \frac{sp}{c} + 1 \right)}{\left(\frac{w}{c} + a_2 \cdot \left(\frac{c}{p} - 1 \right) \right)} \quad (1.96)$$

In de formule is:

- f_c de druksterkte na 28 dagen op een cilinder met diameter 150 mm en hoogte 300 mm
- $f_{c \text{ cub } 150}$ de druksterkte na 28 dagen op een kubus met zijden 150 mm
- f_{cem} de druksterkte na 28 dagen van het cement volgens de genormaliseerde cementproef
- $\frac{w}{c}$ de massaverhouding van de hoeveelheid water ten opzichte van de hoeveelheid cement
- $\frac{sp}{c}$ de massaverhouding van de hoeveelheid superplastificeerder ten opzichte van de hoeveelheid cement
- $\frac{c}{p}$ de massaverhouding van de hoeveelheid cement ten opzichte van de poederfactor. Voor traditioneel verdicht beton is deze verhouding gelijk aan 1.
- k_1, k_2, a_1 en a_2 empirische constanten die gelijk zijn aan respectievelijk 0,46, 0,06, 17,4 en 0,3.

Hieruit volgt onmiddellijk dat de belangrijkste invloedsfactoren voor de spreiding van de druksterkte van beton fluctuaties in de cementsterkte en variaties in de water/cement- en de cement/poeder-factor zijn. In [169] worden dan ook de volgende factoren als oorzaken voor de spreiding op de druksterkte van beton aangeduid:

- De variaties in de dosering en de eigenschappen van de gebruikte grondstoffen. Volgens de norm NBN EN 206-1 [92] zijn toleranties tot 3% toelaatbaar voor de hoeveelheid cement, water en granulaten en tot 5% voor de toevoegsels met een massa kleiner dan 5% van het cementgehalte.
- De verschillen in het toegepaste productieproces
- Parameters die de verwerking en nabehandeling beïnvloeden
- De nauwkeurigheid waarmee de monsterneming en beproeving worden uitgevoerd

Uit een variantieanalyse op de wet van Feret, eveneens uitgevoerd in [168], blijkt dat de belangrijkste oorzaken van de spreiding in betoncentrales de variatie van het watergehalte in zand en veranderingen in de korrelverdeling van toeslagmaterialen zijn. Deze twee factoren samen zijn verantwoordelijk voor de helft van de totale spreiding. Het onderzoek heeft op basis van een analyse van het jaarproductieproces van Belgische cementfirma's in 1987 berekend dat de cementsterkte - van portlandcement en hoogovencement met een gemiddelde cementsterkte van $52,46 \text{ N/mm}^2$ - een gemiddelde standaardafwijking van $2,7 \text{ N/mm}^2$ heeft en dus ook een belangrijke bijdrage levert tot de sterktevariatie in beton.

De totale spreiding σ die men proefondervindelijk bepaalt, bestaat uit de spreiding tussen verschillende mengelingen σ_m en uit een spreiding tussen proefstukken uit eenzelfde mengeling, de proefspreiding σ_p . Het verband tussen de totale spreiding en zijn bestandsdelen ziet er als volgt uit:

$$\sigma = \sqrt{\sigma_m^2 + \sigma_p^2} \quad (1.97)$$

1.6.4.1 Verband Spreiding - Gemiddelde Druksterkte

In de jaren '50 en '60 is uitgebreid onderzoek verricht naar de relatie tussen de gemiddelde druksterkte en de standaardafwijking ervan. Neville heeft in [142] beschreven dat er drie mogelijkheden bestaan:

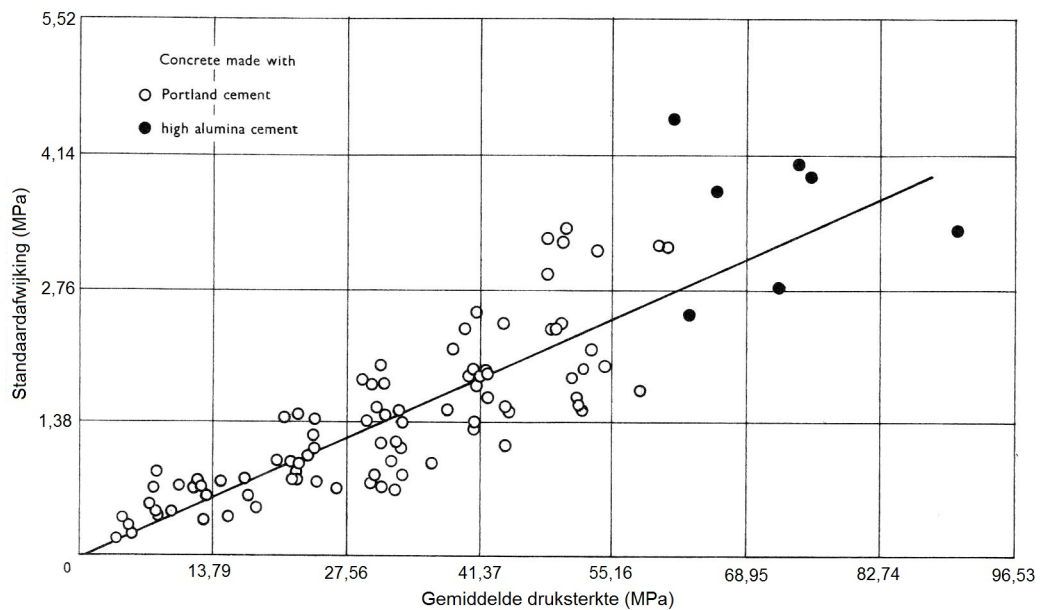
- De standaardafwijking is onafhankelijk van het gemiddelde
- De standaardafwijking is afhankelijk van het gemiddelde, maar de C.O.V. is constant
- De standaardafwijking is afhankelijk van het gemiddelde en de C.O.V. is niet constant

Hieronder wordt een overzicht gegeven van de meest geciteerde werken hieromtrent.

C.O.V. is Onafhankelijk van de Gemiddelde Druksterkte Volgens Neville 1959 [142] is de standaardafwijking onder laboratoriumomstandigheden recht evenredig met de gemiddelde sterkte en dus de variatiecoëfficiënt onafhankelijk van de gemiddelde sterkte. De door hem bekomen resultaten zijn weergegeven in de grafiek 1.52. De getekende regressielijn heeft de volgende vergelijking:

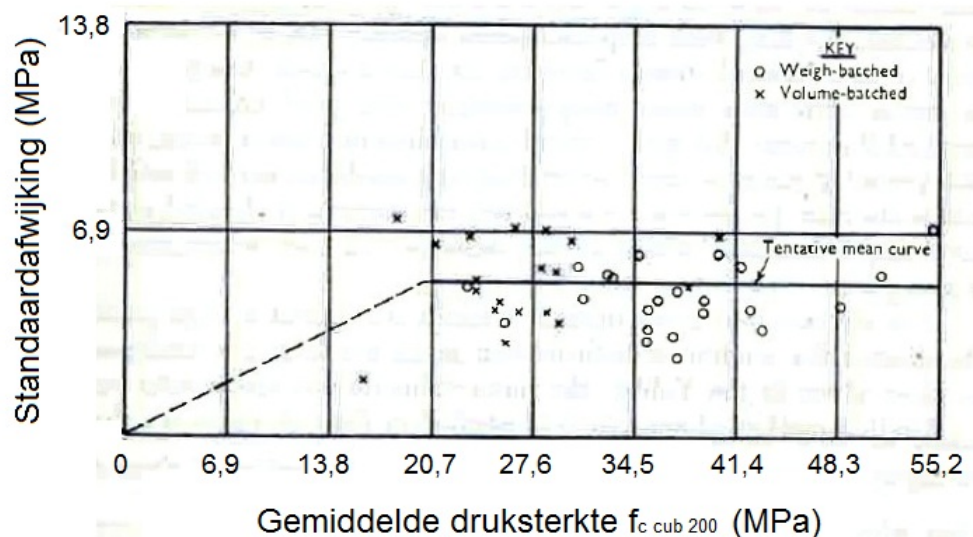
$$\sigma = 0,0454 \cdot \mu - 0,0344 \text{ MPa} \quad (1.98)$$

Neville besloot hieruit dat de C.O.V. constant is voor alle courant gebruikte betonsoorten.



Figuur 1.52: Standaardafwijking i.f.v. Gemiddelde Druksterkte volgens Neville [142]

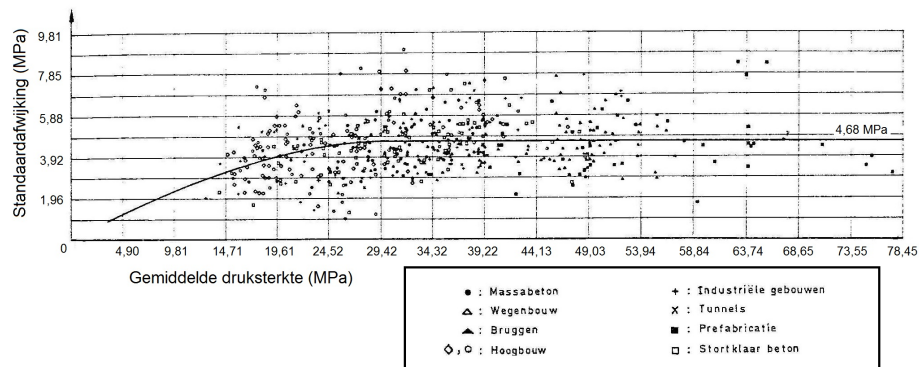
C.O.V. is Onafhankelijk tot een Grens, daarna is de Standaardafwijking Constant
 Murdock [137] was de eerste die voorstelde dat er een grenswaarde van de druksterkte kan bestaan waaronder de C.O.V. onafhankelijk is van de sterkte en waarboven de standaardafwijking onafhankelijk is van de sterkte. Volgens Murdock lag deze grenswaarde op 20,7 MPa.



Figuur 1.53: Standaardafwijking i.f.v. Gemiddelde Druksterkte volgens Murdock [137]

Een uitgebreidere analyse van H. Rüsch in 1969 [162], toonde aan dat de grenswaarde op 30

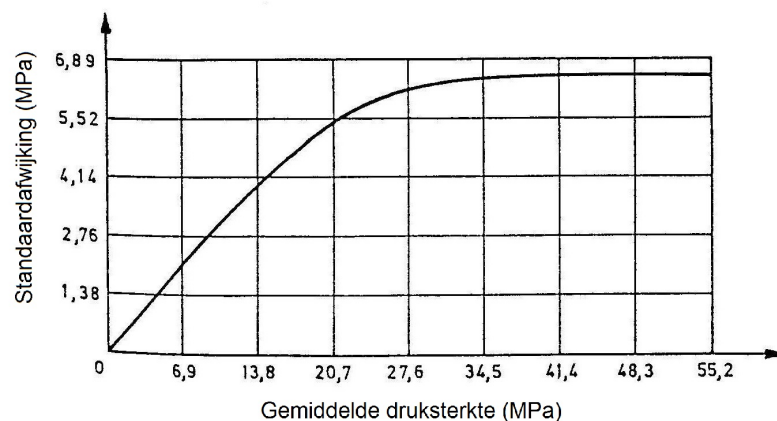
MPa ligt en de constante standaardafwijking indertijd gemiddeld 4,7 MPa was. De resultaten van Rüsç zijn weergegeven in grafiek 1.54, die overgenomen is uit [168]. Rüsç onderstelde ook een vloeiendere overgang in plaats van een bilineair diagram zoals bij Murdock.



Figuur 1.54: Standaardafwijking i.f.v. Gemiddelde Druksterkte volgens Rüsç [162]

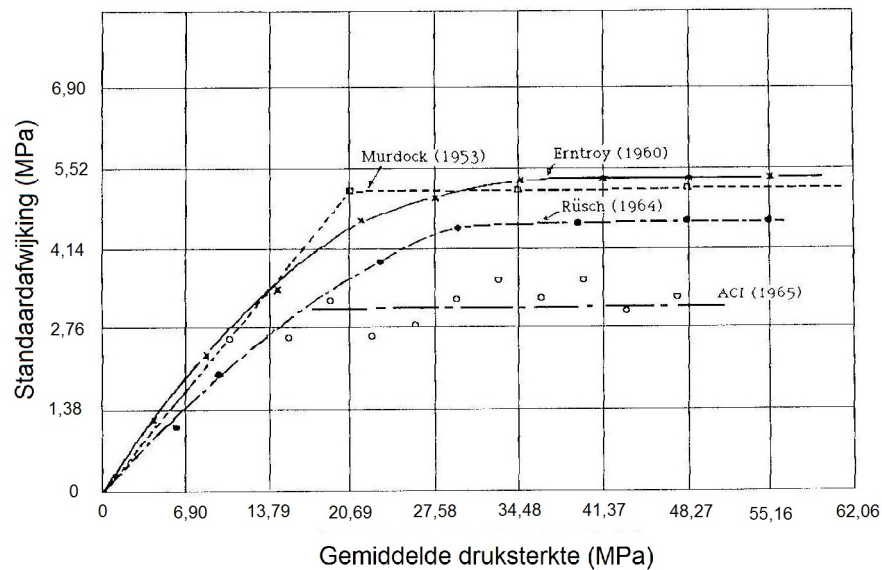
In [142] wordt echter geopperd dat de conclusies van Murdock beïnvloed worden door de verschillende graden van controle. Bij de productie van betonsoorten met een lage sterkte zal men minder nauwkeurig te werk gaan en dus een hogere standaardafwijking bekomen. Om deze reden heeft Erntroy [74] echter wel een onderscheid op basis van verschillende graden van controle gemaakt - die vooral te maken hebben met de nauwkeurigheid waarmee de granulaten en het cement gedoseerd worden - en zo een trend als Murdock en Rüsç gevonden. Voor de laagste graad van controle is de spreiding maximaal $6,6 \text{ N/mm}^2$, terwijl de spreiding voor de hoogste graad van controle slechts $2,1 \text{ N/mm}^2$ is.

De standaardafwijking in functie van de gemiddelde druksterkte voor de laagste graad van controle is weergegeven in grafiek 1.55, afkomstig uit [168].



Figuur 1.55: Standaardafwijking i.f.v. Gemiddelde Druksterkte volgens Erntroy [168]

De grafiek 1.56 is afkomstig uit [154] en vat de verschillende beschouwingen over de standaardafwijking samen: voor betonsoorten met een gemiddelde sterkte groter dan 30 MPa kan men stellen dat de standaardafwijking begrepen is tussen de 2,1 en 6 MPa, afhankelijk van welke mate van kwaliteitscontrole men toepast. Indien geen verdere informatie over de spreiding op de betondruksterkte of kwaliteitscontrole gekend is, wordt volgens [169] meestal gewerkt met een standaardafwijking van 5 N/mm^2 .



Figuur 1.56: Standaardafwijking i.f.v. Gemiddelde Druksterkte volgens Verscheidene Auteurs [154]

1.6.4.2 Invloed van de Vorm en Grootte van het Proefstuk op de Spreiding

In onderstelling van de hypothese van Griffith dat proefstukken eerst bezwijken op een microscopische zwakke plek in hun volume, heeft Weibull [179] besloten dat enkel bij perfect homogene materialen de grootte van het proefstuk geen invloed op de spreiding van de proefresultaten heeft.

Overeenkomstig ASTM C31 [13], Tucker [174], Neville [141], Mather [120], Malhorta [116, 117], Hestor [88], Nasser [138] en Issa et al. [102] stijgt de spreiding op de druksterkte dan ook als het proefstuk waarvan de druksterkte wordt gemeten kleiner wordt. Volgens Day [64] is de C.O.V. van 100x200 mm cilinders echter niet significant verschillend van deze van 150x300 mm cilinders.

Cilinders zouden volgens Hansen [87] een kleinere spreiding hebben doordat de cirkelvormige vorm een homogenere compactatie toelaat en voor een meer uniforme spanningsverdeling tijdens de uitvoering van de drukproef zorgt.

Tucker [174] heeft in 1945 het volgende verband tussen de standaardafwijking en de diameter

van cilindervormige proefstukken gevonden, dat bekend is als de 'Summation-Strength Theory'. Deze theorie onderstelt echter wel dat de sterkte van een proefstuk onafhankelijk is van de doorsnede ervan als de h/d verhouding constant is.

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_b} = \sqrt{\frac{\phi_b}{\phi_a}} \quad (1.99)$$

Na enkele aanpassingen aan de Weakest-Link Theory van Weibull [179] heeft Bolotin [34] de volgende formule voor de invloed van de proefstukken op de spreiding van de druksterkte opgesteld, waarin f_c de druksterkte van een proefstuk met volume V is, f_{cr} de druksterkte van het referentieproefstuk met volume V_r is, C_1 , C_2 en α empirische constante zijn en $\Gamma(x)$ de Gammafunctie is.

$$VAR[f_c] = \left(C_2 \cdot \left(\frac{V_r}{V} \right)^{\frac{1}{\alpha}} \cdot \sqrt{\frac{\Gamma \cdot (1 + \frac{2}{\alpha})}{\Gamma^2 \cdot (1 + \frac{1}{\alpha})} - 1} \right)^2 \quad (1.100)$$

Tabel 1.24 vat de in de literatuur teruggevonden spreiding (C.O.V.) voor de verschillende proefstukken samen.

Bron / Proefstuk	f_c 200x200	f_c 75x150	f_c 100x200	f_c 150x300	f_c cub 150	f_c cub 200
Hansen (1962) [87]	3,00%			4,80%		3,70%
Halstaet (1969) [86]					3%	
Nasser & Kenyon (1984) [139]			4,70%	2,60%		
Nasser & Al-Manaseer (1987) [138]			8,50%	3,70%		
Moreno (1990) [135]			3,80%	3,40%		
Lessard et al. (1993) [110]			2,40%	2,30%		
Day (1994) [63]		5,20%	3%	3%		

Tabel 1.24: C.O.V. volgens Literatuur voor Verschillende Proefstukken

1.6.4.3 Spreiding van Geboorde Kernen

De spreiding op de druksterkte van geboorde kernen is groter dan op de druksterkte van gegoten cilinders. De verhouding van de kernsterkte op de cilindersterkte daalt als de betonsterkte toeneemt. De volgende tabel geeft een overzicht van de in de literatuur teruggevonden spreidingen voor kernen met een diameter van 150 mm en een hoogte van 300 mm. Men merkt op dat de spreiding van boorkernen steeds twee keer zo groot is als deze van gegoten cilinders.

Bron	C.O.V. Gegoten Proefstuk	C.O.V. Geboord Proefstuk
Bloem (1965) [32]	2,80%	3,40%
Bloem (1968) [33]	2,30%	6,00%
Bungey (1996) [37]	3%	6%

Tabel 1.25: Spreiding Geboorde Kernen

In [17, 18, 133] heeft men gevonden dat voor geboorde kernen met een diameter van 100 mm en een hoogte tussen de 100 en de 200 mm de C.O.V. onafhankelijk was van de hoogte en gemiddeld 5% is. In tabel 1.26 staat de invloed van de diameter van de geboorde kern op de spreiding ervan weer te geven. Men zal 3 maal zoveel boorkernen met een diameter van 50 mm nodig hebben om resultaten met dezelfde precisie te bekomen als bij geboorde kernen met een diameter van 150 mm.

Bron	C.O.V. boorkern diameter 150 mm	C.O.V. boorkern diameter 70 mm	C.O.V. boorkern diameter 50 mm	C.O.V. boorkern diameter 45 mm	C.O.V. boorkern diameter 28 mm
Bartlett (1994) [18]	5%		12,50%		
Neville (1995) [145]	3 - 6%		7 - 10%		
Indelicato (1998) [94]		13,70%		13,10%	17,70%

Tabel 1.26: Invloed Diameter op Spreiding Kernen

1.6.4.4 Spreiding als Maat voor Graad van Controle

Doordat de spreiding op de betondruksterkte zo sterk afhankelijk is van de nauwkeurigheid die men hanteert, kan men op basis van de spreiding op de druksterkte van het geproduceerde beton een oordeel vellen over de graad van controle die men gehanteerd heeft tijdens de uitvoering.

Rüsch [162] bekam tabel 1.27 met graden van controles op basis van de standaardafwijking van beton.

Graad van controle	Beoordeling			
	Uitstekend	Goed	Aanvaardbaar	Slordig
Kleine bouwplaatsen (geen drukproeven, volumedosering, toezicht door werkleider)	5 MPa	6 MPa	8 MPa	9 MPa
Bouwplaatsen van gemiddelde grootte (3 á 10 drukproeven, volume- of gewichtsdosering, toezicht door werkleider)	4 MPa	5 MPa	6,5 MPa	8 MPa
Grote bouwplaatsen (30 of meer drukproeven, gewichtsdosering, toezicht door ingenieur)	3 MPa	4 MPa	5 MPa	7 MPa

Tabel 1.27: Graden van Controles o.b.v. Standaardafwijking Beton volgens Rüsch [162]

De huidige Amerikaanse normen maken een onderscheid tussen hogesterktebeton en beton met een normale sterkte voor de classificatie volgens de graad van controle. Het is namelijk door [9, 56] aangetoond dat voor druksterktes boven de 70 MPa de standaardafwijking niet langer constant is en de C.O.V. een betere aanduiding is voor de nauwkeurigheid waarmee men gewerkt heeft. In figuur 1.57 zijn de verschillende graden van controle uit ACI 214R-02 [121] weergegeven.

Overall variation					
Class of operation	Standard deviation for different control standards, MPa (psi)				
	Excellent	Very good	Good	Fair	Poor
General construction testing	Below 2.8 (below 400)	2.8 to 3.4 (400 to 500)	3.4 to 4.1 (500 to 600)	4.1 to 4.8 (600 to 700)	Above 4.8 (above 700)
Laboratory trial batches	Below 1.4 (below 200)	1.4 to 1.7 (200 to 250)	1.7 to 2.1 (250 to 300)	2.1 to 2.4 (300 to 350)	Above 2.4 (above 350)
Within-test variation					
Class of operation	Coefficient of variation for different control standards, %				
	Excellent	Very good	Good	Fair	Poor
Field control testing	Below 3.0	3.0 to 4.0	4.0 to 5.0	5.0 to 6.0	Above 6.0
Laboratory trial batches	Below 2.0	2.0 to 3.0	3.0 to 4.0	4.0 to 5.0	Above 5.0

^{*} $f'_c \leq 34.5$ MPa (5000 psi).

Overall variation					
Class of operation	Coefficient of variation for different control standards, %				
	Excellent	Very good	Good	Fair	Poor
General construction testing	Below 7.0	7.0 to 9.0	9.0 to 11.0	11.0 to 14.0	Above 14.0
Laboratory trial batches	Below 3.5	3.5 to 4.5	4.5 to 5.5	5.5 to 7.0	Above 7.0
Within-test variation					
Class of operation	Coefficient of variation for different control standards, %				
	Excellent	Very good	Good	Fair	Poor
Field control testing	Below 3.0	3.0 to 4.0	4.0 to 5.0	5.0 to 6.0	Above 6.0
Laboratory trial batches	Below 2.0	2.0 to 3.0	3.0 to 4.0	4.0 to 5.0	Above 5.0

^{*} $f'_c > 34.5$ MPa (5000 psi).

Figuur 1.57: Verschillende Graden van Controle volgens ACI 214R -02 [121]

1.6.4.5 Variatieanalyse van de Spreiding op Betondruksterkte

In [168] is een variantieanalyse voor de spreiding van de druksterkte uitgevoerd. Men heeft er in de wet van Feret de waarden $k_1 = 0,46$ en $k_2 = 0$ ingevoerd en vermenigvuldigd met een factor p die de proefspreiding in rekening brengt. De factor p is normaal verdeeld met als gemiddelde waarde 1 en de standaardafwijking σ_p .

$$f_c = 0,46 \cdot f_{cem} \cdot \left(\frac{W}{C}\right)^{-1} \cdot p \quad (1.101)$$

Als men op basis van deze formule de waarde van n drukproeven zou optellen, zou men de volgende gemiddelde druksterkte en standaardafwijking bekomen:

$$\mu_{fc} = f_{cm} = 0,46 \cdot \mu_{fcem} \cdot \mu_{W/C}^{-1} \quad (1.102)$$

$$\sigma_{fc} \approx \sqrt{(0,46 \cdot \mu_{W/C}^{-1} \cdot \sigma_{fcem})^2 + (0,46 \cdot \mu_{fcem} \cdot \mu_{W/C}^{-2} \cdot \sigma_{W/C})^2 + \sigma_p^2} \quad (1.103)$$

$$\delta_{fc} = \sqrt{\delta_{fcem}^2 + \delta_{W/C}^2 + \delta_p^2} \quad (1.104)$$

Als men de juiste numerieke waarden in deze vergelijkingen invult, bekomt men realistische waarden voor de totale standaardafwijking. Zo vindt men dat variaties in de W/C-factor verantwoordelijk zijn voor 50% van de spreiding en dat variaties in de cementsterkte verantwoordelijk zijn voor 10% van de totale variantie op de sterkte. De overige 40% is te wijten aan de proefspreiding. Volgens [154] stijgt de invloed van de fluctuaties in de cementsterkte bij hoge sterkte beton.

Indien men de standaardafwijking van de W/C-factor $\sigma_{W/C}$ constant houdt, maar het gemiddelde van de W/C-factor $\mu_{W/C}$ varieert, merkt men dat de variatiecoëfficiënt constant is, maar de totale standaardafwijking toeneemt, wat in tegenspraak is met de hierboven beschreven tendens. Als men als extra hypothese invoert dat:

- De standaardafwijking op de hoeveelheid water σ_W afneemt met de gemiddelde sterkte μ_{fc} volgens de vergelijking

$$\sigma_W = -0,05 \cdot \mu_{fc} + 4 \quad (1.105)$$

- De gemiddelde cementsterkte μ_{fcem} hoger is bij hogere betonsterktes μ_{fc}

bekomt men wel resultaten die met de realiteit overeenstemmen. Hieruit kan men besluiten dat een analytisch model enkel nut heeft als men extra hypothesen invoert voor de verschillende spreidingsfactoren. Gezien zulke hypothesen moeilijk te bekomen zijn, is het beter om zich te baseren op experimentele resultaten om uitspraken te doen over de spreiding van beton.

1.7 Proefstukken [76]

De bekomen proefstukken, zij het cilinders, kubussen of kernen hebben elk hun voor- en nadelen, die hierna besproken worden. Meestal is de keuze voor een bepaald proefstuk eerder per streek, dan naar gewoonte bepaald. Zo worden cilinders met diameter van 150 mm en hoogte van 300 mm onder andere in Australië, Nieuw-Zeeland, Canada, Frankrijk, Zuid-Korea, Japan, Turkije, Palestina en de Verenigde Staten gebruikt. Kubussen van 150 mm daarentegen worden vooral in het Verenigd Koninkrijk, Duitsland en andere Europese landen toegepast. In Noorwegen en andere Scandinavische landen worden de proefstukken zelfs door elkaar toegepast. Kubussen met een zijde van 100 mm worden in Iran en China toegepast. [84, 118, 144, 173, 184]

1.7.1 Cilinders [145]

1.7.1.1 Voordelen

- Cilinders met grote h/d , hebben een centrale zone waar de wrijving van de drukplaten niet inwerkt, waardoor er minder spreiding op de testresultaten is.
- De lagere spreiding op cilinders zorgt voor minder benodigde proefstukken. Deze lagere spreiding is te danken aan de kleinere invloed van de wrijving met de drukplaten, een kleinere invloed van het maximum kaliber van het granulaat en een uniformere spanningsverdeling dan bij kubussen.
- Cilinders worden getest volgens hun gietrichting.
- Goedkopere proefmachine (minder zwaar belasten).
- Minder invloed van de wrijving met de drukplaten.
- Met deze proefstukken kan ook de E- modulus en splijttreksterkte bepaald worden.

1.7.1.2 Nadelen

- Cilinders wegen meer dan 1,5 het gewicht van een kubus met dezelfde d .
- Bewerking van de eindvlakken is noodzakelijk en tijdrovend.

1.7.2 Kubussen

1.7.2.1 Voordelen

- Door het kantelen van de kubussen voor het drukken, moeten er geen vlakken bewerkt worden zoals bij cilinders.
- Kubussen zijn lichter en dus gemakkelijker manipuleerbaar.

- Kubussen vereisen minder beton.
- Kubussen vereisen minder plaats in de klimaatruimte.

1.7.2.2 Nadelen

- Door de multi-axiale spanningstoestand over de volledige hoogte van de kubus bij het drukken, heeft deze een grotere druksterkte dan cilinders en vereist dus drukpersen met een hogere capaciteit. Bovendien meet men op deze wijze niet de zuivere uniaxiale druksterkte van beton, maar een eigenschap die ook afhankelijk is van de coëfficiënt van Poisson.
- Door het kleinere volume dan cilinders zit er meer spreiding op de sterkte.
- Kubussen zijn gevoeliger aan de zeefkrommes van de granulaten, aan de vervormbaarheid van de drukplaten en aan de h/d-verhouding.
- Gesegregeerde kubussen die gekanteld worden, geven misleidende resultaten.
- De kubus heeft een grotere kans op zwakke plekken door de aanwezigheid van hoeken van 90° .

1.7.3 Geboorde Kernen [18, 36]

Het zagen van kubussen is zodanig omslachtig dat men praktisch altijd cilindervormige kernen uit de structuur boort. Hierbij moet men ervoor zorgen dat de kernen representatief zijn voor het element. Het is beter als de kernen geen wapening bevatten, maar indien het niet uit te sluiten is, is wapening dwars op de richting van belasten aanvaardbaar. De verhouding van de hoogte op de diameter van de kernen moet begrepen liggen tussen 1,0 en 2,0.

De druksterkte van kleinere kernen is onderhevig aan vele invloedsfactoren, waardoor de spreiding merkkelijk groter wordt en men merkkelijk meer proefstukken uit het betonnen element zal moeten boren dan bij grotere kernen. Bij het gebruik van kleine kernen zal men wel het betonnen element waaruit de kernen geboord worden minder beschadigen.

1.7.4 Dimensies Proefstukken [116]

1.7.4.1 Grote Proefstukken

- Minder spreiding.
- Minder invloed van de grote granulaten: 200 mm kubussen zijn best voor beton met grote granulaten.

1.7.4.2 Kleine Proefstukken [18, 177]

- Makkelijker manipuleerbaar.
- Kleinere kans op beschadigingen.
- Minder beton vereist.
- Goedkopere mallen.
- Minder capaciteit van de proefmachine vereist. Volgens [110] zal dit er soms voor zorgen dat men bij hogesterkte beton voor cilinders met een diameter van 100 mm kiest in plaats van 150 mm.
- Minder plaats in klimaatkamer vereist.
- Minder kans op wapeningsstaal in de kernen.

Malhorta [116] beweert echter dat kleine proefstukken net kwetsbaarder zijn en net meer mankracht zullen vereisen aangezien er meer cilinders moeten getest worden om dezelfde graad van precisie te behalen.

Hoofdstuk 2

Proefprogramma 1: Algemeen

In dit proefprogramma is aan de hand van 2 mengsels TVC en 10 mengsels SCC getracht om een algemeen geldig verband op te stellen voor de vormfactoren van kubussen, cilinders en boorkernen van verschillende afmetingen. Hierbij werd specifiek aandacht besteed aan de invloed van P, W/C, P/C en W/P op deze vormfactoren.

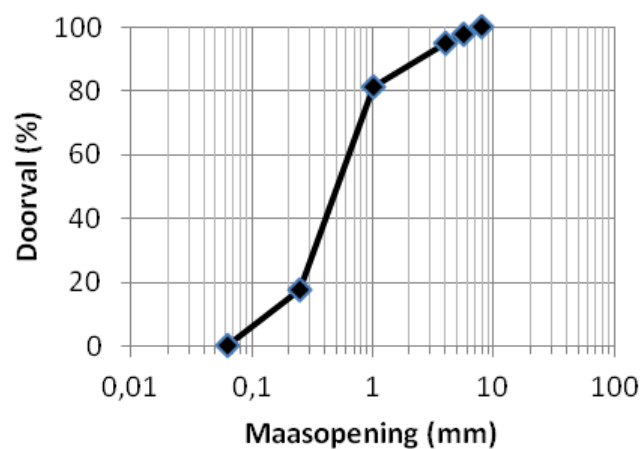
2.1 Testprocedure

2.1.1 Gebruikte Materialen

Voor de proeven hebben we elke betonsamenstelling gemaakt uit dezelfde materialen om zo invloeden ten gevolge van de verschillen in de gebruikte zandsort en dergelijke uit te sluiten.

2.1.1.1 Fijne Granulaat

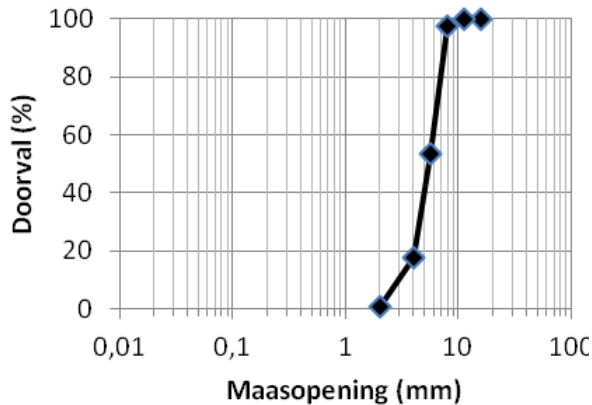
Het Rijnzand dat we bij onze proefnemingen hebben gebruikt, heeft een zeefkromme zoals weergegeven in de afbeelding 2.1.



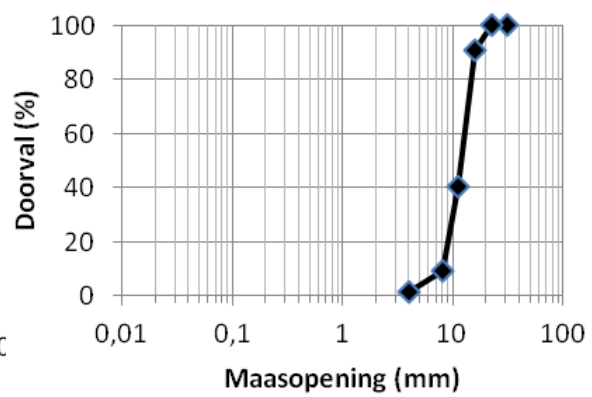
Figuur 2.1: Zeefkromme Rijnzand 0/5

2.1.1.2 Grove Granulaat

We hebben voor onze proeven gebruik gemaakt van grind 2/8 en grind 8/16. De zeefkromme van het grind 2/8 is weergegeven in afbeelding 2.2 en de zeefkromme van het grind 8/16 is weergegeven in afbeelding 2.3.



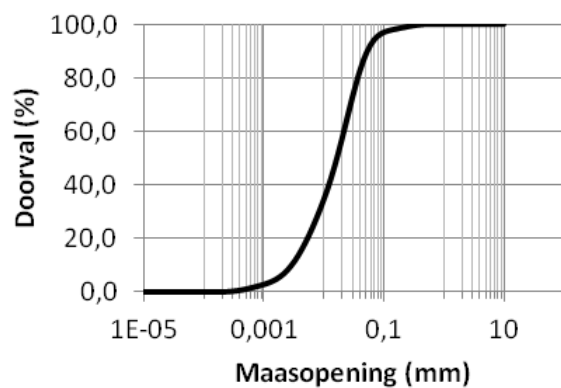
Figuur 2.2: Zeefkromme Rolgrind 2/8



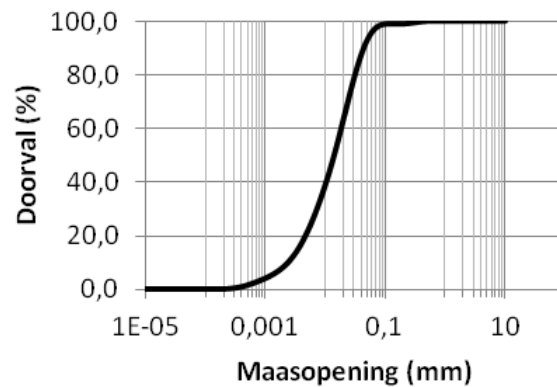
Figuur 2.3: Zeefkromme Rolgrind 8/16

2.1.1.3 Cement

Voor het traditionele beton hebben we één mengeling met CEM I 52,5 N en één met CEM III 42,5 N LA gemaakt. Bij de soorten zelfverdichtend beton hebben we steeds gewerkt met CEM I 52,5 N. De zeefkrommen op basis van een lazerdiffractie zijn hieronder weergegeven, die voor CEM I 52,5 N in grafiek 2.4 en deze voor CEM III 42,5 N LA in grafiek 2.5.



Figuur 2.4: Zeefkromme CEM I 52.5 N



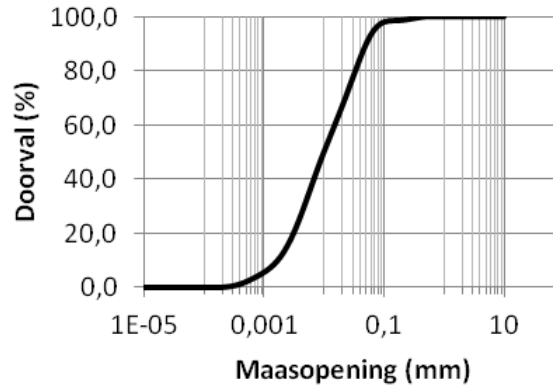
Figuur 2.5: Zeefkromme CEM III 42.5 N LA

2.1.1.4 Water

Het gebruikte water werd op een constante temperatuur van 20° C gehouden.

2.1.1.5 Filler

De zeefkromme van het kalksteenmeel van het type P2 Omya wordt gegeven in figuur 2.6:



Figuur 2.6: Zeefkromme Kalksteenmeel P2 Omya

2.1.2 Mengprocedure

1. De granulaten en het zand worden 15 seconden gemengd.
2. Vervolgens wordt de helft van het water in de mixer toegevoegd en wordt er gedurende 1 minuut gemengd.
3. Nu wordt het cement en de filler toegevoegd en wordt er 15 seconden gemengd.
4. De rest van het water wordt toegevoegd en er wordt 30 seconden gemengd.
5. Tenslotte wordt de superplast geleidelijk toegevoegd. Een eerste dosis wordt tijdens een mengtijd van 3 minuten toegevoegd. Vervolgens worden er dosissen van 10 cl superplast toegevoegd met telkens een mengtijd van 2 minuten, tot een mengsel bekomen wordt met een slump flow tussen de 600 en 750 mm en een V-funnel flow time tussen de 9 en 25 seconden.

2.1.3 Proefstukken

Uit de bekomen samenstellingen worden volgende proefstukken gegoten in ingeoliede mallen. Als referentieproefstuk kiezen we het cilindervormig proefstuk met een diameter van 150 mm en een hoogte van 300 mm. Van elke vorm worden telkens 6 proefstukken vervaardigd.

- Kubussen met zijdes:
 - 200 mm (oude Europese standaard)
 - 150 mm (huidige standaard in vele Europese landen)
 - 100 mm (huidige standaard in China)
- Gegoten cilinders met diameter x hoogte:
 - 150 x 300 mm (standaard voor sterkteberekening en in de meeste Angelsaksische landen)
 - 100 x 200 mm (Canadese standaard)
- Geboorde kernen met diameter x hoogte:
 - 100 x 200 mm (uit prisma 240 x 240 x 350 mm)
 - 80 x 80 mm (uit kubus 100 mm)
 - 50 x 100 mm (uit kubus 150 mm)
 - 50 x 50 mm (uit kubus 150 mm)

Dit gebeurt volgens de voorschriften van NBN EN 12390-1 [29] die de vorm, afmetingen en andere eisen voor proefstukken en mallen beschrijft.

Deze norm eist dat bij kubussen het verschil in ontwerpgrootte en nominale grootte maximaal 0.5% is voor de dimensie tussen de maloppervlakken. Voor het verschil in ontwerpgrootte en nominale grootte tussen maloppervlak en vrij oppervlak wordt maximaal 1% toegelaten. Tevens wordt geëist dat de vlakheid van de drukoppervlakken kleiner is dan 0.0006 maal de ribbe (mm). Tenslotte wordt de haaksheid van de oppervlakken beperkt tot 0.5 mm.

Analoge eisen gelden voor cilinders. Hier is de tolerantie op de ontwerpgrootte van de diameter beperkt tot 0.5%. De vlakheid van de eindoppervlakken wordt beperkt tot 0.0006 maal de diameter (mm). De tolerantie op de haaksheid van de eindoppervlakken tot het manteloppervlak is beperkt tot 0.5mm. De tolerantie op de hoogte tenslotte is beperkt tot 5%. De cilinders worden geëffend door beide eindoppervlakken te slijpen.

Na ontkisten worden de proefstukken onder water bewaard om een 100% relatieve vochtigheid te garanderen tot het beton zijn leeftijd van 28 dagen bereikt heeft.

2.1.4 Drukproef

Na 28 dagen worden de proefstukken aan een druktest onderworpen. Deze verlopen volgens de voorschriften van de norm NBN EN 12390-3 [30].

Er worden 2 types persen gehanteerd:

- Figuur 2.7: De drukpers van het merk MFL en type BPS 600V, die krachten van 60 tot 5850 kN kan meten, wordt omwille van zijn hogere capaciteit voor de grote proefstukken gebruikt. De initiële belasting bedraagt 25 kN bij deze pers en er wordt verder belast met een constante snelheid van 0.6 MPa/s.
- Figuur 2.8: De drukpers van het type AMSLER en type 20D 2.450.0101, die gekalibreerd is voor krachten tussen de 40 en de 200 kN, wordt voor zijn hogere nauwkeurigheid voor de kernen met diameter 50 mm gebruikt.



Figuur 2.7: Grote Pers: MFL BPS 600V



Figuur 2.8: Kleine Pers: AMSLER 20D
2.450.0101

De norm vereist dat zowel de drukplaten als de contactoppervlakken van het proefstuk proper en vrij van losse granulaten zijn. Het teveel aan water van de proefstukken moet ook altijd weggeveegd worden.

Kubussen dienen loodrecht op hun gietrichting gedrukt te worden.

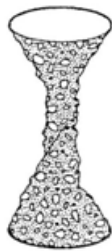
De proefstukken dienen gecentreerd te worden tegenover de onderste drukplaat met een nauwkeurigheid van 1% tegenover de ribbe van de kubus of de diameter van de cilinder.

De initiële belasting mag niet groter zijn dan ongeveer 30% van de bezwijkbelasting. Vervolgens wordt het proefstuk belast met een constante snelheid van 0.6 ± 0.2 MPa/s.

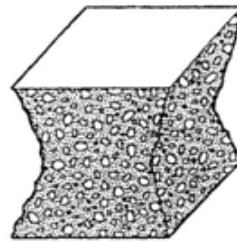
2.1.4.1 Bezwijkmechanismen [171]

Het bezwijken onder een uni- axiale drukproef gebeurt steeds volgens dezelfde breukpatronen. Tussen de drukplaten en de proefstukken is er een zeker wrijving waardoor op het boven en ondervlak de dwarse uitzetting verhinderd wordt en een driedimensionale spanningstoestand ontstaat.

Deze zones hebben de vorm van een piramide bij de kubussen en de vorm van een kegel bij de cilindervormige proefstukken. In deze zones wordt het beton in alle richtingen samengedrukt en zal het dus niet snel bezwijken. Aan de randen van de zones kan de afschuifsterkte van het beton echter overschreden worden, waardoor een breukpatroon kan ontstaan waarbij de twee opeengeplaatste piramides of kegels nog intact zijn, maar de rest van het beton volledig bezwiken is. Dit bezwijkpatroon wordt geïllustreerd op figuur 2.9 voor cilinders en op figuur 2.10 voor kubussen.

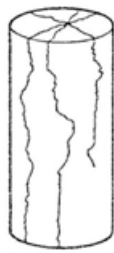


Figuur 2.9: Bezwijkmechanisme 1 Cilinder
[171]

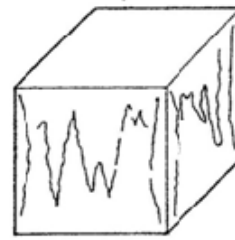


Figuur 2.10: Bezwijkmechanisme 1 Kubus
[171]

In het midden van de zijvlakken van een kubus en de mantel van een cilindervormig proefstuk wordt de dwarse uitzetting niet gehinderd en zal er bijgevolg trek ontstaan in de radiale richting. Als de radiale trek de treksterkte van het beton overschrijdt, zal een breukpatroon ontstaan waarbij men enkele scheuren in de zijvlakken van de kubus of de mantel van het cilindervormige proefstuk kan waarnemen. Deze scheuren zullen steeds in de richting van de opgelegde drukkracht lopen. Dit bezwijkpatroon wordt geïllustreerd op figuur 2.11 voor cilinders en op figuur 2.12 voor kubussen.

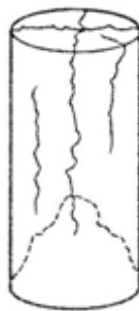


Figuur 2.11: Bezwijkmechanisme 2 Cilinder
[171]



Figuur 2.12: Bezwijkmechanisme 2 Kubus
[171]

Voor cilindervormige proefstukken bestaat er nog een derde breukpatroon waarbij één van de kegelvormige zones, waarin een driedimensionale spanningstoestand heerst de andere kapotdrukt. Als de verhouding van de hoogte op de diameter afneemt, wordt de kans op dit breukpatroon groter. Dit bezwijkmechanisme wordt geïllustreerd op figuur 2.13.



Figuur 2.13: Bezwijkmechanisme 3 Cilinder [171]

2.2 Betonsamenstellingen

In onze proefopstelling worden twee soorten traditioneel verdichtend beton (TVC) en tien soorten zelfverdichtend beton (SCC) gemaakt. De samenstelling van de verschillende mengelingen is in tabel 2.1 samengevat:

Bestandsdelen (Alles in kg/m^3)	TVC - 1	TVC - 2	SCC - 1	SCC - 2	SCC - 3	SCC - 4	SCC - 5	SCC - 6	SCC - 7	SCC - 8	SCC - 9	SCC - 10
CEM I 52,5 N	360	-	300	300	360	260	300	320	300	270	280	330
CEM III 42,5 N LA	-	360	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
Rijnzand 0/5	640	640	853	913	829	944	850	835	890	890	905	850
Rolgrind 2/8	462	462	263	281	255	290	262	257	274	274	278	262
Rolgrind 8/16	762	762	434	463	421	479	431	424	452	452	459	431
Kalksteenfiller	-	-	300	300	240	260	300	320	300	330	280	270
Water	165	165	165	135	198	143	180	176	150	148,5	154	181,5
Superplastificeerder (in $1/\text{m}^3$)	-	-	3,00	4,70	2,00	3,71	2,00	2,29	3,14	3,43	5,77	2,00

Tabel 2.1: Betonsamenstellingen

De eigenschappen van de mengelingen worden in tabel 2.2 en 2.3 weergegeven.

	SCC - 1	SCC - 2	SCC - 3	SCC - 4	SCC - 5	SCC - 6	SCC - 7	SCC - 8	SCC - 9	SCC - 10
W/C-factor	0,55	0,45	0,55	0,55	0,60	0,55	0,50	0,55	0,55	0,55
W/P-factor	0,275	0,225	0,330	0,275	0,300	0,275	0,250	0,248	0,275	0,303
C/P-factor	0,50	0,50	0,60	0,50	0,50	0,50	0,50	0,45	0,50	0,55
P (poedergehalte)	600	600	600	520	600	640	600	600	560	600

Tabel 2.2: W/C, W/P, C/P en P Betonmengelingen

	TVC - 1	TVC - 2	SCC - 1	SCC - 2	SCC - 3	SCC - 4	SCC - 5	SCC - 6	SCC - 7	SCC - 8	SCC - 9	SCC - 10
Luchtgehalte (%)	2,2	2,5	2,4	2,1	1,9	1,3	2,2	2,1	2,9	2,1	2,4	2,3
Densiteit (kg/m ³)	2384	2375	2376	2425	2481	2419	2369	2369	2400	2419	2375	2350
Slump (mm)	45	35										
Schokmaat (mm)	416	457	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
Slump Flow (mm)	-	-	721	700	708	755	570	608	675	758	733	660
V-funnel Flow Time (s)	-	-	11,6	36,2	6,2	15,1	8,5	9,8	20,7	19,9	8,9	7,3
L-box PR (-)	-	-	0,83	0,99	0,96	0,97	0,46	0,52	0,53	0,93	0,90	0,72
Sieve Stability SI (%)	-	-	7,32	1,62	8,45	4,58	2,29	4,04	0,43	5,09	3,49	8,67
Druksterkte $f_{c150 \times 300}$ (MPa)	55,7	53,5	56,7	71,2	49,4	57,2	48,6	54,4	62,1	62,6	58,2	49,8

Tabel 2.3: Luchtgehalte, Densiteit, Slump, Schokmaat, Slump Flow, V-funnel Flow Time, L-box PR, Sieve Stability SI en Druksterkte $f_{c150 \times 300}$ Betonmengelingen

Tabel 2.4 bevat het gemiddelde van de druksterktes voor proefstukken van dezelfde vorm per mengeling.

Druksterkte	TVC - 1	TVC - 2	SCC - 1	SCC - 2	SCC - 3	SCC - 4	SCC - 5	SCC - 6	SCC - 7	SCC - 8	SCC - 9	SCC - 10
Cilinder 150 x 300 f_c (MPa)	55,7	53,5	56,7	71,2	49,4	57,2	48,6	54,4	62,1	62,6	58,2	49,8
Cilinder 100 x 200 $f_{c100x200}$ (MPa)	52,8	57,2	57,1	72,1	54,5	61,8	56,2	56,6	65,3	65,1	63,7	55,8
Kubus 200 $f_{ccub200}$ (MPa)	58,8	61,7	63,2	76,8	52,7	62,5	51,3	56,5	63,0	65,6	58,8	52,3
Kubus 150 $f_{ccub150}$ (MPa)	60,2	60,2	61,3	75,4	56,3	68,2	52,8	58,6	68,0	71,0	65,4	56,9
Kubus 100 $f_{ccub100}$ (MPa)	58,9	63,0	65,4	78,7	59,2	69,2	55,6	63,4	72,0	73,0	70,1	60,9
Geboorde kern 100x200 $f_{ckern100x200}$ (MPa)	51,3	53,4	57,0	68,2	48,4	59,4	48,4	55,2	60,7	61,7	58,5	49,9
Geboorde kern 80x80 $f_{ckern80x80}$ (MPa)	47,3	58,8	61,6	74,0	33,2	35,9	31,9	42,4	37,7	39,8	44,5	30,3
Geboorde kern 50x100 $f_{ckern50x100}$ (MPa)	46,9	46,8	53,6	61,9	38,7	40,0	47,4	55,3	46,7	43,7	32,7	30,1
Geboorde kern 50x50 $f_{ckern50x50}$ (MPa)	54,2	47,1	55,9	64,1	46,5	49,0	39,5	46,2	38,4	51,1	36,7	31,8

Tabel 2.4: Druksterkte Proefstukken Betonmengelingen

2.3 Gebruikte Statistische Regressiemethode

Om de empirische constanten van de in deze thesis opgestelde modellen te schatten en hun standaardafwijking te berekenen, zal een statistische regressiemethode moeten worden toegepast. Op basis van de standaardafwijkingen van de empirische constanten zal het dan ook mogelijk zijn om de foutenmarge op de met de regressiemethode bekomen formule te achterhalen en verschillende formules met elkaar te vergelijken.

In deze thesis wordt gebruikt gemaakt van een programma opgesteld door dr. ir. R. Caspele in het kader van zijn doctoraat [44]. Het programma maakt gebruik van Bayesiaanse updatingstechnieken om de a posteriori distributies op te stellen van regressieparameters van niet-lineaire modellen op basis van experimentele data. Voor de eenvoud worden deze a priori en posterior distributies hier steeds normaal verdeeld ondersteld en wordt ervan uitgegaan dat de verschillende residuen geen autocorrelatie vertonen.

Het in het programma ingevoerde model zal steeds de volgende vorm hebben, waarin $\tilde{y}$ de responsie is, $M(\cdot)$ het onderstelde model met R regressieparameters β_r is, $\tilde{x}$ de ingevoerde variabelen zijn en ϵ een normaal verdeeld onderstelde foutterm is.

$$\tilde{y} = M(\tilde{x}) + \epsilon \quad (2.1)$$

Doordat de responsie $\tilde{y}$ en de ingevoerde variabelen $\tilde{x}$ afkomstig zijn van experimentele data, zijn deze niet exact gekend, maar onderhevig aan meetonzekerheden en 'inherente' statistische onzekerheden. De grootte van de foutterm en zijn standaardafwijking geven een idee van de fout op het model. Omdat er op de druksterkte van beton altijd een zekere spreiding zit, zal de foutterm en zijn standaardafwijking echter nooit gelijk aan nul zijn.

Het programma berekent op basis van de ingevoerde priordistributie $f'_B(\sigma_\epsilon \beta_1 \dots \beta_R)$ en rekening houdend met de experimentele data, een Bayesiaans geüpdate a posteriori distributie $f''_B(\sigma_\epsilon \beta_1 \dots \beta_R)$ van de betreffende parameters door gebruik te maken van zogenaamde Markov Chain Monte Carlo simulaties. De lengte van de Markovketen en de grootte van de schaalparameter worden hierbij zodanig gekozen dat enerzijds over een relevant domein van de regressieparameters wordt gesampled en anderzijds de convergentiesnelheid redelijk blijft. De lengte van de transiënte berekeningsperiode (burn-in period, en.) wordt steeds 10% van het totale aantal iteraties ondersteld en achteraf grafisch gecontroleerd. Bij sommige simulaties was het nodig de transitieperiode aan te passen na grafische controle.

2.4 Bespreking Resultaten

Vooraleer zelf een model voor de vormfactoren van zelfverdichtend beton op te stellen, wordt eerst gecontroleerd in hoeverre de in de literatuur teruggevonden modellen overeenkomen met deze berekend uit de uitgevoerde drukproeven. Op basis van de resultaten daarvan zal gezocht worden welk model de beste overeenkomst heeft met de experimentele resultaten van het zelfverdichtend beton.

2.4.1 Experimentele Omzettingsfactoren

Om een eerste beeld te krijgen van grootteorde van de omzettingsfactoren, wordt tabel 2.5 opgesteld met de verhoudingen van de gemiddelde druksterkte gegeven.

	SCC - 1	SCC - 2	SCC - 3	SCC - 4	SCC - 5	SCC - 6	SCC - 7	SCC - 8	SCC - 9	SCC - 10
$f_c \backslash f_c$ 100x200	0,993	0,988	0,906	0,926	0,865	0,961	0,951	0,962	0,914	0,892
$f_c \backslash f_c$ cub 200	0,897	0,927	0,937	0,915	0,947	0,963	0,986	0,954	0,990	0,952
$f_c \backslash f_c$ cub 150	0,925	0,944	0,877	0,839	0,920	0,928	0,913	0,882	0,890	0,875
$f_c \backslash f_c$ cub 100	0,867	0,905	0,834	0,827	0,874	0,858	0,863	0,858	0,830	0,818
$f_c \backslash f_c$ kern 100x200	0,995	1,044	1,021	0,963	1,004	0,986	1,023	1,015	0,995	0,998
$f_c \backslash f_c$ kern 80x80	0,920	0,962	1,488	1,593	1,524	1,283	1,647	1,573	1,308	1,644
$f_c \backslash f_c$ kern 50x100	1,058	1,150	1,276	1,430	1,025	0,984	1,330	1,432	1,780	1,654
$f_c \backslash f_c$ kern 50x50	1,014	1,111	1,062	1,167	1,230	1,177	1,617	1,225	1,586	1,566

Tabel 2.5: Verhoudingen Gemiddelde Druksterkte

De omzettingsfactoren hebben de volgende standaardafwijking:

$$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}} = \sqrt{\frac{\sigma_{f_c}^2}{f_{cx}^2} + \sigma_{f_{cx}}^2} \cdot \left(\frac{f_c}{f_{cx}} \right)^2 \quad (2.2)$$

	SCC - 1	SCC - 2	SCC - 3	SCC - 4	SCC - 5	SCC - 6	SCC - 7	SCC - 8	SCC - 9	SCC - 10
$\sigma_{f_c \setminus f_c \text{ } 100 \times 200}$	0,023	0,033	0,035	0,041	0,032	0,054	0,052	0,056	0,032	0,023
$\sigma_{f_c \setminus f_c \text{ } cub \text{ } 200}$	0,020	0,029	0,036	0,044	0,030	0,037	0,045	0,029	0,043	0,025
$\sigma_{f_c \setminus f_c \text{ } cub \text{ } 150}$	0,024	0,025	0,023	0,022	0,037	0,039	0,061	0,034	0,039	0,032
$\sigma_{f_c \setminus f_c \text{ } cub \text{ } 100}$	0,027	0,032	0,028	0,046	0,032	0,038	0,029	0,025	0,036	0,019
$\sigma_{f_c \setminus f_c \text{ } kern \text{ } 100 \times 200}$	0,021	0,030	0,063	0,020	0,028	0,040	0,043	0,029	0,034	0,030
$\sigma_{f_c \setminus f_c \text{ } kern \text{ } 80 \times 80}$	0,033	0,045	0,389	0,446	0,440	0,179	0,352	0,356	0,250	0,808
$\sigma_{f_c \setminus f_c \text{ } kern \text{ } 50 \times 100}$	0,067	0,115	0,070	0,181	0,100	0,053	0,262	0,260	0,315	0,254
$\sigma_{f_c \setminus f_c \text{ } kern \text{ } 50 \times 50}$	0,084	0,175	0,126	0,176	0,087	0,130	0,393	0,352	0,187	0,132

Tabel 2.6: Standaardafwijking Omzettingsfactoren

Afhankelijk van de betonmengeling variëren de vormfactoren sterk, zoals in tabel 2.7 geïllustreerd voor het minimum, maximum, gemiddelde en standaardafwijking van alle mengelingen.

$$\sigma\left(\frac{f_c}{f_{cx}}\right)_m = \sqrt{\frac{1}{10} \cdot \sum_{i=1}^{10} \sigma^2\left(\frac{f_c}{f_{cx}}\right)_i} \quad (2.3)$$

	Minimum	Gemiddelde	Maximum	Standaardafwijking
$f_c \setminus f_c \text{ } 100 \times 200$	0,865	0,936	0,993	0,040
$f_c \setminus f_c \text{ } cub \text{ } 200$	0,897	0,947	0,990	0,035
$f_c \setminus f_c \text{ } cub \text{ } 150$	0,839	0,899	0,944	0,035
$f_c \setminus f_c \text{ } cub \text{ } 100$	0,818	0,853	0,905	0,032
$f_c \setminus f_c \text{ } kern \text{ } 100 \times 200$	0,963	1,004	1,044	0,036
$f_c \setminus f_c \text{ } kern \text{ } 80 \times 80$	0,920	1,394	1,647	0,393
$f_c \setminus f_c \text{ } kern \text{ } 50 \times 100$	0,984	1,312	1,780	0,192
$f_c \setminus f_c \text{ } kern \text{ } 50 \times 50$	1,014	1,276	1,617	0,210

Tabel 2.7: Minimum, Gemiddelde en Maximum Vormfactor

Wanneer de intervallen berekend worden waarin 90% van de vormfactoren liggen volgens ISO 3207 [99], dan bekomen we de volgende waarden:

$$\left(\frac{f_c}{f_{cx}}\right)_{min} = \bar{x} - 2,84 \cdot s \quad (2.4)$$

$$\left(\frac{f_c}{f_{cx}}\right)_{max} = \bar{x} + 2,84 \cdot s \quad (2.5)$$

Met

$$s = \sqrt{\frac{\sum (x_i - \bar{x})^2}{n - 1}} \quad (2.6)$$

Vormfactor	$\bar{x}$	s	$\left(\frac{f_c}{f_{cx}}\right)_{min}$	$\left(\frac{f_c}{f_{cx}}\right)_{max}$
$f_c \setminus f_c$ 100x200	0,936	0,042	0,816	1,055
$f_c \setminus f_c$ cub 200	0,947	0,029	0,864	1,030
$f_c \setminus f_c$ cub 150	0,899	0,032	0,808	0,990
$f_c \setminus f_c$ cub 100	0,853	0,026	0,778	0,928
$f_c \setminus f_c$ kern 100x200	1,004	0,023	0,940	1,068
$f_c \setminus f_c$ kern 80x80	1,394	0,270	0,628	2,160
$f_c \setminus f_c$ kern 50x100	1,312	0,268	0,551	2,073
$f_c \setminus f_c$ kern 50x50	1,276	0,227	0,630	1,921

Tabel 2.8: 90% Intervallen van Vormfactoren volgens ISO 3207 [99]

Zeker voor de geboorde kernen bestaat er dus een grote onzekerheid op de experimenteel bekomen omzettingsfactoren.

2.4.2 Vormfactoren voor Gemiddelde of Karakteristieke Druksterkte

In sommige normen worden omzettingsfactoren voor de gemiddelde druksterkte gebruikt en in andere voor de karakteristieke druksterkte. Het gebruik van omzettingsfactoren voor de karakteristieke druksterkte heeft als voordeel dat de spreiding van de drukproeven direct in het resultaat vervat zit. Het grote nadeel van de omzettingsfactoren voor de karakteristieke druksterkte is echter dat de onzekerheid op de omzettingsfactoren enorm groot wordt. Hieronder wordt beschreven wat de consequenties zijn van de keuze tussen omzettingsfactoren voor de gemiddelde druksterkte of voor de karakteristieke druksterkte.

2.4.2.1 Traditioneel Verdicht Beton

De druksterkte op cilinders met een diameter van 150 mm en hoogte van 300 mm van een traditioneel beton met een gemiddelde druksterkte $f_{cm} = 50 \text{ MPa}$ en waarbij een goede graad van controle is toegepast, heeft volgens de Amerikaanse norm ACI 214R-02 [121] typisch een proefspreadig met een C.O.V. van 3,0%, wat overeenkomt met een standaardafwijking $\sigma = 2,25 \text{ MPa}$.

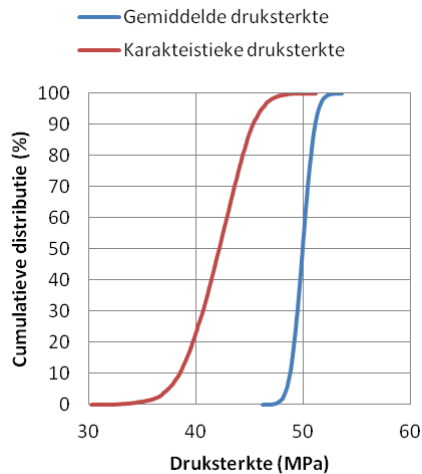
De echte karakteristieke druksterkte is dan gelijk aan:

$$f_{ck} = f_{cm} - 1,645 \cdot \sigma = 45,9 \text{ MPa} \quad (2.7)$$

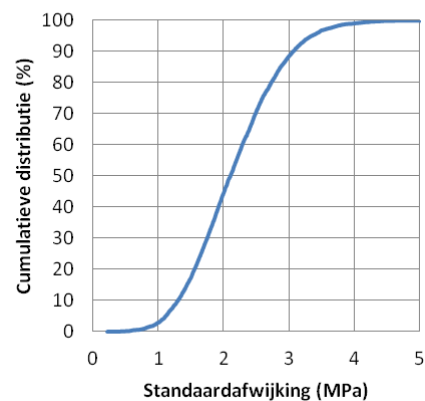
Om het effect van het aantal proefstukken te simuleren, voeren we een Monte Carlo Simulatie met 5000 simulaties uit, waarbij men de gemiddelde en karakteristieke druksterkte bepaalt op basis van 6 proefstukken. Hierbij gaan we ervan uit dat de druksterkte normaal verdeeld is $N(50 \text{ MPa}; 2,25 \text{ MPa})$. De karakteristieke waarde van de 6 proefstukken wordt hierbij steeds bepaald op basis van de internationale norm ISO 3207 [99], waarbij 95% zekerheid gehanteerd wordt.

$$f_{ck} = \bar{x} - 3,71 \cdot s \quad (2.8)$$

De grafieken 2.14 en 2.15 vatten de resultaten van de simulatie samen.



Figuur 2.14: Monte Carlo Simulaties TVC
Gemiddelde en Karakteristieke
Druksterkte 6 Proefstukken



Figuur 2.15: Monte Carlo Simulaties TVC
Standaardafwijking 6 Proef-
stukken

Karakteristiek	5% Fractiel	Gemiddelde	95% Fractiel
Gemiddelde druksterkte f_{cm}	48,47 MPa	49,99 MPa	51,50 MPa
Karakteristieke druksterkte f_{ck}	37,36 MPa	42,15 MPa	46,12 MPa
Standaardafwijking σ	1,12 MPa	2,11 MPa	3,35 MPa

Tabel 2.9: 5% Fractiel, Gemiddelde en 95% Fractiel van MC Simulatie TVC

Het valt op dat de gemiddelde druksterkte met een veel hogere nauwkeurigheid kan bepaald worden dan de karakteristieke druksterkte op basis van zes proefstukken. Het feit dat de berekende karakteristieke waarde op basis van 6 proefstukken merklijk kleiner is dan de werkelijke karakteristieke waarde is te wijten aan de onzekerheid die bestaat over de standaardafwijking van de druksterkte indien men zich slechts op 6 proefstukken baseert. Hierdoor zouden de vormfactoren op basis van de karakteristieke druksterkte dan ook een veel grotere spreiding kennen dan deze op basis van de gemiddelde druksterkte.

De berekende gemiddelde druksterkte heeft een normale verdeling, maar de berekende standaardafwijking en de berekende karakteristieke druksterkte volgen de normale verdeling niet. Als men deze toch benadert met een normale verdeling zal men tussen de 5% en de 95% fractiel tot respectievelijk 0,0048 MPa en 0,0785 MPa afwijking hebben op de standaardafwijking en de karakteristieke druksterkte, wat merklijk kleiner is dan de onzekerheid die erop zit.

2.4.2.2 Zelfverdichtend Beton

In deze paragraaf wordt aan de hand van een soortgelijke Monte Carlo simulatie met 5000 simulaties onderzocht wat het effect van de keuze tussen de gemiddelde en karakteristieke druksterkte is, op de zo bekomen vormfactoren voor zelfverdichtend beton. Aangezien er nog geen normen bestaan over de standaardafwijkingen of vormfactoren van zelfverdichtend beton, zullen de simulaties uitgevoerd worden op basis van de gegevens uit tabel 2.10, waarin de in de experimenten bekomen gemiddelde vormfactoren en standaardafwijkingen, voor elk proefstuk is samengevat.

De onzekerheid over de aangenomen standaardafwijkingen blijft echter groot. Zoals hierboven reeds is aangetoond is het namelijk onmogelijk om een goede schatting van de standaardafwijking te bekomen op basis van slechts zes proefstukken, zelfs indien men het gemiddelde neemt van 10 betonsoorten. Eén van de gevolgen van deze onzekerheden is dat de aangenomen waarde voor de standaardafwijking van boorkernen met een diameter van 100 mm en een hoogte van 200 mm kleiner is dan deze voor de gegoten proefstukken met dezelfde vorm.

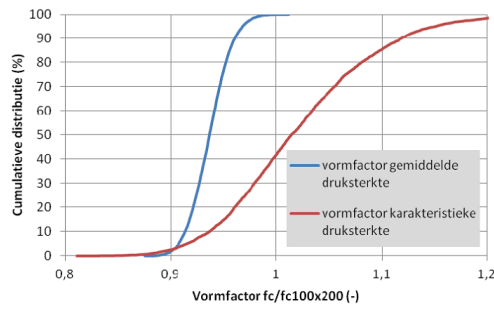
Proefstuk	Aangenomen vormfactor $\frac{f_c}{f_{cx}}$	Gemiddelde druksterkte (MPa)	Aangenomen standaardafwijking (MPa)
Cilinder 150x300 mm	1	50,0	1,1
Cilinder 100x200 mm	0,936	53,4	2,3
Kubus 200 mm	0,947	52,8	1,9
Kubus 150 mm	0,899	55,6	2,2
Kubus 100 mm	0,853	58,6	2,1
Boorkern 100x200 mm	1,004	49,8	1,6
Boorkern 80x80 mm	1,394	35,9	8,6
Boorkern 50x100 mm	1,312	38,1	5,6
Boorkern 50x50 mm	1,276	39,2	7,4

Tabel 2.10: Aangenomen Vormfactor, Gemiddelde Druksterkte en Aangenomen Standaardafwijking SCC

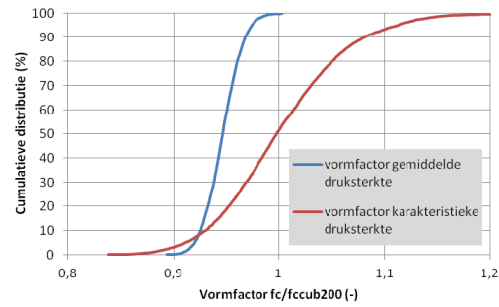
Voor elk proefstuk worden 2000 simulaties uitgevoerd om de vormfactoren voor de gemiddelde en karakteristieke druksterkte te berekenen op basis van zes proefstukken. De druksterkte van elk proefstuk wordt hierbij normaal verdeeld ondersteld. De tabel 2.11 en grafieken 2.16, 2.17, 2.18, 2.19, 2.20, 2.21, 2.22 en 2.23 vatten de resultaten samen.

Proefstuk	Gemiddelde Vormfactor Gemiddelde Druksterktes $f_c \setminus f_{cx}$	Standaardafwijking Vormfactor Gemiddelde Druksterktes	Gemiddelde Vormfactor Karakteris- tieke Druksterktes $f_{ck} \setminus f_{ckx}$	Standaardafwijking vormfactor karakteristieke druksterktes
Cilinder 100x200 mm	0,937	0,019	1,023	0,071
Kubus 200 mm	0,947	0,016	1,003	0,059
Kubus 150 mm	0,899	0,017	0,967	0,061
Kubus 100 mm	0,853	0,014	0,903	0,053
Boorkern 100x200 mm	1,004	0,016	1,045	0,057
Boorkern 80x80 mm	1,404	0,142	22,679	1385,098
Boorkern 50x100 mm	1,316	0,081	3,433	39,97
Boorkern 50x50 mm	1,285	0,101	5,946	116,088

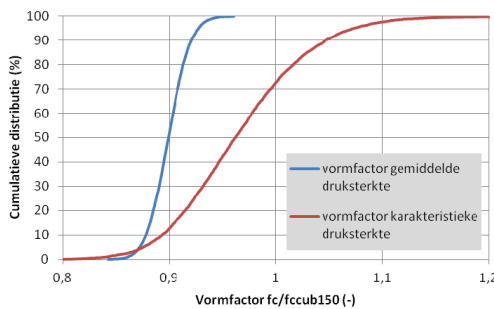
Tabel 2.11: Standaardafwijkingen en Gemiddelde Vormfactoren Karakteristieke en Gemiddelde Druksterkte



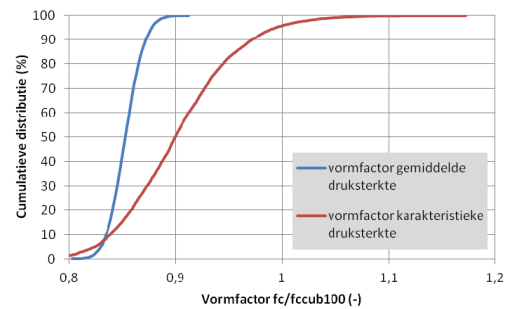
Figuur 2.16: Monte Carlo Simulaties SCC
Vormfactor $\frac{f_c}{f_{c\ 100 \times 200}}$ Gemiddelde en Karakteristieke Druksterkte



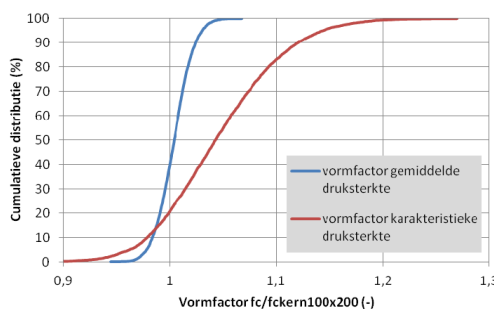
Figuur 2.17: Monte Carlo Simulaties SCC
Vormfactor $\frac{f_c}{f_{c\ cub\ 200}}$ Gemiddelde en Karakteristieke Druksterkte



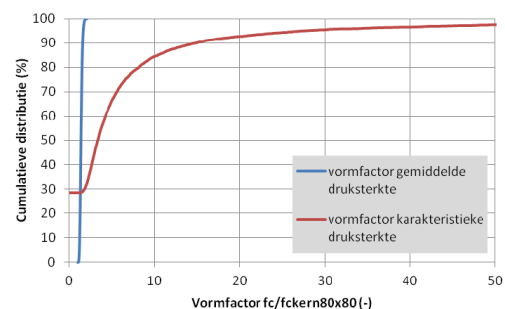
Figuur 2.18: Monte Carlo Simulaties SCC
Vormfactor $\frac{f_c}{f_{c\ cub\ 150}}$ Gemiddelde en Karakteristieke Druksterkte



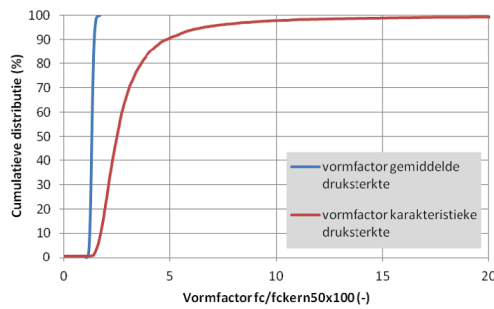
Figuur 2.19: Monte Carlo Simulaties SCC
Vormfactor $\frac{f_c}{f_{c\ cub\ 100}}$ Gemiddelde en Karakteristieke Druksterkte



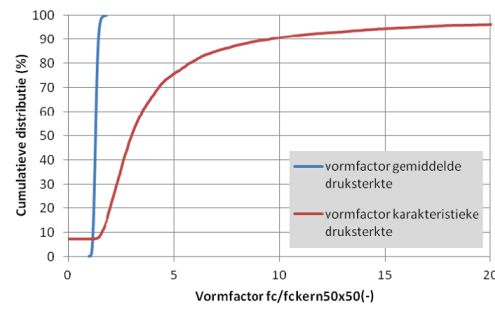
Figuur 2.20: Monte Carlo Simulaties SCC
Vormfactor $\frac{f_c}{f_{c\ kern\ 100 \times 200}}$ Gemiddelde en Karakteristieke Druksterkte



Figuur 2.21: Monte Carlo Simulaties SCC
Vormfactor $\frac{f_c}{f_{c\ kern\ 80 \times 80}}$ Gemiddelde en Karakteristieke Druksterkte



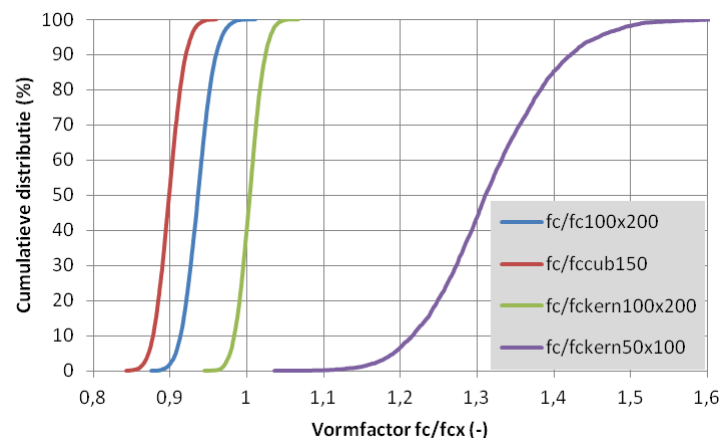
Figuur 2.22: Monte Carlo Simulaties SCC
Vormfactor $\frac{f_c}{f_{c \text{ kern } 50 \times 100}}$ Ge-
middelde en Karakteristieke
Druksterkte



Figuur 2.23: Monte Carlo Simulaties SCC
Vormfactor $\frac{f_c}{f_{c \text{ kern } 50 \times 50}}$ Ge-
middelde en Karakteristieke
Druksterkte

Uit de grafieken blijkt dat de omzettingfactor voor de karakteristieke druksterkte een veel grotere spreiding kent dan deze voor de gemiddelde druksterkte en deze laatste dus beter vermeden kan worden. Zeker voor de boorkernen met een diameter 80 mm of kleiner is de spreiding op de vormfactor op basis van de karakteristieke druksterkte enorm. Doordat de standaardafwijking op basis van zes proefstukken soms enorm groot was, werd de karakteristieke druksterkte soms zeer klein of zelfs negatief, wat nogal vreemde vormen van de cumulatieve distributie van de vormfactor $\frac{f_{ck}}{f_{ckx}}$ oplevert.

Als we de vormfactor voor de gemiddelde druksterkte voor cilinders 100x200 mm, kubussen 150 mm, boorkernen 100x200 mm en boorkernen 50x100 mm met elkaar vergelijken, zoals in figuur 2.24, zien we dat de standaardafwijking van de proefstukken een grote invloed heeft op de nauwkeurigheid waarmee de vormfactoren op basis van 6 proefstukken kunnen bepaald worden.



Figuur 2.24: Monte Carlo Simulaties SCC Vormfactoren Gemiddelde Druksterkte

Hoofdstuk 3

Proefprogramma 2: Controle van de Modellen voor Traditioneel Verdicht Beton

3.1 Formule NBN B15-220 (1970) [28] zonder Geboorde Kernen

De formule uit NBN B15 -220 (1970) [28] heeft een kubus met ribbe 200 mm als referentie. In de formule is A de doorsnede (in mm^2) en h de hoogte (in mm) van het proefstuk.

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 200}} = 0,65 + \frac{0,7}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}} \quad (3.1)$$

Of algemener:

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 200}} = C_1 + \frac{C_2}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{C_3}} \quad (3.2)$$

Aangezien de vormfactor om de druksterkte een kubus met zijde 200 mm naar zichzelf om te zetten gelijk moet zijn aan 1, kunnen we een verband zoeken tussen de drie constanten:

$$1 = C_1 + \frac{C_2}{(1 + 1) \cdot 1^{C_3}} \quad (3.3)$$

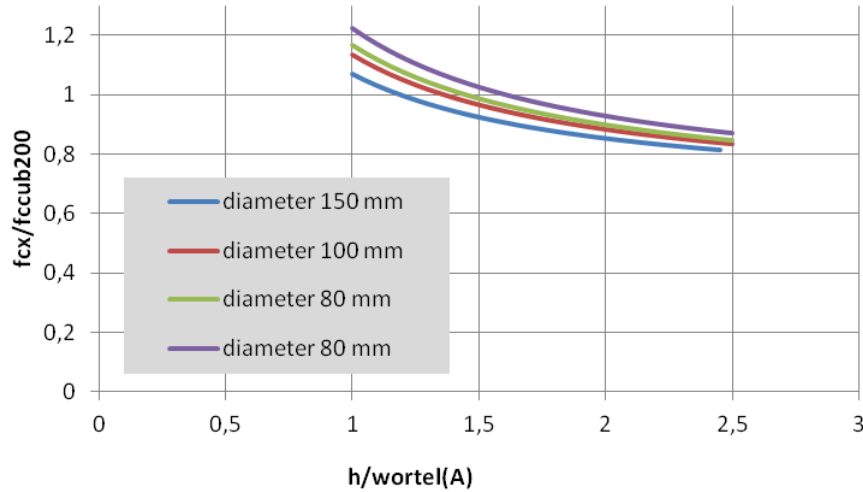
$$C_1 + \frac{C_2}{2} = 1 \quad (3.4)$$

$$C_2 = 2 \cdot (1 - C_1) \quad (3.5)$$

Aangezien in deze thesis enkel met proefstukken met de verhouding $h/d = 1,0$ en $h/d = 2,0$ gewerkt werd, is voorzichtigheid op zijn plaats betreffende algemene conclusies in verband met de invloed van de slankheid op de proefstukken. In de formule is de exponent C_3 de

enige empirisch bepaalde constante die de invloed van de verhouding $\frac{h}{\sqrt{A}}$ in rekening brengt. Deze constante zal dan ook onveranderd gelaten worden.

Grafiek 3.1 illustreert de invloed van de slankheid $\frac{h}{\sqrt{A}}$ op de vormfactor.



Figuur 3.1: Invloed Slankheid op Vormfactor

Hierdoor wordt de formule gelijk aan:

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 200}} = C_1 + \frac{2 \cdot (1 - C_1)}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}} \quad (3.6)$$

In de norm staat dat de schommelingen op de vormfactor binnen de $\pm 0,10$ gelegen zijn. Als ondersteld wordt dat 95% van de experimenteel bepaalde omzettingfactoren binnen deze grenzen liggen, komt dat erop neer dat:

$$\sigma_{\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 200}}} = \frac{0,10}{1,96} = 0,0510 \quad (3.7)$$

Om de standaardafwijkingen van de drie constanten te berekenen, wordt eerst hun relatie tot de standaardafwijking van de omzettingfactor bepaald aan de hand van de Taylorontwikkeling van formule 3.6 rond μ_{C_1} en μ_{C_3} [170]. Hierbij wordt ondersteld dat C_1 en C_3 stochastisch onafhankelijk van elkaar zijn en dat de dimensies van het proefstuk geen standaardafwijking bezitten. Aangezien de constante $C_3 = 1,05$ in de originele formule ook experimenteel bepaald is, zal ook deze een gemiddelde en standaardafwijking bezitten.

$$\begin{aligned} VAR \left[\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 200}} \right] &= VAR[C_1] \cdot \left(1 - \frac{2}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{\mu_{C_3}}} \right)^2 + \\ &VAR[C_3] \cdot \left(\frac{2 \cdot (1 - \mu_{C_1}) \cdot \ln \left(\frac{h}{\sqrt{A}} \right)}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{\mu_{C_3}}} \right)^2 \end{aligned} \quad (3.8)$$

$$\sigma^2_{\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 200}}} = \sigma_{C_1}^2 \cdot \left(1 - \frac{2}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{\mu_{C3}}} \right)^2 + \sigma_{C_3}^2 \cdot \left(\frac{2 \cdot (1 - \mu_{C1}) \cdot \ln\left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{\mu_{C3}}} \right)^2 \quad (3.9)$$

Wanneer ondersteld wordt dat de C.O.V. van de constanten C_1 en C_3 hetzelfde is ($\delta_{C1} = \delta_{C3} = \delta$), wordt dit:

$$\sigma^2_{\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 200}}} = \mu_{C_1}^2 \cdot \delta^2 \cdot \left(1 - \frac{2}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{\mu_{C3}}} \right)^2 + \mu_{C_3}^2 \cdot \delta^2 \cdot \left(\frac{2 \cdot (1 - \mu_{C1}) \cdot \ln\left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{\mu_{C3}}} \right)^2 \quad (3.10)$$

$$\delta = \sqrt{\frac{\sigma^2_{\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 200}}}}{\mu_{C_1}^2 \cdot \left(1 - \frac{2}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{\mu_{C3}}} \right)^2 + \mu_{C_3}^2 \cdot \left(\frac{2 \cdot (1 - \mu_{C1}) \cdot \ln\left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{\mu_{C3}}} \right)^2}} \quad (3.11)$$

Aangezien het verband tussen de C.O.V. van de constanten en de standaardafwijking van de vormfactor mede afhankelijk is van de afmetingen van het beschouwde proefstuk, wordt deze voor alle door ons gebruikte proefstukken berekend:

Proefstuk	Vormfactor	δ
Kubus 200 mm	1	0,0341
Kubus 150 mm	1,05	0,0318
Kubus 100 mm	1,117	0,0293
Cilinder 150x300 mm	0,829	0,0463
Cilinder 100x200 mm	0,856	0,0439
	Gemiddelde	0,0371

Tabel 3.1: C.O.V. Proefstukken TVC NBN B15-220 zonder Kernen

Het gemiddelde hiervan is $\delta = 0,0371$.

Hieruit volgt:

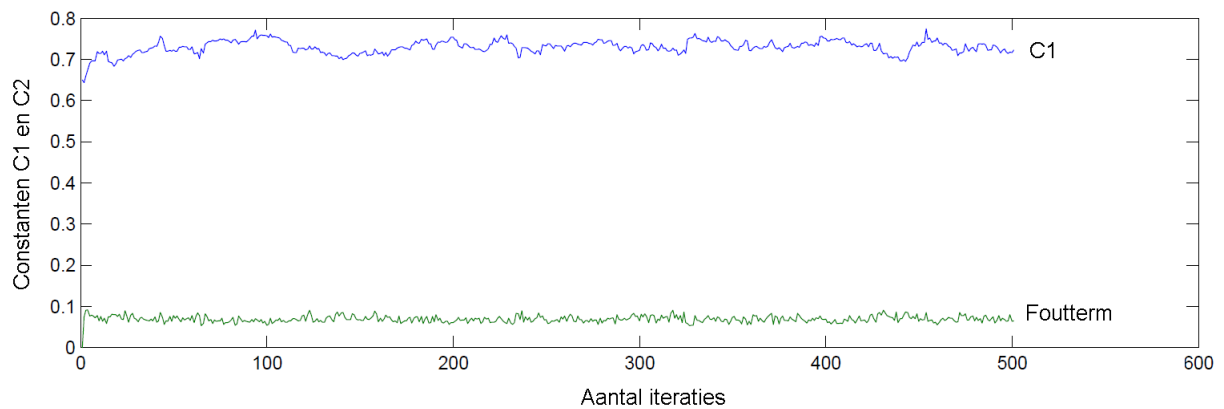
Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C_1	0,65	0,0241
C_3	1,05	0,039

Tabel 3.2: Prior TVC NBN B15-220 zonder Kernen

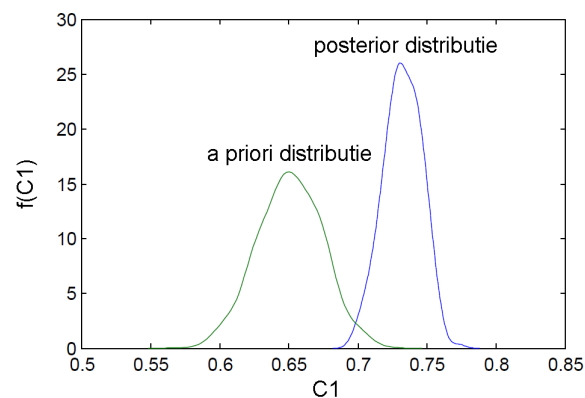
De a priori distributie voor C_1 zal dan ook normaal verdeeld zijn, met het gemiddelde en standaardafwijking volgens tabel 3.2. Na 500 iteraties worden de posterior distributies uit tabel 3.3 gegenereerd. Enkel de experimentele data van de gegoten proefstukken van traditioneel verdichtend beton werden hier ingevoerd.

Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C1	0,7375	0,0219
Foutterm	0,0669	0,0069

Tabel 3.3: Posterior TVC NBN B15-220 zonder Kernen



Figuur 3.2: Analyse Iteraties C_1 en Foutterm TVC NBN B15-220 zonder Kernen



Figuur 3.3: Analyse C_1 TVC NBN B15-220 zonder Kernen

Dit betekent dat de aangepaste formule er als volgt uitziet:

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 200}} = 0,7375 + \frac{0,6138}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}} \quad (3.12)$$

En de volgende standaardafwijkingen heeft voor de gegoten proefstukken waarop de formule berekend is:

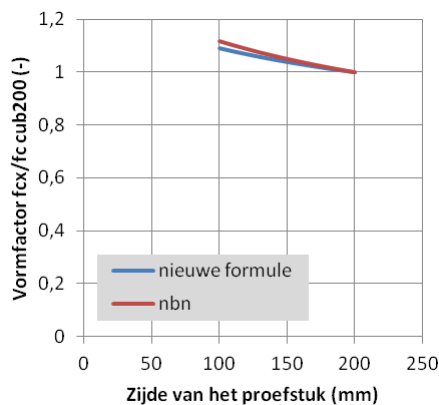
$$\sigma_{\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 200}}} = \sqrt{\sigma_{C_1}^2 \cdot \left(1 - \frac{2}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{\mu_{C3}}}\right)^2 + \sigma_{C_3}^2 \cdot \left(\frac{2 \cdot (1 - \mu_{C1}) \cdot \ln\left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{\mu_{C3}}}\right)^2} \quad (3.13)$$

Deze standaardafwijking is nodig hebben bij het berekenen van de karakteristieke druksterkte van de betonsoort.

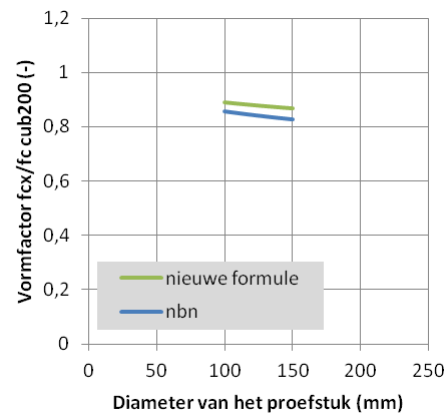
Proefstuk	Vormfactor	Standaardafwijking	95%-Interval
Kubus 200 mm	1	1	± 0,00000
Kubus 150 mm	1,044	1,038	± 0,00003
Kubus 100 mm	1,102	1,089	± 0,00007
Cilinder 150x300 mm	0,869	0,869	± 0,00434
Cilinder 100x200 mm	0,896	0,890	± 0,00501

Tabel 3.4: Vormfactoren, Standaardafwijking en 95%-Interval TVC NBN B15-220 zonder Kernen

De bekomen vormfactoren komen overeen met de in de literatuur teruggevonden waarden. In de grafieken 3.4 en 3.5 wordt de bekomen formule vergeleken met deze uit de NBN B15 220.



Figuur 3.4: Oude/Nieuwe Formule Kubussen TVC NBN B15-220 zonder Kernen



Figuur 3.5: Oude/Nieuwe Formule Cilinders TVC NBN B15-220 zonder Kernen

3.2 Formule NBN B15-220 (1970) [28] met Geboorde Kernen

Als in dezelfde formule een omzettingsfactor voor de geboorde kernen ingevoerd wordt, ziet ze er als volgt uit:

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 200}} = \begin{cases} C_1 + \frac{2 \cdot (1-C_1)}{\left(1+\frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ C_4 \cdot \left(C_1 + \frac{2 \cdot (1-C_1)}{\left(1+\frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}} \right) & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (3.14)$$

Aangezien de formule hetzelfde is, heeft de constante C_1 dezelfde a priori verdeling als in de vorige paragraaf en zullen we C_3 terug constant houden. Voor de omzettingsfactor voor geboorde kernen C_4 is een gemiddelde van 0,85 en een standaardafwijking van 0,10 een redelijke aanname (zie 1.5.6).

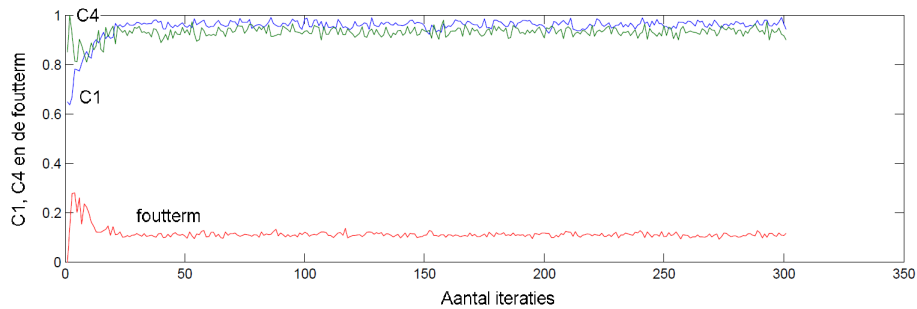
Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C_1	0,65	0,0241
C_3	1,05	0,039
C_4	0,85	0,10

Tabel 3.5: Prior TVC NBN B15-220 met Kernen

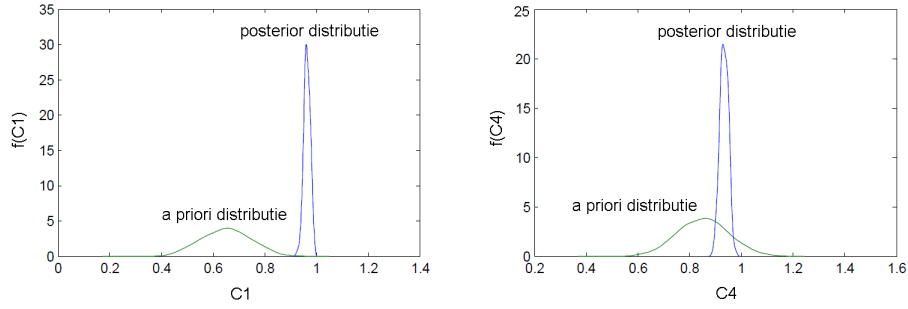
De posterior distributie uit tabel 3.6 wordt na 300 iteraties gegenereerd.

Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C_1	0,963	0,0125
C_4	0,934	0,0161
Foutterm	0,111	0,0074

Tabel 3.6: Posterior TVC NBN B15-220 met Kernen



Figuur 3.6: Analyse Iteraties C_1 , C_4 en Foutterm TVC NBN B15-220 met Kernen

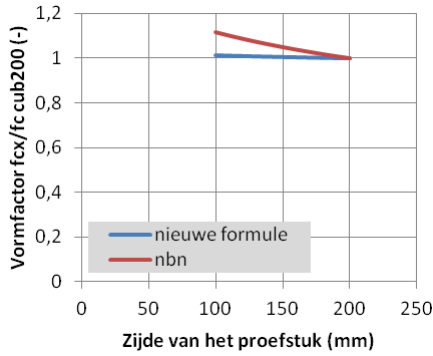


Figuur 3.7: Analyse C_1 en C_4 TVC NBN B15-220 met Kernen

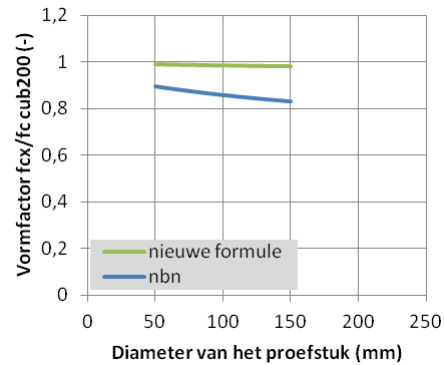
De formule ziet er dan als volgt uit:

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 200}} = \begin{cases} 0,963 + \frac{0,074}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ 0,934 \cdot \left(0,963 + \frac{0,074}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}}\right) & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (3.15)$$

In de grafieken 3.8 en 3.9 wordt de bekomen formule vergeleken met deze uit de NBN B15 220.



Figuur 3.8: Oude/Nieuwe Formule Kubussen TVC NBN B15-220 met Kernen



Figuur 3.9: Oude/Nieuwe Formule Cilinders TVC NBN B15-220 met Kernen

De formule kan herschreven worden als:

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 200}} = \begin{cases} V_{cx} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ C_4 \cdot V_{cx} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (3.16)$$

Met

$$V_{cx} = C_1 + \frac{2 \cdot (1 - C_1)}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{C_3}} \quad (3.17)$$

Hierdoor kan de standaardafwijking op de formule als volgt berekend worden:

$$\sigma_{V_{cx}} = \sqrt{\sigma_{C_1}^2 \cdot \left(1 - \frac{2}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{\mu_{C3}}}\right)^2 + \sigma_{C_3}^2 \cdot \left(\frac{2 \cdot (1 - \mu_{C1}) \cdot \ln\left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{\mu_{C3}}}\right)^2} \quad (3.18)$$

$$\sigma_{\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 200}}} = \begin{cases} \sigma_{V_{cx}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \sqrt{\sigma_{C_4}^2 \cdot V_{cx}^2 + \sigma_{V_{cx}}^2 \cdot C_4^2} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (3.19)$$

Samengevat staat dit in tabel 3.7.

Proefstuk	Vormfactor (gegoten)	$\sigma_{\frac{f_{cc}}{f_{c \text{ cub } 200}}}$ (gegoten)	95%-Interval)	Vormfactor (geboord)	$\sigma_{\frac{f_{cc}}{f_{c \text{ cub } 200}}}$ (geboord)	95%-Interval
Kubus 200 mm	1	0	$\pm 0,0000$			
Kubus 150 mm	1,005	0,0018	$\pm 0,0035$			
Kubus 100 mm	1,012	0,0042	$\pm 0,0082$			
Cilinder 150x300 mm	0,984	0,0055	$\pm 0,0108$	0,919	0,0167	$\pm 0,0326$
Cilinder 100x200 mm	0,987	0,0045	$\pm 0,0088$	0,922	0,0164	$\pm 0,0322$
Cilinder 80x80 mm	1,012	0,0040	$\pm 0,0078$	0,945	0,0167	$\pm 0,0328$
Cilinder 50x100 mm	0,991	0,0031	$\pm 0,0060$	0,926	0,0162	$\pm 0,0318$
Cilinder 50x50 mm	1,017	0,0058	$\pm 0,0113$	0,950	0,0172	$\pm 0,0338$

Tabel 3.7: Vormfactoren, Standaardafwijking en 95%-Interval TVC NBN B15-220 met Kernen

Hieruit besluiten we dat de schadefactor die het boren in rekening te brengt, ongeveer 0,934 bedraagt en weinig invloed heeft op de regressieparameters van de formule.

3.3 Eerste Formule van Neville [143]

In [143] heeft Neville de volgende formule voorgesteld:

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}} = 0,56 + \frac{0,697 \cdot d}{\frac{A}{150} + h} \quad (3.20)$$

Of algemener:

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}} = C_1 + \frac{C_2 \cdot d}{\frac{A}{C_3} + h} \quad (3.21)$$

Omdat de omzettingsfactor $\frac{f_{c \text{ cub } 150}}{f_{c \text{ cub } 150}} = 1$ is, wordt:

$$1 = C_1 + \frac{C_2 \cdot 150}{\frac{150^2}{C_3} + 150} \quad (3.22)$$

$$C_1 = 1 - \frac{C_2}{\frac{150}{C_3} + 1} \quad (3.23)$$

In de originele formule is hiermee geen rekening gehouden, maar in deze thesis wordt dit wel gedaan en wordt de formule dus geschreven als volgt:

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}} = 1 - \frac{C_2}{\frac{150}{C_3} + 1} + \frac{C_2 \cdot d}{\frac{A}{C_3} + h} \quad (3.24)$$

Opnieuw worden de a priori verdelingen van de constanten bepaald door te onderstellen dat hun C.O.V δ dezelfde is.

$$VAR \left[\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}} \right] = VAR[C_2] \cdot \left(\frac{-1}{\frac{150}{\mu_{C3}} + 1} + \frac{d}{\frac{A}{\mu_{C3}} + h} \right)^2 + VAR[C_3] \cdot \left(\frac{-150 \cdot \mu_{C2}}{(150 + \mu_{C3})^2} + \frac{\mu_{C2} \cdot d \cdot A}{(A + h \cdot \mu_{C3})^2} \right)^2 \quad (3.25)$$

$$\sigma_{\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}}}^2 = \sigma_{C_2}^2 \cdot \left(\frac{-1}{\frac{150}{\mu_{C3}} + 1} + \frac{d}{\frac{A}{\mu_{C3}} + h} \right)^2 + \sigma_{C_3}^2 \cdot \left(\frac{-150 \cdot \mu_{C2}}{(150 + \mu_{C3})^2} + \frac{\mu_{C2} \cdot d \cdot A}{(A + h \cdot \mu_{C3})^2} \right)^2 \quad (3.26)$$

$$\delta = \sqrt{\frac{\sigma_{\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}}}^2}{\mu_{C_2}^2 \cdot \left(\frac{-1}{\frac{150}{\mu_{C3}} + 1} + \frac{d}{\frac{A}{\mu_{C3}} + h} \right)^2 + \mu_{C_3}^2 \cdot \left(\frac{-150 \cdot \mu_{C2}}{(150 + \mu_{C3})^2} + \frac{\mu_{C2} \cdot d \cdot A}{(A + h \cdot \mu_{C3})^2} \right)^2}} \quad (3.27)$$

Opnieuw is:

$$\sigma_{\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}}} = \frac{0,10}{1,96} = 0,0510 \quad (3.28)$$

En dus:

Proefstuk	Vormfactor	δ
Kubus 200 mm	0,86	1,022
Kubus 100 mm	0,98	0,728
Cilinder 150x300 mm	0,81	0,357
Cilinder 100x200 mm	0,84	0,371
Cilinder 80x80 mm	1,05	0,350
Cilinder 50x100 mm	0,87	0,353
Cilinder 50x50 mm	1,11	0,240
Gemiddelde		0,0371

Tabel 3.8: C.O.V. Proefstukken TVC 1e Formule Neville

De invloed van het boren wordt opnieuw uitgedrukt in de vorm van:

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}} = \begin{cases} \left(\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}} \right)_{\text{gegoten}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ C_4 \cdot \left(\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}} \right)_{\text{gegoten}} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (3.29)$$

Waardoor de standaardafwijking op de bekomen omzettingsfactor gelijk wordt aan:

$$\sigma_{\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}}} = \begin{cases} \sigma_{V_{cx}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \sqrt{\sigma_{C_4}^2 \cdot V_{cx}^2 + \sigma_{V_{cx}}^2 \cdot C_4^2} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (3.30)$$

Met:

$$\sigma_{V_{cx}} = \sqrt{\sigma_{C_2}^2 \cdot \left(\frac{-1}{\frac{150}{\mu_{C_3}} + 1} + \frac{d}{\frac{A}{\mu_{C_3}} + h} \right)^2 + \sigma_{C_3}^2 \cdot \left(\frac{-150 \cdot \mu_{C_2}}{(150 + \mu_{C_3})^2} + \frac{\mu_{C_2} \cdot d \cdot A}{(A + h \cdot \mu_{C_3})^2} \right)^2} \quad (3.31)$$

De a priori distributie van de omzettingsfactor voor geboorde kernen C_4 heeft opnieuw een gemiddelde van 0,85 en een standaardafwijking van 0,10.

Hierdoor wordt:

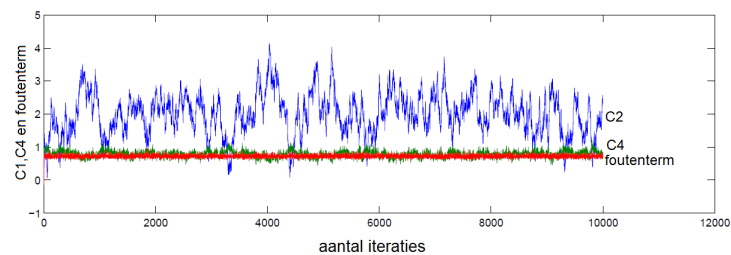
Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C_2	0,697	0,341
C_3	150	73,345
C_4	0,85	0,10

Tabel 3.9: Prior TVC 1e Formule Neville

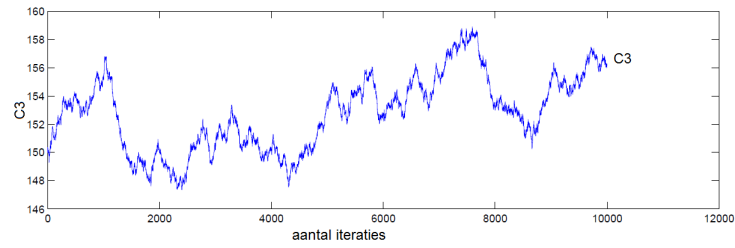
Na 10000 iteraties berekent het programma de volgende posterior distributies:

Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C_2	1,995	0,504
C_3	152,799	3,022
C_4	0,792	0,044
Foutenterm	0,721	0,0444

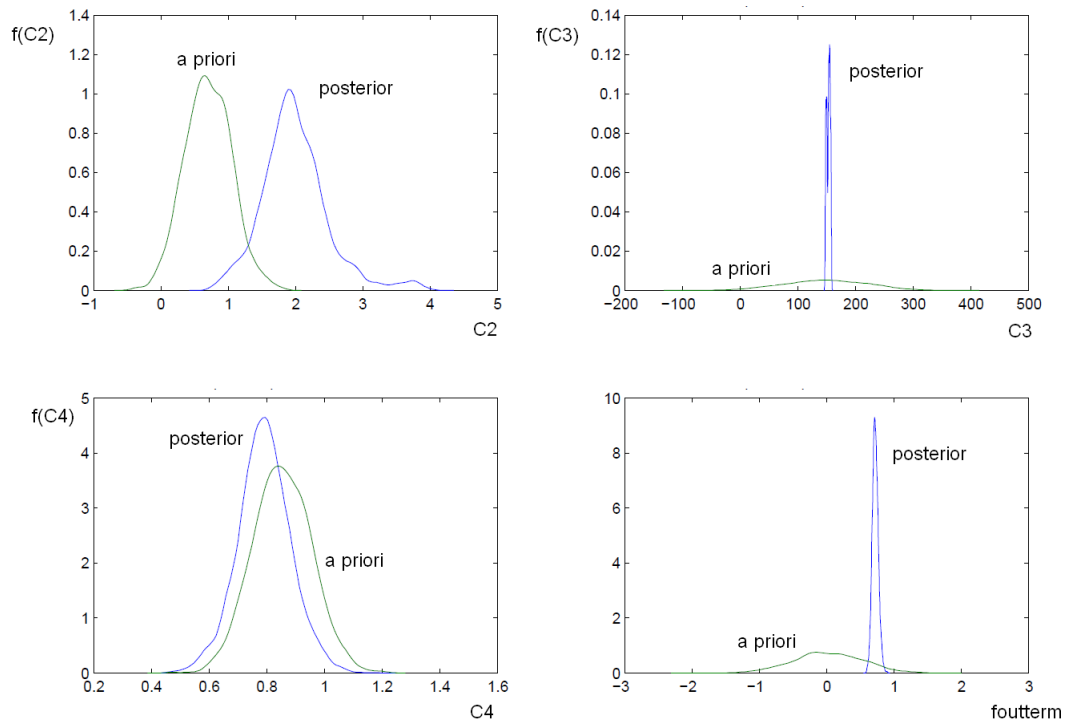
Tabel 3.10: Posterior TVC 1e Formule Neville



Figuur 3.10: Analyse Iteraties C_2 , C_4 en Foutenterm TVC 1e Formule Neville



Figuur 3.11: Analyse Iteraties C_3 TVC 1e Formule Neville

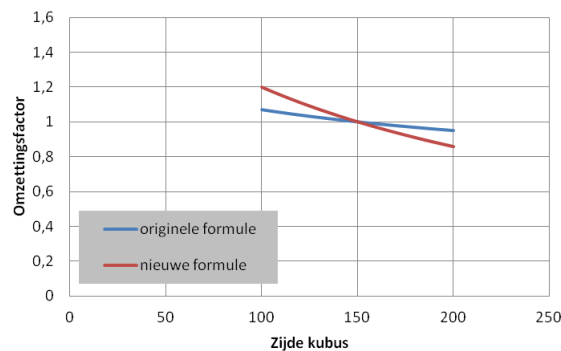


Figuur 3.12: Analyse C_2 , C_3 en C_4 TVC 1e Formule Neville

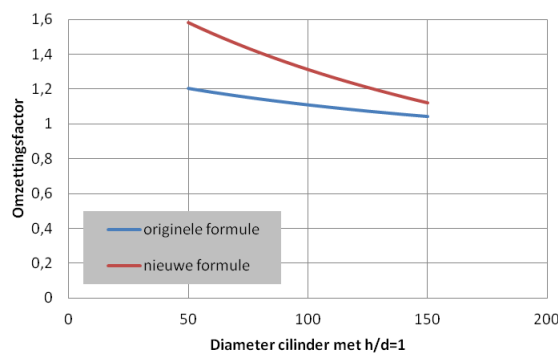
De formule ziet er dan als volgt uit:

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}} = \begin{cases} -0,00672 + \frac{1,995 \cdot d}{\frac{A}{152,799} + h} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ 0,792 \cdot \left(-0,00672 + \frac{1,995 \cdot d}{\frac{A}{152,799} + h} \right) & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (3.32)$$

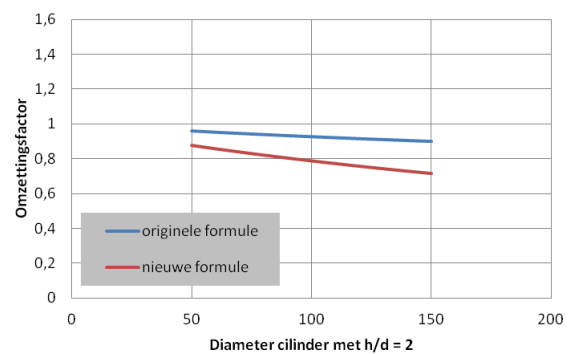
Voor gegoten proefstukken komt dit neer op:



Figuur 3.13: Oude/Nieuwe Formule Kubussen TVC 1e Formule Neville



Figuur 3.14: Oude/Nieuwe Formule Cilinders $h/d = 1$ TVC 1e Formule Neville



Figuur 3.15: Oude/Nieuwe Formule Cilinders $h/d = 2$ TVC 1e Formule Neville

Samengevat staat dit in tabel 3.11.

Proefstuk	Vormfactor (gegoten)	$\sigma_{\frac{f_{cc}}{f_{c, \text{cub } 200}}}$ (gegoten)	95%-Interval)	Vormfactor (geboord)	$\sigma_{\frac{f_{cc}}{f_{c, \text{cub } 200}}}$ (geboord)	95%-Interval
Kubus 200 mm	0,86	0,0360	$\pm 0,0706$			
Kubus 150 mm	1,00	0,0000	$\pm 0,0000$			
Kubus 100 mm	1,20	0,0503	$\pm 0,0986$			
Cilinder 150x300 mm	0,71	0,0727	$\pm 0,1425$	0,565	0,0656	$\pm 0,1285$
Cilinder 100x200 mm	0,79	0,0543	$\pm 0,1064$	0,623	0,0552	$\pm 0,1082$
Cilinder 80x80 mm	1,41	0,1028	$\pm 0,2015$	1,114	0,1023	$\pm 0,2005$
Cilinder 50x100 mm	0,88	0,0320	$\pm 0,0627$	0,695	0,0462	$\pm 0,0905$
Cilinder 50x50 mm	1,58	0,1467	$\pm 0,2875$	1,252	0,1354	$\pm 0,2653$

Tabel 3.11: Vormfactoren, Standaardafwijking en 95%-Interval TVC 1e Formule Neville

De spreiding op de bekomen formule is echter dusdanig groot dat de formule praktisch onbruikbaar wordt. Deze formule zal dan ook niet verder behandeld worden bij de bespreking van de omzettingfactoren voor zelfverdichtend beton.

3.4 Tweede Formule Neville [143]

In hetzelfde artikel [143] heeft Neville een andere formule voorgesteld, waar de invloed van de slankheid niet inbegrepen is:

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}} = 0,8878 \cdot \frac{d_{c \text{ cub } 150}}{d} \cdot \left(\frac{A}{A_{c \text{ cub } 150}} \right)^{0,4525} \quad (3.33)$$

Aangezien volgens deze formule de omzettingsfactor tussen een standaardkubus en zichzelf gelijk is aan 0,8878, zullen we in deze thesis de formule beschouwen onder een licht gewijzigde vorm:

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}} = \frac{d_{c \text{ cub } 150}}{d} \cdot \left(\frac{A}{A_{c \text{ cub } 150}} \right)^{C_1} \quad (3.34)$$

De spreiding op de formule kan geschreven worden als volgt:

$$VAR \left[\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}} \right] = VAR[C_1] \cdot \left(\frac{d_{c \text{ cub } 150}}{d} \cdot \left(\frac{A}{A_{c \text{ cub } 150}} \right)^{C_1} \cdot \ln \left(\frac{A}{A_{c \text{ cub } 150}} \right) \right)^2 \quad (3.35)$$

$$\sigma^2_{\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}}} = \sigma_{C_1}^2 \cdot \left(\frac{d_{c \text{ cub } 150}}{d} \cdot \left(\frac{A}{A_{c \text{ cub } 150}} \right)^{C_1} \cdot \ln \left(\frac{A}{A_{c \text{ cub } 150}} \right) \right)^2 \quad (3.36)$$

$$\sigma_{C_1} = \frac{\sigma_{\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}}}}{\left| \frac{d_{c \text{ cub } 150}}{d} \cdot \left(\frac{A}{A_{c \text{ cub } 150}} \right)^{C_1} \cdot \ln \left(\frac{A}{A_{c \text{ cub } 150}} \right) \right|} \quad (3.37)$$

Als ondersteld wordt dat:

$$\sigma_{\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 200}}} = \frac{0,10}{1,96} = 0,0510 \quad (3.38)$$

Bekomt men de volgende standaardafwijkingen:

Proefstuk	Vormfactor	σ_{C_1}
Kubus 200 mm	0,97	0,091
Kubus 100 mm	1,04	0,061
Cilinder 150x300 mm	0,90	0,236
Cilinder 100x200 mm	0,93	0,052
Cilinder 80x80 mm	0,95	0,036
Cilinder 50x100 mm	1,00	0,021
Cilinder 50x50 mm	1,00	0,021
	Gemiddelde	0,074

Tabel 3.12: Standaardafwijking Proefstukken TVC 2e Formule Neville

De invloed van het boren wordt opnieuw op de volgende manier in de formule gebracht:

$$\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}} = \begin{cases} \left(\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}} \right)_{\text{gegoten}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ C_4 \cdot \left(\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}} \right)_{\text{gegoten}} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (3.39)$$

We definiëren V_{cx} als volgt:

$$V_{cx} = \frac{d_{c \text{ cub } 150}}{d} \cdot \left(\frac{A}{A_{c \text{ cub } 150}} \right)^{C_1} \quad (3.40)$$

Waardoor de standaardafwijking op de bekomen omzettingsfactor gelijk wordt aan:

$$\sigma_{\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 150}}} = \begin{cases} \sigma_{V_{cx}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \sqrt{\sigma_{C_2}^2 \cdot V_{cx}^2 + \sigma_{V_{cx}}^2 \cdot C_2^2} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (3.41)$$

Met:

$$\sigma_{V_{cx}} = \sigma_{C_1} \cdot \frac{d_{c \text{ cub } 150}}{d} \cdot \left(\frac{A}{A_{c \text{ cub } 150}} \right)^{C_1} \cdot \ln \left(\frac{A}{A_{c \text{ cub } 150}} \right) \quad (3.42)$$

De a priori distributie van de omzettingsfactor voor geboorde kernen C_2 heeft opnieuw een gemiddelde van 0,85 en een standaardafwijking van 0,10.

Hierdoor wordt:

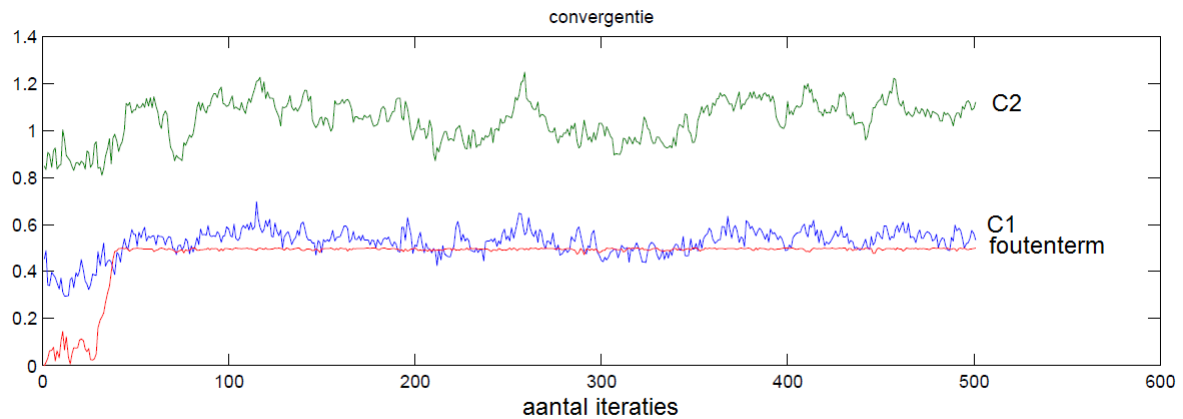
Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C_1	0,4525	0,074
C_2	0,85	0,10

Tabel 3.13: Prior TVC 2e Formule Neville

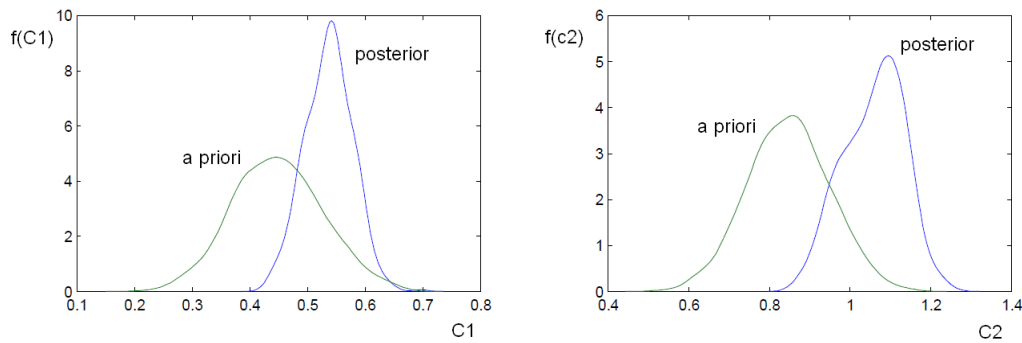
Op basis van 500 iteraties berekent het programma de volgende posterior distributies:

Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C_1	0,537	0,0410
C_2	1,058	0,0746
Foutenterm	0,495	0,0044

Tabel 3.14: Posterior TVC 2e Formule Neville



Figuur 3.16: Analyse Iteraties C_1 , C_2 en Foutenterm TVC 2e Formule Neville



Figuur 3.17: Analyse C_1 en C_2 2e Formule TVC Neville

Het feit dat de omzettingsfactor voor geboorde kernen groter is dan 1 is veelzeggend over het waarheidsgehalte van dit model. Ook dit model zal dus niet verder besproken worden in deze thesis.

3.5 Weakest Link Theory van Weibull [40]

In deze paragraaf wordt bekeken in hoeverre men de aangepaste versie van de Weakest-Link Theory door Bolotin [34] met de realiteit overeenstemt.

In de formule is f_{cx} de druksterkte van een proefstuk met volume V , f_{cr} de druksterkte van het referentieproefstuk met volume V_r en zijn C_1 , C_2 en α empirische constanten.

$$f_{cx} = f_{cr} \cdot \left(C_1 + C_2 \cdot \left(\frac{V_r}{V} \right)^{\frac{1}{\alpha}} \right) \quad (3.43)$$

$$\frac{f_{cx}}{f_{cr}} = C_1 + C_2 \cdot \left(\frac{V_r}{V} \right)^{\frac{1}{\alpha}} \quad (3.44)$$

Aangezien de verhouding van de sterkte van een standaardcilinder tot zichzelf steeds gelijk moet zijn aan 1, kan men het aantal constanten reduceren tot twee:

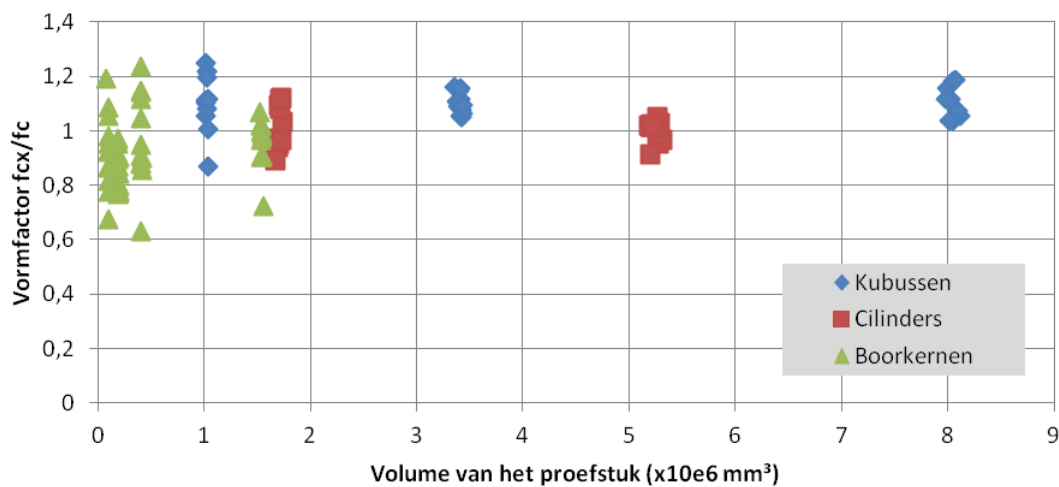
$$1 = C_1 + C_2 \cdot 1^{\frac{1}{\alpha}} \quad (3.45)$$

$$C_1 = 1 - C_2 \quad (3.46)$$

Hierdoor wordt de formule vereenvoudigd tot:

$$\frac{f_{cx}}{f_{cr}} = 1 - C_2 + C_2 \cdot \left(\frac{V_r}{V} \right)^{\frac{1}{\alpha}} \quad (3.47)$$

De kern van deze formule is dat er een eenvoudig verband bestaat tussen de druksterkte van een proefstuk en het volume ervan. Om deze hypothese te testen zijn in de volgende grafiek de experimenteel bekomen vormfactoren in functie van het volume van het proefstuk weergegeven. Als referentieproefstuk kiezen we hier de cilinder met diameter 150 mm en hoogte 300 mm. Zoals in grafiek 3.18 zichtbaar, is het duidelijk dat er zulk geen bestaat, waardoor de Weakest Link Theory ook niet verder zal onderzocht worden bij de bespreking van de vormfactoren voor zelfverdichtend beton.



Figuur 3.18: Invloed Volume op Druksterkte Proefstuk

3.6 Size Effect Law van Bazant [184]

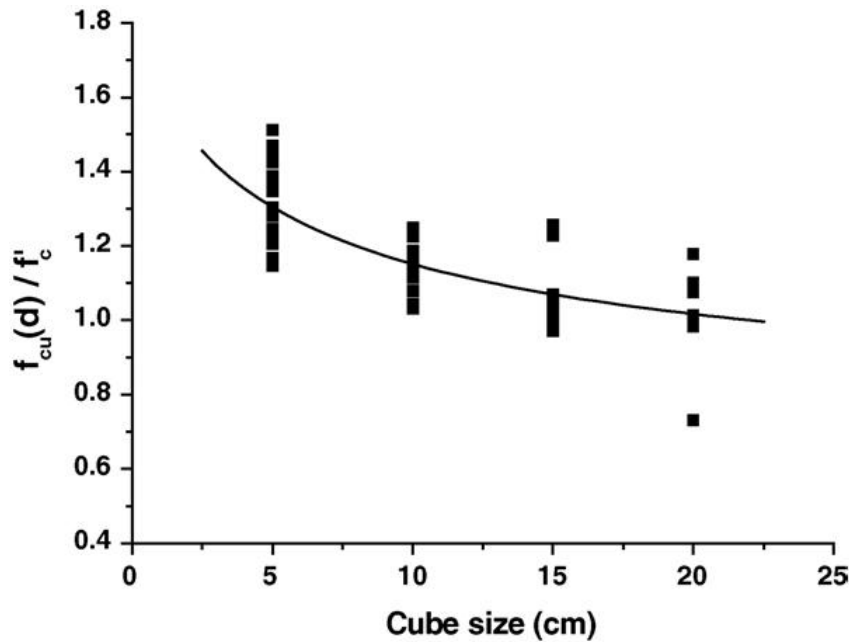
Met behulp van de Size Effect Law van Bazant is het mogelijk om de druksterkte van proefstukken, die ten opzichte van elkaar geschaald zijn en hetzelfde faalmechanisme hebben, te bepalen. Het is echter onmogelijk om met de Size Effect Law de druksterkte van kubussen en cilinders met elkaar te vergelijken.

Yi et al. hebben in [184] de Size Effect Law (SEL) van Bazant [20] omgevormd tot een formule voor de vormfactoren. Op basis van een regressieanalyse op de resultaten van experimenten bekomt Yi de volgende vergelijking voor cilinders:

$$\frac{f_{c \text{ cil } x}}{f_c} = \frac{0,49}{\sqrt{1 + \frac{d}{26}}} + 0,81 \quad (3.48)$$

Voor kubussen heeft Yi een gelijkaardig verband opgesteld, dat in figuur 3.19 geïllustreerd wordt:

$$\frac{f_{c \text{ cub } x}}{f_c} = \frac{1,17}{\sqrt{1 + \frac{d}{26}}} + 0,62 \quad (3.49)$$



Figuur 3.19: Verband Vormfactor - Kubusgrootte [184]

Algemeen is dit

$$\frac{f_{c \text{ cub } x}}{f_c} = \frac{C_1}{\sqrt{1 + \frac{d}{C_2}}} + C_3 \quad (3.50)$$

Omdat we slechts over proefresultaten van twee groottes van de gegoten cilinders beschikken wordt hier enkel de formule voor de kubussen nader onderzocht.

Aangezien de in het artikel opgestelde vormfactor maximaal 0,2 verschilde, kan de standaardafwijking van de vormfactor bepaald worden als volgt:

$$\sigma_{\frac{f_{cx}}{f_{c \text{ cub } 200}}} = \frac{0,20}{1,96} = 0,102 \quad (3.51)$$

De C.O.V. van de verschillende parameters wordt weer berekend door middel van de Taylor-ontwikkeling rond μ_{c1} , μ_{c2} en μ_{c3} .

$$\sigma_{\frac{f_{c \text{ cub } x}}{f_c}}^2 = \sigma_{C1}^2 \cdot \left(\frac{1}{\sqrt{1 + \frac{d}{\mu_{c2}}}} \right)^2 + \sigma_{C2}^2 \cdot \left(\frac{\mu_{c1} \cdot d}{2 \cdot \left(1 + \frac{d}{\mu_{c2}} \right)^{\frac{3}{2}} \cdot \mu_{c2}^2} \right)^2 + \sigma_{C3}^2 \cdot (1)^2 \quad (3.52)$$

$$\sigma_{\frac{f_{c \text{ cub } x}}{f_c}}^2 = \mu_{c1}^2 \cdot \delta^2 \cdot \left(\frac{1}{\sqrt{1 + \frac{d}{\mu_{c2}}}} \right)^2 + \mu_{C2}^2 \cdot \delta^2 \cdot \left(\frac{\mu_{c1} \cdot d}{2 \cdot \left(1 + \frac{d}{\mu_{c2}} \right)^{\frac{3}{2}} \cdot \mu_{c2}^2} \right)^2 + \mu_{C3}^2 \cdot \delta^2 \cdot (1)^2 \quad (3.53)$$

$$\delta = \sqrt{\frac{\sigma_{\frac{f_{c \text{ cub } x}}{f_c}}^2}{\mu_{C1}^2 \cdot \left(\frac{1}{\sqrt{1 + \frac{d}{\mu_{c2}}}} \right)^2 + \mu_{C2}^2 \cdot \left(\frac{\mu_{c1} \cdot d}{2 \cdot \left(1 + \frac{d}{\mu_{c2}} \right)^{\frac{3}{2}} \cdot \mu_{c2}^2} \right)^2 + \mu_{C3}^2 \cdot (1)^2}} \quad (3.54)$$

Als we het gemiddelde nemen van de C.O.V. voor een kubus met een zijde van 100, 150 en 200 mm, wordt een C.O.V. van de constanten gelijk is aan 0,0549 bekomen.

Hieruit volgt dat:

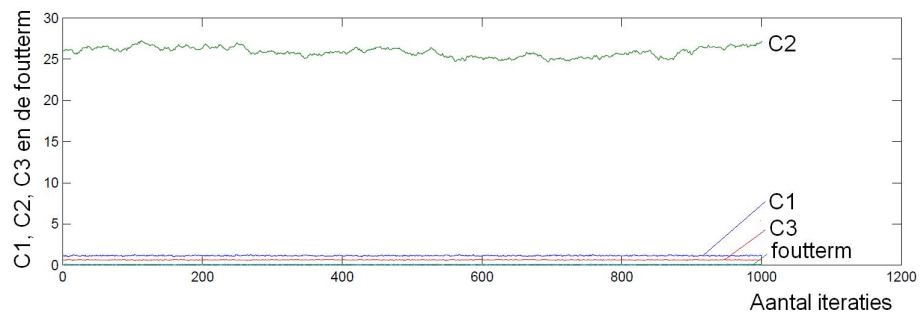
Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C_1	1,17	0,0642
C_2	26	1,428
C_3	0,62	0,0340

Tabel 3.15: Prior TVC Bazant

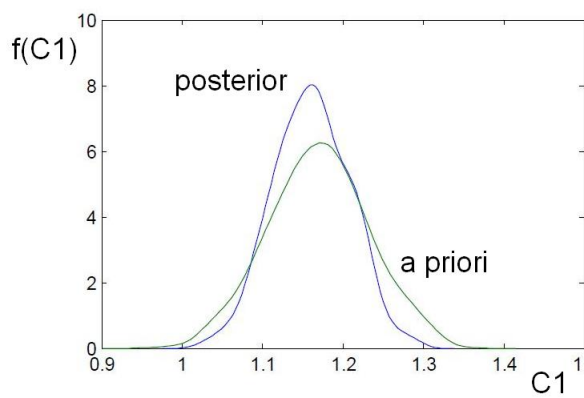
Na 1000 iteraties bekomt men de kansdichtheidsdistributies voor de constanten, gegeven in tabel 3.16.

Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C_1	1,1607	0,0023
C_2	25,8	0,3426
C_3	0,6378	0,004
Foutenterm	0,0875	0,0001

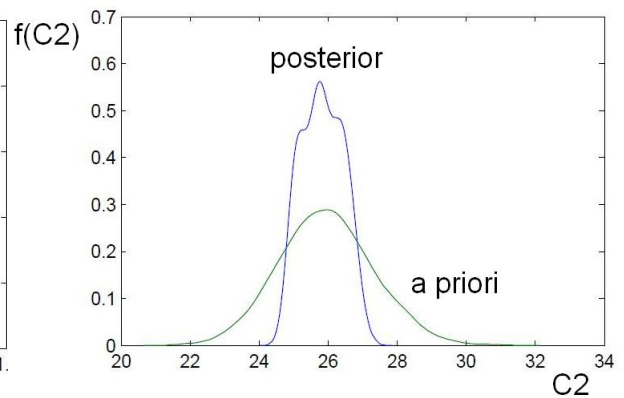
Tabel 3.16: Posterior TVC Bazant



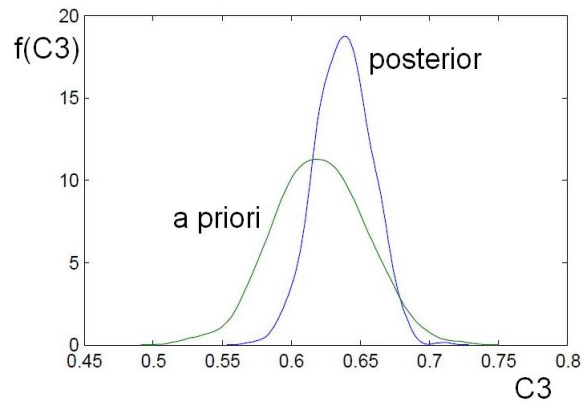
Figuur 3.20: Analyse Iteraties C_1 , C_2 , C_3 en Foutenterm TVC Bazant



Figuur 3.21: Analyse C_1 TVC Bazant



Figuur 3.22: Analyse C_2 TVC Bazant



Figuur 3.23: Analyse C_3 TVC Bazant

De gevonden kansdichtheidsfuncties verschillen dus niet zoveel van de vooropgestelde verdelingen. De vormfactoren en standaardafwijkingen worden in de volgende formules berekend en hun waarden worden in tabel 3.17 gegeven.

$$\frac{f_{c \text{ cub } x}}{f_c} = \frac{1,1607}{\sqrt{1 + \frac{d}{25,8}}} + 0,6378 \quad (3.55)$$

$$\sigma_{\frac{f_{c \text{ cub } x}}{f_c}} = \sqrt{\sigma_{C_1}^2 \cdot \left(\frac{1}{\sqrt{1 + \frac{d}{C_2}}} \right)^2 + \sigma_{C_2}^2 \cdot \left(\frac{C_1 \cdot d}{2 \cdot \left(1 + \frac{d}{C_2} \right)^{\frac{3}{2}} \cdot C_2^2} \right)^2 + \sigma_{C_3}^2 \cdot (1)^2} \quad (3.56)$$

Proefstuk	Vormfactor $\frac{f_{c \text{ cub } x}}{f_c}$	$\sigma_{\frac{f_{c \text{ cub } x}}{f_c}}$	95%-Interval
Kubus 200 mm	1,030	0,0041	$\pm 0,0080$
Kubus 150 mm	1,083	0,0041	$\pm 0,0080$
Kubus 100 mm	1,164	0,0041	$\pm 0,0081$

Tabel 3.17: Vormfactoren, Standaardafwijking en 95%-Interval TVC Bazant

Deze vormfactoren komen goed overeen met de in de literatuur teruggevonden waarden.

Hoofdstuk 4

Proefprogramma 3: Beschouwde Modellen Zelfverdichtend Beton

Op basis van de regressie-analyse voor de verschillende formules voor vormfactoren van traditioneel beton is besloten dat de formule van NBN B15-220 [28] en Bazant [184] de beste resultaten geven. Aangezien in de originele formules geen invloedsfactor voor de schade van het boren inbegrepen is, worden eerst de mogelijkheden voor een correctiefactor overlopen. Daarna wordt bekeken hoe andere mogelijke invloeden in de formule kunnen worden verrekend.

4.1 Schade van het Boren

Bij het boren wordt het manteloppervlak van de proefstukken beschadigd, waardoor de gemeten druksterkte lager zal zijn dan deze van gegoten proefstukken. Door de afwezigheid van het wall-effect zal dit effect versterkt worden. Sommige bronnen (zie 1.4.6) hebben ook ondervonden dat voor beton met een grotere druksterkte de vormfactoren voor cilinders met diameter 100 mm en hoogte 200 mm kleiner worden.

4.1.1 Constante Schadefactor

De eenvoudigste methode om het effect van het boren in het model in te brengen is door gebruik te maken van een globale schadefactor onafhankelijk van de diameter van de proefstukken en de druksterkte van het beton. In de formule zijn f_{cx} en $f_{c\text{ kern } x}$ de druksterktes bepaald op een gegoten en een geboord proefstuk met dezelfde afmetingen.

$$f_{c\text{ kern } x} = C_1 \cdot f_{cx} \quad (4.1)$$

Voor de a priori verdeling van deze schadefactor wordt een gemiddelde van 0,85 en een standaardafwijking van 0,10 gekozen. Deze waarden zijn dezelfde als degene die in de formules voor traditioneel verdicht beton gebruikt werden in paragraaf 3.2.

4.1.2 Schadefactor Afhankelijk van de Diameter

Een iets theoretischere aanpak, overgenomen uit [18] onderstelt dat de schade door het boren beperkt is tot een strook met dikte t aan het laterale oppervlak van de boorkern. De sterkte van de geboorde kern wordt er gelijkgesteld aan de som van de sterkte van de beschadigde en de onbeschadigde zones in het proefstuk. Hierdoor bekomt men de volgende formule, waarin f_{onb} de druksterkte van de onbeschadigde zone is, t de dikte van de beschadigde zone is, d de diameter van het proefstuk is en k de verhouding van de druksterkte van de beschadigde zones tot de druksterkte van onbeschadigde zones is.

$$f_{c \text{ kern } x} \cdot \left(\frac{\pi \cdot d^2}{4} \right) = f_{cx} \cdot \left(\frac{\pi \cdot (d - 2 \cdot t)^2}{4} \right) + k \cdot f_{cx} \cdot \left(\frac{\pi \cdot d^2}{4} - \frac{\pi \cdot (d - 2 \cdot t)^2}{4} \right) \quad (4.2)$$

$$f_{c \text{ kern } x} = f_{cx} \cdot \left(1 - (1 - k) \cdot \left(4 \cdot \frac{t}{d} - \left(\frac{t}{d} \right)^2 \right) \right) \quad (4.3)$$

Als de dikte van de beschadigde zone t kleiner is dan 10% van de diameter van het proefstuk, kan men dit vereenvoudigen tot:

$$f_{c \text{ kern } x} \approx f_{cx} \cdot \left(1 - 3,75 \cdot \frac{t}{d} \cdot (1 - k) \right) \quad (4.4)$$

Praktisch zullen we dit model vereenvoudigen gebruik te maken van de constante $C_1 = 3,75 \cdot t \cdot (1 - k)$.

$$f_{c \text{ kern } x} = f_{cx} \cdot \left(1 - \frac{C_1}{d} \right) \quad (4.5)$$

Volgens dit model zal de invloed van de schade bij het boren groter zijn voor proefstukken met een kleinere diameter. Als de omzettingsfactor voor boorkernen met een diameter van 150 mm gemiddelde 0,85 is en een standaardafwijking van 0,1 heeft, worden de karakteristieken van de statistische verdeling van de constante C_1 berekend als volgt. Hierbij is er vanuit gegaan dat de constante C_1 normaal verdeeld is.

$$\mu_{C_1} = d \cdot \left(1 - \mu_{\frac{f_{c \text{ kern } x}}{f_{cx}}} \right) = 150 \cdot (1 - 0,85) = 22,5 \text{ mm} \quad (4.6)$$

$$\sigma_{C_1} = d \cdot \sigma_{\frac{f_{c \text{ kern } x}}{f_{cx}}} = 150 \cdot 0,1 = 15 \text{ mm} \quad (4.7)$$

4.1.3 Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte

Uit [82, 152] kan men opmaken dat de omzettingsfactor daalt naarmate de druksterkte van het beton stijgt.

Hier wordt uitgegaan van een lineair verband tussen de omzettingsfactor en de druksterkte.

$$\frac{f_{c \text{ kern } x}}{f_{cx}} = C_1 - C_2 \cdot f_{cx} \quad (4.8)$$

$$f_{c \text{ kern } x} = (C_1 - C_2 \cdot f_{cx}) \cdot f_{cx} \quad (4.9)$$

De bekomen constanten volgens [82, 152] zijn weergegeven in tabel 4.1.

Bron	Constante C_1	Constante C_2
Petersons (1968) [152]	1,185	0,00945
Gaynor (1974) [82]	1,050	0,00725
Gemiddelde	1,118	0,00835
Standaardafwijking	0,0955	0,00156

Tabel 4.1: Constanten Invloed Betondruksterkte volgens Petersons [152] en Gaynor [82]

4.2 Invloed van de Slankheid van het Cilindervormig Proefstuk

Meerdere bronnen hebben een andere vorm van formule voorgesteld om de invloed van de slankheid in rekening te brengen. Er wordt gezocht naar een factor die de omzettingsfactor kan voorspellen voor proefstukken met een verhouding van de hoogte op de diameter h/d van 1,0 tot 2,0.

In tabel 4.2 zijn de in de literatuur teruggevonden formules opgesomd.

Bron	Formule $F_{h \setminus d} = \frac{f_{\frac{h}{d}=x}}{f_{\frac{h}{d}=2}}$
ASTM C42-90 [10]	$F_{h \setminus d} = C_1 \cdot \left(\frac{h}{d}\right)^{-C_2}$
The Concrete Society (1976) [164]	$F_{h \setminus d} = \frac{C_1 + \frac{d}{h}}{C_2}$
Chung (1979) [53]	$F_{h \setminus d} = 1 + \theta \cdot \left(1 - 0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2$
Chung (1989) [54]	$F_{h \setminus d} = 1 + \theta \cdot \frac{d}{h} \left(1 - 0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2$
Bartlett (1994) [18]	$F_{h \setminus d} = \frac{1}{1 - C_1 \cdot \left(2 - \frac{h}{d}\right)^{C_2}}$

Tabel 4.2: Invloed Slankheid

Uit de formule van ASTM C42-90 en The Concrete Society kan men een constante elimineren door te stellen dat $F_{\frac{h}{d}=2} = 1$.

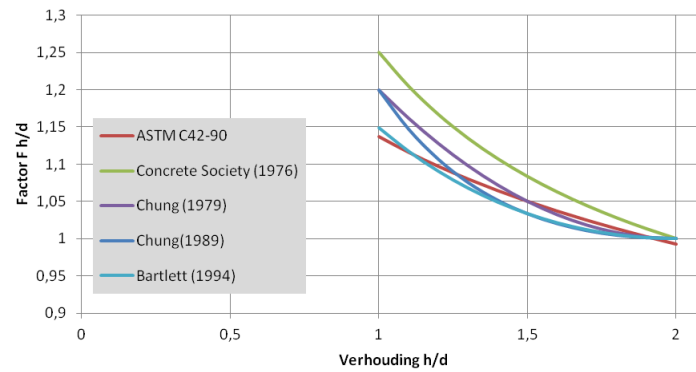
$$F_{\frac{h}{d}=2} = C_1 \cdot 2^{-C_2} = 1 \quad (4.10)$$

$$C_2 = \frac{\ln(C_1)}{\ln(2)} \quad (4.11)$$

$$F_{\frac{h}{d}=2} = \frac{C_1 + \frac{1}{2}}{C_2} = 1 \quad (4.12)$$

$$C_2 = C_1 + 0,5 \quad (4.13)$$

In de grafiek 4.1 zijn de verschillende formules uit de literatuur weergegeven.

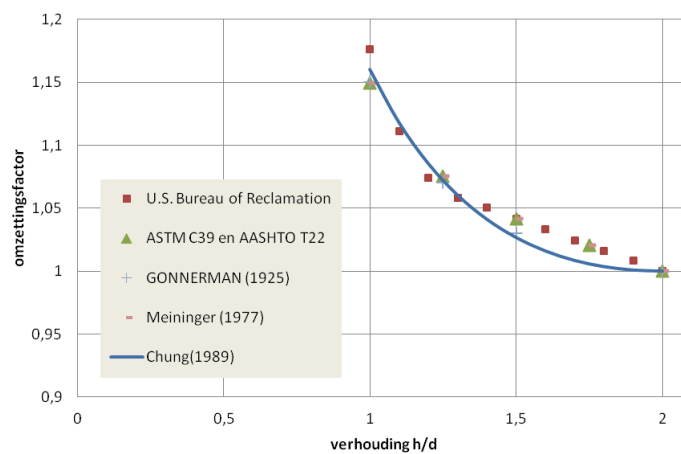


Figuur 4.1: Formules Invloed Slankheid

Na vergelijking van de formules met de omzettingsfactoren gegeven in [2, 12, 83, 133, 149] kan men besluiten dat het model van Chung (1989) [54] de beste benadering geeft. Grafiek 4.2 is getekend met de constante θ gelijk aan 0,64.

$$F_{\frac{h}{d}} = 1 + \theta \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1 - 0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2 \quad (4.14)$$

$$F_{\frac{h}{d}=1} = 1 + \frac{\theta}{4} \quad (4.15)$$



Figuur 4.2: Grafiek Chung met Verschillende Omzettingsfactoren en $\theta = 0,64$

Deze formule kan enkel toegepast worden binnen het interval $1, 0 \leq h/d \leq 2, 0$. Voor $\frac{h}{d} > 2, 0$ zal de factor $F_{\frac{h}{d}}$ terug beginnen stijgen, daar waar deze in de realiteit gewoon verder daalt.

Als we op basis van de experimenteel bepaalde omzettingfactoren oordelen dat de omzettingfactor tussen proefstukken met een verhouding $h/d = 1$ en $h/d = 2$ gemiddeld gelijk is aan 1,16 en een standaardafwijking heeft van 0,025 kan de statistische verdeling van de factor θ als volgt geschat worden:

$$\mu_{\theta} = 4 \cdot \left(\mu_{F_{\frac{h}{d}}} - 1 \right) = 0,64 \quad (4.16)$$

$$\sigma_{\theta} = 4 \cdot \sigma_{F_{\frac{h}{d}}} = 0,1 \quad (4.17)$$

4.3 Formules Vormfactoren

Uit de studie van de in de literatuur teruggevonden modellen voor de traditioneel verdicht beton, kan besloten worden dat enkel het model uit de niet meer van toepassing zijnde, maar nog vaak gebruikte Belgische norm NBN B15-220 [28] en het model op basis van de Size Effect Law van Bazant uit [184] relevant zijn om nader te bekijken voor zelfverdichtend beton.

4.3.1 Formule NBN B15-220 (1970) [28]

De herschreven formule, met een cilinder met diameter 150 mm en hoogte 300 mm als referentie, ziet er als volgt uit:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \frac{1,184}{0,929 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}}} \quad (4.18)$$

Of meer algemeen:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \frac{C_1}{C_2 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{C_3}}} \quad (4.19)$$

De constante C_3 brengt de invloed van de slankheid in rekening en zal constant gehouden worden. Aangezien de vormfactor om de druksterkte van een standaardproefstuk naar zichzelf om te zetten gelijk aan 1 moet zijn, kan een van de twee overige constanten geschreven worden als functie van de andere twee:

$$1 = \frac{C_1}{C_2 + \frac{1}{\left(1 + \sqrt{\frac{\pi \cdot 150^2}{4}}\right) \cdot \left(\frac{300}{\sqrt{\frac{\pi \cdot 150^2}{4}}}\right)^{C_3}}} \quad (4.20)$$

$$C_1 = C_2 + \frac{1}{\left(1 + \frac{3 \cdot \sqrt{\pi}}{8}\right) \cdot \left(\frac{4}{\sqrt{\pi}}\right)^{C_3}} \quad (4.21)$$

Hierdoor kan de formule herschreven worden als:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \frac{C_2 + \frac{1}{\left(1 + \frac{3 \cdot \sqrt{\pi}}{8}\right) \cdot \left(\frac{4}{\sqrt{\pi}}\right)^{C_3}}}{C_2 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{C_3}}} \quad (4.22)$$

De standaardafwijking van de vormfactoren wordt op dezelfde wijze berekend als bij het traditioneel verdicht beton:

$$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}} = \frac{0,10}{1,96} = 0,0510 \quad (4.23)$$

In de onderstelling dat de C.O.V. van de constanten C_2 en C_3 identiek zijn, kan men de standaardafwijking van de constante C_2 als volgt berekenen:

$$VAR\left[\frac{f_c}{f_{cx}}\right] = VAR[C_2] \cdot \left(\frac{\partial \frac{f_c}{f_{cx}}}{\partial C_2}\right)^2 + VAR[C_3] \cdot \left(\frac{\partial \frac{f_c}{f_{cx}}}{\partial C_3}\right)^2 \quad (4.24)$$

$$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}}^2 = \delta^2 \cdot \mu_{C_2}^2 \cdot \left(\frac{\partial \frac{f_c}{f_{cx}}}{\partial C_2}\right)^2 + \delta^2 \cdot \mu_{C_3}^2 \cdot \left(\frac{\partial \frac{f_c}{f_{cx}}}{\partial C_3}\right)^2 \quad (4.25)$$

$$\delta = \frac{\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}}}{\sqrt{\mu_{C_2}^2 \cdot \left(\frac{\partial \frac{f_c}{f_{cx}}}{\partial C_2}\right)^2 + \mu_{C_3}^2 \cdot \left(\frac{\partial \frac{f_c}{f_{cx}}}{\partial C_3}\right)^2}} \quad (4.26)$$

De bekomen C.O.V. is afhankelijk van de proefstukvorm en -grootte.

	C.O.V.
Kubus 100 mm	0,251
Kubus 150 mm	0,261
Kubus 200 mm	0,270
Cilinder 100x200 mm	0,061

Tabel 4.3: C.O.V. Proefstukken SCC NBN B15-220

Uitgaande van een C.O.V. van 0,27 kan men de karakteristieken van tabel 4.4 berekenen:

Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C_1	1,184	-
C_2	0,929	0,251
C_3	1,05	0,2835

Tabel 4.4: Prior SCC NBN B15-220

De standaardafwijking van de bekomen formule is:

$$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}} = \sqrt{\sigma_{C_2}^2 \cdot \left(\frac{\partial \frac{f_c}{f_{cx}}}{\partial C_2} \right)^2 + \sigma_{C_3}^2 \cdot \left(\frac{\partial \frac{f_c}{f_{cx}}}{\partial C_3} \right)^2} \quad (4.27)$$

Met

$$\frac{\partial \frac{f_c}{f_{cx}}}{\partial C_2} = \frac{1}{\mu_{C_2} + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{\mu_{C_3}}}} - \frac{\mu_{C_2} + \frac{1}{\left(1 + \frac{3 \cdot \sqrt{\pi}}{8}\right) \cdot \left(\frac{4}{\sqrt{\pi}}\right)^{\mu_{C_3}}}}{\left(\mu_{C_2} + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{\mu_{C_3}}} \right)^2} \quad (4.28)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \frac{f_c}{f_{cx}}}{\partial C_3} = & \frac{\left(\mu_{C_2} + \frac{1}{\left(1 + \frac{3 \cdot \sqrt{\pi}}{8}\right) \cdot \left(\frac{4}{\sqrt{\pi}}\right)^{\mu_{C_3}}} \right) \cdot \ln\left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)}{\left(\mu_{C_2} + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{\mu_{C_3}}} \right)^2 \cdot \left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{\mu_{C_3}}} - \\ & \frac{\ln\left(\frac{4}{\sqrt{\pi}}\right)}{\left(1 + \frac{3 \cdot \sqrt{\pi}}{8}\right) \cdot \left(\frac{4}{\sqrt{\pi}}\right)^{\mu_{C_3}} \cdot \left(\mu_{C_2} + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{\mu_{C_3}}} \right)} \end{aligned} \quad (4.29)$$

4.3.2 Size Effect Law van Bazant [184]

In [184] zijn de volgende formules voor vormfactoren voorgesteld:

$$\frac{f_{c \text{ cil}}}{f_c} = \frac{0,49}{\sqrt{1 + \frac{d}{26}}} + 0,81 \quad (4.30)$$

$$\frac{f_{c \text{ cub } x}}{f_c} = \frac{1,17}{\sqrt{1 + \frac{d}{26}}} + 0,62 \quad (4.31)$$

Voor traditioneel verdicht beton geeft de formule 4.31 een zeer goede benadering voor de vormfactoren van kubussen, maar het blijven echter twee verschillende formules om de vormfactoren te berekenen. De formule heeft de volgende algemene gedaante, waarin de constante C_2 een materiaaleigenschap is en dus onafhankelijk is van de proefstukvorm. De constanten C_1 en C_3 verschillen bij cilinders en kubussen.

$$\frac{f_{cx}}{f_c} = \frac{C_1}{\sqrt{1 + \frac{d}{C_2}}} + C_3 \quad (4.32)$$

Als de verhouding van de hoogte op de diameter van de cilinders verschillend is van 2, is het nodig om een correctiefactor in de formule te implementeren. De gedaante van deze correctiefactor is in paragraaf 4.2 besproken.

$$F_{\frac{h}{d}} = 1 + \theta \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1 - 0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2 \quad (4.33)$$

Hierdoor ziet de formule er als volgt uit:

$$\frac{f_{cx}}{f_c} = \begin{cases} \frac{C_1}{\sqrt{1+\frac{d}{C_2}}} + C_3 & : \text{kubussen} \\ \left(1 + \theta \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1 - 0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2\right) \cdot \left(\frac{C_4}{\sqrt{1+\frac{d}{C_2}}} + C_5\right) & : \text{cilinders} \end{cases} \quad (4.34)$$

Omdat de vormfactor om standaardproefstukken tot zichzelf om te zetten, gelijk aan 1 moet zijn, kan het volgende verband tussen de constanten afgeleid worden.

$$1 = \frac{C_4}{\sqrt{1 + \frac{150}{C_2}}} + C_5 \quad (4.35)$$

$$C_5 = 1 - \frac{C_4}{\sqrt{1 + \frac{150}{C_2}}} \quad (4.36)$$

De constanten hebben de volgende a priori verdeling:

Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C_1	1,17	0,0642
C_2	26	1,428
C_3	0,62	0,0340
C_4	0,49	0,0269
θ	0,64	0,1

Tabel 4.5: Prior SCC Bazant

In deze thesis wordt getracht om alle vormfactoren van de vorm $\frac{f_c}{f_{cx}}$ te maken, waardoor de formule er als volgt uitziet:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} \frac{1}{\frac{C_1}{\sqrt{1+\frac{d}{C_2}}} + C_3} & : \text{kubussen} \\ \frac{1}{\left(1 + \theta \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1 - 0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2\right) \cdot \left(\frac{C_4}{\sqrt{1+\frac{d}{C_2}}} + C_5\right)} & : \text{cilinders} \end{cases} \quad (4.37)$$

De standaardafwijking van deze formule wordt gegeven door:

$$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}} = \begin{cases} \sqrt{\sigma_{C_1}^2 \cdot A^2 + \sigma_{C_2}^2 \cdot B^2 + \sigma_{C_3}^2 \cdot C^2} : & \text{kubussen} \\ \sqrt{\sigma_{\theta}^2 \cdot D^2 + \sigma_{C_2}^2 \cdot D^2 + \sigma_{C_4}^2 \cdot F^2} : & \text{cilinders} \end{cases} \quad (4.38)$$

Met

$$A = \frac{\partial \frac{f_c}{f_{cx}}}{\partial C_1} = - \frac{1}{\left(\frac{C_1}{\sqrt{1+\frac{d}{C_2}}} + C_3\right)^2 \cdot \sqrt{1 + \frac{d}{C_2}}} \quad (4.39)$$

$$B = \frac{\partial \frac{f_c}{f_{cx}}}{\partial C_2} = - \frac{C_1 \cdot d}{2 \cdot \left(\frac{C_1}{\sqrt{1+\frac{d}{C_2}}} + C_3 \right)^2 \cdot \left(1 + \frac{d}{C_2} \right)^{\frac{3}{2}} \cdot C_2^2} \quad (4.40)$$

$$C = \frac{\partial \frac{f_c}{f_{cx}}}{\partial C_3} = - \frac{1}{\left(\frac{C_1}{\sqrt{1+\frac{d}{C_2}}} + C_3 \right)^2} \quad (4.41)$$

$$D = \frac{\partial \frac{f_c}{f_{cx}}}{\partial C_4} = - \frac{d \cdot \left(1 - \frac{0,5 \cdot h}{d} \right)^2}{\left(1 + \theta \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1 + 0,5 \cdot \frac{h}{d} \right)^2 \right)^2 \cdot \left(\frac{C_4}{\sqrt{1+\frac{d}{C_2}}} + 1 - \frac{C_4}{\sqrt{1+\frac{150}{C_2}}} \right) \cdot h} \quad (4.42)$$

$$E = \frac{\partial \frac{f_c}{f_{cx}}}{\partial C_2} = \frac{\frac{C_4 \cdot d}{2 \cdot \left(1 + \frac{d}{C_2} \right)^{\frac{3}{2}} \cdot C_2^2} - \frac{C_4 \cdot 75}{\left(1 + \frac{150}{C_2} \right)^{\frac{3}{2}} \cdot C_2^2}}{\left(\frac{C_4}{\sqrt{1+\frac{d}{C_2}}} + 1 - \frac{C_4}{\sqrt{1+\frac{150}{C_2}}} \right)^2} \quad (4.43)$$

$$F = \frac{\partial \frac{f_c}{f_{cx}}}{\partial C_4} = \frac{1}{\left(1 + \theta \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1 + 0,5 \cdot \frac{h}{d} \right)^2 \right)^2 \cdot \left(\frac{C_4}{\sqrt{1+\frac{d}{C_2}}} + 1 - \frac{C_4}{\sqrt{1+\frac{150}{C_2}}} \right)^2} \quad (4.44)$$

4.4 Combinatie van Vormfactor en Invloed van het Boren

4.4.1 Formule NBN B15-220 (1970) [28]

In deze paragraaf wordt gezocht welke schadefactor de invloed van de schade bij het boren het best in rekening brengt in de formule van de NBN B15 220 [28]. Zoals hierboven uitgewerkt, heeft de formule de volgende vorm:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \frac{C_2 + \frac{1}{\left(1 + \frac{3 \cdot \sqrt{\pi}}{8} \right) \cdot \left(\frac{4}{\sqrt{\pi}} \right)^{C_3}}}{C_2 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200} \right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}} \right)^{C_3}}} \quad (4.45)$$

Om de schade van het boren in rekening te brengen zullen de vier hierboven uitgewerkte modellen toegepast worden.

4.4.1.1 Constante Schadefactor

Als de schade van het boren met een constante factor in rekening gebracht wordt, ziet de formule er als volgt uit:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} V_{cx} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \frac{1}{C_4} \cdot V_{cx} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.46)$$

Met:

$$V_{cx} = \frac{C_2 + \frac{1}{\left(1 + \frac{3 \cdot \sqrt{\pi}}{8}\right) \cdot \left(\frac{4}{\sqrt{\pi}}\right)^{C_3}}}{C_2 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{C_3}}} \quad (4.47)$$

De standaardafwijking op de formule is dan:

$$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}} = \begin{cases} \sigma_{V_{cx}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \sqrt{\sigma_{C_4}^2 \cdot \frac{V_{cx}^2}{C_4^4} + \frac{\sigma_{V_{cx}}^2}{C_4^2}} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.48)$$

Voor de a priori verdeling van deze omzettingsfactor wordt een gemiddelde van 0,85 en een standaardafwijking van 0,10 gekozen. Deze waarden zijn dezelfde als degene die in de formules voor traditioneel verdicht beton gebruikt werd.

De constanten hebben de volgende a priori verdeling:

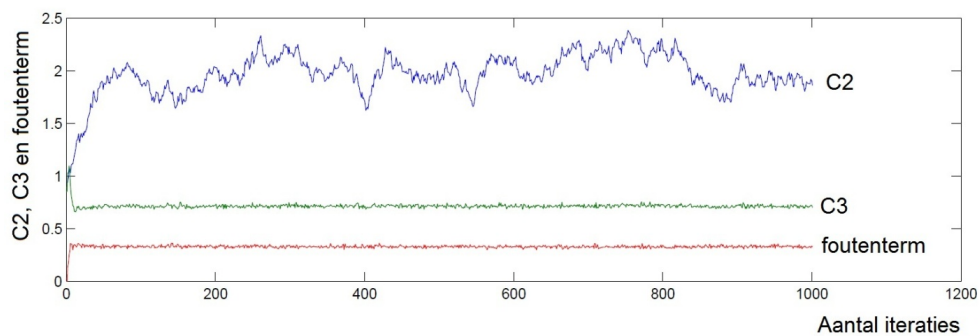
	Constante C_2	Constante C_4
Gemiddelde	0,929	0,85
Standaardafwijking	0,251	0,10

Tabel 4.6: Prior SCC NBN B15-220, Constante Schadefactor

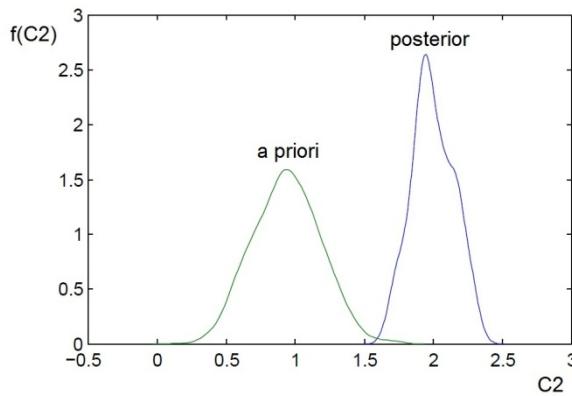
Na 1000 iteraties ziet de posterior distributie van de empirische constanten er als volgt uit:

	Constante C_2	Constante C_4	Foutenterm
Gemiddelde	1,9974	0,7152	0,3306
Standaardafwijking	0,1534	0,0123	0,0101

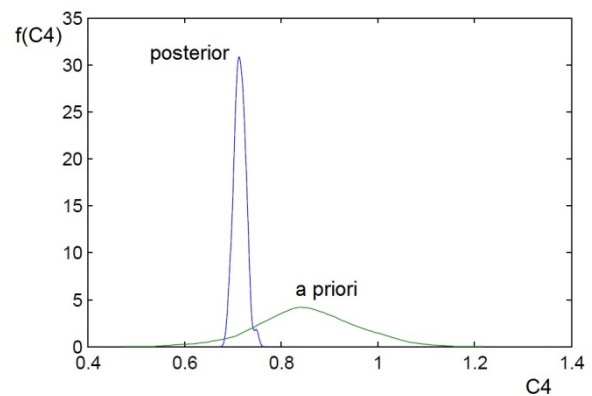
Tabel 4.7: Posterior SCC NBN B15-220, Constante Schadefactor



Figuur 4.3: Analyse Iteraties C_2 , C_3 en Foutenterm SCC NBN B15-220, Constante Schadefactor



Figuur 4.4: Analyse C_2 SCC NBN B15-220,
Constante Schadefactor



Figuur 4.5: Analyse C_4 SCC NBN B15-220,
Constante Schadefactor

Hierdoor wordt de volgende formule bekomen:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} \frac{2,2530}{1,9974 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \frac{1}{0,7152} \cdot \frac{2,2530}{1,9974 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}}} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.49)$$

De standaardafwijking op de formule kan als volgt berekend worden:

$$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}} = \begin{cases} \sigma_{V_{cx}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \sqrt{\sigma_{C_4}^2 \cdot \frac{V_{cx}^2}{C_4^2} + \frac{\sigma_{V_{cx}}^2}{C_4^2}} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.50)$$

De vormfactoren en hun standaardafwijkingen voor de verschillende proefstukken zijn weergegeven in de tabel 4.8.

Proefstuk	Vormfactor (gegoten)	$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}}$ (gegoten)	95%- Interval	Vormfactor (geboord)	$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}}$ (geboord)	95%- Interval
Kubus 200 mm	0,902	0,024	$\pm 0,048$	-	-	-
Kubus 150 mm	0,877	0,024	$\pm 0,047$	-	-	-
Kubus 100 mm	0,846	0,024	$\pm 0,047$	-	-	-
Cilinder 150x300 mm	1	0	$\pm 0,000$	1,398	0,024	$\pm 0,047$
Cilinder 100x200 mm	0,983	0,004	$\pm 0,007$	1,374	0,024	$\pm 0,047$
Cilinder 80x80 mm	0,851	0,017	$\pm 0,034$	1,190	0,032	$\pm 0,062$
Cilinder 50x100 mm	0,960	0,008	$\pm 0,016$	1,343	0,026	$\pm 0,051$
Cilinder 50x50 mm	0,829	0,0171	$\pm 0,034$	1,159	0,031	$\pm 0,061$

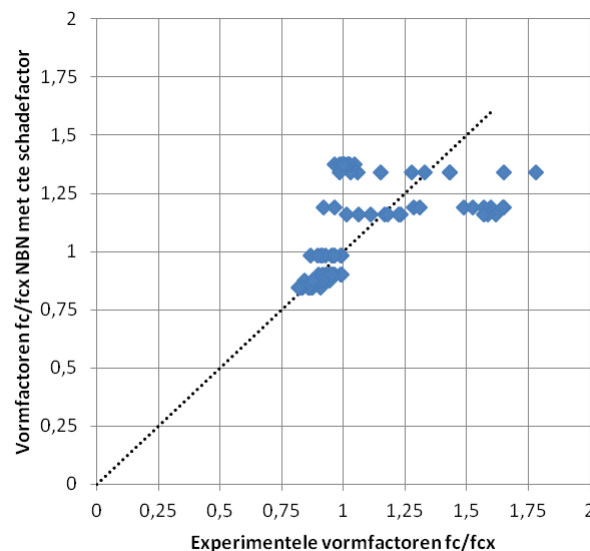
Tabel 4.8: Vormfactoren, Standaardafwijking en 95%Interval SCC NBN B15-220, Constante Schadefactor

Bij het vergelijken van deze vormfactoren met de experimenteel bepaalde vormfactoren merkt men dat de formule enkel correcte vormfactoren oplevert voor de kubussen. Alle vormfactoren in tabel 4.9 zijn opnieuw van de vorm $\frac{f_c}{f_{cx}}$.

Proefstuk	Vormfactor uit experimenten	Vormfactor volgens formule
Kubus 200 mm (gegoten)	0,946	$0,902 \pm 0,048$
Kubus 150 mm (gegoten)	0,898	$0,877 \pm 0,047$
Kubus 100 mm (gegoten)	0,853	$0,846 \pm 0,047$
Cilinder 150x300 mm (gegoten)	1	$1,000 \pm 0,000$
Cilinder 100x200 mm (gegoten)	0,934	$0,983 \pm 0,007$
Cilinder 100x200 mm (geboord)	1,004	$1,374 \pm 0,047$
Cilinder 80x80 mm (geboord)	1,337	$1,190 \pm 0,062$
Cilinder 50x100 mm (geboord)	1,265	$1,343 \pm 0,051$
Cilinder 50x50 mm (geboord)	1,243	$1,159 \pm 0,061$

Tabel 4.9: Vormfactoren uit Experimenten en Volgens Formule SCC NBN B15-220, Constante Schadefactor

Grafiek 4.6 geeft de berekende vormfactoren weer in functie van de experimentele vormfactor. Het is duidelijk dat de formule voor gegoten proefstukken een zeer goede benadering geeft, maar dat de boorkernen, waarvan de berekende vormfactor groter dan 1 is, minder goed voorspeld worden.



Figuur 4.6: Voorspelde Vormfactoren i.f.v. Experimenteel Bekomen Vormfactoren: SCC NBN B15-220, Constante Schadefactor

4.4.1.2 Schadefactor Afhankelijk van de Diameter

Het hierboven opgestelde model om de schade van het boren te verrekenen, rekening houdende met de diameter van de proefstukken, ziet er als volgt uit:

$$f_{c \text{ kern } x} = f_{cx} \cdot \left(1 - \frac{C_1}{d}\right) \quad (4.51)$$

Hierdoor wordt de formule herschreven tot:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} V_{cx} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \frac{1}{1 - \frac{C_4}{d}} \cdot V_{cx} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.52)$$

De standaardafwijking op de formule is dan:

$$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}} = \begin{cases} \sigma_{V_{cx}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \sqrt{\sigma_{C_4}^2 \cdot \frac{V_{cx}^2}{\left(1 - \frac{C_4}{d}\right)^4 \cdot d^2} + \frac{\sigma_{V_{cx}}^2}{\left(1 - \frac{C_4}{d}\right)^2}} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.53)$$

De constanten hebben de volgende a priori verdeling:

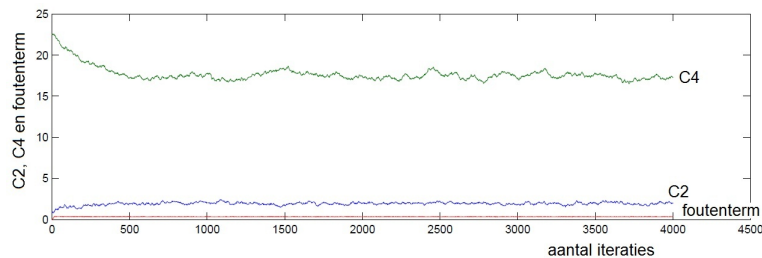
	Constante C_2	Constante C_4
Gemiddelde	0,929	22,5 mm
Standaardafwijking	0,251	15 mm

Tabel 4.10: Prior SCC NBN B15-220, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter

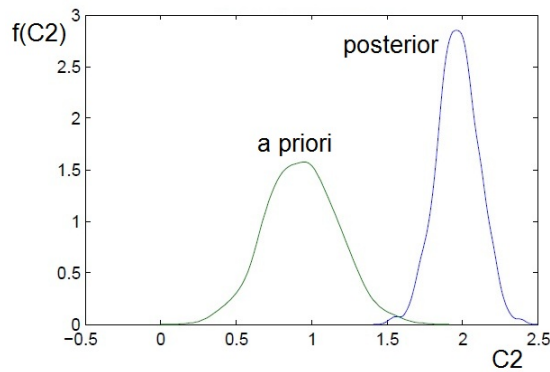
Na 4000 iteraties ziet de posterior distributie van de empirische constanten er als volgt uit:

	Constante C_2	Constante C_4	Foutenterm
Gemiddelde	1,9684	17,441	0,3289
Standaardafwijking	0,1386	0,3682	0,0105

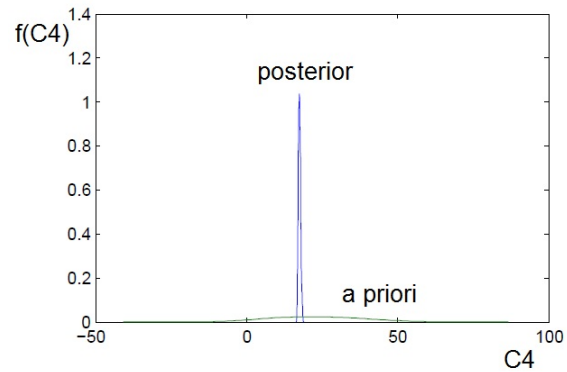
Tabel 4.11: Posterior SCC NBN B15-220, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter



Figuur 4.7: Analyse Iteraties C_2 , C_4 en Foutenterm SCC NBN B15-220, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter



Figuur 4.8: Analyse C_2 SCC NBN B15-220, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter



Figuur 4.9: Analyse C_4 SCC NBN B15-220, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter

De formule wordt:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} \frac{2,2240}{1,9684 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \frac{1}{1 - \frac{17,4410}{d}} \cdot \frac{2,2240}{1,9684 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}}} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.54)$$

De tabel 4.12 bevat de vormfactoren en hun standaardafwijkingen voor de verschillende proefstukken.

Proefstuk	Vormfactor (gegoten)	$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}}$ (gegoten)	95%- Interval	Vormfactor (geboord)	$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}}$ (geboord)	95%- Interval
Kubus 200 mm	0,901	0,025	$\pm 0,048$	-	-	-
Kubus 150 mm	0,876	0,024	$\pm 0,047$	-	-	-
Kubus 100 mm	0,844	0,024	$\pm 0,047$	-	-	-
Cilinder 150x300 mm	1	0	$\pm 0,000$	1,132	0,003	$\pm 0,006$
Cilinder 100x200 mm	0,983	0,004	$\pm 0,007$	1,190	0,007	$\pm 0,014$
Cilinder 80x80 mm	0,849	0,017	$\pm 0,034$	1,086	0,023	$\pm 0,045$
Cilinder 50x100 mm	0,960	0,008	$\pm 0,016$	1,474	0,021	$\pm 0,041$
Cilinder 50x50 mm	0,827	0,017	$\pm 0,033$	1,270	0,030	$\pm 0,058$

Tabel 4.12: Vormfactoren, Standaardafwijking en 95%-Interval SCC NBN B15-220, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter

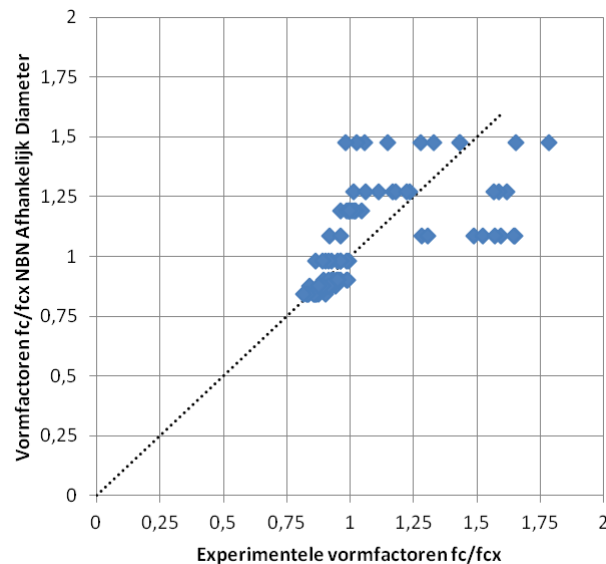
Deze vormfactoren verschillen nauwelijks van deze met een constante factor voor de schade van het boren. Als men ze vergelijkt met de empirisch bekomen vormfactoren is de afwijking dan ook nauwelijks verschillend. Men kan hieruit besluiten dat de schade van het boren niet beter benaderd wordt met een schadefactor die afhankelijk is van de diameter van het proefstuk dan een constante schadefactor. Gezien een constante schadefactor eenvoudiger is, geniet dit de voorkeur.

Alle vormfactoren in tabel 4.13 zijn van de vorm $\frac{f_c}{f_{cx}}$.

Proefstuk	Vormfactor uit experimenten	Vormfactor volgens formule
Kubus 200 mm (gegoten)	0,946	$0,901 \pm 0,048$
Kubus 150 mm (gegoten)	0,898	$0,876 \pm 0,047$
Kubus 100 mm (gegoten)	0,853	$0,844 \pm 0,047$
Cilinder 150x300 mm (gegoten)	1	$1,000 \pm 0,000$
Cilinder 100x200 mm (gegoten)	0,934	$0,983 \pm 0,004$
Cilinder 100x200 mm (geboord)	1,004	$1,190 \pm 0,014$
Cilinder 80x80 mm (geboord)	1,337	$1,086 \pm 0,045$
Cilinder 50x100 mm (geboord)	1,265	$1,474 \pm 0,041$
Cilinder 50x50 mm (geboord)	1,243	$1,270 \pm 0,058$

Tabel 4.13: Vormfactoren uit Experimenten en Volgens Formule SCC NBN B15-220, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter

Uit grafiek 4.10 kan men opmaken dat de schadefactor die afhankelijk is van de diameter geen nauwkeurigere voorspelling van de vormfactoren oplevert.



Figuur 4.10: Voorspelde Vormfactoren i.f.v. Experimenteel Bekomen Vormfactoren: SCC NBN B15-220, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter

4.4.1.3 Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte

Als men uitgaat van een lineair verband tussen de schade bij het boren en de druksterkte van het beton, bekomt men de volgende omzettingfactor:

$$f_{c \text{ kern } x} = (C_1 - C_2 \cdot f_{cx}) \cdot f_{cx} \quad (4.55)$$

Het probleem bij het gebruik van een dergelijke relatie is dat men om de druksterkte van het beton te berekenen, de correcte vormfactor moet kennen. Dit laatste wordt hier echter verwaarloosd door in de formule f_{cx} gelijk te stellen aan de kerndruksterkte, onafhankelijk van wat de diameter van de kern is. Hierdoor bekomen we de volgende vormfactor:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} V_{cx} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \frac{1}{C_4 - C_5 \cdot f_{c \text{ kern } x}} \cdot V_{cx} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.56)$$

Met

$$V_{cx} = \frac{C_2 + \frac{1}{\left(1 + \frac{3 \cdot \sqrt{\pi}}{8}\right) \cdot \left(\frac{4}{\sqrt{\pi}}\right)^{C_3}}}{C_2 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{C_3}}} \quad (4.57)$$

De standaardafwijking op de formule is dan

$$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}} = \begin{cases} \sigma_{V_{cx}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \sqrt{\sigma_{C_4}^2 \cdot \frac{V_{cx}^2}{(C_4 - C_5 \cdot f_{c \text{ kern } x})^4} + \sigma_{C_5}^2 \cdot \frac{V_{cx}^2 \cdot f_{c \text{ kern } x}^2}{(C_4 - C_5 \cdot f_{c \text{ kern } x})^4} + \frac{\sigma_{V_{cx}}^2}{(C_4 - C_5 \cdot f_{c \text{ kern } x})^2}} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.58)$$

De a priori verdeling van de constanten is:

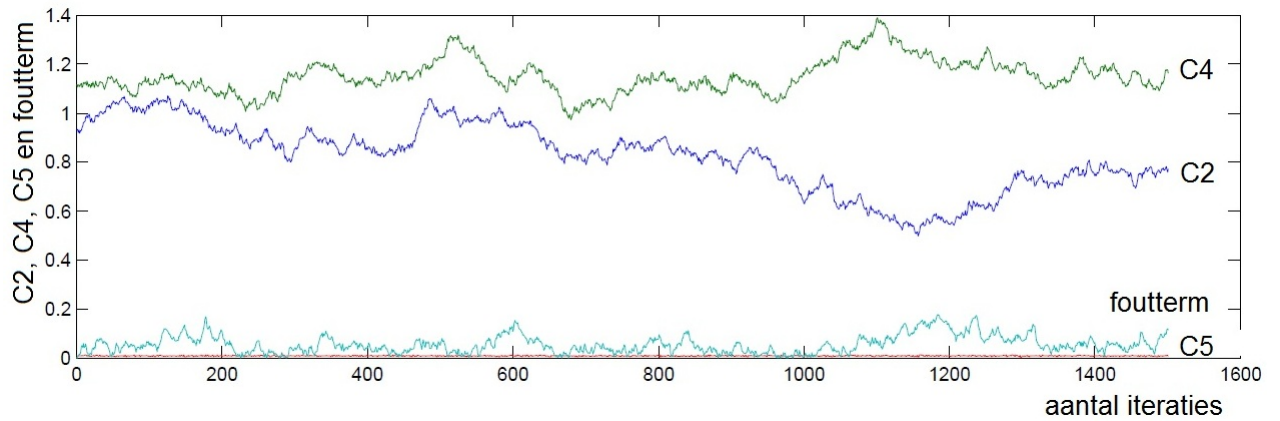
	Constante C_2	Constante C_4	Constante C_5
Gemiddelde	0,929	1,118	0,00835
Standaardafwijking	0,251	0,0955	0,00156

Tabel 4.14: Prior SCC NBN B15-220, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte

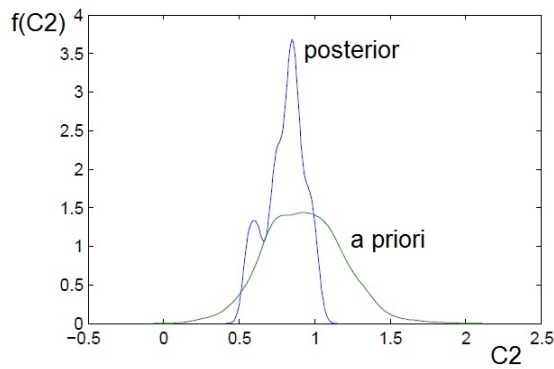
Na 1500 iteraties ziet de posterior distributie er als volgt uit:

	Constante C_2	Constante C_4	Constante C_5	Foutenterm
Gemiddelde	0,8023	1,1540	0,0083	0,0551
Standaardafwijking	0,1277	0,0725	0,0016	0,0371

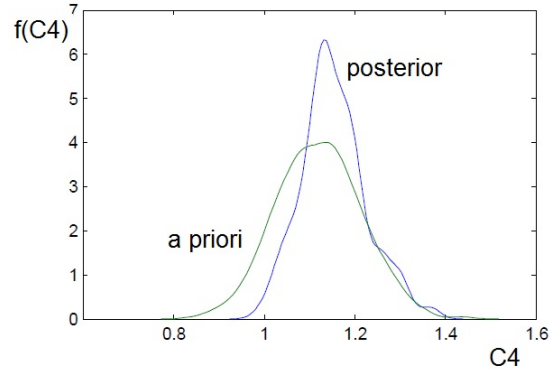
Tabel 4.15: Posterior SCC NBN B15-220, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte



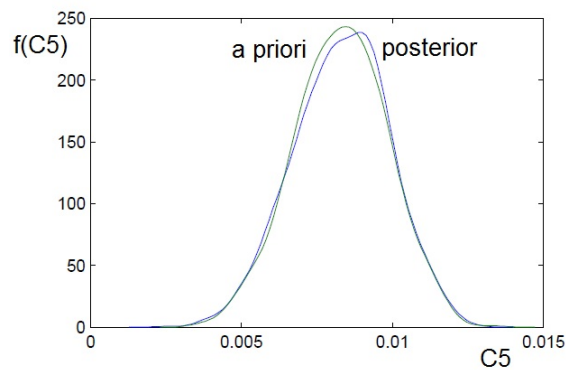
Figuur 4.11: Analyse Iteraties C_2 , C_4 , C_5 en Foutterm SCC NBN B15-220, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte



Figuur 4.12: Analyse C_2 SCC NBN B15-220, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte



Figuur 4.13: Analyse C_4 SCC NBN B15-220, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte



Figuur 4.14: Analyse C_5 SCC NBN B15-220, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte

De formule wordt dan:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} \frac{1,0579}{0,8023 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \frac{1}{1,1540 - 0,0083 \cdot f_{c \text{ kern}}} \cdot \frac{1,0579}{0,8023 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}}} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.59)$$

Nu de omzettingfactor afhankelijk is van de druksterkte van de proefstukken is het niet langer mogelijk om de berekende vormfactoren te vergelijken met de experimentele resultaten. Dit probleem kan verholpen worden door de vormfactoren te berekenen voor de druksterktes die we bekwamen voor SCC-1, de referentiemengeling.

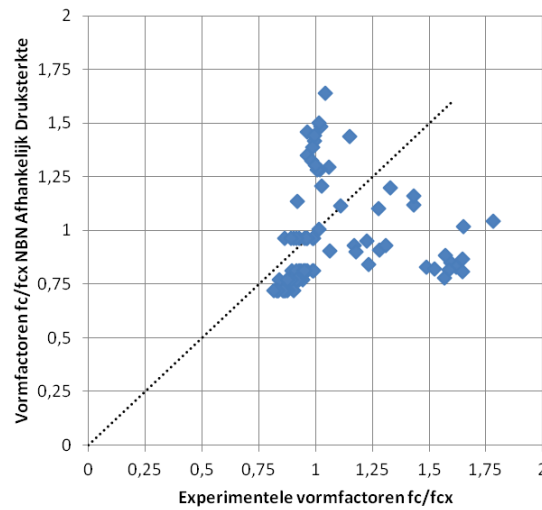
Alle vormfactoren in tabel 4.16 zijn van de vorm $\frac{f_c}{f_{cx}}$.

Proefstuk	Druksterkte kern (MPa)	Vormfactor uit experimenten	Vormfactor volgens formule
Kubus 200 mm (gegoten)		0,946	0,812 ± 0,096
Kubus 150 mm (gegoten)		0,898	0,770 ± 0,094
Kubus 100 mm (gegoten)		0,853	0,720 ± 0,092
Cilinder 150x300 mm (gegoten)		1	1,000 ± 0,000
Cilinder 100x200 mm (gegoten)		0,934	0,964 ± 0,007
Cilinder 100x200 mm (geboord)	57,0	1,004	1,416 ± 0,475
Cilinder 80x80 mm (geboord)	61,6	1,337	1,133 ± 0,438
Cilinder 50x100 mm (geboord)	53,6	1,265	1,297 ± 0,405
Cilinder 50x50 mm (geboord)	55,9	1,243	1,006 ± 0,346

Tabel 4.16: Vormfactoren uit Experimenten en Volgens Formule SCC NBN B15-220, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte

Gezien de grote fouten en onzekerheden over de vormfactoren is dit model onbruikbaar voor praktische doeleinden.

Zoals op grafiek 4.15 zichtbaar zijn de vormfactoren volgens dit model onbruikbaar voor praktische doeleinden.



Figuur 4.15: Voorspelde Vormfactoren i.f.v. Experimenteel Bekomen Vormfactoren: SCC NBN B15-220, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte

4.4.2 Size Effect Law van Bazant

Hierboven is reeds een algemene formule voor gegoten proefstukken uitgewerkt, waarin de constanten de hieronder gegeven a priori verdeling hebben.

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} \frac{1}{\frac{C_1}{\sqrt{1+\frac{d}{C_2}}} + C_3} & : \text{kubussen} \\ \frac{1}{\left(1+\theta \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1-0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2\right) \cdot \left(\frac{C_4}{\sqrt{1+\frac{d}{C_2}}} + 1 + \frac{C_4}{\sqrt{1+\frac{150}{C_2}}}\right)} & : \text{cilinders} \end{cases} \quad (4.60)$$

Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C_1	1,17	0,0642
C_2	26	1,428
C_3	0,62	0,0340
C_4	0,49	0,0269
θ	0,64	0,1

Tabel 4.17: A Priori Verdeling Constanten SCC Bazant

In deze paragraaf wordt gezocht naar de beste methode om de schade van het boren in deze formule te integreren.

4.4.2.1 Constante Schadefactor

De formule wordt hierdoor:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} V_{cx} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \frac{1}{C_5} \cdot V_{cx} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.61)$$

Met V_{cx} de hierboven beschreven vormfactor. De standaardafwijking op de formule is dan

$$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}} = \begin{cases} \sigma_{V_{cx}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \sqrt{\sigma_{C_5}^2 \cdot \frac{V_{cx}^2}{C_5^4} + \frac{\sigma_{V_{cx}}^2}{C_5^2}} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.62)$$

De schadefactor C_5 heeft de volgende a priori verdeling:

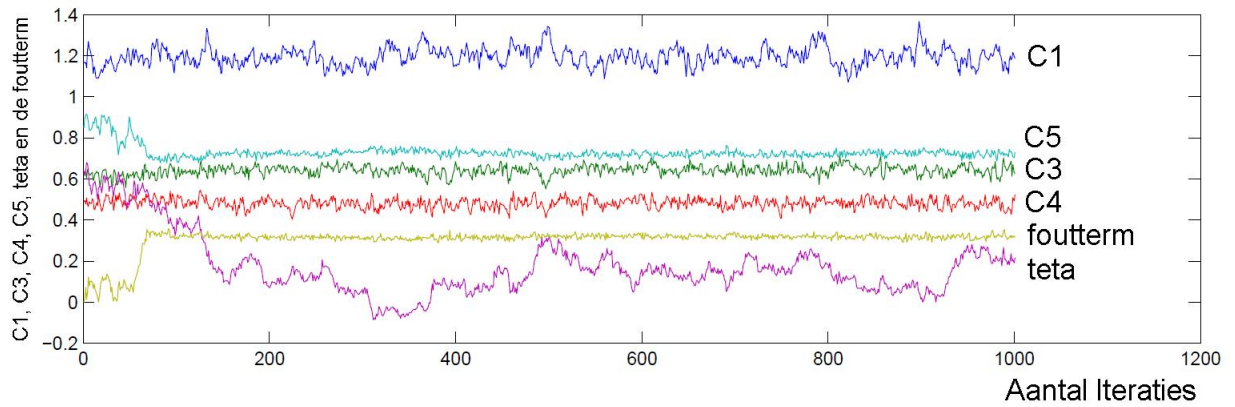
Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C_5	0,85	0,10

Tabel 4.18: Prior SCC Bazant, Constante Schadefactor

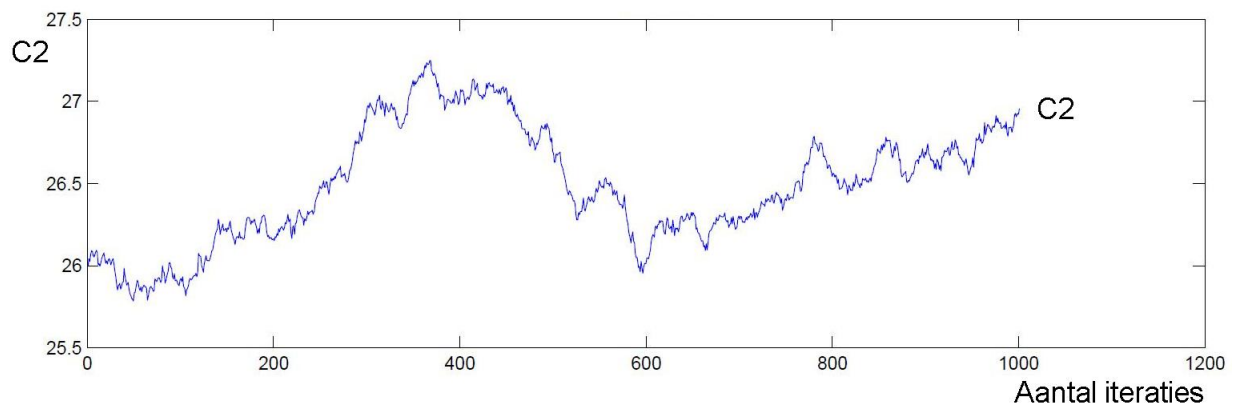
Na 1000 iteraties bekomt men de volgende posterior verdelingen van de constanten:

Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C_1	1,1957	0,0447
C_2	26,5518	0,3187
C_3	0,6437	0,0234
C_4	0,4806	0,0241
C_5	0,7231	0,0140
θ	0,1351	0,0901

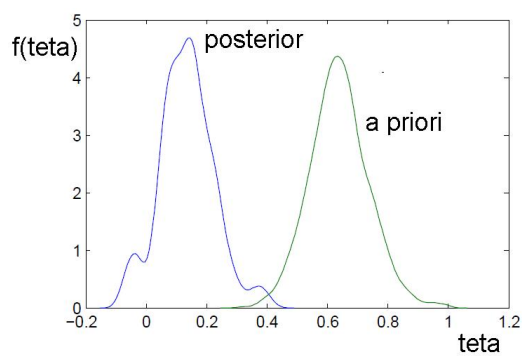
Tabel 4.19: Posterior SCC Bazant, Constante Schadefactor



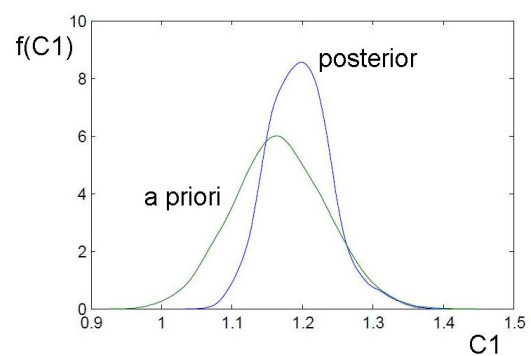
Figuur 4.16: Analyse Iteraties C_1 , C_5 , C_3 , C_4 , θ en Foutterm SCC Bazant: Constante Schadefactor



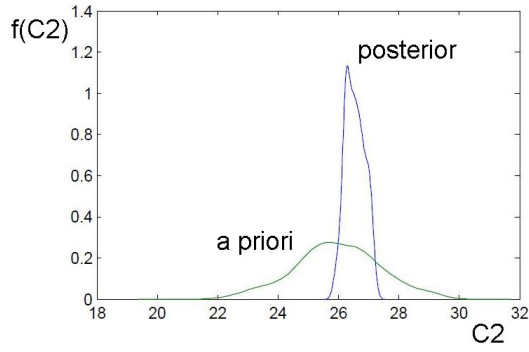
Figuur 4.17: Analyse Iteraties C_2 SCC Bazant, Constante Schadefactor



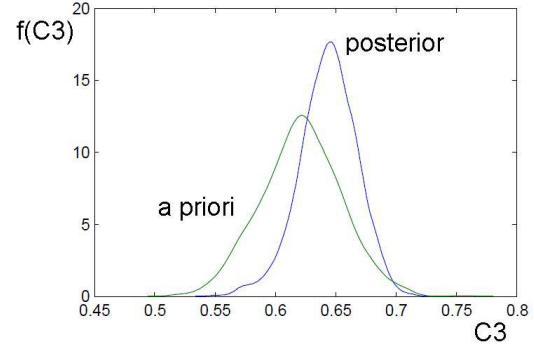
Figuur 4.18: Analyse θ SCC Bazant, Constante Schadefactor



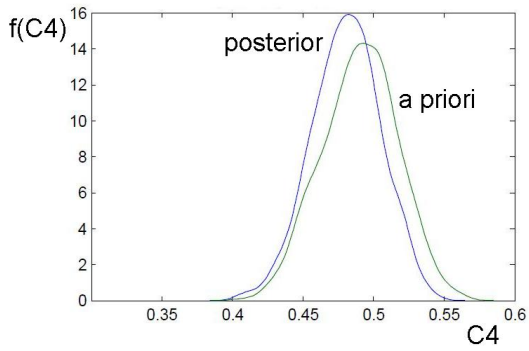
Figuur 4.19: Analyse C_1 SCC Bazant, Constante Schadefactor



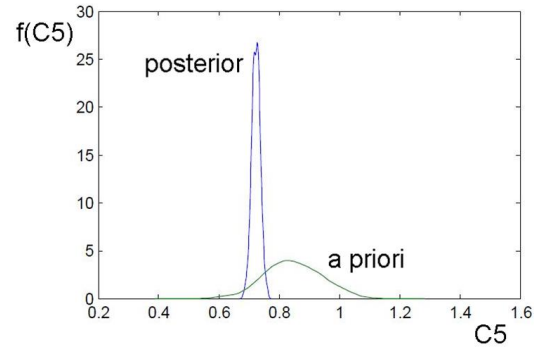
Figuur 4.20: Analyse C_2 SCC Bazant, Constante Schadefactor



Figuur 4.21: Analyse C_3 SCC Bazant, Constante Schadefactor



Figuur 4.22: Analyse C_4 SCC Bazant, Constante Schadefactor



Figuur 4.23: Analyse C_5 SCC Bazant, Constante Schadefactor

Enkel de invloedfactor voor de hoogte van de cilindervormige proefstukken θ verschilt sterk van de vooropgestelde distributie. De nieuwe constanten resulteren in de volgende formule:

$$V_{cx} = \begin{cases} \frac{1}{\frac{1,1957}{\sqrt{1+\frac{d}{26,5518}}} + 0,6437} : & \text{kubussen} \\ \frac{1}{\left(1 + 0,1351 \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1 - 0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2\right) \cdot \left(\frac{0,4806}{\sqrt{1+\frac{d}{26,5518}}} + 0,8136\right)} : & \text{cilinders} \end{cases} \quad (4.63)$$

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} V_{cx} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \frac{1}{0,7231} \cdot V_{cx} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.64)$$

De tabel 4.20 vat de vormfactoren en hun standaardafwijkingen samen voor de verschillende proefstukken.

Proefstuk	Vormfactor (gegoten)	$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}}$ (gegoten)	95%-Interval)	Vormfactor (geboord)	$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}}$ (geboord)	95%-Interval
Kubus 200 mm	0,950	0,025	$\pm 0,050$	-	-	-
Kubus 150 mm	0,903	0,024	$\pm 0,047$	-	-	-
Kubus 100 mm	0,839	0,022	$\pm 0,043$	-	-	-
Cilinder 150x300 mm	1	0	$\pm 0,000$	1,383	0,027	$\pm 0,052$
Cilinder 100x200 mm	0,967	0,002	$\pm 0,003$	1,338	0,026	$\pm 0,051$
Cilinder 80x80 mm	0,918	0,020	$\pm 0,039$	1,270	0,037	$\pm 0,073$
Cilinder 50x100 mm	0,912	0,004	$\pm 0,008$	1,261	0,025	$\pm 0,049$
Cilinder 50x50 mm	0,882	0,020	$\pm 0,038$	1,220	0,036	$\pm 0,070$

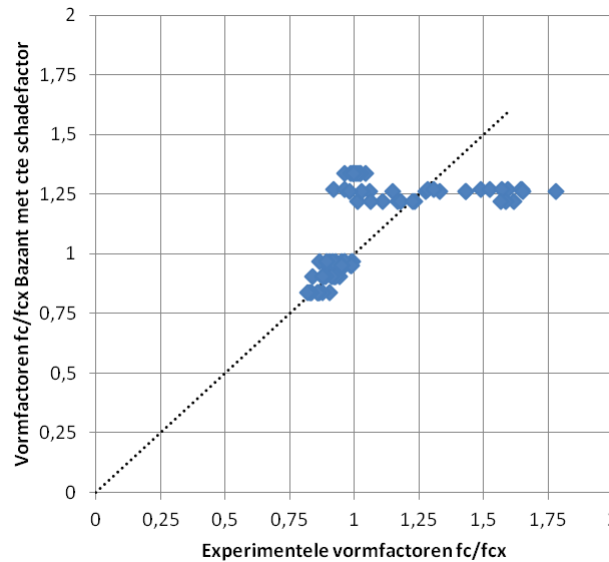
Tabel 4.20: Vormfactoren, Standaardafwijking en 95%-Interval SCC Bazant, Constante Schadefactor

In tabel 4.21 is een overzicht gegeven van de berekende en de experimenteel bekomen vormfactoren.

Proefstuk	Vormfactor uit experimenten	Vormfactor volgens formule
Kubus 200 mm (gegoten)	0,946	$0,950 \pm 0,050$
Kubus 150 mm (gegoten)	0,898	$0,903 \pm 0,047$
Kubus 100 mm (gegoten)	0,853	$0,839 \pm 0,043$
Cilinder 150x300 mm (gegoten)	1	$1,000 \pm 0,000$
Cilinder 100x200 mm (gegoten)	0,934	$0,967 \pm 0,003$
Cilinder 100x200 mm (geboord)	1,004	$1,338 \pm 0,051$
Cilinder 80x80 mm (geboord)	1,337	$1,270 \pm 0,073$
Cilinder 50x100 mm (geboord)	1,265	$1,261 \pm 0,049$
Cilinder 50x50 mm (geboord)	1,243	$1,220 \pm 0,070$

Tabel 4.21: Vormfactoren uit Experimenten en Volgens Formule SCC Bazant, Constante Schadefactor

Grafiek 4.24 geeft de voorspelde vormfactoren in functie van de experimenteel bekomen vormfactoren weer:



Figuur 4.24: Voorspelde Vormfactoren i.f.v. Experimenteel Bekomen Vormfactoren: Bazant SCC, Constante Schadefactor

4.4.2.2 Schadefactor Afhankelijk van de Diameter

De formule en zijn standaardafwijking worden gegeven door:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} V_{cx} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \frac{1}{1-\frac{C_5}{d}} \cdot V_{cx} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.65)$$

$$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}} = \begin{cases} \sigma_{V_{cx}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \sqrt{\sigma_{C_5}^2 \cdot \frac{V_{cx}^2}{(1-C_5)^4 \cdot d^2} + \frac{\sigma_{V_{cx}}^2}{(1-\frac{C_5}{d})^2}} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.66)$$

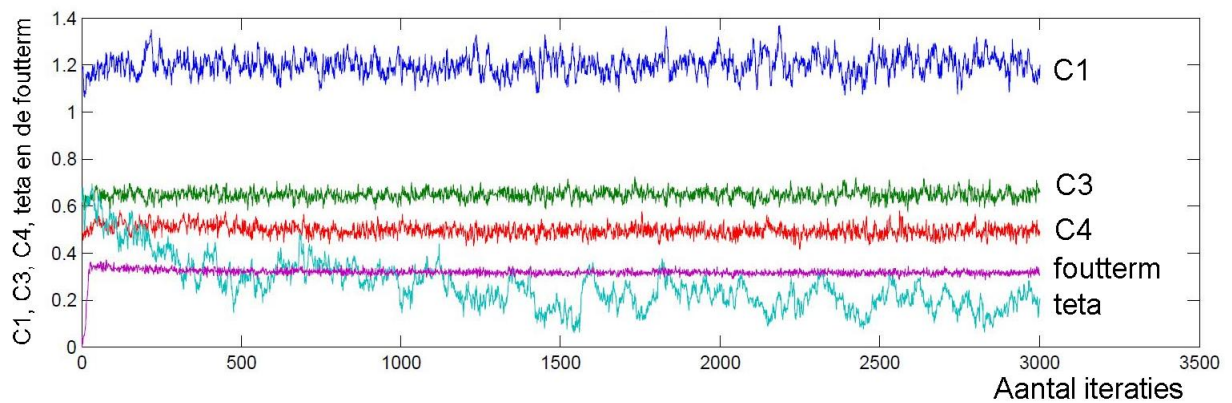
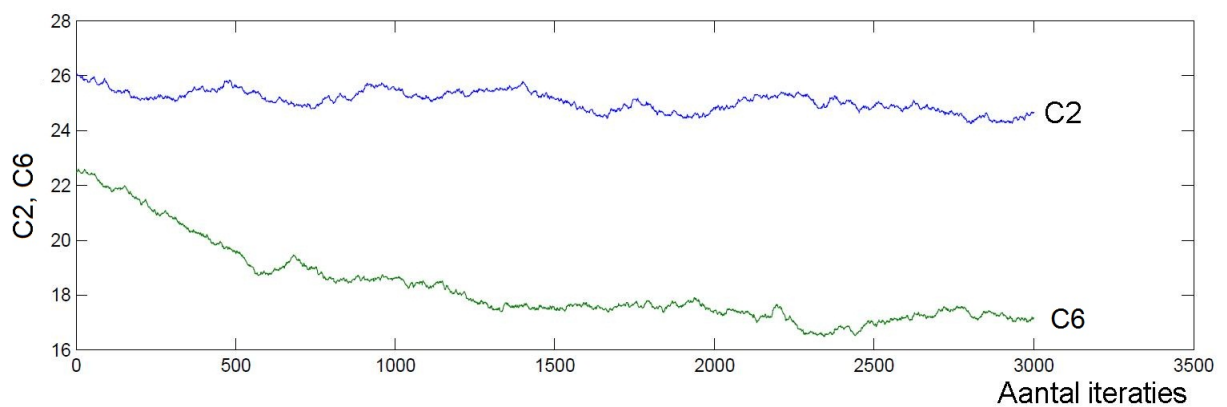
De schadefactor C_5 heeft de volgende a priori verdeling:

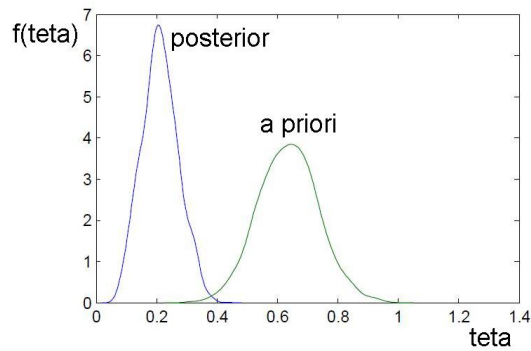
Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C_5	22,55	15

Tabel 4.22: Prior SCC Bazant, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter

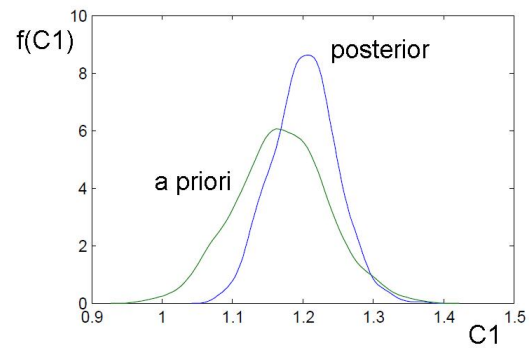
Omdat de transiënte berekeningsperiode pas na 1000 iteraties bereikt is, worden hier 2000 iteraties gegenereerd. Zo worden de posterior distributies van de constanten bepaald op basis van de laatste 2000 iteraties.

Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C_1	1,2021	0,0459
C_2	24,9582	0,3474
C_3	0,6910	0,0220
C_4	0,4928	0,0229
C_5	17,4503	0,4425
θ	0,1220	0,0602
Foutterm	0,3172	0,0093

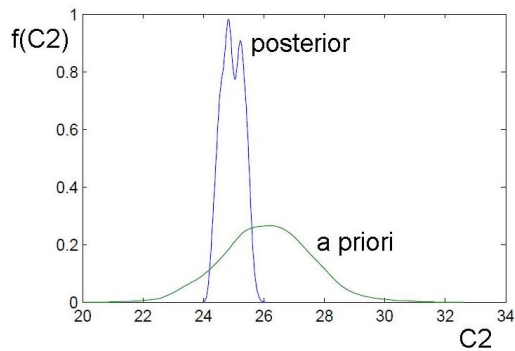
Tabel 4.23: Posterior SCC Bazant, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter**Figuur 4.25:** Analyse Iteraties C_1 , C_3 , C_4 , θ en Foutterm SCC Bazant, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter**Figuur 4.26:** Analyse Iteraties C_2 en C_5 SCC Bazant, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter



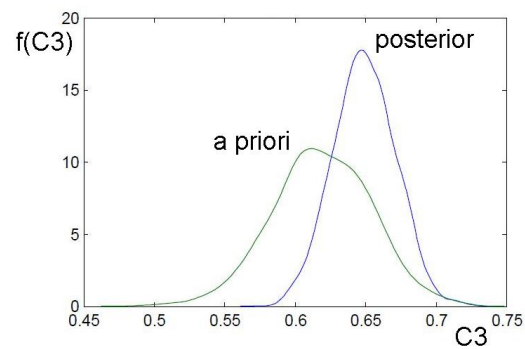
Figuur 4.27: Analyse θ SCC Bazant, Scha-defactor Afhankelijk van de Diameter



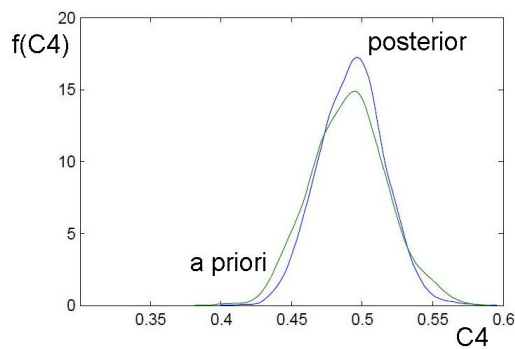
Figuur 4.28: Analyse C_1 SCC Bazant, Scha-defactor Afhankelijk van de Diameter



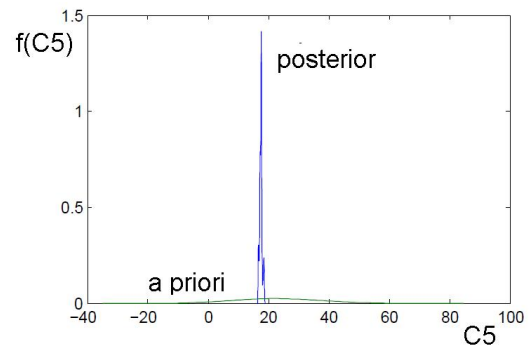
Figuur 4.29: Analyse C_2 SCC Bazant, Scha-defactor Afhankelijk van de Diameter



Figuur 4.30: Analyse C_3 SCC Bazant, Scha-defactor Afhankelijk van de Diameter



Figuur 4.31: Analyse C_4 SCC Bazant, Scha-defactor Afhankelijk van de Diameter



Figuur 4.32: Analyse C_5 SCC Bazant, Scha-defactor Afhankelijk van de Diameter

De formule ziet er dus als volgt uit:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} \frac{1}{\frac{1,2021}{\sqrt{1+\frac{d}{24,9582}}} + 0,6910} & : \text{kubussen} \\ \frac{1}{\left(1+0,1220 \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1-0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2\right) \cdot \left(\frac{0,4928}{\sqrt{1+\frac{d}{24,9582}}} + 0,8139\right)} & : \text{cilinders} \end{cases} \quad (4.67)$$

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} V_{cx} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \frac{1}{1-\frac{17,4503}{d}} \cdot V_{cx} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.68)$$

Tabel 4.24 vat de vormfactoren en hun standaardafwijkingen samen voor de verschillende proefstukken.

Proefstuk	Vormfactor (gegoten)	$\sigma \frac{f_c}{f_{cx}}$ (gegoten)	95%-Interval)	Vormfactor (geboord)	$\sigma \frac{f_c}{f_{cx}}$ (geboord)	95%-Interval
Kubus 200 mm	0,916	0,012	$\pm 0,044$	-	-	-
Kubus 150 mm	0,873	0,021	$\pm 0,042$	-	-	-
Kubus 100 mm	0,814	0,020	$\pm 0,039$	-	-	-
Cilinder 150x300 mm	1	0	$\pm 0,000$	1,132	0,004	$\pm 0,007$
Cilinder 100x200 mm	0,967	0,001	$\pm 0,003$	1,171	0,007	$\pm 0,013$
Cilinder 80x80 mm	0,921	0,014	$\pm 0,027$	1,178	0,019	$\pm 0,038$
Cilinder 50x100 mm	0,911	0,004	$\pm 0,007$	1,399	0,020	$\pm 0,039$
Cilinder 50x50 mm	0,884	0,013	$\pm 0,026$	1,357	0,028	$\pm 0,054$

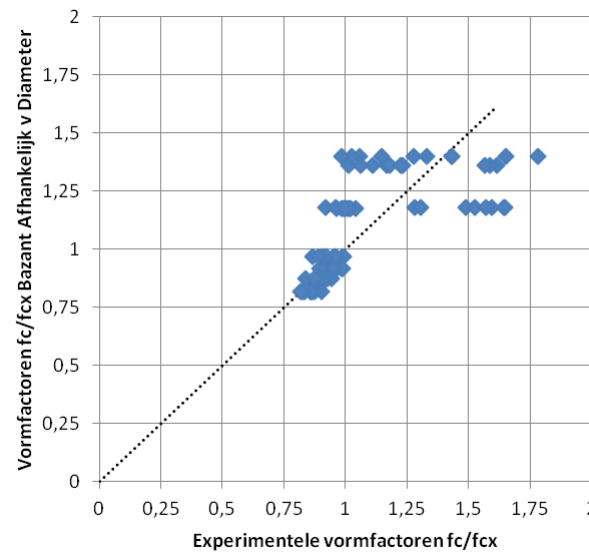
Tabel 4.24: Vormfactoren, Standaardafwijking en 95%-Interval SCC Bazant, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter

In tabel 4.25 is een overzicht gegeven van de berekende en de experimenteel bekomen vormfactoren. De vormfactoren stemmen over het algemeen minder goed overeen met de experimenteel bepaalde dan deze met een constante schadefactor.

Proefstuk	Vormfactor uit experimenten	Vormfactor volgens formule
Kubus 200 mm (gegoten)	0,946	$0,916 \pm 0,044$
Kubus 150 mm (gegoten)	0,898	$0,873 \pm 0,042$
Kubus 100 mm (gegoten)	0,853	$0,814 \pm 0,020$
Cilinder 150x300 mm (gegoten)	1	$1,000 \pm 0,000$
Cilinder 100x200 mm (gegoten)	0,934	$0,967 \pm 0,001$
Cilinder 100x200 mm (geboord)	1,004	$1,171 \pm 0,013$
Cilinder 80x80 mm (geboord)	1,337	$1,178 \pm 0,038$
Cilinder 50x100 mm (geboord)	1,265	$1,399 \pm 0,039$
Cilinder 50x50 mm (geboord)	1,243	$1,357 \pm 0,054$

Tabel 4.25: Vormfactoren uit Experimenten en Volgens Formule SCC Bazant, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter

Grafiek 4.33 illustreert dat de sterkte iets beter voorspeld wordt.



Figuur 4.33: Voorspelde Vormfactoren i.f.v. Experimenteel Bekomen Vormfactoren: SCC Bazant, Schadefactor Afhankelijk van de Diameter

4.4.2.3 Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte

Opnieuw wordt de invloed van de druksterkte van het beton op de volgende manier ingecalculeerd:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} V_{cx} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \frac{1}{C_5 - C_6 \cdot f_{c \text{ kern}}} \cdot V_{cx} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.69)$$

$$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}} = \begin{cases} \sigma_{V_{cx}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \sqrt{\sigma_{C_5}^2 \cdot \frac{V_{cx}^2}{(C_5 - C_6 \cdot f_{c \text{ kern}})^4} + \sigma_{C_6}^2 \cdot \frac{V_{cx}^2 \cdot f_{c \text{ kern}}^2}{(C_5 - C_6 \cdot f_{c \text{ kern}})^4} + \frac{\sigma_{V_{cx}}^2}{(C_5 - C_6 \cdot f_{c \text{ kern}})^2}} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.70)$$

De constanten C_5 en C_6 hebben de volgende a priori distributies:

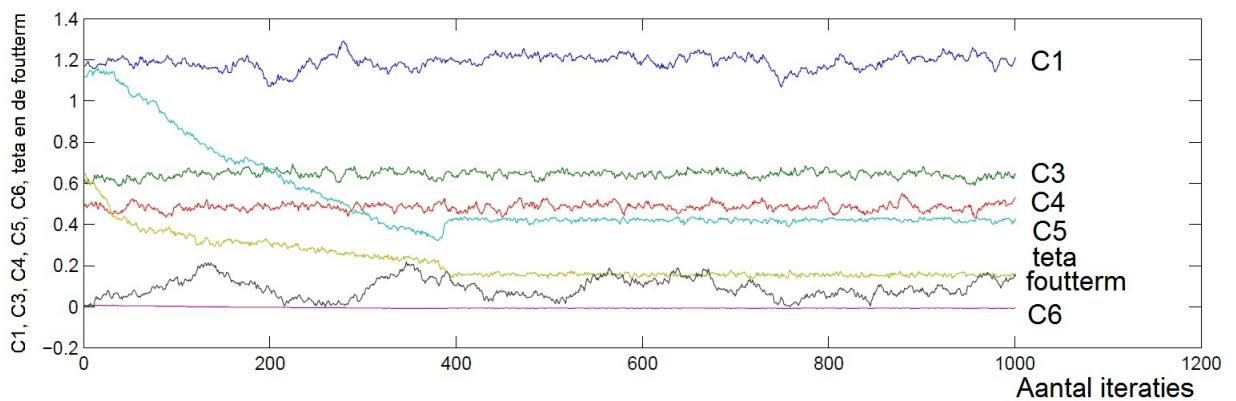
Bron	Constante C_5	Constante C_6
Gemiddelde	1,118	0,00835
Standaardafwijking	0,0955	0,00156

Tabel 4.26: Prior SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte

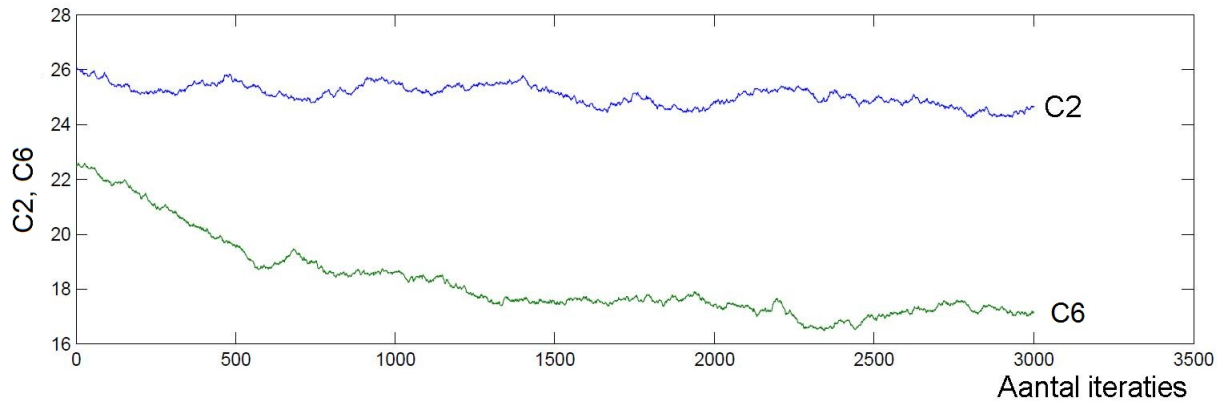
Aangezien het einde van de transiënte berekeningsperiode pas na 400 iteraties bereikt wordt, zijn 1000 iteraties gegenereerd en op basis van de 600 laatste zijn de volgende posterior distributies bekomen:

Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C_1	1,1902	0,0359
C_2	25,9162	0,0588
C_3	0,6466	0,0163
C_4	0,4868	0,0175
C_5	0,4698	0,1141
C_6	-0,0059	0,0023
θ	0,1954	0,0620
Foutterm	0,0948	0,0496

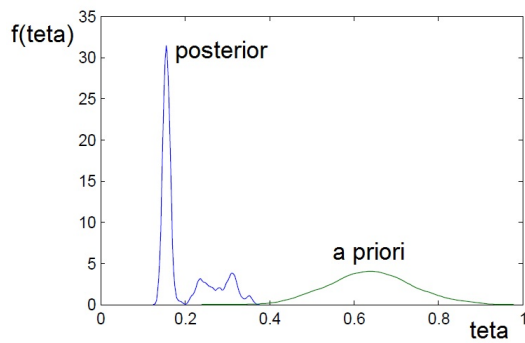
Tabel 4.27: Posterior SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte



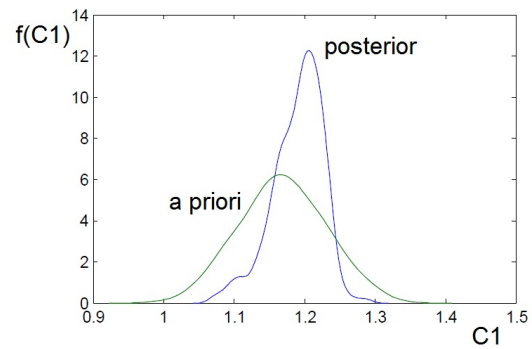
Figuur 4.34: Analyse Iteraties C_1 , C_3 , C_4 , C_5 , C_6 , θ en Foutterm SCC Bazant met Kernen, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte



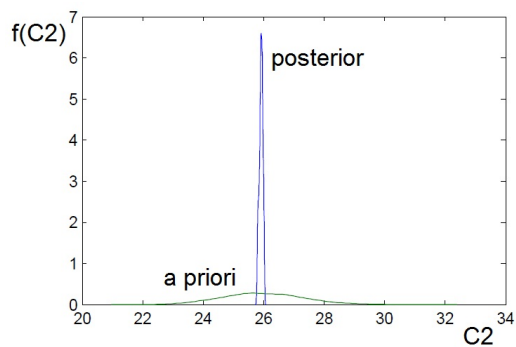
Figuur 4.35: Analyse Iteraties C_2 SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte



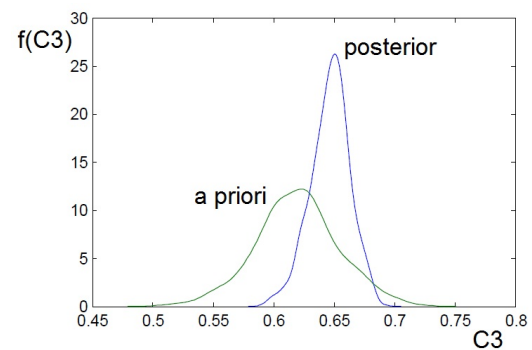
Figuur 4.36: Analyse θ SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte



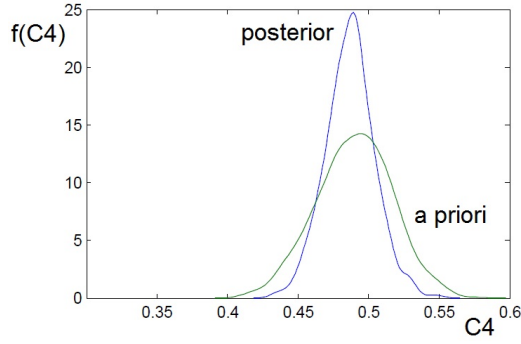
Figuur 4.37: Analyse C_1 SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte



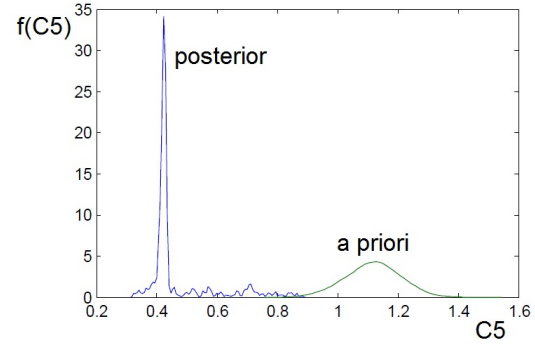
Figuur 4.38: Analyse C_2 SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte



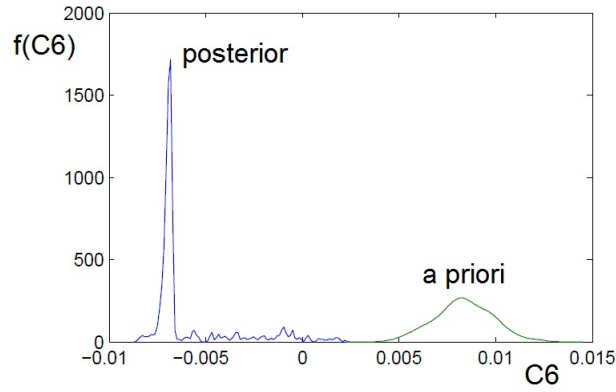
Figuur 4.39: Analyse C_3 SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte



Figuur 4.40: Analyse C_4 SCC Bazant, Schade-
defactor afhankelijk van de
Druksterkte



Figuur 4.41: Analyse C_5 SCC Bazant, Schade-
defactor afhankelijk van de
Druksterkte



Figuur 4.42: Analyse C_6 SCC Bazant, Schade-
defactor afhankelijk van de Druksterkte

De formule wordt dan:

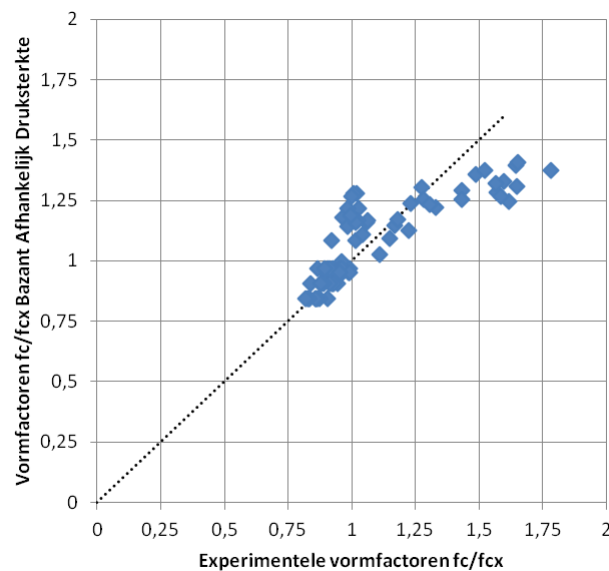
$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} \frac{1}{\frac{1,1902}{\sqrt{1+\frac{d}{25,9162}}} + 0,6466} & : \text{Kubussen} \\ \frac{1}{\left(1+0,1954 \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1-0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2\right) \cdot \left(\frac{0,4868}{\sqrt{1+\frac{d}{25,9162}}} + 0,8132\right)} & : \text{Gegoten Cilinders} \\ \frac{1}{0,4698+0,0059 \cdot f_{c \text{ kern}}} \cdot \frac{1}{\left(1+0,1954 \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1-0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2\right) \cdot \left(\frac{0,4868}{\sqrt{1+\frac{d}{25,9162}}} + 0,8132\right)} & : \text{Geboorde Cilinders} \end{cases} \quad (4.71)$$

De vormfactoren worden berekend op basis van de experimenteel bekomen druksterktes voor de proefstukken van SCC-1. Alle vormfactoren in tabel 4.28 zijn van de vorm $\frac{f_c}{f_{cx}}$.

Proefstuk	Druksterkte kern (MPa)	Vormfactor uit experimenten	Vormfactor volgens formule
Kubus 200 mm (gegoten)	57,0	0,946	$0,953 \pm 0,036$
Kubus 150 mm (gegoten)		0,898	$0,906 \pm 0,034$
Kubus 100 mm (gegoten)		0,853	$0,843 \pm 0,032$
Cilinder 150x300 mm (gegoten)		1	$1,000 \pm 0,000$
Cilinder 100x200 mm (gegoten)		0,934	$0,967 \pm 0,002$
Cilinder 100x200 mm (geboord)		1,004	$1,200 \pm 0,510$
Cilinder 80x80 mm (geboord)		1,337	$1,086 \pm 0,470$
Cilinder 50x100 mm (geboord)		1,265	$1,159 \pm 0,488$
Cilinder 50x50 mm (geboord)		1,243	$1,086 \pm 0,475$

Tabel 4.28: Vormfactoren uit Experimenten en Volgens Formule SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte

De onzekerheid op de vormfactor voor de geboorde proefstukken is opnieuw dermate groot dat het model onbruikbaar wordt. Zoals in grafiek 4.43 zichtbaar, blijft de afwijking op de geboorde kernen groot.



Figuur 4.43: Voorspelde Vormfactoren i.f.v. Experimenteel Bekomen Vormfactoren: SCC Bazant, Schadefactor afhankelijk van de Druksterkte

4.4.3 Conclusie in verband met Formule Vormfactoren

Tabel 4.29 vergelijkt de experimenteel bepaalde vormfactoren met deze berekend op basis van de vooropgestelde formules. De tabel bevat enkel de vormfactoren met een constante factor voor de schade van het boren en met een factor afhankelijk van de diameter van het proefstuk voor de schade van het boren aangezien deze de beste resultaten opleverden.

Proefstuk	Vormfactor uit experimenten	Formule A: NBN B15-220 constante schadefactor	Formule B: NBN B15-220 schadefactor afh diameter	Formule C: Bazant constante schadefactor	Formule D: Bazant schadefactor afh diameter
Kubus 200 mm (gegoten)	0,946	0,902 ± 0,048	0,901 ± 0,048	0,950 ± 0,050	0,916 ± 0,044
Kubus 150 mm (gegoten)	0,898	0,877 ± 0,047	0,876 ± 0,047	0,903 ± 0,047	0,873 ± 0,042
Kubus 100 mm (gegoten)	0,853	0,846 ± 0,047	0,844 ± 0,047	0,839 ± 0,043	0,814 ± 0,020
Cilinder 150x300 mm (gegoten)	1	1,000 ± 0,000	1,000 ± 0,000	1,000 ± 0,000	1,000 ± 0,000
Cilinder 100x200 mm (gegoten)	0,934	0,983 ± 0,007	0,983 ± 0,004	0,967 ± 0,003	0,967 ± 0,001
Cilinder 100x200 mm (geboord)	1,004	1,374 ± 0,047	1,190 ± 0,014	1,338 ± 0,051	1,171 ± 0,013
Cilinder 80x80 mm (geboord)	1,337	1,190 ± 0,062	1,086 ± 0,045	1,270 ± 0,073	1,178 ± 0,038
Cilinder 50x100 mm (geboord)	1,265	1,343 ± 0,051	1,474 ± 0,041	1,261 ± 0,049	1,399 ± 0,039
Cilinder 50x50 mm (geboord)	1,243	1,159 ± 0,061	1,270 ± 0,058	1,220 ± 0,070	1,357 ± 0,054

Tabel 4.29: Vormfactoren uit Experimenten en Volgens Formules

Na afronding van de constanten in de formules tot hun relevante decimalen, zien de formules er als volgt uit:

- Formule A :

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} \frac{2,253}{2 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \frac{1}{0,715} \cdot \frac{2,253}{2 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}}} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.72)$$

- Formule B :

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} \frac{2,224}{1,97 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \frac{1}{1 - \frac{17,44}{d}} \cdot \frac{2,224}{1,97 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}}} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.73)$$

- Formule C :

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} \frac{1}{\frac{1,196}{\sqrt{1+\frac{d}{26,55}}} + 0,644} & : \text{Kubussen} \\ \frac{1}{\left(1+0,135 \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1-0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2\right) \cdot \left(\frac{0,481}{\sqrt{1+\frac{d}{26,55}}} + 0,814\right)} & : \text{Gegoten Cilinders} \\ \frac{1}{0,723} \cdot \frac{1}{\left(1+0,135 \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1-0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2\right) \cdot \left(\frac{0,481}{\sqrt{1+\frac{d}{26,55}}} + 0,814\right)} & : \text{Geboorde Cilinders} \end{cases} \quad (4.74)$$

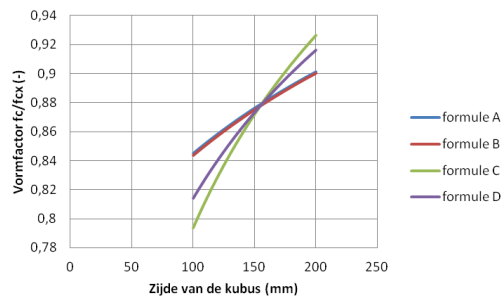
- Formule D :

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} \frac{1}{\frac{1,202}{\sqrt{1+\frac{d}{24,96}}} + 0,691} & : \text{Kubussen} \\ \frac{1}{\left(1+0,122 \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1-0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2\right) \cdot \left(\frac{0,493}{\sqrt{1+\frac{d}{24,96}}} + 0,814\right)} & : \text{Gegoten Cilinders} \\ \frac{1}{1-\frac{17,45}{d}} \cdot \frac{1}{\left(1+0,122 \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1-0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2\right) \cdot \left(\frac{0,493}{\sqrt{1+\frac{d}{24,96}}} + 0,814\right)} & : \text{Geboorde Cilinders} \end{cases} \quad (4.75)$$

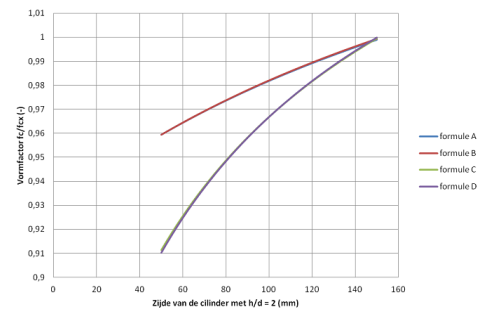
De formules op basis van de Size Effect Law van Bazant sluiten over het algemeen dichtter aan bij de hier bekomen proefresultaten dan de formules op basis van de NBN B15-220 en de formules met een schadefactor afhankelijk van de diameter van het proefstuk geven ook betere resultaten dan deze met een constant schadefactor. Opvallend is dat de druksterkte van cilinders en boorkernen met een diameter 100 en hoogte 200 mm door de beide modellen minder accuraat voorspeld worden en dat de berekende intervallen waarbinnen de omzettingfactoren liggen kleiner zijn dan de werkelijke intervallen waarbinnen de vormfactoren kunnen schommelen. Op dat laatste wordt in paragraaf 4.6 teruggekomen.

De beste voorspellingen worden gemaakt met het model op basis van de Size Effect Law met een schadefactor afhankelijk van de diameter van de boorkern (formule D), maar omwille van zijn eenvoud zal de formule op basis van NBN B15-220 met een constante schadefactor (formule A) ook nog verder gebruikt worden in deze thesis.

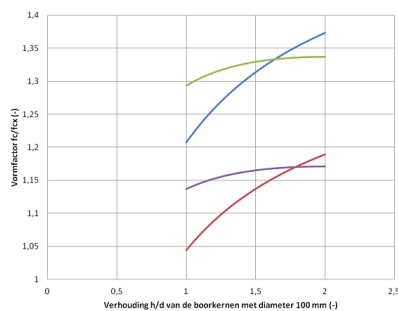
Voor proefstukken met een andere grootte dan deze uit de experimenten volgen de volgende vormfactoren uit de formules. Over de vormfactoren (uit de formules) van kernen met een kleine diameter (zie figuur 4.47) is er een grote onzekerheid doordat deze bepaald is op slechts 6 proefstukken.



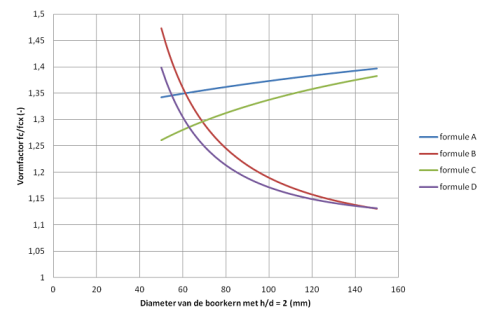
Figuur 4.44: Vormfactoren Kubusvormige Proefstukken volgens Verschillende Formules



Figuur 4.45: Vormfactoren Gegoten Cilinders $h/d = 2$ volgens Verschillende Formules



Figuur 4.46: Vormfactoren Kernen met Diameter 100mm volgens Verschillende Formules



Figuur 4.47: Vormfactoren Kernen $h/d = 2$ volgens Verschillende Formules

4.5 Andere Invloedsfactoren Vormfactoren

Uit de literatuurstudie (paragraaf 1.5.5) is gebleken dat voor traditioneel verdicht beton de volgende factoren een significante invloed op de vormfactoren hebben:

- De druksterkte van het beton [3, 48, 50, 75, 76, 100, 112, 118, 177]
- De cementsoort en het cementgehalte van het beton [109, 159]
- De water/cement factor [183]
- De ouderdom en de bewaringsomstandigheden van de proefstukken [6, 64, 102]
- Het type en maximum kaliber van de granulaten [102, 144]
- De richting van het boren [165]

Gezien de verschillen in de samenstelling van traditioneel verdicht beton en zelfverdichtend beton, kunnen ook de volgende invloedsfactoren misschien een significant effect hebben op de vormfactoren voor zelfverdichtend beton.

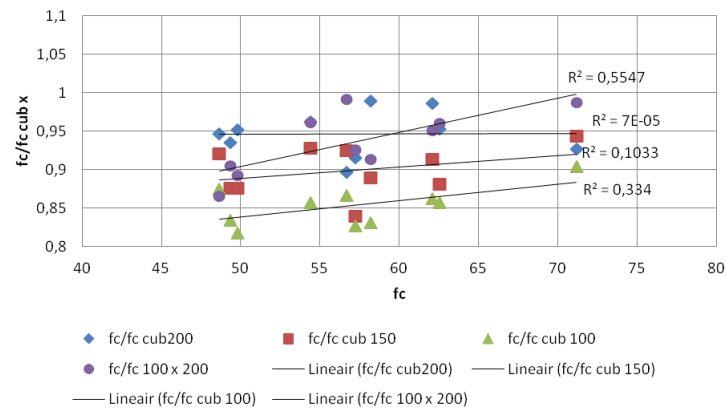
- Het poedergehalte in het zelfverdichtend beton
- De water/poeder factor van het zelfverdichtend beton
- Het gebruikte fillertype
- Het soort superplastificeerder
- De mengprocedure

Uiteraard is het niet mogelijk om al deze invloedsfactoren te bestuderen in een thesis en zal hier dus enkel de invloed van de volgende invloedsfactoren onderzocht worden.

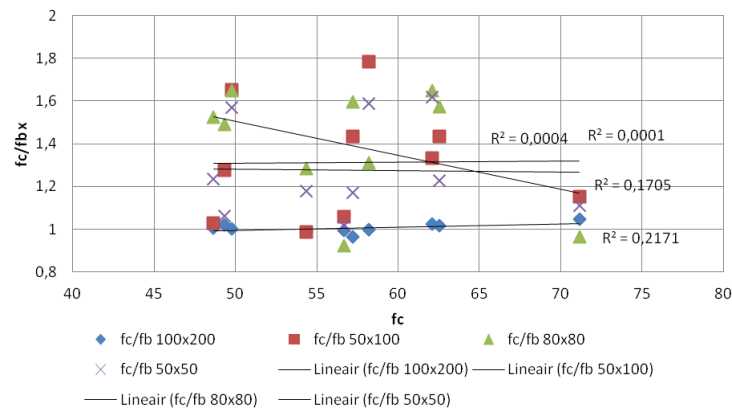
4.5.1 Betonsterkte

Naarmate de druksterkte van het beton stijgt, zouden volgens de literatuur de vormfactoren dichter bij de eenheid liggen. Vooraleer achter een specifiek verband af te leiden, worden de experimenteel bekomen vormfactoren in functie van de druksterkte van elke betonsoort uitgezet. Om de grafieken overzichtelijk te houden is ervoor gekozen de gegoten proefstukken en boorkernen apart weer te geven.

Zoals men uit de grafieken kan opmaken is er geen duidelijke verband tussen de druksterkte en de vormfactoren. De hoogste correlatiecoëfficiënt werd bekomen voor de omzettingsfactor $\frac{f_c}{f_{c\ 100 \times 200}}$ en bedroeg slechts 0,5547. Voor de boorkernen was de correlatiecoëfficiënt steeds bijzonder dicht bij nul, wat erop duidt dat er geen lineair verband bestaat tussen de vormfactor en de druksterkte van het beton. Dit laatste is voor een stuk te wijten aan de grote spreiding op de druksterkte van de gemiddelde boorkernen met een diameter 80 mm en 50 mm die meestal op slechts 6 proefstukken bepaald was. In de experimenten werd gewerkt met een druksterkte tussen 50 MPa en 70 MPa. Dergelijke kleine intervallen maakt het moeilijk besluiten op te stellen betreffende de invloed van de betonsterkte. Een range van 20 MPa tot 120 MPa zou een duidelijker beeld hierover geven.

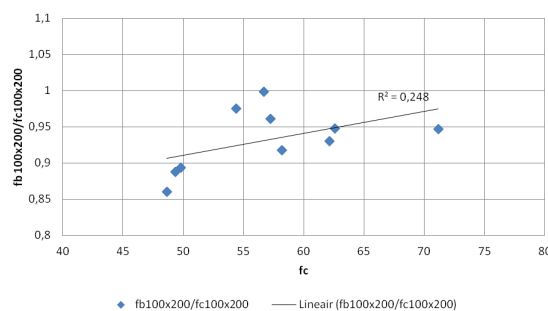


Figuur 4.48: Druksterkte en Vormfactor



Figuur 4.49: Druksterkte en Vormfactor

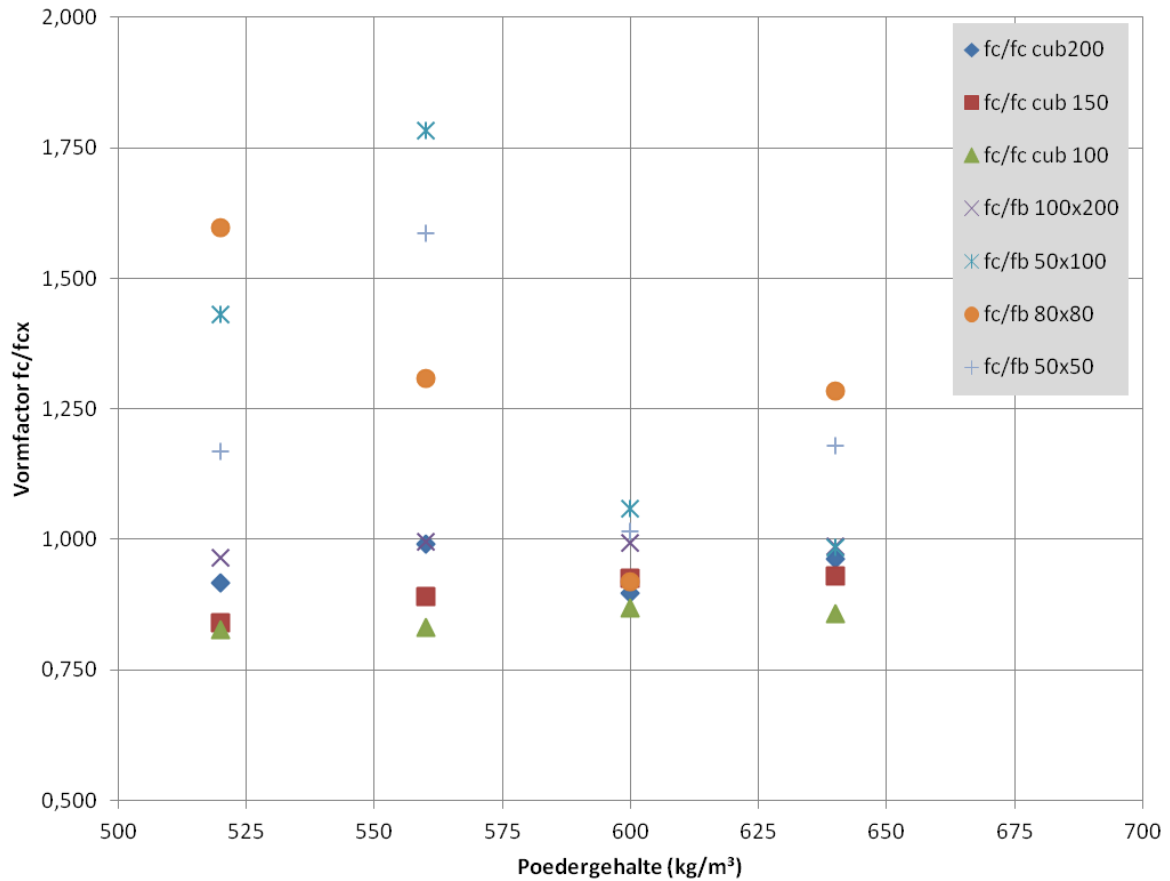
Als men de schade tengevolge van het boren uitdrukt als de verhouding $\frac{f_{c \text{ kern } 100 \times 200}}{f_{c \text{ } 100 \times 200}}$, bekomt men het volgende verband tussen de schade van het boren en de druksterkte van het beton, waaruit men eveneens kan opmaken dat om een verband te vinden tussen de druksterkte van het beton en de schade bij het boren een uitgebreidere steekproef nodig is.



Figuur 4.50: Verband Schade v.h. Boren en Betondruksterkte

4.5.2 Poedergehalte

In de betonsamenstelling van SCC-1, SCC-4, SCC-6 en SCC-9 varieert het poedergehalte P terwijl de verhoudingen C/P , W/C en W/P constant blijven. Als we de bekomen vormfactoren van deze samenstellingen uitzetten in functie van poedergehalte, is het dus mogelijk een oordeel te vellen over de invloed van het poedergehalte op de vormfactoren.

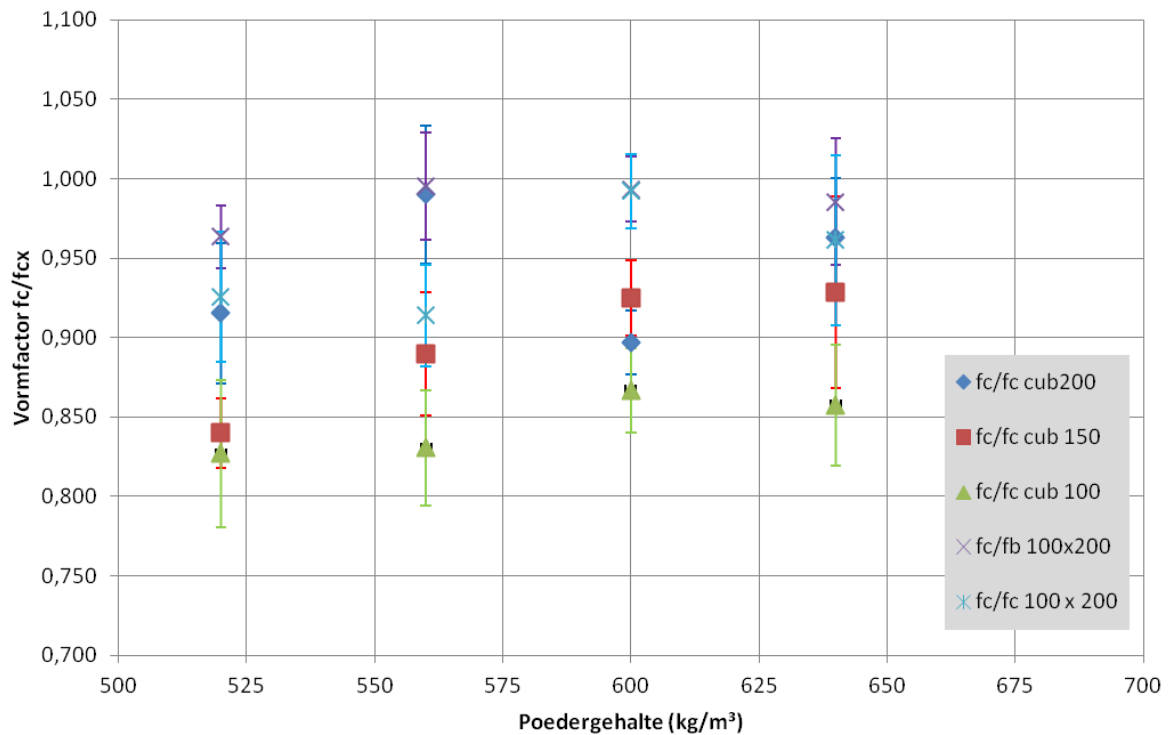


Figuur 4.51: Poedergehalte en Vormfactor

Doordat de spreiding op de omzettingsfactoren voor de boorkernen met een diameter van 80 mm of kleiner zo groot is, zorgen deze ervoor dat de grafiek onoverzichtelijk wordt. Zonder deze vormfactoren ziet de grafiek er als volgt uit.

De intervallen op de grafiek zijn de berekende standaardafwijkingen op basis van de 6 proefstukken.

$$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}} = \sqrt{\frac{\sigma_{f_c}^2}{f_{cx}^2} + \sigma_{f_{cx}}^2 \cdot \left(\frac{f_c}{f_{cx}}\right)^2} \quad (4.76)$$

**Figuur 4.52:** Poedergehalte en Vormfactor

Op de grafiek kan men een lineair verband tussen de vormfactoren en het poedergehalte waarnemen. Dit lineair verband kan men in de volgende formule gieten, waarin de constanten α en β hetzelfde zijn voor alle proefstukken.

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \left(\frac{f_c}{f_{cx}} \right)_{P=cte} + \alpha \cdot P + \beta \quad (4.77)$$

Over de a priori verdeling van de constanten α en β zijn weinig gegevens beschikbaar en wordt de volgende schatting gemaakt.

Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
α	0,0003	0,0001
β	0	0,1

Tabel 4.30: Prior Formule Poederfactor

De invloedsfactor zal enkel in de formule D ingevoerd worden, aangezien het voordeel van de andere formule net in zijn eenvoud zit. Met een extra term voor de invloed van het

poedergehalte ziet de formule er als volgt uit:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} \frac{\frac{1}{\frac{C_1}{\sqrt{1+\frac{d}{C_2}}}} + \alpha \cdot P + \beta_1}{\frac{1}{\left(1+\theta \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1-0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2\right) \cdot \left(\frac{C_4}{\sqrt{1+\frac{d}{C_2}}} + C_5\right)}} + \alpha \cdot P + \beta_2 & : \text{Kubussen} \\ \frac{1}{1-\frac{C_6}{d}} \cdot \left(\frac{1}{\left(1+\theta \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1-0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2\right) \cdot \left(\frac{C_4}{\sqrt{1+\frac{d}{C_2}}} + C_5\right)} + \alpha \cdot P + \beta_2 \right) & : \text{Gegoten Cilinders} \\ & : \text{Geboorde Cilinders} \end{cases} \quad (4.78)$$

Doordat $\frac{f_c}{f_{cx}} = 1$ is het mogelijk om de constante β_2 te elimineren in de tweede formule:

$$\frac{1}{\frac{C_4}{\sqrt{1+\frac{d}{C_2}}} + C_5} + \alpha \cdot P + \beta_2 = 1 \quad (4.79)$$

$$\beta_2 = 1 - \frac{1}{\frac{C_4}{\sqrt{1+\frac{d}{C_2}}} + C_5} - \alpha \cdot P \quad (4.80)$$

Hierdoor zou echter de invloed van het poedergehalte uit de formule verdwijnen. Er wordt dan ook voor gekozen de constante β_2 in de vergelijking te laten. Achteraf kan dan gecontroleerd worden of deze betrekking klopt.

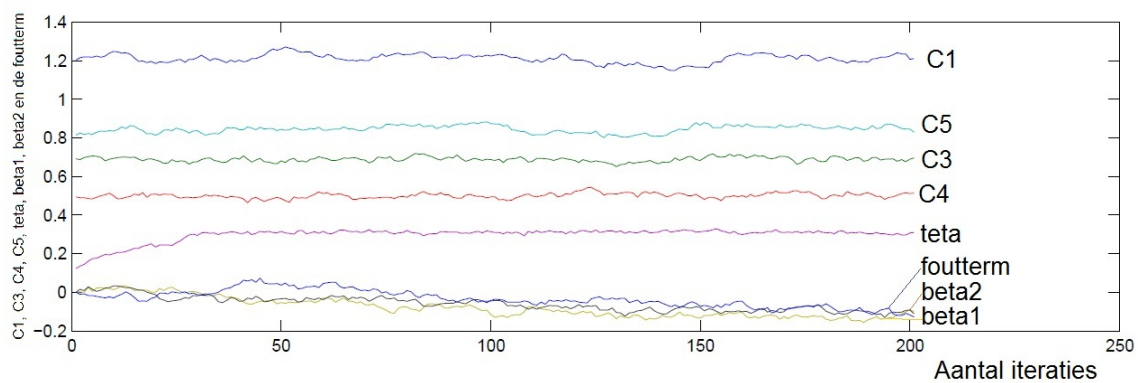
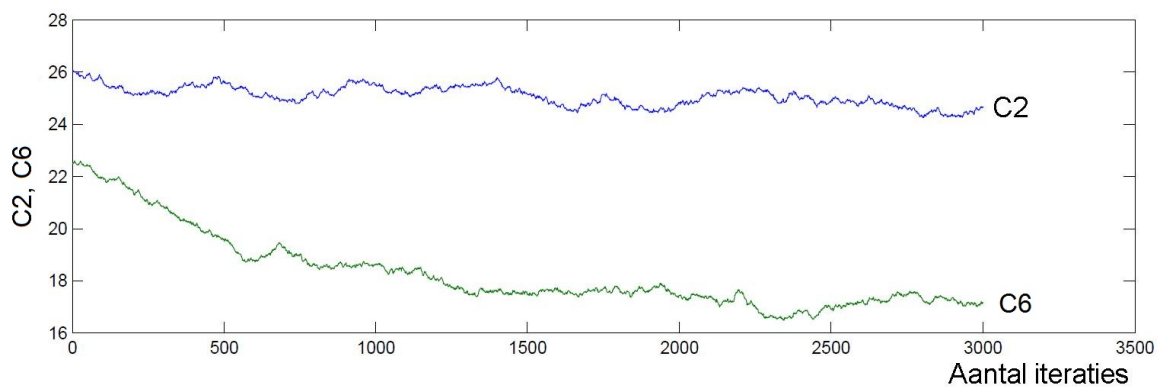
Voor de a priori verdelingen van de constanten worden de resultaten van de berekening hierboven gebruikt. De karakteristieken van de distributies zijn samengevat in de volgende tabel:

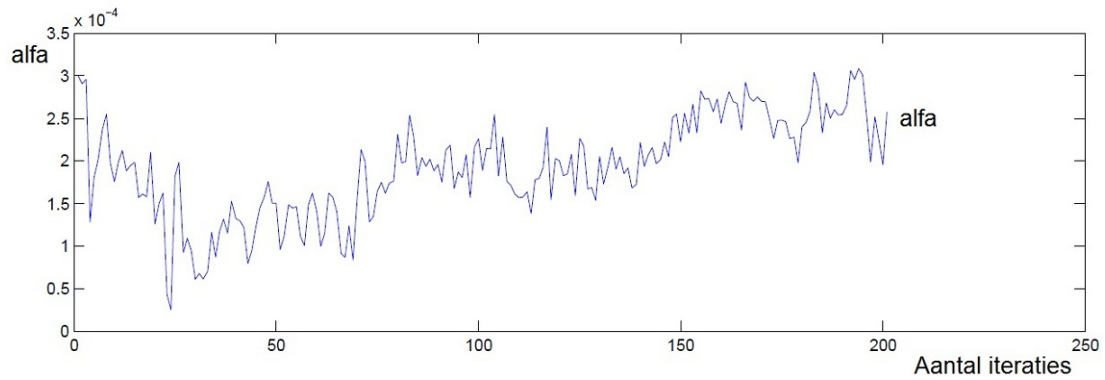
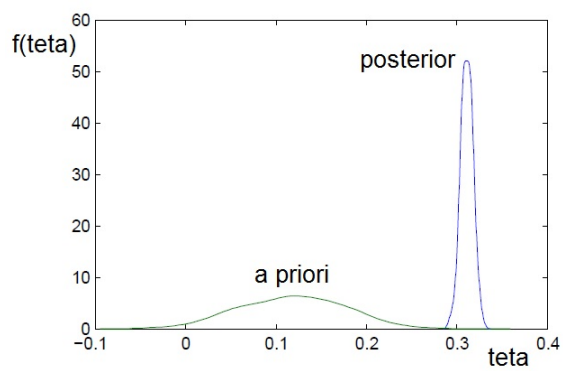
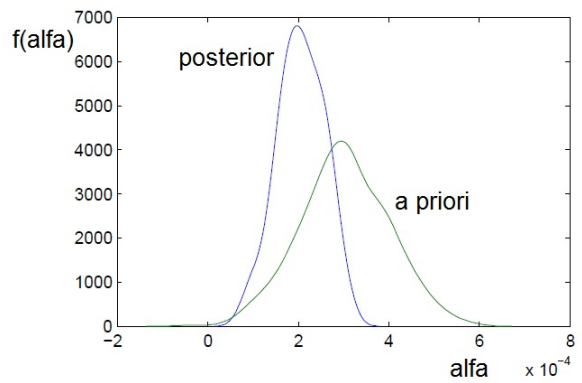
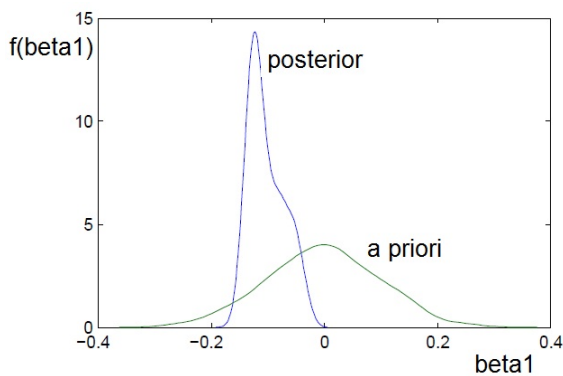
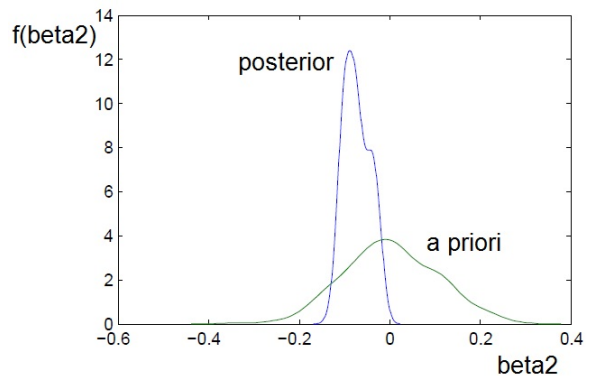
Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C1	1,2021	0,0459
C2	24,9582	0,3474
C3	0,6910	0,0220
C4	0,4928	0,0229
C5	0,814	0,05
C6	17,4503	0,4425
θ	0,1220	0,0602
α	0,0003	0,0001
β_1	0	0,1
β_2	0	0,1

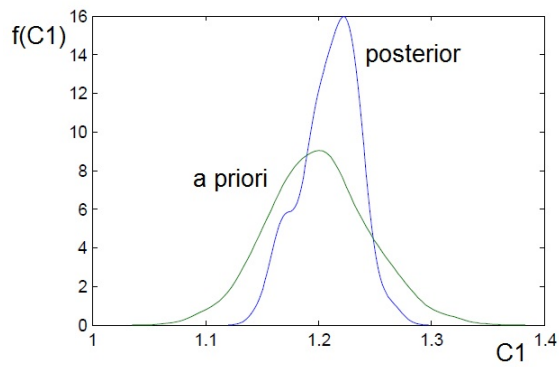
Tabel 4.31: Prior Formule Poederfactor

Na 200 iteraties worden de volgende posterior distributies gegenereerd.

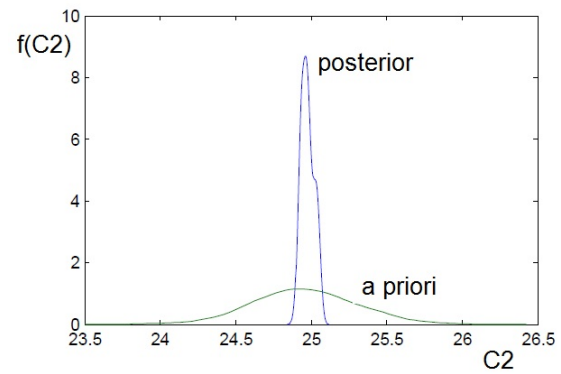
Constante	Gemiddelde	Standaardafwijking
C_1	1,2098	0,0248
C_2	24,975	0,0412
C_3	0,6889	0,0128
C_4	0,5023	0,0137
C_5	0,8475	0,0196
C_6	17,553	0,0783
θ	0,3109	0,0067
α	0,00021	0,0000507
β_1	-0,1020	0,0312
β_2	-0,0729	0,0280
Foutterm	-0,0440	0,0414

Tabel 4.32: Posterior Formule Poederfactor**Figuur 4.53:** Analyse Iteraties $C_1, C_3, C_4, C_5, \theta, \beta_1, \beta_2$ en Foutterm Formule Poederfactor**Figuur 4.54:** Analyse Iteraties C_2 en C_6 Formule Poederfactor

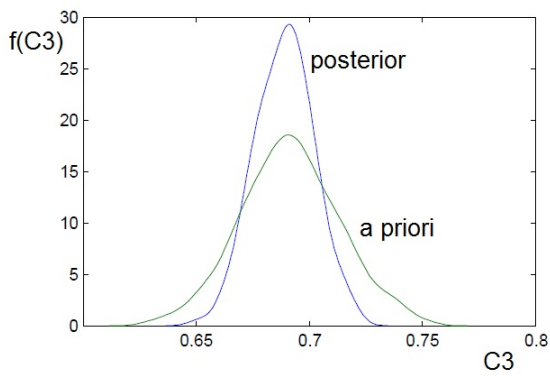
**Figuur 4.55:** Analyse Iteraties α Formule Poederfactor**Figuur 4.56:** Analyse θ Formule Poederfactor**Figuur 4.57:** Analyse α Formule Poederfactor**Figuur 4.58:** Analyse β_1 Formule Poederfactor**Figuur 4.59:** Analyse β_2 Formule Poederfactor



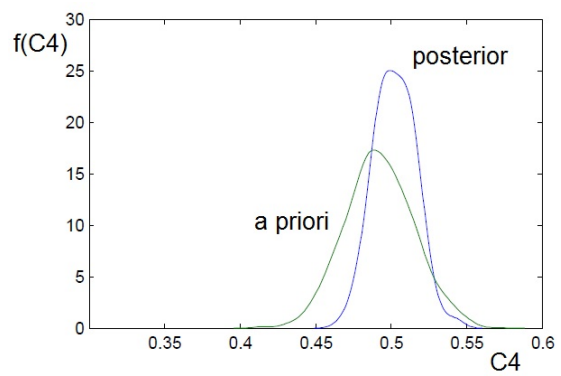
Figuur 4.60: Analyse C_1 Formule Poederfactor



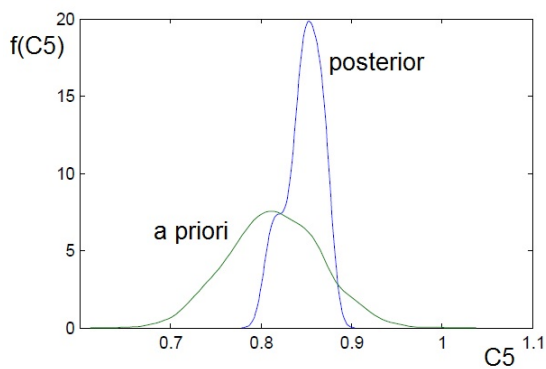
Figuur 4.61: Analyse C_2 Formule Poederfactor



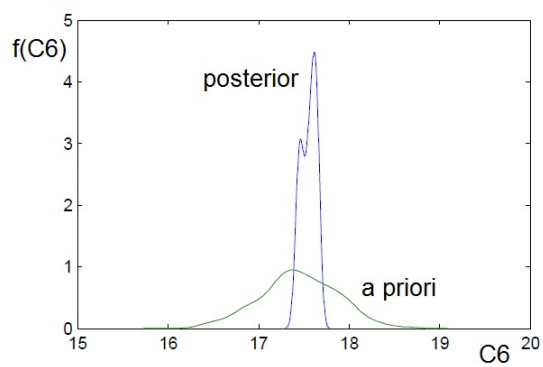
Figuur 4.62: Analyse C_3 Formule Poederfactor



Figuur 4.63: Analyse C_4 Formule Poederfactor



Figuur 4.64: Analyse C_5 Formule Poederfactor



Figuur 4.65: Analyse C_6 Formule Poederfactor

Het verband tussen β_2 en de andere constanten wordt voor een betonsamenstelling met een poedergehalte van $P = 600 \frac{kg}{m^3}$ en een standaardproefstuk met $d = 150 \text{ mm}$ gecontroleerd en blijkt slechts benaderend geldig te zijn. Hierdoor zullen de vormfactoren uit bekomen formule dan ook slechts tot op 2 cijfers na de komma geldig zijn.

$$\beta_2 = 1 - \frac{1}{\frac{C_4}{\sqrt{1+\frac{d}{C_2}}} + C_5} - \alpha \cdot P = -0,0901 \approx -0,0729 \quad (4.81)$$

Als men alle constanten afrondt tot op hun relevante cijfers, ziet de formule er als volgt uit:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} \frac{\frac{1}{\frac{1,210}{\sqrt{1+\frac{d}{25,0}}} + 0,689}}{1} + 0,00021 \cdot P + 0,102 & : \text{Kubussen} \\ \frac{1}{\left(1+0,311 \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1-0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2\right) \cdot \left(\frac{0,502}{\sqrt{1+\frac{d}{25,0}}} + 0,848\right)} + 0,00021 \cdot P + 0,073 & : \text{Gegoten Cilinders} \\ \frac{1}{1-\frac{17,6}{d}} \cdot \left(\frac{1}{\left(1+0,311 \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1-0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2\right) \cdot \left(\frac{0,502}{\sqrt{1+\frac{d}{25,0}}} + 0,848\right)} + 0,00021 \cdot P + 0,073 \right) & : \text{Geboorde Cilinders} \end{cases} \quad (4.82)$$

De standaardafwijking van de nieuwe formule is door het toevoegen van de invloedsfactor enigszins gewijzigd. In de volgende formule staat i voor de verschillende constanten.

$$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}} = \sqrt{\sum \sigma_{x_i}^2 \cdot \left(\frac{\partial \frac{f_c}{f_{cx}}}{\partial i}\right)^2} \quad (4.83)$$

Hierdoor bekomen we tabel 4.33 met vormfactoren en hun standaardafwijking voor een betonmengeling met een poedergehalte van $600 \frac{kg}{m^3}$.

Proefstuk	Vormfactor (gegoten)	$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}}$ (gegoten)	95%-Interval)	Vormfactor (geboord)	$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}}$ (geboord)	95%-Interval
Kubus 200 mm	0,940	0,045	$\pm 0,089$	-	-	-
Kubus 150 mm	0,897	0,045	$\pm 0,089$	-	-	-
Kubus 100 mm	0,837	0,045	$\pm 0,088$	-	-	-
Cilinder 150x300 mm	1,017	0,045	$\pm 0,089$	1,152	0,051	$\pm 0,101$
Cilinder 100x200 mm	0,986	0,045	$\pm 0,088$	1,196	0,055	$\pm 0,107$
Cilinder 80x80 mm	0,902	0,044	$\pm 0,087$	1,156	0,057	$\pm 0,111$
Cilinder 50x100 mm	0,932	0,044	$\pm 0,087$	1,437	0,069	$\pm 0,134$
Cilinder 50x50 mm	0,869	0,044	$\pm 0,086$	1,339	0,068	$\pm 0,133$

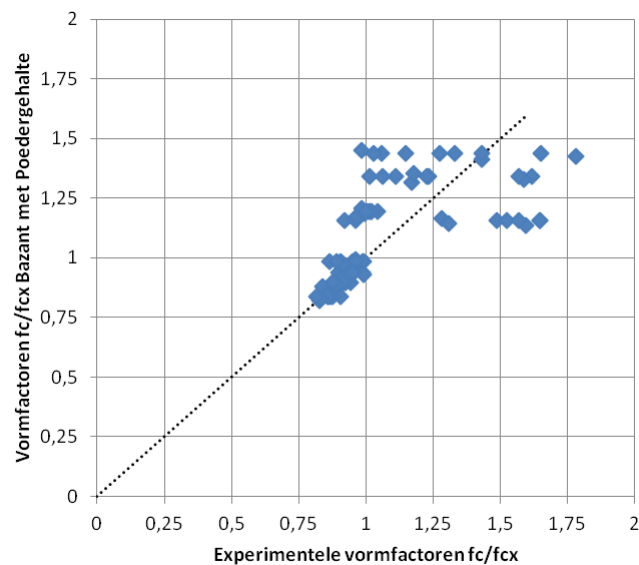
Tabel 4.33: Vormfactoren, Standaardafwijking en 95%-Interval Formule Poederfactor

De overeenkomst met de experimentele resultaten blijkt echter even goed te zijn als toen men de invloed van het poedergehalte niet meerekende.

	Vormfactor uit experimenten				Vormfactor uit formule			
Poedergehalte $\frac{kg}{m^3}$	520	560	600	640	520	560	600	640
Kubus 200 mm (gegoten)	0,915	0,990	0,897	0,963	0,923	0,931	0,940	0,948
Kubus 150 mm (gegoten)	0,840	0,890	0,925	0,928	0,880	0,888	0,897	0,905
Kubus 100 mm (gegoten)	0,827	0,831	0,867	0,858	0,820	0,829	0,837	0,846
Cilinder 150x300 mm (gegoten)	1	1	1	1	1	1,009	1,017	1,026
Cilinder 100x200 mm (gegoten)	0,926	0,914	0,992	0,961	0,969	0,977	0,940	0,994
Cilinder 100x200 mm (geboord)	0,964	0,995	0,993	0,985	1,175	1,186	1,196	1,206
Cilinder 80x80 mm (geboord)	1,596	1,308	0,919	1,282	1,135	1,145	1,156	1,167
Cilinder 50x100 mm (geboord)	1,431	1,782	1,057	0,983	1,411	1,424	1,437	1,450
Cilinder 50x50 mm (geboord)	1,168	1,586	1,014	1,179	1,313	1,326	1,339	1,352

Tabel 4.34: Vormfactor uit Experimenten en Volgens Formule Poederfactor

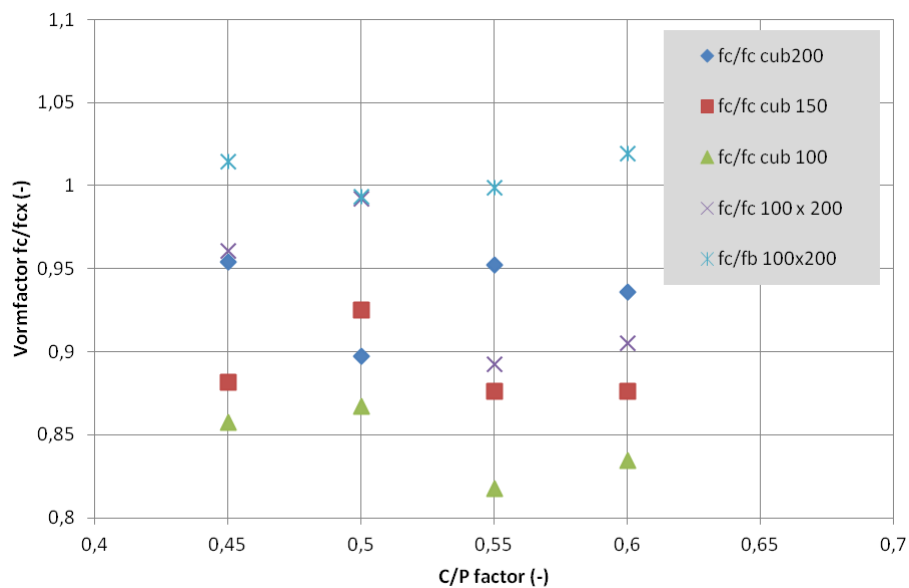
Grafiek 4.66 toont aan dat het poedergehalte de berekende vormfactoren niet beter maakt.



Figuur 4.66: Voorspelde Vormfactoren i.f.v. Experimenteel Bekomen Vormfactoren: Formule Poederfactor

4.5.3 Percentage Cement van Totale Poederfactor

In de betonsamenstellingen SCC-1, SCC-3, SCC-8 en SCC-10 varieert de verhouding C/P, maar blijven het totale poedergehalte P en de verhoudingen W/C en W/P constant. De omzettingfactoren voor cilinders 100x200 mm, kubussen 200, 150 en 100 mm en boorkernen 100x200 mm van deze mengelingen zijn weergegeven in de grafiek 4.68.

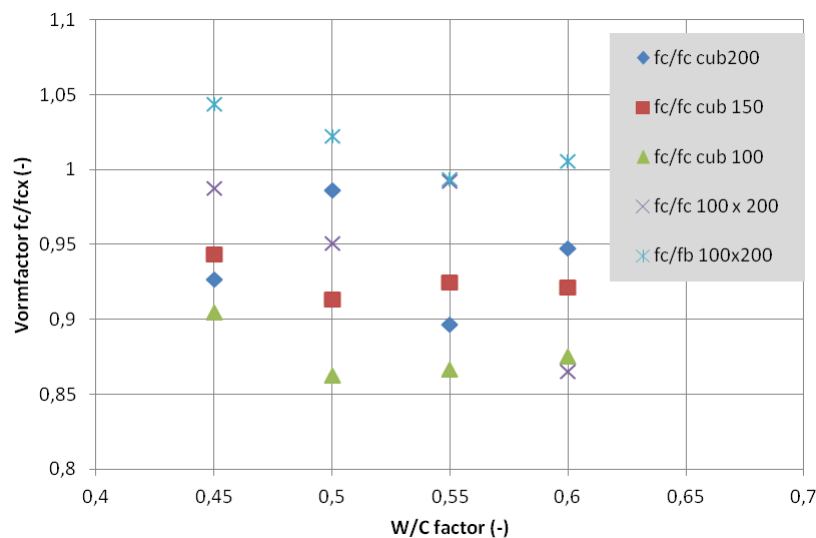


Figuur 4.67: Percentage Cement van Totale Poederfactor en Vormfactor

In de grafiek is geen verband tussen de het aandeel cement in de poederfactor en de omzettingfactor waar te nemen. Er wordt dan ook besloten de invloed van deze factor op de vormfactoren niet verder te onderzoeken in dit werk.

4.5.4 Water/Cement Gehalte

Aangezien het onmogelijk is om het poedergehalte en het cementgehalte constant te houden en tegelijk het water/cement-gehalte en het water/poeder-gehalte te laten variëren, is het noodzakelijk om de beide samen te laten variëren. Voor de betonsamenstellingen SCC-1, SCC-2, SCC-5 en SCC-7 variëren de verhoudingen W/C en W/P, terwijl het poedergehalte P en de verhouding C/P constant blijven. De vormfactoren van deze mengelingen is samengevat in grafiek 4.68.



Figuur 4.68: Water/Cement Gehalte en Vormfactor

In deze grafiek is opnieuw geen verband zichtbaar, waardoor een verdere analyse van deze invloedsfactor ook niet nodig is.

4.6 Besluit Schatting Gemiddelde en Karakteristieke Druksterkte

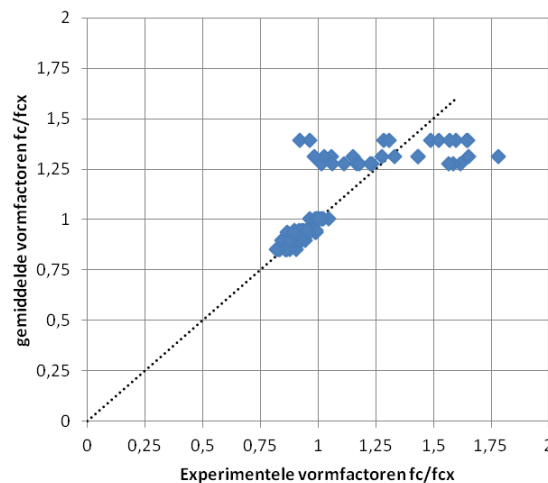
4.6.1 Vormfactoren

Na een vergelijking van de verschillende opties om de vormfactoren van zelfverdichtend beton te berekenen, blijkt dat een tabel met vormfactoren voor de verschillende voorkomende proefstukken het meest betrouwbare is. Op basis van de gemiddelde druksterkte van telkens 6 proefstukken met verscheidene groottes en vormen voor 10 betonmengelingen, is tabel 4.35 met vormfactoren gekomen.

	Gemiddelde
f_c/f_c 100x200	0,936
f_c/f_c cub 200	0,947
f_c/f_c cub 150	0,899
f_c/f_c cub 100	0,853
f_c/f_c kern 100x200	1,004
f_c/f_c kern 80x80	1,394
f_c/f_c kern 50x100	1,312
f_c/f_c kern 50x50	1,276

Tabel 4.35: Vormfactoren op basis van Gemiddelde Druksterkte

In grafiek 4.69 zijn de gemiddelde vormfactoren uitgezet in functie van de verschillende experimenteel bekomen vormfactoren. Het is duidelijk dat over de vormfactoren voor de boorkernen met een diameter kleiner dan 100 mm, een grote onzekerheid bestaat. Indien men een betrouwbare schatting van de gemiddelde druksterkte op basis van dergelijke proefstukken wenst te maken is het dan ook aangewezen om meer dan 6 proefstukken te gebruiken.



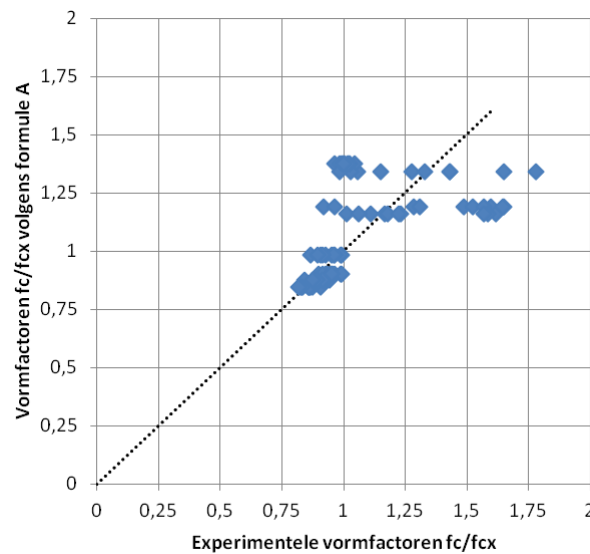
Figuur 4.69: Vormfactoren o.b.v. Gemiddelde Druksterkte

Als men over een proefstuk beschikt dat niet in de tabel vermeld staat, is men genoodzaakt om gebruik te maken van een algemene formule om de vormfactor van een willekeurig proefstuk te bepalen. In deze thesis zijn 4 modellen van dergelijke formules opgesteld, waarvan enkel deze met de meest eenvoudige gedaante en de meest accurate weerhouden werden. Het bleek weinig zinvol om de invloed van de betondruksterkte, het poedergehalte, het percentage cement van het poedergehalte of de water/ cement factor in rekening te brengen in deze formules.

De eenvoudigste formule ziet er als volgt uit:

$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} \frac{2,253}{2 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}}} & : \text{Gegoten Proefstukken} \\ \frac{1}{0,715} \cdot \frac{2,253}{2 + \frac{1}{\left(1 + \frac{\sqrt{A}}{200}\right) \cdot \left(\frac{h}{\sqrt{A}}\right)^{1,05}}} & : \text{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.84)$$

Zoals in grafiek 4.70 zichtbaar, is de voorspelling van de vormfactor voor zowat alle geboorde kernen erg onnauwkeurig met deze formule.

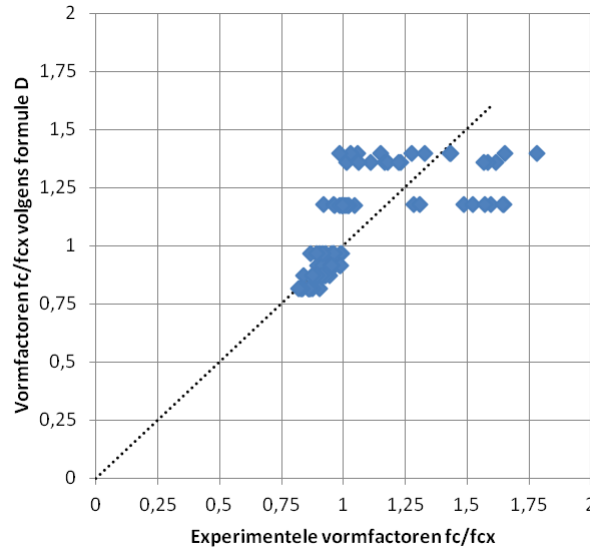


Figuur 4.70: Vormfactoren o.b.v. Formule A

Een ingewikkeldere formule is opgesteld op basis van de Size Effect Law van Bazant en heeft de volgende gedaante:

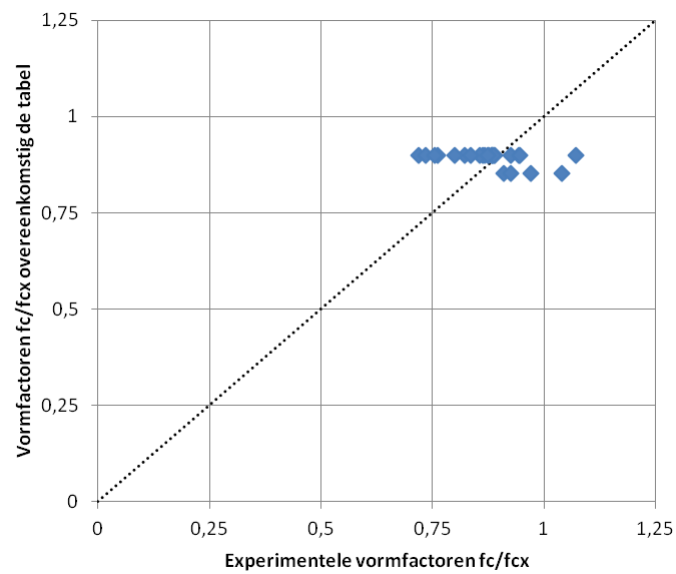
$$\frac{f_c}{f_{cx}} = \begin{cases} \frac{1}{\frac{1,202}{\sqrt{1+\frac{d}{24,96}}} + 0,691} & : \text{Kubussen} \\ \frac{1}{\left(1+0,122 \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1-0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2\right) \cdot \left(\frac{0,493}{\sqrt{1+\frac{d}{24,96}}} + 0,814\right)} & : \text{Gegoten Cilinders} \\ \frac{1}{1-\frac{17,45}{d}} \cdot \frac{1}{\left(1+0,122 \cdot \frac{d}{h} \cdot \left(1-0,5 \cdot \frac{h}{d}\right)^2\right) \cdot \left(\frac{0,493}{\sqrt{1+\frac{d}{24,96}}} + 0,814\right)} & : \text{Geboorde Cilinders} \end{cases} \quad (4.85)$$

Ook bij deze formule bestaat er een grote onzekerheid over de vormfactoren voor de boorkernen, zoals geïllustreerd op figuur 4.71.

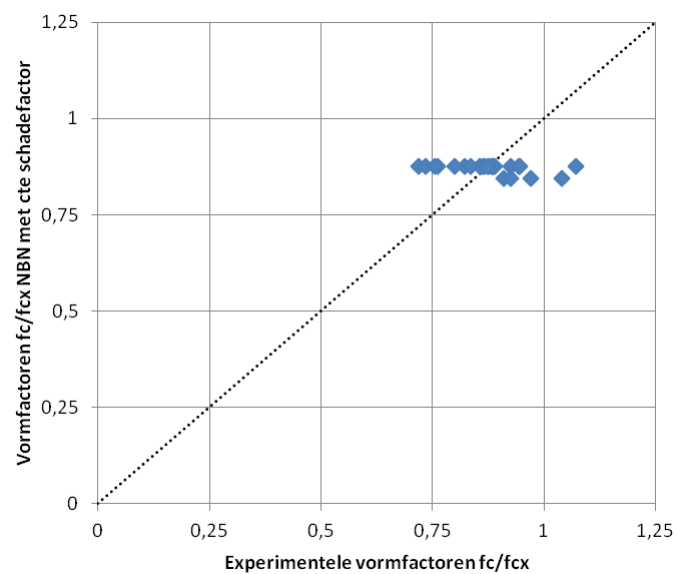


Figuur 4.71: Vormfactoren o.b.v. Formule D

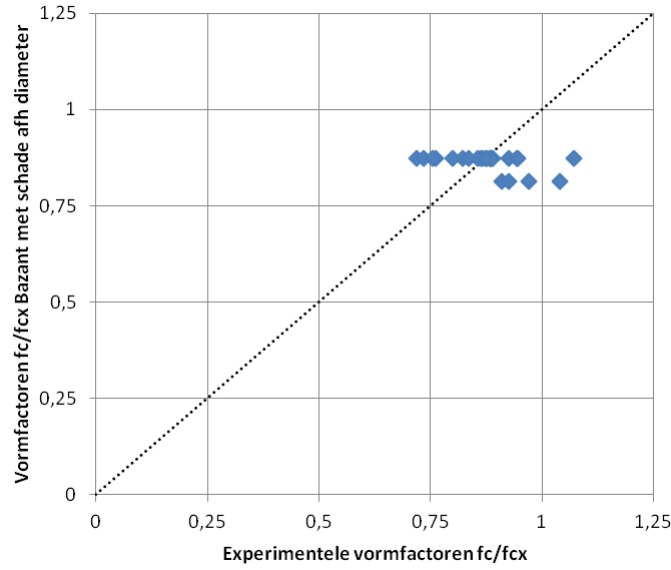
In de literatuur zijn er verscheidene werken waarin men meerdere proefstukken voor eenzelfde betonsamenstelling van zelfverdichtend beton heeft gehanteerd. De volgende grafieken illustreren de formules voor betonsamenstellingen uit de bronnen [15, 106, 114, 181]. Deze vormfactoren werden opgesteld tussen kubussen met een zijde van 100 mm en 150 mm en de standaardcilinder.



Figuur 4.72: Vormfactoren o.b.v. Tabel



Figuur 4.73: Vormfactoren o.b.v. NBN met Constante Schadefactor



Figuur 4.74: Vormfactoren o.b.v. Bazant met Schade afhankelijk van Diameter

4.6.2 Gemiddelde Druksterkte

De berekening van gemiddelde sterkte van een standaardproefstuk f_{cm} komt neer op de volgende vergelijking, waarin f_{cxm} de gemiddelde druksterkte van de proefstukken met een andere vorm is en $\frac{f_c}{f_{cx}}$ de vormfactor is. Deze vormfactor kan zowel uit de tabel komen als van een van de formules afgeleid zijn.

$$f_{cm} = \frac{f_c}{f_{cx}} \cdot f_{cxm} \quad (4.86)$$

Twee factoren zullen de nauwkeurigheid van de schatting bepalen, de standaardafwijking van de gemiddelde druksterkte van de proefstukken met een andere vorm $\sigma_{f_{cxm}}$ en de standaardafwijking van de vormfactor zelf $\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}}$. Voor de boorkernen zal men dus over een voldoende grote steekproef moeten beschikken om een betrouwbare schatting te kunnen maken.

4.6.3 Karakteristieke Druksterkte

Bij het berekenen van de karakteristieke druksterkte wordt er in deze paragraaf van uitgegaan dat zowel de gemiddelde druksterkte als de vormfactor normaal verdeeld zijn. Om de karakteristieke druksterkte van het beton te bepalen zal de volgende vergelijking moeten uitgewerkt worden:

$$f_{ck} = f_{c, 5\%} = f_{cm} - 1,645 \cdot \sigma_{f_c} \quad (4.87)$$

Met

$$\sigma_{f_c} = \sqrt{\sigma_{f_{cxm}}^2 + \sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}}^2} \quad (4.88)$$

De berekening van zowel $\sigma_{f_{cxm}}$ als $\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}}$ is echter niet eenvoudig.

4.6.3.1 Standaardafwijking van de Gemiddelde Druksterkte $\sigma_{f_{cxm}}$

Uit de literatuurstudie volgt dat indien men over n proefstukken beschikt, men de standaardafwijking van de gemiddelde druksterkte kan berekenen met de volgende formule, waarin s de schatting van de spreiding op basis van n proefstukken is en k een factor is die rekening houdt met de nauwkeurigheid van de schatting van de standaardafwijking.

$$\sigma_{f_{cxm}} = k \cdot \sqrt{\frac{1}{n} \cdot \frac{\sum (x_i - f_{cm})^2}{n-1}} = k \cdot \frac{s}{\sqrt{n}} \quad (4.89)$$

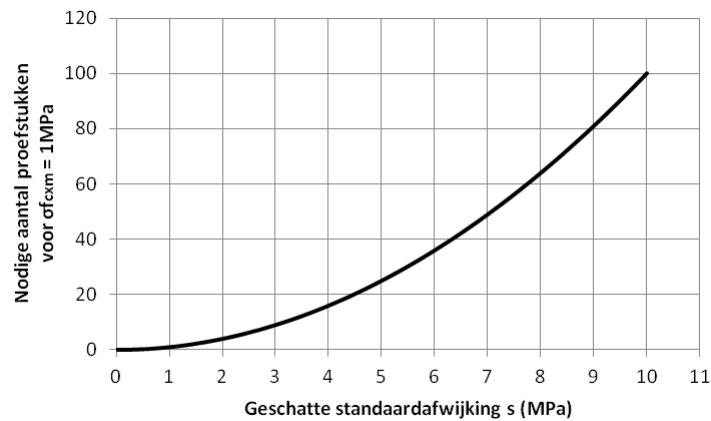
Als men een standaardafwijking van $\sigma_{f_{cxm}}$ op de gemiddelde druksterkte aanvaardt, kan men berekenen hoeveel proefstukken men minimaal nodig heeft.

$$n = \left(\frac{k \cdot s}{\sigma_{f_{cxm}}} \right)^2 \quad (4.90)$$

Om een idee te hebben van de grootteorde van het aantal proefstukken dat nodig is, is in tabel 4.36 het nodige aantal proefstukken berekend om een $\sigma_{f_{cxm}}$ 1 MPa. Hierbij is k gelijk aan 1 ondersteld en voor de waarden van s de gemiddelde standaardafwijkingen uit de experimenteel bekomen druksterktes voor elk proefstuk gebruikt. Doordat de onzekerheid over deze geschatte waarden van de standaardafwijkingen groot is, is de onzekerheid over de berekende aantallen echter nog groter.

Proefstuk	Gemiddelde standaardafwijking (MPa)	Nodige aantal proefstukken voor $\sigma_{f_{cxm}} = 1 \text{ MPa}$
Cilinder 150x300 mm	1,1	2
Cilinder 100x200 mm	2,3	6
Kubus 200 mm	1,9	4
Kubus 150 mm	2,2	5
Kubus 100 mm	2,1	5
Boorkern 100x200 mm	1,6	3
Boorkern 80x80 mm	8,6	74
Boorkern 50x100 mm	5,6	32
Boorkern 50x50 mm	7,4	55

Tabel 4.36: Aantal Benodigde Proefstukken om $\sigma_{f_{cxm}}$ 1 MPa



Figuur 4.75: Aantal Benodigde Proefstukken om $\sigma_{f_{cxm}} = 1$ MPa

Om de waarde van k te bepalen zal hier dezelfde aanpak als voor traditioneel verdicht beton gevolgd worden. Omdat de spreiding op zelfverdichtend beton kleiner is, zouden de waarden van n kleiner moeten zijn. Daarnaast zou het ook logischer zijn als de waarden van n afhankelijk zijn van het proefstuk dat men beschouwt.

- $n \geq 30$: De schatting van de standaardafwijking is perfect, waardoor k gelijk aan 1 wordt gesteld.
- $15 \leq n < 30$: De schatting van de standaardafwijking s geeft een goede indicatie van de werkelijke standaardafwijking, maar om met de onzekerheid rekening te houden, kan men de factor k uit tabel 4.37, overgenomen uit [121], halen.

Aantal Proefstukken	Factor k
15	1,16
20	1,08
25	1,03
30 of meer	1

Tabel 4.37: Factor k op Onzekerheid Standaardafwijking s [121]

- $n < 15$: Met een dermate laag aantal proefstukken is het niet mogelijk om een goede schatting van de standaardafwijking te maken. De waarde van $k \cdot s$ in de vergelijking wordt dan ook vervangen door een 'opgelegde' standaardafwijking $\sigma_{f_{cx}}$. Aangezien in deze thesis echter steeds de standaardafwijking bepaald werd op zes proefstukken is het echter niet mogelijk om een tabel met goed onderbouwde waarden voor deze vooropgestelde standaardafwijking $\sigma_{f_{cx}}$ te geven. De waarden in de tabel 4.38 zijn de gemiddelde van de 10 90% fractielen van de schatting van de standaardafwijking op de

druksterkte van de gebruikte mengelingen zelfverdichtend beton voor elk proefstuk. De bekomen opgelegde standaardafwijkingen $\sigma_{f_{cx}}$ zijn dan ook naar alle waarschijnlijkheid veel te groot.

$$P \left[\sigma^2 \leq \frac{(n-1) \cdot s^2}{\chi_{n-1;\alpha}^2} \right] = 1 - \alpha \quad (4.91)$$

$$\sigma_{\hat{f}_{cx}} = \frac{1}{10} \cdot \sum_{i=1}^{10} \sqrt{\frac{(n_i-1) \cdot s_i^2}{\chi_{n_i-1;10\%}^2}} \quad (4.92)$$

Proefstuk	Opgelegde standaardafwijking $\sigma_{f_{cx}}$ (MPa)
Cilinder 150x300 mm	2
Cilinder 100x200 mm	3,7
Kubus 200 mm	3,2
Kubus 150 mm	3,4
Kubus 100 mm	3,5
Boorkern 100x200 mm	2,7
Boorkern 80x80 mm	14,1
Boorkern 50x100 mm	9,1
Boorkern 50x50 mm	11,5

Tabel 4.38: Opgelegde Standaardafwijking $\sigma_{f_{cx}}$

4.6.3.2 Standaardafwijking van de Vormfactor $\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}}$

Voor de vormfactoren uit tabel 4.39 zijn de volgende waarden van $\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}}$ van toepassing.

	Gemiddelde	standaardafwijking
f_c/f_c 100x200	0,936	0,04
f_c/f_c cub 200	0,947	0,035
f_c/f_c cub 150	0,899	0,035
f_c/f_c cub 100	0,853	0,032
f_c/f_c kern 100x200	1,004	0,036
f_c/f_c kern 80x80	1,394	0,393
f_c/f_c kern 50x100	1,312	0,192
f_c/f_c kern 50x50	1,276	0,21

Tabel 4.39: $\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}}$ voor Vormfactoren Tabel

Indien men gebruik maakt van de formules moet men de standaardafwijking ervan berekenen zoals dit in de desbetreffende paragrafen is gedaan. Aangezien deze formules echter veel te

ingewikkeld worden om met de hand uit te rekenen worden hier enkele Taylorontwikkelingen van $\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}}$ rond de afmeting van het standaardproefstuk gegeven.

- Formule A op basis van NBN B15-220 met een constante schadefactor:

$$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}} = \begin{cases} -0,005590 - 0,809825 \cdot 10^{-8} \cdot A + 0,000019 \cdot h + 16,338213 \cdot (h - 300)^2 \\ -0,509700 \cdot (h - 300) \cdot (A - 17671,45868) + 0,003975 \cdot (A - 17671,45868)^2 \\ \hspace{15em} : \textit{Gegoten Proefstukken} \\ -0,022069 - 0,502225 \cdot 10^{-7} \cdot A + 0,954717 \cdot 10^{-5} \cdot h \\ +0,283075 \cdot 10^{-7} \cdot (h - 300)^2 - 0,119598 \cdot 10^{-8} \cdot (h - 300) \cdot (A - 17671,45868) \\ +0,116176 \cdot 10^{-10} \cdot (A - 17671,45868)^2 \\ \hspace{15em} : \textit{Geboorde Proefstukken} \end{cases} \quad (4.93)$$

- Formule D op basis van de Size Effect Law van Bazant met een schadefactor afhankelijk van de diameter van de boorkern:

$$\sigma_{\frac{f_c}{f_{cx}}} = \begin{cases} 0,021463 + 0,000024 \cdot (d - 150) - 0,582644 \cdot 10^{-7} \cdot (d - 150)^2 \\ \hspace{15em} : \textit{Kubussen} \\ 0,000317 - 0,211768 \cdot 10^{-5} \cdot d + 879,349493 \cdot (d - 150)^2 \\ -0,235460 \cdot 10^{-18} \cdot (h - 300)^2 + 0,941839 \cdot 10^{-18} \cdot (d - 150) \cdot (h - 300) \\ \hspace{15em} : \textit{Gegoten Cilinders} \\ 0,008249 - 0,000002 \cdot d + 0,334658 \cdot 10^{-6} \cdot (d - 150)^2 \\ -0,256055 \cdot 10^{-8} \cdot (h - 300)^2 + 0,102422 \cdot 10^{-7} \cdot (d - 150) \cdot (h - 300) \\ \hspace{15em} : \textit{Geboorde Cilinders} \end{cases} \quad (4.94)$$

Hoofdstuk 5

Conclusie

Na een uitgebreid literatuuronderzoek en experimenteel proefprogramma kan besloten worden dat de vormfactoren voor de verschillende proefstukken voor zelf verdichtend beton, net zoals bij traditioneel verdicht beton, het best opgesteld worden voor de gemiddelde druksterkte van beton. De karakteristieke druksterkte kan men dan aan de hand van enkele eenvoudige statistische principes bepalen.

De eenvoudigste en tegelijk meest betrouwbare aanpak voor de vormfactoren is een tabel met experimenteel bekomen waarden. Hier is er namelijk geen extra onzekerheid over het gebruikte model en de statistische analyse en er kan bovendien weinig mislopen bij de toepassing van de vormfactoren. Bij boorkernen is het belangrijk om over een voldoende grote steekproef te beschikken bij het opstellen van dergelijke vormfactoren en het toepassen van de formules.

Voor proefstukken waar geen vormfactoren voor opgegeven zijn in een dergelijke tabel, kan het nuttig zijn om gebruik te maken van een formule waarmee men de vormfactor voor een willekeurig proefstuk kan berekenen. In deze thesis zijn vele van dergelijke modellen onderzocht en kan besloten worden dat de invloed van de druksterkte, het poedergehalte, de hoeveelheid water ten opzichte van het cementgehalte en de hoeveelheid water ten opzichte van het poedergehalte, best niet in het model worden opgenomen. Hierbij dient wel vermeld te worden dat de mengelingen van zelfverdichtend beton allen een druksterkte tussen de 48,6 en de 71,2 MPa hebben en de invloed van de druksterkte op de vormfactor dus niet kan worden uitgesloten voor betonsoorten met lagere of hogere druksterktes.

Bibliografie

- [1] AASHTO (2001). AASHTO T126: EN-standard specification for making and curing concrete test specimens in the laboratory. Technical report, American Association of State Highway and Transportation Officials.
- [2] AASHTO (2004). AASHTO T 22: Standard method of test for compressive strength of cylindrical concrete specimens. Technical report, American Association of State Highway and Transportation Officials.
- [3] O. Abaza (2003). Comparative analysis of using small cylindrical specimens for compressive strength of portland cement concrete. *An Najah University Journal of Research*, 17(2):255–267.
- [4] E. A. Abdun-Nur (1982). Incentive specifications for concrete. *Concrete International*, 4(9):20–24.
- [5] E. A. Ahmed (1999). Does core size strength affect strength testing. *Concrete International*, 21(8):35–39.
- [6] P. C. Aitcin, B. Miao, W. D. Cook & D. Mitchell (1994). Effects of size and curing on cylinder compressive strength of normal and high-strengths concretes. *ACI Materials Journal*, 91(4):349–354.
- [7] S. H. Alsayed (1997). Sensitivity of compressive strength of HSC to hot-dry climate, curing regimes, and additives. *ACI Materials Journal*, 94(6):472–477.
- [8] M.-Z. An, L.-J. Zhang & Q.-X. Yi (2008). Size effect on compressive strength of reactive powder concrete. *Journal of China University of Mining & Technology*, 18(2):279–282.
- [9] F. D. Anderson (1985). ACI SP-87: Statistical controls for high strength concrete. Technical report, American Concrete Institute.
- [10] ASTM (1992). ASTM C42-90: Standard test method for obtaining and testing drilled cores and sawed beams of concrete. Technical report, American Society for Testing and Materials.

- [11] ASTM (1997). ASTM C192-90a: Standard practice for making and curing concrete test specimens in the laboratory. Technical report, American Society for Testing and Materials.
- [12] ASTM (2001). ASTM C 39/C 39M - 01: Test method for compressive strength of cylindrical concrete specimens. Technical report, American Society for Testing and Materials.
- [13] ASTM (2010). ASTM C31/C31M-10: Standard practice for making and curing concrete test specimens in the field. Technical report, American Society for Testing and Materials.
- [14] ASTM (2011). ASTM C231 / C231M - 10 Standard test method for air content of freshly mixed concrete by the pressure method. Technical report, American Society for Testing and Materials. URL <http://www.astm.org/Standards/C231.html>.
- [15] S. Bakhtiyaria, A. Allahverdib, M. Rais-Ghasemic, B. Zarrabid & T. Parhizkarc (2011). Self-compacting concrete containing different powders at elevated temperatures - mechanical properties and changes in the phase composition of the paste. *Thermochimica Acta*, (514):74–81.
- [16] F. M. Bartlett & J. G. MacGregor (1994). Effect of core diameter on concrete core strength. *ACI Materials Journal*, 91(5):460–470.
- [17] F. M. Bartlett & J. G. MacGregor (1994). Effect of core length-to-diameter ratio on concrete core strengths. *ACI Materials Journal*, 91(4):339–348.
- [18] F. M. Bartlett & J. G. MacGregor (1994). Structural engineering report no 198: Assessment of concrete strength in existing structures. Technical report, Department of Civil Engineering, University of Alberta.
- [19] P. J. Bartos, M. Sonebi & A. K. Tamimi (2002). *Workability and Rheology of Fresh Concrete: Compendium Of Tests*. RILEM Publications.
- [20] Z. P. Bazant (1984). Size effect in blunt fracture: Concrete, rock, metal. *Journal of Engineering Mechanics*, 110(4):518–535.
- [21] Z. P. Bazant (1998). *Fracture Mechanics of Concrete Structures*, chapter Size Effect in Tensile and Compression Fracture of Concrete Structures: Computational Modeling and Design, pp. 1905–1922. Aedificatio Publishers.
- [22] Z. P. Bazant (2000). Size effect. *International Journal of Solids and Structures*, 37(1-2):69–80.

- [23] Z. P. Bazant (2001). *Proceedings of 8th International Conference on Structural Safety and Reliability*, chapter Probabilistic Modeling of Quasibrittle Fracture and Size Effect. Swets & Zeitinger.
- [24] Z. P. Bazant, Y. Xi & S. G. Reid (1991). Statistical size effect in quasi brittle structures: Is weibull theory applicable? *Journal of engineering Mechanics*, 117(11):2609–2622.
- [25] Z. P. Bazant & Y. X. Xiang (1997). Size effect in compression fracture: Splitting crack band propagation. *Journal of Engineering Mechanics*, 123(2):122–127.
- [26] H. Beshr, A. A. Almusallam & M. Maslehuddin (2003). Effect of coarse quality on the mechanical properties of high strength concrete. *Construction and Building Materials*, 17(2):97–103.
- [27] P. Billberg, O. Petersson, M. Westerholm, T. Wustholz & H.-W. Reinhardt (2004). Summary report on work package 3.2 - test methods for passing ability. Technical report, UCL CIVIL, Environmental & Geomatic Engineering, Stuttgart, Duitsland.
- [28] BIN (1973). Invloed van de afmetingen en vormen van het proefstuk op de druksterkte van beton. Technical report, Belgisch Instituut voor Normalisatie.
- [29] BIN (2004). NBN EN 12390-1: Beproeving van verhard beton - deel 1: Vorm, afmetingen en verdere eisen voor proefstukken en mallen. Technical report, Belgisch Instituut voor Normalisatie.
- [30] BIN (2009). NBN EN 12390-3: Beproeving van verhard beton - deel 3: Druksterkte van proefstukken. Technical report, Belgisch Instituut voor Normalisatie.
- [31] R. L. Blick, C. F. Petersen & M. E. Winter (1974). ACI SP-46: Proportioning and controlling high-strength concrete. Technical report, American Concrete Institute.
- [32] D. L. Bloem (1965). Concrete strength measurement - cores versus cylinders. *ASTM Proceedings*, 5(7):668–687.
- [33] D. L. Bloem (1968). Concrete strength in structures. *ACI Journal Proceedings*, 65(3):176–187.
- [34] V. V. Bolotin (1969). *Statistical Methods in Structural Mechanics*. Holden-Day Inc.
- [35] R. Browne & P. Bamforth (1977). Tests to establish pumpability of concrete. *ACI Journal*, 193.
- [36] J. H. Bungey (1979). Determining concrete strength by using small-diameter cores. *Magazine of Concrete Research*, 31(107):91–98.

- [37] J. H. Bungey & S. G. Millard (1996). *Testing of Concrete in Structures*. Chapman and Hall.
- [38] R. G. Burg & B. W. Ost (1992). *Research and Development Bulletin RD 104T*, chapter Engineering Properties of Commercially Available High-Strength Concretes. Portland Cement Association.
- [39] R. H. Campbell & R. E. Tobin (1967). Core and cylinder strength of natural and lightweight concrete. *ACI Journal Proceedings*, 64(4):190–195.
- [40] A. Carpinteri (1994). Scaling laws and renormalization groups for strength and toughness of disordered materials. *International Journal of Solids and Structures*, 31(3):291–302.
- [41] A. Carpinteri, B. Chiaia & G. Ferro (1998). Size effect on nominal tensile strength of concrete structures: Multifractality of material ligaments and dimensional transition from order to disorder. *Materials and Structures*, 28(6):311–317.
- [42] P. M. Carrasquillo & R. L. Carrasquillo (1988). Evaluation of the use of current concrete practice in the production of high-strength concrete. *ACI Materials Journal*, 85(1):49–54.
- [43] R. Carrasquillo, A. Nilson & F. Slate (1981). Properties of high strength concrete subject to short-term loads. *ACI Materials Journal*, 78(3):171–178.
- [44] R. C. Caspeelee (2010). *Probabilistische Evaluatie van Conformiteitscontrole en het gebruik van Bayesiaanse Updatingstechnieken in het kader van Veiligheidsanalyses van Betonconstructies*. Ph.D. thesis, Universiteit Gent.
- [45] CEB (1964). Recommandations pratiques unifiées pour le calcul et l'exécution des ouvrages en béton armé. Technical report, Comité Européen du Béton.
- [46] CEB (1972). Bulletin d'information n° 74: Proposition de compléments aux recommandations internationales CEB-FIP - 1970. Technical report, Comité Européen du Béton.
- [47] CEN (2000). EN 197-1: Cement - part 1: Composition, specifications and conformity criteria for common cements. Technical report, European Committee for Standardization.
- [48] CEN (2000). EN 206-1: Concrete - part 1: Specification, performance, production and conformity. Technical report, European Committee for Standardization.

- [49] CEN (2000). NEN EN 12390-4: 2000 beproeving van verhard beton - deel 4: Druksterkte - specificatie voor drukbanken. Technical report, Nederlands Normalisatie Instituut.
- [50] CEN (2007). EN 13791: Assessment of in-situ compressive strength in structures and precast concrete components. Technical report, European Committee for Standardization.
- [51] CEN (2009). EN 12504-1: Testing concrete in structures - part 1: Cored specimens - taking, examining and testing in compression. Technical report, European Committee for Standardization.
- [52] M. S. Chin, M. A. Mansur & W. T. H. (1997). Effects of shape, size, and casting direction of specimens on stress-strain curves of high-strength concrete. *ACI Materials Journal*, 94(3):209–219.
- [53] H. W. Chung (1979). Effect of length/diameter ratio on compressive strength of drilled concrete core - a semi rational approach. *Cement Concrete and Aggregates*, 1(2):68–70.
- [54] Y. S. Chung, C. Meyer & M. Shinozuka (1989). Modeling of concrete damage. *ACI Structural Journal*, 86(3):259–271.
- [55] J. E. Cook (1982). Research and application of high strength concrete using class C fly ash. *Concrete International*, 4(7):72–80.
- [56] J. E. Cook (1989). 10,000 psi concrete. *Concrete International*, 11(10):67–75.
- [57] W. A. Cordon & H. A. Gillespie (1963). Variables in concrete aggregates and portland cement paste which influence the strength of concrete. *Journal of The American Concrete Institute*, 60(8):1029–1052.
- [58] CSA (2009). CSA A23.1-09/A23.2-09: Concrete materials and methods of concrete construction / test methods and standard practices for concrete. Technical report, Canadian Standards Association.
- [59] CSA (2009). CSA-A.23.1M: Concrete materials and methods of concrete construction. Technical report, Canadian Standards Association.
- [60] F. Cussigh & V. Bonnard (2004). Summary report of workpackage 3.3 - tests for resistance to segregation. Technical report, UCL CIVIL, Environmental & Geomatic Engineering, Paisley, Frankrijk.
- [61] C. Dalles-Planchers-Dalles (1960). La theorie des lignes de rupture. *Bulletin d'Information*, 27:73–78.

- [62] C. G. Date & R. H. Schnormeier (1984). Day-to-day comparison of 4 and 6 in. diameter concrete cylinder strengths. *Concrete International*, 6(8):24–26.
- [63] R. L. Day (1994). Strength measurement of concrete using different cylinders sizes: A statistical analysis. *Cement, Concrete and Aggregates*, 16(1):21–30.
- [64] R. L. Day & M. N. Haque (1993). Correlation between strength of small and standard concrete cylinders. *ACI Materials Journal*, 90(5):452–462.
- [65] A. L. de Castro, J. B. L. Liborio & V. C. Pandolfelli (2001). Rheology of high performance concretes applied in building site. *Ceramica*, 57(341):63–75.
- [66] G. De Schutter (2005). Guidelines for testing fresh self-compacting concrete. Technical report, Measurement of Properties of Fresh Self-Compacting Concrete.
- [67] G. De Schutter, P. J. M. Bartos, P. Domone & J. Gibbs (2008). *Self-Compacting Concrete*. Whittles Publishing.
- [68] G. De Schutter, A.-M. Poppe, K. Audenaert & V. Boel (2003). Stille (r)evolutie in de betonwereld? *Het Ingenieursblad*, 3(4):44–51.
- [69] J. R. del Viso, J. R. Carmona & G. Ruiz (2008). Shape and size effects on the compressive strength of high-strength concrete. *Cement and Concrete Research*, 38(3):386–395.
- [70] P. Desnerck (2011). *Samendrukkings-, Hechttings- en Afschuivingsgedrag van Poedergebaseerd Zelfverdichtend Beton*. Ph.D. thesis, Universiteit Gent, België: Magnel Laboratorium voor Betononderzoek.
- [71] R. K. Dhiri & K. A. Paine (1999). *Radical Design and Concrete Practices*. Thomas Telford.
- [72] D. J. Elwell & G. Fu (1995). *Compression Testing of Concrete: Cylinders vs. Cubes*. Transportation Research And Development Bureau.
- [73] C. K. Erdei (1980). Finite element analysis and tests with a new load-transmitting medium to measure compressive strength of brittle materials. *Materials and Structures*, 13(2):83–90.
- [74] H. C. Erntroy (1960). The variation of work test cubes. Technical report, C & CA Research Report 10.
- [75] R. H. Evans (1944). The plastic theories for the ultimate strength of reinforced concrete beams. *Journal of the Institution of Civil Engineers (London)*, 21(2):98–121.
- [76] B. Felekoglu & S. Türkel (2005). Effects of specimen type and dimensions on compressive strength of concrete. *G. U. Journal Of Science*, 18(4):639–645.

- [77] D. Feys (2008-2009). *Interactions between Rheological Properties and Pumping of Self-Compacting Concrete*. Ph.D. thesis, Universiteit Gent, België: Magnel Laboratorium voor Betononderzoek.
- [78] FIP-CEB (1990). *High Strength Concrete: State of the Art Report*. Fédération Internationale de la Précontrainte.
- [79] C. S. Fong (1998). *Effect of Specimen Shape and Size on Compressive Strength and UPV*. Ph.D. thesis, National University of Singapore, Singapore.
- [80] D. A. Forstie & R. Schnormeier (1981). Development and use of 4 by 8 inch concrete cylinders in arizona. *Concrete International*, 3(7):42–45.
- [81] C. W. French & A. Mokhtarzadeh (1993). High strength concrete: Effects of material, curing and test procedures on short-term compressive strength. *ACI Journal*, 38(3):76–87.
- [82] R. D. Gaynor (1974). *One Look At Concrete Compressive Strength*. National Ready Mixed Concrete Association.
- [83] H. F. Gonnermann (1925). Effect of size and shape of test specimen on compressive strength of concrete. *ASTM Proceedings*, 25:237–250.
- [84] B. Graybeal & M. Davis (2008). Cylinder or cube: Strength testing of 80 to 200 MPa (11.6 to 29 ksi) ultra-high-performance fiber-reinforced concrete. *ACI Materials Journal*, 105(6):603–609.
- [85] S. Grunewald, J. C. Walraven, M. Emborg, J. Cärlsward & H. Christer (2004). Summary report of workpackage 3.1 test methods for filling ability of SCC. Technical report, UCL Civil, Environmental & Geomatic Engineering, Delft, Nederland.
- [86] P. E. Halstaed (1969). The significance of concrete cube tests. *Magazine of Concrete Research*, 21(66):187–194.
- [87] H. Hansen, A. Kielland, K. E. C. Nielsen & S. Thaulow (1962). Compressive strength of concrete - cube or cylinder? *RILEM Bulletin No. 17*, pp. 23–30.
- [88] W. Hester (1980). Field testing high-strength concretes: A critical review of the state-of-the-art. *Concrete International: Design and Construction*, 2(12):27–37.
- [89] A. Hilleborg (1990). Fracture mechanics concepts applied to moment capacity and rotational capacity of reinforced concrete beams. *Engineering Fracture Mechanics*, 35(1-3):233–240.
- [90] N. L. Howard & D. M. Leatham (1989). The production and delivery of high-strength concrete. *Concrete International*, 11(4):26–30.

- [91] T. T. C. Hsu (1965). Inelastic behavior of concrete under short-time loading. In *Colloquium on the Nature of Inelasticity of Concrete and Its Structural Effects*.
- [92] IBN (2001). NBN EN 206-1 béton - partie 1: Spécification, performances, production et conformité. Technical report, Institut Belge de Normalisation.
- [93] F. Indelicato (1997). Estimate of concrete cube strength by means of different diameter cores: A statistical approach. *Materials and Structures*, 30(197):131–138.
- [94] F. Indelicato (1998). A proposal for the prediction of the characteristic cube strength of concrete from tests on small cores of various diameters. *Materials and Structures*, 31(208):242–246.
- [95] F. Indelicato & M. Paggi (2008). Specimen shape and the problem of contact in the assessment of concrete compressive strength. *Materials and Structures*, 41(2):431–441.
- [96] B. S. Institution (1983). BS 1881: Part 120 (1983): Method for determination of the compressive strength of cores. Technical report, British Standards Institution.
- [97] B. S. Institution (1992). BS 1881: Part 4: Methods of testing concrete for strength. Technical report, British Standards Institution.
- [98] B. S. Institution (2000). BS EN 12390-1: 2000 testing hardened concrete - part 1: Shape, dimensions and other requirements for specimens and moulds. Technical report, British Standards Institution.
- [99] ISO (1975). ISO 3207: Interprétation statistique des données - détermination d'un intervalle statistique de dispersion. Technical report, Organisation Internationale de Normalisation.
- [100] ISO (1977). ISO 3893: Concrete - classification by compressive strength. Technical report, International Organization for Standardization.
- [101] ISO (1978). ISO 4012: Concrete - determination of compressive strength of test specimens. Technical report, International Organization for Standardization.
- [102] S. A. Issa, M. S. Islam, M. A. Issa, A. A. Yousif & M. A. Issa (2000). Specimen and aggregate size effect on concrete compressive strength. *Cement, Concrete and Aggregates*, 22(2):103–115.
- [103] K. J. Janak (1985). *Comparative Compressive Strength of 4 X 8 In. Versus 6 X 12 In. Concrete Cylinders Along with the Investigation of Concrete Compressive Strength at 56 Days*. Materials and Tests Division, Texas State Department of Highways and Public Transportation.

- [104] J. K. Kim, S. H. EO & H. K. Park (1990). Size effect in concrete specimens with dissimilar initial cracks. *Magazine of Concrete Research*, 42(153):233–238.
- [105] J.-K. Kim, S.-T. Yi, C.-K. Park & S.-H. Eo (1999). Size effect on compressive strength of plain and spirally reinforced concrete cylinders. *ACI Structural Journal*, 96(1):88–94.
- [106] G. König, K. Holschemacher, F. Dehn & D. Weisse (2001). Verbundverhalten von betonstahl in selbstverdichtendem beton. *Beton- und Stahlbetonbau*, 96(3):124–132.
- [107] P. C. Kreijger (1971). Controle druksterkte van beton volgens ontwerp VB 1972. *Cement*, 23(3):100–115.
- [108] W. Kuczynski (1960). La résistance du béton étudiée sur des éprouvettes de différentes formes et de diverses dimensions. *RILEM Bulletin No 8*, 8:77–92.
- [109] H. Lambotte & D. Van Nieuwenberg (1979). *Gewapend beton, cursustekst*. Universiteit Gent.
- [110] M. Lessard, O. Challal & P.-C. Aticin (1993). Testing high strength concrete compressive strength. *ACI Materials Journal*, 90(4):303–307.
- [111] R. L'Hermite (1950). La résistance du béton et sa mesure. *Annales de l'Institut Technique du Batiment et des Travaux Publics*, 114:1–19.
- [112] R. L'Hermite & M. Mamillan (1968). Influence of the dimension and shape of concrete members on their shrinkage. *Materials and Structures*, 2(3):14.
- [113] I. Lyse & R. Johansen (1962). An investigation on the relationship between cube and the cylinder strength of concrete. *RILEM Bulletin No 14*, 14:125–133.
- [114] J. Ma & J. Dietz (2002). Ultra high performance self compacting concrete. *Lacer*, (7):33–42.
- [115] A. S. Malaikah (2005). Effect of specimen size and shape on the compressive strength of high strength concrete. *Pertanika Journal Science & Technology*, 13(1).
- [116] V. M. Malhorta (1976). Are 4 x 8 inch concrete cylinders as good as 6 x 12 inch cylinders for quality control of concrete. *ACI Journal*, 13(1):33–36.
- [117] V. M. Malhorta (1977). Contract strength requirements - cores versus in situ evaluation. *Journal of the American Concrete Institute*, 74(4):163–172.
- [118] M. A. Mansur, M. Asce & M. M. Islam (2002). Interpretation of concrete strength for nonstandard specimens. *Journal of Materials In Civil Engineering*, 14(2):151–155.

- [119] M. A. Mansur, T. H. Wee & M. S. Chin (1994). *Proceedings, 19th Conference on Our World in Concrete and Structures*, chapter Some Engineering Properties of Locally Produced High-Strength Concrete, pp. 97–106. CI-Premier Pte. Ltd.
- [120] B. Mather & W. O. Tynes (1961). Investigation of compressive strength of molded cylinders and drilled cores of concrete. *ACI Journal Proceedings*, 57(1):767–778.
- [121] ACI Committee 214 (2002). ACI 214R-02: Evaluation of strength test results of concrete. Technical report, American Concrete Institute.
- [122] ACI Committee 318 (1983). ACI 318-83: Building code requirements for reinforced concrete. Technical report, American Concrete Institute.
- [123] ACI Committee 363 (1998). ACI 363.2R-98: Guide to quality control and testing of high-strength concrete. Technical report, American Concrete Institution.
- [124] Department of the Interior, Water and Power Resources Service (1981). *Concrete Manual, 8th Ed., rev.* John Wiley.
- [125] NBN EN 12350 - 1 (2009). NBN EN 12350-1: Sampling fresh concrete. In *Testing fresh concrete*.
- [126] NBN EN 12350 - 10 (2010). NBN EN 12350-10: Self-compacting concrete - L-box test. In *Testing fresh concrete*.
- [127] NBN EN 12350 - 11 (2010). NBN EN 12350-11: Self-compacting concrete - sieve segregation test. In *Testing fresh concrete*.
- [128] NBN EN 12350 - 12 (2010). NBN EN 12350-12: Self-compacting concrete - J-ring test. In *Testing fresh concrete*.
- [129] NBN EN 12350 - 6 (2009). NBN EN 12350-6: Density. In *Testing fresh concrete*.
- [130] NBN EN 12350 - 8 (2010). NBN EN 12350-8: Self-compacting concrete - slump-flow test. In *Testing fresh concrete*.
- [131] NBN EN 12350 - 9 (2010). NBN EN 12350-9: Self-compacting concrete - v-funnel test. In *Testing fresh concrete*.
- [132] RILEM TC 148-SSC (1997). Strain-softening of concrete in uniaxial compression. *Materials and Structures*, 30(198):195–209.
- [133] R. C. Meininger, F. T. Wagner & K. W. Hall (1977). Concrete core strength - the effect of length to diameter ratio. *Journal of Testing and Evaluation*, 5(3):147–153.

- [134] N. A. Mohiuddin (1995). *Use of Small Diameter Cores in Evaluation of In-Situ Concrete Strength in Eastern Saudi Arabia*. Ph.D. thesis, King Fahd University of Petroleum & Minerals.
- [135] J. Moreno (1990). 225 W. Wacker Drive. *Concrete International: Design & Construction*, 12(1):559–561.
- [136] J. W. Murdock & C. E. Kesler (1957). Effect of length to diameter ratio of specimen on the apparent compressive strength of concrete. *ASTM Bulletin*, 221:68–75.
- [137] L. J. Murdock (1953). The control of concrete quality. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers*, 2(4):426–453.
- [138] K. W. Nasser & A. A. Al-Manaseer (1987). It's time for a change from 6x12- to 3x6-in. cylinders. *ACI Materials Journal*, 84(3):213–216.
- [139] K. W. Nasser & J. C. Kenyon (1984). Why not 3x6 inch cylinder for testing concrete compressive strength? *ACI Journal*, 81(1):47–53.
- [140] NBN (2009). NBN EN 12504-1: Beproeving van beton in constructies - deel 1: Boorkernen - monsterneming, onderzoek en bepaling van de druksterkte. Technical report, Bureau voor Normalisatie.
- [141] A. M. Neville (1956). The influence of size of concrete test cubes on mean strength and standard deviation. *Magazine of Concrete Research*, 8(22):101–110.
- [142] A. M. Neville (1959). The relation between standard deviation and mean strength of concrete test cubes. *Magazine of Concrete Research*, 11(31):75–83.
- [143] A. M. Neville (1966). A general relation for strengths of concrete specimens of different shapes and sizes. *ACI Journal Proceedings*, 63(10):1095–1110.
- [144] A. M. Neville (1981). *Properties of Concrete, 3th Edition*. Longman Scientific & Technical.
- [145] A. M. Neville (1995). *Properties of Concrete*. Longmann Group Limited.
- [146] I. M. Nikbin, M. Eslami & S. M. Rezvani (2009). An experimental comparative survey on the interpretation of concrete core strength results. *European Journal of Scientific Research*, 37(3):445–456.
- [147] S. A. of Australia (1973). AS 1012, part 14: Method of securing and drilling cores from hardened concrete for compressive strength of indirect strength. Technical report, Standard Association of Australia.

- [148] U. S. B. of Reclamation (1963). *Concrete Manual 7th Edition*. United States Bureau of Reclamation.
- [149] U. S. B. of Reclamation (1992). *Concrete Manual, Part 2*. United States Bureau of Reclamation.
- [150] G. Pascale, A. Di Leo & V. Bonora (2003). Nondestructive assessment of the actual compressive strength of high-strength concrete. *Journal of Materials In Civil Engineering*, 15(5):452–459.
- [151] N. Petersons (1964). Strength of concrete in finished structures. Technical report, Royal Institute of Technology, Stockholm.
- [152] N. Petersons (1968). Should standard cube test specimens be replaced by test specimens from structures. *Materials and Structures*, 1(5):425–435.
- [153] M. F. Pistilli & T. Willems (1993). Evaluation of cylinder size and capping method in compression strength testing of concrete. *Cement, Concrete, and Aggregates*, 15(1):59–69.
- [154] S. Popovics (1998). *Strength and Related Properties of Concrete, A Quantitative Approach*. John Wiley & Sons Inc.
- [155] A.-M. Poppe (2004). *Invloed van vulstoffen op hydratatie en eigenschappen van zelfverdichtend beton*. Ph.D. thesis, Universiteit Gent.
- [156] W. H. Price (1951). Factors influencing concrete strength. *ACI Journal Proceedings*, 47(2):417–432.
- [157] S. Pul, M. Husem, M. E. Arslan & Y. Zandi (2011). *GEMESD 2011 Proceedings of the 4th WSEAS international conference on Energy and development - environment - biomedicine*, chapter Investigation of Relation between Core and Cylindrical Strength of Concrete Specimen Cured in Different Conditions, pp. 265–269. World Scientific and Engineering Academy and Society (WSEAS).
- [158] S. V. Ramaiah, B. F. McCullough & T. Dossey (2001). *Estimating In Situ Strength of Concrete Pavements Under Various Field Conditions*. Texas Department of Transportation.
- [159] F. G. Riessauw (1968). *Gewapend Beton Volume 1, cursustekst*. Rijksuniversiteit Gent.
- [160] RILEM (1949). Etude comparative des coefficients usuels, et coefficients déduits de notre théorie. *RILEM Bulletin No 2*, 2(3):89–90.
- [161] RILEM (1957). Coefficients de correspondance entre les resistences de differentes types d'éprouvettes. *RILEM Bulletin No 12*, pp. 81–105.

- [162] H. Rüsch, R. Sell & R. Rackwitz (1969). *Statistische Analyse der Betonfestigkeit*. DAS Heft.
- [163] O. T. Sigvaldason (1966). The influence of testing machine characteristics upon the cube and cylinder strength of concrete. *Magazine of Concrete Research*, 17(54):197–206.
- [164] C. Society (1976). Technical report no. 11: Concrete core testing for strength. Technical report, The Concrete Society.
- [165] C. Society (1987). Technical report no. 11: Concrete core testing for strength. Technical report, The Concrete Society.
- [166] R. N. Swamy & A. H. Al-Hamed (1984). *ACI SP-82*, chapter Evaluation of Small Diameter Core Tests to Determine In-Situ Strength of Concrete, pp. 411–423. American Concrete Institute.
- [167] A. Szypula & J. S. Grossman (1990). Cylinder vs. core strength. *Concrete International*, 12(2):55–61.
- [168] L. Taerwe (1985). *Aspecten van het stochastisch karakter van de druksterkte van beton met inbegrip van aanvaardingscontrole*. Ph.D. thesis, Rijksuniversiteit Gent.
- [169] L. Taerwe (1987). Spreiding in betonsterkte nader bekeken. *Cement*, (3):48–52.
- [170] L. Taerwe (2009). *Statistiek, cursustekst*. Universiteit Gent.
- [171] L. Taerwe & G. De Schutter (2009). *Betontechnologie en aanvullingen, cursustekst*. Universiteit Gent.
- [172] S. Thaulow (1962). Apparent compressive strength of concrete as affected by height of test specimen and friction between the loading surfaces. *RILEM Bulletin No 17*, 17:31–33.
- [173] M. Tokyay & M. Özdemir (1997). Specimen shape and size effect on the compressive strength of higher strength concrete. *Cement and Concrete Research*, 27(8):1281–1289.
- [174] J. J. Tucker (1945). Effect of dimensions of specimens upon the precision of strength data. *ASTM Proceedings*, 45:952–959.
- [175] M. Tuncan, O. Arioz, K. Ramyar & B. Karasu (2008). Assessing concrete strength by means of small diameter cores. *Construction and Building Materials*, 22(5):981–988.
- [176] UNESCO (1971). *Reinforced Concrete: An International Manual*. Butterworths.
- [177] D. J. Vandegrift & A. K. Schindler (2006). The effect of test cylinder size on the compressive strength of sulfur capped concrete specimens. Technical report, Highway Research Center & Department of Civil Engineering at Auburn University.

- [178] O. Wallevik (2003). Rheology - a scientific approach to develop self-compacting concrete. In *3rd International Symposium on Self-Compacting Concrete*, pp. 23–32. Reykjavik.
- [179] W. Weibull (1939). A statistical theory of the strength of materials. Technical report, Proceedings of the Royal Swedish Institute for Engineering Research No 151.
- [180] W. Weibull (1951). A statistical distribution function of wide applicability. *Journal of Applied Mechanics*, 18(3):293–297.
- [181] WTCB (2011). Onderzoeksresultaten prenormatief onderzoek: Mechanische prestaties van zelfverdichtend beton: naar een mogelijke toepassing van eurocode 2, biënnale 2008-2010, conventie NBN: CC CCN/PB/NBN-513. Technical report, Wetenschappelijk en Technisch Centrum voor het Bouwbedrijf.
- [182] S. Yamane (1979). *Takenaka Technical Research Report N° 22*, chapter Concrete in Finished Structures, pp. 67–73.
- [183] S. Yazici & G. I. Sezer (2007). The effect of cylindrical specimen size on the compressive strength of concrete. *Building and Environment*, 42(6):2417–2420.
- [184] S.-T. Yi, E.-I. Yang & J.-C. Choi (2006). Effect of specimen sizes, specimen shapes, and placement directions on compressive strength of concrete. *Nuclear Engineering and Design*, 236(2):115–127.
- [185] Y. V. Zaitsev & K. L. Kovler (1985). Notch sensitivity of concrete and size effect - part I: Effect of specimen size and crack length by 3-point bending. *Cement and Concrete Research*, 15(6):979–987.
- [186] Y. V. Zaitsev & K. L. Kovler (1986). Notch sensitivity of concrete and size effect - part II: Stress state effect. *Cement and Concrete Research*, 16(1):7–16.

