Thermo-mechanisch gedrag van zelfverdichtend beton na blootstelling aan brand

Eveline Vande Walle

Promotor: prof. dr. ir. Geert De Schutter Begeleiders: dr. ir. Pieter Desnerck, dr. ir.-arch. Emmanuel Annerel

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



Thermo-mechanisch gedrag van zelfverdichtend beton na blootstelling aan brand

Eveline Vande Walle

Promotor: prof. dr. ir. Geert De Schutter Begeleiders: dr. ir. Pieter Desnerck, dr. ir.-arch. Emmanuel Annerel

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



Dankwoord

Nu mijn masterproef er bijna opzit, kan ik bijna niet geloven dat het jaar al achter de rug is. Het lijkt nog maar een paar weken geleden dat ik met kloppend hart en bevende handen mijn eerste afspraak had met mijn begeleiders over het werk dat ik dit jaar zou verrichten. Ik weet nog dat er door mijn hoofd ging dat ik bang was dat ik nooit een masterproef tot een goed eind zou kunnen brengen. Nu ik er de laatste hand aan leg en hij bijna klaar is om naar de drukker te sturen, ben ik enerzijds blij dat dit mijn laatste maand als student inluidt en anderzijds vind ik het jammer dat het voorbij is. In het kader van deze thesis zou ik graag een aantal personen bedanken die dit jaar een grote invloed op mij hebben uitgeoefend.

Eerst en vooral zou ik mijn promoter prof. dr. ir. G. De Schutter willen bedanken voor het mogelijk maken van deze thesis en om mij de kans te geven mijn literatuurstudie in Cergy Pontoise, Frankrijk, uit te voeren.

Je voudrais remercier mon prof à l'université de Neuville, Monsieur A. Noumowé, pour me supporter et pour m'aider à trouver tous les informations dont j'avais besoin pour la synthèse. Vous aviez toujours pris beaucoup patience pour que je puisse avoir une meilleure compréhension de la matière.

Een bijzondere dank gaat uit naar mijn begeleiders dr. ir.-arch. E. Annerel en dr. ir. P. Desnerck. Ondanks jullie drukke werkschema stonden jullie altijd klaar om mijn duizend en één vragen te beantwoorden, om mij in de juiste denkrichting te sturen en om mijn masterproef in goede banen te leiden. Bedankt voor alle raad en bijstand.

Verder wil ik het personeel van het labo Magnel bedanken voor alle hulp bij mijn experimenteel onderzoek. Ik kon altijd bij jullie terecht, ook wanneer de elektronische apparatuur mij in de steek liet of wanneer ik er niet in slaagde de kruiwagen vol betonnen proefstukken te verplaatsen. Dhr. Peter Van Den Bussche wil ik extra bedanken omdat hij mij uitstekend heeft begeleid tijdens mijn proeven.

Ik zou ook graag mijn ouders en mijn zussen bedanken voor hun steun en hun luisterend oor, niet alleen dit jaar, maar ook de voorbije vijf jaar van mijn studies. Jullie hebben mij helpen vormen tot de persoon die ik nu ben. Een speciale dank gaat uit naar mijn pasgeboren neefje Jack, die mij door zijn komst het extra duwtje in de rug heeft gegeven om mijn thesis op tijd af te werken.

Als allerlaatste wil ik mijn vriend Ruben bedanken, die mij geholpen heeft elke keer mijn laptop het liet afweten en die mijn klankbord was wanneer ik overstelpt werd door ideeën of problemen met mijn experimenten. Dank je voor je steun, je motivering en voor de vele uren die we zij aan zij tot 's avonds laat achter de computer doorbrachten, allebei werkend aan onze thesis.

Overzicht

Titel: Thermo-mechanisch gedrag van zelfverdichtend beton na blootstelling aan brand

Auteur: Eveline Vande Walle

Promotor: Prof. dr. ir. Geert De Schutter

Begeleiders: dr. ir. Pieter Desnerck, dr. ir.-arch. Emmanuel Annerel

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

Samenvatting

Beton is een bouwmateriaal dat gekend staat om zijn goede brandweerstand. Omwille van zijn verschillende betoneigenschappen, zal zelfverdichtend beton (ZVB) echter ander gedrag vertonen dan traditioneel beton (TB) bij blootstelling aan brand. Deze masterproef onderzoekt de invloed van verhoogde temperaturen op het spanning-rekdiagram bij uni-axiale drukproeven van zelfverdichtend beton.

Er worden drie soorten zelfverdichtend beton getest, waarvan twee eenzelfde betonsamenstelling hebben maar een verschillende water-cement verhouding. De cilinders uit ZVB worden tot 300 en 550°C opgewarmd onder verschillende belastingsniveaus, waarbij de verplaatsingen tijdens opwarming worden geregistreerd. Na een bewaarperiode van 14 dagen, volgend op het opwarmen en afkoelen van de proefstukken, wordt het spanning-rekdiagram, inclusief de softening tak, opgemeten.

De rekken, die ontstaan bij het opwarmen van de proefstukken onder een belastingsgraad van 0% en 30% van de initiële druksterkte, worden respectievelijk de vrije en de totale thermische rek van het beton genoemd. Deze worden uitgezet in functie van de temperatuur en laten zo toe om de load induced thermal strain (LITS), die nodig is voor de berekening van de transiënte rek, in functie van de temperatuur te bepalen als het verschil van de twee bovengenoemde rekken.

De experimentele resultaten tonen een afname van de elasticiteitsmodulus en de druksterkte, alsook een stijging van de piekrek voor verhoogde temperaturen. Dit gedrag wordt meer significant voor hogere temperaturen. Een (gedeeltelijke) vermindering van dit gedrag wordt evenwel vastgesteld voor de proefstukken die axiaal belast worden tijdens opwarming. Het spanning-rekdiagram bij 550°C is onafhankelijk van de water-cement verhouding en het type ZVB.

De softening tak laat toe de fracture energy voor zelfverdichtend beton te bepalen na opwarming. Deze waarde kan geïmplementeerd worden in materiaalmodellen die gebaseerd zijn op eindige elementenpakketten. Dit genereert het spanning-rekdiagram na brand en staat toe om de bestaande modellen uit te breiden van omgevingstemperatuur tot hogere temperaturen, mits het in rekening brengen van de degradatie van de druksterkte en elasticiteitsmodulus van het ZVB. Daarnaast worden de experimentele gegevens met de bestaande numerieke materiaalmodellen vergeleken voor zowel de stijgende als de dalende tak. Voor beide takken worden aangepaste modellen afgeleid, die in betere overeenstemming zijn met het spanning-rekdiagram van zelfverdichtend beton. Er kan worden vastgesteld dat de softening tak het best benaderd wordt door middel van een tweedegraads polynoom.

Trefwoorden

Zelfverdichtend beton, hoge temperaturen, spanning-rekdiagram, softening tak, materiaalmodellen

Toelating tot bruikleen

"De auteur geeft de toelating deze materproef voor consultatie beschikbaar te stellen en delen van de masterproef te kopiëren voor persoonlijk gebruik.

Elk ander gebruik valt onder de beperkingen van het auteursrecht, in het bijzonder met betrekking tot de verplichting de bron uitdrukkelijk te vermelden bij het aanhalen van resultaten uit deze masterproef."

"The author gives permission to make this master dissertation available for consultation and to copy parts of this master dissertation for personal use.

In the case of any other use, the limitations of the copyright have to be respected, in particular with regard to the obligation to state expressly the source when quoting results from this master dissertation."

Gent, 4 juni 2012,

Eveline Vande Walle

Thermo-mechanical behaviour of self-compacting concrete after exposure to fire

Eveline Vande Walle

Supervisors: Prof. dr. ir. Geert De Schutter, dr. ir.-arch. Emmanuel Annerel, dr. ir. Pieter Desnerck

Abstract—This article evaluates the influence of elevated temperatures on the stress-strain diagram due to uniaxial compression of self-compacting concrete. Firstly, the behaviour of the ascending and descending branch is measured after a post-cooling period of 2 weeks for concrete cylinders heated under different loading conditions. Secondly a comparison is made between the existing stress-strain models and the experimental results. When necessary, modified models are derived that are in better agreement with the stress-strain behaviour of self-compacting concrete after fire. Finally, the fracture energy in compression is derived and implemented in an adapted model based on FE-analysis in order to generate the stress-strain relationship after fire.

Keywords-self-compacting concrete, fire, stress-strain diagram, softening branch, material models

I. INTRODUCTION

Concrete performs well as an engineering material during fire. However, compared to traditional concrete (TC), selfcompacting concrete (SCC) will react differently when exposed to fire, due to its modified properties. The ascending branch of the stress-strain diagram in compression of SCC at elevated temperatures has already been studied in the past [1;2]. However, little information regarding the descending branch after fire exists in literature. The softening branch is used to calculate the fracture energy, which is needed for numerical calculations.

II. TEST PROGRAMME

The tested materials are 3 mixtures of self-compacting concrete prepared with Portland cement and limestone filler, of which two have the same concrete composition but different water-cement ratios. The specimens are cylinders with a height/diameter ratio equal to 3, as mentioned in the guidelines for test methods for the strain-softening response [3].

After a drying procedure of 10 days at 105°C, the concrete cylinders are heated up at a rate of 0.8°C/min to 300°C and 550°C under external load ratios of 0 and 30% of the initial compressive strength.

After a post-cooling period of two weeks at $20\pm1^{\circ}$ C and 60% RH, the stress-strain diagram for the specimens is tested by means of an uniaxial compressive test.

III. BEHAVIOUR ASCENDING AND DESCENDING BRANCH

As shown in **Figure 1**, the compressive strength as well as the Young's modulus decrease for elevated temperatures, while the peak strain increases. This behaviour becomes more significant for higher temperatures. In addition, it is observed that the descending branch becomes less steep and therefore the concrete behaves in a more ductile manner for increasing temperatures.

Generally, when loaded during heating, a partial compensation of this behaviour can be observed (Figure 1). For

the same temperature, the concrete degrades less and an improvement of the Young's modulus and peak stress can be observed.

The thermo-mechanical behaviour at 550°C is seen to be independent of the concrete type and the water-cement ratio: for the same loading condition, all the stress-strain diagrams are coincident (Figure 1).



Figure 1 Stress-strain diagram as a function of load ratio, temperature and concrete composition

IV. NUMERICAL MATERIAL MODEL

A. Existing model

The existing stress-strain models for the ascending branch overestimate the peak strain and underestimate the Young's modulus. The prediction of the peak strain becomes worse for the loaded specimens.

The models that describe the softening branch, all fail to predict it completely. The slope of the descending branch is heavily underestimated and the peak strain in the unloaded case is calculated to be almost 2 times the actual value.

B. Extended model

When modifying the existing parameters to become time dependent in the stress-strain model of Sargin [4], shown in

E. Vande Walle is with the Civil Engineering Department, Ghent University (UGent), Gent, Belgium. E-mail: eveline.vandewalle@UGent.be .

Table 1: Formulas for the parameters of the stress-strain model for the ascending and descending branch

$0 < \varepsilon_c < \varepsilon_{c \text{lin}} $	n,T Ascending branch	$ \varepsilon_{c \lim, T} < \varepsilon_{c} < \varepsilon_{cu,T} $ Descending branch
α (%)	k $\varepsilon_{c1,T}/\varepsilon_{c1,20^{\circ}C}$ $f_{cm,T}/f_{cm,20^{\circ}C}$	α (%)
0	$f_{cm,T} \left/ f_{cm,20^{\circ}C} = -2.40 \cdot 10^{-6} T^2 + 1.0 \cdot 10^{-6} T + 1.0$	$0 \qquad A = 1.33 \cdot 10^{-5} T^2 - 1.90 \cdot 10^{-3} - 4.77$
	$\varepsilon_{c1,T} / \varepsilon_{c1,20^{\circ}C} = 4.16 \cdot 10^{-6} T^2 - 1.28 \cdot 10^{-3} T + 1.02$ $k = 6.60 \cdot 10^{-4} T + 1.076$	$B = -1.31 \cdot 10^{-5} T^2 + 1.72 \cdot 10^{-3} + 5.82$ $C = 3.13 \cdot 10^{-5} T^2 - 3.35 \cdot 10^{-4} - 1.0 \cdot 10^{-1}$
30	$f_{cm,T} / f_{cm,20^{\circ}C} = -3.30 \cdot 10^{-6} T^2 + 4.86 \cdot 10^{-6} T + 0.99$	$30 \qquad A = 2.94 \cdot 10^{-5} T^2 - 1.35 \cdot 10^{-3} - 2.52$ $B = -50 \cdot 10^{-5} T^2 + 2.78 \cdot 10^{-2} + 0.00 \cdot 10^{-1}$
	$\varepsilon_{c1,T} / \varepsilon_{c1,20^{\circ}C} = 3.16 \cdot 10^{-0} T^2 - 1.3 \cdot 10^{-3} T + 1.02$ k = 8.49 \cdot 10^{-4} T + 1.070	$C = 2.0 \cdot 10^{-5} T^2 - 1.47 \cdot 10^{-2} + 2.68$

Equation (1), a well fitted stress-strain diagram is obtained for the ascending branch.

$$0 < \left| \varepsilon_{c} \right| < \left| \varepsilon_{c \, \lim, T} \right| : \quad \sigma_{c} = f_{cm, T} \cdot \frac{k\eta - \eta^{2}}{1 + (k - 2) \cdot \eta}$$

$$\eta = \varepsilon_{c} / \varepsilon_{c \, LT}$$
(1)

where $\varepsilon_{cl,T}$ is the strain corresponding to the peak stress of the heated concrete (‰), ε_{climT} is the nominal ultimate strain (‰) and $f_{cm,T}$ is the compressive strength of the heated concrete (N/mm²). These parameters are represented in **Table 1** in comparison to their initial value as a function of temperature. All parameters are valid for a post-cooling storage period of two weeks.

The softening branch is described by a second order polynomial, shown in Equation (2) with parameters that depend on the load level during heating. The parameters of this equation are presented in **Table 1** as well. This model delivers good prediction for the slope of the softening branch, but overestimates the value of the peak strain at 300°C.

$$\left| \mathcal{E}_{c \, \text{lim}, T} \right| < \left| \mathcal{E}_{c} \right| < \left| \mathcal{E}_{cu, T} \right| : \quad \sigma_{c} = f_{cm, T} \cdot \left(A \cdot \eta^{2} + B \cdot \eta + C \right)$$
(2)

V. MODEL BASED ON FE-ANALYSIS

A. Fracture Energy

Figure 2 shows an exponential relationship between the fracture energy in compression and the compressive strength when the temperature effect is held into account. A close correlation can be observed at high temperatures. However, for lower temperatures the deviation of the results becomes big. Awaiting further investigation, it would be more safe to work with a 95%- confidence interval.

B. Extended Model

The existing material models, such as DIANA, based on finite element analysis, are capable of generating the stressstrain diagram at ambient conditions by implementing the value of the fracture energy. When the Young's modulus and compressive strength are taken into account as a function of temperature, these models can be extended to elevated temperatures. Only a few modifications to these models will be necessary to accurately describe the stress-strain behaviour of self-compacting concrete.



Figure 2 Fracture Energy in compression (Nmm/mm²) as a function of the temperature dependent compressive strength

VI. CONCLUSIONS

A decrease in compressive strength and Young's modulus, as well as more ductile behaviour of the self-compacting concrete is observed for increasing temperatures. The modified numerical material models prove to be a good prediction for the compressive stress and for the slope of the ascending and ascending branch. However, they overestimate slightly the peak strength. The relationship between the fracture energy and the compressive strength, as a function of the temperature, seems to be exponential. Nevertheless, due to the big deviations for lower temperatures and the limited amount of experimental test results no decisive conclusions can be made yet. Finally, when modified, the models based on FE-analyse show high potential to accurately predict the stress-strain diagram after fire.

ACKNOWLEDGEMENTS

The author would like to acknowledge the support of Prof. dr. ir. Geert Deschutter. Also dr. ir.-arch. Emmanuel Annerel, dr. ir. Pieter Desnerck and technicians of the Labo Magnel in Ghent deserve a mention.

REFERENCES

- [1] Annerel, E. and Taerwe, L, "Evolution of the strains of traditional and self-compacting concrete during and after fire", *Material and Structures*, Vol.44, pp. 1369-1380, 2011.
- [2] Fares,H., "Propriétés mécaniques et physic-chimiques des bétons autoplaçants exposés à une temperature élevée", Phd., University of Cergy-Pontoise, 2009.
- [3] RILEM TC 148-SCC, "Strain softening of concrete in uniaxial compression", *Materials and Structures*, Vol. 30, pp. 195-209,1997.
- [4] Annerel, E., "Assessment of the residual strength of concrete structures after fire exposure", Phd., University of Ghent, 2009-2010.

Inhoudstafel

Dankwoord	i
Overzicht	ii
Extended abstract	v
Inhoudstafel	vii
Tabel van afkortingen en symbolen	х
1. Symbolen	x
2. Afkortingen	xi
Hoofdstuk 1. Inleiding [1; 2]	1
Deel I - Literatuurstudie	3
Hoofdstuk 2. Het gedrag van zelfverdichtend beton bij omgevingstemperatuur	4
2.1 Definitie [1; 2]	4
2.2 Eigenschappen van beton in verse toestand	4
2.2.1 Slump Flow Test	4
2.2.2 L-DOX TEST	5 6
2.2.3 Virumerrest	7
2.2.5 Density & Air Content Test	, 7
2.3 Eigenschappen in verharde toestand - Vergelijking ZVB en TB	7
2.3.1 Druksterkte	7
2.3.2 Elasticiteitsmodulus	8
Hoofdstuk 3. Het thermo-mechanisch gedrag van zelfverdichtend beton na brand	9
3.1 Residuele druksterkte	9
3.1.1 Vergelijking tussen zelfverdichtend en traditioneel beton	9
3.1.2 Invloedsfactoren na brand	10
3.2 Residuele Elasticiteitsmodulus	13
3.2.1 Vergelijking tussen zelfverdichtend en traditioneel beton	13
3.2.2 Invloedsfactoren voor traditioneel beton	14
3.3 Rek tijdens opwarming	17
3.4 Explosiej spatieli 2.4.1 Definitio	18
3.4.2 Oorzaak	18
3.4.3 Invloedsfactoren	18
Hoofdstuk 4. Spanning-rekrelatie	20
4.1 Spanning-rekdiagram bij omgevingstemperatuur	20
4.2 Spanning-rekdiagram na brand	22
4.3 Modellering van het spanning-rekdiagram	24
4.4 Fracture energy	28
4.4.1 Bepailingswerkwijze	28
4.4.2 Fracture energy van trauitioneel verülcht beton	30

4.4.	3 Eindige elementen modellen	32
Hoofds	tuk 5. Conclusie	35
Deel 2 -	Experimentele Studie	37
Hoofds	tuk 6. Proefprogramma	38
6.1	Betonsamenstelling	38
6.2	Verse betoneigenschappen	39
6.3	Proefstukken	39
6.4	Bewaaromstandigheden	39
6.5	Druksterkte	40
6.6	Voorbereiding	41
6.7	De opstelling	43
6.8	Thermische behandeling	44
6.9	Spanning-rekdiagram	48
Hoofds	tuk 7. Rek tijdens brand	49
7.1	Vrije thermische rek	49
7.2	Totale thermische rek bij 30%-belastingsniveau	52
7.3	Lits ($\alpha = 30\%$)	54
Hoofds	tuk 8. Reeël spanning-rekmodel na brand	56
8.1	Opstellen spanning-rekcurve	56
8.2	Schadeverschijnselen	59
8.2.	1 Vaststellingen onmiddellijk na opwarming	59
8.2.	2 Vaststellingen na 14 dagen bewaring	59
8.2.	3 Vaststellingen tijdens de drukproef	60
8.3	Invloedsfactoren	61
8.3.	1 Invloed van temperatuur	61
8.3.	2 Opwarming onder externe axiale belasting	63
8.3.	3 Onderlinge vergelijking ZVB1, 2 en 3	65
Hoofds	tuk 9. Materiaalmodel voor spanning-rekdiagram	69
9.1	Empirische materiaalmodellen	69
9.1.	1 Empirisch materiaalmodel per proefstuk	69
9.1.	2 Empirisch materiaalmodel voor de gemiddelde curve van elke betonmengeling	70
9.1.	3 Algemeen empirisch materiaalmodel voor de gemiddelde curve van ZVB1, 2 en 3	75
9.2	Fracture Energy	79
9.2.	1 Verwerking resultaten	79
9.2.	2 Invloedsfactoren	80
9.2.	3 Vergelijking waarden uit literatuur	86
9.3	Voorspelling en modificatie	88
9.3.	Voorspelling sujgende tak spanning-rekulagram	88 01
9.3. 0.2	 voorspelling snapping-rekdiagram met eindige elementenmedellen 	02 21
9.3. 0 2	voorspennig spanning-rekulagrann met enninge eiennemennouenen Modificatie meshafhankelijke modellen	93 04
9.3. 9.3	5 Modificatie eindige elementenmodellen	94 101
		101
Hoofds	tuk 10. Conclusie	107

viii

Bijlagen	109
Evenwichtstemperatuur oven 335°C	128
Evenwichtstemperatuur oven 572°C	131
Bibliografie	139

Tabel van afkortingen en symbolen

1. Symbolen

α	Belastingsniveau, percentage van de piekspanning	
ε _c	Betonrek	
ε_{c}'	Nieuwe, aangepaste betonrek	‰
\mathcal{E}_{c1}	Piekrek van beton	‰
€ _{c1,20°C}	Piekrek van beton bij omgevingstemperatuur	‰
$\mathcal{E}_{c1,T}$	Piekrek van beton i.f.v. temperatuur	‰
€ _{cT,lim}	Rek ter hoogte van	‰
ε _{cu}	Breukrek van beton	‰
€ _{cu,20°C}	Breukrek van beton bij omgevingstemperatuur	‰
€ _{cu,T}	Breukrek van beton i.f.v. temperatuur	‰
$\varepsilon_{e,20^{\circ}C}$	Ogenblikkelijke mechanische elastische rek ten gevolge van het	‰
\mathcal{E}_{LITS}	Load induced thermal strain (LITS)	‰
ϕ	Proefstukdiameter	mm
σ _c	Drukspanning beton	N/mm²
$\sigma_{c}{}'$	Nieuwe, aangepaste drukspanning beton	N/mm²
d_{max}	Maximale korreldiameter	mm
E _{ci,T}	Tangente E-modulus in functie van de temperatuur	GPa
E _{cm}	Gemiddelde elasticiteitsmodulus beton	GPa
$E_{cm,20^{\circ}C}$	Gemiddelde elasticiteitsmodulus beton bij omgevingstemperatuur	GPa
E _{cm,T}	Gemiddelde elasticiteitsmodulus beton i.f.v. temperatuur	GPa
f_{cm}	Gemiddelde piekspanning beton	N/mm²
$f_{cm,20^\circ C}$	Gemiddelde piekspanning beton bij omgevingstemperatuur	N/mm²
f _{cm,T}	Gemiddelde piekspanning beton in functie van de temperatuur	N/mm²
G _c	Fracture Energy in druk	Nmm/mm²

$G_c(T)$	Fracture Energy in druk i.f.v. temperatuur	
G_f	Fracture Energy in trek	Nm/m²
h	Proefstukhoogte	mm
k _v	Intrinsieke permeabiliteit	m²
l _c	Karakteristieke lengte	mm
LITS	Load Induced Thermal Strain	‰
M _d	Massa na droogproces bij 105°C	kg
M_d'	Massa tijdens droogproces bij 105°C	kg
M_n	Massa vóór droogproces bij 105°C, initiële massa	kg
<i>R</i> ²	Correlatiecoëfficiënt	/
RV	Relatieve vochtigheid	%
t	Tijd	S
Т	Temperatuur	°C
T_{max}	Maximum temperatuur van de oven	°C

2. Afkortingen

BL	Belast
C ₃ S	Tricalcium-silicaat (= $3CaO - SiO_2$)
CSH	Calcium silicaat hydraat (3Ca $0 \cdot 2$ Si $0_2 \cdot H_2 0$)
HB	Hogesterkte beton
OB	Onbelast
Si – OH	Silanol groep
ТВ	Traditioneel beton
W/P	Water/Poeder- factor
W/C	Water/Cement- factor
ZVB	Zelfverdichtend beton

Hoofdstuk 1. Inleiding [1; 2]

In het geval dat beton wordt blootgesteld aan enorme temperatuurstijgingen, loopt het mechanische beschadigingen op, ondergaat het additionele vervormingen en zullen de buitenste betonlagen loslaten, waardoor het beton haar sterkte en stijfheid verliest en de weerstand van de constructie aldus modificaties ondergaat. Deze afname is onder meer afhankelijk van de betonsoort, de betonsamenstelling, de belastingsgraad tijdens brand, de bewaartijd na afkoeling, ...

In het begin van de jaren '80 werd het gebruik van zelfverdichtend beton (ZVB) voor de eerste keer toegepast in Japan. Door haar belang op economisch vlak en haar talrijke mogelijkheden op technisch vlak (de eenvoudige verwerking, de verbetering van de werkcondities, de lagere stortkosten, ...), heeft dit type beton sterk groeipotentieel voor gebruik in de toekomst. Daarbij komt dat zelfverdichtend beton een uitstekend bouwmateriaal is voor het construeren van bouwwerken zoals bruggen, tunnels, ... die een grotere duurzaamheid vereisen omwille van de blootstelling aan schadelijke milieus.

Het is een materiaal dat tegelijkertijd over een grote vloeibaarheid, grote homogeniteit en hoge weerstand tegen segregatie moet beschikken. De hoge vloeibaarheidsgraad van zelfverdichtend beton is nodig om de bekisting te kunnen vullen onder enkel het eigengewicht en zonder bijkomende verdichting; de hoge weerstand tegen segregatie moet ontmenging en blokkering ter hoogte van de wapening voorkomen. Naast deze eigenschappen, beschikt zelfverdichtend beton ook over een betere kwaliteit van de cementmatrix, een betere aanhechting tussen de cementpasta- granulaten en een kleinere verhouding granulaat/pasta.

Door zijn specifieke betonsamenstelling, zal het gedrag bij brand van zelfverdichtend beton verschillend zijn van dat van het traditionele beton. Zo zal de thermische expansie ter hoogte van de contactzone cementmatrix-granulaat minder uitgesproken zijn. Daar tegenover staat echter dat zelfverdichtend beton gevoeliger is aan spalling bij verhoogde temperaturen.

Het eerste deel van deze thesis beslaat een literatuurstudie, waarin de gelijkenissen en verschillen tussen traditioneel en zelfverdichtend beton bestudeerd worden. Eerst worden de betoneigenschappen aan kamertemperatuur in verse en verharde toestand besproken. Vervolgens wordt overgegaan op de mechanische betoneigenschappen bij blootstelling aan verhoogde temperaturen, in het bijzonder de druksterkte, de elasticiteitsmodulus en het explosief spatten van beton of 'spalling'. Daarna zal er dieper worden ingegaan op de spannings-rekrelatie bij omgevingstemperatuur en na brand. Hierbij zullen enkele mathematische modellen die beschikbaar zijn in de literatuur beschreven worden. Ten slotte wordt via de afgeleide fracture energy de link gelegd met numerieke (computer-)simulaties van het spanning-rekdiagram. Dit zal de basis vormen voor de interpretatie van de proefresultaten in het tweede deel van de thesis.

Het tweede luik van deze thesis bestaat uit een beschrijving van het proefprogramma (de gebruikte materialen, de bewaaromstandigheden, de uitgevoerde testen, ...), waarbij drie verschillende types zelfverdichtend beton zijn getest. Om goede resultaten te verkrijgen, wordt het beton getest in haar initiële (voor opwarmen) en in haar gewijzigde (na opwarmen en afkoelen) toestand. De schadefenomenen die optreden tijdens de drukproeven zijn beschreven, alsook de factoren die een invloed uitoefenen op het spanning-rekdiagram van zelfverdichtend beton na opwarming. Vervolgens worden op basis van de bekomen resultaten empirische modellen opgesteld voor elk proefstuk afzonderlijk, voor elke betonsoort afzonderlijk en tenslotte een algemeen gemiddeld empirisch model voor elke opgelegde evenwichtstemperatuur en bijbehorende belastingsgraad. Hierna worden de bestaande resultaten vergeleken met de mathematische modellen worden verkregen die zo nauw mogelijk aansluiten bij de

werkelijke resultaten. Tenslotte wordt voor elk proefstuk de 'fracture energy' bepaald en geïmplementeerd in de computermodellen ter generatie van het spanning-rekdiagram. Ook hier zijn de formules aangepast om een betere voorspelling van het gedrag te bekomen.

DEEL I - LITERATUURSTUDIE

Hoofdstuk 2. Het gedrag van zelfverdichtend beton bij omgevingstemperatuur

2.1 Definitie [1; 2]

Het grote verschil tussen zelfverdichtend beton en traditioneel beton (TB) ligt in de betonsamenstelling. Zelfverdichtend beton wordt geacht de bekisting te vullen en de wapening volledig te omhullen zonder de toevoeging van externe trilenergie, m.a.w. volledig onder zijn eigengewicht. Het is een mengeling die tegelijkertijd voldoende vloeibaar en homogeen moet zijn. Segregatie of blokkage van de wapeningsopeningen mag dus niet optreden.

De grote vloeibaarheid, nodig om de bekisting volledig te vullen, vormt een risico voor segregatie. Hoe vloeibaarder de betonspecie, hoe meer kans op segregatie. Naast een grote vloeibaarheidsgraad, moet zelfverdichtend beton echter ook gekarakteriseerd worden door voldoende statische stabiliteit, m.a.w. het beton moet voldoende homogeen zijn en weerstand bieden aan segregatie. Deze twee vereisten vormen een duidelijke tegenstelling, maar men moet er toch een compromis tussen zien te vinden.

Dit compromis wordt meestal bereikt door specifieke karakteristieken van de betonsamenstellen, door het toevoegen van superplastificeerders en/ of door het gebruik van viscositeitsverhogende vulstoffen. De specifieke kenmerken van de samenstelling zijn een verhoogd volume cementpasta, een verhouding grind/zand dicht bij 1 en een hogere dosering vulstof. De superplastificeerders verspreiden de cementpartikels en verhogen zo de vloeibaarheid, terwijl de viscositeitsverhogende vulstoffen de cementpasta dikker maken en zo het risico op segregatie verlagen.

Een van de vele voordelen van zelfverdichtend beton ten opzichte van traditioneel beton is dat het toestaat om de werkomstandigheden te verbeteren (minder geluidsoverlast, ...), alsook om de kwaliteit van het bouwwerk te vergroten door een betere vulling van de bekisting, minder porositeiten aan het oppervlak en een betere omhulling van de wapening. Daarnaast is de storttijd bij zelfverdichtend beton kleiner, wat een verhoging van de productiviteit in de hand werkt.

2.2 Eigenschappen van beton in verse toestand

Om de kwaliteit van een zelfverdichtend beton te testen, schrijven de Europese Richtlijnen voor Zelfverdichtend Beton, gepubliceerd door EFNARC (European Federation for Specialist Construction Chemicals and Concrete Systems) [3] volgende serie testmethoden voor die in paragraaf 2.2.1 t.e.m. 2.2.5 kort beschreven worden:

- Slump Flow Test
- L-box Test
- V-funnel Test
- Density & Air Content Test
- Sieve Stability Test

2.2.1 Slump Flow Test

De Slump Flow Test wordt gebruikt ter bepaling van de vloeimaat en geeft voor zelfverdichtend beton de capaciteit weer om de bekisting te vullen. Met behulp van de Abramskegel wordt de gemiddelde diameter

gemeten van de schijf, gevormd door het beton onder zijn eigen gewicht (Figuur 2-1). Volgens de Europese Richtlijnen [3] moet de waarde van deze diameter zich voor zelfverdichtend beton bevinden tussen 550 en 850 mm en moeten de granulaten uniform verdeeld zijn over de volledige schijf. Er mag dus geen segregatie optreden. Afhankelijk van de bekomen resultaten, kan het beton in een bepaalde Slump-Flow klasse opgedeeld worden (Tabel 2-1).

Tabel 2-1: Slump Flow klasse [3]		
Klasse	Slump-flow in mm	
SF1	550 tot 650	
SF2	660 tot 750	
SF3	760 tot 850	
Ø100 Abrams cone ≥ 900	300 Ø200 Base Ø500 Ø200 2909	e plate

Figuur 2-1: Slump Flow Test [4]

2.2.2 L-box Test

Deze testmethode bestaat erin het vermogen van zelfverdichtend beton te beoordelen om wapeningen of kleine doorgangen in de bekisting vlot te passeren, zonder te ontmengen of te blokkeren. De box bestaat uit een opstaand en een liggend gedeelte, van elkaar gescheiden d.m.v. wapeningstaven en een uithaalbare schuif. De staven stellen de wapening in de bekisting voor en kunnen dichter (test met 3 staven) of verder uiteen (test met 2 staven) geplaatst worden.

Het opstaande deel van de box wordt tot aan de nok gevuld met de verse betonspecie. Hierna wordt de schuif opengetrokken en kan het beton onder haar eigengewicht wegvloeien in horizontale richting tussen de staven door. Eens het beton tot stilstand is gekomen, worden de overblijvende hoogte van het beton in het opstaande gedeelte (H1) en de hoogte aan het einde van de horizontale sectie (H2) opgemeten (Figuur 2-2).

De verhouding van beide waarden H_2 / H_1 vormt een maat voor de passing ability van het zelfverdichtend beton en moet volgens de Europese Richtlijnen [3] groter of gelijk zijn aan 0.80 voor zowel het testgeval met 2 als met 3 wapeningsstaven.



Figuur 2-2: L-box Test [4]

2.2.3 V-funnel Test

De V-funnel Test evalueert met behulp van een V-vormige trechter de viscositeit van de zelfverdichtende betonspecie (Figuur 2-3). Hierbij dient vermeld te worden dat de Europe Richtlijnen [3] deze test enkel als geldig beschouwen indien de maximale korrelgrootte 20 mm bedraagt. Eens de V-funnel volledig gevuld is met het verse beton, wordt het luik onderaan opengesteld en wordt de uitstroomtijd van de specie uit de trechter gemeten. Deze tijd, die de trechtertijd wordt genoemd, bepaalt de viscositeitsklasse van de betonmengeling (Tabel 2-2).

Tabel 2-2: Viscositeitsklasse [3]

Klasse	Trechtertijd (s)
VS1	≤ 8
VS2	9 tot 25



Figuur 2-3: V-funnel Test [3]

2.2.4 Sieve Stability Test

Deze testmethode onderzoekt de weerstand van het verse zelfverdichtend beton tegen segregatie en tegen uitzweten. Volgens de EFNARC richtlijnen [3] gebeurt dit door een betonmonster van 10 liter op een zeef met maasgrootte 5 mm te gieten. Na 2 minuten wordt de hoeveelheid betonspecie die door de zeef is gegaan opgemeten. Om het risico op ontmengen te vermijden, moet de verhouding van de massadoorval tot de initiële massa van het monster kleiner zijn dan 15%. Deze testmethode is niet toegepast bij het experimentele deel van de thesis.

2.2.5 Density & Air Content Test

EFNARC [3] legt geen richtlijnen op ter bepaling van de volumemassa en het luchtgehalte in de betonmassa voor zelfverdichtend beton. De meest gebruikte methode om het luchtgehalte te meten is de drukmethode, waarbij een gesloten vat met een gekend volume lucht op een gekende druk wordt gebracht. Eens de voorafbepaalde druk is bereikt, krijgt het volume lucht toegang tot de container gevuld met het verse beton. Vervolgens wordt uit de resulterende drukdaling het luchtgehalte bepaald worden. Deze methode is analoog aan de testmethode voor traditioneel beton na verdichten. De volumemassa wordt verkregen door de nettomassa van een met beton gevulde container met voorafgekende binnenafmetingen te delen door het volume van deze container.

2.3 Eigenschappen in verharde toestand - Vergelijking ZVB en TB

2.3.1 Druksterkte

De waarde van de maximale druksterkte bepaalt voor een groot deel mee hoe het spanning-rekdiagram van het beton er zal uitzien. Daarom lijkt het aangeraden om hier dieper op in te gaan. De vergelijking van de druksterkte tussen zelfverdichtend en traditioneel beton gebeurt op basis van de druksterkte op 28 dagen. Gibbs [5] geeft in zijn studie aan dat de relatieve druksterkte zich vanaf 28 dagen gelijkaardig ontwikkelt voor beide betonsoorten (Figuur 2-4). Dit gedrag wordt bevestigd door Desnerck [6] die erbij opmerkt dat bij poedergebaseerd zelfverdichtend beton een hogere druksterkte wordt opgemeten dan bij traditioneel beton voor eenzelfde hoeveelheid cement en dezelfde W/C-factor. Ondanks het verschil, dat verwaarloosbaar klein is, zal verondersteld worden dat beide betonsoorten tot dezelfde klasse behoren.



Figuur 2-4: Vergelijking relatieve druksterkte ZVB en TB i.f.v. de betonouderdom [5]

Daarnaast toont Figuur 2-4 dat de relatieve druksterkte van ZVB op 7 dagen deze van TB overstijgt. Gibbs [5] wijt dit verschil aan de aanwezigheid van fijne vulstoffen in ZVB, waardoor het over meer nucleatiezones

beschikt en zo de hydratatie van C_3S favoriseert. Dit resulteert in een hogere relatieve druksterkte op jonge ouderdom van het zelfverdichtend beton.

2.3.2 Elasticiteitsmodulus

Verschillende codes, zoals Eurocode 2 en DTU (Document Techniques Unifiés en France), stellen dat de elasticiteitsmodulus afhankelijk is van de druksterkte [2]. Volgens die redenering en in het geval ZVB en TB tot dezelfde druksterkteklasse behoren, bij een kleinere cementhoeveelheid voor ZVB, beschikken de twee types beton dus over eenzelfde E-modulus. Anderzijds wordt verwacht dat ZVB met zijn grote hoeveelheid cementpasta en laag granulaatgehalte over een lagere E-modulus beschikt. In de literatuur is dan ook een grote dispersie aan resultaten en tendensen terug te vinden [2].

Figuur 2-5 toont dat er hoogstens een kleine invloed is van het volume cementpasta op de waarde van de Emodulus. Er zit echter zodanig veel spreiding op de resultaten dat dit verschil niet louter aan het verschil in de hoeveelheid cementpasta kan toegeschreven worden. Bovendien heeft het granulaattype geen enkele invloed op de E-modulus, zoals zichtbaar in Figuur 2-6.





Figuur 2-5: Secans E-modulus i.f.v. druksterkte en volume pasta [7]

Figuur 2-6: Secans E-modulus i.f.v. druksterkte en granulaattype [7]

Indien alle resultaten van de RILEM-databank voor de secans E-modulus van ZVB worden uitgezet in functie van de cilinderdruksterkte, worden vergelijkbare resultaten bekomen voor zelfverdichtend en traditioneel beton (Figuur 2-7). Hoewel de spreiding op de resultaten van ZVB zeker niet te verwaarlozen is, is deze vergelijkbaar met de spreiding vastgesteld voor traditioneel beton. Hieruit kan geconcludeerd worden dat de secans E-modulus van ZVB en TB ongeveer dezelfde waarde heeft.



Figuur 2-7: Vergelijking E-modulus ZVB (RILEM databank) en TB (EC2) [7]

Hoofdstuk 3. Het thermo-mechanisch gedrag van zelfverdichtend beton na brand

3.1 Residuele druksterkte

3.1.1 Vergelijking tussen zelfverdichtend en traditioneel beton

Het gedrag van zelfverdichtend en traditioneel beton bij opwarming met betrekking tot de druksterkte is afhankelijk van een aantal factoren zoals de samenstelling van het beton, de korrelgrootte, de opwarm- en afkoelcondities, de omstandigheden waarin de proeven plaatsvinden (tijdens het opwarmen of na afkoeling), de belastingsgraad... Al deze factoren liggen mee aan de basis van de enorme dispersie op de bestaande resultaten. In onze studie zullen we enkel de residuele druksterkte beschouwen, dit is de drukweerstand van het verhitte proefstuk na afkoeling. De grafiek in Figuur 3-1 geeft een vereenvoudiging weer van een compilatie van de relatie tussen de relatieve residuele druksterkte en de temperatuur van zowel zelfverdichtend als traditioneel beton. De snelheid van de temperatuurstijging was in al deze studies kleiner dan of gelijk aan 5°C/min om zo uniform mogelijke resultaten te verkrijgen.



Figuur 3-1: Relatieve residuele druksterkte van TB, HB, ZVB i.f.v. de temperatuur [2]

De relatieve residuele druksterkte in Figuur 3-1 ondergaat voor het merendeel van de onderzochte traditionele betonsoorten een monotone daling. Initieel gebeurt deze vermindering geleidelijk, maar hoe hoger de temperatuur, hoe steiler de curve.

Het gedrag van de residuele druksterkte bij zelfverdichtend beton is complexer. Een duidelijke daling van de drukweerstand is zichtbaar tussen 100 en 200°C. Khoury [8] stelt dat deze afname te wijten is aan een vermindering van de cohesie (Van der Waalskrachten) tussen de verschillende laagjes van *CSH*. Opwarmen van het beton reduceert de oppervlakte-energie van de silicaatgels en bevordert zo de ontwikkeling van de silanol groepen (Si - OH), die gekarakteriseerd worden door zwakke bindingen.

In de temperatuurrange tussen 250 en 350°C worden zowel een stijgende als dalende waarden van de druksterkte vastgesteld. In de literatuur is een waaier aan hypotheses terug te vinden die dit trachten te verklaren. Enkel Dias et al. en Pineaud [9] [10] worden hier vermeld. Dias et al. [9] opperen dat de stijging van de druksterkte te wijten is aan een supplementaire hydratatie van de cementmatrix. Deze hydratatie zou het gevolg kunnen zijn van een regeneratie van de watermigratie in de poriën bij opwarming. Volgens Pineaud [10] ligt de toename van het volume cementpasta bij blootstelling aan hogere temperaturen aan de basis van de vermindering van de residuele druksterkte. Desalniettemin vormen deze hypotheses geen afdoende verklaring voor het verschil in gedrag tussen zelfverdichtend en traditioneel verdicht beton. Daarnaast is de toename van de drukweerstand in de vermelde temperatuurzone niet zuiver verbonden met zelfverdichtend beton, daar dit fenomeen in bepaalde studies [2] ook bij traditioneel beton werd vastgesteld.

Vanaf 450°C zijn de resultaten voor beide betonsoorten uniform en wordt voor ZVB een vergelijkbare afname en dalende helling voor de curve van de residuele drukweerstand opgemerkt. Fares [1] wijt deze verdere reductie aan het talrijk optreden van microscheuren in het beton. Deze scheuren zijn het gevolg van de dehydratatie van de hydraten, waaronder het portlandiet en de incompatibiliteit van de expansies ter hoogte van de contactzone cementmatrix-granulaat [9].

Vanaf 750°C doet zich decarbonatatie van de aanwezige kalkhoudende materialen voor. Dit vormt de verklaring waarom de druksterkte zo goed als onbestaande is vanaf 750-800°C [11].

3.1.2 Invloedsfactoren na brand

Het objectief van deze paragraaf is het dieper ingaan op de parameters die volgens Kanema [12] een niet te verwaarlozen invloed uitoefenen op het gedrag van de druksterkte van traditioneel beton blootgesteld aan (enorme) temperatuurstijgingen. Deze parameters zijn de W/C-factor, de opwarmsnelheid, de duur van het constant houden van de temperatuur, de betonouderdom en de intrinsieke permeabiliteit. In wat volgt zijn B325-R en B500-R de twee basisgevallen met een cementhoeveelheid van 325 en 500 kg/m³ en dus een W/C-factor van respectievelijk 0.62 en 0.29. Voor het basisgeval werd de maximale temperatuur (gaande van 20 tot 600°C) gedurende 1 u constant gehouden en bedroeg de opwarmsnelheid 1°C/min.

Figuur 3-2 toont dat in de zone omgevingstemperatuur – 300°C de afname van de residuele drukweerstand sterker geaccentueerd is voor beton met een hoge W/C-factor. De oorzaak hiervan is terug te vinden in de verschillende microstructuur van de types TB. Voor temperaturen hoger dan 300°C, is de druksterkte niet langer gerelateerd aan de verhouding W/C.



Figuur 3-2: Relatieve residuele druksterkte voor verschillende W/C-factoren i.f.v. de temperatuur [12]

Indien het beton zeer traag wordt opgewarmd aan een snelheid van 0.1°C/min, valt op dat de residuele druksterkte een grotere reductie ondergaat dan als de opwarmsnelheid 1°C/min zou bedragen (Figuur 3-3). Bij opwarmsnelheden van deze grootteorde treden bijkomende scheurvormingen op in het beton. Deze zijn te wijten aan een meer uitgesproken degradatie van de cementmatrix.



Figuur 3-3: Relatieve residuele druksterkte van B325 & B500 opgewarmd aan resp. 0.1°C/min (V) en 1°C/min (R) i.f.v. de temperatuur [12]

Indien de maximale temperatuur in plaats van 1 uur, 12 uur constant wordt gehouden, zal de temperatuurgradiënt tussen het betonoppervlak en de betonkern zo goed als verdwenen zijn. Dit houdt geen bijkomende thermische spanningen in, maar zal wel een verdere degradatie van de cementmatrix teweegbrengen. Hoe langer de temperatuur constant wordt gehouden, hoe meer beschadigingen het beton oploopt en hoe groter het sterkteverlies (Figuur 3-4). Kanema [12] bemerkt daarnaast een bijkomende invloed van de W/C-factor. Indien de temperatuur gedurende 12 uur constant wordt gehouden, blijft de druksterkte voor lage W/C-factoren (B500-P) constant voor temperaturen kleiner dan of gelijk aan 300°C, terwijl hij voor hoge W/C-factoren sterker afneemt (B325-P).



Figuur 3-4: Relatieve residuele druksterkte van B325 & B500 waarbij T_{max} resp. 1 u (R) en 12 u (P) constant wordt gehouden i.f.v. de temperatuur [12]

In Figuur 3-5 valt op te merken dat de evolutie van de druksterkte in functie van de temperatuur min of meer gelijkaardig gebeurt, ongeacht de ouderdom van het beton. Alle grafieken kunnen opgedeeld worden in twee domeinen. Het eerste domein strekt zich uit van de omgevingstemperatuur t.e.m. 300°C en wordt gekarakteriseerd door zowel een lichte afname, als een kleine toename van de residuele druksterkte. De toename van de druksterkte wordt evenwel enkel teruggevonden voor kleine W/C-verhoudingen. Voor temperaturen hoger dan 300°C, is de helling van alle curves negatief en neemt de druksterkte sterk af.



Figuur 3-5: Relatieve residuele druksterkte van B325 & B500 op verschillende ouderdom (7, 28, 90 en 365 dagen) i.f.v. de temperatuur [12]

Als laatste bestudeert Kanema [12] de correlatie tussen de residuele drukweerstand en de intrinsieke permeabiliteit k_v . Figuur 3-6 toont dat twee regio's kunnen worden beschouwd. Indien de temperatuur kleiner of gelijk is aan 300°C, is de relatieve druksterkte onafhankelijk van wijzigingen in de intrinsieke permeabiliteit, die hier maximaal $10^{-15}m^2$ bedraagt. Dit houdt in dat voor temperaturen kleiner dan of gelijk aan 300°C, de permeabiliteit van het beton toeneemt ten gevolge van een toename in de gemiddelde poriediameter. Na deze grenswaarde van k_v gelijk aan $10^{-15}m^2$, neemt de druksterkte quasi-lineair af bij een toenemende intrinsieke permeabiliteit. Dit betekent dat vanaf 300°C de permeabiliteit toeneemt ten gevolge van het verschijnen van scheuren in het beton.



Figuur 3-6: Relatieve residuele drukweerstand in functie van k_v voor alle proefstukken [12]

Tenslotte valt op te merken in Figuur 3-3 en Figuur 3-4 dat zowel voor een zéér trage opwarmsnelheid (0,1°C/min) als bij het constant houden van de temperatuur voor een lange tijd (12 u), de afname van de relatieve druksterkte bij 450°C identiek is, ongeacht de W/C-factor.

3.2 Residuele Elasticiteitsmodulus

3.2.1 Vergelijking tussen zelfverdichtend en traditioneel beton

De elasticiteitsmodulus is een parameter die de stijfheid van beton uitdrukt. Om te achterhalen hoe de stijfheid van beton zicht gedraagtonder invloed van een temperatuursverhoging, moet dus worden gekeken naar het verloop van de elasticiteitsmodulus in functie van de temperatuur. Dit verband wordt weergegeven in Figuur 3-7, die een compilatie vormt van verscheidene studies uit de literatuur [2].



Figuur 3-7: Relatieve E-modulus van traditioneel beton, hogesterkte beton en zelfverdichtend beton i.f.v. de temperatuur [2]

Figuur 3-7 toont dat de elasticiteitsmodulus afneemt bij stijgende temperaturen en dit zowel voor traditioneel, hogesterkte- en zelfverdichtend beton. Deze afname is te wijten aan het verschijnen van kleine

beschadigingen binnenin het beton bij hogere temperaturen. Volgens Fares [1] doet dit fenomeen zich voor ten gevolge van dehydratatie, van degradatie van de granulaten en van scheurvorming aan de interfaciale overgangszone cementmatrix-granulaat.

Daarnaast valt op dat de elasticiteitsmodulus een quasi-lineaire terugval heeft t.e.m. 450°C, met een verlies van bijna 40% bij 300°C. Vanaf 600°C reduceert de elasticiteitsmodulus tot 10 à 30% van zijn oorspronkelijke waarde en beschikt het beton dus nauwelijks nog over enige stijfheid. Kanema [12] meent dat de initiële stijfheid grotendeels te wijten is aan het type granulaat. Hij stelt dat de granulaten vanaf 600°C zodanig beginnen uit te zetten dat binnenin de cementmatrix grote scheuren ontstaan, waardoor de stijfheid tot nul gereduceerd wordt.

Als men zuiver naar de elasticiteitsmodulus in functie van de temperatuur kijkt, zijn er dus weinig verschillen te bespeuren tussen traditioneel en zelfverdichtend beton. Het grootste verschil bevindt zich bij de verhouding van de elasticiteitsmodulus in functie van de temperatuur tot die bij omgevingstemperatuur. Voor ZVB bevindt deze verhouding zich tot 300°C boven de 50%, terwijl deze bij traditioneel verdicht beton reeds lager ligt. Hieruit kan worden geconcludeerd dat over het algemeen de afname van de elasticiteitsmodulus in functie van de temperatuur meer uitgesproken is voor traditoneel verdicht beton dan voor zelfverdichtend beton.

3.2.2 Invloedsfactoren voor traditioneel beton

Er bestaat al een brede waaier aan studies die handelen over de evolutie van de elasticiteitsmodulus in functie van de temperatuur. Allen tonen ze eenzelfde tendens, namelijk een dalende elasticiteitsmodulus bij stijgende temperaturen. Naast deze globale trend, bestaan er echter nog een viertal andere factoren die een bijkomende invloed hebben op dit gedrag. Aan de hand van de experimentele studie van Kanema [12] zal hierop dieper ingegaan worden. In wat volgt zijn B325-R en B500-R de twee basisgevallen met een cementhoeveelheid van 325 en 500 kg/m³ en dus een W/C-factor van respectievelijk 0.62 en 0.29. Voor het basisgeval werd de evenwichtstemperatuur (gaande van 20 tot 600°C) gedurende 1 u constant gehouden en bedroeg de opwarmsnelheid 1°C/min.

Figuur 3-8 toont aan dat de afname van de elasticiteitsmodulus tussen 150 en 300°C quasi onafhankelijk is van de W/C-factor, een waarneming die volledig conform is met de resultaten van Hager-Gaweska [13]. Dit houdt in dat in deze temperatuurrange de druksterkte van het beton ongewijzigd kan blijven, ondanks het feit dat er beschadigingen optreden in de cementmatrix die de stijfheid en dus de elasticiteitsmodulus verminderen.



Figuur 3-8: Relatieve residuele E-modulus voor verschillende W/C-factoren i.f.v. de temperatuur [12]

Net zoals bij de drukweerstand, bewijst Figuur 3-9 dat de afname van de elasticiteitsmodulus gerelateerd is aan de snelheid van opwarmen. Zo toont de grafiek ons dat indien het opwarmen trager gebeurt,

bijvoorbeeld door de snelheid te laten zakken van 1°C/min naar 0.1°C/min, de elasticiteitsmodulus sterker daalt. Immers, hoe trager de temperatuur toeneemt, hoe meer de thermische gradiënt tussen de kern en het oppervlakte van het proefstuk zal verdwijnen, resulterend in zeer kleine lokale trekspanningen ter plaatse van de scheurvorming. Bij trage opwarming zal dus vooral de degradatie van de cementmatrix een belangrijke rol spelen bij het optreden van beschadigingen binnenin het beton.



Figuur 3-9: Relatieve residuele E-modulus van B325 opgewarmd aan resp. 0.1°C/min (V) en 1°C/min (R) i.f.v. de temperatuur [12]

De invloed van de tijd waarop de maximale temperatuur constant wordt gehouden op de E-modulus (Figuur 3-10) is vergelijkbaar met de invloed van de opwarmsnelheid. Indien een proefstuk langer wordt blootgesteld aan hoge temperaturen, zal de thermische gradiënt in het proefstuk meer en meer geannuleerd worden en zullen de trekspanningen minder belangrijk worden. Indien de temperatuur gedurende 12 uur constant wordt gehouden, verdwijnt de thermische gradiënt bijna volledig en zal de temperatuur in de kern van het proefstuk véél hoger zijn dan wanneer de temperatuur slechts 1 uur constant wordt gehouden. Dit leidt tot een grotere degradatie van de cementmatrix, waardoor meer beschadigingen optreden binnenin het beton.



Figuur 3-10: Relatieve residuele E-modulus van B325 waarbij de T_{max} resp. 1 u (R) en 12 u (P) constant wordt gehouden i.f.v. de temperatuur [12]

Uit het voorgaande besluit Kanema [12] dat de mate waarin de kern van het beton beschadigd raakt, hoofdzakelijk afhankelijk is van de maximale temperatuur die bereikt wordt in de kern van het proefstuk. Daarnaast vermeldt hij dat de afname van de elasticiteitsmodulus voor de verschillende opwarmsnelheden en voor verschillende tijden van de evenwichtstemperatuur meer geprononceerd is indien de water-cementverhouding van het beton groter is. Vanaf 450°C zijn de granulaten van het beton echter zodanig beschadigd, dat de W/C-factor niet langer een rol speelt bij de afname van de elasticiteitsmodulus in functie van de tijdsduur van de evenwichtstemperatuur.

Tenslotte bestudeert Kanema [12]de invloed van de ouderdom van het beton op de elasticiteitsmodulus bij stijgende temperaturen. Figuur 3-11 toont, zoals te verwachten is, dat de elasticiteitsmodulus en dus de stijfheid van het beton toeneemt voor ouder beton.



Figuur 3-11: Residuele E-modulus van B325 op verschillende ouderdom (7, 28, 90 en 365 d.) i.f.v. de temperatuur [12]

Verder merkt Kanema op dat ongeacht de betonouderdom (7, 28, 90 of 365 dagen) de E-modulus bij toenemende temperatuur op dezelfde manier zal afnemen. Indien de twee types beton vergeleken worden, elk met een andere W/C-factor, dan valt in Figuur 3-12 en Figuur 3-13 op dat de relatieve residuele E-modulus anders evolueert op 7 dagen voor de twee types beton, terwijl het verloop op 365 bijna identiek is. Volgens Kanema [12] is dit te wijten aan het verschil in W/C-factor die een grotere invloed heeft op 7 dagen. In de loop van de tijd evolueren de twee types beton wel naar een identieke structuur toe. Glasser [14] stelt dat het verschil in verloop tussen 7 en 365 dagen van de twee types beton te wijten is aan een niet-identieke dehydratatie van *CSH*. Dit verschil in verloop wordt weliswaar als verwaarloosbaar klein beschouwd.



Figuur 3-12: Relatieve residuele E-modulus van B325 op verschillende ouderdom (7, 28, 90 en 365 d.) i.f.v. de temperatuur [12]



Figuur 3-13: Relatieve residuele E-modulus van B500 op verschillende ouderdom (7, 28, 90 en 365 d.) i.f.v. de temperatuur [12]

3.3 Rek tijdens opwarming

Wanneer beton wordt opgewarmd wijzigen niet enkel de E-modulus en de druksterkte, maar ondergaat het beton ook vervormingen. Het verloop van het resulterende spanning-rekdiagram wordt dus onder andere beïnvloed door het droogproces van het beton dat krimp- en kruipeffecten met zich meedraagt. Indien het proefstuk echter belast wordt tijdens opwarming, zal het nog additionele vervormingen ondergaan. Deze bijkomende vervormingen worden de transiënte rek genoemd en ontwikkelen zich enkel de eerste keer dat het proefstuk wordt opgewarmd onder belasting [15].

Wanneer de vrije thermische rek en de totale thermische rek bij belasting worden uitgezet in functie van de maximale oppervlaktetemperatuur, wordt de Load Induced Thermal Strain (LITS) gedefinieerd als het verschil tussen deze twee rekken (Figuur 3-14) [16]. De totale thermische rek wordt hiervoor evenwel eerst verminderd met de initiële elastische vervormingen ten gevolge van het plaatsen van de belasting [17].

De vrije thermische rek is enkel afhankelijk van de temperatuur en wordt rechtstreeks gemeten tijdens opwarming van het onbelaste proefstuk. De totale thermische rek is de som van de vrije thermische rek, de kruiprek en de mechanische rek en de transiënte rek. Om uitgaande van de LITS, de transiënte rek af te leiden voor zelfverdichtend beton in functie van de temperatuur, moeten dus eerst de kruip en de mechanische rek bepaald worden. Dit valt buiten het kader van deze studie.



Figuur 3-14: Vrije en totale thermische rek i.f.v. de temperatuur en grafische voorstelling van de Load Induced Thermal Strain [16]

3.4 Explosief spatten

3.4.1 Definitie

Beton is een onbrandbaar materiaal en beschikt daarom over een goede weerstand tegen brand. Desalniettemin zijn er in de literatuur gevallen terug te vinden waarbij de proefstukken bij opwarmen volledig vernietigd werden en dit zowel bij traditioneel verdicht als bij zelfverdichtend beton [1; 12; 15]. Dit fenomeen staat bekend als 'spatten' van het beton of 'spalling'.

Onder spalling verstaat men het plotse explosieve uiteenspatten van het proefstuk, waarbij een enorme hoeveelheid energie vrijkomt die de betonbrokken aan grote snelheden in alle richtingen projecteert. Bij explosief spatten kunnen stukken beton van 25 tot 100 mm dik loskomen [15]. Hierdoor bestaat het risico dat de wapening en de kern van het beton komen blootliggen, waardoor deze rechtstreeks worden onderworpen aan de hoge temperaturen en vlammen van de brandhaard. Wapeningsstaal is gevoeliger aan opwarming dan beton en zal dus sneller zijn sterkte verliezen. Dit heeft tot gevolg dat het draagvermogen van de betondoorsnede onverwacht sterk kan afnemen met rampzalige resultaten tot gevolg. In Fares' studie [1] kan gelezen worden dat spalling bij zelfverdichtend beton zich reeds voordoet vanaf 250 à 300°C.

3.4.2 Oorzaak

Khoury et al. [1; 12; 18] stellen vast dat volgende twee processen het meest waarschijnlijk aan de basis liggen van explosief spatten:

- Het thermo-mechanisch proces. Indien de dilatatie van het beton verhinderd wordt door de thermische gradiënt die heerst tussen de betonkern en het betonoppervlak, ontstaan grote drukspanningen parallel aan het betonoppervlak. Deze spanningen veroorzaken het afpellen van de buitenste betonlagen, parallel aan het oppervlak.
- Het hygro-thermisch proces. Bij blootstelling aan brand worden in het beton drie zones onderscheiden. De eerste zone bevindt zich ver van het opgewarmde oppervlak en bevat poriën die gevuld zijn met water. De tweede zone is de zone grenzend aan het betonoppervlak dat blootgesteld wordt aan verhoogde temperaturen. De grootte van deze zone neemt af in de tijd en heeft poriën die vrij zijn van water of waterdamp. De derde zone bevindt zich tussenin. Hier verdampt het vrije en/of gebonden water in het beton en migreert het via het netwerk van poriën naar de koudere en drogere zones. De 'lage' permeabiliteit van het beton en het verzadigd zijn van de eerste zone verhinderen deels deze transfer, resulterend in een inwendige drukverhoging die het spatten van het beton veroorzaakt.

3.4.3 Invloedsfactoren

Fares [1] toont aan dat zelfverdichtend beton gevoeliger is aan spalling dan traditioneel beton onder andere omwille van zijn hogere densiteit en lagere permeabiliteit. Aangezien het gebruik van hogesterktebeton en zelfverdichtend beton sterk groeipotentieel hebben in de toekomst, is het dus van cruciaal belang om hier uitgebreid onderzoek naar te doen. In wat volgt wordt dieper ingegaan op de factoren waarvan geweten is dat ze spalling in de hand werken [1; 12].

 De aanwezigheid van water en het ontstaan van inwendige spanningen vormen de hoofdoorzaak van spalling. Door opwarming gaat het aanwezige water in de betonzone naast het opgewarmde oppervlak verdampen en opnieuw condenseren in de koudere zones. Hierdoor wordt een barrière van volledig verzadigde poriën gevormd, die een verdere migratie van de waterdamp van de warme naar de koudere zones verhindert en zo de poriedruk in de zone naast het opgewarmde betonoppervlak doet stijgen. Ye et al. [19] stellen dat de hoogste inwendige poriedruk kan worden vastgesteld op een afstand van 10 tot 20 mm van het opgewarmde oppervlak. Om dit te voorkomen, dient het watergehalte in het beton gelimiteerd te worden tot 3%.

- **De porositeit** van zelfverdichtend beton is kleiner dan die van traditioneel beton, wat vaak samengaat met een lagere permeabiliteit, waardoor het transport van vloeistoffen en gassen moeizamer verloopt en de druk in het beton toeneemt.
- Hoe groter de opwarmsnelheid van het beton, hoe meer uitgesproken de thermische gradiënt en hoe groter de thermische spanningen in het proefstuk zullen zijn. Dit verhoogt het risico op explosief spatten van het beton.
- Wanneer er sprake is van verhinderde thermische dilatatie, verschijnen er inwendige drukspanningen evenwijdig met het betonoppervlak dat blootgesteld wordt aan brand. Het is de aanwezigheid van deze druk die het beton laat barsten en niet zozeer de inwendige spanningen, die slechts een secondaire rol spelen.
- Indien het beton onderworpen wordt aan een **bijkomende mechanische belasting** bij opwarmen, zal het risico op spalling vergroten. De mechanische belasting verhindert de thermische dilatatie, waardoor er bijkomende drukspanningen ontstaan die het explosief spatten bevorderen [18].

Persson [11] heeft de invloed van de verhouding W/P van de bewaarmethode en de toevoeging van polypropyleenvezels onderzocht op het explosief spatten van verschillende betonsoorten.

- Indien ZVB bewaard wordt in omgevingslucht bij een relatieve vochtigheid van 75%, treedt spalling op bij W/P- verhoudingen kleiner dan 0.35. Voor bewaring in water (RV = 90%) bedraagt deze waarde 0.4. Dit houdt in dat voor eenzelfde poedergehalte het watergehalte in beton, bij bewaring in water, groter mag zijn.
- Voor eenzelfde W/P-gehalte, was TB minder vatbaar voor spalling dan ZVB. De oorzaak hiervoor ligt in een grotere splijtweerstand voor beton met zuiver Portland cement dan voor beton waarin grote hoeveelheden kalksteenpoeder aanwezig zijn (Figuur 3-15).
- Wanneer ZVB voorzien wordt van polypropyleenvezels, verbeterd de brandweerstand van het zelfverdichtend beton en kan het risico op explosief spatten sterk verminderd worden (Figuur 3-16). De polypropyleenvezels werken op twee manieren. Enerzijds smelten ze bij circa 160°C en verhinderen ze zo dat het water naar de koude, inwendige kern van het proefstuk migreert. Anderzijds verbranden ze ter hoogte van het betonoppervlak en creëren zo grote poriën waarlangs de waterdampspanningen kunnen verdwijnen.





Figuur 3-15: Vergelijking spalling TB en ZVB

Figuur 3-16: Invloed toevoeging PPV aan ZVB

Hoofdstuk 4. Spanning-rekrelatie

Wanneer een betonproefstuk onderworpen wordt aan een axiale drukkracht, brengt dit zowel een axiale als een laterale verplaatsing van het beton teweeg. Indien enkel gekeken wordt naar de axiale rek, neemt deze quasi-lineair toe met stijgende spanning tot ongeveer één derde van de maximale druksterkte. Voor hogere spanningen, vertoont de spanning-rekcurve steeds meer kromming tot en met de maximale druksterkte. Op dit moment wordt de rek voor onbelast beton permanent en verschijnen zichtbare scheuren aan het betonoppervlak. Eens dit punt gepasseerd, neemt de spanning terug af voor toenemende rek en bezwijkt het beton geleidelijk aan ten gevolge van het toenemende aantal scheuren. Dit laatste fenomeen wordt 'strain softening' genoemd. De vorm van de post-peak tak is onder meer afhankelijk van het type beton.

Opdat een brandveilig ontwerp zou worden verkregen voor constructies in zelfverdichtend beton, is er een stijgende nood aan accurate en realistische spanning-rekmodellen. De druksterkte is één van de meest geteste materiaaleigenschappen van opgewarmd beton omwille van zijn structureel belang bij het veiligheidsontwerp en omdat het een algemene indicatie vormt voor de kwaliteit van het beton. Naast deze eigenschap kan uit het spanning-rekdiagram ook de elasticiteitsmodulus, de rek behorende bij de maximale spanning, de maximale rek en de ontstane mechanische energie afgeleid worden. Hiervoor is het volledige spanning-rekdiagram nodig, inclusief de softening tak. In de praktijk is echter tot nu toe vooral de stijgende tak van het spanning-rekdiagram uitgebreid bestudeerd in functie van de temperatuur.

In wat volgt zal dieper ingegaan worden op het volledige spanning-rekdiagram bij omgevingstemperatuur en na brand, zoals deze gerapporteerd worden in de literatuur, alsook op de invloedsfactoren op de stijgende tak. Daarnaast zullen enkele modellen uit de literatuur voor het spanning-rekdiagram van traditioneel beton bij omgevingstemperatuur en na brand bestudeerd worden. Tenslotte wordt de 'fracture energy' toegelicht en zijn rol bij het benaderen van het spanning-rekdiagram met behulp van modellen, beschikbaar in commerciële eindige elementenpakketten.

4.1 Spanning-rekdiagram bij omgevingstemperatuur

Het scheurgedrag van TB en ZVB tijdens het doorlopen van het spanning-rekdiagram, alsook de verschillen tussen het spanning-rekdiagram van zelfdichtend en traditioneel beton worden uitgebreid bestudeerd door Desnerck bij omgevingstemperatuur [6].

Desnerck [6] stelt dat er drie soorten microscheuren zijn die een invloed uitoefenen op de vorm van het spanning-rekdiagram, namelijk

- Microscheuren ter hoogte van de contactzone cementpasta-granulaat
- Microscheuren gaande door de cementpasta
- Microscheuren gaande door de granulaten

Ten gevolge van de hydratatie van de pasta en krimp, zijn er al scheuren aanwezig in de initiële toestand van het verharde beton. Bij belasten van het proefstuk aan belastingsniveau's lager dan 1/3 van de initiële drukweerstand, blijven het aantal scheuren en de breedte van de scheuropening ongewijzigd. Dit fenomeen correspondeert met de stijgende, quasi-lineaire tak van het spanning-rekdiagram (Figuur 4-1). Wanneer de belasting deze waarde overschrijdt, ontstaan er scheuren in de contactzone pasta-granulaat die met stijgende kracht toenemen in aantal, grootte en breedte. Vanaf dit moment vertoont het spanning-rekdiagram een zekere kromming die eerst geleidelijk toeneemt en vervolgens sterk afbuigt met toenemend aantal scheuren. Eens de maximale druksterkte wordt bereikt, is er een heus netwerk van microscheuren aanwezig in het inwendige van het beton en verschijnen ter hoogte van het midden van het

proefstuk de eerste macroscheuren aan het betonoppervlak. Deze macroscheuren zijn georiënteerd in de richting van de axiale belasting. Bij het verder aflopen van de dalende tak, neemt het aantal scheuren aan het betonoppervlak verder toe en lopen ze geleidelijk aan door over de hele hoogte van het proefstuk. Dit leidt tot de volledige inwendige en uitwendige desintegratie van het proefstuk. Figuur 4-1 toont het verloop van het spanning-rekdiagram met de bijbehorende optredende schadeverschijnselen voor beton.



Figuur 4-1: Verband spanning-rekdiagram en beschadigingsfenomenen in het beton, gebaseerd op [6]

Ongeacht het gaat over traditioneel of zelfverdichtend beton, wordt de helling van de softening tak steiler voor hogere betondruksterktes [6]. In Figuur 4-2 kan voor de dalende tak van SCC1 zelf snap back gedrag vastgesteld worden. Dit gedrag doet zich voor wanneer in de dalende tak zowel de spanning als de rek afnemen. Hoe steiler de helling, hoe brosser het materiaal. De softening tak vormt dus als het ware een maat voor de ductiliteit van het beton. Voor eenzelfde betonmengeling, maar met lagere W/C-factor $(W/C_{SCC2} < W/C_{SCC1})$ wordt bovendien een lagere waarde van de piekrek vastgesteld (Figuur 4-2). Het valt op dat hoe hoger de maximale druksterkte is, hoe sneller de drukspanning een constante waarde zal bereiken voor grote rekken. Desnerck [6] wijst er bovendien op dat de resultaten, verkregen voor de stijgende tak, veel stabieler zijn dan voor de dalende. Dit is te wijten aan het toenemende aantal scheuren die de opmetingen sterk beïnvloeden.



Figuur 4-2: Spanning-rekdiagram i.f.v. type ZVB [6]

Figuur 4-3 vergelijkt het spanning-rekdiagram voor traditioneel (CVC) en zelfverdichtend beton (SCC) met eenzelfde druksterkte. Hieruit kan besloten worden dat traditioneel beton een lagere piekrek zal vertonen dan zelfverdichtend beton voor eenzelfde druksterkte. Bovendien zijn de stijgende curves coïnciderend, waaruit kan geconcludeerd worden dat de stijfheden van beide betonsoorten vergelijkbaar zijn. Anderzijds is de dalende curve van SCC2 minder steil dan die van CVC1, wat erop wijst dat zelfverdichtend beton ductieler gedrag vertoont dan traditioneel beton bij eenzelfde druksterkte.



Figuur 4-3: Spanning-rekdiagram: vergelijking tussen ZVB en TB [6]

Voor het bezwijkmechanisme van beton op trek wordt algemeen gesteld dat dit gebeurt in een welbepaalde, gelokaliseerde zone. Het is nog maar recent dat onderzoekers beseft hebben dat dit ook het geval is voor beton belast op druk. Reklokalisatie houdt concreet in dat de softening tak van het spanning-rekdiagram afhankelijk wordt van de proefstukgrootte, waardoor deze niet langer als een materiaaleigenschap kan worden aanschouwd. Het bezwijken van het beton op druk is een meer complex gebeuren dan bezwijken op trek. De axiale verplaatsingen, die longitudinale scheuren veroorzaken, worden immers vergezeld van laterale verplaatsingen, wat resulteert in een meer uitgesmeerde beschadigde zone van het proefstuk bij belasting op druk [20].

4.2 Spanning-rekdiagram na brand

FIB 46 [21] brengt de spanning-rekdiagrammen samen voor twee types hogesterkte beton, elk onderworpen aan een waaier van thermische cycli. Figuur 4-4 en Figuur 4-5 tonen aan dat de verschillen tussen twee types beton, elk met hun eigen initiële druksterkte verwaarloosbaar klein zijn voor temperaturen vanaf 250°C. Opvallend hier is de reductie van de softening tak waarvoor geldt dat hoe hoger de temperatuur, hoe elastoplastischer het gedrag van het beton zal zijn. Fares [1] voegt hieraan toe dat de stijgende tak van het spanning-rekdiagram van zelfverdichtend beton quasi-lineair blijft voor temperaturen gaande van 20 tot 150°C. Vanaf 300°C vermeerdert de kromming van de curve met toenemende temperatuur en worden de vervormingen steeds meer irreversibel, waardoor micro-scheuren ontstaan.


Figuur 4-4: Spanning-rekdiagram van hogesterktebeton met druksterkte 72 N/mm² i.f.v. de temperatuur [21]

Figuur 4-5: Spanning-rekdiagram van hogesterktebeton met druksterkte 95 N/mm² i.f.v. de temperatuur [21]

Annerel [22] toont in zijn studie aan dat zowel voor de stijgende tak van onbelast opgewarmd ZVB als van onbelast opgewarmd TB de helling van de stijgende curve en dus de E-modulus gelijkaardig afnemen bij toenemende temperatuur (Figuur 4-6; Figuur 4-7). Toch is de reductie van de stijfheid van TB net iets groter dan bij ZVB, zoals voorspeld werd in paragraaf 3.2.1. De toename van de druksterkte bij 205 en 315°C van het zelfverdichtend beton die zichtbaar is in Figuur 4-7, wordt veroorzaakt door het kortstondige droogproces dat een voorafgaande preventie is om spalling te voorkomen.



Figuur 4-6: Spanning-rekdiagram van onbelast TB i.f.v. de temperatuur en bewaarperiode [22]

Figuur 4-7: Spanning-rekdiagram van onbelast ZVB i.f.v. de temperatuur en bewaarperiode [22]

Annerel [22] onderzoekt niet enkel de invloed van de temperatuur, maar ook van de bewaarperiode na opwarming en de opgelegde belastingsgraad tijdens opwarming op de stijgende tak. Hij stelt dat bewaring in een vochtige omgeving (met RV= 60% en T= 20 \pm 1°C) van het beton volgende drie belangrijke fenomenen met zich meebrengt:

- Een additioneel verlies in de druksterkte van 20% voor traditioneel beton en 30% voor zelfverdichtend beton.
- Een belangrijke afname in de E-modulus ten gevolge van de blootstelling aan de vochtige omgevingslucht na opwarming.

 Een toename van de rek horende bij de maximale drukspanning. Deze stijging in de rek na bewaring wordt bij zelfverdichtend beton pas voor temperaturen groter dan of gelijk aan 530°C geconstateerd (Figuur 4-6 en Figuur 4-7).

Figuur 4-8 toont dat wanneer het proefstuk onderworpen wordt aan axiale belastingen tijdens opwarming, de afname van de druksterkte minder geprononceerd is. Hoe groter deze belasting, hoe kleiner de afname en dit tot een waarde die 30% van de maximale drukkracht bedraagt. Voor belastingen hoger dan deze waarde, blijft de invloed ongeveer constant. Dit positieve fenomeen is te wijten aan het wegvallen van de vrije en thermische expansie ten gevolge van de belasting.



Figuur 4-8: Spanning-rekdiagram van ZVB na 8 weken bewaring voor verschillende waarden van α i.f.v. de temperatuur [22]

4.3 Modellering van het spanning-rekdiagram

De CEB-FIP Model Code 1990 [23] stelt dat de dalende tak van het spanning-rekdiagram kan gezien worden als de omhullende voor alle mogelijke spanning-rekverbanden die softening gedrag vertonen. Alle bestaande modellen, die een benadering vormen voor het werkelijke spanning-rekdiagram, zijn daarom gebaseerd op een uniforme verdeling van de scheuren in een bepaalde zone van het beton. Enerzijds omwille van praktische redenen en anderzijds omdat er een gebrek is aan meer gedetailleerde informatie. Dit leidt tot modellen die afhankelijk zijn van de proefstukgrootte en –slankheid, zoals zichtbaar in Figuur 4-9.



Figuur 4-9: Spanning-rekmodel in functie van de proefstukgrootte [23]

Figuur 4-10 is een visuele weergave van de parameters die in de modellen gebruikt worden.



Figuur 4-10: Parameters voor $\sigma_c - \varepsilon_c$ -diagram [23]

• EN 1992-1-1 [24]

Sargin stelt als model voor het spanning-rekdiagram van traditioneel beton de verhouding van twee tweedegraadspolynomen voor. Dit model, dat het verband vormt tussen de spanning en de rek voor kortdurende axiale belastingen, werd vereenvoudigd opgenomen in EN 1992-1-1 [24]. Het voordeel van dit model is dat het de kromming ter hoogte van de top benadert, een nadeel is dat het slechts gedeeltelijk de softening tak omschrijft. De parameters voor dit model bij uitbreiding naar hogere temperaturen worden beschreven door Annerel [22] voor verschillende periodes van bewaartijd en belastingsniveaus en zijn terug te vinden in Tabel 4-1.

$$0 \le |\varepsilon_c| \le |\varepsilon_{cT,lim}| \qquad \qquad \sigma_c = f_{cm,T} \cdot \frac{k\eta - \eta^2}{1 + (k-2) \cdot \eta}$$
(4-1)

met

 ε_c en σ_c de optredende betonrek en spanning (N/mm²) (Figuur 4-10) $\eta = \varepsilon_c/\varepsilon_{c1,T}$ (-)

.

 $\varepsilon_{c1,T}$ de piekrek

 $\varepsilon_{cT,lim}$ de nominale breukrek voor opgewarmd beton

 $f_{cm,T}$ de piekspanning voor opgewarmd beton, als functie van de temperatuur

Bewaartijd	α	Functie		
[dagen]	[%]	$k[-] \qquad \varepsilon_{c1,T}, \varepsilon_{c1,20^{\circ}C}[\%_{0}] \qquad f_{cm,20^{\circ}C}, f_{cm,T}[N/mm^{2}]$		
0		$\begin{aligned} k &= -2,489 \cdot 10^{-4} \cdot T + 1.161 \\ \varepsilon_{c1,T} / \varepsilon_{c1,20^{\circ}C} &= -2.990 \cdot 10^{-6} \cdot T^2 + 2.635 \cdot 10^{-3} \cdot T + 9.308 \cdot 10^{-1} \\ f_{cm,T} / f_{cm,20^{\circ}C} &= -5.877 \cdot 10^{-6} \cdot T^2 + 2.426 \cdot 10^{-3} \cdot T + 9.545 \cdot 10^{-1} \end{aligned}$		
56		$k = -2,306 \cdot 10^{-4} \cdot T + 1.147$ $\varepsilon_{c1,T}/\varepsilon_{c1,20^{\circ}C} = 1.29 \cdot 10^{-8} \cdot T^{3} - 8.000 \cdot 10^{-4} \cdot T + 1.020$ $f_{cm,T}/f_{cm,20^{\circ}C} = -2.416 \cdot 10^{-6} \cdot T^{2} + 4.813 \cdot 10^{-5} \cdot T + 1.001$		
56	30	$k = -3.071 \cdot 10^{-4} \cdot T + 1.188$ $\varepsilon_{c1,T}/\varepsilon_{c1,20^{\circ}C} = 9.190 \cdot 10^{-9} \cdot T^{3} - 6.000 \cdot 10^{-4} \cdot T + 1.016$ $f_{cm,T}/f_{cm,20^{\circ}C} = -3.810 \cdot 10^{-6} \cdot T^{2} + 7.663 \cdot 10^{-4} \cdot T + 9.841 \cdot 10^{-1}$		

Tabel 4-1: Formules voor de parameters van het aangepaste Sargin model [21]

*In Tabel 4-1 corresponderen $\varepsilon_{c1,20^{\circ}C}$ en $f_{cm,20^{\circ}C}$ resp. met de piekrek en de initiële druksterkte (N/mm²) bij omgevingstemperatuur

• EN 1992-1-2 [25; 21]

Daarnaast geeft EC2 bij verhoogde temperaturen volgende relatie weer voor de stijgende tak van het spanning-rekdiagram van TB, zoals werd voorgesteld door Schneider in het begin van de jaren '80. Voor de dalende tak kan voor een lineair of een niet-lineair model gekozen worden, waarbij de maximale breukrek $\varepsilon_{cu,T}$ voor traditioneel beton voor temperaturen gaande van 200 tot 800°C respectievelijk gelijkgesteld wordt aan 2 tot 4‰. Voor temperaturen tussen 200°C en 800°C kan interpolatie toegepast worden. Verdere gegevens over de dalende tak werden hier niet gespecifieerd.

$$0 < |\varepsilon_c| < |\varepsilon_{c1,T}| \qquad \qquad \sigma_c = \frac{3 \cdot \varepsilon_c \cdot f_{cm,T}}{\varepsilon_{c1,T} \left(2 + \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1,T}}\right)^3\right)}$$
(4-2)

met

 $\varepsilon_{c1,T}$ de piekrek i.f.v. de temperatuur T (‰)

 $(=2,5 \cdot 10^{-3} + 4,1 \cdot 10^{-6}(T-20) + 5,5 \cdot 10^{-9}(T-20)^2)$ [21]

 $f_{cm,T}$ de gemiddelde cilinderdruksterkte (150 x 300 mm) op 90 dagen i.f.v. de temperatuur (N/mm²)

• Youssef [26]

Er zijn weinig modellen beschikbaar die de softening tak van traditioneel beton correct beschrijven bij hogere temperaturen. Desalniettemin heeft Youssef een compilatie gemaakt van de bestaande modellen, voor zowel de stijgende als de dalende tak. In Tabel 4-2 worden de modellen van Lie en Lin en Anderberg en Thelandersson weergegeven, die de dalende tak respectievelijk als een parabolische en als een lineaire functie omschrijven. Beide modellen stellen voor de stijgende tak een parabolisch verloop voor. Hierbij moet er benadrukt worden dat deze modellen slechts een ruwe benadering vormen en dat er dus grote afwijkingen op de resultaten zit.

	Functie (Figuur 4-10)	
	<i>Lie en Lin</i> [26]	
$f_{cm,T}, \sigma_c [N/mm^2]$	parabolische softening tak	
$0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{c1,T}$	$\sigma_{c} = f_{cm,T} \cdot \left[1 - \left(\frac{\varepsilon_{c1,T} - \varepsilon_{c}}{\varepsilon_{c1,T}} \right)^{2} \right]$	(4-3)
$\varepsilon_{c1,T} \leq \varepsilon_c$	$\sigma_{c} = f_{cm,T} \cdot \left[1 - \left(\frac{\varepsilon_{c} - \varepsilon_{c1,T}}{3 \cdot \varepsilon_{c1,T}} \right)^{2} \right]$	(4-4)

Tabel 4-2: Modellen voor softening tak van TB volgens Youssef [26]

met $\varepsilon_{c1,T}$ de piekrek in functie van de temperatuur

 $f_{cm,T}$ de gemiddelde druksterkte in functie van de temperatuur, zoals gedefinieerd in [26]:

$$f_{cm,T} = f_{cm,20^{\circ}C} \cdot (1 - 1.0 \cdot 10^{-3} \cdot T) \qquad T \le 500^{\circ}C$$

$$f_{cm,T} = f_{cm,20^{\circ}C} \cdot (1.375 - 1.75 \cdot 10^{-3} \cdot T) \qquad 500^{\circ}C \le T \le 700^{\circ}C$$

Anderberg en Thelandersson [26]				
$f_{cm,T}, \sigma_c [N/mm^2]$	lineaire softening tak			
$0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cT,lim}$	$\sigma_c = E_{ci,T} \cdot \left(\varepsilon_c - \frac{\varepsilon_c^2}{2 \cdot \varepsilon_{c1,T}} \right)$	(4-5)		
$\varepsilon_{cT,lim} \leq \varepsilon_c$	$\sigma_{c} = E_{ci,T} \cdot \left(\varepsilon_{cT,lim} - \frac{\varepsilon_{cT,lim}^{2}}{2 \cdot \varepsilon_{c1,T}} \right) - 0.88 \cdot \left(\varepsilon_{c} - \varepsilon_{cT,lim} \right)$	(4-6)		
a da nialu	α in function was do temperatum in (9/)			

met $\varepsilon_{c1,T}$ de piekrek in functie van de temperatuur in (‰)

 $\varepsilon_{cT,lim}$ de rek ter hoogte van de intersectie tussen de twee takken $\left(= \varepsilon_{c1,T} \cdot \left(1 + \frac{0.88}{E_{cl,T}} \right) \right)$

 $E_{ci,T}$ de tangente E-modulus in functie van de temperatuur, zoals gedefinieerd in [26] $\left(=2\cdot\frac{f_{cm,T}}{\varepsilon_{c1,T}}\right)(GPa)$

Voor ε_{c1T} in bovenstaande modellen stellen Khennane en Baker [26] de verbanden voor, zoals weergegeven in Tabel 4-3.

Tabel 4-3: Model voor piekrek i.f.v. temperatuur

α	Piekrek		
[%]	$T[^{\circ}C] \qquad \varepsilon_{c1T}[\%_0]$		
0	$\varepsilon_{c1,T} = 3$	$20^{\circ}C \le T \le 200^{\circ}C$	(4-7)
	$\varepsilon_{c1,T} = 1.156 \cdot 10^{-2} \cdot T + 6.86 \cdot 10^{-1} \le 8.2$	$T \ge 200^{\circ}C$	(4-8)
30	$\varepsilon_{c1,T} = 1.67 \cdot 10^{-3} \cdot T + 2.666 \ge 3$	$T \leq 800^{\circ}C$	(4-9)

4.4 Fracture energy

4.4.1 Bepalingswerkwijze

De 'fracture energy' is een breukparameter die voor beton, dat is blootgesteld aan hoge temperaturen, gemeten kan worden na afkoeling bij omgevingstemperatuur. Dit omdat de opmeting tijdens opwarming van het spanning-rekdiagram te complex en te moeilijk is. De specifieke 'fracture energy' voor trek G_f kan zowel met behulp van trekproeven als buigproeven bepaald worden, die voor druk G_c d.m.v. axiaal/krachtgestuurde drukproeven.

In de literatuur zijn twee methodes terug te vinden ter bepaling van de 'fracture energy' bij druk.

- **Methode I:** De oppervlakte onder het spanning-verplaatsingdiagram na scheurvorming (Figuur 4-11).
- **Methode II:** De oppervlakte onder de curve, gevormd door uitzetten van de plastische verplaatsing in functie van de spanning (Figuur 4-12).





Figuur 4-11: Bepaling fracture energy m.b.v. methode I, gebaseerd op [27]

Figuur 4-12: Bepaling fracture energy m.b.v. methode II, gebaseerd op [28]

De eerste methode wordt voorgesteld door Feenstra [27] en is zichtbaar in Figuur 4-11. Feenstra [27] stelt dat de equivalente hoogte h_{eq} moet corresponderen met een representatieve afmeting van de mesh opdat eenzelfde resultaat zou verkregen worden voor de fracture energy en dus voor de generatie van het spanning-rekdiagram voor verschillende variaties in de meshgrootte. Deze aanname levert een goede

benadering op ondanks dat het faalmechanisme, dat aan de basis ligt van de vorm van het spanningrekdiagram, eerder gerelateerd is aan het totale volume van het proefstuk dan aan enkel de hoogte ervan.

De equivalente lengte h_{eq} is onder andere afhankelijke van de afmetingen en de vorm van het proefstuk. Deze parameter wordt bepaald door formule (4-10).

$$h_{eq} = \alpha_h \cdot \sqrt{A_e} \tag{4-10}$$

met α_h een aanpassingsfactor gelijk aan $\sqrt{2}$ en A_e de oppervlakte van het element.

De tweede methode is zichtbaar in Figuur 4-12 en houdt in dat de totale energie die vrijkomt per eenheidsoppervlakte verminderd wordt met de energie die vrijkomt vóór het bereiken van de piekspanning [28](Figuur 4-12). Dit is de energie die vrijkomt wanneer het proefstuk eerst belast wordt tot de maximale spanning om vervolgens volledig ontlast te worden. Hierbij wordt verondersteld dat de ontlasting parallel met de maximale stijfheid verloopt.

Voigt Carstensen [29] geeft een benaderende uitdrukking voor de 'fracture energy' bij verhoogde temperaturen door de parameters uit het model van Feenstra en Borst [27] te extraheren. Vervolgens worden deze parameters temperatuurafhankelijk gemaakt en geïmplementeerd in de tweede berekeningsmethode [28] (Figuur 4-13).



Figuur 4-13: Benaderende berekening fracture energy G_c i.f.v. de temperatuur [29]

$$A_{G_c} = (G_c/h)_{model} = \frac{1}{2} \cdot f_{cm,T} \cdot \left(\varepsilon_{cu,T,model} - \varepsilon_{c0,T}\right)$$
(4-11)

met

$$\varepsilon_{c0,T} = \varepsilon_{c1,T} - \frac{f_{cm,T}}{E_{ci,T}} (\%_0)$$

 $\varepsilon_{cu,T,model}$ de bezwijkrek, afhankelijk van de keuze van het temperatuurmodel dat het spanningrekdiagram beschrijft in functie van temperatuur (‰)

 $E_{ci,T}$ de tangente E-modulus in functie van temperatuur (GPa)

 $\varepsilon_{c1,T}$ de piekrek in functie van temperatuur (‰)

Door vermenigvuldiging met de proefstukhoogte wordt tenslotte de 'fracture energy' G_c in functie van de temperatuur teruggevonden. Het nadeel van deze benadering is dat ze pas kan toegepast worden wanneer

in de normen richtwaarden voor de piekrek en de bezwijkrek van zelfverdichtend beton in functie van de temperatuur worden vastgelegd.

4.4.2 Fracture energy van traditioneel verdicht beton

In de literatuur zijn verschillende waarden terug te vinden voor de 'fracture energy' van normaal en hogesterktebeton in druk. Zo onderzoekt Vonk [30] in zijn proefstuk de invloed van de proefstukgrootte op de 'fracture energy' voor beton met aggregaten $\leq 4 - 8m$. Deze stelt dat de 'fracture energy' kan gezien worden als de som van een lokale en een continue bijdrage, waarbij de lokale bijdrage als constant kan worden beschouwd, terwijl de continue bijdrage lineair toeneemt met de proefstukhoogte (Figuur 4-14). De 'fracture energy' moet echter gezien worden als een constante materiaaleigenschap, onafhankelijk van de proefstukhoogte, waardoor eraan kan getwijfeld worden of Vonk zijn definitie voor 'fracture energy' wel correct is.

Het CDZ-model (Compressive Damage Zone model) van Markeset en Hilleborg [20], dat eveneens in Figuur 4-14 wordt weergeven, heeft daarentegen aangetoond dat het vorm- en size effect wegvalt voor slankheden h/ϕ groter dan 2.5 (Figuur 4-14). Hierdoor kan de 'fracture energy' wel als een constante materiaaleigenschap worden beschouwd voor slankheden groter dan 2.5.



Figuur 4-14: Post-peak fracture energy G_c i.f.v. de proefstukafmetingen, gebaseerd op [20]

Nakamura en Higai [31] hebben de invloed van de granulaatverdeling op de 'fracture energy' onderzocht. Zij stellen vast dat G_c wel afhankelijk is van die granulaatverdeling, maar dat voor eenzelfde granulaatverdeling G_c als een materiaalconstante kan beschouwd worden. In tegenstelling tot Vonk [30] en Markeset en Hilleborg [20] is er volgens Nakamura en Higai [31] dus helemaal geen sprake van een vormen size effect. Zij concluderen dat de 'fracture energy' gemiddeld constant is, namelijk $1.5f_{cm}$ en $1.8f_{cm}$ (Nmm/mm²) respectievelijk voor hun G15 serie (gebaseerd op één enkel granulaattype met korrelgrootte 15 mm) en voor hun S20 serie (gebaseerd op meerdere granulaattypes met maximum korreldiameter 20 mm)(Figuur 4-15). Algemeen wordt de 'fracture energy' in de studie van Nakamura [32] gelijkgesteld aan $G_c = 8.8 \sqrt{f_{cm}}$ (Nmm/mm²). Lertsrisakulrat et al. [33] vonden een gemiddelde waarde voor G_c van $3,0f_{cm}$ (N/mm²) terug, ongeacht de afmetingen en het volume van het proefstuk (Figuur 4-16).



Figuur 4-15: Invloed van de proefstukhoogte op $G_c/f_{cm}(mm)$ voor S20 serie [31]

Figuur 4-16: Invloed van het proefstukvolume op $G_{c}/f_{cm}~(-)$ [33]





Figuur 4-17: Fracture energy $G_c(Nmm/mm^2)$ i.f.v. de druksterkte f_c [34]

Daarnaast onderzochten Nakamura en Higai [31] het verband tussen de 'fracture energy' in druk G_c en de 'fracture energy' in trek G_f . Ze vonden hiervoor een lineair verband terug, namelijk $G_c = 250 \cdot G_f$. Om uitgaande van deze formule de 'fracture energy' in druk te bepalen, zijn dus waardes voor de 'fracture energy' in trek G_f nodig.

Tabel 4-4 geeft de vergelijkingen weer die door CEB-FIP Model Code 1990 [23] en FIB Model Code 2010 [35] worden voorgesteld als de relatie tussen de 'fracture energy' in trek G_f en de gemiddelde cilinderdruksterkte f_{cm}

Functie	Referentie	
$G_f[Nm/m^2]$ f_{cm} ,	$f_{cm,0}[N/mm^2]$	
$G_f = G_{f0} \cdot 10^3 \cdot \left(\frac{f_{cm}}{f_{cm,0}}\right)^{0,7}$	CEB-FIP Model Code 1990 [23]	(4-12)
$G_f = 73 \cdot f_{cm}^{0,18}$	FIB Model Code 2010 [35]	(4-13)

met $f_{cm,0} = 10 N/mm^2$

 G_{f0} afhankelijk van de maximale korrelgrootte, uitgedrukt in Nmm/mm²

 f_{cm} de gemiddelde cilinderdruksterkte (N/mm²)

Hierbij dient opgemerkt te worden dat bovenstaande publicaties allen de 'fracture energy' hebben bepaald aan de hand van de tweede methode zoals beschreven werd in paragraaf 4.4.1 (Figuur 4-12). Bovendien werden enkel waarden voor de 'fracture energy' in druk bij omgevingstemperatuur en niet na brand teruggevonden.

4.4.3 Eindige elementen modellen

Naast de beschreven modellen uit paragraaf 4.3, kan het spanning-rekdiagram ook gegenereerd worden met behulp van modellen, beschikbaar in commerciële eindige elementenpakketten, zoals ABAQUS en DIANA. Hierbij doet het probleem zich voor dat de meeste bestaande modellen afhankelijk zijn van de meshgrootte. Niet alleen zal elke keuze van de mesh een verschillend spanning-rekdiagram genereren, er treden ook problemen op met betrekking tot de convergentie van de resultaten. Om met behulp van FE-analyse mesh-onafhankelijke resultaten te verkrijgen, moet een materiaalmodel op basis van de 'fracture energy' gehanteerd worden. Feenstra [27] vermeldt dat om te kunnen spreken van 'spanning en rek' ook hier moet worden aangenomen dat de scheuren in het beton uniform verdeeld zijn. Deze modellen worden veelvuldig gebruikt ter bepaling van het spanning-rekdiagram in trek, maar worden zelden geïmplementeerd voor druk omdat er weinig experimentele data en informatie over bestaan en de normen voorlopig nog geen waarden hebben vastgelegd G_c . Daar komt bij dat er op dit moment nog geen computermodellen zijn specifiek voor zelfverdichtend beton.

Deze modellen zijn geldig bij omgevingstemperatuur. Wanneer de degradatie van de piekspanning en de elasticiteitsmodulus echter in functie van de temperatuur worden ingegeven, kunnen deze modellen eenvoudig worden uitgebreid naar hogere temperaturen. De piekrek is dan enkel afhankelijk van de temperatuursafhankelijke druksterkte en stijfheid. Eens de 'fracture energy' uit het spanning-rekdiagram na opwarming en afkoeling wordt afgeleid, wordt vervolgens de bezwijkrek aan de hand van deze waarde berekend.

I. DIANA

Het computermodel DIANA [36] is in staat om het parabolische spanning-rekdiagram bij druk te genereren voor traditioneel beton, uitgaande van de 'fracture energy' G_c bepaald door Feenstra (methode I) [27]. Dit gebeurt door het implementeren van vier parameters in het model: de maximale druksterkte f_{cm} (N/mm^2), de E-modulus E_{cm} (GPa), de equivalente lengte h (mm) en de fracture energie G_c (Nmm/mm^2). Deze parameters leggen drie karakteristieke waarden, die beschreven worden door vergelijking (4-14) t.e.m. (4-16) (Figuur 4-11).

• De rek $\varepsilon_{c/3}$ (‰) die bereikt wordt bij één derde van de maximale druksterkte f_{cm} . De spanningrekrelatie is hier lineair waardoor $\varepsilon_{c/3}$ als volgt bepaald wordt:

$$\varepsilon_{c/3} = -\frac{1}{3} \cdot \frac{f_{cm}}{E_{cm}} \tag{4-14}$$

• De piekrek ε_{c1} (‰) die de rek is horende bij de maximale druksterkte f_{cm} :

$$\varepsilon_{c1} = -\frac{4}{3} \cdot \frac{f_{cm}}{E_{cm}} = 4 \cdot \varepsilon_{c/3} \tag{4-15}$$

• De ultieme rek ε_u (‰). Dit is de rek waarbij het materiaal volledig bezweken in druk:

$$\varepsilon_u = \varepsilon_{c1} - \frac{3}{2} \cdot \frac{G_c}{h \cdot f_{cm}} \tag{4-16}$$

De waarden voor de rek $\varepsilon_{c/3}$ en ε_{c1} worden onafhankelijk van de afmetingen van het proefstuk en van de 'fracture energy' bepaald. De parabolische spanning-rekcurve is terug te vinden in Tabel 4-5.

II. Nakamura

Nakamura [31; 32] vermeldt een spanning-rekrelatie gebaseerd op een combinatie van twee verschillende analyses, die beide gebaseerd zijn op de 'local continuum'-theorie: enerzijds een lokale analyse, die onafhankelijk is van de meshgrootte en anderzijds een analyse die gebaseerd is op de 'fracture energy'. Deze relatie beschrijft de stijgende tak door een tweedegraads parabool en de dalende tak door een lineair afnemende functie, zoals in Tabel 4-5 wordt beschreven door formule (4-19).

In het model van Nakamura worden er eveneens vier parameters geïmplementeerd, namelijk de gemiddelde cilinderdruksterkte f_{cm} (N/mm^2), de piekrek ε_{c1} ($\%_0$), horende bij de maximale spanning, de proefstukhoogt h (mm) en de 'fracture energy' op druk G_c (Nmm/mm^2), berekend met de 2^{de} methode (Figuur 4-12). Aan de hand van deze parameters kan vervolgens de maximale bezwijkrek ε_{cu} berekend worden met formule (4-17).

$$\varepsilon_{cu} = 2 \cdot \frac{G_c}{f_{cm} \cdot h} - \frac{\varepsilon_{c1}}{2} \tag{4-17}$$

Tabel 4-5 geeft naast het parabolische spanning-rekdiagram van DIANA, ook het parabolisch-lineaire spanning rekdiagram van Nakamura weer.

Tabel + 3. Spanning Texteration in modelich Sebaseera op enninge elementerhawketten				
Functie				
	DIANA [36]	(4-18)		
$\varepsilon_{c/3} < \varepsilon \leq 0$	$\sigma_c = -\frac{1}{3} \cdot f_{cm} \cdot \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c/3}}$			
$\varepsilon_{c1} < \varepsilon \leq \varepsilon_{c/3}$	$\sigma_{c} = -\frac{1}{3} \cdot f_{cm} \cdot \left(1 + 4 \cdot \left(\frac{\varepsilon - \varepsilon_{c/3}}{\varepsilon_{c1} - \varepsilon_{c/3}} \right) - 2 \cdot \left(\frac{\varepsilon - \varepsilon_{c/3}}{\varepsilon_{c1} - \varepsilon_{c/3}} \right)^{2} \right)$			
$\varepsilon_u < \varepsilon \leq \varepsilon_{c1}$	$\sigma_{c} = -f_{cm} \cdot \left(1 - \left(\frac{\varepsilon - \varepsilon_{c1}}{\varepsilon_{u} - \varepsilon_{c1}} \right)^{2} \right)$			
$\varepsilon \leq \varepsilon_u$	$\sigma_c = 0$			
	Nakamura [31; 32]	(4-19)		
$0 \le \varepsilon_c \le \varepsilon_{c1}$	$\sigma_{c} = f_{cm} \cdot \left(2 \cdot \frac{\varepsilon_{c}}{\varepsilon_{c1}} - \left(\frac{\varepsilon_{c}}{\varepsilon_{c1}} \right)^{2} \right)$			
$\varepsilon_{c1} \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu}$	$\sigma_c = f_{cm} \cdot \frac{\varepsilon_c - \varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{c1} - \varepsilon_{cu}}$			

Tabel 4-5: Spanning-rekrelatie in modellen gebaseerd op eindige elementenpakketten

Hoofdstuk 5. Conclusie

Het mechanische gedrag van zelfverdichtend en tradioneel beton bij omgevingstemperatuur is vergelijkbaar. De relatieve druksterkte en relatieve E-modulus voor de twee types beton hebben vergelijkbare waarden. De druksterkte van zelfverdichtend beton ontwikkelt zich evenwel sneller dan bij traditoneel beton door de aanwezigheid van de fijne vulstoffen, die het aantal nucleatiezones vergroten en op die manier de hydratatie bevorderen [5; 6; 7].

De druksterkte voor traditioneel beton neemt monotoon af in functie van de temperatuur in een temperatuurrange gaande van omgevingstemperatuur tot 800°C, met een acceleratie van de afname voor hogere temperaturen. Voor zelfverdichtend beton is dit gedrag complexer en wordt deze monotone afname enkel vastgesteld tussen 100 en 200°C en vanaf 450°C. Ertussen wordt zowel een stijging als een daling van de druksterkte opgemerkt. Vanaf 750°C is de druksterkte zo goed als onbestaande voor de twee types beton. De afname van de druksterkte in functie van de temperatuur voor traditioneel beton is onafhankelijk van de betonouderdom, maar is voor temperaturen gaande tot 300°C evenwel meer geaccentueerd voor beton met een hoge W/C-factor. Voor temperaturen hoger dan 300°C spelen de opwarmsnelheid en de tijd waarop de evenwichtstemperatuur constant wordt gehouden een grote rol bij het (gedeeltelijk) verdwijnen van de temperatuursgradiënt in het proefstuk en dus bij het verminderen van de druksterkte van het beton [1; 2; 12].

De elasticiteitsmoduli voor traditioneel beton en zelfverdichtend beton tonen een gelijkaardig dalend gedrag bij hogere temperaturen door het ontstaan van kleine scheurtjes in het beton. Tot 450°C neemt de stijfheid van beide betontypes quasi-lineair af, waarbij de helling van deze curve voor zelfverdichtend beton net iets minder steil is dan voor traditioneel beton. Voor temperaturen boven de 600°C is de stijfheid gereduceerd tot ongeveer 1/10 van zijn initiële waarde. Analoog als bij de druksterkte, is de E-modulus onafhankelijk van de betonouderdom en afhankelijk van de W/C-factor, de opwarmsnelheid en de evenwichtstemperatuurtijd. Hoe langer/sneller het beton wordt opgewarmd, hoe groter de degradatie van de cementmatrix en hoe lager de stijfheid van het beton [1; 2; 12].

Onderzoek heeft uitgewezen dat zowel zelfverdichtend als traditioneel beton gevoelig zijn voor explosief uiteenspatten bij blootstelling aan brand, waarbij een enorme hoeveelheid energie vrijkomt en waardoor de wapening rechtstreeks wordt onderworpen aan de hitte en de vlammen van de brandhaard. Hierdoor neemt de brandweerstand onverwachts sterk af. Spatten is te wijten aan de verhoogde thermische en inwendige poriespanningen in het beton bij opwarming. Het komt meer voor bij zelfverdichtend beton omwille van de lage permeabiliteit, die de transfer van gassen en vloeistoffen door het beton verhindert en zo de spanningen verhoogd. Om spatten te voorkomen dient het watergehalte in het beton best gelimiteerd te worden tot 3%. Verder kan de weerstand tegen spatten verhoogd worden door toevoeging van polypropyleenvezels [1; 11; 12].

Wanneer voor zelfverdichtend beton naar het spanning-rekdiagram bij omgevingstemperatuur wordt gekeken, kan opgemerkt worden dat de helling van de softening tak steiler wordt naarmate de druksterkte toeneemt. Eenzelfde gedrag wordt vastgesteld voor de piekrek [6]. Over het spanning-rekdiagram na brand is er vooral informatie beschikbaar over de invloedsfactoren op de stijgende tak. Bewaren van het beton in een vochtige omgeving levert een additioneel verlies in de druksterkte en E-modulus op, terwijl axiaal belasten van het beton tijdens opwarming een minder uitgesproken verlies van de stijfheid met zich meebrengt [22].

In de literatuur zijn er verscheidene modellen beschikbaar die de stijgende tak van het spanning-rekdiagram na brand relatief goed voorspellen voor traditioneel en zelfverdichtend beton [37] [25]. De modellen voor

de dalende tak zijn eerder schaars, enkel van toepassing op traditioneel beton en weinig nauwkeurig [26]. Een nadeel aan de meeste bestaande modellen is dat ze weinig praktisch zijn voor de implementatie in commerciële eindige elementenpakketten. Er bestaan echter nog enkele modellen bij omgevingstemperatuur, die onafhankelijk zijn van de keuze van de meshgrootte en die gebaseerd zijn op de 'fracture energy' op druk. Dit is een breukparameter voor beton, die afhankelijk is van de vorm van het spanning-rekdiagram en die kan opgemeten worden na afkoeling van het opgewarmd beton. Wanneer deze parameter wordt ingevoerd in de bestaande modellen en wanneer rekening wordt gehouden met de degradatie van de druksterkte en de elasticiteitsmodulus ten gevolge van de blootstelling aan, zijn deze modellen eveneens in staat om het temperatuurseffect in rekening te brengen [32; 36].

Deze literatuurstudie heeft uitgewezen dat de mechanische eigenschappen van beton (ZVB en TB), na blootstelling aan brand, niet te verwaarlozen veranderingen ondergaan. Het ontbreekt de literatuur echter aan informatie wat het effect is van deze verhoogde temperaturen op het volledige spanning-rekdiagram van zelfverdichtend beton en welke de factoren zijn die dit gedrag positief of negatief beïnvloeden. Daarnaast stijgt de nood naar numerieke modellen die nauw aansluiten bij de stijgende én de dalende tak en die een functie zijn van de temperatuur, alsook naar modellen die onafhankelijk zijn van de proefstukgrootte en –slankheid en die eenvoudig kunnen geïmplementeerd worden in eindige elementenpakketten.

DEEL 2 - EXPERIMENTELE STUDIE

Hoofdstuk 6. Proefprogramma

6.1 Betonsamenstelling

De testen worden uitgevoerd op drie verschillende types zelfverdichtend beton: ZVB1, 2 en 3. ZVB1 is een referentiesamenstelling voortkomende uit [22], terwijl ZVB2 en 3 overgenomen zijn uit [6].

Voor alle types beton werd het Portlandcement CEM I 52,5 N gebruikt dat een massagewicht heeft van 3100 kg/m³. ZVB2 en ZVB3 hebben dezelfde hoeveelheid zand, granulaten en water, maar ZVB2 bevat meer cement waardoor de druksterkte van ZVB3 lager zal zijn dan de druksterkte teruggevonden voor ZVB2. Verder wordt zand 0/4 met een massagewicht van 2625 kg/m³ gebruikt en twee verschillende types van granulaten: 2/8 mm en 8/16 mm, beide met een massagewicht van 2650 kg/m³. Als superplast en filler worden respectievelijk glenium 51 en kalksteenpoeder met een massadichtheid van 2625 kg/m³, gebruikt. Een samenvatting van de betonsamenstelling wordt gegeven in Tabel 6-1.

Materiaal		ZVB1	ZVB2	ZVB3
CEM I 52,5 N	(kg/m³)	500	360	300
Zand 0/4	(kg/m³)	782	853	853
Granulaat 2/8	(kg/m³)	300	263	263
Granulaat 8/16	(kg/m³)	340	434	434
Water	(kg/m³)	192	165	165
Glenium 51	(l/m³)	3,06	3,27	2,83
Kalksteenpoeder	(kg/m³)	300	240	300
W/C-factor	(-)	0,48	0,46	0,55
W/P-factor	(-)	0,274	0,275	0,275

Tabel 6-1: Betonsamenstelling van ZVB1, ZVB2 en ZVB3

In het Labo Magnel voor Betononderzoek van de Universiteit Gent wordt van elk type beton met behulp van een betonmixer met maximumcapaciteit 200 I een mengsel van 100 I gemaakt. Voor het mengen worden alle componenten gedroogd aan omgevingstemperatuur en nauwkeurig afgewogen. Vervolgens worden alle droge componenten (CEM I 52,5 N, granulaten en zand) gedurende 1 minuut gemengd bij een omgevingstemperatuur van 18,6°C. Na 1 minuut wordt water, dat op kamertemperatuur is, toegevoegd en nog eens 30 seconden later de superplastificeerder zonder dat het mengproces hiervoor onderbroken wordt. Twee en een halve minuut later wordt de betonmixer stilgelegd en worden de verse betoneigenschappen getest alvorens de bekisting en de PVC-cilinders te vullen.

6.2 Verse betoneigenschappen

Voor het testen van de verse betoneigenschappen, worden de testen gebruikt die reeds in paragraaf 2.2 uitgebreid beschreven zijn: de Slump Flow test, de V-funnel test, de L-box test en de Density and Air Content test. De eindresultaten van deze test worden voor de drie types zelfverdichtend beton weergegeven in Tabel 6-2. Voor de exact gemeten waarden wordt verwezen naar Bijlage A.

Proefmethode	ZVB1	ZVB2	ZVB3
Slump Flow (mm)	80.50	82.0	83.75
L-box (-)	0.91	0.95	0.90
V funnel (s)	8.58	13.60	15.67
Volumegewicht (kg/m³)	2273.75	2412.50	2387.50
Luchtgehalte (%)	1.40	0.90	1.20

Tabel 6-2: Verse betoneigenschappen ZVB1, ZVB2 en ZVB3

Indien deze waarden vergeleken worden met de Europese Richtlijnen [3], die worden opgesomd in paragraaf 2.2, kunnen volgende zaken geconcludeerd worden:

- Aangezien de vloeimaat voor alle betonsoorten groter is dan 760 mm en kleiner dan 850 mm, behoren alle drie de betonmengelingen tot Slump Flow klasse SF3
- De verhouding ${H_2}/{H_1}$ voor L-box test overschrijdt ruim de door EFNARC [3] vooropgestelde minimumwaarde van 0.8.
- De trechtertijd bevindt zich zowel voor ZVB2 als ZVB3 tussen 9 en 25 seconden. Deze types beton behoren tot de viscositeitsklasse VS2. ZVB1 bevindt zich met een trechtertijd van 8.58 seconden tussen de twee klassen VS1 ($t \le 8s$) en VS2 ($9s \le t \le 25s$) in.
- Voor het volumegewicht en het luchtgehalte worden er geen grenzen opgelegd.

6.3 Proefstukken

Voor axiale drukproeven met stalen belastingsplaten op beton van dezelfde samenstelling stijgen de druksterkte en de ductiliteit voor afnemende waarden van de slankheid van het beton. RILEM TC 148 [38] duidt aan dat de slankheidsverhouding h/ϕ van cilinders, onderworpen aan drukproeven, minstens gelijk moet zijn aan 3 om de invloed van de slankheid op de mechanische parameters te vermijden. Om aan deze voorwaarde te voldoen, worden er van elke betonsoort 12 PVC-cilinders met afmetingen ϕ 106 x 320 mm gegoten (h/ϕ = 3.02). Daarnaast worden van elke betonsoort 9 kubussen met een zijde van 150 mm gefabriceerd.

6.4 Bewaaromstandigheden

Nadat de proefstukken gegoten zijn, worden ze in de 'natte kamer' geplaatst en bewaard aan een constante temperatuur van ongeveer 20°C en een relatieve vochtigheid van ongeveer 95% in overeenstemming met de RILEM TC 129 aanbevelingen [38]. Na één dag zijn de proefstukken volledig verhard en kunnen ze ontkist

worden. Na ontkisten worden ze terug in de 'natte kamer' geplaatst in afwachting van verdere beproevingen/testen.

6.5 Druksterkte

Na 100, 126 en 168 dagen worden druktesten uitgevoerd, waarbij per betontype twee kubussen met een zijde van 150 mm beproefd worden. De kubusdruksterkes op 28 dagen voor ZVB1, 2 en 3 worden gehaald uit [6; 22]. De andere twee data zijn respectievelijk de druksterktes bij het begin en aan het einde van het opwarmen van de proefstukken. In Tabel 6-3 worden voor de verschillende tijdstippen de druksterkte per betontype weergegeven:

Druksterkte	ZVB1	ZVB2	ZVB3
(N/mm²)	-	-	-
$f_{ccub150,28d}$ *	65.0	71.6	62.1
$f_{ccub150,100d}$	65.3	81.1	75.2
$f_{ccub150,126d}$	76.8	77.3	67.6
fccub150,168d	73.8	77.0	67.0

Tabel 6-3: Druksterkte $f_{ccub150}$ op 28, 100, 126 en 168 dagen

*De kubusdruksterkte $f_{ccub150,28d}$ is afkomstig uit [6; 22]

Hierbij valt op te merken dat in tegenstelling tot wat verwacht werd, de druksterkte voor ZVB2 en 3 is afgenomen tussen 100 en 126 dagen. Tussen 126 en 168 dagen zijn de waarden ongeveer vergelijkbaar en dus wat te verwachten was. Aangezien er niets veranderd werd aan de bewaaromstandigheden, wordt in het duister getast naar de oorzaak van deze plotse daling. De volumemassa's zijn gelijk gebleven en vergelijkbaar met de volumemassa's verkregen uit de druktesten op de kubussen met zijde 150 mm. Voor deze waarden, alsook voor de standaardafwijkingen erop wordt verwezen naar Bijlage B.

Daarnaast worden ook 2 reeksen druktesten uitgevoerd op de cilinders met hoogte 320 mm en diameter 106 mm, die bewaard worden aan kamertemperatuur. De eerste druktesten worden uitgevoerd aan het begin van de proevenreeks in de oven (126 dagen), de tweede reeks druktesten op het einde (168 dagen) Eenmaal bij het begin van het opwarmen van de proefstukken en eenmaal op het einde. Ook hier worden per betonsoort telkens 2 cilinders beproefd. In tegenstelling tot de kubussen, worden hier de volledige spanning-rek diagrammen bepaald, inclusief de strain-softeningtak. De cilinderdruksterkte op 28 en 91 dagen van ZVB2 en 3 kan worden gehaald uit [6]. Tabel 6-4 geeft voor de drie betonmengelingen de cilinderdruksterkte weer op 28, 91, 126 en 168 dagen, alsook de 30%-waarde van de maximale drukkracht op 126 dagen. Deze waarde zal worden gebruikt als opgelegde drukkracht bij opwarming van de proefstukken onder belasting.

	<i>f</i> _{ccil118x355,28d} *	<i>f_{ccil118x355,91d}*</i>	<i>f</i> _{ccil106x320,126d}	f _{ccil106x320,168d}	30% N _{ccil106x320,126d}
	[N/mm²]	[N/mm²]	[N/mm²]	[N/mm²]	[kN]
ZVB1	/	69.0	64.64	60.99	174.49
ZVB2	60.0	69.2	68.04	/	181.45
ZVB3	50.8	57.8	54.99	51.55	147.47

Tabel 6-4: Cilinderdruksterkte op 28, 91, 126 en 168 dagen

*De cilinderdruksterktes $f_{ccil_{106x320,28d}}$ en $f_{ccil_{106x320,91d}}$ zijn afkomstig uit [6]

De tweede reeks druktesten op de cilinders is vooral om te zien of de druksterkte niet te veel verandering ondergaat over de periode van testen. De vergelijking van de spanning-rekdiagrammen op 126 en 168 dagen voor de drie types zelfverdichtend beton zijn terug te vinden in Bijlage C. Hierbij valt op te merken dat

- De curve van het proefstuk C9 van ZVB1 afwijkt van de andere curves door onbekende redenen.
- De resultaten voor het spanning-rekdiagram van ZVB2 op het einde ontbreken. Dit komt omdat beide proefstuk kapot zijn gegaan: één bij het ontkisten, en één onmiddellijk na het starten van de drukproef.

De spanning-rekdiagrammen op 126 en 168 dagen zijn vergelijkbaar bij 20°C. Dit houdt in dat voor elke betonmengeling zowel de piekspanning en de piekrek, als de helling van de stijgende en de dalende tak op 126 en 168 dagen elkaar sterk benaderen. Om de figuren niet te overladen met bijna identieke curves, worden daarom in wat volgt enkel de spanning-rekdiagrammen op 126 dagen beschouwd.

6.6 Voorbereiding

Elke cilinder wordt 11 dagen voor het opwarmen in de Vötsch droogoven geplaatst, die een constante temperatuur heeft van 105°C (Figuur 6-2). Vooraleer de proefstukken in de oven kunnen, worden ze uit de 'natte kamer' gehaald en worden het boven- en onderoppervlak vlakgeslepen. Ten slotte wordt de initiële massa M_n opgemeten en genoteerd en kan het proefstuk in de droogoven geplaatst worden. Na tien dagen is het vrije water in de proefstukken grotendeels verdampt en is het massaverschil tussen twee opeenvolgende dagen gereduceerd tot maximum 0.1%. Dit komt voor de drie betonmengelingen na 10 dagen overeen met een totaal massaverlies ten opzichte van de initiële massa van ongeveer 5% bij ZVB1, 4.5% bij ZVB2 en 4% bij ZVB3 (Figuur 6-1). Het massaverlies per proefstuk in functie van de tijd is terug te vinden in Bijlage D en wordt berekend zoals wordt aangegeven in formule (6-1).

massaverlies (%) =
$$\frac{M'_d - M_n}{M_d}$$
 (6-1)

met M'_d de massa tijdens het droogproces bij 105°C (kg)

 M_d de massa na het droogproces bij 105°C. Voor de proefstukken in zelfverdichtend beton komt dit overeen met 10 à 11 dagen (kg)

 M_n de massa voor plaatsing in de droogoven bij 105°C (kg)



Figuur 6-1: Massaverliespercentage tijdens het droogproces bij 105°C

Eén dag voor de proefstukken in de oven gaan, worden ze uit de droogoven gehaald en in de kruipzaal geplaatst zodat ze in een gecontroleerde omgeving van $20^{\circ}C$ ($\pm 1^{\circ}C$) en een relatieve vochtigheid van 60% geleidelijk kunnen afkoelen tot kamertemperatuur. Deze voorbehandeling verkleint de kans op explosief spatten aanzienlijk. Hoewel dit droogproces de resultaten zal beïnvloeden, zijn de verschillen zodanig klein dat ze mogen verwaarloosd worden en dat deze methode ter voorbehandeling van de proefstukken is toegestaan [22].



Figuur 6-2: Vötsch droogoven

6.7 De opstelling

Vooraleer een proefstuk in de oven wordt geplaatst, worden er drie thermokoppels aan het beton bevestigd door middel van stalen ringen (Figuur 6-3). Deze thermokoppels registreren op 2 cm van het boven- en ondervlak en in het midden van het proefstuk de temperatuur aan het betonoppervlak tijdens de blootstelling aan de opgelegde thermische behandeling. Daarnaast worden nog twee extra thermokoppels toegevoegd: één die de buitentemperatuur en eventuele temperatuurschommelingen in het laboratorium registreert en één die de temperatuur van het gas in de oven opmeet. Vervolgens moet ook het meetsysteem dat de verplaatsingen van het beton tijdens opwarmen bijhoudt geïnstalleerd worden. Dit gebeurt door middel van 2 kwartsbuisjes, elk voorzien van een LVDT-kern aan de tip (Figuur 6-4). De methode van opmeten werd overgenomen uit [37].



Figuur 6-3: Stalen ringen ter bevestiging v/d thermokoppels

Figuur 6-4: Kwartsbuisje met LVDT-kern

Rondom het onderste meetsysteem, wordt een volle stalen cilinder X105 Cr Mo 17 met een cilindervormige uitsparing in het midden geplaatst (Figuur 6-5). Daarover wordt een stalen buis geplaatst, die vermijdt dat er rechtstreeks contact kan optreden tussen de oven en het proefstuk en die ervoor zorgt dat de opwarming van het proefstuk zo symmetrisch mogelijk kan plaatsvinden. Vervolgens wordt het cilindervormige proefstuk binnenin de stalen buis centraal op het onderste meetsysteem geplaatst. Daarop komen vervolgens opnieuw twee stalen cilinders met cilindervormige uitsparing waarin het bovenste meetsysteem komt. Figuur 6-5 geeft de opbouw van de opstelling weer.

In het geval dat het proefstuk belast wordt tijdens het opwarmen, wordt een extra cilinder bovenop het geheel geplaatst. Deze vormt de verbinding tussen de proefopstelling en de hydraulische Schaevitz drukvijzel. In eerste instantie zal de Schaevitz vijzel de juiste kracht uitoefenen op het proefstuk door middel van een pomp. Eens de juiste druk bereikt wordt, wordt de gasfles, die de helft met olie en de helft met stikstofgas gevuld is, opengedraaid en de verbinding pomp-vijzel wordt toegedraaid. De vijzel oefent nu een constante druk uit op de proefopstelling. Deze drukkracht zal constant blijven van het begin van het opwarmproces tot het einde van het afkoelproces, wanneer de oven 100°C bedraagt.

Ten slotte wordt de elektrische oven rondom het geheel geplaatst. Daar bovenop en rondom de stalen cilinders komt vervolgens nog een laag glasvezelwol ter isolatie van de oven (Figuur 6-5). De computer, die verbonden is met de thermokoppels, zal elke 30 seconden alle temperaturen, verplaatsingen en evt. de inwerkende kracht registreren.



Figuur 6-5: Opstelling opwarmen proefstukken

6.8 Thermische behandeling

Volgens RILEM TC 129 aanbevelingen [38] moet het beton minstens 90 dagen oud zijn voordat enige thermische behandeling mag worden toegepast. De ouderdom van de proefstukken die hier worden getest ligt tussen de 126 dagen (begin proevenreeks) en 168 dagen (einde proevenreeks).

Om het thermo-mechanische gedrag van zelfverdichtend beton te achterhalen na blootstelling aan brand, wordt elk proefstuk onderworpen aan een thermische behandeling. Hiervoor worden twee afzonderlijke cycli van opwarmen-afkoelen uitgevoerd waarbij de oven gaat van kamertemperatuur tot respectievelijk 335 en 572°C. Er werd voor deze twee temperaturen gekozen omdat paragraaf 3.1 en 3.2 hebben uitgewezen dat de druksterkte en de E-modulus van zelfverdichtend beton relatief weinig zouden veranderen bij temperaturen gaande t.e.m. 300°C en dat ze zeer klein worden voor temperaturen liggende rond de 600°C. Tijdens deze cycli van opwarmen en afkoelen worden de helft van de proefstukken belast, de andere helft blijft onbelast. Elk proefstuk krijgt op basis van de evenwichtstemperatuur en het belastingsniveau een specifieke code toegewezen, deze worden toegelicht in Bijlage D.

Elke cyclus is op zijn beurt in te delen in drie fasen. De eerste fase bestaat uit een langzame temperatuurstijging van 0.8°C/min en gaat tot de maximale oventemperatuur. Deze snelheid is in overeenstemming met de aanbevelingen voorgesteld in [38] voor cilinders met een diameter van 110 mm. Tijdens de tweede fase wordt de temperatuur in de oven constant gehouden op de maximum temperatuur en dit gedurende 7 uur. Dit is de benodigde tijd opdat de temperatuur in het proefstuk zo uniform mogelijk

verdeeld zou zijn. Bij de derde en de laatste fase wordt de oven uitgeschakeld en koelt hij geleidelijk af tot kamertemperatuur. Eens de temperatuur van de oven ongeveer 100°C bedraagt, worden de proefstukken uit de oven gehaald en in de kruipzaal geplaatst waar ze in een gecontroleerde omgeving (RV = 60%; $T = 20 \pm 1°C$) onbelast verder kunnen afkoelen.

Op Figuur 6-6 en Figuur 6-7 wordt het gemiddelde temperatuurverloop van de proefstukken weergegeven voor beide thermische cycli en dit voor alle thermokoppels. Hierbij ontbreken de experimentele data voor het proefstuk C8, omdat de computer wegens een stroomstoring is uitgevallen tijdens het registreren. Het werkelijke temperatuurverloop per proefstuk voor de verschillende thermokoppels is terug te vinden in Bijlage F. Omdat de begin- en eindtemperatuur door schommelingen in de buitentemperatuur vaak verschillend waren, worden enkel de resultaten beschouwd vanaf het moment dat de oven een temperatuur van 30°C heeft bereikt. Vanaf dit punt wordt de totale duur van de drie fasen gelijk genomen voor alle proefstukken onderworpen aan eenzelfde thermische cyclus.

Uit de gemiddelde temperatuurcurve ter hoogte van het midden van het proefstuk kan de maximum oppervlakte temperatuur afgeleid worden m.b.v. het computerprogramma DIANA (Figuur 6-8). In wat volgt zal de maximum oppervlaktetemperatuur in functie van de tijd gekoppeld worden aan de vrije en totale thermische rekken. Voor de spanning- rekdiagrammen zal telkens gesproken worden van evenwichtstemperaturen gelijk aan 300 en 550°C.



Figuur 6-6: Gemiddeld temperatuurverloop bij opwarmen oven tot 335°C



Figuur 6-7: Gemiddeld temperatuurverloop bij opwarmen oven tot 572°C



Figuur 6-8: Maximum oppervlaktetemperatuur van het proefstuk bij opwarming tot 300 en 550°C

Figuur 6-9 en Figuur 6-10 tonen de werkelijke belastingscurve per betonsoort tijdens opwarming tot 300 en tot 550°C met belastingsgraad $\alpha = 30\%$ De geleidelijke afname van de belastingscurve bij afkoeling van de oven is te wijten aan het gedeeltelijk ontlasten van de vijzel. Deze tendens is duidelijker bij opwarming tot 550°C.



Figuur 6-9: Gemiddelde belastingscurve per betontype bij opwarmen tot 300°C en lpha=0.3



Figuur 6-10: Gemiddelde belastingscurve per betontype bij opwarmen tot 550°C en lpha=0.3

6.9 Spanning-rekdiagram

Na opwarming worden de proefstukken minstens 14 dagen bewaard bij omgevingstemperatuur (20 \pm $1^{\circ}C$) en een relatieve vochtigheid van 60%. Na deze bewaarperiode wordt het spanning-rekdiagram bepaald, inclusief de softening tak. Dit gebeurt met behulp van een combinatie van axiale verplaatsing- en krachtgestuurde drukproeven (Partial-Elastic-Subtraction-Method of PESM). Deze methode meet de totale verplaatsing van het proefstuk en vermindert deze waarde met de elastische verplaatsing, waardoor de inelastische verplaatsing verkregen wordt. Het is deze waarde die door de PESM gebruikt wordt als stabiel feedback-signaal [28]. Er dient opgemerkt te worden dat aangezien de proefstukken eerst afkoelen, hier het residuele spanning-rekdiagram na brand bepaald wordt. Wanneer in wat volgt gesproken wordt over de druksterkte, de E-modulus of het spanning-rekdiagram, gaat het dus over de residuele eigenschappen. De drukproeven gebeuren door middel van een servo-gestuurde drukpers, voorzien van stalen belastingsplaten en met een capaciteit van 6000 kN. Eén van de twee belastingsplaten moet ingeklemd zijn, de andere moet vrij kunnen bewegen in axiale richting.

Vooraleer de proeven worden uitgevoerd, worden de afmetingen van de proefstukken genoteerd, in overeenstemming met de richtlijnen vastgelegd in [39]. Daarnaast wordt elk proefstuk in het midden en evenwijdig met de richting van de belasting voorzien van 3 rekstrookjes, symmetrisch gepositioneerd op 120° van elkaar. Dit gebeurt door middel van een twee-componentenlijm X-60. De axiale verplaatsing van de belastingsplaten wordt geregeld door het combineren van de verplaatsingen geregistreerd door de 2 LVDT's, gepositioneerd aan weerszijden van de pers, en de axiale kracht.

Vervolgens wordt het proefstuk centraal tussen de belastingsplaten geplaatst en wordt de pomp ingeschakeld. De proef wordt afgesloten nadat de druksterkte van de softening tak teruggelopen is tot 10 à 20% van haar maximale waarde.



Servo- gestuurde drukpers

- Stalen belastingsplaten
- Rekstrookjes
- Proefstuk

Figuur 6-11: Opstelling spanning-rekproeven

Hoofdstuk 7. Rek tijdens brand

7.1 Vrije thermische rek

Annerel heeft voor verscheidene betonsoorten modellen verzameld die de uitzetting van de vrije thermische rek in functie van de temperatuur beschrijven [37]. Enkele van deze modellen voor kiezel- en kalkhoudend onbelast beton (TB/ZVB), die geldig zijn voor de temperatuurrange van deze studie, worden in Tabel 7-1 en Figuur 7-1. Weergegeven.

Tabel 7-1: Theoretisch model voor de vrije thermische rek (lpha=0%) van traditioneel en zelfverdichtend beton

	Functie	Referentie [37]	
	$\varepsilon_{th}[\%_0]$ $T[^{\circ}C]$		
T ≤ 805°C	$\varepsilon_{th} = 1.4 \cdot 10^{-8} \cdot T^3 + 6 \cdot 10^{-3} \cdot T - 1.2 \cdot 10^{-1}$	EN 1992-1-2 (2004) Kalkhoudend TB	(7-1)
T ≤ 700°C	$\varepsilon_{th} = 2.3 \cdot 10^{-8} \cdot T^3 + 9.0 \cdot 10^{-3} \cdot T - 1.8 \cdot 10^{-1}$	EN 1992-1-2 (2004) Kiezelhoudend TB	(7-2)
T < 600°C	$\varepsilon_{th} = 2.0 \cdot 10^{-5} \cdot (T - 20)^2 + 8.9 \cdot 10^{-4} (T - 20) \le 12$	Tao (2008) Kalkhoudend ZVB	(7-3)



Figuur 7-1: Theoretische vrije thermische rek voor zelfverdichtend beton, gebaseerd op [37]

Indien de gemiddelde verplaatsingen tijdens opwarming moeten worden uitgezet in functie van de temperatuur, wordt als volgt te werk gegaan. Eerst wordt de verplaatsing tijdens de thermische cyclus berekend door het gemiddelde te nemen van de totale verplaatsingen van de twee kwartsbuisjes met LVDT kern. Vervolgens worden deze waarden, door ze te delen door de hoogte, voor elk proefstuk omgezet naar de vrije thermische rek tijdens de onbelaste opwarming. Omdat er veel spreiding zit op de resultaten in het begin, wordt de starttemperatuur voor al de metingen gelijkgesteld aan 35°C. Het tijdstip waarop deze temperatuur bereikt wordt, wordt voor beide thermische cycli benaderd m.b.v. derdegraadspolynomen die zijn afgeleid uit Figuur 6-8 en die worden weergeven in Tabel 7-2. Deze tijd wordt vervolgens afgerond naar het dichtst bijgelegen tijdstip dat in de temperatuurverlopen van 300 en 550°C beschikbaar was. De curves die bij 35°C nog altijd negatieve waarden vertonen, worden verticaal verschoven zodat de rek bij 35°C gelijk wordt gesteld aan het gemiddelde van de overige rekken bij 35°C. Zodra de oven de maximale temperatuur heeft bereikt, stopt de opwarmingscurve en wordt de temperatuur gedurende 7 uur constant gehouden. Vanaf dit moment zullen de waarden uit ons model gelaten worden, ook al werd de maximumtemperatuur nog niet bereikt. Ten slotte werden de rekken vermenigvuldigd met een factor 2.265. Deze waarde brengt de calibratiefout op de kwartsbuisjes met LVDT-kernen in rekening. Dit levert Figuur 7-2 op voor de uitzetting van de vrije thermische rek in functie van de temperatuur bij 300 en 550°C.

T _{max}	Polynoom			
	$T[^{\circ}C]$ $t[h]$	-	-	
300°C	$T = -0.88 \cdot t^3 + 10.86 \cdot t^2 + 3.36 \cdot t + 22.34$	$t \leq 9u$	(7-4)	
550°C	$T = -0.32 \cdot t^3 + 6.53 \cdot t^2 + 10.02 \cdot t + 24.69$	$t \leq 14u$	(7-5)	
6 5 4 [%] 3 2 1 0	ZVB1-C1-550°C-OB ZVB1-C3-550°C-OB ZVB2-C16-550°C-OB ZVB2-C17-550°C-OB ZVB3-C28-550°C-OB ZVB2-C13-300°C-OB ZVB2-C20-300°C-OB ZVB3-C27-300°C-OB ZVB3-C31-300°C-OB ZVB3-C27-300°C-OB			
0	100 200 300 4	400 500	600	
Temperatuur [°C]				

Tabel 7-2: Empirische formules voor de gemiddelde temperatuur i.f.v. de tijd

Figuur 7-2: Vrije thermische rek ZVB in functie van temperatuur

Uitgaande van Figuur 7-3 kan worden besloten dat beide modellen nauw aansluiten bij de experimentele data. Met behulp van de kleinste kwadratenmethode worden deze modellen aangepast, opdat ze een betere benadering van de voorspelling van de werkelijke rekken zouden vormen. Tabel 7-3 en Figuur 7-4 tonen dat formule (7-2) tot 450°C de beste benadering vormt voor de gemiddelde vrije thermische rek en dat (7-3) in deze temperatuurrange eerder een ondergrens vormt voor de waarden. Vanaf 450°C lijkt formule (7-3) evenwel het dichtst aan te sluiten bij de experimentele data. De nieuwe, verbeterde modellen voor $\alpha = 0$ en $\alpha = 30\%$ zijn terug te vinden in Tabel 7-3.



Figuur 7-3: Vrije thermische rek: experimentele gegevens vs. bestaande modellen

α		Thermische rek	
[%]		ε_{th} [‰] $T[^{\circ}C]$	
0	$T \le 550^{\circ}C$	$\varepsilon_{th} = 1.14 \cdot 10^{-5} \cdot (T - 20)^2 + 3.84 \cdot 10^{-3} \cdot (T - 20) + 1.02 \cdot 10^{-3}$	(7-6)
	T ≤ 550°C	$\varepsilon_{th} = 3.68 \cdot 10^{-8} \cdot T^3 + 1.0 \cdot 10^{-3} \cdot T - 1.0 \cdot 10^{-3}$	(7-7)

Tabel 7-3: Aangepaste modellen vrije thermische rek in functie van de temperatuur



Figuur 7-4: Vrije thermische rek ZVB: aangepast model vs. experimentele gegevens

7.2 Totale thermische rek bij 30%-belastingsniveau

De totale thermische rek bij een belastingsniveau van 30% wordt analoog aan de vrije thermische rek bepaald. De starttemperatuur bedraagt hier evenwel 50°C, in plaats van 30°C. Bovendien werd de gemeten totale thermische rek, zoals deze zichtbaar is in Figuur 7-5, verminderd met de ogenblikkelijke elastische rek ten gevolge van het plaatsen van de belasting $\varepsilon_{e,20^{\circ}C}$. Voor sommige proefstukken werd een afwisselend stijgende en dalende totale thermische rek geregistreerd, vermoedelijk door een foutieve opmeting van de verplaatsingen. Deze waarden, daar ze niet realistisch zijn, werden weggelaten in Figuur 7-5.



Figuur 7-5: Totale thermische rek ZVB in functie van temperatuur

Tabel 7-4 en Figuur 7-6 geven het verband weer tussen de totale thermische rek en de temperatuur, zoals deze wordt voorgesteld in [17] voor zelfverdichtend beton voor temperaturen gaande van 50 tot 400°C. De rek bij 20°C moet in dit model worden gelijkgesteld aan nul.

α		Functi	е	Referentie	
[%]		$oldsymbol{arepsilon_{th}}[\%_0]$	T [° C]		
30	T ≤ 400°C	$\varepsilon_{th,\alpha=30\%} = -1.44 \cdot 10^{-8} \cdot T^3 + 9 \cdot 10^{-3} \cdot T$		Annerel en Taerwe	(7-8)

Tabel 7-4: Theoretisch model voor de totale thermische rek van kiezelhoudend beton

*Bovenstaande formule is pas geldig vanaf 50°C, voor 20°C moet de totale thermische rek gelijkgesteld worden aan nul



Figuur 7-6: Totale thermische rek: experimentele data vs. bestaande modellen

Met behulp van de kleinste kwadratenmethode wordt hier, op basis van de formule voor de vrije thermische rek uit [37], een aangepast model opgesteld dat beter aansluit bij de experimentele gegevens en dat gelijkaardig is aan het bestaande model uit [37]. Dit resulteert in een derdegraadspolynoom met een zeer kleine coëfficiënt horende bij T^3 . Er kan dus ook voor gekozen worden om een eenvoudiger, lineair verband te hanteren. Dit levert de verbanden op in Tabel 7-5. Figuur 7-7 toont aan dat deze vernieuwde modellen effectief nauw aansluiten bij de resultaten.

Tabel 7-5: Aangepast model totale thermische rek in functie van de temperatuur

α		Functie*	
[%]	-	$\varepsilon_{th}[\%_0]$ $T[^\circ C]$	-
30	T ≤ 550°C	$\varepsilon_{th,\alpha=30\%} = 5.34 \cdot 10^{-11} \cdot T^3 + 4.57 \cdot 10^{-3} \cdot T - 9.64 \cdot 10^{-2}$	(7-9)
	$T \leq 550^{\circ}C$	$\varepsilon_{th,\alpha=30\%} = 4.58 \cdot 10^{-3} \cdot T - 9.79 \cdot 10^{-2}$	(7-10)

*Bovenstaande formules zijn pas geldig vanaf 50°C, voor 20°C moet de totale thermische rek gelijkgesteld worden aan nul



Figuur 7-7: Totale thermische rek ZVB: aangepast model vs. experimentele gegevens

7.3 Lits ($\alpha = 30\%$)

Figuur 7-8 toont de uitzetting van de vrije en de totale thermische rek in functie van de temperatuur op basis van de formules opgesteld in paragraaf 7.1 en 7.2. Uitgaande van deze figuur kan de Load Induced Thermal Strain bepaald worden als het verschil tussen de vrije thermische rek en de totale thermische rek van het belaste proefstuk, zoals beschreven in paragraaf 3.3. De totale thermische rek moet hiervoor weliswaar verminderd worden met de initiële elastische rek die te wijten is aan het plaatsen van de belasting (voor opwarming). Zoals zichtbaar op Figuur 7-8, blijken de thermische en de totale vrije rek elkaar zeer dicht te benaderen voor temperaturen gaande tot 100 à 150°C.



Figuur 7-8: Modellen voor vrije en totale thermische rek

Figuur 7-9 en Tabel 7-6 geven de Load Induced Thermal Strain weer, zoals deze enerzijds per betonmengeling wordt afgeleid uit de experimentele gegevens en anderzijds uit het verschil van de modellen besproken in paragraaf 7.1 en 7.2. Figuur 7-9 toont aan dat het verschil van de aangepaste modellen een goede benadering vormt van de realiteit.







Figuur 7-9: LITS i.f.v. temperatuur voor α=30%

Hoofdstuk 8. Reeël spanning-rekmodel na brand

8.1 Opstellen spanning-rekcurve

Hoewel de resultaten zowel met de rekstrookjes, als met LVDT's werden verkregen, wordt bij de verwerking van de resultaten enkel rekening gehouden met de LVDT's. Dit omdat ten gevolge van het opwarmen van het beton, de vloeistof in de lijm meteen werd opgeslorpt door de uitgedroogde proefstukken, waardoor de lijm onvoldoende hechting bood en de rekstrookjes soms loskwamen vooraleer de piekspanning bereikt werd. Hierdoor waren vele resultaten onbruikbaar. De registratiesnelheid van de LVDT's bedraagt 1 opmeting elke 30 seconden, die van de rekstrookjes 10 opmetingen per seconde.

De LVDT's leveren een verband op tussen de kracht en de verplaatsing van de belastingsplaten, waardoor we de resultaten eerst moeten omzetten naar spanning-rekwaarden. Hierbij wordt de calibratiefout op de LVDT's in rekening gebracht. De gemeten waarden en de exacte waarden van de verplaatsing van de drukpers werden hiervoor uitgezet in een grafiek en benaderd door een lineaire functie (Figuur 8-1).



Figuur 8-1: Calibratiefout op de LVDT's

Figuur 8-2 toont het verkregen, gekalibreerde spanning-rekdiagram, alsook de uitmiddeling over 40 opeenvolgende waarden. Deze uitmiddeling werd uitgevoerd omdat de spanning in het werkelijke spanning-rekverloop niet vloeiend oploopt, maar stijgt door kleine sprongen omhoog en omlaag te maken. De LVDT's zijn bovendien niet in staat om een goede, correcte weergave van het begin van het spanning-rekdiagram te genereren, onder andere omdat de verplaatsing die de beweegbare belastingsplaat moet ondergaan om het proefstuk te bereiken, ook geregistreerd wordt. Hierdoor is het begin van het spanning-rekverloop niet lineair, zoals zichtbaar in Figuur 8-2.



Figuur 8-2: Werkelijke en uitgemiddelde spanning-rekcurve (C20)

Het initiële, niet lineaire spanning-rekverloop wordt aangepast door het snijpunt met de X-as (= x_1) te bepalen van de rechte die gaat door 40% van de maximale druksterkte en de spanning horende bij 60 kN (= σ_{60kN}), alsook de tangente E-modulus E_{cm} , die gelijkgesteld wordt aan de richtingscoëfficiënt van die rechte (Figuur 8-3). Eens deze parameters gekend zijn, worden alle waarden van de spanning tot en met σ_{60kN} vervangen door (8-1) en (8-2), waarbij (8-2) een lineaire functie voorstelt. De drukspanning voor waarden groter dan σ_{60kN} blijven ongewijzigd.

$$\varepsilon_c \le x_1 \qquad \sigma_c' = 0 \tag{8-1}$$

$$x_1 \le \varepsilon_c \qquad \sigma_c' = E_{cm} \cdot (\varepsilon_c - \varepsilon_{60 \ kN}) + \sigma_{60 \ kN} \tag{8-2}$$

Tenslotte wordt het aangepaste spanning-rekdiagram verschoven tot het door de oorsprong gaat. Dit gebeurt door een translatie van de rekken, zoals beschreven in formule (8-3) en (8-4). Figuur 8-3 toont zowel het resultaat van deze aanpassingen als het uiteindelijke spanning-rekdiagram.

$$\varepsilon_c \le x_1 \qquad \varepsilon_c' = 0$$
(8-3)

$$x_1 \le \varepsilon_c \qquad \varepsilon_c' = \varepsilon_c - x_1$$
(8-4)



Figuur 8-3: Uitgemiddelde, aangepaste en verschoven spanning-rekcurve (C20)

De tangente E-modulus die op deze wijze verkregen wordt, is lager dan de waarden die terug te vinden zijn in de literatuur [1]. De waarde voor de E-modulus die in wat volgt zal gehanteerd worden, is deze van de eerste stijgende tak op Figuur 8-4 voor elk proefstuk. De E-modulus die doorsnee gebruikt wordt in de literatuur, is de helling van de derde en laatste stijgende tak, zoals die verkregen wordt uit E-modulus drukproeven met drie lussen. Zoals zichtbaar op Figuur 8-4 is de helling van de eerste tak veel zwakker dan die van de derde tak.



Figuur 8-4: E-modulusdrukproef met drie lussen [1]

Tenslotte dient vermeld te worden dat het bij sommige proefstukken onmogelijk was om een stabiele opname te maken van het volledige spanning-rekdiagram. De softening tak van de proefstukken C21 en C36 werd dan ook niet geregistreerd. Voor een verklaring van de codes van de proefstukken wordt verwezen naar Bijlage D.
8.2 Schadeverschijnselen

In deze paragraaf wordt kort ingegaan op de schadeverschijnselen die vastgesteld werden bij de verschillende proefstukken na onderwerping aan de verschillende fasen van het proefprogramma.

8.2.1 Vaststellingen onmiddellijk na opwarming

Op het eerste zicht lijkt er geen onderscheid te zijn tussen de proefstukken bij omgevingstemperatuur en de proefstukken die onbelast worden opgewarmd tot 300°C en 550°C. Indien het betonoppervlak van dichterbij bestudeerd wordt, zijn echter her en der haarfijne scheurtjes te bemerken bij de proefstukken die onbelast werden opgewarmd tot 550°C. Het betonoppervlak van de proefstukken die onbelast werden opgewarmd tot 300°C is identiek aan het oppervlak van de proefstukken die bewaard werden bij 20°C. Beiden zijn gaaf en ongeschonden gebleven

De schade, horende bij proefstukken die tot 550°C opgewarmd werden zonder belasting, is groter dan bij de belaste proefstukken (Figuur 8-5; Figuur 8-6). De axiale belasting verhindert voor een deel de vervormingen tijdens opwarmen; dit heeft er schijnbaar voor gezorgd dat er minder scheurvorming is opgetreden. Daarnaast was er één proefstuk waarvan de buitenste betonlagen, ondanks het droogproces, zijn losgekomen tijdens blootstelling aan 550°C ($\alpha = 0\%$).



Figuur 8-5: Schade onmiddellijk na brand bij 550°C enlpha=0%

Figuur 8-6: Schade onmiddellijk na brand bij 550°C enlpha=30%

8.2.2 Vaststellingen na 14 dagen bewaring

Na 14 dagen is er geen merkbare verandering opgetreden bij de proefstukken opgewarmd tot 300°C. Het betonoppervlak ziet er nog even egaal en vrij van scheuren uit. Bij 550°C liggen de zaken anders. De oorspronkelijk haarfijne scheuren zijn uitgegroeid tot grote scheuren met scheuropeningen tot ongeveer 1 mm breed (Figuur 8-7; Figuur 8-8). Er is niet langer een uitgesproken onderscheid te maken tussen onbelaste en belaste proefstukken tijdens opwarmen, hoewel het aantal scheuren bij de onbelaste proefstukken wel groter is.

Dit is in overeenstemming met paragraaf 4.2, waar gesteld wordt dat een additioneel verlies in druksterkte en E-modulus wordt geobserveerd bij bewaring na opwarmen en afkoelen. Dit onder meer ten gevolge van een verlengde blootstelling aan de vochtige omgevingslucht na opwarming.



Figuur 8-7: Schade 14 dagen na brand bij 550°C en lpha=0%

Figuur 8-8: Schade 14 dagen na brand bij 550°C enlpha=30%

8.2.3 Vaststellingen tijdens de drukproef

Zoals beschreven in paragraaf 6.9 worden de proefstukken onderworpen aan een uni-axiaal belastingsproces, waarbij de drukkracht geleidelijk oploopt en afneemt met toenemende rek. Tijdens de eerste fase van de proef neemt de drukkracht toe en komen er visueel geen scheuren bij. Eens de maximale drukkracht bereikt wordt, verschijnen er scheuren aan het betonoppervlak. Vanaf dit moment neemt de drukkracht af terwijl de rek verder oploopt. Terwijl de rek verder toeneemt, ontstaan er steeds meer scheuren aan het betonoppervlak en beginnen de buitenste lagen geleidelijk aan af te brokkelen.

Wanneer de proef wordt stilgelegd bij een waarde van de druksterkte voor de dalende tak van 0.1 à 0.2 f_c , kunnen er twee verschillende schadeverschijnselen worden opgemerkt. Ofwel breekt het proefstuk in twee ter hoogte van de middenzone (Figuur 8-9), ofwel vallen de buitenste betonlagen af (± 1 à 2 cm) maar blijft de kern intact (Figuur 8-10).





Figuur 8-9: Breukzone in het midden

Figuur 8-10: Loskomen betonoppervlak, kern intact

8.3 Invloedsfactoren

8.3.1 Invloed van temperatuur

Figuur 8-11 t.e.m. Figuur 8-13 tonen het verloop van het spanning-rekdiagram in functie van de temperatuur voor de onderzochte betonmengelingen, namelijk ZVB1, 2 en 3. Voor de drie types beton kan een gelijkaardig verloop opgemerkt worden, namelijk dat de piekspanning daalt in waarde en dat de helling van de stijgende en de dalende tak afnemen bij hogere temperaturen. Dit laatste resulteert in een kleinere kromming van de curve ter hoogte van de top, waardoor een platter, meer uitgesmeerd spanning-rekdiagram bekomen wordt voor hogere temperaturen.

Deze verandering in vorm houdt enerzijds een vermindering van de drukweerstand in, zoals voorspeld werd in paragraaf 3.1.1. Anderzijds beduidt de zwakkere helling van de stijgende tak op een lagere waarde voor de E-modulus, wat betekent dat de stijfheid van het beton is afgenomen (paragraaf 3.2.1). De zwakkere helling van de dalende tak wijst er daarentegen op dat zelfverdichtend beton ductieler zal reageren na opwarming. Voor de piekrek, d.i. de rek horende bij de maximale spanning, tonen de grafieken uiteenlopende resultaten. De piekrek voor ZVB1 neemt toe bij stijgende temperaturen. Voor ZVB2 en ZVB3 kan een andere tendens opgemerkt worden namelijk een beperkte terugval van de piekrek indien de temperatuur verhoogd wordt van 20°C tot 300°C. Indien de temperatuur verhoogd wordt tot 550°C, toont de piekrek van ZVB2 en 3 eenzelfde gedrag als bij ZVB1, namelijk een toename van de piekrek voor hogere temperaturen. Alle drie de betonsoorten vertonen evenwel slechts een kleine verandering in de piekrek bij opwarming van 20°C tot 300°C en een enorme variatie indien de maximale opwarmtemperatuur 550°C



Figuur 8-11: Residueel spanning-rekdiagram in functie van de temperatuur voor ZVB1 voor lpha=0%



Figuur 8-12: Residueel spanning-rekdiagram in functie van de temperatuur voor ZVB2 voor lpha=0%



Figuur 8-13: Residueel spanning-rekdiagram in functie van de temperatuur voor ZVB3

8.3.2 Opwarming onder externe axiale belasting

Het residueel spanning-rekdiagram bij 300 en 550°C in functie van de belastingsgraad α wordt weergeven in Figuur 8-14 tot Figuur 8-16. Bij geen enkel van de drie betonsoorten ondergaat de vorm immense wijzigingen wanneer de proefstukken opgewarmd worden onder externe axiale belasting. Er worden enkel kleine veranderingen opgemerkt. Het meest opvallende is dat de waarden voor de piekrek kleiner zijn wanneer het beton belast wordt tijdens opwarmen. Dit gedrag is te bemerken bij alle drie de betonsoorten en is, zoals zichtbaar in Figuur 8-17, meer uitgesproken bij opwarming tot hogere temperaturen.

Op Figuur 8-14 is bij 300°C voor ZVB1 een duidelijk hogere waarde te bemerken voor de druksterktes indien de proefstukken belast werden. Bovendien is de helling van de stijgende tak steiler, waaruit kan besloten worden dat ook de stijfheid minder is afgenomen. Bij 550°C is dit verschil in druksterkte onbestaande en zijn de gemiddelde waarden ongeveer gelijk. Desalniettemin kan uit de steilere helling bij 550°C geconcludeerd worden dat de E-modulus van het belaste proefstuk groter is dan van het onbelaste proefstuk. Het valt op dat de dalende tak zowel bij 300°C als bij 550°C een gelijkaardig, parallel verloop vertoont, onafhankelijk van het belastingsniveau.

Ondanks dat het verschil in druksterkte tussen $\alpha = 0\%$ en $\alpha = 30\%$ bij 300°C voor ZVB3 op Figuur 8-16 minder geprononceerd is en zo goed als onbestaande voor ZVB2 op Figuur 8-15, is het verdere verloop analoog aan wat bij ZVB1 werd opgemerkt. Zo vermeerdert de helling van de stijgende tak, zowel bij 300 als bij 550°C, wanneer het proefstuk belast wordt aan 30% van zijn druksterkte en blijft de druksterkte ongeveer gelijk bij 550°C. Hierbij dient opgemerkt te worden dat bij ZVB3 wel een lichte verhoging van de druksterkte werd opgemeten voor de belaste proefstukken.



Figuur 8-14: Residueel spanning rekdiagram ZVB1 bij 300 en 550°C i.f.v. belastingsgraad α



Figuur 8-15: Residueel spanning rekdiagram ZVB2 bij 300 en 550°C i.f.v. belastingsgraad α



Figuur 8-16: Residueel spanning rekdiagram ZVB3 bij 300 en 550°C i.f.v. belastingsgraad α



Figuur 8-17: Relatieve piekrek bij 300 en 550°C i.f.v. de belastingsgraad α voor ZVB1, 2 en 3

8.3.3 Onderlinge vergelijking ZVB1, 2 en 3

Om de grafieken overzichtelijk te houden, zullen in wat volgt enkel de gemiddelde spanningrekdiagrammen per temperatuurprofiel uitgezet worden.

Figuur 8-18 bevestigt paragraaf 4.1 dat de softening tak bij omgevingstemperatuur van zelfverdichtend beton met een lage initiële druksterkte (ZVB3) minder steil is en dat het beton aldus ductieler gedrag vertoont. ZVB2 en ZVB3 beschikken over eenzelfde betonmengeling en poedergehalte, maar ZVB3 bevat minder cement, waardoor de W/C-factor hoger is. Zoals verwacht werd in paragraaf 4.1 resulteert dit in een lagere waarde voor de druksterkte en piekrek. ZVB1 is gebaseerd op een andere samenstelling en kan dus qua W/C- en W/P-gehalte niet vergeleken worden met de andere betonsoorten. Figuur 8-18 toont weliswaar een stijver beton, met een druksterkte die zich tussen de twee andere druksterktes in bevindt. Ook de piekrek van ZVB1 is kleiner.

Op Figuur 8-19 valt te zien dat de spanning-rekcurves bij 300°C van ZVB1 en 3, ondanks de hogere initiële druksterkte, E-modulus en lagere piekrek, nagenoeg samenvallen na opwarmen zonder belasting. Bij opwarmen tot 300°C met belasting blijft de druksterkte voor de drie betonsoorten verschillend, maar worden de E-moduli nagenoeg gelijk. Bij opwarmen tot 550°C is eenzelfde tendens te bemerken voor de proeven zonder belasting en is nu ook de curve voor ZVB2 coïnciderend met de andere twee. Voor de proeven met belasting, vallen de stijgende takken en de toppen van ZVB2 en 3 samen en duikt de druksterkte en de helling van de stijgende tak van ZVB1 onder die van de andere twee.



Figuur 8-18: Residueel spanning-rekdiagram voor ZVB1, 2 en 3 bij 20°C



Figuur 8-19: Residueel spanning-rekdiagram voor ZVB1, 2 en 3 i.f.v. de temperatuur en de belastingsgraad lpha

Wanneer wordt gekeken naar de relatieve veranderingen in piekrek en drukspanning, toont Figuur 8-20 aan dat de invloed van de belasting het grootst is bij ZVB1 voor 300°C en bij ZVB3 voor 550°C. Desalniettemin wordt de verbetering van 20%, zoals die werd vermeld in de literatuur [22], hier niet teruggevonden. Voor de drie types beton wordt bij 550°C een reductie van de druksterkte tot 70 à 80% van de initiële waarde teruggevonden. Het valt op dat ZVB1 onbelast het gevoeligst is aan opwarming, met een verlies van zijn druksterkte van 30% tot bijna 80% bij respectievelijk 300°C en 550°C. De invloed op ZVB2 en 3 is daarentegen gelijkaardig, waardoor het grote verschil vermoedelijk te wijten is aan de (verschillende) betonsamenstelling. Op basis van Figuur 8-20 kan geconcludeerd worden dat het beton met de laagste initiële druksterkte, de beste residuele weerstand vertoont na brand.



Figuur 8-20: Relatieve residuele spanning i.f.v. belastingsniveau en temperatuur voor ZVB1, 2 en 3

Figuur 8-21 toont tenslotte de invloed van de temperatuur en het belastingsniveau op de relatieve residuele piekrek voor de drie types beton. In tegenstelling tot ZVB2 en 3, neemt de relatieve piekrek voor ZVB1 toe bij 300°C. Daarnaast valt ook op dat de relatieve piekrek gelijkaardig varieert tussen 20 en 550°C voor ZVB2 en ZVB3. Dit doet vermoeden dat de waarde van de piekrek voor een groot deel afhankelijk is van de betonsamenstelling. Om hierover echter uitsluitsel te kunnen geven, dient er bijkomend onderzoek te gebeuren. De invloed van de belasting houdt overal een verbetering in van de afname van de piekrek met ongeveer 10% bij 300°C en met 40% bij 550°C.



Figuur 8-21: Relatieve residuele piekrek i.f.v. belastingsniveau en temperatuur voor ZVB1, 2 en 3

Hoofdstuk 9. Materiaalmodel voor spanningrekdiagram

In paragraaf 8.1 werd voor elk proefstuk het werkelijke residuele spanning-rekdiagram opgesteld. In wat volgt zullen eerst zeer empirische modellen opgesteld worden per proefstuk, dan per betonsoort en tenslotte per thermische cyclus door gebruik te maken van polynomen (paragraaf 9.1). Vervolgens wordt aan de hand van deze modellen de 'fracture energy' berekend. Er zal dieper worden ingegaan op de invloedsfactoren en de berekende waarden zullen vergeleken worden met de waarden beschikbaar in de literatuur (paragraaf 4.4.2). In het laatste onderdeel van dit hoofdstuk worden de bestaande materiaalmodellen voor traditioneel beton bij omgevingstemperatuur en na brand, zoals ze werden beschreven in paragraaf 4.3 en 4.4.3, vergeleken met het werkelijk spanning-rekverloop (paragraaf 8.1). Vermits de meeste bestaande modellen twee (of drie) verschillende numerieke functies gebruiken ter beschrijving van de stijgende en de dalende tak, zal ook hier een opsplitsing gemaakt worden. In het geval dat de bestaande modellen niet voldoende aansluiten bij het werkelijk spanning-rekverloop, zullen deze worden aangepast tot een zo goed mogelijk benaderend materiaalmodel wordt verkregen.

9.1 Empirische materiaalmodellen

9.1.1 Empirisch materiaalmodel per proefstuk

Aan de hand van de werkelijke spanning-rekcurves uit paragraaf 8.1 wordt voor elk proefstuk een empirische formule opgesteld door middel van trendlijnen die worden opgemaakt als polynomen van de 6^{de} graad voor $0 \le \varepsilon_c \le \varepsilon_{cu}$. Deze formules worden gebruikt in paragraaf 9.2 ter bepaling van de 'fracture energy' voor elk proefstuk en zijn terug te vinden in Bijlage G.

Figuur 9-1 en Figuur 9-2 tonen voor ZVB1 aan dat de trendlijnen de experimentele gegevens niet altijd goed benaderen, waarbij de grootste afwijkingen worden teruggevonden voor de softening tak en het begin van de stijgende tak. De beste benadering wordt teruggevonden bij de curves waarvoor de evenwichtstemperatuur 550°C bedraagt, omdat deze een relatief symmetrisch verloop en een lichte glooiing aan de top vertonen. De curves bij 20°C en 300°C hebben een spitsere top, een steilere helling van de dalende tak en een asymmetrisch verloop, waardoor ze minder eenvoudig te benaderen zijn. Dat er dus veel variatie op de nauwkeurigheid van deze modellen zit, is duidelijk te zien aan de variabele waarde van de correlatiefactor R^2 in Bijlage G.



Figuur 9-1: Spanning-rekrelatie ZVB1 - model vs. experimentele gegevens bij 20°C



Figuur 9-2: Spanning-rekrelatie ZVB1 - model vs. experimentele gegevens bij 300 en 550°C

9.1.2 Empirisch materiaalmodel voor de gemiddelde curve van elke betonmengeling

Aangezien het weinig relevant is om verbanden op te stellen die eigen zijn aan één bepaald proefstuk, worden in deze paragraaf algemene vergelijkingen opgesteld voor elke betonmengeling op basis van de gemiddelde curve voor elk temperatuurprofiel ($T = 300/550^{\circ}C \ en \ \alpha = 0/30\%$). Om de problemen met de grote afwijkingen op de softening tak en op het begin van de stijgende tak op te vangen, wordt hier bovendien een opsplitsing gemaakt tussen de stijgende en de dalende tak. Dit maakt het eenvoudiger om

de best passende trendlijn te vinden, waardoor niet langer met een zesdegraads polynoom moet gewerkt worden om een goede correlatie te vinden. De formules worden weergegeven in Tabel 9-1 t.e.m. Tabel 9-3.

ZVB1				
т	α	Functie		
[°C]	[%]		$\sigma_c [N/mm^2]$ $\varepsilon_c [\%_0]$	
20	0	$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{c1}$	$\sigma_c = -1.640\varepsilon_c^{3} + 5.465\varepsilon_c^{2} + 18.295\varepsilon_c$	0.9999
20	U	$\varepsilon_{c1} < \varepsilon_c \le \varepsilon_{cu}$	$\sigma_c = 11.908\varepsilon_c^{3} - 96.665\varepsilon_c^{2} + 205.705\varepsilon_c$	0.9459
300	0	$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{c1}$	$\sigma_c = -0.918{\varepsilon_c}^3 + 3.601{\varepsilon_c}^2 + 14.095{\varepsilon_c}$	0.9997
		$\varepsilon_{c1} < \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu}$	$\sigma_c = 229.634\varepsilon_c^{3} - 2.241 \cdot 10^{3} \cdot \varepsilon_c^{2} + 7.20 \cdot 10^{3} \cdot \varepsilon_c - 7.60$ $\cdot 10^{3}$	0.9730
		$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{c1}$	$\sigma_c = -1.278\varepsilon_c^{\ 3} + 4.752\varepsilon_c^{\ 2} + 16.990\varepsilon_c$	0.9997
	30	$\varepsilon_{c1} < \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu}$	$\sigma_c = -23.494\varepsilon_c^3 + 270.623\varepsilon_c^2 - 1.043 \cdot 10^3\varepsilon_c + 1.350$ $\cdot 10^3$	0.9969
		$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{c1}$	$\sigma_c = -0.046\varepsilon_c^{\ 4} + 0.394\varepsilon_c^{\ 3} - 0.909\varepsilon_c^{\ 2} + 3.664\varepsilon_c$	0.9997
550	0	$\varepsilon_{c1} < \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu}$	$\sigma_c = -0.466\varepsilon_c^4 + 12.346\varepsilon_c^3 - 120.826\varepsilon_c^2 + 512.804\varepsilon_c - 780.284$	0.9990
	30	$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{c1}$	$\sigma_c = -0.080\varepsilon_c^{4} + 0.522\varepsilon_c^{3} - 0.951\varepsilon_c^{2} + 4.381\varepsilon_c$	0.9996
	50	$\varepsilon_{c1} < \varepsilon_c \le \varepsilon_{cu}$	$\sigma_c = 0.299\varepsilon_c{}^3 - 5.042\varepsilon_c{}^2 + 23.301\varepsilon_c - 17.784$	0.9974

Tabel 9-1: Algemeen empirisch model voor de gemiddelde spanning-rekrelatie van ZVB1 bij 20, 300 en 550°C

Tabel 9-2: Algemeen empirisch model voor de gemiddelde spanning-rekrelatie van ZVB2 bij 20, 300 en 550°C

ZVB2				
т	α		Functie	
[°C]	[%]		$\sigma_{c} [N/mm^{2}]$ ε [%0]	
20	0	$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{c1}$	$\sigma_c = -1.916{\varepsilon_c}^3 + 6.470{\varepsilon_c}^2 + 20.282{\varepsilon_c}$	0.9999
		$\varepsilon_{c1} < \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu}$	$\sigma_c = 99.923\varepsilon_c^{\ 4} - 1.663 \cdot 10^3 \cdot \varepsilon_c^{\ 3} + 1.034 \cdot 10^4 \cdot \varepsilon_c^{\ 2} - 2.849 \cdot 10^4\varepsilon_c + 2.936 \cdot 10^4$	0.9134
300	0	$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{c1}$	$\sigma_c = -0.864\varepsilon_c^{\ 4} + 3.367\varepsilon_c^{\ 3} - 2.475\varepsilon_c^{\ 2} + 18.536\varepsilon_c$	1.0000
		$\varepsilon_{c1} < \varepsilon \leq \varepsilon_{cu}$	$\sigma_c = 86.217 \varepsilon_c^{4} - 852.351\varepsilon_c^{3} + 2.761 \cdot 10^{3} \cdot \varepsilon_c^{2} - 2.922 \\ \cdot 10^{3}\varepsilon_c$	0.9832
	30	$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{c1}$	$\sigma_c = -1.146\varepsilon_c^{\ 4} + 3.844\varepsilon_c^{\ 3} - 1.749\varepsilon_c^{\ 2} + 20.156\varepsilon_c$	0.9999

Vervolg Tabel 9-2

		$\varepsilon_{c1} < \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu}$	$\sigma_c = 359.727\varepsilon_c^4 + 3.129 \cdot 10^3 \cdot \varepsilon_c^3 + 9.011 \cdot 10^3 \cdot \varepsilon_c^2 - 8.581 \cdot 10^3 \cdot \varepsilon_c$	0.9878
550	0	$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{c1}$	$\sigma_{c} = -0.055\varepsilon_{c}^{4} + 0.46\varepsilon_{c}^{3} - 1.061\varepsilon_{c}^{2} + 4.017\varepsilon_{c}$	0.9997
		$\varepsilon_{c1} < \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu}$	$\sigma_c = -0.644\varepsilon_c^{4} + 17.198\varepsilon_c^{3} - 169.841\varepsilon_c^{2} + 729.175\varepsilon_c - 1.130 \cdot 10^{3}$	0.9993
	30	$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{c1}$	$\sigma_c = -0.097\varepsilon_c^{4} + 0.658\varepsilon_c^{3} - 1.178\varepsilon_c^{2} + 5.499\varepsilon_c$	0.9998
		$\varepsilon_{c1} < \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu}$	$\sigma_c = 1.216\varepsilon_c^{3} - 17.544\varepsilon_c^{2} + 76.322\varepsilon_c - 86.042$	0.9988

Tabel 9-3: Algemeen empirisch model voor de gemiddelde spanning-rekrelatie van ZVB3 bij 20, 300 en 550°C

ZVB3				
т	α	Functie		
[°C]	[%]		$\sigma_{c} [N/mm^{2}]$ ϵ [‰]	
20	0	$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{c1}$	$\sigma_c = -1.751\varepsilon_c^3 + 5.021\varepsilon_c^2 + 18.305\varepsilon_c$	0.9999
_		$\varepsilon_{c1} < \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu}$	$\sigma_c = -37.09\varepsilon_c^{\ 3} + 227.494\varepsilon_c^{\ 2} - 331.659\varepsilon_c$	0.9911
300	0	$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{c1}$	$\sigma_c = -0.736\varepsilon_c^{4} + 2.709\varepsilon_c^{3} - 1.864\varepsilon_c^{2} + 16.474\varepsilon_c$	0.9999
		$\varepsilon_{c1} < \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu}$	$\sigma_c = 72.008\varepsilon^2 - 522.044\varepsilon_c + 954.363$	0.9774
	30	$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{c1}$	$\sigma_c = -1.398\varepsilon_c^{\ 4} + 4.851\varepsilon_c^{\ 3} - 3.406\varepsilon_c^{\ 2} + 19.040\varepsilon_c$	1.0000
		$\varepsilon_{c1} < \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu}$	$\begin{split} \sigma_c &= -249.308 \varepsilon_c{}^4 + 2.925 \cdot 10^3 \cdot \varepsilon_c{}^3 - 1.275 \cdot 10^4 \cdot \varepsilon_c{}^2 \\ &+ 2.442 \cdot 10^3 \cdot \varepsilon_c - 1.728 \cdot 10^3 \end{split}$	0.9910
550	0	$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{c1}$	$\sigma_c = -0.043\varepsilon_c^{4} + 0.345\varepsilon_c^{3} - 0.768\varepsilon_c^{2} + 3.870\varepsilon_c$	0.9998
		$\varepsilon_{c1} < \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu}$	$\sigma_c = 0.208\varepsilon_c^{4} - 3.697\varepsilon_c^{3} + 20.502\varepsilon_c^{2} - 32.919\varepsilon_c$	0.9992
	30	$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{c1}$	$\sigma_c = -0.154\varepsilon_c^{\ 4} + 0.950\varepsilon_c^{\ 3} - 1.658\varepsilon_c^{\ 2} + 6.401\varepsilon_c$	0.9998
		$\varepsilon_{c1} < \varepsilon_c \le \varepsilon_{cu}$	$\sigma_c = -1.033\varepsilon_c^{5} + 19.061\varepsilon^{4} - 129.606\varepsilon_c^{3} + 382.236\varepsilon_c^{2} - 406.878\varepsilon_c$	0.9928



Tabel 9-4: Algemeen empirisch model voor de gemiddelde spanning-rekrelatie van ZVB3 bij 20, 300 en 550°C

Figuur 9-3 tot Figuur 9-5 en aan de hogere correlatiefactor R^2 in Tabel 9-1 t.e.m. Tabel 9-3 valt op te merken dat deze formules de werkelijke spanning-rekcurve al veel beter benaderen. Toch zitten er nog grote afwijkingen op de strain- softening tak. Daarnaast slagen bovenstaande modellen er niet in om de kromming ter hoogte van de top te benaderen of om de stijgende en de dalende tak mooi op elkaar te laten aansluiten. Bovendien zijn ze specifiek voor een bepaalde betonmengeling.



Figuur 9-3: Spanning-rekrelatie ZVB1 stijgende en dalende tak apart - model vs. experimentele gegevens



Figuur 9-4: Spanning-rekrelatie ZVB2 stijgende en dalende tak apart - model vs. experimentele gegevens



Figuur 9-5: Spanning-rekrelatie ZVB3 stijgende en dalende tak apart - model vs. experimentele gegevens

9.1.3 Algemeen empirisch materiaalmodel voor de gemiddelde curve van ZVB1, 2 en 3

Om een algemeen empirisch model op te stellen op basis van de gemiddelde curve van ZVB1, 2 en 3 voor T = 20, 300 en 500°C en $\alpha = 0\%$ en 30%, wordt het verband gelegd tussen de relatieve druksterkte $\binom{\sigma_c}{f_{cm,T}}$ en de relatieve rek $(\eta = \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1,T}})$ voor zowel de stijgende als de dalende tak. Hierbij is $f_{cm,T}$ de maximale druksterke van het proefstuk (in N/mm²) en $\varepsilon_{c1,T}$ de bijbehorende rek (in ‰). In dit model wordt de stijgende tak beschouwd als gaande tot een waarde voorbij de piekrek opdat er niet langer problemen zouden optreden bij het benaderen van de kromming ter hoogte van de top. Deze relatieve rek $\varepsilon_{cT,lim}/\varepsilon_{c1,T}$ werd gekozen op basis van de formules voorgesteld door Anderberg en Thelandersson [26] in paragraaf 4.3 waarbij de waarde voor de secans E-modulus $E_{ci,T}$ voor de verschillende evenwichtstemperaturen wordt weergeven in Tabel 9-5.

Tabel 9-5: Waarden voor	de secans	modulus	$E_{ci.T}$	i.f.v.	temperatuur
-------------------------	-----------	---------	------------	--------	-------------

Т	α	E _{ci,T}
[° C]	[%]	[GPa]
20		25
300	0	17.5
	30	20
550	0	3,5
	30	5

Om over een representatief gemiddelde bij 20°C voor ZVB1 te beschikken, wordt C10 in wat volgt buiten beschouwing gelaten. Hoewel de curves van C10, C11 en C12 een gelijkaardige vorm hebben, bereikt C10 iets vroeger zijn maximale spanningswaarde waardoor het gemiddelde tot een afvlakking van de dalende tak leidt. Hetzelfde geldt voor C21 van ZVB2 en C36 van ZVB3, aangezien het spanning-rekdiagram hier vroegtijdig afbreekt. Tenslotte wordt ook de curve van C30 verwaarloosd bij de bepaling van het gemiddelde spanning-rekdiagram bij 550°C met $\alpha = 30\%$. C26 en C30 vertonen wel een gelijkaardig verloop, maar de rek van C30 loopt veel trager op, waardoor het gemiddelde nemen een foutieve weergave zou zijn.

Tabel 9-6 en Figuur 9-6 geven de functies en de grafische voorstelling weer van het algemeen, gemiddelde spanning-rekmodel over ZVB1, 2 en 3.

Algemeen					
τ	α		Functie	R²	
[°C]	[%]		$\sigma_{c} / f_{cm,T}$ [-] η [-]		
20	0	$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{cT,lim}$	$\sigma_c / f_{cm.T} = -0.894\eta^3 + 0.90\eta^2 + 0.99\eta$	0.9999	
		$\varepsilon_{cT,lim} < \varepsilon_c \le \varepsilon_{cu}$	$\frac{\sigma_c}{f_{cm.T}} = 961.98\eta^3 - 3118.0 \cdot \eta^2 + 3362.0\eta - 1205.2$	0.9764	
300	0	$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{cT,lim}$	$\sigma_c / f_{cm.T} = -1.534\eta^4 + 2.25\eta^3 - 0.804\eta^2 + 1.073\eta$	0.9997	
		$\varepsilon_{cT,lim} < \varepsilon_c \le \varepsilon_{cu}$	$\frac{\sigma_c}{f_{cm.T}} = -1.276 \cdot 10^3 \cdot \eta^3 + 4.2053 \cdot 10^3 \cdot \eta^2 - 4.622 \cdot 10^3 \cdot \eta + 1.695 \cdot 10^3$	0.9930	
	30	$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{cT,lim}$	$\sigma_c / f_{cm.T} = -0.84\eta^3 + 1.11\eta^2 + 0.71\eta$	0.9970	
		$\varepsilon_{cT,lim} < \varepsilon_c \le \varepsilon_{cu}$	$\sigma_c / f_{cm.T} = 86.34\eta^3 - 286.99\eta^2 + 313.62\eta - 112.03$	0.9947	
550	0	$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{cT,lim}$	$\sigma_c / f_{cm.T} = -2.50\eta^4 + 4.43\eta^3 - 2.23\eta^2 + 1.29\eta$	0.9993	
		$\varepsilon_{cT,lim} < \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu}$	$\sigma_c / f_{cm.T} = 1.75\eta^2 - 6.53\eta + 6.12$	0.9994	
	30	$\varepsilon_c \leq \varepsilon_{cT,lim}$	$\sigma_c / f_{cm.T} = -2.57\eta^4 + 4.61\eta^3 - 2.40\eta^2 + 1.34\eta$	0.9988	
		$\varepsilon_{cT,lim} < \varepsilon_c \le \varepsilon_{cu}$	$\sigma_c / f_{cm.T} = 0.47 \eta^2 - 2.56 \eta + 3.16$	0.9994	

Tabel 9-6: Algemeen empirisch model voor de gemiddelde spanning-rekrelatie bij 20, 300 en 550°C



Figuur 9-6: Algemeen verband tussen $\sigma_{c/f_{cm,T}}$ en $\epsilon_{c/\epsilon_{c1,T}}$ voor de verschillende temperatuursprofielen

Het voordeel van bovenstaande formules is dat ze eenvoudig op te stellen zijn en dat de dalende tak wordt benaderd door een tweede- of derdegraadspolynoom. Dit vereenvoudigt het model aanzienlijk. Nadelen aan dit model zijn dat het onafhankelijk is van de temperatuur en dat het benaderen van de stijgende tak door een vierdegraadspolynoom het model complexer en omslachtiger maakt.

Figuur 9-7 tot Figuur 9-9 vergelijken het afgeleide empirische model met de experimentele gegevens voor ZVB1, 2 en 3. Voor alle grafieken wordt opgemerkt dat het model de stijgende tak zeer goed en de dalende tak redelijk goed benadert. Bovendien vormt het model een goede benadering van de kromming ter hoogte van de top en worden er hier dus niet langer discontinuïteiten opgemerkt. Een bijkomend nadeel is dat het model er niet altijd in slaagt om beide takken vloeiend op elkaar te laten aansluiten, zoals zichtbaar in Figuur 9-8 en Figuur 9-9 voor een evenwichtstemperatuur van 20°C.



Figuur 9-7: Residueel spanning-rekdiagram van ZVB1: model vs. experimentele gegevens



Figuur 9-8: Residueel spanning-rekdiagram van ZVB2: model vs. experimentele gegevens



Figuur 9-9: Residueel spanning-rekdiagram van ZVB3: model vs. experimentele gegevens

9.2 Fracture Energy

9.2.1 Verwerking resultaten

In paragraaf 4.4.1 wordt beschreven hoe de 'fracture energy' G_c verkregen wordt uitgaande van het spanning-rekdiagram. Hiervoor zal gebruik worden gemaakt van de spanning-rekrelaties voor elk proefstuk zoals ze bepaald werden in paragraaf 9.1.1. De formules worden ingevoerd in het softwareprogramma 'Maple', waar ze worden afgeleid om zo de maximale spanning f_{cm} en bijbehorende rek ε_1 van het model te bepalen. Aangezien de formule voor equivalente lengte h_{eq} is opgesteld voor kubussen en er geen formules voorhanden zijn voor cilinders, zal hier gewerkt worden met de effectieve hoogte h.

Voor methode I (Figuur 4-11) wordt de 'fracture energy' simpelweg verkregen door integratie van het empirisch model tussen ε_1 en de bezwijkrek ε_{cu} en door deze oppervlakte te vermenigvuldigen met de hoogte van het proefstuk. Deze laatste rek ε_{cu} wordt gelijkgesteld aan de rek horende bij een spanning van 0.1 à 0.2 f_{cm} in de softening tak van onze resultaten.

Voor methode II (Figuur 4-12) is de werkwijze iets complexer. Het spanning-rekdiagram voor de beschreven empirische modellen per proefstuk toont een golvend verloop voor zeer kleine waarden van de rek, waardoor in die zone geen goede maat voor de E-modulus kan berekend worden. Voor enigszins hogere waarden van de rek wordt de curve terug enigszins lineair. Om een goede, realistische schatting van de Emodulus te verkrijgen, wordt deze aldus bepaald als de richtingscoëfficiënt ter hoogte van 0.5 à 0.6 f_{cm} . Uitgaande van deze E-modulus als richtingscoëfficiënt wordt vervolgens een lineaire functie opgesteld, gaande door de maximale spanning, ter vervanging van de gekromde stijgende tak (Figuur 9-10). De dalende tak blijft onaangetast. De 'fracture energy' is dan de oppervlakte onder de combinatie van de twee functies (d.i. de oppervlakte onder de blauwe curve in Figuur 9-10), vermenigvuldigd met de hoogte van het proefstuk.



Figuur 9-10: Opstellen functie ter bepaling van Gc m.b.v. methode II

9.2.2 Invloedsfactoren

Temperatuur

Zoals al meermaals werd vermeld, is de 'fracture energy' afhankelijk van de oppervlakte onder het spanning-rekdiagram. Aangezien deze relatie afhankelijk is van de temperatuur, is het interessant om de invloed van de temperatuur op de 'fracture energy' te bestuderen. Figuur 9-11 toont aan dat de 'fracture energy' G_c afneemt bij toenemende temperatuur en dat de standaardafwijking op de resultaten, vooral voor hoge temperaturen, relatief klein is. Indien enkel naar het gemiddelde van alle proefstukken wordt gekeken, blijkt dat deze tendens quasi-lineair is. Naast het afgeleide verband tussen de 'fracture energy' en de temperatuur geven Figuur 9-11 en Tabel 9-7 ook het 95%-betrouwbaarheidsinterval van de experimentele resultaten weer.



Figuur 9-11: Fracture Energy i.f.v. de temperatuur voor methode I

	Functie	
	$G_{c,T}[Nmm/mm^2]$	T [° C]
T ≤ 550°C	$G_c(T) = -3.79 \cdot 10^{-2} \cdot T + 37.70$	(9-1)
Bovengrens 95%- betrouwbaarheidsinterval	$G_{\rm c}({\rm T}) = -4.45 \cdot 10^{-2} \cdot {\rm T} + 41.89$	(9-2)
Ondergrens 95%- betrouwbaarheidsinterval	$G_{c}(T) = -3.12 \cdot 10^{-2} \cdot T + 38.51$	(9-3)

Tabel 9-7: Verband tussen de fracture energy en de temperatuur

Druksterkte

Figuur 9-12 en Figuur 9-13 illustreren het verband tussen de druksterkte en de 'fracture energy' G_c voor de drie types beton, zoals werd berekend met behulp van beide methodes. Wanneer G_c berekend wordt met behulp van methode I (Figuur 4-11) is er niet echt een duidelijk verband te bemerken tussen de druksterkte en de 'fracture energy' (Figuur 9-12). Voor methode II, dit is de methode met de schuine oppervlakte (Figuur 4-12), valt voor alle drie de betonsoorten een gelijkaardige trend te bespeuren (Figuur 9-13), waarbij de 'fracture energy' toeneemt voor grotere waarden van de druksterkte. Op beide figuren zijn echter enkele uitschieters te zien die te wijten zijn aan een niet voldoende nauwkeurige benadering voor de dalende tak met de empirische modellen uit paragraaf 9.1.1. Deze waarden zijn daarom niet representatief voor de 'fracture energy' en kunnen een foutief beeld geven. Om te voorkomen dat ze enige invloed uitoefenen op het verband tussen de 'fracture energy' en de druksterkte, worden deze waarden in wat volgt weggelaten.



Figuur 9-12: G_c per betonsoort i.f.v. f_{cm} , T, waarbij G_c berekend werd m.b.v. methode I



Figuur 9-13: G_c per betonsoort i.f.v. $f_{cm,T}$, waarbij G_c berekend werd m.b.v. methode II

• Combinatie temperatuur en druksterkte

De druksterkte uit bovenstaande paragraaf is echter een functie van de temperatuur. De formules voor de relatieve residuele druksterkte in functie van de temperatuur worden afgeleid in paragraaf 9.3.4. Indien in Figuur 9-12 en Figuur 9-13 de waarden voor de 'fracture energy' niet per betonsoort, maar per temperatuurprofiel gegroepeerd worden en de 'foutieve waarden' worden weggelaten, ontstaan Figuur 9-14 en Figuur 9-15. Figuur 9-15 toont een duidelijk exponentieel verband tussen de 'fracture energy' en de druksterkte als functie van de temperatuur. In Figuur 9-14 is dit exponentiële verloop veel minder uitgesproken. In Tabel 9-8 en Tabel 9-9 zijn zowel de verbanden per betonmengeling terug te vinden, als het algemene verband voor zelfverdichtend beton en dit voor beide berekeningsmethodes van de 'fracture energy'. De lagere waarde voor de correlatiecoëfficiënt R^2 in Tabel 9-8 bevestigt dat de samenhang tussen de 'fracture energy' en de druksterkte minder uitgesproken is voor de eerste berekeningsmethode.



Figuur 9-14: G_c per temperatuurprofiel i.f.v. $f_{cm,T}$, waarbij G_c berekend werd m.b.v. methode I

Betontype	Functie*	R ²	
	$G_c[Nmm/mm^2]$ $f_{cm,T}[N/(mm^2)]$		
ZVB1	$G_c(T) = 6.90 \cdot e^{1.43 \cdot 10^{-2} \cdot f_{cm,T}}$	0.9166	(9-4)
ZVB2	$G_c(T) = 6.40 \cdot e^{1.41 \cdot 10^{-2} \cdot f_{cm,T}}$	0,7615	(9-5)
ZVB3	$G_c(T) = 6.47 \cdot e^{1.49 \cdot 10^{-2} \cdot f_{cm,T}}$	0,5931	(9-6)
Algemeen: ZVB1+ZVB2+ZVB3	$G_c(T) = 6.60 \cdot e^{1.44 \cdot 10^{-2} \cdot f_{cm,T}}$	0,7481	(9-7)

Tabel 9-8: Verband tussen $f_{cm,T}$ en G_c m.b.v. methode I

 $f_{cm,T}$ in bovenstaande formules is een functie van de temperatuur en wordt bepaald met behulp van de formules in paragraaf 9.3.4



Figuur 9-15: G_c per temperatuurprofiel i.f.v. $f_{cm,T}$, waarbij G_c berekend werd m.b.v. methode II

Betontype	Functie*	R ²	-
	$G_c[Nmm/mm^2]$ $f_{cm,T}[N/(mm^2)]$	-	-
ZVB1	$G_c(T) = 13.18 \cdot e^{1.43 \cdot 10^{-2} \cdot f_{cm,T}}$	0.9394	(9-8)
ZVB2	$G_c(T) = 12.33 \cdot e^{1.66 \cdot 10^{-2} \cdot f_{\mathrm{cm},T}}$	0,9783	(9-9)
ZVB3	$G_c(T) = 13.15 \cdot e^{1.55 \cdot 10^{-2} \cdot f_{cm,T}}$	0,7656	(9-10)
Algemeen: ZVB1+ZVB2+ZVB3	$G_c(T) = 12.93 \cdot e^{1.54 \cdot 10^{-2} \cdot f_{cm,T}}$	0,8944	(9-11)

Tabel 9-9: Verband tussen $f_{cm,T}$ en G_c m.b.v. methode II

 $f_{cm,T}$ in bovenstaande formules is een functie van de temperatuur en wordt bepaald met behulp van de formules in paragraaf 9.3.4

Zoals vermeld in paragraaf 8.3.3 reduceren de druksterkte en de vorm van het spanning-rekdiagram bij 550°C zich respectievelijk tot een gelijkaardige waarde en curve. Dit verklaart de dichte opeenligging van de waarden voor de 'fracture energy' voor 550°C bij de verschillende types beton (Figuur 9-15). Neemt de temperatuur af tot 300°C, dan is deze correlatie er nog altijd, maar ze is al sterk afgenomen. Zoals aangegeven in paragraaf 8.3.3, brengt een temperatuur van 300°C wel gelijklopende curves met zich mee, maar vermindert de druksterkte niet tot eenzelfde waarde. Het zelfverdichtend beton met een hogere initiële druksterkte ZVB2 heeft bij 300°C nog steeds een hogere drukweerstand dan het oorspronkelijk minder sterke ZVB1 en ZVB3. Dit resulteert in een iets grotere spreiding van de 'fracture energy' in functie van de druksterkte. Bij omgevingstemperatuur wordt de grootste spreiding opgemerkt. Dit omdat de

waarde van de E-modulus, de helling van de softening tak en de waarde voor de druksterkte hier afhangen van het type beton en zelfs van proefstuk tot proefstuk kunnen verschillen.

Om de grotere spreiding op de resultaten voor lagere temperaturen op te vangen en om rekening te houden met het beperkte aantal experimentele testresultaten, wordt echter aangeraden om voor een veiliger ontwerp en in afwachting van uitgebreider onderzoek te werken met wordt een 95%betrouwbaarheidsinterval. Dit interval wordt opgesteld voor zowel de eerste als de tweede berekeningsmethode van de 'fracture energy'. Figuur 9-16 en Tabel 9-10 geven het verband weer tussen de 'fracture energy' en de druksterkte, die op zijn beurt een functie is van de temperatuur volgens de relatie, gedefinieerd in paragraaf 9.3.4. Figuur 9-16 toont enerzijds aan dat het verschil in oppervlakte tussen beide berekeningsmethodes een quasi-lineaire verloop kent in functie van $f_{cm,T}$ en dus van de temperatuur en anderzijds dat de spreiding op de 'fracture energy' voor beide berekeningsmethoden van dezelfde grootteorde is. Beide methodes zijn dus even valabel.



Figuur 9-16: 95%- betrouwbaarheidsinterval van de 'fracture energy' i.f.v. de druksterkte $f_{cm,T}$ voor berekeningsmethode 1 en 2.

Functie*				
	Methode I (Figuur 4-11)			
Bovengrens	$G_c(T) = 12.232 \cdot e^{1.645 \cdot 10^{-2} \cdot f_{cm,T}}$	(9-12)		
Ondergrens	$G_c(T) = 11.639 \cdot e^{1.829 \cdot 10^{-2} \cdot f_{cm,T}}$	(9-13)		
	Methode II (Figuur 4-12)			
Bovengrens	$G_c(T) = 6.470 \cdot e^{1.734 \cdot 10^{-2} \cdot f_{cm,T}}$	(9-14)		
Ondergrens	$G_c(T) = 5.968 \cdot e^{1.434 \cdot 10^{-2} \cdot f_{cm,T}}$	(9-15)		

Tabel 9-10: Boven- en ondergrens voor het 95%-betrouwbaarheidsinterval van de 'fracture energy'

*f_{cm,T} in bovenstaande formules is een functie van de temperatuur en wordt bepaald met behulp van de formules in paragraaf 9.3.4

9.2.3 Vergelijking waarden uit literatuur

• Vonk, Markeset & Hillesborg en Nakamura & Higai [30; 20; 31]

Figuur 9-17 vergelijkt bovenstaande modellen met de werkelijke gemiddelde waarde voor de 'fracture energy', zoals deze bekomen werd uit de berekeningen en uitgedrukt in Nmm/mm². Daarnaast wordt op de figuur ook de spreiding op de resultaten in rekening gebracht.

Wanneer de grafiek van Vonk [30] lineair geïnterpoleerd wordt, wordt een waarde verkregen van 29.3 Nmm/mm² voor een proefstukhoogte van 320 mm. Dezelfde grafiek wordt ook beschouwd voor het model van Markeset en Hillesborg [20], maar hier wordt er rekening mee gehouden dat de 'fracture energy' constant wordt voor slankheden groter dan 2.5. Aangezien de proefstukken in deze studie een diameter hebben van 106 mm, bedraagt de ondergrens voor de hoogte waarvoor de waarden van de 'fracture energy' constant blijven, 265 mm. Dit levert een waarde op voor de 'fracture energy' *G_c* van 25.73 Nmm/mm². De modellen van Nakamura en Higai [31] die hier in rekening worden gebracht zijn *G_c* = $8.8\sqrt{f_{cm}}$ en *G_c* = $250f_{cm}$, waarbij *G_f* berekend wordt met de formules (9-16) en (9-17)die worden gegeven in Tabel 9-11 [23; 35].

Ref.	Functie		
[23]	$G_f = G_{f0} \cdot \left(\frac{f_{cm}}{f_{cm,0}}\right)^{0.7}$	Nmm/mm²	(9-16)
[35]	$G_f = 73 \cdot f_{cm}^{0,18}$	Nm/m²	(9-17)
met	$f_{cm,0} = 10 N/mm^2$		
	f_{cm} de gemiddelde cilinderdruksterkte (N/mm²)		
	$G_{fo} = 0.03 \ Nmm/mm^2$ voor $d_{max} = 16 \ mm$		

Figuur 9-17 toont het gemiddelde voor alle proefstukken, alsook de spreiding op de resultaten, indien deze gekend is. Rekening houdend met deze spreiding, valt op dat het model van Vonk [30] de waarden voor de 'fracture energy' van zelfverdichtend beton dicht benadert, ondanks zijn foutieve veronderstellingen over de invloed van de proefstukhoogte en dus het veranderlijk zijn van de 'fracture energy'. Ook het model van Nakamura en Higai, gebaseerd op formule (9-16) vormt een vrij nauwkeurige benadering. De beste resultaten worden bekomen door toepassing van formule (9-17) uit Tabel 9-11. Dit is niet ongewoon aangezien deze formules voor de 'fracture energy' in trek het meest recent gepubliceerd werden [35].



Figuur 9-17: Vergelijking experimentele gegevens met de bestaande modellen voor 'fracture energy' $G_c(Nmm/mm^2)$ gebaseerd op [20; 30; 31]

Lertsrisakulrat en Samani et al. [33; 34]

Wanneer de fracture energy, verkregen door Samani et al. [34] gedeeld wordt door de equivalente proefstukhoogte $l_c = 200 \text{ mm}$, verkrijgen we een waarde voor de fracture energy G_c uitgedrukt in N/mm². Deze waarde kan vergeleken worden met de effectieve oppervlakte onder de spanning-rekcurve. Ook Lertsrisakulrat [33] geeft een maat voor deze waarde, namelijk het verband $G_c = 3.0 f_c$ (N/mm). Dit levert Figuur 9-18 op ter vergelijking van de experimentele data met de waarden voor de fracture energy in druk, zoals gehaald uit de literatuur [33; 34]. Rekening houdende met de spreiding op de resultaten en ervan uitgaande dat de spreiding op het model van Samani et al. [34] van dezelfde grootteorde is als de experimentele data, kan besloten worden dat de waarden voor de 'fracture energy' in een zekere mate overlappen (Figuur 9-18).



Figuur 9-18: Vergelijking experimentele gegevens met de bestaande modellen voor 'fracture energy' $G_c(N/mm^2)$ gebaseerd op [30; 34]

De grote spreiding op de experimentele resultaten en op de waarden beschikbaar in de literatuur, alsook het tekort aan referentiewaarden voor de fracture energy na brand, bewijzen dat er nood is aan bijkomend onderzoek naar algemene formules die erin slagen de 'fracture energy' voor zelfverdichtend beton correct te voorspellen.

9.3 Voorspelling en modificatie

Aangezien de waarden voor de cilinderdruksterkte ontbreken op 28 en op 90 dagen, wordt in wat volgt de cilinderdruksterkte gebruikt, zoals die wordt afgeleid uit het spanning-rekdiagram van elk proefstuk (tussen de 126 en 168 dagen).

Daarnaast dient ook te worden vermeld dat sommige bestaande modellen de spanning en de rek bij trek als positief beschouwen en die bij druk als negatief. In wat volgt worden deze modellen, indien nodig, aangepast opdat enkel positieve waarden zouden bekomen worden en opdat een overeenstemming zou worden verkregen met de experimentele data.

9.3.1 Voorspelling stijgende tak spanning-rekdiagram

Wanneer gekeken wordt naar de relatieve piekrek en druksterkte in functie van de temperatuur voor $\alpha = 0\%$ (Figuur 9-19; Figuur 9-20) valt op dat de meeste bestaande modellen de piekrek overschatten. De grootste afwijkingen op de piekrek kunnen worden teruggevonden bij 550°C. Figuur 9-20 toont aan dat de druksterkte wel goed wordt benaderd, vooral door het onbelaste en belaste model van Annerel voor een bewaarperiode van 56 dagen [37].



Figuur 9-19: Relatieve residuele piekrek: model vs. experimentele gegevens



Figuur 9-20: Relatieve residuele drukspanning: model vs. experimentele gegevens

Figuur 9-21 en Figuur 9-22 geven op hun beurt de vergelijking weer van de experimentele data met de bestaande modellen voor respectievelijk de onbelaste en belaste opwarming. Aangezien er echter geen modellen beschikbaar zijn die rekening houden met een bewaarperiode van 14 dagen, zitten er een grote

afwijkingen op de voorspelling van de helling van het spanning-rekdiagram. Bovendien wordt de piekrek in de bestaande modellen redelijk overschat. De modellen uit EN 1992-1-2 [25] en van Annerel voor een bewaarperiode van 56 dagen [22] op Figuur 9-21 schatten de druksterkte na brand goed in, terwijl het model voor onmiddellijke beproeving na opwarming (0d.) grote afwijkingen voor de maximale drukspanning geeft. Tenslotte kan geconcludeerd worden dat de modellen voor onbelast opwarmen (Figuur 9-21) een betere benadering vormen voor het spanning-rekdiagram dan de modellen voor opwarmen onder belasting bij 30% van de initiële druksterkte (Figuur 9-22). Wanneer naar alle modellen gekeken wordt, geeft het model van Annerel [37] voor een bewaarperiode van 56 dagen na opwarming, de beste voorspelling van de experimentele data omdat het de vorm van de grafiek en de kromming aan de top beter beschrijft. Het model van EN 1992-1-2 is veel uitgesmeerder en benadert de top absoluut niet goed.



Figuur 9-21: Vergelijking van de stijgende tak bestaande modellen met de experimentele data voor C20 (300°C, α =0%)



Figuur 9-22: Vergelijking van de stijgende tak bestaande modellen met de experimentele data voor C14 (550°C, α =30%)

9.3.2 Voorspelling dalende tak spanning-rekdiagram

Figuur 9-23 en Figuur 9-24 geven de experimentele data weer voor C20 en C14 alsook de modellen van Lie en Lin en Anderberg en Thelandersson voor traditioneel beton ter beschrijving van het spanningrekdiagram door middel van functies die de stijgende en dalende tak opsplitsen. Zowel uit Figuur 9-23 als uit Figuur 9-24 kan er afgeleid worden dat de modellen geen goede benadering vormen voor de experimentele gegevens. Er is geen of weinig samenhang voor de dalende tak en ook de stijgende tak wordt slecht benaderd. In tegenstelling tot bij de stijgende tak, wordt de piekrek voor het belaste geval correct berekend met de formules van Khenanne en Baker [26]. Voor het onbelaste geval is er absoluut geen samenhang met betrekking tot de piekrek. Bovendien wordt in beide modellen de helling van de softening tak zwaar onderschat. Het model van Anderberg en Thelandersson vormt weliswaar een goede voorspelling voor de piekspanning in functie van de temperatuur.



Figuur 9-23: Vergelijking van de dalende tak bestaande modellen met de experimentele data voor C20 (300°C, α=0%)



Figuur 9-24: Vergelijking van de dalende tak bestaande modellen met de experimentele data voor C14 (550°C, α =30%)

9.3.3 Voorspelling spanning-rekdiagram met eindige elementenmodellen

Bovenstaande modellen zijn volledig afhankelijk van de proefstukhoogte en zouden bij invoegen in computermodellen ook afhankelijk zijn van de gekozen meshgrootte. Invoegen van de waarden voor de 'fracture energy' bij druk G_c in het model voor het spanning-rekdiagram, vooropgesteld door het computersimulatieprogramma DIANA [36], en in het model van Nakamura en Higai [31] levert Figuur 9-25 op. Deze figuur vergelijkt de bestaande modellen met de werkelijke spanning-rekcurve voor ZVB1 en 3 bij 20°C.



Figuur 9-25: Vergelijking computermodellen met experimentele resultaten voor ZVB1 en 3 bij 20°C

Het model van Nakamura en Higai [31] werkt met de werkelijke piekrek en druksterkte, waardoor het vanzelfsprekend is dat de twee grafieken ter hoogte van dit punt samenvallen. Op dit gegeven na, vormt noch de stijgende tak, noch de dalende tak een goede benadering voor de werkelijke gegevens. Zowel de stijgende als de dalende helling worden onderschat en de bezwijkrek ε_{cu} wordt zwaar overschat. Het model van DIANA vormt daarentegen een nauwkeurige benadering van de stijgende tak en ook de helling van de softening tak en de breukrek ε_{cu} liggen niet ver van de werkelijke helling en breukrek. De piekrek wordt weliswaar licht overschat.

Figuur 9-26 toont de modellen wanneer de druksterkte, de E-modulus (DIANA) en de piekrek (Nakamura) voor een bepaald proefstuk na opwarming worden ingevoerd. Het valt op dat de voorspelling van de dalende tak bij deze modellen veel accurater is dan bij de meshafhankelijke modellen uit paragraaf 9.3.2. De piekrek in het model van DIANA en de helling van de stijgende curve bij Nakamura worden slecht licht overschat en de bezwijkrek wordt uitstekend benaderd. Het model van DIANA toont de meeste samenhang met de stijgende tak bij 300 en 550°C, terwijl het model van Nakamura bijna volledig samenvalt met de softening tak bij 550°C. Wanneer de relatieve druksterkte en E-modulus in functie van de temperatuur worden uitgezet en de piekrek enkel van deze twee parameters afhankelijk wordt, tonen deze modellen groot potentieel om het spanning-rekdiagram na brand correct te voorspellen.



Figuur 9-26: Vergelijking computermodel DIANA met experimentele resultaten voor ZVB1 bij 300°C en bij 550°C

9.3.4 Modificatie meshafhankelijke modellen

Om de bestaande modellen te verbeteren, zal eerst getracht worden de verhoudingen $\varepsilon_{c1,T}/\varepsilon_{c1,20^{\circ}C}$ en $f_{cm,T}/f_{cm,20^{\circ}C}$ te optimaliseren (Figuur 9-27 en Figuur 9-28). Voor de dalende tak zal een formule opgesteld worden voor de breukrek $\varepsilon_{cu,T}$ bij verhoogde temperaturen, d.i. de rek horende bij 15% van de residuele druksterkte $f_{cm,T}$, in functie van de breukrek $\varepsilon_{cu,20^{\circ}C}$ bij omgevingstemperatuur (Figuur 9-29). Enkel het aangepaste model van Sargin wordt geoptimaliseerd voor de stijgende tak omdat dit model de vorm van het spanning-rekdiagram het best benaderde. Hoewel in paragraaf 4.3 de secans E-modulus gebruikt wordt ter bepaling van $\varepsilon_{clim,T}$, wordt hier een vereenvoudiging doorgevoerd en wordt de relatieve residuele tangente E-modulus in de plaats bepaald (Figuur 9-30). Na aanpassing van deze parameters zal gekeken worden of de parameter k nog wijzigingen moet ondergaan. Op basis van de waarden voor de nominale breukrek $\varepsilon_{clim,T}$ en de ultieme bezwijkrek $\varepsilon_{cu,T}$ zal tenslotte getracht worden de softening tak te benaderen door een parabolisch afnemende curve te beschrijven. De keuze voor een parabolische curve is gemaakt omdat het algemeen empirisch materiaalmodel voor de gemiddelde curve van ZVB1, 2 en 3 in paragraaf 9.1 heeft aangetoond dat een tweedegraadspolynoom een goede benadering is voor de softening tak.
• $\varepsilon_{c1,T}/\varepsilon_{c1,20^{\circ}C}$



Figuur 9-27: Relatieve residuele piekrek i.f.v. temperatuur – aangepast model vs. experimentele gegevens





Figuur 9-28: Relatieve residuele druksterkte i.f.v. temperatuur – aangepast model vs. experimentele gegevens

• $\varepsilon_{cuT}/\varepsilon_{cu20^{\circ}C}$



Figuur 9-29: Relatieve residuele breukrek i.f.v. temperatuur – aangepast model vs. experimentele gegevens



• $E_{cm,T}/E_{cm,20^{\circ}C}$

Figuur 9-30: Relatieve residuele E-modulus i.f.v. temperatuur – aangepast model vs. experimentele gegevens

Tabel 9-12 geeft de parameters weer van het aangepaste Sargin model in functie van de tijd.

$$\leq \varepsilon_{clim,T} \qquad \qquad \sigma_c = f_{cm,T} \cdot \frac{k\eta - \eta^2}{1 + (k - 2)\eta}$$
(9-18)

met
$$\varepsilon_{clim,T} = \varepsilon_{c1,T} \cdot \left(1 + \frac{0.88}{E_{cm,T}}\right)$$

 $0 \leq \varepsilon_c$

Tabel 9-12: Formules voor het aangepaste, tijdsafhankelijke Sargin model

Functie	
$f_{cm,20^{\circ}C'}$, $f_{cm,T}[N/mm^2]$ $\varepsilon_{c1,20^{\circ}C}$, $\varepsilon_{c1,T}$ [%] $\varepsilon_{cu,20^{\circ}C}$, $\varepsilon_{cu,T}$	
$\pmb{lpha} = \pmb{0}\%$	(9-19)
$f_{cm,T}/f_{cm,20^{\circ}C} = -2.4 \cdot 10^{-6} \cdot T^2 + 1.0 \cdot 10^{-6} \cdot T + 1.0$	
$\varepsilon_{c1,T}/\varepsilon_{c1,20^{\circ}C} = 4.16 \cdot 10^{-6} \cdot T^2 - 1.28 \cdot 10^{-3} \cdot T + 1.02$	
$\varepsilon_{cu,T}/\varepsilon_{cu,20^{\circ}C} = 9 \cdot 10^{-9} \cdot T^{3} - 1.25 \cdot 10^{-3} \cdot T + 1.02$	
$E_{cm,T}/E_{cm,20^{\circ}C} = -3.49 \cdot 10^{-9} \cdot T^3 - 4.88 \cdot 10^{-4} \cdot T + 1.01$	
$k = 6.60 \cdot 10^{-4} \cdot T + 1.076$	
lpha=30%	(9-20)
$f_{cm,T}/f_{cm,20^{\circ}C} = -3.3 \cdot 10^{-6} \cdot T^2 + 4.86 \cdot 10^{-4} \cdot T + 0.99$	
$\varepsilon_{c1,T}/\varepsilon_{c1,20^{\circ}C} = 3.16 \cdot 10^{-6} \cdot T^2 - 1.3 \cdot 10^{-3} \cdot T + 1.02$	
$\varepsilon_{cu,T}/\varepsilon_{cu,20^{\circ}C} = 7.07 \cdot 10^{-9} \cdot T^3 - 1.23 \cdot 10^{-3} \cdot T + 1.02$	
$E_{cm,T}/E_{cm,20^{\circ}C} = -4.99 \cdot 10^{-9} \cdot T^{3} + 7.34 \cdot 10^{-5} \cdot T + 1.0$	

 $k = 8.49 \cdot 10^{-4} \cdot T + 1.070$

Figuur 9-31 en Figuur 9-32 vergelijken de experimentele gegevens met het aangepaste model voor het spanning-rekdiagram van Sargin voor onbelast en belast zelfverdichtend beton tijdens opwarmen (ZVB2). Beide modellen ($\alpha = 0\%$; 30%) sluiten relatief goed aan bij de experimentele gegevens, zowel qua helling als qua piekspanning. De piekrek wordt goed benaderd, maar bij 300°C wordt toch een kleine overschatting van deze waarde opgemerkt.



Figuur 9-31: Residueel spanning-rekdiagram: aangepast model van Sargin vs. experimentele gegevens lpha=0% voor ZVB2



Figuur 9-32: Residueel spanning-rekdiagram: aangepast model van Sargin vs. experimentele gegevens lpha=30% voor ZVB2

Op basis van het gemiddelde empirische model in paragraaf 9.1.3 kan besloten worden dat de softening tak het best benaderd wordt door een parabolisch afnemende functie. Om een vergelijking te krijgen van de vorm beschreven in formule (9-21), wordt met de kleinste kwadratenmethode gewerkt om de parameters A, B en C te bepalen. Deze parameters zijn temperatuursafhankelijk en worden in Tabel 9-13 weergeven voor $\alpha = 0\%$ en $\alpha = 30\%$ en voor $T \le 550^{\circ}C$.

$$\varepsilon_{clim,T} \le \varepsilon_c \le \varepsilon_{cu,T} \qquad \qquad \sigma_c = f_{cm,T} \cdot (A \cdot \eta^2 + B \cdot \eta + C) \qquad (9-21)$$

	Tabel 9-13: Coëfficiënten voor softening tak van zelfverdichtend beton voor $lpha=0\%~en~20\%$
--	--

Functie	
$f_{cm,20^{\circ}C'}f_{cm,T}$ [N/mm ²] $\varepsilon_{c1,20^{\circ}C'}, \varepsilon_{c1,T}$ [‰] $\varepsilon_{cu,20^{\circ}C'}, \varepsilon_{cu}$., T
$\boldsymbol{lpha}=0\%$	(9-22)
$A = 1.33 \cdot 10^{-5} \cdot T^2 - 1.9 \cdot 10^{-3} \cdot T - 4.77$	
$B = -1.31 \cdot 10^{-5} \cdot T^2 + 1.72 \cdot 10^{-3} \cdot T + 5.82$	
$C = 3.13 \cdot 10^{-7} \cdot T^2 - 3.35 \cdot 10^{-4} \cdot T + 1.0 \cdot 10^{-1}$	
lpha=30%	(9-23)
$A = 2.94 \cdot 10^{-5} \cdot T^2 - 1.35 \cdot 10^{-2} \cdot T - 2.52$	
$B = -5.0 \cdot 10^{-5} \cdot T^2 + 2.78 \cdot 10^{-2} \cdot T + 9.09 \cdot 10^{-1}$	
$C = 2.0 \cdot 10^{-5} \cdot T^2 - 1.47 \cdot 10^{-2} \cdot T + 2.68$	

Bij het vergelijken van de experimentele gegevens van ZVB2 met het opgestelde model ter voorspelling van de softening tak, valt op dat de helling van de dalende tak en de bezwijkrek goed benaderd worden voor $\alpha = 0\%$ (Figuur 9-33). De aansluiting tussen de stijgende en de dalende tak verloopt vloeiend, al is er een plotse kleine terugval te bemerken bij 300°C. Dit is te wijten aan de zeer steile helling bij 300°C, die moeilijk te benaderen is. Het model valt voor de evenwichtstemperatuur van 300°C niet samen met de experimentele gegevens door een kleine overschatting van de piekrek, zoals hierboven reeds werd aangehaald.



Figuur 9-33: Softening tak van residueel spanning-rekdiagram: parabolische functie vs. experimentele gegevens lpha=0% voor ZVB2

Op Figuur 9-34 worden bij het belaste geval de helling en de piekrek voor 20 en 300°C eveneens goed ingeschat. Analoog aan het onbelaste geval, valt de softening tak niet samen met de experimentele gegevens door een overschatting van de piekrek bij 300°C. Voor het belaste geval, vormt de softening tak bij 550°C geen goede benadering voor de experimentele gegevens. Het model overschat, door onbekende oorzaken, de drukspanning en de helling van de softening tak., waardoor de waarden voor de drukspanning negatief worden nog voor de bezwijkrek bereikt wordt.



Figuur 9-34: Softening tak van residueel spanning-rekdiagram: parabolische functie vs. experimentele gegevens lpha=30% voor ZVB2

9.3.5 Modificatie eindige elementenmodellen

DIANA bood het best benaderende model aan voor het spanning-rekdiagram bij 20°C en een relatief goede benadering voor hogere temperaturen. Daarom zullen in deze paragraaf enkel aanpassingen aan het spanning-rekdiagram in DIANA worden aangebracht. Hierbij zal geprobeerd worden om de eenvoud van de formules te bewaren alsook het aantal in te geven parameters.

Om de overschatting van de piekrek op te vangen, wordt de werkelijke relatieve piekrek $\varepsilon_{c1,T}/\varepsilon_{c20^{\circ}C}$ uitgezet in functie van de elastische rek $\varepsilon_{c/3,T}$ horende bij 30% van de druksterkte f_{cm} . Dit geeft Figuur 9-35 waarbij het verband tussen de twee parameters ofwel kan benaderd door een lineaire relatie (eenvoudig, maar minder correct) of door een tweedegraadspolynoom (complexer, maar met een hogere correlatiecoëfficiënt). Om een zo correct mogelijke benadering van de piekrek te bekomen, wordt ervoor gekozen wordt om een temperatuursafhankelijke polynoom te implementeren in het model DIANA (formule (9-24)).

$$T = 20^{\circ}C \qquad \varepsilon_{c_{1,20^{\circ}C}} = -1.62 \cdot \varepsilon_{c/3,20^{\circ}C}^{2} + 4.96 \cdot \varepsilon_{c/3,20^{\circ}C}$$

$$20 < T \le 550^{\circ}C \quad \varepsilon_{c1,T} = \varepsilon_{c1,20^{\circ}C} \cdot \left(2.97 \cdot 10^{-1} \cdot \varepsilon_{c/3,T}^{2} - 3.99 \cdot 10^{-2} \cdot \varepsilon_{c/3,T} + 7.34 \cdot 10^{-1}\right)$$
(9-24)

 $\varepsilon_{c1,20^{\circ}C} = -1.62 \cdot \varepsilon_{c/3,20^{\circ}C}^{2} + 4.96 \cdot \varepsilon_{c/3,20^{\circ}C}$ (‰) (Figuur 9-36)

met

 $\varepsilon_{c/}$

$$f_{3,20^\circ} = \frac{1}{3} \cdot \frac{f_{cm,20^\circ C}}{E_{cm,20^\circ C}}$$





Figuur 9-35: Verhouding tussen de relatieve piekrek en de elastische rek°C voor 20, 300 en 550°C

Figuur 9-36: Verhouding tussen de piekrek en de elastische rek bij omgevingstemperatuur

Daarnaast moet ook een oplossing gevonden worden voor de overschatting van de bezwijkrek. Aangezien de spanning-rekdiagrammen naar een constante waarde toe evolueren voor toenemende rekken, kan deze bezwijkrek niet zomaar uit de experimentele data gehaald worden. Daarom wordt de bezwijkrek in het model gelijkgesteld aan de rek horende bij 30% van de druksterkte $f_{cm,T}$. Dit is een waarde voor de druksterkte horende bij het bijna verticale gedeelte van de dalende tak. Indien de helling van de dalende tak niet zou afzwakken naar het einde toe, zou dit punt dan ongeveer samenvallen met het snijpunt van de dalende tak en de x-as voor de spanning-rekdiagrammen bij 20°C en 300°C. Vermits de curves voor 550°C geen uitloper vertonen, wordt hier een onderschatting van de bezwijkrek verwacht. Met behulp van de kleinste kwadratenmethode wordt het verband gezocht tussen de bezwijkrek $\varepsilon_{cu,T}$, de 'fracture energy' G_c en de piekrek $\varepsilon_{c1,T}$. Daarnaast wordt een parameter k' toegevoegd die het ductieler worden van het zelfverdichtend beton bij hogere temperaturen in rekening brengt. Dit verband is terug te vinden in Figuur 9-37 en wordt gegeven door formule (9-25). Tabel 9-13 en Figuur 9-37 geeft de formules voor k' voor zowel onbelast als belast (met een belastingsgraad van 30%) zelfverdichtend beton.

$$T \le 550^{\circ}C \qquad \qquad \varepsilon_{cu,T} = \varepsilon_{c1,T} + k' \cdot \frac{G_c}{h \cdot f_{cm,T}}$$
(9-25)



Figuur 9-37: Breukrek horende bij 0. $3f_c$ in functie van de temperatuur voor $\alpha = 0~en~30\%$

	Functie*	
α [%]		
0	$k' = 2.45 \cdot 10^{-6} \cdot T^2 - 1.95 \cdot 10^{-4} \cdot T + 5.08 \cdot 10^{-1}$	(9-26)
30	$k' = 4.15 \cdot 10^{-7} \cdot T^2 + 1.08 \cdot 10^{-3} \cdot T + 4.83 \cdot 10^{-1}$	(9-27)

Tabel 9-14: Parameter k' ter bepaling van het spanning-rekdiagram in DIANA i.f.v. temperatuur en belastingsniveau

Deze paragraaf heeft als doel om het spanning-rekdiagram in DIANA te genereren zowel bij omgevingstemperatuur als bij brand. Naast het aanpassen van de breukrek en piekrek en het invoeren van een vierde parameter, de temperatuur T (°C), zullen dus nog verdere modificaties nodig zijn aan het model. Hiervoor moet het temperatuurseffect in rekening worden gebracht voor de drie parameters E_{cm} , f_{cm} en G_c . In paragraaf 9.2.1 en 9.3.4 werd dit reeds gedaan voor het belaste en onbelaste geval en werden de druksterkte $f_{cm,T}$, de tangente E-modulus $E_{cm,T}$ en de 'fracture energy' G_c (formule (9-7)) in functie van de temperatuur verkregen.

Tenslotte worden met behulp van de kleinste kwadraten methode en het gemiddelde spanning-rekdiagram bij 20°C de coëfficiënten in het model van DIANA aangepast zowel voor de stijgende als voor de dalende tak. De doorgevoerde aanpassingen leveren de vergelijkingen op in Tabel 9-15.

Tabel 9-15: Aangepaste	formules	spanning-rekdiagram	DIANA
------------------------	----------	---------------------	-------

	Functie	
	$\sigma_{c}, f_{cm,T}[N/mm^2] \qquad \varepsilon_{c}, \varepsilon_{c/3,T}, \varepsilon_{c1,T}, \varepsilon_{cu,T}[\%_0]$	
	$oldsymbol{lpha} = 0\%$	(9-28)
$0 < \varepsilon \leq \varepsilon_{c/3,T}$	$\sigma_c = \frac{1}{3} \cdot f_{cm,T} \cdot \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c/3,T}}$	
$\varepsilon_{c/3,T} < \varepsilon \leq \varepsilon_{c1,T}$	$\sigma_{c} = \frac{1}{3} \cdot f_{cm,T} \cdot \left(1.06 + 3.23 \cdot \left(\frac{\varepsilon - \varepsilon_{c/3,T}}{\varepsilon_{c1,T} - \varepsilon_{c/3,T}} \right) - 1.28 \cdot \left(\frac{\varepsilon - \varepsilon_{c/3,T}}{\varepsilon_{c1,T} - \varepsilon_{c/3,T}} \right)^{2} \right)$	
$\varepsilon_{c1,T} < \varepsilon \leq \varepsilon_{cu,T}$	$\sigma_{c} = f_{cm,T} \cdot \left(1 - 4.1 \cdot 10^{-1} \cdot \left(\frac{\varepsilon - \varepsilon_{c1,T}}{\varepsilon_{u,T} - \varepsilon_{c1,T}} \right)^{2} \right)$	
$\varepsilon_{cu,T} \leq \varepsilon_c$	$\sigma_c = 0$	
	lpha = 30%	(9-29)
$0 < \varepsilon \leq \varepsilon_{c/3,T}$	$\sigma_c = \frac{1}{3} \cdot f_{cm,T} \cdot \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c/3,T}}$	
$\varepsilon_{c/3,T} < \varepsilon \leq \varepsilon_{c1,T}$	$\sigma_{c} = \frac{1}{3} \cdot f_{cm,T} \cdot \left(1.06 + 3.23 \cdot \left(\frac{\varepsilon - \varepsilon_{c/3,T}}{\varepsilon_{c1,T} - \varepsilon_{c/3,T}} \right) - 1.28 \cdot \left(\frac{\varepsilon - \varepsilon_{c/3,T}}{\varepsilon_{c1,T} - \varepsilon_{c/3,T}} \right)^{2} \right)$	
$\varepsilon_{c1,T} < \varepsilon \leq \varepsilon_{cu,T}$	$\sigma_{c} = f_{cm,T} \cdot \left(0.98 - 7.22 \cdot 10^{-1} \cdot \left(\frac{\varepsilon - \varepsilon_{c1,T}}{\varepsilon_{u,T} - \varepsilon_{c1,T}} \right)^{2} \right)$	
$\varepsilon_{cu,T} \leq \varepsilon_c$	$\sigma_c = 0$	

Figuur 9-38 en Figuur 9-39 vergelijken de experimentele gegevens met het aangepaste spanning-rekmodel van DIANA voor $\alpha = 0\%$ en 30%. De stippellijnen geven het verloop van het spanning-rekdiagram weer voor rekken groter dan de bezwijkrek $\varepsilon_{cu,T}$ in het model.

Bij 20°C en $\alpha = 0\%$ voorspelt dit model zowel de piekrek en de piekspanning, als de helling van de stijgende en dalende curve zeer nauwkeurig. De benadering van het spanning-rekdiagram bij 300 en 550°C staat echter nog niet helemaal op punt. Bij een evenwichtstemperatuur van 300°C valt de stijgende tak van beide modellen nauw samen met de stijgende tak van de experimentele gegevens. Uit Figuur 9-38 en Figuur 9-39 kan bovendien afgeleid worden dat de helling van de dalende tak goed voorspeld wordt. Door een kleine overschatting van de piekrek en de druksterkte, vallen de twee curves weliswaar niet samen en is de benadering van de dalende tak in beide gevallen minder accuraat Deze overschatting is onder meer te wijten aan een grote spreiding op de resultaten voor de piekrek.

Analoog als bij 300°C, hebben de stijgende en de dalende tak van het aangepaste DIANA model bij 550°C min of meer dezelfde vorm als kan vastgesteld worden bij de experimentele gegevens. Bij 550°C wordt de

piekrek wel goed benaderd. Een minder accurate voorspelling wordt echter teruggevonden voor de druksterkte, die voor het onbelaste model groter is dan de werkelijke waarde (Figuur 9-38) en voor het belaste model kleiner (Figuur 9-39).

Voor beide gevallen ($\alpha = 0\% en 30\%$) kan besloten worden dat het bij 20 en 300°C een goede aanname was om de breukrek gelijkt te stellen aan de rek horende bij $0.3f_c$ aangezien de spanning-rekdiagrammen bij deze temperaturen een zeer steile softening tak hebben. Deze aanname leidt echter tot een onderschatting van de breukrek bij 550°C, zoals verwacht werd.

Ondanks enkele afwijkingen kan geconcludeerd worden dat deze aangepaste modellen, in vergelijking met de bestaande, een goede voorspelling van het werkelijke spanning-rekdiagram na brand vormen. Bijkomend onderzoek is echter nodig om algemene verbanden vast te leggen voor de piekrek en druksterkte in functie van de temperatuur.



Figuur 9-38: Aangepast DIANA model voor zelfverdichtend beton ZVB1 bij belastingsgraad lpha=0%



Figuur 9-39: Aangepast DIANA model voor zelfverdichtend beton ZVB3 bij belastingsgraad lpha=30%

Hoofdstuk 10. **Conclusie**

Wanneer proefstukken opgewarmd worden tot 300°C, is er geen visuele schade te bemerken aan het betonoppervlak noch onmiddellijk na opwarmen, noch na een bewaarperiode van 14 dagen in een vochtige, gecontroleerde omgeving, noch bij het al dan niet belasten van het proefstuk tijdens opwarming. Bij opwarmen tot 550°C kan onmiddellijk na opwarmen reeds enige schade worden vastgesteld bij de belaste en de onbelaste proefstukken, hoewel de schade bij de belaste proefstukken minder duidelijk is. Na 14 dagen bewaring zijn de scheuren in aantal toegenomen en zijn de scheuropeningen vergroot. Tijdens de drukproeven braken de proefstukken ofwel in twee ofwel kwamen de buitenste betonlagen los, maar de kern bleef intact.

Dit experimentele onderzoek is er enerzijds op gericht de invloed van de temperatuur, de invloed van de belastingsgraad en in mindere mate de invloed van de betonmengeling op het spanning-rekdiagram in druk te bestuderen. Voor hogere temperaturen wordt het spanning-rekdiagram uitgestrekter, nemen de drukspanning en de E-modulus van het beton af en stijgen de piek- en de bezwijkrek in waarde. Dit wijst er enerzijds op dat de stijfheid van het beton afneemt en anderzijds dat het zelfverdichtend beton ductieler reageert na brand. Wanneer het beton onderworpen werd aan een axiale belasting tijdens opwarmen, werd een gedeeltelijke recuperatie van de stijfheid en van de piekrek ten opzichte van het onbelaste geval geobserveerd. Bij ZVB1 werd bovendien een minder uitgesproken afname van de drukspanning vastgesteld. Voor zelfverdichtend beton met dezelfde betonsamenstelling, maar met een verschillende W/C-factor en dus een verschillende initiële druksterkte, is de invloed van de temperatuur op de afname van de relatieve druksterkte. De relatieve piekrek evolueert evenwel quasi-identiek. Tenslotte kan geconcludeerd worden dat het spanning rekdiagram bij 550°C, onafhankelijk van het type beton, dezelfde vorm aanneemt en dat de drie curves schijnbaar samenvallen voor de drie types beton.

Wanneer een algemeen empirisch model voor de drie types beton wordt opgesteld voor de verschillende evenwichtstemperaturen en belastingniveaus, valt op dat de softening tak het best benaderd wordt door een parabolische functie die net voorbij de piekrek begint. De beste voorspelling voor de stijgende tak wordt teruggevonden door een vierde- of derdegraads polynoom te gebruiken. Dit is echter omslachtig werk en wordt afgeraden.

De 'fracture energy' is afhankelijk van de vorm van het spanning-rekdiagram, dat verandert in functie van de temperatuur, en dus van de temperatuur zelf via een lineair afnemende functie. Bij uitzetting van de 'fracture energy' in functie van de cilinderdruksterkte en groepering per evenwichtstemperatuur wordt bovendien een exponentieel verband teruggevonden. Wanneer de experimentele gegevens vergeleken worden met de waarden uit de literatuur, valt op dat er veel spreiding zit op de waarden en dat er geen functies zijn die de 'fracture energy' na brand beschrijven. Dit wijst op de nood naar bijkomend onderzoek om eenduidige, algemene formules op te stellen voor de 'fracture energy' op druk van zelfverdichtend beton na brand.

De bestaande numerieke modellen vormen een goede benadering voor de stijgende tak van het onbelaste spanning-rekdiagram, ondanks dat er geen verbanden beschikbaar zijn voor een bewaarperiode van 14 dagen na brand in een vochtige omgeving. De modellen voor het belaste spanning-rekdiagram zijn minder nauwkeurig en schatten de piekrek bij 550°C dubbel zo groot in. De voorspelling van de druksterkte is wel correct. De modellen die de dalende tak beschrijven gaan uit van een zware onderschatting van de helling

van de dalende tak en vormen aldus geen goede benadering. Toch schatten ze de piekrek voor het belaste geval bijzonder accuraat. Daarnaast zijn er ook materiaalmodellen beschikbaar die, gebaseerd op de 'fracture energy', in staat zijn een mesh-onafhankelijk spanning-rekdiagram te genereren. Wanneer de 'fracture energy' in druk wordt ingevoerd in deze modellen en er rekening wordt gehouden met het temperatuurseffect op de druksterkte en elasticiteitsmodulus vormen deze reeds een relatief goede voorspelling voor het spanning-rekdiagram na brand. Deze modellen slagen er evenwel niet in om de helling van de dalende tak voor elke evenwichtstemperatuur correct te voorspellen.

De aangepaste modellen vormen reeds een betere benadering van de piekrek en van de softening tak. Door de spreiding op de experimentele gegevens, staan deze modellen echter nog altijd niet volledig op punt. Bijkomend onderzoek bij verschillende temperaturen, belastingniveaus en bewaarperiodes, alsook voor verschillende types zelfverdichtend beton is nodig om goede, algemene modellen op te stellen die het spanning-rekdiagram van zelfverdichtend beton nauwkeurig voorspellen.

Bijlagen

A. Betoneigenschappen

Tabel B- 1: Betonsamenstelling en verse betoneigenschappen ZVB1

SAMENSTELLING				
	theor. Massa	reële massa	volumemassa	
	[kg]	[kg]	[kg/m³]	
zand	78,2	78,2	2650	
granulaat 2/8	30	30	2650	
granulaat 8/16	34	34	2650	
CEMI 52,5 N	40	40	3100	
water	19,2	19,2	1000	
glenium 51	0,27	0,306		
limestone powder	30	30		
W/C-factor	0,48			
<u>W/P-factor</u>	0,27			
EIGENSCHAPPEN]			
Slump Flow Test				
Slump –waarde 1	82	cm		
Slump –waarde 2	79	cm		
<u>vloeimaat</u>	80,5	cm		
V-funnel Test				
<u>trechtertijd</u>	8,58	S		
L-box Test				
Hoogte opstaande deel	30,5	cm		
Hoogte liggende deel	20,5	cm		
	meting 1	meting 2	meting 3	gemiddelde
H1 [in cm]	10,1	9,9	10	10
H2 [in cm]	9,1	9,1	9,2	9,13
<u>H2/H1</u>	0,91			
Volumemassa en luchtgeh	alte			
Luchtgehalte	1,4	%		
massa voor 8 liter	18,19	kg		
massa voor 1000 liter	2273,75	kg		
<u>volumemassa</u>	2273,75	kg/m³		

Tabel B- 2: Betonsamenstelling en verse betoneigenschappen ZVB2

SAMENSTELLING				
	theor. Massa	reële massa	volumemassa	
	[kg]	[kg]	[kg/m³]	
zand	85,3	85,3	2650	
granulaat 2/8	26,3	26,3	2650	
granulaat 8/16	43,3	43,3	2650	
CEMI 52,5 N	36	36	3100	
water	16,5	16,5	1000	
glenium 51	0,36	0,327		
limestone powder	24	24		
W/C-factor	0,46			
W/P-factor	0,275			
EIGENSCHAPPEN				
Slump Flow Test				
Slump -waarde 1	80	ст		
Slump -waarde 2	84	cm		
<u>vloeimaat</u>	82	cm		
V-funnel Test				
<u>trechtertijd</u>	13,06	S		
L-box Test				
Hoogte opstaande deel	30,5	cm		
Hoogte liggende deel	20,5	ст		
	meting 1	meting 2	meting 3	gemiddelde
H1 [in cm]	9,4	9,7	9,4	9,5
H2 [in cm]	9,1	9,1	8,9	9,03
<u>H2/H1</u>	0,95			
Volumemassa en luchtgeh	alte			
Luchtgehalte	0,9	%		
massa voor 8 liter	19,3	kg		
massa voor 1000 liter	2412,5	kg		
volumemassa	2412,5	kg/m³		

SAMENSTELLING				
	theor. Massa	reële massa	volumemassa	
	[kg]	[kg]	[kg/m³]	
zand	85,3	85,3	2650	
granulaat 2/8	26,3	26,3	2650	
granulaat 8/16	43,4	43,4	2650	
CEMI 52,5 N	30	30	3100	
water	16,5	16,5	1000	
glenium 51	0,3	0,283		
limestone powder	30	30		
		231,783		
W/C-factor	0,55			
W/P-factor	0,275			
EIGENSCHAPPEN				
Slump Flow Test				
Slump -waarde 1	83	cm		
Slump -waarde 2	84,5	ст		
<u>vloeimaat</u>	83,75	cm		
V-funnel Test				
<u>trechtertijd</u>	15,67	S		
L-box Test				
Hoogte opstaande deel	30,5	cm		
Hoogte liggende deel	20,5	cm		
	meting 1	meting 2	meting 3	gemiddelde
H1 [in cm]	10	9,8	9,7	9,83
H2 [in cm]	8,8	9	8,8	8,87
<u>H2/H1</u>	0,90			
Volumemassa en lu	ıchtgehalte			
<u>Luchtgehalte</u>	1,2	%		
massa voor 8 liter	19,1	kg		
massa voor 1000 liter	2387,5	kg		
volumemassa	2387,5	kg/m³		

Tabel B- 3: Betonsamenstelling en verse betoneigenschappen ZVB3

B. Drukproeven ZVB1 $f_{ccub150}$, ZVB2 $f_{ccub150}$ en ZVB3 $f_{ccub150}$

DRUKTEST 2	/2		100	dagen	Ĩ	proefnummer	06/100
kubus 13							
	lengte	breedte	hoogte				
	[mm]	[mm]	[mm]				
1	148,15	150,05	149,98				
2	148,2	150,02	149,98		Druksterkte		
3	147,55	150,05	150,06		[N/mm²]		
gemiddelde	147,9667	150,04	150,0067		6	6,2	
	tijd	massa	last		Vol. Massa		
		[g]	[kN]		[kg/m³]		
	1'47''	7917,6	1469		23	77	
kubus 14							
	lengte	breedte	hoogte				
	[mm]	[mm]	[mm]				
1	150,42	149,89	149,8				
2	149,93	149,78	149,91		Druksterkte		
3	149,51	149,93	149,83		[N/mm²]		
gemiddelde	149,9533	149,8667	149,8467		6	3,3	
	tijd	massa	last		Vol. Massa		
		[g]	[kN]		[kg/m³]		
	1'44''	7949,7	1422		23	61	
kubus 15							
	lengte	breedte	hoogte				
	[mm]	[mm]	[mm]				
1	148,98	150,09	150,04				
2	149,37	150,2	150,02		Druksterkte		
3	150,98	150,07	150,06		[N/mm²]		
gemiddelde	149,7767	150,12	150,04		6	6,4	
	tijd	massa	last		Vol. Massa		
		[g]	[kN]		[kg/m³]		
	1'49''	8029,9	1492		23	80	
					Gem	St Dev	
		Druksterk	te		65,3	1,7	N/mm²
					Gem	St Dev	

Tabel B- 4: Resultaten drukproeven ZVB1 op 100 dagen

DRUKTEST 2	8/2		126 dager
kubus 7			
	lengte	breedte	hoogte
	[mm]	[mm]	[mm]
1	151,35	150,02	150,06
2	150,91	150,02	149,99
5 Comiddoldo	150,88	149,99	150,03
gerniuueiue	151,0407	150,01	150,0207
	tijd	massa	last
		[g]	[kN]
	2'06''	8021,1	1724
kubus 8			
	lengte	breedte	hoogte
1		[mm]	[mm]
1	150,5	170,01	150,03
2	150,5	149,94	150,1
aemiddelde	150.3667	149.9867	150,02
gennaaenae	100,0007	113)3007	100,00
	tijd	massa	last
		[g]	[kN]
	2'07''	7979	1735
Kubus 9	lengte	hreadta	hoogte
	[mm]	Imml	Indugte
1	149 79	149 78	149 84
2	149.55	149.56	149.82
3	149,83	150,64	149,98
gemiddelde	149,7233	149,9933	149,88
	tijd	massa	last
		[g]	[kN]
	2'07''	7936,5	1738
		Druksterk	te
		Druksterk	
		Volumem	assa

Tabel B- 5: Resultaten drukproeven ZVB1 op 126 dagen

DRUKTEST 1	0/4		168 dager
kubus 1			
	lengte	breedte	hoogte
	[mm]	[mm]	[mm]
1	151,5	150,13	150,11
2	150,05	150,08	150,12
3	150,4	150,12	150,14
gemiddelde	150,65	150,11	150,1233
	tijd	massa	last
		[g]	[kN]
	1'59''	7977,1	1629
L			
KUDUS Z	longto	breedte	hoogte
	[mm]	[mm]	[mm]
1	150 48	150.83	150.04
- 2	150,-0	150,00	150,09
- 3	1/19 17	150,57	150,00
- aomiddoldp	1/0 8967	150 4533	150 0867
gennuuciuc	143,0307	130,4333	130,0007
	tijd	massa	last
		[g]	[kN]
	2'07''	8014	1732
kubus 3			
	lengte	breedte	hoogte
	[mm]	[mm]	[mm]
1	150,95	150,01	150,1
2	149,57	149,91	150,12
3	149,19	149,92	150
gemiddelde	149,9033	149,9467	150,0733
	tijd	massa	last
		[g]	[kN]
	1'59''	7941,5	1634
		Druksterk	te
		Volumem	lassa

Tabel B- 6: Resultaten drukproeven ZVB1 op 168 dagen

DRUKTEST	2/2		100	dagen	proe	efnummer 0	6/100
kubus 16				-			
	lengte	breedte	hoogte				
	[mm]	[mm]	[mm]				
1	149,34	150,05	150,13				
2	148,54	150,02	150,07		Druksterkte		
3	149,64	150,12	150,12		[N/mm²]		
gemiddelde	149,1733	150,0633	150,106667		79,3		
				-			
	tijd	massa	last		Vol. Massa		
		[g]	[kN]		[kg/m³]		
	2'10''	8064,5	1776		2400		
kubus 17							
	lengte	breedte	hoogte				
	[mm]	[mm]	[mm]				
1	149,78	150,12	150,22				
2	150,17	150,26	150,22		Druksterkte		
3	151,07	150,1	150,15		[N/mm²]		
gemiddelde	150,34	150,16	150,196667		84,7		
				1			
	tijd	massa	last		Vol. Massa		
		[g]	[kN]		[kg/m³]		
	2'20''	8073,1	1913		2381		
kubus 18				1			
	lengte	breedte	hoogte				
	[mm]	[mm]	[mm]				
1	151,41	149,92	149,94				
2	150,74	149,86	149,83		Druksterkte		
3	149,78	150,03	149,9		[N/mm²]		
gemiddelde	150,6433	149,9367	149,89		79,3		
				1			
	tijd	massa	last		Vol. Massa		
		[g]	[kN]		[kg/m³]		
	2'11"	8112,1	1791		2396		
					Gem	St Dev	
		Druksterk	te		81,1	3,1	N/mm²
					Gem	St Dev	
		Volumem	assa		2390	10	kg/m³

Tabel B- 7: Resultaten drukproeven ZVB2 op 100 dagen

		Tabel B- 8:	Resultaten drul	kproeven ZVI	B2 op 126 dagen		
DRUKTEST 2	8/2		126	dagen			
kubus 4	-			0			
	lengte	breedte	hoogte				
	[mm]	[mm]	[mm]				
1	149,72	150,04	150,07				
2	149,51	149,99	150,13		Druksterkte		
3	149,35	149,96	150,07		[N/mm ²]		
gemiddelde	149,5267	149,9967	150,09		83,7		
	tijd	massa	last		Vol. Massa		
		[g]	[kN]		[kg/m³]		
	2'18''	8037,2	1877		2388		
kubus 5							
	lengte	breedte	hoogte				
	[mm]	[mm]	[mm]				
1	149,1	149,95	150				
2	150,51	150,01	149,93		Druksterkte		
3	150,76	149,99	150,06		[N/mm²]		
gemiddelde	150,1233	149,9833	149,996667		70,9		
	tijd	massa	last		Vol. Massa		
	415 711	lg]	[KN]		[kg/m ³]		
	157	8040,9	1596		2381		
luuhun C							
KUDUS 6	longto	broadta	haasta				
	Imml	[mm]	Indogle				
1	1/0 11	150 12	150.26				
1	140,11	150,15	150,20		Drukstorkto		
2	140,55	150,15	150,17		[N/mm ²]		
s aemiddelde	149,71	150 1433	150 163333		79.0		
gennaaenae	140,7233	150,1455	130,103333		15,0		
	tiid	massa	last		Vol Massa		
	ciju	[ø]	[kN]		[kg/m ³]		
	2'09''	8044	1764		2399		
			2.01				
					Gem	St Dev	
		Druksterk	te		77,9	6,5	N/mm²
					Gem	St Dev	
		Volumem	assa		2390	10	kg/m³

DRUKTEST	10/4		168	dagen			
kubus 4							
	lengte	breedte	hoogte				
	[mm]	[mm]	[mm]				
1	148,86	150,09	150,1				
2	148,38	150,12	150,16		Druksterkte		
3	147,92	150,29	150,21		[N/mm²]		
gemiddelde	148,3867	150,1667	150,156667		79,3		
	tijd	massa	last		Vol. Massa		
		[g]	[kN]		[kg/m³]		
	2'09''	7974,7	1768		2383		
kubus 5				1			
	lengte	breedte	hoogte				
	[mm]	[mm]	[mm]				
1	148,44	149,98	150,01				
2	148,15	150	150,06		Druksterkte		
3	147,88	150	150,03		[N/mm²]		
gemiddelde	148,1567	149,9933	150,033333		76,3		
				1			
	tijd	massa	last		Vol. Massa		
		[g]	[kN]		[kg/m³]		
	2'04''	7970,6	1696		2391		
kubus 6				1			
	lengte	breedte	hoogte				
	[mm]	[mm]	[mm]				
1	148,41	150,16	150,14				
2	149,04	150,08	150,18		Druksterkte		
3	148,89	150,25	150,17		[N/mm²]		
gemiddelde	148,78	150,1633	150,163333		75,4		
				1			
	tijd	massa	last		Vol. Massa		
		[g]	[kN]		[kg/m³]		
	2'03''	8018,1	1684		2390		
					Gem	St Dev	
		Druksterkte			77,0	2,1	N/mm²
					Gem	St Dev	

Tabel B- 9: Resultaten drukproeven ZVB2 op 168 dagen

DRUKTEST	2/2			100	dagen	p	proefnummer 0	6/100
kubus 19								
		lengte	breedte	hoogte				
		[mm]	[mm]	[mm]				
	1	150,09	149,87	149,85				
	2	149,85	150,11	149,92		Druksterkte		
	3	150,53	149,8	149,83		[N/mm²]		
gemiddelde		150,16	149,93	149,87		77	7,3	
							_	
		tijd	massa	last		Vol. Massa		
			[g]	[kN]		[kg/m³]		
		2'07''	7959,6	1740		23	59	
kubus 20			1 1.					
		lengte	breedte	hoogte				
		[mm]	[mm]	[mm]				
	1	148,82	149,92	149,84				
	2	148,31	149,89	149,84		Druksterkte		
	3	149,05	149,86	149,94		[N/mm²]		
gemiddelde		148,73	149,89	149,87		75	5,0	
		tiid	massa	lact		Vol Massa		
		ιju	ได			VOI. IVIUSSU		
			IRI			22	10	
		2'02''	78/10/	16//				
		2'02''	7849,4	1672		25		
kubus 21		2'02''	7849,4	1672		25	-5	
kubus 21		2'02'' lengte	7849,4 breedte	1672 hoogte		25		
kubus 21		2'02'' <i>lengte</i> [mm]	7849,4 breedte [mm]	hoogte [mm]		2		
kubus 21	1	2'02'' <i>lengte</i> [mm] 148,89	7849,4 breedte [mm] 149,95	1672 hoogte [mm] 149,68		2		
kubus 21	1 2	2'02'' <i>lengte</i> [mm] 148,89 148,78	7849,4 breedte [mm] 149,95 149,96	hoogte [mm] 149,68 149,85		Druksterkte		
kubus 21	1 2 3	2'02'' <i>lengte</i> [mm] 148,89 148,78 149,51	7849,4 breedte [mm] 149,95 149,96 149,93	1672 hoogte [mm] 149,68 149,85 149,79		Druksterkte [N/mm ²]	+5	
kubus 21 gemiddelde	1 2 3	2'02'' <i>lengte</i> [mm] 148,89 148,78 149,51 149,06	7849,4 breedte [mm] 149,95 149,96 149,93 149,95	hoogte [mm] 149,68 149,79 149,77		Druksterkte [N/mm ²]	3,3	
kubus 21 gemiddelde	1 2 3	2'02'' <i>lengte</i> [mm] 148,89 148,78 149,51 149,06	7849,4 breedte [mm] 149,95 149,96 149,93 149,95	hoogte [mm] 149,68 149,85 149,79 149,77		Druksterkte [N/mm ²] 73	9,3	
kubus 21 gemiddelde	1 2 3	2'02'' <i>lengte</i> [mm] 148,89 148,78 149,51 149,06 <i>tijd</i>	7849,4 breedte [mm] 149,95 149,96 149,93 149,95	1672 hoogte [mm] 149,68 149,85 149,79 149,77		Druksterkte [N/mm²] Vol. Massa	3,3	
kubus 21 gemiddelde	1 2 3	2'02'' <i>lengte</i> [mm] 148,89 148,78 149,51 149,06 <i>tijd</i>	7849,4 breedte [mm] 149,95 149,96 149,93 149,93 149,93 149,95	hoogte [mm] 149,68 149,85 149,79 149,77 <i>last</i> [kN]		Druksterkte [N/mm ²] 73 Vol. Massa [kg/m ³]	3,3	
kubus 21 gemiddelde	1 2 3	2'02'' <i>lengte</i> [mm] 148,89 148,78 149,51 149,06 <i>tijd</i> 2'00''	7849,4 breedte [mm] 149,95 149,96 149,93 149,95 massa [g] 7877,2	1672 hoogte [mm] 149,68 149,85 149,79 149,77		Druksterkte [N/mm ²] 73 Vol. Massa [kg/m ³] 23	3,3 53	
kubus 21 gemiddelde	1 2 3	2'02'' <i>lengte</i> [mm] 148,89 148,78 149,51 149,06 <i>tijd</i> 2'00''	7849,4 breedte [mm] 149,95 149,96 149,93 149,93 149,93 [g] massa [g] 7877,2	hoogte [mm] 149,68 149,85 149,79 149,77 Iast [kN] 1639		Druksterkte [N/mm ²] 73 Vol. Massa [kg/m ³] 23	9,3 53	
kubus 21 gemiddelde	1 2 3	2'02'' <i>lengte</i> [mm] 148,89 148,78 149,51 149,06 <i>tijd</i> 2'00''	7849,4 breedte [mm] 149,95 149,96 149,93 149,95 massa [g] 7877,2	hoogte [mm] 149,68 149,85 149,79 149,77 /ast [kN] 1639		Druksterkte [N/mm ²] 73 Vol. Massa [kg/m ³] 23	3,3 53 St Dev	
kubus 21 gemiddelde	1 2 3	2'02'' <i>lengte</i> [mm] 148,89 148,78 149,51 149,06 <i>tijd</i> 2'00''	7849,4 breedte [mm] 149,95 149,93 149,93 149,93 (g) 7877,2 Druksterk	hoogte [mm] 149,68 149,79 149,77 149,77		Druksterkte [N/mm ²] Vol. Massa [kg/m ³] 23 Gem 75,2	3,3 53 St Dev 2,0	N/mm²
kubus 21 gemiddelde	1 2 3	2'02'' <i>lengte</i> [mm] 148,89 148,78 149,51 149,06 <i>tijd</i> 2'00''	7849,4 breedte [mm] 149,95 149,96 149,93 149,93 149,95 massa [g] 7877,2 Druksterk	hoogte [mm] 149,68 149,85 149,79 149,77 /ast [kN] 1639		Druksterkte [N/mm ²] 73 Vol. Massa [kg/m ³] 23 Gem 75,2	3,3 53 St Dev 2,0	N/mm²
kubus 21 gemiddelde	1 2 3	2'02'' <i>lengte</i> [mm] 148,89 148,78 149,51 149,06 <i>tijd</i> 2'00''	7849,4 breedte [mm] 149,95 149,96 149,93 149,95 massa [g] 7877,2 Druksterk	hoogte [mm] 149,68 149,79 149,77 <i>last</i> [kN] 1639		Druksterkte [N/mm ²] 73 Vol. Massa [kg/m ³] 23 Gem 75,2 Gem	3,3 53 St Dev 2,0 St Dev	N/mm²

Tabel B- 10: Resultaten drukproeven ZVB3 op 100 dagen

DRUKTEST	28/	2		126 dagen			
kubus 1							
		lengte	breedte	hoogte			
		[mm]	[mm]	[mm]			
	1	149,3	150,04	149,84			
	2	147,01	150,13	149,99	Druksterk	te	
	3	146,08	150,09	149,99	[N/mm ²]		
gemiddelde		147,46	150,09	149,94		68,2	
		tijd	massa	last	Vol. Mass	a	
			[g]	[kN]	[kg/m³]		
		1'50''	7854,2	1509		2367	
kubus 2					1		
		lengte	breedte	hoogte			
		[mm]	[mm]	[mm]			
	1	151,88	150,04	150,05			
	2	151,12	150,07	150,21	Druksterk	te	
	3	148,01	150,05	150,07	[N/mm ²]		
gemiddelde		150,34	150,05	150,11		67,6	
		tijd	massa	last	Vol. Mass	a	
			[g]	[kN]	[kg/m³]		
		1'57''	8063,6	1525		2381	
kubus 3					1		
		lengte	breedte	hoogte			
		[mm]	[mm]	[mm]			
	1	151,58	150 11	1 40 00			
			130,11	149,98			
	2	150,93	150,11	149,98 150,14	Druksterk	te	
	2 3	150,93 150,84	150,11 150,17 150,11	149,98 150,14 150,06	Druksterk [N/mm²]	te	
gemiddelde	2 3	150,93 150,84 151,12	150,11 150,17 150,11 150,13	149,98 150,14 150,06 150,06	Druksterk [N/mm²]	<i>te</i> 67,0	
gemiddelde	2 3	150,93 150,84 151,12	150,11 150,17 150,11 150,13	149,98 150,14 150,06 150,06	Druksterk [N/mm²]	te 67,0	
gemiddelde	2 3	150,93 150,84 151,12	150,11 150,17 150,11 150,13 massa	149,98 150,14 150,06 150,06	Druksterk [N/mm²] Vol. Mass	te 67,0 a	
gemiddelde	2 3	150,93 150,84 151,12	150,11 150,17 150,11 150,13 massa [g]	149,98 150,14 150,06 150,06 <i>last</i> [kN]	Druksterk [N/mm²] Vol. Mass [kg/m³]	te 67,0 a	
gemiddelde	2 3	150,93 150,84 151,12 <i>tijd</i> 1'51''	150,11 150,17 150,13 <i>massa</i> [g] 8060,8	149,98 150,14 150,06 150,06 <i>last</i> [kN] 1521	Druksterk [N/mm ²] Vol. Mass [kg/m ³]	te 67,0 a 2368	
gemiddelde	2 3	150,93 150,84 151,12 <i>tijd</i> 1'51''	150,11 150,17 150,11 150,13 <i>massa</i> [g] 8060,8	149,98 150,14 150,06 150,06 <i>last</i> [kN] 1521	Druksterk [N/mm ²] Vol. Mass [kg/m ³]	te 67,0 a 2368	
gemiddelde	2 3	150,93 150,84 151,12 <i>tijd</i> 1'51''	130,11 150,17 150,11 150,13 massa [g] 8060,8	149,98 150,14 150,06 150,06 [kN] 1521	Druksterk [N/mm²] Vol. Mass [kg/m³] Gem	te 67,0 a 2368 St Dev	
gemiddelde	2 3	150,93 150,84 151,12 <i>tijd</i> 1'51''	130,11 150,17 150,11 150,13 <i>massa</i> [g] 8060,8 Drukster	149,98 150,14 150,06 150,06 [kN] 1521	Druksterk [N/mm ²] Vol. Mass [kg/m ³] Gem 67,6	te 67,0 a 2368 St Dev 0,6	N/mm²
gemiddelde	2 3	150,93 150,84 151,12 <i>tijd</i> 1'51''	130,11 150,17 150,11 150,13 massa [g] 8060,8 Druksteri	149,98 150,14 150,06 150,06 <i>last</i> [kN] 1521	Druksterk [N/mm ²] <i>Vol. Mass</i> [kg/m ³] Gem 67,6	te 67,0 a 2368 St Dev 0,6	N/mm²
gemiddelde	2 3	150,93 150,84 151,12 <i>tijd</i> 1'51''	130,11 150,17 150,11 150,13 massa [g] 8060,8 Druksterl	149,98 150,14 150,06 150,06 (kN) 1521	Druksterk [N/mm²] Vol. Mass [kg/m³] Gem 67,6 Gem	te 67,0 a 2368 St Dev 0,6 St Dev	N/mm²

Tabel B- 11: Resultaten drukproeven ZVB3 op 126 dagen

DRUKTEST	10/	4		168	dagen	
kubus 7						_
		lengte	breedte	hoog	te	
		[mm]	[mm]	[mm]]	
	1	149,73	150,11		150,08	
	2	149,29	150,06		150,04	Druksterkte
	3	149,19	150,11		150,05	[N/mm ²]
gemiddelde		149,40	150,09		150,06	67,7
		tijd	massa	last		Vol. Massa
			[g]	[kN]		[kg/m³]
		1'51''	7987,9		1518	2374
kubus 8						
		lengte	breedte	hoog	te	
		[mm]	[mm]	[mm]		
	1	148,08	150,07		150,08	
	2	149,94	150,21		150,07	Druksterkte
	3	150,88	150,08		150,02	[N/mm ²]
gemiddelde		149,63	150,12		150,06	67,7
		tijd	massa	last		Vol Massa
						V01. 1110350
			[g]	[kN]		[kg/m³]
		1'51''	[g] 8039,1	[kN]	1520	[kg/m ³] 2385
		1'51''	[g] 8039,1	[kN]	1520	[kg/m ³] 2385
kubus 9		1'51''	[g] 8039,1	[kN]	1520	[kg/m ³] 2385
kubus 9		1'51'' lengte	[g] 8039,1 breedte	[kN]	1520 te	[kg/m ³] 2385
kubus 9		1'51'' <i>lengte</i> [mm]	[g] 8039,1 breedte [mm]	[kN] hoog [mm]	1520 te	[kg/m ³] 2385
kubus 9	1	1'51'' <i>lengte</i> [mm] 150,33	[g] 8039,1 breedte [mm] 150,09	[kN] hoog [mm]	1520 te 150,05	[kg/m ³] 2385
kubus 9	1 2	1'51'' <i>lengte</i> [mm] 150,33 150,14	[g] 8039,1 breedte [mm] 150,09 150,07	[kN] hoog [mm]	1520 te 150,05 149,97	[kg/m ³] 2385
kubus 9	1 2 3	1'51'' <i>lengte</i> [mm] 150,33 150,14 150,8	[g] 8039,1 breedte [mm] 150,09 150,07 150,05	[kN] hoog [mm]	1520 te 150,05 149,97 149,95	[kg/m ³] 2385 Druksterkte [N/mm ²]
kubus 9 gemiddelde	1 2 3	1'51'' <i>lengte</i> [mm] 150,33 150,14 150,8 150,42	[g] 8039,1 breedte [mm] 150,09 150,05 150,05	[kN] hoog [mm]	1520 te 150,05 149,97 149,95 149,99	[kg/m ³] 2385 <i>Druksterkte</i> [N/mm ²] 65,7
kubus 9 gemiddelde	1 2 3	1'51'' <i>lengte</i> [mm] 150,33 150,14 150,8 150,42	[g] 8039,1 breedte [mm] 150,07 150,07 150,07	[kN] hoog [mm]	1520 te 150,05 149,97 149,95 149,99	[kg/m ³] 2385 <i>Druksterkte</i> [N/mm ²] 65,7
kubus 9 gemiddelde	1 2 3	1'51'' <i>lengte</i> [mm] 150,33 150,14 150,8 150,42 <i>tijd</i>	[g] 8039,1 breedte [mm] 150,09 150,05 150,07 150,07	[kN] hoog [mm] last	1520 te 150,05 149,97 149,95 149,99	[kg/m ³] 2385 Druksterkte [N/mm ²] 65,7
kubus 9 gemiddelde	1 2 3	1'51'' <i>lengte</i> [mm] 150,33 150,14 150,8 150,42 <i>tijd</i>	[g] 8039,1 breedte [mm] 150,09 150,05 150,05 150,07	[kN] hoog [mm] last [kN]	1520 te 150,05 149,97 149,95 149,99	[kg/m ³] 2385 Druksterkte [N/mm ²] 65,7 Vol. Massa [kg/m ³]
kubus 9 gemiddelde	1 2 3	1'51'' <i>lengte</i> [mm] 150,33 150,14 150,8 150,42 <i>tijd</i> 1'48''	[g] 8039,1 breedte [mm] 150,09 150,07 150,07 150,07 150,07	[kN] hoog [mm] last [kN]	1520 te 150,05 149,97 149,99 149,99	[kg/m ³] 2385 Druksterkte [N/mm ²] 65,7 Vol. Massa [kg/m ³] 2378
kubus 9 gemiddelde	1 2 3	1'51'' <i>lengte</i> [mm] 150,33 150,14 150,8 150,42 <i>tijd</i> 1'48''	[g] 8039,1 breedte [mm] 150,09 150,05 150,05 150,07 8051,8	[kN] hoog [mm] last [kN]	1520 te 150,05 149,97 149,95 149,99	[kg/m ³] 2385 Druksterkte [N/mm ²] 65,7 Vol. Massa [kg/m ³] 2378
kubus 9 gemiddelde	1 2 3	1'51'' <i>lengte</i> [mm] 150,33 150,14 150,42 <i>tijd</i> 1'48''	[g] 8039,1 breedte [mm] 150,07 150,07 150,07 150,07 (g) 8051,8	[kN] hoog [mm] last [kN]	1520 te 150,05 149,97 149,99 149,99	[kg/m³] 2385 Druksterkte [N/mm²] 65,7 Vol. Massa [kg/m³] 2378
kubus 9 gemiddelde	1 2 3	1'51'' <i>lengte</i> [mm] 150,33 150,14 150,8 150,42 <i>tijd</i> 1'48''	[g] 8039,1 breedte [mm] 150,09 150,05 150,05 150,07 (g) 8051,8 Boruksterk	[kN] hoog [mm] last [kN]	1520 te 150,05 149,97 149,95 149,99	[kg/m³] 2385 Druksterkte [N/mm²] [N/mm²] 65,7 Vol. Massa [kg/m³] 2378 2378
kubus 9 gemiddelde	1 2 3	1'51'' <i>lengte</i> [mm] 150,33 150,14 150,8 150,42 <i>tijd</i> 1'48''	[g] 8039,1 breedte [mm] 150,09 150,07 150,05 150,07 (g) 8051,8	[kN] hoog [mm] last [kN]	1520 te 150,05 149,97 149,99 149,99	[kg/m³] 2385 Druksterkte [N/mm²] [N/mm²] 65,7 Vol. Massa [kg/m³] 2378 2378
kubus 9 gemiddelde	1 2 3	1'51'' <i>lengte</i> [mm] 150,33 150,14 150,42 <i>tijd</i> 1'48''	[g] 8039,1 breedte [mm] 150,09 150,07 150,05 150,07 massa [g] 8051,8 Druksterk	[kN] hoog [mm] last [kN]	1520 te 150,05 149,97 149,95 149,99	[kg/m³] 2385 Druksterkte [N/mm²] [N/mm²] 65,7 Vol. Massa [kg/m³] [kg/m³] 2378 Gem St Dev 67,0 1,2 N/mm² Gem St Dev 67,0 1,2 N/mm²

Tabel B- 12: Resultaten drukproeven ZVB3 op 168 dagen

C. Spanning-rekdiagram bij 20°C







Figuur B- 2: Spanning-rekdiagram bij 20°C ZVB2



Figuur B- 3: Spanning-rekdiagram bij 20°C ZVB3

D. Proefstukcode

Betonmengeling	Code	Betekenis
ZVB1	C1 550 OB	Proefstuk uit ZVB1, dat onbelast werd opgewarmd tot 550°C
	C2 300 OB	Proefstuk uit ZVB1, dat onbelast werd opgewarmd tot 300°C
	C3 550 OB	Proefstuk uit ZVB1, dat onbelast werd opgewarmd tot 550°C
	C4 300 BL	Proefstuk uit ZVB1, dat belast werd opgewarmd tot 300°C
	C5 550 BL	Proefstuk uit ZVB1, dat belast werd opgewarmd tot 550°C
	C6 300 OB	Proefstuk uit ZVB1, dat onbelast werd opgewarmd tot 300°C
	C7 550 BL	Proefstuk uit ZVB1, dat belast werd opgewarmd tot 550°C
	C8 300 BL	Proefstuk uit ZVB1, dat belast werd opgewarmd tot 300°C
	C9 20	Proefstuk uit ZVB1, dat bewaard werd bij 20°C en RV= 60% en op druk getest werd op 126 dagen
	C10 20	Proefstuk uit ZVB1, dat bewaard werd bij 20°C en RV= 60% en op druk getest werd op 126 dagen
	C11 20	Proefstuk uit ZVB1, dat bewaard werd bij 20°C en RV= 60% en op druk getest werd op 168 dagen
	C12 20	Proefstuk uit ZVB1, dat bewaard werd bij 20°C en RV= 60% en op druk getest werd op 1268 dagen
ZVB2	C13 300 OB	Proefstuk uit ZVB2, dat onbelast werd opgewarmd tot 300°C
	C14 550 BL	Proefstuk uit ZVB2, dat belast werd opgewarmd tot 550°C
	C15 300 BL	Proefstuk uit ZVB2, dat belast werd opgewarmd tot 300°C

C16 550 OB	Proefstuk uit ZVB2, dat onbelast werd opgewarmd tot 550°C
C17 550 OB	Proefstuk uit ZVB2, dat onbelast werd opgewarmd tot 550°C
C18 550 BL	Proefstuk uit ZVB2, dat belast werd opgewarmd tot 550°C
C19 300 BL	Proefstuk uit ZVB2, dat belast werd opgewarmd tot 300°C
C20 300 OB	Proefstuk uit ZVB2, dat onbelast werd opgewarmd tot 300°C
C21 20	Proefstuk uit ZVB2, dat bewaard werd bij 20°C en RV= 60% en op druk getest werd op 126 dagen
C22 20	Proefstuk uit ZVB2, dat bewaard werd bij 20°C en RV= 60% en op druk getest werd op 126 dagen
C25 300 BL	Proefstuk uit ZVB3, dat belast werd opgewarmd tot 300°C
C26 550 BL	Proefstuk uit ZVB3, dat belast werd opgewarmd tot 550°C
C27 300 OB	Proefstuk uit ZVB3, dat onbelast werd opgewarmd tot 300°C
C28 550 OB	Proefstuk uit ZVB3, dat onbelast werd opgewarmd tot 550°C
C29 300 BL	Proefstuk uit ZVB3, dat belast werd opgewarmd tot 300°C
C30 550 BL	Proefstuk uit ZVB3, dat belast werd opgewarmd tot 550°C
C31 300 OB	Proefstuk uit ZVB3, dat onbelast werd opgewarmd tot 300°C
C32 550 OB	Proefstuk uit ZVB3, dat onbelast werd opgewarmd tot 550°C
C33 20	Proefstuk uit ZVB3, dat bewaard werd bij 20°C en RV= 60% en op druk getest werd op 126 dagen

ZVB3

C	34 20	Proefstuk uit ZVB3, dat bewaard werd bij 20°C en RV= 60% en op druk getest werd op 126 dagen
CB	35 20	Proefstuk uit ZV3, dat bewaard werd bij 20°C en RV= 60% en op druk getest werd op 168 dagen
CE	36 20	Proefstuk uit ZV3, dat bewaard werd bij 20°C en RV= 60% en op druk getest werd op 168 dagen



E. Massapercentage verlies tijdens drogen bij 105°C

Figuur B- 4: Massapercentage verlies proefstukken ZVB1 i.f.v. de duur van het droogproces



Figuur B- 5: Massapercentage verlies proefstukken ZVB2 i.f.v. de duur van het droogproces



Figuur B- 6: Massapercentage verlies proefstukken ZVB3 i.f.v. de duur van het droogproces

F. Temperatuurprofielen

Evenwichtstemperatuur oven 335°C





Figuur B- 7: Legende 335°C

Figuur B- 8: Temperatuurverloop oven



Figuur B- 9: Temperatuurverloop bovenste thermokoppel



Figuur B- 10: Temperatuurverloop middelste thermokoppel



Figuur B- 11: Temperatuurverloop onderste thermokoppel



Figuur B- 12: Temperatuurverloop gas in de oven
Evenwichtstemperatuur oven 572°C





Figuur B- 13: Legende 572°C

Figuur B- 14: Temperatuurverloop oven



Figuur B- 15: Temperatuurverloop bovenste thermokoppel



Figuur B- 16: Temperatuurverloop middelste thermokoppel



Figuur B- 17: Temperatuurverloop onderste thermokoppel



Figuur B- 18: Temperatuurverloop gas in de oven

G. Materiaalmodel per proefstuk

ZVB1								
т	α	Functie	R²	Code				
[°C]	[%]	$\sigma_{c} [N/mm^{2}]$ $\varepsilon_{c} [\%_{0}]$						
20	0	$\sigma_c = 969.492\varepsilon_c^{\ 6} - 1903.85\varepsilon_c^{\ 5} + 1316.1956\varepsilon_c^{\ 4} - 777.8293\varepsilon_c^{\ 3} + 305.657\varepsilon_c^{\ 2} + 90.4771\varepsilon_c$	0.9987	C9				
		$\sigma_{c} = -1.8739\varepsilon_{c}^{6} + 23.6497\varepsilon_{c}^{5} - 107.8337\varepsilon_{c}^{4} + 212.263\varepsilon_{c}^{3} - 177.2675\varepsilon_{c}^{2} + 80.5068\varepsilon_{c}$	0.9364	C10				
		$\sigma_{c} = 0.8346\varepsilon_{c}^{6} - 9.6217\varepsilon_{c}^{5} + 39.7234\varepsilon_{c}^{4} - 73.681\varepsilon_{c}^{3} + 60.9261\varepsilon_{c}^{2} + 4.9005\varepsilon_{c}$	0.9582	C11				
		$\sigma_{c} = -1.1345\varepsilon_{c}^{6} + 10.1019\varepsilon_{c}^{5} - 33.8664\varepsilon_{c}^{4} + 50.9763\varepsilon_{c}^{3} - 31.5681\varepsilon_{c}^{2} + 27.1552\varepsilon_{c}$	0.9947	C12				
300	0	$\sigma_{c} = 0.9\varepsilon_{c}^{6} - 8.7133\varepsilon_{c}^{5} + 28.741\varepsilon_{c}^{4} - 39.4264\varepsilon_{c}^{3} + 21.9466\varepsilon_{c}^{2} + 13.33\varepsilon_{c}$	0.9543	C2				
		$\sigma_{c} = 2.0708\varepsilon_{c}^{6} - 21.5482\varepsilon_{c}^{5} + 80.9874\varepsilon_{c}^{4} - 136.0916\varepsilon_{c}^{3} + 100.5057\varepsilon_{c}^{2} - 8.8143\varepsilon_{c}$	0.9667	C6				
	30	$\begin{split} \sigma_c &= -1.0324 \epsilon_c{}^6 + 14.056 \epsilon_c{}^5 - 69.3 \epsilon_c{}^4 + 147.549 \epsilon_c{}^3 \\ &- 130.7867 \epsilon_c{}^2 + 57.6184 \epsilon_c \end{split}$	0.9596	C4				
		$\begin{split} \sigma_c &= -1.0507 \epsilon_c{}^6 + 14.4135 \epsilon_c{}^5 - 71.6047 \epsilon_c{}^4 + 153.9414 \epsilon_c{}^3 \\ &- 138.1173 \epsilon_c{}^2 + 59.1456 \epsilon_c \end{split}$	0.9445	C8				
550	0	$\begin{split} \sigma_c &= -0.0018 {\epsilon_c}^6 + 0.0579 {\epsilon_c}^5 - 0.6402 {\epsilon_c}^4 + 2.9104 {\epsilon_c}^3 - 5.3659 {\epsilon_c}^2 \\ &+ 6.2503 {\epsilon_c} \end{split}$	0.9905	C1				
		$\begin{split} \sigma_c &= 0.0076 \epsilon_c{}^6 - 0.1269 \epsilon_c{}^5 + 0.7034 \epsilon_c{}^4 - 1.5158 \epsilon_c{}^3 + 1.1353 \epsilon_c{}^2 \\ &+ 2.9414 \epsilon_c \end{split}$	0.9941	C3				
	30	$\begin{split} \sigma_c &= -0.0048 \epsilon_c{}^6 + 0.1171 \epsilon_c{}^5 - 1.0054 \epsilon_c{}^4 + 3.5823 \epsilon_c{}^3 - 5.1259 \epsilon_c{}^2 \\ &+ 5.799 \epsilon_c \end{split}$	0.9955	C5				
		$\sigma_{c} = -0.0081\varepsilon_{c}^{6} + 0.1834\varepsilon_{c}^{5} - 1.4832\varepsilon_{c}^{4} + 5.0274\varepsilon_{c}^{3} - 7.0488\varepsilon_{c}^{2} + 7.5432\varepsilon_{c}$	0.9934	C7				

Tabel B- 13: Empirisch model voor spanning-rekrelatie per proefstuk van ZVB1

		ZVB2		
т	α	Functie	R ²	Code
[°C]	[%]	$\sigma_{c} [N/mm^{2}]$ $\varepsilon_{c} [\%]$		
20	0	$\sigma_{c} = 969.492\epsilon_{c}{}^{6} - 1903.85\epsilon_{c}{}^{5} + 1316.1956\epsilon_{c}{}^{4} - 777.8293\epsilon_{c}{}^{3} + 305.657\epsilon_{c}{}^{2} + 90.4771\epsilon_{c}$	0.9987	C21
		$\begin{split} \sigma_c &= -1.8739 \epsilon_c{}^6 + 23.6497 \epsilon_c{}^5 - 107.8337 \epsilon_c{}^4 + 212.263 \epsilon_c{}^3 \\ &- 177.2675 \epsilon_c{}^2 + 80.5068 \epsilon_c \end{split}$	0.9364	C22
300	0	$\begin{split} \sigma_c &= -2.7646\epsilon_c{}^6 + 24.3166\epsilon_c{}^5 - 80.2205\epsilon_c{}^4 + 121.2219\epsilon_c{}^3 \\ & -79.9744\epsilon_c{}^2 + 35.2084\epsilon_c \end{split}$	0.9933	C13
		$\begin{split} \sigma_c &= 0.9748 \epsilon_c{}^6 - 8.5555 \epsilon_c{}^5 + 23.901 \epsilon_c{}^4 - 23.4458 \epsilon_c{}^3 + 4.7836 \epsilon_c{}^2 \\ &+ 20.6337 \epsilon_c \end{split}$	0.9400	C20
	30	$\sigma_{c} = -5.0445\epsilon_{c}^{6} + 38.522\epsilon_{c}^{5} - 110.733\epsilon_{c}^{4} + 146.42\epsilon_{c}^{3} - 85.2461\epsilon_{c}^{2} + 35.4463\epsilon_{c}$	0.9885	C15
		$\begin{split} \sigma_c &= 4.6985 {\epsilon_c}^6 - 44.1489 {\epsilon_c}^5 + 149.9539 {\epsilon_c}^4 - 227.9026 {\epsilon_c}^3 \\ &+ 152.9678 {\epsilon_c}^2 - 13.0874 {\epsilon_c} \end{split}$	0.9706	C19
550	0	$\sigma_{c} = 0.0031\epsilon_{c}^{6} - 0.0372\epsilon_{c}^{5} + 0.01\epsilon_{c}^{4} + 0.9722\epsilon_{c}^{3} - 2.8302\epsilon_{c}^{2} + 5.6258\epsilon_{c}$	0.9853	C16
		$\begin{split} \sigma_c &= -0.0018 \epsilon_c{}^6 + 0.0579 \epsilon_c{}^5 - 0.6402 \epsilon_c{}^4 + 2.9104 \epsilon_c{}^3 - 5.3659 \epsilon^2 \\ & + 6.2503 \epsilon_c \end{split}$	0.9905	C17
	30	$\begin{split} \sigma_c &= -0.0159 \epsilon_c{}^6 + 0.3482 \epsilon_c{}^5 - 2.7305 \epsilon_c{}^4 + 9.1106 \epsilon_c{}^3 \\ &- 12.6095 \epsilon_c{}^2 + 10.5154 \epsilon_c \end{split}$	0.9918	C14
		$\begin{split} \sigma_c &= -0.0151 \epsilon_c{}^6 + 0.3347 \epsilon_c{}^5 - 2.649 \epsilon_c{}^4 + 8.8294 \epsilon_c{}^3 - 11.949 \epsilon_c{}^2 \\ &+ 9.986 \epsilon_c \end{split}$	0.9928	C18

Tabel B- 14: Empirisch model voor spanning-rekrelatie per proefstuk van ZVB2

		ZVB3		
т	α	Functie	R ²	Code
[°C]	[%]	$\sigma_{c} [N/mm^{2}]$ $\varepsilon_{c} [\%]$		
20	0	$\begin{split} \sigma_c &= -0.2122\epsilon_c{}^6 + 3.5514\epsilon_c{}^5 - 21.154\epsilon_c{}^4 + 53.0254\epsilon_c{}^3 \\ & -55.3072\epsilon_c{}^2 + 41.3201\epsilon_c \end{split}$	0.9576	C33
		$\begin{split} \sigma_c &= -0.3476\epsilon_c{}^6 + 5.7297\epsilon_c{}^5 - 33.6792\epsilon_c{}^4 + 84.2403\epsilon_c{}^3 \\ & - 87.8698\epsilon_c{}^2 + 51.0431\epsilon_c \end{split}$	0.9201	C34
		$\sigma_{c} = 1.3746\epsilon_{c}{}^{6} - 15.3917\epsilon_{c}{}^{5} + 62.9043\epsilon_{c}{}^{4} - 117.2409\epsilon_{c}{}^{3} + 97.3327\epsilon_{c}{}^{2} - 5.82\epsilon_{c}$	0.9726	C35
		$\begin{split} \sigma_c &= -0.6189 \epsilon_c{}^6 + 6.0815 \epsilon_c{}^5 - 22.5824 \epsilon_c{}^4 + 37.2634 \epsilon_c{}^3 - \\ 24.8484 \epsilon_c{}^2 + 23.8099 \epsilon_c \end{split}$	0.9998	C36
300	0	$\sigma_{c} = 1.95\epsilon_{c}^{6} - 20.31\epsilon_{c}^{5} + 76.4341\epsilon_{c}^{4} - 128.6394\epsilon_{c}^{3} + 95.4927\epsilon_{c}^{2} - 8.1568\epsilon_{c}$	0.9768	C27
		$\begin{split} \sigma_c &= -0.7958 {\epsilon_c}^6 + 11.2184 {\epsilon_c}^5 - 57.4243 {\epsilon_c}^4 + 127.6591 {\epsilon_c}^3 \\ &- 119.051 {\epsilon_c}^2 + 52.9446 {\epsilon_c} \end{split}$	0.9175	C31
	30	$\sigma_{c} = 3.4171\epsilon_{c}^{6} - 30.1915\epsilon_{c}^{5} + 94.782\epsilon_{c}^{4} - 130.8921\epsilon_{c}^{3} + 78.9987\epsilon_{c}^{2} + 2.6384\epsilon_{c}$	0.9661	C25
		$\begin{split} \sigma_c &= -1.2711 \epsilon_c{}^6 + 16.2586 \epsilon_c{}^5 - 75.5196 \epsilon_c{}^4 + 152.0665 \epsilon_c{}^3 \\ &- 127.7721 \epsilon_c{}^2 + 53.2496 \epsilon_c \end{split}$	0.9485	C29
550	0	$\begin{split} \sigma_c &= 0.0021 \epsilon_c{}^6 - 0.0357 \epsilon_c{}^5 + 0.1837 \epsilon_c{}^4 - 0.3321 \epsilon_c{}^3 + 0.1393 \epsilon_c{}^2 \\ &+ 3.5722 \epsilon_c \end{split}$	0.9989	C28
		$\begin{split} \sigma_c &= 0.0063 {\epsilon_c}^6 - 0.0994 {\epsilon_c}^5 + 0.4887 {\epsilon_c}^4 - 0.8101 {\epsilon_c}^3 + 0.1402 {\epsilon_c}^2 \\ &+ 3.6451 {\epsilon_c} \end{split}$	0.9946	C32
	30	$\sigma_{c} = -0.0004\epsilon_{c}{}^{6} + 0.1564\epsilon_{c}{}^{5} - 1.8501\epsilon_{c}{}^{4} + 7.1123\epsilon_{c}{}^{3} - 10.2105\epsilon_{c}{}^{2} + 10.0399\epsilon_{c}$	0.9814	C26
		$\begin{split} \sigma_c &= -0.0119 \epsilon_c{}^6 + 0.2769 \epsilon_c{}^5 - 2.2034 \epsilon^4 + 7.1837 \epsilon_c{}^3 - 9.5252 \epsilon_c{}^2 \\ &+ 9.1018 \epsilon_c \end{split}$	0.9972	C30

Tabel B- 15: Empirisch model voor spanning-rekrelatie per proefstuk van ZVB3



Figuur B- 19: Empirisch materiaalmodel per proefstuk bij 20°C voor ZVB2



Figuur B- 20: Empirisch materiaalmodel per proefstuk bij 300 en 550°C en $\alpha = 0~en~30\%$ voor ZVB2



Figuur B- 21: Empirisch materiaalmodel per proefstuk bij 20°C voor ZVB3



Figuur B- 22: Empirisch materiaalmodel per proefstuk bij 300 en 550°C en lpha=0~en~30% voor ZVB3

Bibliografie

1. **Fares, H.** *Propriétés mécaniques et physico-chimiques d bétons autoplaçants exposés à une température élevée.* Université de Cergy-Pontoise. 2009. Phd.

2. Loukili, A. Les bétons auto-plaçants. sl : Lavoisier, 2011.

3. **EFNARC.** The European Guidelines for Self-Compacting Concrete: Specification, Production and Use;. sl : ERMCO, 2005. pp. 44; 47-59.

4. Schutter, G. De. Guidelines for testing fresh self-compacting concrete. 2005.

5. *Strenth of hardened self-compacting concrete.* **Gibbs, J.C. en Zhu, W.** Proceedings of First International Symposium on Self-compacting Concrete, sl : RILEM, 1999, pp. 199-209.

6. **Desnerck, P.** *Compressive, Bond and Shear Behaviour of Powder-Type Self-Compacting Concrete.* Universiteit Gent. 2010-2011. Phd.

7. *Chapter 2 - Mechanical Properties.* **Desnerck, P., Boel, V. en Van Itterbeeck, P. en Craeye,B.** [red.] K.H. Khayat en G. De Schutter. 2012. RILEM State of The Art Report on Mechanical Properties of Self-Compacting Concrete. p. currently unknown. status: currently in press.

8. *Compressive strength of concrete at high temperature: a reassessment.* **Khoury, G.A.** 156, 1992, Magazine of Concrete Research, pp. 219-309.

9. *Mechanical properties of hardened cement paste exposed to temperatures up to 700°C.* **Dias, WPS. en Khoury, G.A. en Sullivan, PJE.** 1987, ACI Material Journal, pp. 160-166.

10. **Pineaud, A.** Contribution à l'étude des caractéristiques mécaniques des bétons auto-plaçants et applications à l'industrie de la préfabrication. Université de Cergy-Pontoise. 2007. Phd.

11. Fire resistance of self-compacting concrete. Persson, B. 37, 2004, Materials and Structures, pp. 575-584.

12. Kanema Tshinmanga, M. Influence des paramètres de formulation sur le comportement à haute température des bétons. Université de Cergy-Pontoise. 2007. Phd.

13. Gaweska, I. Comportement à haute température des bétons à hautes performances - Evolution des principales propriétés mécaniques. L'école nation des ponts et chaussées et de l'école polytechnique de Cracovie. 2004. Thèse.

14. *Thermal treatment of C-S-H gel at 1 bar H20 pressure up to 200°C.* **Glasser, F.P. en Hong, S.Y.** 33, sl : Elsevier, February 2003, Cement and Concrete Research, pp. 271-279.

15. **38, FIB Bulletin.** *Fire Design of Concrete Structures - materials, structures and modelling.* 2007. pp. 67-71, State-of-art report.

16. *Load induced thermal strain: implications for structural behaviour.* Law, A. en Gillie, M. Singapore : sn, 2008. Proceedings of the Fifth International Conference- Structures in Fire SIF.

17. *Strain model for traditional and self-compacting concrete during fire.* **Annerel, E. en Taerwe, L.** Maart 2012, Fire and Materials. Only published online.

18. Khoury, G.A. en Anderberg, Y. Concrete Spalling Review. 2000. Fire Safety Design. Report submitted to the Swedish National Road Administration.

19. Spalling behaviour of small self-compacting concrete slabs under standard fire conditions. Ye, G., De Schutter, G. en Taerwe, L. Gent, België : sn, 2007. 5th International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete. pp. 799-804.

20. Softening of concrete in compression - Localization and size effects. Markeset, G. en Hillerborg, A. 4, 1995, Cement and Concrete Research, Vol. 25, pp. 702-708.

21. **46**, **Fib Bulletin.** *Fire design of concrete structures - structural behaviour and assessment.* 2008. pp. 87-95, State-of-art report.

22. *Evolution of the strains of traditional and self-compacting concrete during and after fire.* **Annerel, E. en Taerwe, L.** 8, 2011, Materials and Structures, Vol. 44, pp. 1369-1380.

23. Comité Euro-International du béton. CEB-FIP Model Code 1990 - Design Code. sl : Thomas Telford, 1993.

24. **NBN EN 1992-1-1.** *EC2:* Ontwerp en berekening van betonconstructies - Deel 1-1: Algemene regels en regels voor gebouwen. 2005. pp. 26-47.

25. **NBN EN 1992-1-2.** *EC2:* Ontwerp en berekening van betonconstructies - Deel 1-2: Algemene regels-Ontwerp en berekening van constructies bij brand. pp. 22-33.

26. *General stress-strain relationship for concrete at elevated temperatures.* Youssef, M.A. en Moftah, M. 10, 2007, Engineering Structures, Vol. 29, pp. 2618-2634.

27. *A Composite Plasticity Model for concrete.* Feenstra, P.H. en De Borst, R. 5, 1996, Int. J. Solids Structures, Vol. 33, pp. 707-730.

28. *Effect of length on compressive strain softening of concrete.* Jansen, D.C. en Shah, S.P. 1, 1997, Journal of Engineering Mechanics, Vol. 123, pp. 25-35.

29. Voigt Carstensen, J. Material Modelling of Reinforced Concrete at Elevated Temperatures. Department of Civil Engineering, the Technical University of Denmark : sn, 2011. Master Thesis.

30. Vonk, R.A. Softening of concrete loaded in compression. Technische Uinversiteit Eindhoven. 1992. Proefschrift.

31. Nakamura, H. en Higai, T. Compressive fracture energy and fracture zone length of concrete. *Modeling* of Inelastic Behavior of RC Structures Under Seismic Loads. sl : ASCE, pp. 471-487.

32. Nakamura, H. Nonlinear Analysis to Evaluate Damage of RC Structures Due to Earthquake. Department of Civil Engineering, Nagoya University, JAPAN.

33. Lertsrisakulrat, T, et al. Localized Fracture Length and Fracture Energy of Concrete in Compression. Department of Civil Engineering, Faculty of Engineering, Tokyo Institute of Technology.

34. *A stress-strain model for uniaxial and confined concrete under compression*. Samani, A.K. en Attard, M.M. 44, 2012, Engineering Structures, pp. 335-349.

35. International Federation for Structural Concrete (fib). *Model Code 2010 - First complete draft - Volume 1.* 2010. pp. 111-114. Vol. Bulletin 55.

36. TNO DIANA bv. DIANA - Finite Element Analysis - User's Manual - Material Library. 2011. release 9.4.4.

37. **Annerel, E.** *Assessment of the Residual Strength of Concrete Structures after Fire Exposure.* Universiteit Gent, Faculteit Ingenieurswetenschappen. 2009-2010. Doctoraat.

38. *Strain-softening of concrete in uniaxial compression.* **RILEM TC 148-SSC.** 5, 1997, Materials and Structures, Vol. 30, pp. 195-209.

39. *Test method for measurement of the strain-softening behaviour of concrete under uniaxial compression.* **RILEM TC 148-SCC.** 6, 2000, Materials and Structures, Vol. 33, pp. 347-351.