

2021 • 2022  
Faculteit Industriële Ingenieurswetenschappen  
master in de industriële wetenschappen: bouwkunde

## Masterthesis

Vergelijking van berekeningsmethodes van spalling in  
voorgespannen holle vloerplaten

PROMOTOR :  
dr. ing. Rik STEENSELS

Alexander Duckaert, Emiel Hermans  
Scriptie ingediend tot het behalen van de graad van master in de industriële wetenschappen: bouwkunde

Gezamenlijke opleiding UHasselt en KU Leuven



2021 • 2022

Faculteit Industriële Ingenieurswetenschappen  
master in de industriële wetenschappen: bouwkunde

## **Masterthesis**

Vergelijking van berekeningsmethodes van spalling in  
voorgespannen holle vloerplaten

**PROMOTOR :**

dr. ing. Rik STEENSELS

**Alexander Duckaert, Emiel Hermans**

Scriptie ingediend tot het behalen van de graad van master in de industriële wetenschappen: bouwkunde





# Woord vooraf

Deze thesis is geschreven door Alexander Duckaert en Emiel Hermans in het kader van de gemeenschappelijke opleiding master in de industriële ingenieurswetenschappen met afstudeerrichting bouwkunde aan de UHasselt en KULeuven.

In het bijzonder willen wij graag op de eerste plaats onze promotor dr. ing. Rik Steensels bedanken voor zijn uitgebreide kennis over dit onderwerp. Daarnaast heeft hij door de goede opvolging van onze voortgang en het leveren van de nodige bijstand er mede voor gezorgd dat wij deze thesis tot een goed einde hebben kunnen brengen. Vervolgens willen wij eveneens graag Bart Dreesen bedanken voor zijn begeleiding van deze thesis op schrijftechnisch-vlak. Verder gaat onze dank uit naar ing. Stef Maas die enerzijds ons via het opleidingsonderdeel Innovaties in beton de mogelijkheid bood tot een bedrijfsbezoek bij Echo Precast Engineering NV en anderzijds ons verdere toelichting bezorgde omtrent het productieproces van voorgespannen holle vloerplaten.



# Inhoudsopgave

<b>Woord vooraf</b> .....	<b>1</b>
<b>Lijst van tabellen</b> .....	<b>5</b>
<b>Lijst van figuren</b> .....	<b>7</b>
<b>Verklarende symbolenlijst</b> .....	<b>9</b>
<b>Abstract – Nederlandstalige versie</b> .....	<b>11</b>
<b>Abstract – English version</b> .....	<b>13</b>
<b>1 Inleiding</b> .....	<b>15</b>
<b>2 Literatuurstudie</b> .....	<b>17</b>
2.1 Voorgespannen geprefabriceerde holle vloerplaten .....	17
2.1.1 Geprefabriceerde holle vloerplaten.....	17
2.1.2 Voorspanning.....	18
2.2 Aanhechting .....	20
2.2.1 Algemeen.....	20
2.2.2 Hechtingsmechanisme .....	20
2.2.3 Factoren die hechting beïnvloeden.....	23
2.2.4 Conclusie .....	27
2.3 Definities .....	27
2.3.1 Algemeen.....	27
2.3.2 Parameters .....	28
2.3.3 Soorten trekspanningen .....	30
2.4 O'Callaghan .....	34
2.5 Berekeningsmethodes.....	36
2.5.1 Strut-and-tie model.....	36
2.5.2 Eindige-elementenmethode.....	37
<b>3 Geometrie</b> .....	<b>39</b>
3.1 SP320 en SP400.....	39
3.2 Productieproces .....	40
3.2.1 Slipforming .....	40
3.2.2 Extrusie.....	41
<b>4 Bespreking verschillende methodes</b> .....	<b>43</b>
4.1 Den Uijl .....	43
4.2 Thesis Rik Steensels.....	47
4.2.1 SP320 en SP400.....	48
4.2.2 Conservativiteit van het STM.....	50
4.3 Kupfer .....	50

4.4	(Modified) Gergely-Sozen .....	52
4.4.1	Gergely-Sozen .....	52
4.4.2	Modified Gergely-Sozen.....	53
<b>5</b>	<b>Resultaten.....</b>	<b>55</b>
<b>6</b>	<b>Bespreking berekeningsmethodes &amp; resultaten.....</b>	<b>57</b>
6.1	Den Uijl .....	57
6.2	Thesis Rik Steensels.....	58
6.3	Kupfer .....	59
6.4	Gergely-Sozen .....	60
6.5	Modified Gergely-Sozen.....	60
<b>7</b>	<b>Vergelijking berekeningsmethodes &amp; resultaten.....</b>	<b>61</b>
<b>8</b>	<b>Conclusie.....</b>	<b>65</b>
8.1	Algemeen.....	65
8.2	Vooruitblik .....	66
	<b>Bibliografie .....</b>	<b>67</b>
	<b>Bijlagen .....</b>	<b>71</b>
	Bijlage A: Afleiding spallingskracht voor een rechthoekige sectie (STM).....	71
	Bijlage B: Technische fiche SP320 .....	74
	Bijlage C: Technische fiche SP400 .....	75

# Lijst van tabellen

Tabel 1: Resultaten SP320.....	55
Tabel 2: Resultaten SP400.....	55
Tabel 3: Vergelijking inwendige hefboomsarm .....	56





# Lijst van figuren

Figuur 1: Geprefabriceerde holle vloerelementen .....	17
Figuur 2: Tracé van de voorspanwapening voor een ligger op 2 steunen .....	18
Figuur 3: Principe van voorgerekt staal .....	19
Figuur 4: Principe van nagerekt staal .....	19
Figuur 5: Wigvorming t.g.v. het Poisson effect.....	21
Figuur 6: Lack of fit.....	22
Figuur 7: Betonconsole tussen de ribben van de geprofileerde wapening .....	23
Figuur 8: Lineair-elastische spanningsverdeling in dikwandige cilinder.....	24
Figuur 9: Niet lineaire betonresponsie van een betoncilinder onder invloed van inwendige verplaatsingsgestuurde belasting .....	25
Figuur 10: Spanningstrajectoriën in de eindzone van nagerekt voorgespannen betonelementen .....	31
Figuur 11: Inwendige spanningen in de eindzone van voorgespannen betonelementen.....	31
Figuur 12: Spallingspanning nagerekt voorgespannen element.....	32
Figuur 13: Scheurvorming als gevolg van spallingspanning .....	32
Figuur 14: Doorsnede nagerekt voorgespannen element .....	33
Figuur 15: Bursting spanning nagerekt voorgespannen element .....	33
Figuur 16: Scheurvorming als gevolg van splitting stress .....	34
Figuur 17: Geometrie Tx-balken .....	35
Figuur 18: Vakwerkmodel voor spallingspanningen van nagerekt voorgespannen elementen .....	36
Figuur 19: Geometrie SP320 vloerplaat.....	39
Figuur 20: Geometrie SP400 vloerplaat.....	39
Figuur 21: Slipformmachine op voorspanbed .....	40
Figuur 22: Extrudermachine .....	41
Figuur 23: Equivalente I-dwarsdoorsnede .....	43
Figuur 24: Indeling van de eindige elementen en aanduiding randvoorwaarden.....	43
Figuur 25: Definiëring van een equivalente rechthoekige dwarssectie.....	44
Figuur 26: De spallingskracht i.f.v. de relatieve excentriciteit .....	45
Figuur 27: Positie van maximale spallingspanning bij verschillende excentriciteiten.....	46
Figuur 28: Verdeling van de spallingspanning langs de nadeligste snede parallel aan de x-as .....	46
Figuur 29: Element met voorspanstrengen in onderste zone .....	47
Figuur 30: Element met voorspanstrengen in bovenste en onderste zone.....	48
Figuur 31: Geometrische eigenschappen van a) SP320 en b) SP400 .....	49
Figuur 32: Strut-and-Tie modellen van a) SP320 en b) SP400 .....	49
Figuur 33: Aanduiding van positie snede I-I.....	50
Figuur 34: Verklaring symbolen Gergely-Sozen .....	53
Figuur 35: Verklaring symbolen modified Gergely-Sozen .....	54
Figuur 36: Resultaten spallingskracht SP320 en SP400.....	55
Figuur 37: Resultaten spallingspanning SP320 en SP400.....	56
Figuur 38: Spanningsverdeling t.g.v. excentrische voorspanning .....	71
Figuur 39: Technische fiche SP320 .....	74
Figuur 40: Technische fiche SP400 .....	75



# Verklarende symbolenlijst

## Latijnse symbolen met kleine letter

$b_w$	Lijfbreedte holle vloerplaat	[mm]
$c$	Hoogte van de gedrukte zone	[mm]
$c_w$	Wrijvingscoëfficiënt	[/]
$d$	Afstand tussen zwaartepunt voorspanstrengen en bovenrand betonelement	[mm]
$d_b$	Nominale diameter voorspanstreng	[in.]
$e$	Excentriciteit van de voorspanstrengen	[mm]
$e_m$	Afstand van de voorspanning tot aan de onderste vezel van het betonelement	[mm]
$e_1$	Afstand van $P_{cb}$ tot aan de junction sectie	[mm]
$e_2$	Afstand van de resultante van de drukspanningen onder de scheur tot aan de onderste vezel van het betonelement	[mm]
$\{f\}$	Krachtvector	[N]
$f_{cti}$	Rekenwaarde betontreksterkte op moment van loslaten	[N/mm <sup>2</sup> ]
$f_{ctm}$	Gemiddelde waarde axiale betontreksterkte	[N/mm <sup>2</sup> ]
$f_{ctm}(t)$	Axiale betontreksterkte op tijdstip t	[N/mm <sup>2</sup> ]
$f_{ps}$	Gemiddelde voorspanning op nominale sterkte	[ksi]
$f_s$	Spanning in het staal	[ksi]
$f_{se}$	Effectieve voorspanning op moment van loslaten	[ksi]
$h$	Hoogte betonelement	[mm]
$h_{eq}$	Equivalente hoogte betonelement	[mm]
$i$	Traagheidsstraal	[mm]
$k$	Halve hoogte centrale kern	[mm]
$k_{eq}$	Equivalente halve hoogte centrale kern	[mm]
$l_k$	Lengte waar spallingspanningen zich voordoen	[mm]
$l_m$	Uitspreidingslengte	[mm]
$l_t$	Overdrachtslengte	[mm]
$s$	Verticale afstand van trekzone over de hoogte betonelement	[mm]
$t$	Lijfbreedte van een element met I-sectie	[mm]
$\{u\}$	Verplaatsingsvector	[mm]
$v$	Excentriciteit van de voorspanstrengen relatief ten opzichte van zwaartepunt van de doorsnede	[mm]
$x$	Coördinaat	[mm]
$x_{max}$	Horizontale coördinaat waarbij het solliciterende moment maximaal is	[mm]
$y$	Coördinaat	[mm]
$y'_{jun}$	Verticale coördinaat tot aan junction sectie van het betonelement	[mm]

## Latijnse symbolen met hoofdletter

$A_p$	Oppervlakte sectie van de voorspanstreng	[mm <sup>2</sup> ]
$A_s$	Oppervlakte verticale wapening binnen afstand h/4 t.o.v. einde balk	[in. <sup>2</sup> ]
$C$	Interne drukkracht	[N]
$F_k$	Spallingskracht	[kN]
$I$	Traagheidsmoment van de equivalente doorsnede	[mm <sup>4</sup> ]
[K]	Stijfheidsmatrix	[N/mm]
$L$	Afstand van het belastingsoppervlak tot aan de locatie waar de voorspankracht uniform verdeeld wordt over de diepte van het betonelement	[mm]
$M_j$	Solliciterende moment veroorzaakt door $P_{cb}$ en de voorspankracht	[kNm]
$P_{cb}$	Resultante van de drukspanningen onder de snede	[kN]
$P_0$	Voorspankracht	[kN]
$T$	Interne trekkracht	[N]

## Griekse symbolen

$\alpha_{ct}$	Coëfficiënt die rekening houdt met langeduureffecten	[/]
$\alpha_e$	Relatieve verplaatsing	[/]
$\alpha_{p1}$	MC2010 overdrachtslengtecoëfficiënt i.f.v. manier van voorspanning	[/]
$\alpha_{p2}$	MC2010 overdrachtslengtecoëfficiënt i.f.v. type berekening	[/]
$\alpha_{p3}$	MC2010 overdrachtslengtecoëfficiënt i.f.v. type voorgespannen element	[/]
$\alpha_1$	EC2 overdrachtslengtecoëfficiënt i.f.v. manier van voorspanning	[/]
$\alpha_2$	EC2 overdrachtslengtecoëfficiënt i.f.v. geometrie voorgespannen element	[/]
$\gamma_c$	Partiële factor voor beton	[/]
$\eta_{p1}$	MC2010 hechtsterktecoëfficiënt i.f.v. type voorgespannen element	[/]
$\eta_{p2}$	MC2010 hechtsterktecoëfficiënt i.f.v. positie voorspanstrengen	[/]
$\eta_1$	EC2 hechtsterktecoëfficiënt i.f.v. type voorgespannen element	[/]
$\eta_2$	EC2 hechtsterktecoëfficiënt i.f.v. hechtingsgedrag	[/]
$\sigma_{pi}$	Voorspanning op moment van loslaten	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_r$	Radiale drukspanningen	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{tk}$	Spallingspanning	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\sigma_{tk,max}$	Maximale spallingspanning	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\tau_r$	Wrijvingsweerstand	[N/mm <sup>2</sup> ]
$\phi$	Diameter voorspanstreng	[mm]

# Abstract – Nederlandstalige versie

Voorgespannen holle vloerelementen zijn een actuele en veelbelovende toepassing binnen de bouwkunde doordat ze potentieel grote overspanningen realiseren met behoud van een slank ontwerp. Echter, voorspanning induceert trekspanningen in de verankeringszones van deze elementen. Deze trekspanningen dienen door de treksterkte van het beton opgenomen te worden. De literatuur met betrekking tot deze trekspanningen is echter nog steeds gering. Deze masterproef focust op het onderzoek naar het begroten van één type van trekspanningen, meer bepaald de spallingspanning op basis van vijf theoretische methodes.

Er wordt het onderscheid gemaakt tussen methodes gebaseerd op een vakwerkanalogie, ontworpen door Kupfer, (modified) Gergely-Sozen (MGS) en Rik Steensels, en een eindig-elementenmethode (EEM) opgesteld door Den Uijl. Deze methodes worden toegepast op twee verschillende configuraties: geometrieën SP320 en SP400.

Uit de resultaten blijkt dat de spallingspanning op basis van Den Uijl het grootst is omdat er gewerkt wordt met een equivalente I-sectie in plaats van de globale geometrie te beschouwen. Verder worden de resultaten van de vakwerkmodellen aanzienlijk beïnvloed door de aannames met betrekking tot de hefboomsarm en het momentenevenwicht. Kupfer en GS maken conservatieve aannames die leiden tot het over- of onderschatten van spalling. Daarentegen wordt het spallingsfenomeen door het model van Rik Steensels het meest reëel begroot.



# Abstract – English version

Pre-stressed hollow core slabs are an auspicious concept within civil engineering because large spans can be realized while maintaining a slim design. However, prestressing induces tensile stresses in the anchoring zones of the hollow core slabs. These tensile stresses must be compensated by the tensile strength of the concrete. The literature relating to these tensile stresses is still limited. Therefore, this master's thesis focuses on the calculation of one type of tensile stress, more specifically spalling stress through five theoretical models.

The distinction is made between methods based on strut-and-tie models (STM), designed by Kupfer, (modified) Gergely-Sozen (MGS) and Rik Steensels, and a finite element method (FEM) by Den Uijl. These methods are applied to two different configurations: Geometries SP320 and SP400.

The results show that the FEM of Den Uijl results in more spalling stresses compared to STM-methods because an equivalent I-section is used instead of considering the global geometry. Furthermore, the results of the STM are significantly influenced by the assumptions regarding the lever arm and the moment equilibrium. Conservative assumptions are made by Kupfer and GS which causes an over- or underestimating of spalling. In conclusion, spalling estimated by the model of Rik Steensels demonstrated the highest accuracy.





# 1 Inleiding

Een manier om de capaciteit van holle vloerplaten te vergroten bestaat erin om deze betonelementen op voorhand voor te spannen. Voorspanning omvat het principe waarbij elementen, die initieel over een beperkte trekcapaciteit beschikken, inwendig onder druk worden geplaatst met als doel de trekcapaciteit van deze elementen te vergroten. Voorspanning kan centrisc of excentrisch aangebracht worden. Tijdens dit onderzoek wordt enkel excentrische voorspanning behandeld [1] - [2].

De spanningen die geïnduceerd worden ten gevolge van het voorspannen van holle vloerplaten zorgen voor bijkomende lokale effecten op het beton. De spanningsdiscontinuïteiten tussen de gedrukte en niet gedrukte zones in het beton resulteren in interne druk- en trekspanningen. De zone in het beton ter hoogte van de voorspankracht staat onder druk en de zone erboven onder trek. Beton heeft een zeer lage capaciteit voor het opnemen van trekspanningen waardoor er scheuren kunnen ontstaan [1] - [2].

De ontwikkelde inwendige trekspanningen kunnen verdeeld worden in drie categorieën: *spalling*, *bursting* en *splitting*. Dit onderzoek focust zich enkel op het fenomeen van spallingspanning. Tot op heden is het effect van deze geïnduceerde spallingspanning nog niet in zijn totaliteit gekend [1] - [2].

Normaliter wordt er voor constructieve berekeningen steeds beroep gedaan op de desbetreffende Eurocode. Voor dit specifieke fenomeen ten gevolge van de voorspankracht biedt de genormeerde Eurocode 2 echter geen sluitende oplossing. Eurocode 2 gaat uit van een staafwerkmodel. Dit is een algemene module of een soort van ambigue paraplu-clausule waarin veel ondergebracht kan worden. In Eurocode 2 wordt er ofwel uitgegaan van een equivalent rekenmodel zonder hier verder over uit te weiden ofwel worden er geen concrete rekenmodellen gegeven [1], [3] - [4].

Daarnaast kan er door het fabricageproces van voorgespannen holle vloerelementen geen wapening voorzien worden om deze optredende trekkrachten op te nemen. De scheuren ten gevolge van spalling treden al op vlak nadat de voorspankracht op het verse beton wordt losgelaten. Deze scheuren ten gevolge van spallingspanningen vormen soms reële problemen met betrekking tot de maximale toegelaten scheurvorming voor beton [1] - [2].

Het doel van deze thesis is het onderzoeken, kritisch analyseren en vergelijken van vijf bestaande methodes die het probleem rond spalling begroten. Deze thesis is opgebouwd uit zes hoofdstukken. Hoofdstuk 2 behelst een uitgebreide literatuurstudie. Dit omvat onder andere het algemeen principe van geprefabriceerde holle vloerplaten. Verder worden verschillende algemene principes besproken van voorspanning in betonelementen die relevant zijn voor dit onderzoek. Hierna worden enkele algemene definities besproken die betrekking hebben op spalling en pertinent zijn voor het begrijpen van dit probleem. Vervolgens wordt een onderdeel van de literatuur besproken dat het verschil weergeeft tussen de Europese en Amerikaanse manier van het definiëren van spalling. Dit toont aan dat de literatuur over spalling afhankelijk is van de plaats waar het probleem besproken wordt. Ten slotte worden er twee verschillende algemene berekeningsmethodes besproken waarop het probleem rond spalling begroot kan worden.

In hoofdstuk 3 worden twee geometrieën, SP320 en SP400, toegelicht die gebruikt worden voor het vergelijken van de verschillende methodes om spalling te begroten. Daarnaast zullen twee verschillende productieprocessen beschreven worden waarmee voorgespannen geprefabriceerde holle vloerplaten gemaakt kunnen worden.

Hoofdstuk 4 geeft een uitgebreid beeld van de bestaande literatuur met betrekking tot de berekeningswijze van het spallingsfenomeen. Een overzicht van de verschillende gehanteerde methodes wordt gegeven in combinatie met de fundamentele principes waarop de methodes opgebouwd zijn. De methodes die besproken worden zijn de volgende: Den Uijl, Kupfer, Rik Steensels en (modified) Gergely-Sozen. Verder worden de formules voor de spallingskracht en spallingspanning getoond voor iedere methode.

In hoofdstuk 5 worden de resultaten besproken. Hierin wordt per model de spallingskracht en indien mogelijk de spallingspanning weergegeven. De resultaten worden weergegeven in tabel- en grafiekvorm. Verder wordt er een vergelijking gemaakt van het verschil in inwendige hefboomsarm tussen de verschillende modellen.

Hoofdstuk 6 geeft een kritische reflectie voor iedere methode die besproken werd in hoofdstuk 4. Dit impliceert een opsomming en vergelijking van de verschillende aannames en de vereenvoudigingen die door de beschouwde modellen gemaakt worden. Bijkomend wordt voor iedere methode een verklaring gezocht voor de bekomen resultaten in hoofdstuk 5.

In hoofdstuk 7 worden de verschillende berekeningsmethodes en de bijhorende resultaten vergeleken met elkaar. Bijkomend wordt er een verklaring gezocht voor de verschillen in spallingskracht en spallingspanning.

Tot slot geeft hoofdstuk 8 een overzicht van de belangrijkste conclusies betreffende het uitgevoerde onderzoek. Daarnaast wordt vooruitgeblikt naar de mogelijkheden tot verder onderzoek om het spallingsfenomeen experimenteel te begroten.

## 2 Literatuurstudie

### 2.1 Voorgespannen geprefabriceerde holle vloerplaten

#### 2.1.1 Geprefabriceerde holle vloerplaten

Vandaag de dag wordt in elke sector en in elk segment van de samenleving sterk ingezet op duurzaamheid om zo de levenskwaliteit voor de komende generaties te garanderen. De bouwsector speelt in deze ontwikkeling een centrale rol door haar impact op het milieu. Deze impact heeft niet enkel betrekking op het energieverbruik tijdens het bouwen maar ook over het al dan niet efficiënt benutten van de voorhanden zijnde bouwmaterialen [5].

Door gebruik te maken van geprefabriceerde voorgespannen holle vloerplaten (zie Fig. 1) wordt deze impact sterk beperkt. De holle vloerelementen worden in gecontroleerde, klimatologische omstandigheden geproduceerd met als gevolg dat emissie, afval, geluidsniveau en de eventuele recyclage van de bouwmaterialen eenvoudig gecontroleerd kunnen worden. Daarnaast beschikt beton over duurzame eigenschappen [5].

Hierdoor past het gebruik en de productie van geprefabriceerde holle vloerplaten enerzijds volkomen in het eerder vernoemde duurzaamheidskader en biedt het anderzijds een antwoord op de eisen van de klant omtrent o.a. bouwefficiëntie, mogelijkheid tot hergebruik, recyclage en een efficiënt materiaalgebruik [5].

Geprefabriceerde holle vloerelementen bieden de volgende belangrijke voordelen [5]:

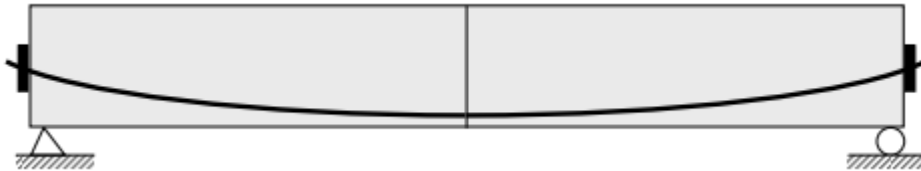
- lager eigen gewicht;
- hoog draagvermogen;
- voordelige oplossing;
- hoge bouwsnelheid;
- efficiënte verhouding tussen overspanning en dikte van het element, ...



*Figuur 1: Geprefabriceerde holle vloerelementen [5, p. 9]*

## 2.1.2 Voorspanning

Een manier om de capaciteit van holle vloerplaten te vergroten bestaat erin om deze betonelementen op voorhand voor te spannen. Voorspanning omvat het principe waarbij elementen die initieel over een beperkte trekcapaciteit beschikken inwendig onder druk worden geplaatst met als doel de trekcapaciteit van deze elementen te vergroten. Voorspanning kan zowel centrisc als excentrisch aangebracht worden. Ter illustratie wordt het tracé van centrisc voorspanning voor een ligger op twee steunen afgebeeld in Figuur 2. Tijdens dit onderzoek wordt enkel excentrische voorspanning behandeld [1], [6] - [7].

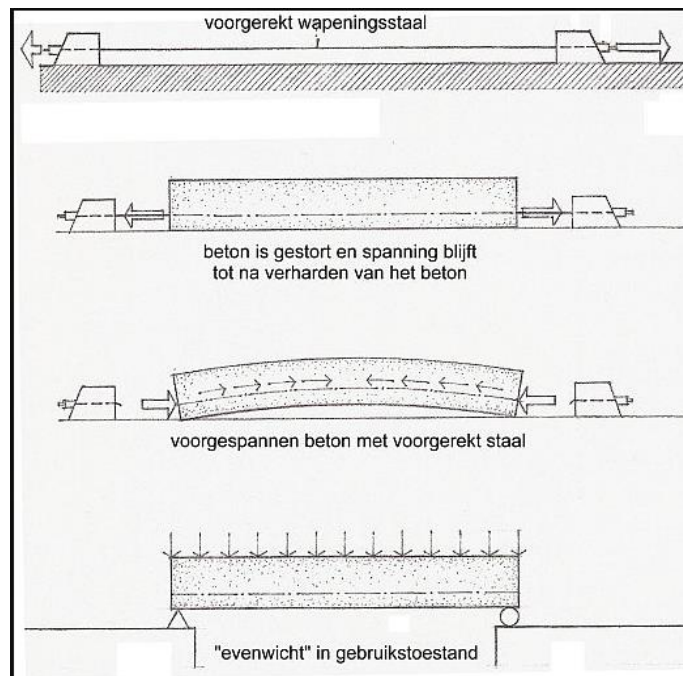


*Figuur 2: Tracé van de voorspanwapening voor een ligger op 2 steunen [6, p. 15\_4]*

Bijgevolg is het principe van voorspanning economisch interessant. Eenzelfde element kan voorgespannen grotere spanningen opnemen waardoor grotere overspanningen behaald kunnen worden of anders gesteld er slankere elementen gebruikt kunnen worden [6].

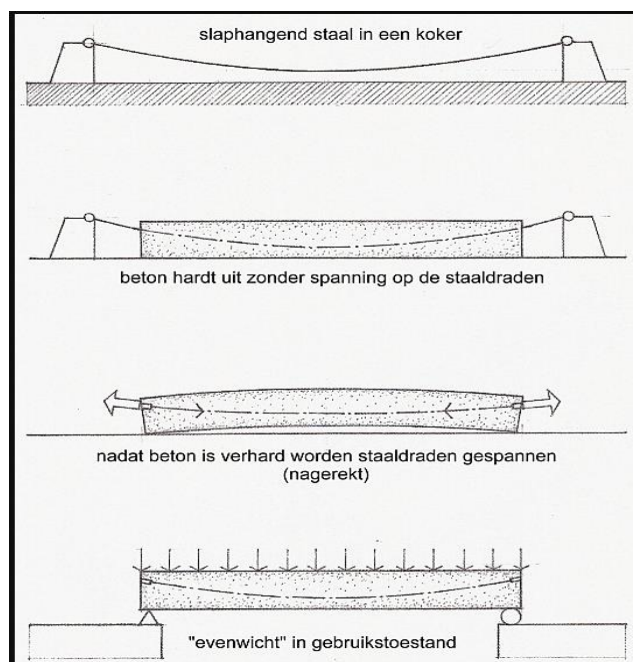
De spanningen die geïnduceerd worden ten gevolge van het voorspannen van holle vloerplaten zorgen voor bijkomende lokale effecten op het beton. De spanningsdiscontinuïteiten tussen de gedrukte en niet gedrukte zones in het beton resulteren in interne druk- en trekspanningen. De zone in het beton ter hoogte van de voorspankracht staat onder druk en de zone erboven onder trek. Beton heeft een zeer lage capaciteit voor het opnemen van trekspanningen waardoor er scheuren kunnen ontstaan [1].

Er bestaan twee methodes om voorspanning te verwekken. Meer specifiek door voor te spannen met voorgerekt of nagerekt staal. Bij voorgerekte voorspanning (zie Fig. 3) worden de voorspanstrengen aangespannen in de bekisting. Daarna wordt het beton rond de voorspanraden gestort. Vervolgens, na het voldoende verharderen van het beton, worden de strengen ontspannen en zal de voorspanning door de kleef tussen het staal en het beton overgedragen worden naar het beton [6] - [7].



Figuur 3: Principe van voorgerekt staal [8]

Bij nagerekt voorspannen (zie Fig. 4) worden er kokers met de voorspandraden in ontspannen toestand aangebracht in de bekisting. Vervolgens wordt het beton gestort en gewacht tot het beton een voldoende hoge druksterkte heeft ontwikkeld. Wanneer deze toestand bekomen is, worden de voorspandraden opgespannen aan de ankerblokken. Op deze wijze wordt de overspanning overgedragen op het beton. Tot slot wordt de vrije ruimte rondom de voorspanstrengen opgevuld met een speciale injectiemortel ter bescherming tegen corrosie van het staal en als hechting tussen het beton en het staal [6].



Figuur 4: Principe van nagerekt staal [8]

## 2.2 Aanhechting

### 2.2.1 Algemeen

Een voldoende hechting tussen het staal en het beton is een noodzakelijk aspect in de werking van voorspanbeton. De spanningen in de voorspandraden, geïnduceerd ten gevolge van de voorspanning, dienen overgedragen te worden aan het omliggende beton. Deze overdracht van spanningen wordt verwezenlijkt door de zogenaamde hechtingsspanningen (*prestress transfer bond*) en treden op over de totale overdrachtslengte [7], [9].

Daarnaast heeft het voorspanstaal nog een andere specifieke functie. Een functie die gelijkaardig is aan de functie van niet-voorgespannen wapening. Meer in detail, een scheur in het beton leidt tot een lokale verhoging van de trekspanningen in de wapening. Deze verhoging van trekspanningen wordt door de voorspanwapening overgedragen aan het beton. De hechtspanningen die hierbij ontstaan worden *flexural bond* genoemd [7], [9].

### 2.2.2 Hechtingsmechanisme

Er kunnen drie soorten hechtingsmechanisme onderscheiden worden. Deze drie hechtingsmechanismen worden in de volgende paragraaf besproken en zijn gelieerd aan volgende aspecten: chemische adhesie, mechanische weerstand en wrijving tussen het beton en het staal [7], [10].

#### Initiële hechting

De initiële hechting bestaat uit twee fenomenen. De eerste bijdrage tot de initiële hechting is de adhesie tussen enerzijds de moleculen van het beton en het staal en anderzijds de moleculen in het beton onderling. Deze bijdrage aan de initiële hechting is zeer klein. Het tweede fenomeen is de haakweerstand ten gevolge van de mortel die indringt in de oneffenheden op het staaloppervlak. Lichte roestvorming op het voorspanstaal verhoogt de oppervlakteruwheid en is bijgevolg gewenst [7]. Algemeen beschouwd is de initiële hechting zeer beperkt bij relatief kleine verplaatsingen van het staal ten opzichte van het beton (*slip*). Hierdoor wordt de initiële hechting al vernietigd waardoor deze in de praktijk genegeerd wordt [2], [7], [11].

## Wrijving

In het geval van gladde stalen draden treedt er een wrijvingsmechanisme op indien de initiële hechting verbroken wordt. Om een wrijvingsweerstand op te wekken zijn radiale drukspanningen  $\sigma_r$  nodig. De wrijvingscoëfficiënt  $c_w$  wordt constant gehouden. De wrijvingskracht  $\tau_r$  is nu [2], [7], [9]:

$$\tau_r = c_w \cdot \sigma_r \quad (1)$$

De radiale drukspanningen activeren derhalve het wrijvingsmechanisme. Deze drukspanningen kunnen op verscheidene wijzen veroorzaakt worden en zijn de respons van het beton op bepaalde acties van de voorspanstreng. Deze verschillende acties worden hieronder opgesomd [7], [2].

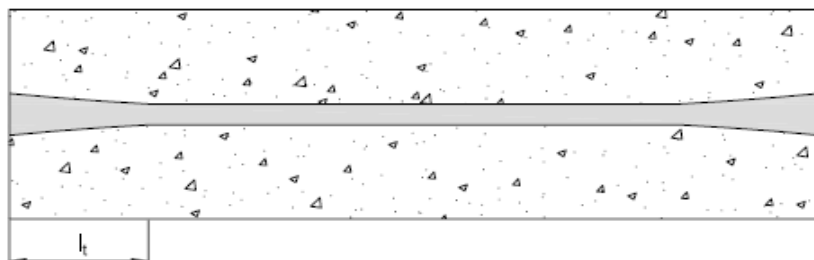
### 1. Het bezwijken van het fysische interlock

Nadat de initiële hechting van het systeem faalt, activeert het systeem van het fysisch interlock zich. Dit systeem wordt gekenmerkt door het verhogen van de radiale drukspanningen waarbij kleine cementkorrels zich langs de voerspandrazen verzamelen met als doel om de verdere indringing van de voerspandraad te verhinderen [2], [7], [9], [12] - [13].

### 2. Het Hoyer effect of het wigeffect

Het Hoyer effect is rechtstreeks gelieerd aan het Poisson effect van zijn materiaal [7], [14]. Een verandering in spanning leidt tot het optreden van een dwarsvervorming. Ter plaatse van de overdrachtszone treedt een dwarsvervorming van de staaldraad op. Aan de uiteinden van de holle vloerelementen neemt de dwarsdoorsnede toe ten gevolge van de staalspanning die in deze zone lokaal verlaagt bij het ontspannen van de voorspanstreng. Bovendien nemen zowel de radiale drukspanningen toe in de overgangszone alsook ontstaat er wigvorming aan beide uiteinden van de holle vloerelementen door de toename van de dwarsdoorsnede van de staaldraad. In een studie van Janny [15] is aangetoond dat dit de voornaamste oorzaak is van het ontstaan van radiale drukspanningen [2], [7], [9], [12] - [13].

Tijdens het ontspannen van de voorspanstrengen variëren de axiale spanning van nul, ter hoogte van de uiteinden, tot de normale waarde van de voorspanning op een zekere afstand in het element. Deze graduele toename van de axiale spanningen impliceert dat de dwarsdoorsneden van de voerspandrazen een wig zullen vormen zoals getoond in Figuur 5. Deze wigvorming is enkel actief langs de overdrachtslengte  $l_t$  en bevordert de aanhechting [16] - [17].



Figuur 5: Wigvorming t.g.v. het Poisson effect [16, p. 11]



### 3. Lack of fit

Dit specifieke fenomeen bij voorspanstrengen wordt gekenmerkt door Figuur 6. Zoals afgebeeld op Figuur 6 zijn de dwarsdoorsneden van de zevendraadsstrengen niet volledig congruent. De zes draden rondom de middelste draad sluiten niet nauw aan waardoor een opening gevormd wordt tussen de draden. Cementdeeltjes kunnen deze opening opvullen met als resultaat dat er opnieuw een wigmechanisme gecreëerd wordt bij relatieve verplaatsingen van de voorspanstreng ten opzicht van het beton. De wigvorming induceert een bijkomende wrijvingsterm en bevordert op deze manier de hechting tussen het staal en het beton. Het lack of fit effect kan verklaard worden door [7], [16]:

- verschillende torsiehoeken voor de afzonderlijke draden;
- verschillende vormen van de verschillende draden;
- een te grote diameter van de middelste draad van de zevendraadsstreng.



*Figuur 6: Lack of fit [7, p. 17]*

### 4. Pitch effect

Het pitch effect is berust op het vastklemmen van de zevendraadsvoorspanstreng in het beton bij ontspanning. Tijdens de fabricage zal het beton zich rond de voorgespannen streng hullen waardoor een continu vlak gecreëerd wordt tussen het beton en de stalen voorspanstreng. Bij ontspanning, na volledige uitharding van het beton, ontstaat een extra wrijvingsweerstand tussen het staal en het beton die een positieve bijdrage levert aan de hechtingssterkte [7].

### 5. Het slaglengte effect

Dit is een effect dat getypeerd wordt met een mechanisme dat vergelijkbaar is bij een bandrem. Het verhogen van de axiale trekspanningen in een gebogen element leidt tot de toename van enerzijds de radiaal gerichte drukspanningen en anderzijds de wrijvingsweerstand [7], [9].

### 6. De torsiestijfheid van de draden

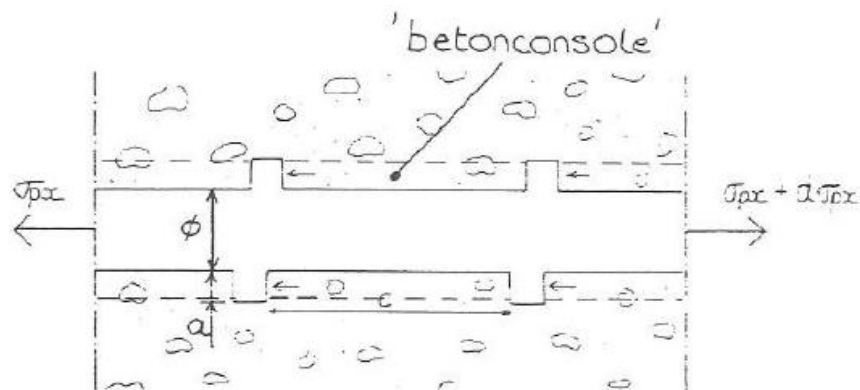
De torsiestijfheid van een draad heeft betrekking op het feit dat de spoel van de kabel evenredig wil verkorten over de lengte. Dit wordt tegengewerkt door het omliggende beton waardoor wringing in de kabel veroorzaakt wordt en bijkomend radiale spanningen geïnduceerd worden aan het contactoppervlak. De invloed van de bijkomende wrijvingsterm ten gevolge van de torsiestijfheid van de draden is echter zeer beperkt [7], [9].

## 7. De verhinderde betonkrimp

De wrijving ontstaan door verhinderde betonkrimp is wrijving die ontstaat wanneer de voorspanstrengen het krimpen van het beton belemmeren. Hierdoor worden radiale druk- en ringtrekspanningen opgewerkt die een extra wrijvende werking hebben. De invloed van de bijkomende wrijvingsterm ten gevolge van de verhinderde betonkrimp is echter zeer klein [7], [11].

### Afschuiving

Bij geprofileerde stalen draden, m.a.w. draden met een verbeterde hechting, ontstaat er een afschuifmechanisme van de betonconsoles en de stalen ribben van de geprofileerde draad. De betonconsoles die gevormd worden tussen de opeenvolgende profielen van de draad verbeteren de hechting danig ten opzicht van gladde staven. In dit opzicht zijn de betonsterkte en de relatieve riboppervlakte belangrijke parameters. Figuur 7 toont de betonconsole tussen de ribben van de geprofileerde wapening [7], [9], [18].



Figuur 7: Betonconsole tussen de ribben van de geprofileerde wapening [7, p. 12]

### 2.2.3 Factoren die hechting beïnvloeden

Uitgebreid onderzoek is reeds uitgevoerd naar parameters die de aanhechting aan het contactoppervlak tussen het staal en het beton beïnvloeden. Hieruit blijkt dat een groot aantal parameters of eigenschappen een significante invloed uitoefenen op de aanhechting [19]. De verschillende parameters worden thematisch besproken.

#### Beton

##### 1. De betondruksterkte

De aanhechting tussen het gladde voorspanstaal en het beton berust voornamelijk op wrijving en wordt enkel onrechtstreeks, via het afschuifmechanisme, door de betondruksterkte

beïnvloedt. De samenwerking tussen staal en beton is hierdoor van belang en deze samenwerking wordt rechtstreeks beïnvloed door de treksterkte van het beton [7], [9].

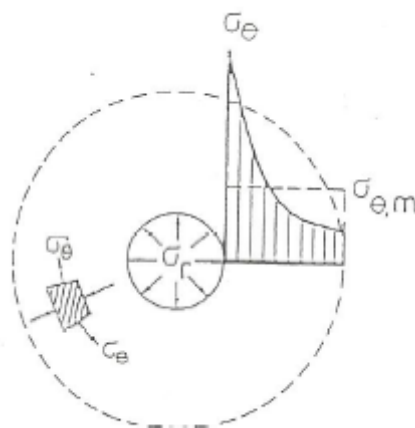
Daarnaast bestaat er een omgekeerd evenredig verband tussen de betondruksterkte enerzijds en de overdrachtslengte anderzijds [20]. Dit wijst op een verhoging van de aanhechting tussen staal en beton bij betonmengsel met een hogere betondruksterkte [21]. Bovendien heeft de water/cement verhouding ook een impact op de mate van aanhechting. Een lage water/cement verhouding leidt tot een betere aanhechting [22] - [24].

## 2. Het type beton

In de literatuur is reeds onderzoek verricht naar de aanhechtingseigenschappen van lichtgewicht beton. Uit [25] - [26] blijkt dat het gebruik van lichte betonmengsels afgeraden wordt omwille van de te lage treksterkte in vergelijking met de normale betonmengsels.

## 3. De betondekking

De voorspanstreng wordt door het beton omhult en hierbij wordt het omhullende beton beschouwd als een dikwandige cilinder. Deze dikwandige cilinder is onderhevig aan een inwendige belasting. Deze inwendige belasting wordt zowel beïnvloed door het Hoyer effect en het lack of fit effect van de voorspandraad als door het effect afkomstig van het vastlopen van de afgebrokkelde cementdeeltjes. Ten gevolge van de belasting treden tangentiële trekspanningen en radiale drukspanningen,  $\sigma_\theta$ , op in de dikwandige cilinder. De spanningsverdeling in de dikwandige cilinder wordt afgebeeld op Figuur 8 [2], [7], [27].

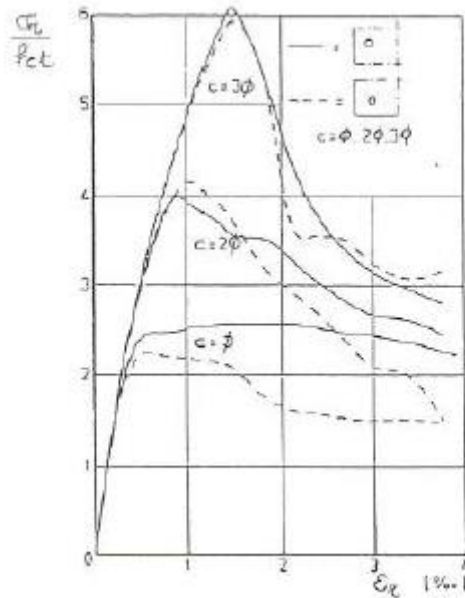


Figuur 8: Lineair-elastische spanningsverdeling in dikwandige cilinder [7, p. 22]

Het begrip *tension softening* volgt uit Figuur 8. Door het opvoeren van de tangentiële spanningen zal bij een zekere waarde voor de trekspanning de treksterkte in het beton bereikt worden met als resultaat dat in het beton microscheuren optreden (piekwaarde op de spanningscurve wordt bereikt). Een verdere toename van tangentiële spanningen (het dalende gedeelte van de spanningscurve wordt nu doorlopen) leidt tot de vergroting van de scheuren waardoor de stijfheid van het beton vermindert. Gedurende het fenomeen van *tension softening* worden spanningen nog steeds overgedragen door het beton maar zal het beton minder stijf reageren op radiale verplaatsingen [7].

De val van de radiale drukspanningen heeft als gevolg dat de lokale contact- schuifspanningen niet verder toenemen waardoor de hechting afneemt. Hierdoor moet de overdrachtslengte groter worden om de voorspanning over te zetten op het beton [7].

Uit Figuur 9 volgt dat de betondekking voldoende groot moet zijn om zo de benodigde tangentiële trekspanningen te kunnen opvangen waardoor een goede aanhechting verzekerd wordt [8].



Figuur 9: Niet lineaire betonresponsie van een betoncilinder onder invloed van inwendige verplaatsingsgestuurde belasting [7, p. 23]

Dit wordt bevestigd door experimenteel onderzoek, uitgevoerd door Do Carmo en Lopes [28] en Torre-Casanova [29]. Hieruit blijkt dat een grotere betondekking de hechting tussen het staal en het beton versterkt. Evenwel dient opgemerkt te worden dat er een bovenlimiet gesteld is aan het voordelige effect van het verhogen van de betondekking.

Verder speelt de onderlinge afstand tussen de voorspanstrengen een rol. Indien de spreiding tussen de strengen gering is, zullen de strengen elkaar onderling beïnvloeden. Deze beïnvloeding heeft geen negatieve impact op de aanhechting [7].

#### 4. De verdichting

De verdichting is eveneens een belangrijke parameter die de hechting beïnvloedt. Luchtinsluitingen op het contactoppervlak tussen staal en beton zorgen voor een vermindering van de wrijvingsweerstand. Een niet homogene verdichting is dus nefast voor de aanhechting omdat het contactoppervlak geringer wordt. Verder wordt het gebruik van droog beton bij de vervaardiging van holle vloerplaten afgeraden omdat dit type van beton moeilijk te verdichten is vlakbij de voorspanstreng [7].

## Staal

### 1. De vorm

De vorm van de voerspandraden beïnvloedt de aanhechting door het lack of fit effect en het slaglengte effect [7].

### 2. Het aantal en de dikte van de voerspandraden

Door gebruik te maken van meerdere kleinere draden wordt een groter contactoppervlak gecreëerd dan bij het gebruik van één enkele grote kabel [7].

### 3. De oppervlakteruwheid

De oppervlakteruwheid van het staal is een belangrijke parameter in de krachtoverdracht en heeft eerder betrekking op de initiële hechtsterkte [7], [13].

## De belasting

### 1. De wijze van overdracht van de voorspanning op het element

De voorspanning kan op twee verschillende manieren aangebracht worden [7], [9]:

- d.m.v. het doorzagen van het betonnen element en het doorsnijden van de opgespannen strengen;
- de trekkracht in de verankering wordt geleidelijk aan verminderd.

Bij holle vloerplaten wordt de voorspankracht niet geleidelijk aangebracht. Bijgevolg wordt hierdoor een grotere overdrachtslengte verkregen [7], [9].

### 2. De staalspanningsverandering

Een verhoging van de staalspanning leidt een grotere aanhechtweerstand in. Daarnaast leidt een verlaging van de staalspanning een lagere aanhechtweerstand in. Het Hoyer effect, dat reeds besproken werd, verklaart dit [7].

### 3. Een herhaalde belasting

Indien de reeds bestaande buigtrekscheuren, ten gevolge van een herhaalde belasting, in het beton zich openen wordt de samenwerking tussen het beton en het staal negatief beïnvloed. Echter, de samenwerking tussen staal en beton blijft intact indien de scheuren gesloten blijven [7], [30].

#### 4. De spanningstoestand in het beton

De spanningstoestand in het beton beïnvloedt ook de aanhechting. Stocker en Sozen [31] beschrijven dat de aanwezigheid van radiale drukspanningen op het beton rondom een voorspanstreng een significante verhoging van de initiële aanhechtweerstand induceert. Met andere woorden, de spanningstoestand rondom de voorspanstrengen hebben een impact op de mate van aanhechting [7], [9].

### 2.2.4 Conclusie

Op basis van bovenstaande informatie, verkregen uit de literatuur, wordt de aanhechtsterkte hoofdzakelijk bepaald op basis van de drie volgende bijdragen:

- het hoyer effect;
- het lack of fit effect;
- het pitch effect.

Deze drie parameters zijn afzonderlijk moeilijk te begroten. Van de overige parameters die de aanhechtweerstand beïnvloeden wordt abstractie gemaakt.

## 2.3 Definities

### 2.3.1 Algemeen

Om de capaciteit van betonnen vloerplaten te vergroten kunnen deze elementen voorgespannen worden. Het voorspannen van deze elementen heeft echter een negatief effect op de eindzones van de elementen. Het aanbrengen van een voorspankracht zorgt ervoor dat inwendige trek- en drukspanningen geïnduceerd worden in de eindzones van de elementen. Deze spanningen geven aanleiding tot scheuren en kunnen een probleem vormen. Eerst worden de parameters besproken die een invloed hebben op de eindzones van een element, met andere woorden de zone van de elementen waar deze inwendige spanningen optreden. Daarna worden de verschillende soorten spanningen die optreden toegelicht [32].

## 2.3.2 Parameters

### Overdrachtslengte $l_t$

De overdrachtslengte  $l_t$ , *transfer length*, is de lengte die de voorspanstreng nodig heeft om de voorspankracht volledig over te brengen op het beton. Voor het bepalen van de overdrachtslengte bestaat er een ruim aanbod aan formules die elk afhankelijk zijn van verschillende parameters. De meest relevante formules voor deze thesis worden hieronder opgelijst [16].

Eurocode 2-2005 [3]

$$l_t = \alpha_1 \alpha_2 \phi \frac{\sigma_{pi}}{\eta_1 \eta_2 f_{cti}} \quad (2)$$

In Eurocode 2 [3] wordt de overdrachtslengte bepaald door formule 2.  $\alpha_1$  is een parameter die rekening houdt met de manier waarop de voorspankracht wordt aangebracht. Als de voorspankracht geleidelijk aan wordt aangebracht is de parameter 1,0. Indien de voorspanstrengen plots worden losgelaten dan is de parameter 1,25.  $\alpha_2$  is de parameter die de geometrie van de voorspankabel in rekening brengt. Voor ronde strengen is de waarde gelijk aan 0,25 en voor 3- of 7-draadstrengen is  $\alpha_2$  gelijk aan 0,19. De factor  $\eta_1$  brengt het type voorgespannen element in rekening. Bij 3- en 7-draadstrengen bedraagt de factor 3,2 en voor andere voorspanstrengen bedraagt de factor 2,7.  $\eta_2$  brengt het hechtingsgedrag tussen het staal en het beton in rekening. Indien de hechting goede eigenschappen heeft, is de factor 1,0. Voor alle andere gevallen is de factor 0,7.  $\phi$  staat symbool voor de diameter van de voorspanstreng en  $\sigma_{pi}$  voor de waarde van de voorspanning op het moment van loslaten. De laatste parameter is  $f_{cti}$  en is afhankelijk van de betontreksterkte op het moment van loslaten. De rekenwaarde van de betontreksterkte  $f_{cti}$  wordt bepaald a.d.h.v. formule 3 uit Eurocode 2.

$$f_{cti} = \frac{\alpha_{ct} 0,7 f_{ctm}(t)}{\gamma_c} \quad (3)$$

De coëfficiënt die rekening houdt met de langetermijneffecten,  $\alpha_{ct}$ , bedraagt 1,0.  $f_{ctm}(t)$  is de axiale betontreksterkte op tijdstip t en wordt gegeven door  $0,30 f_{ck}^{2/3}$ . De parameter  $\gamma_c$  is de partiële factor voor beton en is gelijk aan 1,5.

MC 2010 [33]

$$l_t = \alpha_{p1} \alpha_{p2} \alpha_{p3} \frac{A_p}{\pi \phi} \frac{\sigma_{pi}}{\eta_{p1} \eta_{p2} f_{cti}} \quad (4)$$

Formule 4, voorgesteld in de CEB Fib Model Code 2010 [33], is gelijkend aan formule 2 uit Eurocode 2 [3]. De  $\alpha_{p1}$  factor brengt de manier waarop de voorspankracht wordt aangebracht in rekening. Als de voorspankracht geleidelijk aan wordt aangebracht is de factor 1,0. Indien de voorspanstrengen plots worden losgelaten dan is de factor 1,25.  $\alpha_{p2}$  is afhankelijk van het soort berekening waar de overdrachtslengte voor gebruikt wordt. Indien het berekeningen zijn voor moment- en dwarskrachtcapaciteit dan is de factor 1,0. Als de formule gebruikt wordt voor het nagaan van de dwars spanningen in de eindzone dan is de factor 0,5.  $\alpha_{p3}$  hangt af van de hechtingseigenschappen van het element. De parameter is gelijk aan 0,5 indien er strengen gebruikt worden en 0,7 als er specifiek krimpstrengen gebruikt worden.  $\eta_{p1}$  brengt het type van voorgespannen element in rekening. Bij 7- draadstrengen bedraagt de factor 1,2 en voor andere voorspanstrengen bedraagt de factor 1,4.  $\eta_{p2}$  is afhankelijk van de positie van de voorspanstrengen. De parameter is 1,0 voor alle strengen met een hoek tussen 45° en 90° met de horizontale die zich minstens 250 mm boven de onderkant en 300 mm onder de bovenkant bevinden. In alle andere gevallen is  $\eta_{p2}$  gelijk aan 0,7. De geometrische eigenschappen van de strengen worden weergegeven in de parameter  $A_p$ ,  $\phi$  staat symbool voor de diameter van de voorspanstreng en de betontreksterkte op het moment van loslaten is  $f_{cti}$  (formule 3). De waarde van de voorspanning op het moment van loslaten is  $\sigma_{pi}$ .

Mitchell [34]

$$l_t = \frac{\sigma_{pi} \phi}{20,7} \sqrt{\frac{20,7}{f_{ci}}} \quad (5)$$

Fip-Recommendations [35]

$$l_t = C_t \phi \sqrt{\frac{\sigma_{pi}}{f_{co}}} \quad (6)$$

De parameter  $C_t$  bedraagt 7 (ondergrens / 5% grens), 10 (gemiddelde waarde) of 13 (bovengrens / 95% grens).

Uitspreidingslengte  $l_m$

De uitspreidingslengte  $l_m$ , *transmission length*, is de lengte die nodig is om een lineaire spanningsverdeling te krijgen over de hoogte van het element. De uitspreidingslengte is groter dan de overdrachtslengte. De eindzone van een voorgespannen element wordt bepaald door de uitspreidingslengte. De afstand vanaf het eindvlak van het element tot het einde van de uitspreidingslengte is de eindzone [16], [34].



$$l_m = \sqrt{d^2 + l_t^2} \quad (7)$$

In Eurocode 2 [3] wordt de uitspreidingslengte bepaald door formule 7. Deze formule is afhankelijk van de overdrachtslengte  $l_t$  en de afstand  $d$  tussen het zwaartepunt van de voorspanstrengen en de bovenrand van het betonelement.

$$l_m = \sqrt{h^2 + 0,6l_t^2} \quad (8)$$

Formule 8 geeft de formule voor de uitspreidingslengte weer volgens de Model Code [33]. De parameters in deze formule zijn de overdrachtslengte  $l_t$  en de volledige hoogte  $h$  van het betonelement.

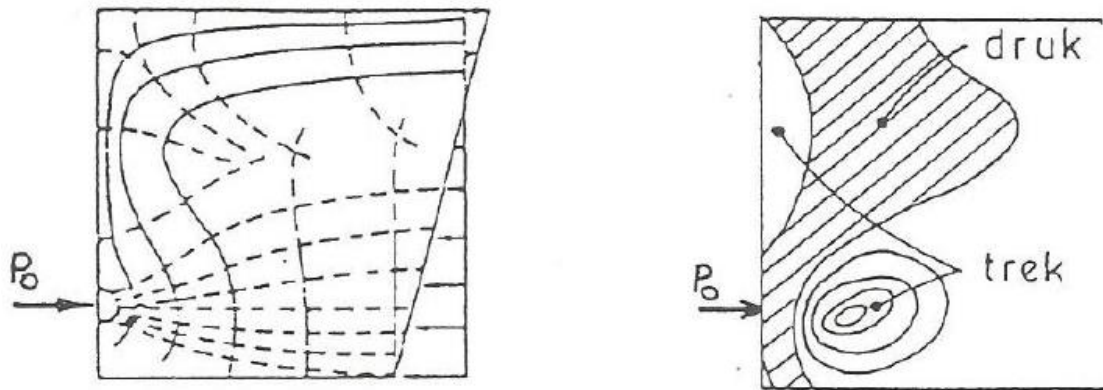
$$l_m = \left(\frac{f_{se}}{3}\right) d_b + (f_{ps} - f_{se})d_b \quad (9)$$

In de literatuur van de U.S. wordt gesproken over de transfer length maar dit verwijst naar de transmission length van de Europese literatuur. Het is belangrijk dat deze termen correct gebruikt worden en niet door elkaar gehaald worden. Formule 9 geeft de uitspreidingslengte weer volgens O'Callaghan [36]. De eindzone van het voorgespannen betonelement wordt de *D-region* genoemd en staat voor *disturbed region* omdat de inwendige spanningen nog niet lineair verdeeld zijn over de doorsnede van het element.

### 2.3.3 Soorten trekspanningen

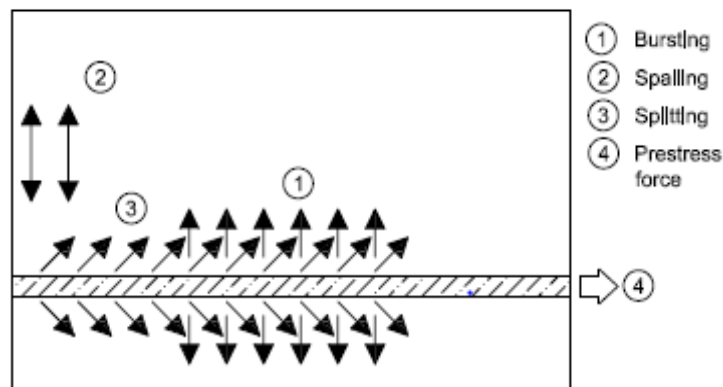
In de eindzone van voorgespannen betonelementen wordt de voorspankracht van de voorspanstrengen overgebracht naar het beton. Dit zorgt ervoor dat er een 3D-spanningsveld ontstaat met verschillende trek- en drukspanningen. De doorsnede van een nagerekt voorgespannen betonelement wordt weergegeven in Figuur 10. De linkse doorsnede in Figuur 10 toont de inwendige spanningstrajectoriën in de eindzone van een nagerekt voorgespannen element. De rechtse doorsnede in Figuur 10 geeft de druk- en trekzones weer in de eindzones van een nagerekt voorgespannen element. Trekspanningen in beton worden meestal opgenomen door wapening te plaatsen in de getrokken zone van de elementen maar door het specifieke productieproces van holle voorgespannen vloerplaten is dit niet mogelijk. Er kan enkel rekening gehouden worden met de treksterkte van het beton. Omdat de treksterkte van

beton beperkt is kunnen de trekspanningen in de eindzone aanleiding geven tot scheurvorming [2], [7], [9], [37] - [39].



Figuur 10: Spanningstrajectoriën in de eindzone van nagerekt voorgespannen betonelementen [7, p. 93]

De verschillende soorten spanningen die voorkomen in de eindzone van voorgespannen betonelementen worden weergegeven in Figuur 11. De eerste trekzone die in het verlengde ligt van de voorspankracht noemt *bursting stress* of inwendige slijtspanning. Deze spanningen zijn weergegeven in Figuur 11 met nummer 1 en staan loodrecht op het voorspanstreng. De tweede trekzone bevindt zich boven het voorspanstreng en vlak tegen het eindvlak van het voorgespannen element. Deze spanningen worden *spalling stresses* of kopslijtspanningen genoemd. In Figuur 11 worden de spallingspanningen weergegeven door nummer 2. De derde soort inwendige spanning in Figuur 11 is *splitting stresses* of ringtrekspanningen, deze spanningen zijn radiaal vormig en bevinden zich rond het voorspanstreng. Deze thesis focust zich op spallingspanningen maar bursting en splitting zullen ook kort toegelicht worden [2], [7], [9], [37] - [39].



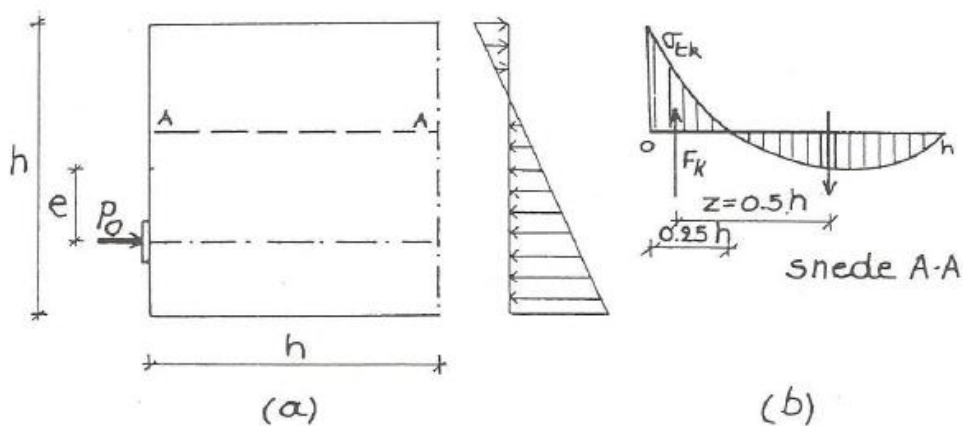
Figuur 11: Inwendige spanningen in de eindzone van voorgespannen betonelementen [16, p. 6]

## Spalling

De voorspanning die wordt aangebracht op de betonelementen wordt in de eindzone overgebracht van het staal naar het beton. Op de kop van de elementen is er echter een zone die niet onderworpen wordt aan de voorspanning. Door het verschil in spanningen zal deze zone onder trek komen te staan. Deze trekspanningen worden spallingspanning genoemd. De

grootte van de spallingspanning is sterk afhankelijk van de excentriciteit van de voorspankracht [32].

Het fenomeen spalling wordt weergegeven in Figuur 12. Beschouw een prisma met hoogte  $h$ , breedte  $b$  en lengte  $l$ . Op dit element is een voorspankracht  $P_0$  aangebracht met een excentriciteit  $e$ . Het lineaire spanningsverloop over de doorsnede is weergegeven naast de doorsnede. Figuur 12(b) toont de inwendige spanningen van de doorsnede AA. Dit geeft weer dat er vlak tegen het eindvlak van het element trekspanningen optreden die overgaan naar drukspanningen naarmate de afstand tot het eindvlak groter wordt. De trekspanningen treden op over een afstand van  $0,25h$  vanaf het eindvlak. De inwendige hefboomsarm  $z$  tussen de trek en drukspanningen wordt begroot op  $0,50h$  [2], [7], [37] - [38].



Figuur 12: Spallingspanning nagerekt voorgespannen element [7, p. 108]

Figuur 13 illustreert een voorbeeld van scheurvorming ten gevolge van spallingspanningen. Onderaan de betonnen vloerelementen zijn de voorspanstrengen zichtbaar. Dit wilt zeggen dat de excentriciteit van de voorspankracht groot is. De scheuren bevinden zich voornamelijk in de bovenste zone van de elementen en starten tegen het eindvlak. Dit komt overeen met de theoretische verwachte scheurvorming.

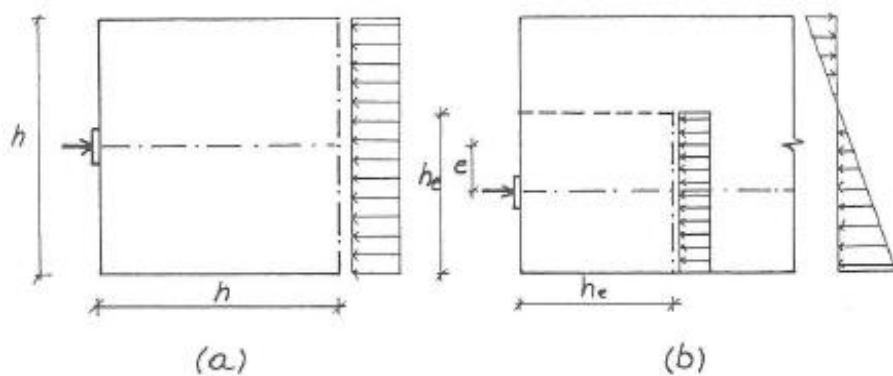


Figuur 13: Scheurvorming als gevolg van spallingspanning [1]

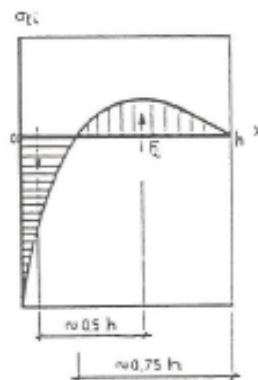
## Bursting

De voorspankracht die wordt aangebracht op een voorgespannen element verdeelt zich over de gehele doorsnede. Dit zorgt er voor dat er spanningstrajectoriën ontstaan in de eindzone van voorgespannen elementen. Op een bepaalde afstand van het eindvlak van het element ontstaat er een trekzone die loodrecht staat op de voorspankracht. Deze trekspanningen worden bursting genoemd [7].

Figuur 14 toont een prisma met hoogte  $h$ , breedte  $b$  en lengte  $h$  dat belast is met een centrische voorspanning (a) en een excentrische voorspanning (b). Naast de doorsnede is het inwendige spanningsverloop weergegeven van het voorgespannen element. In Figuur 15 wordt het spanningsverloop weergegeven volgens de lengte van het prisma. Dit toont dat er aan het eindvlak van het element drukspanningen optreden en op een bepaalde afstand van het eindvlak trekspanningen. Deze trekspanningen worden bursting stresses genoemd en treden op over een afstand van ongeveer  $0,75h$ . De inwendige hefboomsarm is hier ongeveer gelijk aan  $0,50h$  [7].



Figuur 14: Doorsnede nagerekt voorgespannen element [7, p. 97]



Figuur 15: Bursting spanning nagerekt voorgespannen element [7, p. 97]

## Splitting

Splitting komt enkel voor bij voorgerekte voorgespannen betonelementen. Tijdens het aanbrengen van de voorspankracht op de voorspanstrengen neemt de diameter van de strengen af. Op het moment dat de voorspankracht wordt losgelaten zal de diameter van de strengen terug willen uitzetten. Dit zorgt voor een radiale drukspanning rond de voorspanstrengen in de eindzones van voorgerekte voorgespannen elementen. Figuur 16 toont twee voorbeelden van scheurvorming ten gevolge van splitting [32].



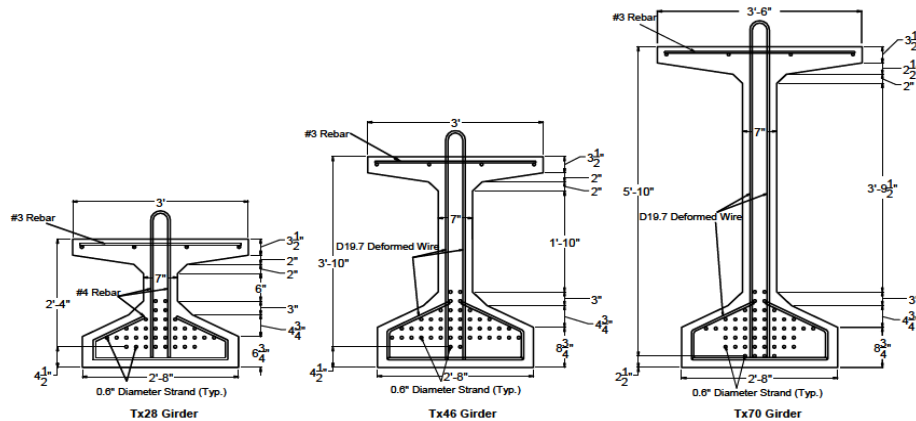
*Figuur 16: Scheurvorming als gevolg van splitting stress [40]*

## 2.4 O'Callaghan

Het Texas Department of Transportation heeft tijdens het ontwerpen van een nieuwe soort voorgespannen betonnen I-balken een aantal tegenstrijdigheden ontdekt tussen de normen en verschillende testresultaten over de wapening voor spalling- en burstingspanningen. Hierdoor heeft het samen met de University of Texas at Austin een onderzoek gedaan naar de scheurvorming in de eindzones van voorgespannen betonelementen. Deze scheurvorming is het gevolg van het overbrengen van de voorspankrachten van het staal naar het beton. Bij het overbrengen van deze krachten worden er inwendig trekspanningen geïnduceerd in de eindzones van de betonelementen [36].

Het doel van het onderzoek is enerzijds het controleren dat de scheurvorming in de nieuwe I-balken niet de vooropgestelde normen van de AASHTO overschrijdt en anderzijds het in kaart brengen van de nodige hoeveelheid wapening in de eindzone zodat de nieuwe I-balken minstens overeenstemmen met de normen van de AASHTO. Dit document geeft de richtlijnen en specificaties weer van in de U.S. voorgespannen betonelementen. Hierin worden enkel richtlijnen gegeven voor voorgerekte voorgespannen elementen en niet voor nagerekte voorgespannen elementen. De transfer length die wordt gebruikt in AASHTO verwijst naar de transmission length vanuit de Europese literatuur [36].

In dit onderzoek worden er testen uitgevoerd op vier balken van de nieuwe Tx-soort. Twee van deze balken zijn Tx28, de andere zijn Tx46 en Tx70 (zie Fig. 17). Het getal geeft de hoogte van de elementen weer in inch. Het verschil tussen de twee Tx28 balken is het gebruik van een andere voorspankracht, alle andere parameters zijn dezelfde. Per balk worden er twee meetzones genomen. Eén op de eindzone van de elementen en één niet in de eindzones. In deze zones worden de spanningen gemeten in zowel het beton als het staal. Deze data worden gebruikt voor het analyseren van de verschillende balktypes. Op basis van de meetgegevens worden er aanbevelingen opgesteld voor het veilig ontwerpen van de eindzones van voorgerekt voorgespannen betonelementen [36].



Figuur 17: Geometrie Tx-balken [33, p. 219]

De eerste conclusie uit het onderzoek is dat de burstingspanningen besproken in AASHTO verwijzen naar de spallingspanningen vanuit de Europese literatuur. De werkelijke burstingspanningen van de Europese literatuur worden niet in rekening genomen in AASHTO wat voor problemen kan zorgen bij voorgespannen elementen. De weerstand tegen de burstingspanningen uit AASHTO, werkelijke spallingspanningen, van de eindzone van voorgerekt voorgespannen balken wordt hieronder weergegeven [36].

$$F_k = f_s \cdot A_s \quad (10)$$

De spanning in het staal is  $f_s$  en mag niet groter zijn dan 20 ksi. De totale oppervlakte van de verticale wapening die zich binnen een afstand van  $h/4$  bevindt ten opzichte van het einde van de balk is  $A_s$  en wordt uitgedrukt in inch<sup>2</sup>.

Op basis van de resultaten van het onderzoek zijn er aanbevelingen opgesteld voor de weerstand tegen burstingspanningen. De resultaten tonen een lineair verband tussen de excentriciteit van de voorspankracht en de grootte van de spallingspanningen. Hoe groter de voorspankracht, hoe groter de spallingspanning en hoe groter het aantal en de lengte aan scheuren in het beton. Een belangrijke opmerking is dat de aanbevolen wapening voor bursting extra dient toegevoegd te worden bij de aanbevolen wapening voor spalling [36].

Het onderzoek toont verder aan dat er geen verband bestaat tussen de excentriciteit van de voorspankracht en de grootte van de burstingspanningen. De burstingspanningen zijn echter rechtstreeks afhankelijk van de voorspankracht en de transfer length. Op een afstand net voor de transfer length bereiken de burstingspanningen een maximum, hierna nemen ze zeer snel af tot bijna nul [36].



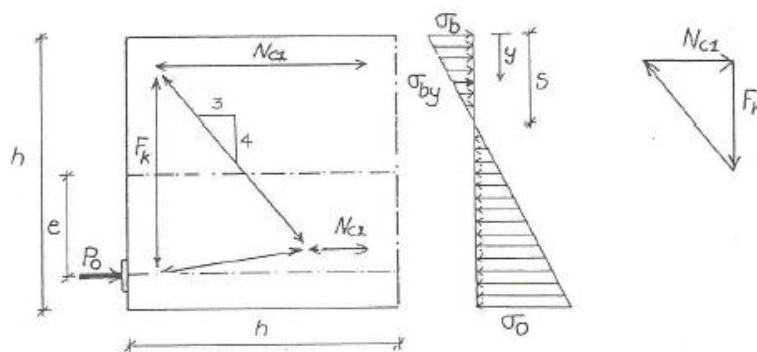
## 2.5 Berekeningsmethodes

### 2.5.1 Strut-and-tie model

Eurocode 2 [3] raadt aan om het ontwerp van de eindzone van een voorgespannen element te realiseren met behulp van een strut-and-tie model (STM), ook wel vakwerkmodel genoemd. STM model geeft vereenvoudigd de inwendige drukschoren, trekbanden en knopen weer van een constructie element. Dit kan gebruikt worden als een vereenvoudigd model voor het bepalen van de nodige wapening in de eindzone van een voorgespannen betonelement [3].

Een STM is gebaseerd op de ondergrens theorie van plasticiteit, dit wil zeggen dat het materiaal als elastisch- perfect plastisch wordt beschouwd. Er zijn twee voorwaarden waaraan een STM moet voldoen om veilig verondersteld te worden. Ten eerste moet er een evenwicht aanwezig zijn tussen de interne knopen en de uitwendige krachten. Ten tweede mogen de inwendige spanningen in het materiaal niet groter zijn dan de maximaal toegelaten spanningen volgens de materiaalkarakteristieken en ontwerpfactoren. Er bestaat geen unieke oplossing voor het probleem. Er zijn altijd verschillende manieren waarop een vakwerkmodel opgelost kan worden [16].

Figuur 18 toont een vakwerkmodel van de inwendige krachtwerving in de eindzone van een nagerekt voorgespannen betonelement. Dit vakwerk werd voor het eerst opgesteld door Morsch. De spallingskracht  $F_k$  is sterk afhankelijk van de excentriciteit. Hoe groter de excentriciteit ten opzichte van de centrale kern, hoe groter de kracht  $F_k$  [2], [7], [37] - [38].



Figuur 18: Vakwerkmodel voor spallingsspanningen van nagerekt voorgespannen elementen [7, p. 109]

De spallingskracht voor een rechthoekige sectie wordt afgeleid o.b.v. Figuur 18. De afleiding hiervan wordt getoond in bijlage A. De spallingskracht  $F_k$  van een rechthoekige sectie voor voorgerekt staal wordt gegeven door formule 11. Deze formule geldt enkel als de voorspankracht  $P_0$  buiten de centrale kern  $k$  aangrijpt [7].

$$F_k = 2 \frac{P_0}{e} \left( \frac{e}{h} - \frac{1}{6} \right)^2 \frac{h^2}{l_m} \quad \text{voor } e \geq \frac{h}{6} \quad (11)$$

## 2.5.2 Eindige-elementenmethode

Door gebruik te maken van een eindig-elementen softwarepakket wordt een numerieke analyse van een voorgerekte voorgespannen balk uitgevoerd. Deze analyse geeft een benaderende oplossing voor een randvoorwaardenprobleem. Dit is een wiskundig probleem waarbij afhankelijke variabelen moeten voldoen aan enerzijds een differentiaalvergelijking en anderzijds de randvoorwaarden. Het is steeds belangrijk om deze randvoorwaarden en het fysiek gedrag correct en nauwkeurig wiskundig te beschrijven. De eindige-elementenmethode (EEM) deelt het voorwerp van het randvoorwaardenprobleem op in een eindig aantal elementen. Het geheel dat gevormd wordt door de aaneenschakeling van al deze elementen wordt kortweg de *mesh* genoemd [41] - [42].

De eindige elementen bezitten een specifieke vorm, meer bepaald: staafelementen, oppervlakte elementen zoals rechthoeken en driehoeken en volume elementen zoals balken en kubussen. Deze elementen worden telkens begrensd door *nodes* of hoekpunten die de skeletstructuur vormen. Hierdoor worden de afzonderlijke elementen met elkaar verbonden en wordt zo het gehele voorwerp gevormd [41] - [42].

De oplossingsmethode voor eindige-elementen problemen berust voornamelijk op transformaties en matricesbewerkingen. Hierdoor wordt het mogelijk om het ingewikkelde differentiaalprobleem met randvoorwaarden te herleiden tot iets eenvoudigers en iets dat sneller oplosbaar is. Deze matricesbewerking heeft de onderstaande vorm [41] - [42]:

$$\{f\} = [K] \cdot \{u\} \quad ( 12 )$$

met:

- [K] de stijfheidsmatrix;
- {u} de verplaatsingsvector van de nodes (kolomvector);
- {f} de krachtvector die leidt tot de verplaatsing van de nodes (kolomvector).

Uit formule 12 volgt dat de stijfheidsmatrix [K] het verband weergeeft tussen de verplaatsingsvector {u} en de krachtvector {f}. Ondanks de kracht van deze vereenvoudigende methode blijft het sterk aangewezen om de resultaten kritisch te analyseren en te beoordelen [41] - [42].

Daarnaast is en blijft de EEM een benadering van de reële oplossing. Om de reële situatie correct te benaderen moet ten alle tijden voldaan worden aan de volgende drie voorwaarden [41] - [42]:

- de randvoorwaarden zijn correct gedefinieerd;
- de vergelijking (formule 12) geeft wiskundig de realiteit correct weer;
- de oplossing convergeert naar een vaste waarde bij toenemend aantal elementen.

Hoe groter het aantal elementen, hoe meer de precisie van het model zal toenemen, hoe beter de werkelijkheid benaderd wordt. Dit impliceert dat meshverfijning een invloedrijke en uiterst belangrijke parameter is met betrekking tot de correctheid van de oplossing [41] - [42].

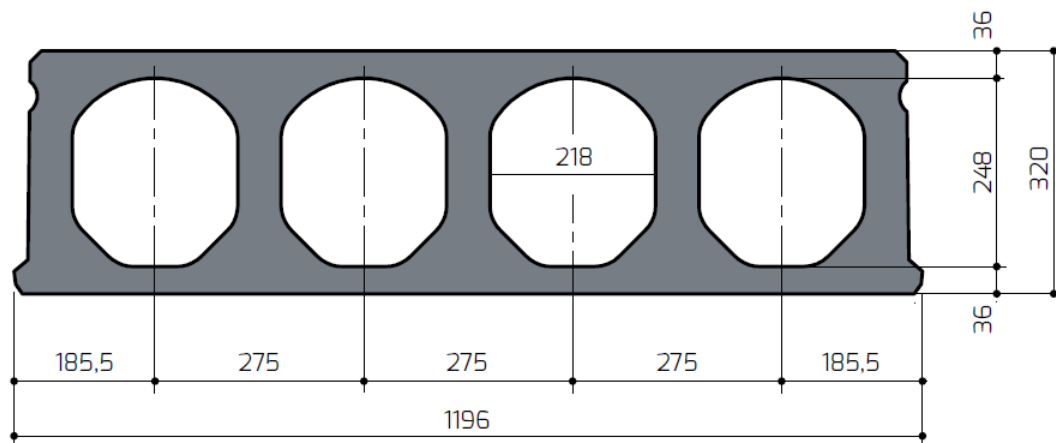




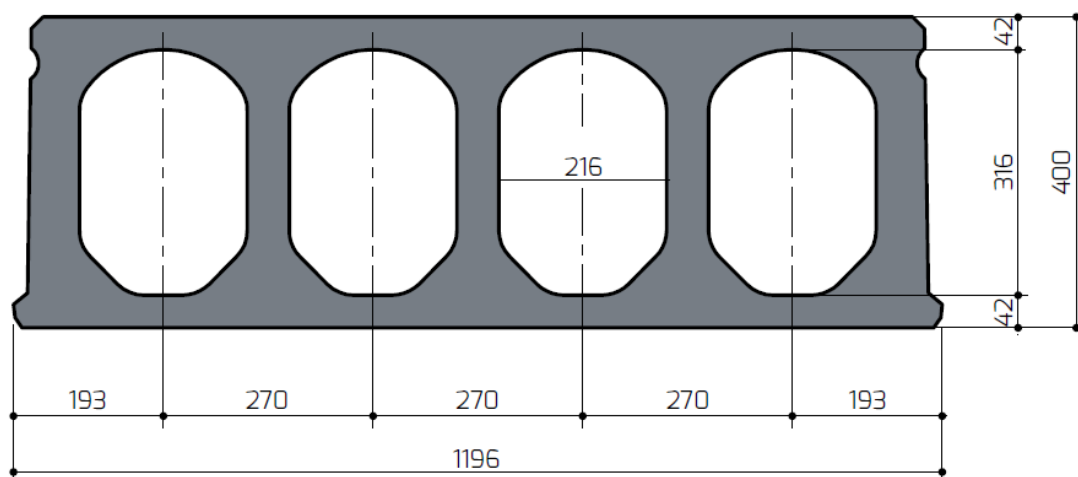
### 3 Geometrie

#### 3.1 SP320 en SP400

Om de berekeningsmethodes van spalling van de verschillende methodes te vergelijken worden er twee geometrieën getest: SP320 en SP400. Figuur 19 en Figuur 20 tonen de doorsnedes van deze voorgespannen elementen. Bijlage B en C geven de technische fiche van de SP320 en SP400 elementen weer. De naam van de elementen is te wijten aan het merk van extruders waarmee de welfsels gemaakt worden, namelijk *Spirol*. De elementen hebben een trapeziumvormige doorsnede met kanalen in de langsrichting, de betonkwaliteit is C55/67. De zijanten van de elementen hebben een speciale vorm die de samenwerking tussen verschillende elementen bevordert na het vullen van de voeg. De elementen worden gemaakt door middel van extrusie van beton, beschreven in 3.2 [43].



Figuur 19: Geometrie SP320 vloerplaat [43, p. 33]



Figuur 20: Geometrie SP400 vloerplaat [43, p. 34]

## 3.2 Productieproces

Voorgespannen holle vloerplaten kunnen op twee verschillende manieren gemaakt worden, met behulp van een slipformmachine of d.m.v. extrusie. Beide processen gebeuren in een fabriek op een langwerpig voorspanbed dat een lengte kan hebben van meer dan 100 m. De productie start altijd met het proper maken van het voorspanbed en het aanbrengen van een product waardoor de welfsels na productie gemakkelijk los gemaakt kunnen worden van het voorspanbed. Onder het voorspanbed kan een verwarmingssysteem voorzien worden wat zorgt voor een gecontroleerde uitharding na het storten alsook voor een verhoging van de efficiëntie van het productieproces. Nadien worden de nodige voorspanstrengen aangebracht. Aan een zijde worden de voorspanstrengen vastgemaakt aan ankers, aan de andere zijde aan een spanframe. Alle draden worden nadien tegelijk onder spanning gebracht [9], [44].

### 3.2.1 Slipforming

Figuur 21 toont een slipformmachine op een voorspanbed. Het beton wordt verzameld in een vulbak en wordt in twee lagen gestort. De eerste laag die gestort wordt is een aanzet voor de kanalen in langsrichting, dit gebeurt door middel van pijpen die ten opzichte van de naastliggende in de tegengestelde richting draait. Hierna wordt de tweede laag gestort. Het beton wordt getrild en glad gestreken om een egaal oppervlak te bekomen. Indien gewenst kan vlak na het storten met een grove borstel over het oppervlak gegaan worden om een bepaalde ruwheid te verkrijgen. Dit kan zorgen voor een beter verbinding met de ter plaatsen gestorte druklaag [9], [44].



*Figuur 21: Slipformmachine op voorspanbed [5]*

Nadien rijdt een plotter over de pas gestorte welfsels die markeringen aanbrengt voor eventuele uitsparingen in de welfsels. Als alle uitsparingen gemarkeerd zijn, wordt er een sparingszuiger boven de welfsels geplaatst die de betonspecie op de nodige plaatsen opzuigt. De volgende stap is het uitharden van de elementen. Dit kan versneld gebeuren met behulp van een verwarmingssysteem indien dit voorzien is onder het voorspanbed. De bovenkant van de elementen wordt afgedekt om vochtuittrekking te voorkomen. Als de elementen voldoende sterkte hebben verkregen wordt de voorspanning losgelaten op het beton door het doorzagen van de elementen op de gewenste plaatsen. [9], [44].

### 3.2.2 Extrusie

Het extrusieproces van voorgespannen holle welfsels maakt gebruik van een drogere betonspecie dan bij het gebruik van een slipformer. Dit zorgt er voor het beton minder tijd nodig heeft om uit te harden. Het beton wordt verzameld in de vulbak van de extrudermachine (zie Fig. 22) en zakt geleidelijk naar onder. Onderaan bevinden zich twee draaischroeven die er voor zorgen dat het beton naar achter geduwd wordt. Op deze manier wordt de geometrie gevormd met bijhorende uitsparingen afhankelijk van het soort welfsel. De draaischroeven hebben twee functies. Enerzijds het goed verdichten van het beton en anderzijds het vooruitduwen van de extrudermachine. Doordat het beton zeer goed verdicht wordt, bekommt het al zeer snel een hoge sterkte [45].



*Figuur 22: Extrudermachine [46]*

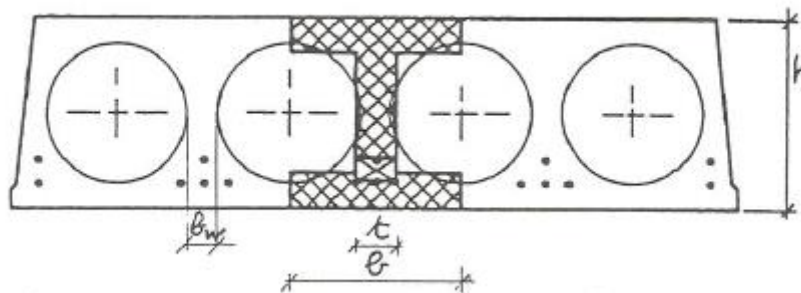
Indien er uitsparingen gewenst zijn in de welfsels is dit mogelijk door deze uit te zagen. De voorlaatste stap is het laten uitharden van de geëxtrudeerde welfsels. Dit gebeurt op dezelfde manier als bij het slipformproces. Ten slotte worden de welfsels op maat gezaagd en wordt de voorspanning op het beton overgebracht [45].



## 4 Bespreking verschillende methodes

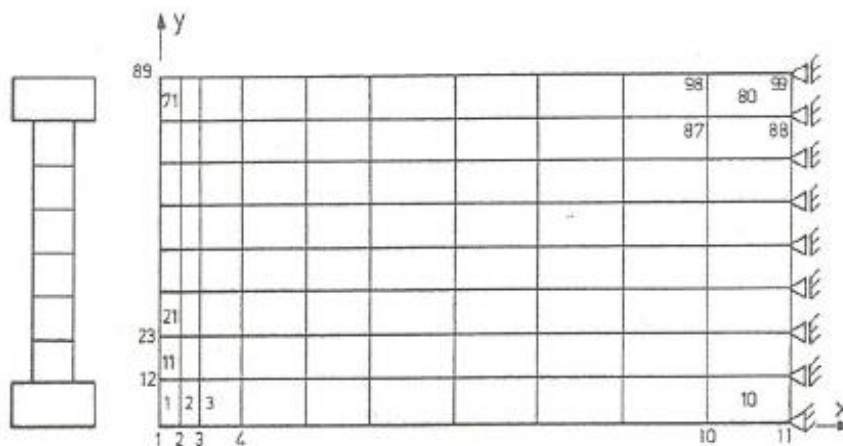
### 4.1 Den Uijl

De dwarsdoorsnedes van voorgespannen holle vloerplaten hebben een specifieke en gecompliceerde vorm. Daarenboven is de voorspankracht niet uniform verdeeld over de breedte van de holle vloerplaat met als gevolg dat naast verticale spallingspanningen ook horizontale spallingspanningen geïnduceerd worden. De specifieke vorm van de dwarsdoorsnede wordt eerst omgevormd naar een eenvoudigere geometrie. Hiervoor wordt door Jan Den Uijl beroep gedaan op een equivalente I-sectie waarvan de hoogte, de breedte, de oppervlakte en het traagheidsmoment hetzelfde zijn gebleven (zie Fig. 23) [2], [7], [11], [47].



Figuur 23: Equivalente I-dwarsdoorsnede [7, p. 102]

Op deze equivalente I-sectie wordt een eindige-elementenanalyse uitgevoerd om de trekspanningen beter te begroten dan wanneer er gebruik wordt gemaakt van een analytische methode. Figuur 24 toont de indeling van de eindige elementen [2], [7], [11], [47].

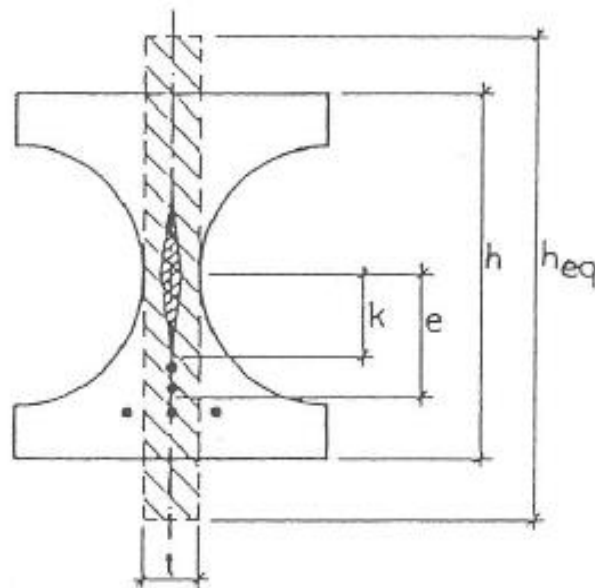


Figuur 24: Indeling van de eindige elementen en aanduiding randvoorwaarden [2, p. 32]

Het beton wordt beschouwd als een homogeen, isotroop en lineair elastisch materiaal. Daarnaast wordt een oppervlaktespanningstoestand aangenomen die vlak is waardoor een twee dimensionale benadering mogelijk wordt. Dit heeft als gevolg dat er geen horizontale uitspreiding beschouwd kan worden. Door de dikte van de elementen te variëren wordt de vorm van de dwarsdoorsnede gesimuleerd [2], [7], [11], [47].

De voorspankracht wordt gesimuleerd door deze te verdelen over al de knopen met een lengte gelijk aan de overdrachtslengte. De nauwkeurigheid van de resultaten van de eindig-elementen analyse is onder andere afhankelijk van de "fijnheid" van de mesh. Een fijnere, compactere mesh levert een nauwkeurige weergave van de werkelijke spanningstoestand [2], [7], [11].

Zoals eerder vermeld worden er zowel verticale spallingspanningen als ook horizontale spallingspanningen geïnduceerd. De horizontale spallingspanningen in de flenzen van holle vloerplaten mogen verwaarloosd worden aangezien uit een studie van Leonardt [30] blijkt dat de spallingskracht aanzienlijk kleiner is dan 10% van de voorspankracht. Indien de verticale spallingspanningen onderzocht worden, wordt de holle vloerplaat beschouwd als een opeenvolging van equivalente I-vormige secties (zie Fig. 25). Uit de eindige-elementenanalyse blijkt dan dat de spallingskracht voor een equivalente I-sectie gelijk is aan de spallingskracht voor een rechthoekige sectie als en slechts als beide doorsnedes dezelfde relatieve excentriciteit  $\frac{e-k}{h}$  en lijfbreedte hebben [2], [7], [11], [47].



Figuur 25: Definiëring van een equivalente rechthoekige dwarssectie [7, p. 117]

Hieruit volgt dat:

$$t = b_w \quad \text{en} \quad \frac{e-k}{h} = \frac{e-k_{eq}}{h_{eq}} \quad \text{met} \quad k_{eq} = \frac{h_{eq}}{6}$$

met  $k = \frac{i^2}{h/2}$  (voor symmetrische profielen).

Na substitutie:

$$h_{eq} = \frac{e}{\frac{e-k}{h} + \frac{1}{6}} \quad (13)$$

Den Uijl [9] formuleert op basis van de eindige-elementenanalyse de spallingskracht als volgt:

$$F_k = P_0 (0,02 + 4,0 \alpha_e^{2,3}) \frac{h}{l_m} \quad \text{voor } e \geq k \quad (14)$$

met  $\alpha_e = \frac{e-k}{h}$ .

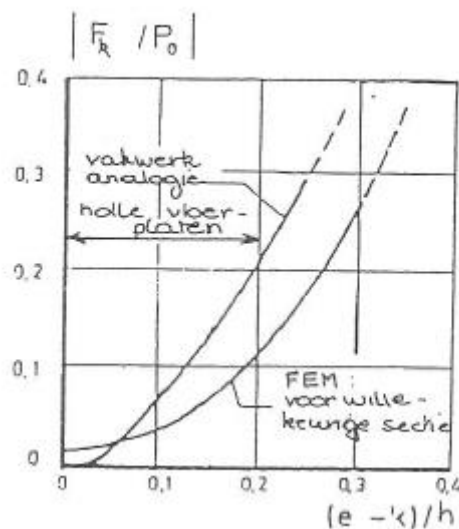
Hieruit volgt rechtstreeks de formule voor het bepalen van de maximale spallingspanning [9]:

$$\sigma_{tk,max} = \frac{P_0}{b_w e} \frac{2 (0,02 + 4,0 \alpha_e^{2,3}) (\alpha_e + 1/6)}{(0,1 + 0,5 \alpha_e) (1 + 1,5 (l_t/e)^{1,5} (\alpha_e + 1/6)^{1,5})} \quad (15)$$

De overdrachtslengte  $l_t$  wordt gedefinieerd door formule 6. Meer specifiek wordt er hier gewerkt met de ondergrens ( $C_t = 7$ ) van de overdrachtslengte.

De belangrijkste parameter die het resultaat van de eindige-elementenanalyse, met andere woorden de waarde voor de spallingspanning, beïnvloedt is de relatieve excentriciteit van de voorspanning. Deze excentriciteit beïnvloedt de grootte en de verdeling van de spallingspanningen in de overdrachtszone, met name voor excentriciteiten groter dan de centrale kern van de I-sectie  $k$  [2], [7].

Figuur 26 toont een vergelijking tussen de formules voor de spallingskracht op basis van enerzijds de eindige-elementenanalyse van Den Uijl [2] en anderzijds de analytische vakwerk-analogie behandeld in 2.5.1.

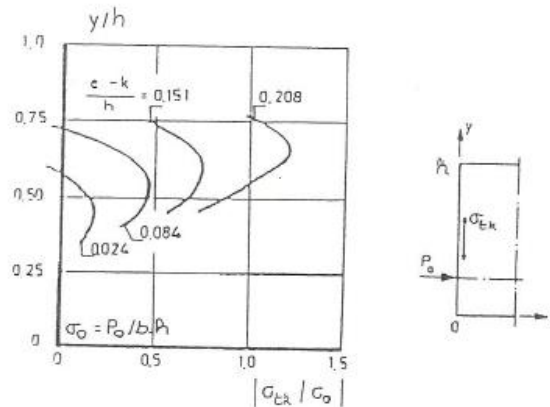


Figuur 26: De spallingskracht i.f.v. de relatieve excentriciteit [7, p. 120]



Gangbare waarden van de relatieve excentriciteit bij holle vloerplaten bevinden zich typisch tussen 0 en 0,2. Uit Figuur 26 wordt afgeleid dat voor grote relatieve excentriciteiten de analytisch verkregen spallingskracht dubbel zo groot is dan de waarde voor de spallingskracht verkregen op basis van de eindige-elementenanalyse. Een grotere relatieve excentriciteit leidt tot een grotere spallingskracht en spallingspanning in de verankeringszone [2], [7].

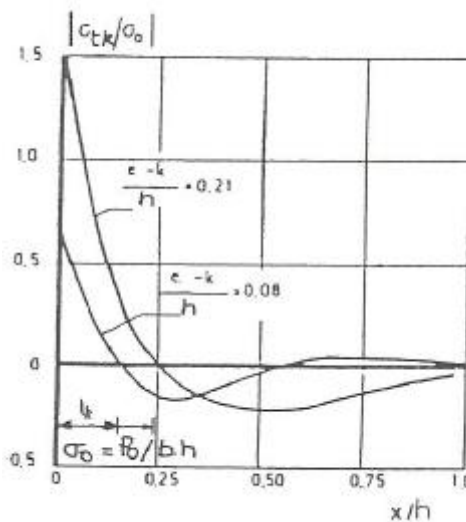
Verder heeft de excentriciteit ook een invloed op de positionering van de maximale spallingspanning. Figuur 27 geeft de positionering van de maximale spallingspanning weer voor verschillende excentriciteiten en toont dat de maximale spallingspanning optreedt op de neutrale lijn van de dwarsdoorsnede [2], [7].



Figuur 27: Positie van maximale spallingspanning bij verschillende excentriciteiten [7, p. 120]

Tot slot varieert ook de lengte van de zone waar de spallingsspanningen zich voordoen,  $l_k$ , met de excentriciteit (zie Fig. 28). Deze lengte schommelt van  $0,12h$  voor kleine excentriciteiten tot  $0,25h$  voor grote excentriciteiten. De eindige-elementenanalyse geeft ook een formule voor  $l_k$ , namelijk [2], [7]:

$$l_k = (0,1 + 0,5 \frac{e-k}{h}) h \quad (16)$$



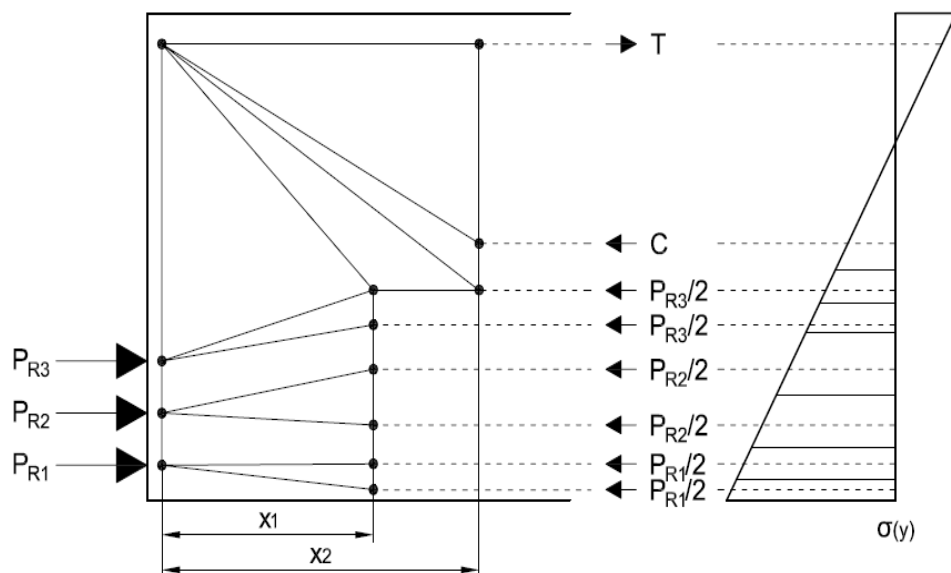
Figuur 28: Verdeling van de spallingspanning langs de nadeligste snede parallel aan de x-as [7, p. 121]

## 4.2 Thesis Rik Steensels

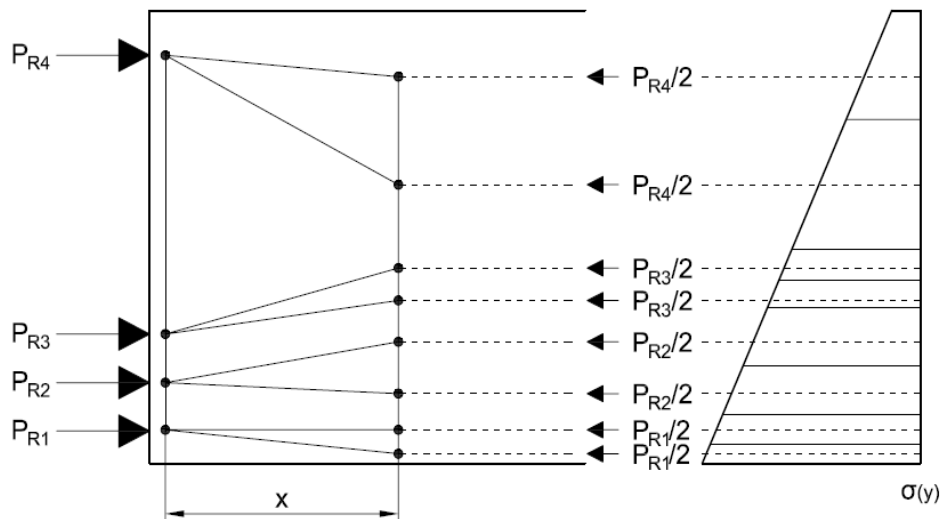
De doctoraatsthesis van Rik Steensels [16] focust op het ontwerp van de wapening in de verankeringszone van voorgerekte voorgespannen betonelementen. Ten eerste geeft de thesis een overzicht van de huidige beschikbare literatuur betreffende de spanningsverdeling en het ontwerp van de wapening in de verankeringszone. Vervolgens wordt in de thesis een nieuwe modelleringsstrategie voorgesteld voor het in kaart brengen van de inwendige spanningsverdeling in de verankeringszone. Ten slotte wordt er een basismodel ontwikkeld als ontwerptool voor het berekenen van de nodige wapening in de verankeringszone van voorgespannen betonelementen. Er is echter nog verder onderzoek nodig voor de verfijning en optimalisatie van het model.

Het model voor het bepalen van de inwendige spanningsverdeling in de eindzone bestaat uit twee delen. Het eerste deel analyseert de relatie tussen de hechtspanning en de verplaatsing van een individueel voorspanstreng. In deel twee wordt de verkregen relatie geïmplementeerd in een model van ware grootte. Hiermee kan de inwendige spanningsverdeling van de eindzone van een voorgespannen betonelement bepaald worden. De verkregen resultaten worden geverifieerd met experimentele data uit de bestaande literatuur [16].

Het ontwikkelde model voor het berekenen van de nodige wapening in de verankeringszone is een STM. Er zijn twee verschillende modellen opgesteld afhankelijk van de aanwezigheid van voorspanstrengen in de bovenste zone van het element. Figuur 29 toont het STM van een element met enkel voorspanstrengen in de onderste zone. Figuur 30 toont het STM van een element met voorspanstrengen in de onderste en bovenste zone [16].



Figuur 29: Element met voorspanstrengen in onderste zone [16, p. 127]



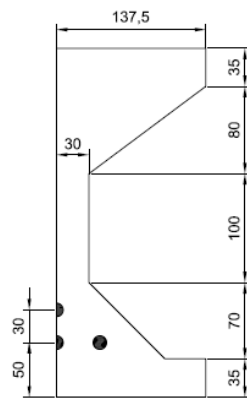
Figuur 30: Element met voorspanstrengen in bovenste en onderste zone [16, p. 127]

De voorspankrachten worden voorgesteld door  $P_{R1}$ ,  $P_{R2}$ ,  $P_{R3}$  en  $P_{R4}$ . In Figuur 29 zijn  $C$  en  $T$  de bijkomende interne druk- en trekkrachten die er voor zorgen dat aan het horizontale krachterevenwicht voldaan wordt. De rechtse grafiek geeft het lineaire interne spanningsverloop weer in het element. De overdrachtslengte in Figuur 29 wordt weergegeven als  $X_1$  en de uitspreidingslengte als  $X_2$ . In dit model wordt de waarde van  $X_1$  gelijk genomen aan  $\frac{l_m}{3}$  en is de waarde van  $X_2$  gelijk aan  $\frac{2l_m}{3}$ . In Figuur 30 wordt de waarde van  $X$  gelijk genomen aan  $\frac{l_m}{3}$  [16].

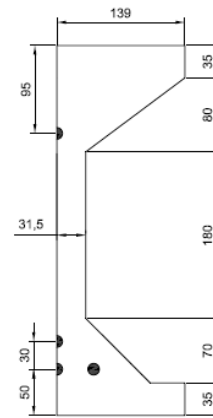
#### 4.2.1 SP320 en SP400

Ter illustratie worden de voorgespannen holle vloerplaten SP320 en SP400, weergegeven in Figuur 31, geanalyseerd met het ontwikkelde STM. Figuur 31 geeft omwille van symmetrie enkel één helft weer van de doorsnede rond een holte van het element. Dit zorgt ervoor dat de grootte van het model beperkt blijft [16].

Door de manier van productie van voorgespannen holle vloerplaten is het moeilijk om wapening te voorzien. Hierdoor zal het model gebruikt worden om te controleren of het ontwerp van de elementen voldoende veilig is zonder bijkomende wapening [16].



(a) SP320



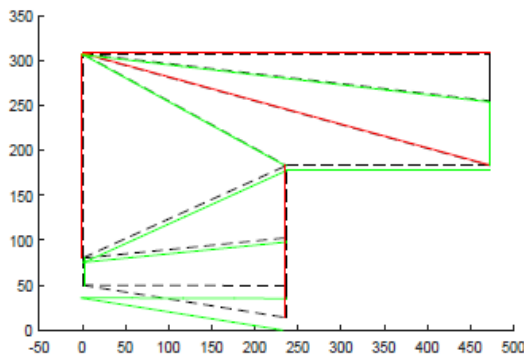
(b) SP400

Figuur 31: Geometrische eigenschappen van a) SP320 en b) SP400 [16, p. 166]

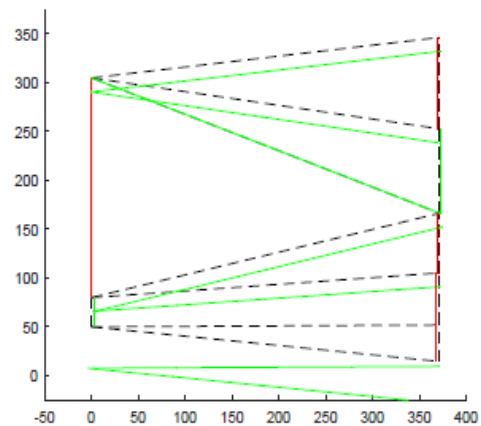
De overdrachtslengte wordt berekend met formule 5 volgens Mitchell [34]. Dit geeft voor het SP320 element 659 mm en voor het SP400 element 659 mm [16].

De uitspreidingslengte wordt berekend met formule 7 volgens Eurocode 2 [3]. Dit geeft voor het SP320 element 709 mm en voor het SP400 element 742 mm [16].

Figuur 32 toont de normaalkrachten van het STM. De streeplijnen zijn de oorspronkelijke layout van het STM. De groene lijnen zijn drukkrachten en de rode lijnen zijn trekkrachten. De spallingskracht wordt bepaald door de trekkracht in de rode verticale lijn aan het uiteinde van de elementen [16].



(a) SP320



(b) SP400

Figuur 32: Strut-and-Tie modellen van a) SP320 en b) SP400 [16, p. 167]

Het resultaat voor de analyse met het ontwikkelde STM model stelt een bijkomende wapening voor van  $50 \text{ mm}^2$  voor beide SP320 en SP400 [16].

## 4.2.2 Conservativiteit van het STM

Het opgestelde STM heeft enkele beperkingen. Dit is het gevolg van de conservativiteit van het STM. Met het ontworpen model is het moeilijk om het kritieke punt te bepalen waarop de interne trekkrachten niet meer aanvaardbaar zijn en er wapening voorzien moet worden [16]. Enkele andere beperkingen van het model worden hieronder opgesomd.

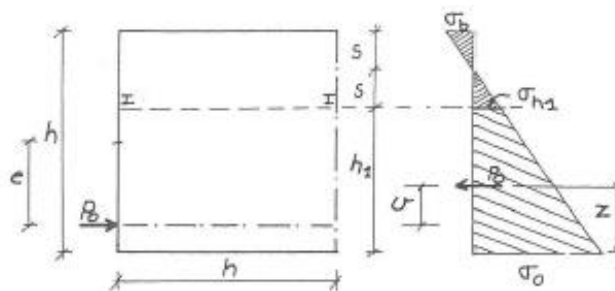
Ten eerste houdt het model enkel rekening met spalling- en burstingspanningen. Splitting wordt niet in rekening genomen. Ten tweede kan van elementen met voorspanning in de bovenste en onderste zone de spallingspanning niet zomaar opgeteld worden voor beide zones. Dit zou zorgen voor een overschatting van de betonsterkte. Ten derde, als de bovenste voorspankracht aanzienlijk groter is dan de onderste dan daalt de accuraatheid van de burstingspanningen in de bovenste zone. Ten slotte, voor zeer grote elementen wordt de correctheid van de burstingspanning minder groot [16].

Het grootste voordeel van deze methode is dat ze geen input nodig heeft van experimentele gegevens en geen aannames maakt die het gebruik van het model zouden limiteren. Het ontwikkelde model kan echter nog algemeen verbeterd worden met behulp van toekomstig onderzoek. Zo kunnen er veiligheidsfactoren gezocht worden die er voor zorgen dat het model toepasbaar wordt in de praktijk [16].

## 4.3 Kupfer

De methode van Kupfer voor enkelvoudige voorspanning gaat eveneens uit van een vakwerkmodel maar onderscheidt zich van andere theorieën doordat deze methode ook toepasbaar is voor niet-rechthoekige secties. De betreffende methode steunt op een momentenevenwicht in de transmissiezone [7], [36], [48].

Men beschouwt een geïsoleerd gedeelte onder de snede I-I. Voor rechthoekige secties bedraagt deze afstand  $2s$  van de bovenrand van het betonelement, zoals afgebeeld in Figuur 33 [7].



Figuur 33: Aanduiding van positie snede I-I [7, p. 111]

De snede I-I wordt zodanig gekozen dat de resulterende spanning die inwerkt op de snede gelijk is aan de voorspanning. Door deze specifieke keuze wordt de schuifkracht in snede I-I gelijk aan nul en zal bijgevolg het evenwicht verzekerd worden door een krachtenkoppel die

inwerkt op deze snede. De hefboomsarm van het koppel is volgens Kupfer ongeveer de helft van de uitspreidingslengte. Bij nagerekte voorspanning (NGS) wordt de uitspreidingslengte gelijk genomen aan de hoogte  $h$  van de sectie. Het momentenevenwicht van het geïsoleerde gedeelte is [7], [37], [48]:

$$M = P_0 \cdot v = F_{k,nagerekt} \frac{h}{2}$$

of na afzondering van de voorspankracht  $F_{k,nagerekt}$ :

$$F_{k,nagerekt} = \frac{2 P_0 v}{h} \quad (17)$$

met:  $v = \frac{h^2}{12 e} - \frac{h^3}{216 e^2} - \frac{h}{2} + e$ .

Om bovenstaande bewerking uit te breiden naar voorgerekt staal (VGS) dienen volgende substituties in rekening genomen te worden [7]:

$$z_{voorgerekt\ staal} = C \cdot z_{nagerekt\ staal} \quad (18)$$

$$F_{k,voorgerekt\ staal} = 1/C \cdot F_{k,nagerekt\ staal} \quad (19)$$

$$\sigma_{tkmax,voorgerekt\ staal} = 1/C^2 \cdot \sigma_{tkmax,nagerekt\ staal} \quad (20)$$

met C gedefinieerd als  $\frac{l_m}{h}$ .

Met de invoering van formule 19 wordt dit [7]:

$$F_{k,voorgerekt} = \frac{2 P_0 v}{l_m} \quad (21)$$

waarbij  $F_{k,voorgerekt}$  de resultante van de spallingskracht voor voorgerekt staal is.

Op basis van de kopsplijtkracht  $F_k$  kan nu de maximale spallingsspanning  $\sigma_{tk,max}$  bepaald worden. De maximale spallingspanning treedt niet op ter hoogte van de werklijn van de voorspankracht maar ter hoogte van een horizontale sectie die zich boven het aangrijpingspunt van de voorspankracht bevindt. Bij voorgerekt staal loopt het spanningsverloop analoog aan Figuur 12 over de totale lengte van  $l_m$ . Hierbij wordt het positief gedeelte van het spanningsverloop lineair beschouwd en is daarnaast werkzaam over een lengte van  $0,25l_m$ . Hieruit volgt dat [7]:

$$F_k = 0,5 \sigma_{tk,max} (0,25l_m) b \quad (22)$$

$$\sigma_{tk,max} = \frac{8 F_k}{l_m b} \quad (23)$$

Een pertinente opmerking hierbij is dat de breedte  $b$  in formules 22 en 23 verwijst naar de lijfbreedte van het beton waarover de spallingsspanningen verdeeld worden.

Verder onderzoek naar de lengte waarover de spallingsspanning plaatsvindt werd uitgevoerd door Plahn en Kroll. Zij stelden volgende meer gedetailleerde uitdrukking op voor deze lengte in plaats van  $0,25l_m$  [7]:

$$(0,2 + 0,15 \sqrt{\frac{l_t}{h}}) l_m \quad (24)$$

Door het feit dat het spanningsverloop een eerder hol verloop kent, wordt in formule 21 de factor 0,5 vervangen door 0,4. Dus [7]:

$$F_k = 0,4 \sigma_{tk,max} (0,2 + 0,15 \sqrt{\frac{l_t}{h}}) l_m b \quad (25)$$

$$\sigma_{tk,max} = \frac{F_k}{0,4 (0,2 + 0,15 \sqrt{\frac{l_t}{h}}) l_m b} \quad (26)$$

Voor dubbele voorspanning blijft bovenstaande theorie overeind. Indien de voorspanning bovenaan dermate groot is kan dit leiden tot het feit dat de dwarssectie over zijn totale hoogte op druk belast wordt. Hierdoor dient er een nieuwe afleiding voor de parameter  $\nu$  gemaakt te worden en verandert de formule voor de spallingskracht. Indien de voorspanning bovenaan beperkt blijft zodanig dat niet de volledige dwarssectie op druk belast wordt, geldt formule 21 voor het berekenen van de spallingskracht. Hierbij is wel een nieuwe definiëring van de parameter  $\nu$  vereist met als doel om de excentriciteit van de voorspanstrengen bovenaan in rekening te nemen.

## 4.4 (Modified) Gergely-Sozen

### 4.4.1 Gergely-Sozen

De methode van Gergely-Sozen [49] is gebaseerd op een analyse in de verankeringszone van het systeem bij scheur (zie Fig. 34). De analyse gebeurt op basis van een momentenevenwicht in de verankeringszone. Bij scheurvorming aan het eindvlak van het element ontstaan er twee secties die onderling gescheiden worden van elkaar door een horizontale scheur. Door de *free body diagrams* van één van beide secties te bestuderen kan de verankeringszone geëvalueerd worden op basis van een momentenevenwicht van de betreffende sectie. Het moment

veroorzaakt door de voorspankracht moet worden gecompenseerd door een trekkracht (de spallingskracht) en een drukkracht die beiden loodrecht op de scheur werken. De hefboomsarm tussen de interne trek- en drukkracht wordt door Gergely-Sozen gelijk gesteld aan de hoogte van het element.

Daarnaast berekent de methode van Gergely-Sozen ook de hoogte waar de eerste scheur ten gevolge van spalling zich situeert. Deze locatie bevindt zich op de positie van de voorspankracht die leidt tot de grootst mogelijk momentbelasting. Bovendien illustreert de methode van Gergely-Sozen nogmaals het belang van de excentriciteit  $v$  van de voorspankracht  $P_b$  t.o.v.  $P_{cb}$  in de berekening van de spallingsspanningen. Hoe groter de excentriciteit, hoe groter het moment ten gevolge van de voorspankracht, hoe groter de spallingskracht wordt [14], [49] - [50].

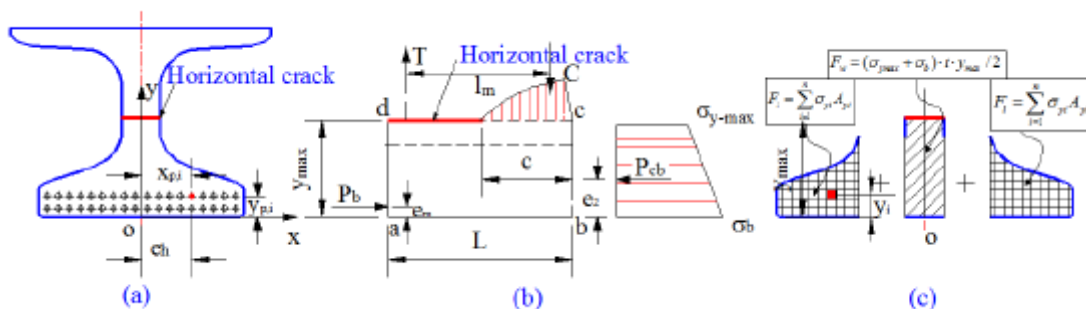
De spallingskracht  $T$  wordt vervolgens bepaald met behulp van een momentenevenwicht [50].

$$T = \frac{P_b v}{l_m} \quad (27)$$

Met  $l_m$  de hefboomsarm die gelijkgesteld wordt aan de hoogte  $h$  van het element,  $P_b$  de voorspankracht en  $v$  de excentriciteit van de voorspanning. De excentriciteit  $v$  wordt gegeven door formule 28 [50].

$$v = e_2 - e_m = \frac{h^2}{12e} - \frac{h^3}{216e^2} - \frac{h}{2} + e \quad (28)$$

Met  $e_m$  de afstand van de voorspanning tot aan de onderste vezel van de betonsectie en  $e_2$  de afstand van de resultante van de drukspanningen onder de scheur tot aan de onderste vezel van de betonsectie [50].



Figuur 34: Verklaring symbolen Gergely-Sozen [50, p. 29]

#### 4.4.2 Modified Gergely-Sozen

Het doel van dit betreffende model is om zonder kennis te hebben van de specifieke locatie van het optredende maximum moment de spallingskracht toch te kunnen berekenen. Meer in detail wordt de spallingskracht nu berekend t.h.v. een kritische sectie die de *junction* sectie genoemd wordt (zie Fig. 35). De spallingskracht wordt t.h.v. deze locatie berekend omdat



enerzijds deze sectie een zwakke sectie is waardoor de horizontale scheur zich zal hier zal vormen en anderzijds de hefboomsarm van het sollicerende moment op deze manier verkleind wordt. De locatie van de junction sectie wordt bepaald a.d.h.v. een 4<sup>e</sup> orde differentiaalvergelijking en is afhankelijk van de paramater  $L$ , de excentriciteit van de voorspanning en van de bijhorende x-coördinaat [50].

Het gemodificeerde Gergely-Sozen model gaat niet meer uit van de vereenvoudiging die de hefboomsarm gelijk stelt aan de hoogte van het element. De hefboomsarm wordt gegeven door onderstaand evenwicht [50].

$$l_m = L - \frac{h}{8} - \frac{c}{3} \quad (29)$$

Met:

$$L = \sqrt{h^2 + (0,6l_t)^2} \quad (30)$$

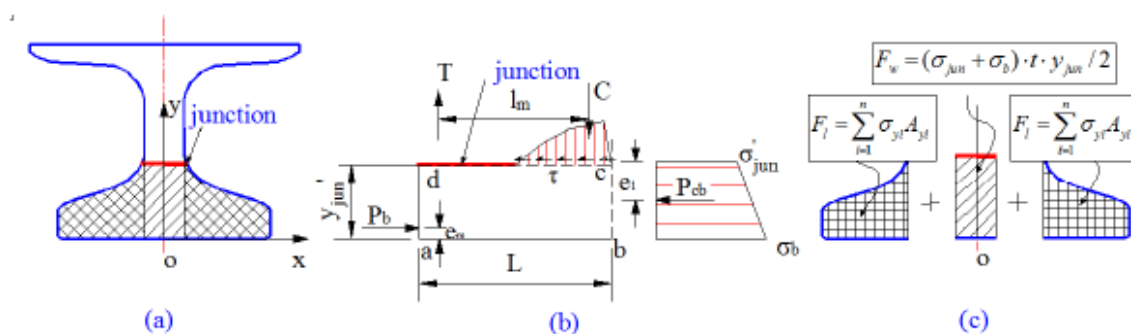
$$c = L - x_{max} \quad (31)$$

Waarbij  $L$  de afstand is van het belastingsoppervlak tot aan de locatie waar de voorspankracht uniform verdeeld wordt over de diepte van het betonelement,  $l_t$  de overdrachtslengte is,  $c$  de hoogte van de gedrukte zone is en  $x_{max}$  de horizontale coördinaat is waarbij het sollicerende moment maximaal is [50].

De spallingskracht  $T$  op basis van het verfijnde Gergely-Sozen model wordt als volgt bepaald [50]:

$$T = \frac{M_j}{l_m} = \frac{P_b (y'_{jun} - e_m) - P_{cb} e_1}{l_m} \quad (32)$$

met  $M_j$  het sollicerende moment veroorzaakt door  $P_{cb}$  en de voorspankracht  $P_b$ ,  $l_m$  de hefboomsarm tussen  $T$  en  $C$ ,  $y'_{jun}$  de afstand van de junction sectie tot de onderste vezel van het betonelement,  $e_m$  de afstand van de voorspanning tot de onderste vezel,  $e_1$  de afstand van  $P_{cb}$  tot aan de junction sectie en  $P_{cb}$  de resultante van de drukspanningen onder de junction sectie [50].



Figuur 35: Verklaring symbolen modified Gergely-Sozen [50, p. 35]

## 5 Resultaten

Om de verschillende methoden met elkaar te vergelijken worden ze uitgewerkt voor SP320 en SP400 voorgespannen holle vloerplaten. Het uitschrijven van de formules per methode werd in Excel uitgevoerd zodat er een duidelijk overzicht werd verkregen van iedere methode. Als resultaat geeft ieder model een spallingskracht en/of spallingsspanning. De resultaten worden weergegeven in Tabel 1 voor de SP320 vloerplaten en in Tabel 2 voor de SP400 vloerplaten.

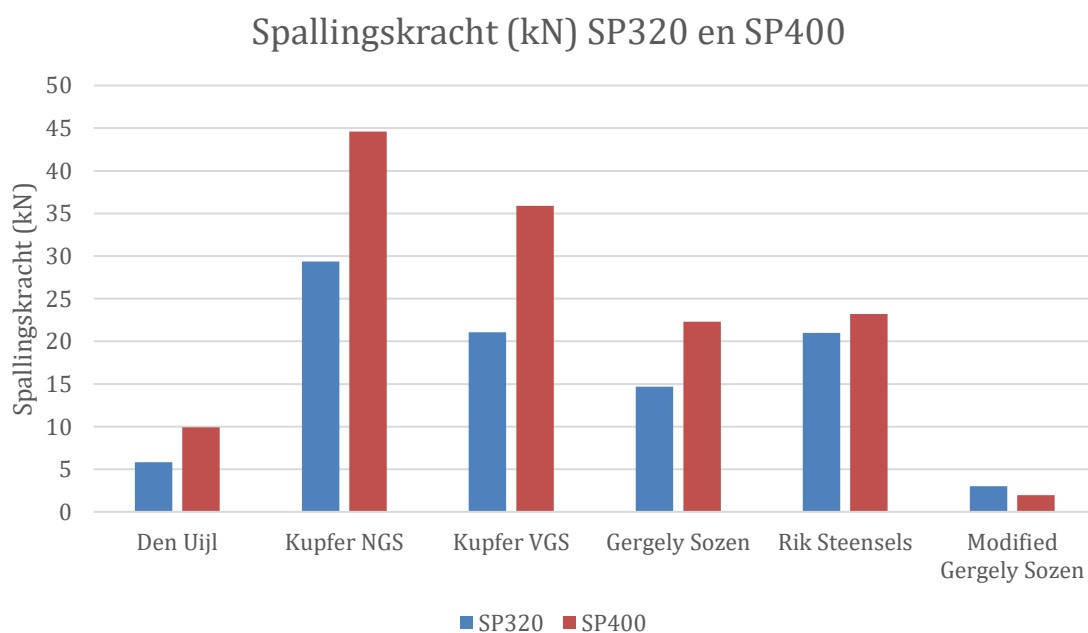
Tabel 1: Resultaten SP320

Model	Spallingskracht (kN)	Spallingsspanning (MPa)
Den Uijl	5,83	3,71
Kupfer NGS	29,35	1,91
Kupfer VGS	21,08	1,37
Gergely-Sozen	14,68	/
Rik Steensels	21,00	/
Modified Gergely-Sozen	3,01	/

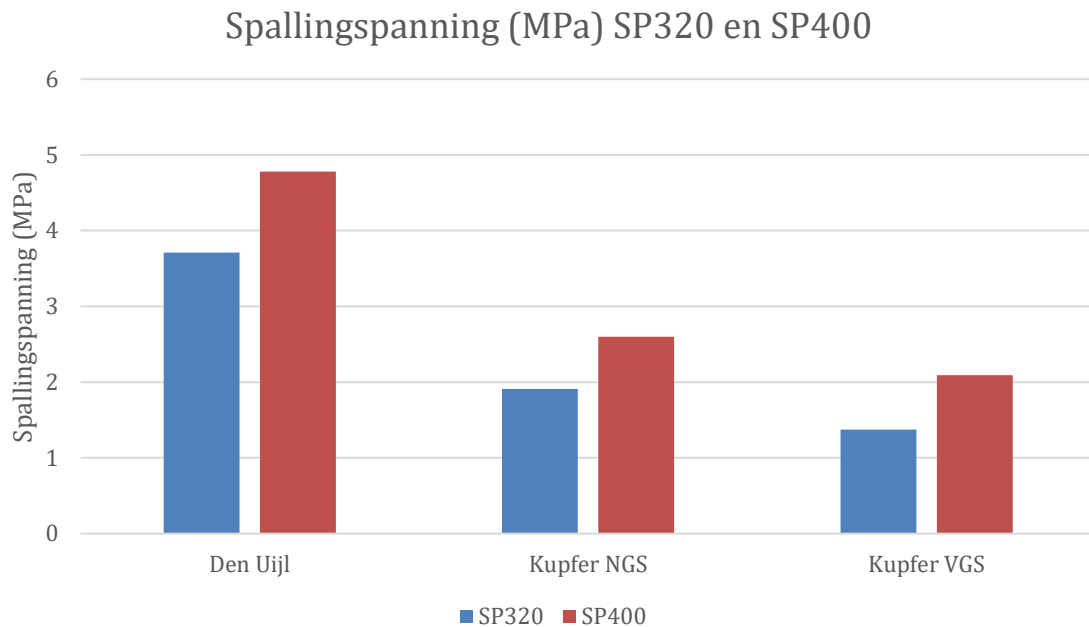
Tabel 2: Resultaten SP400

Model	Spallingskracht (kN)	Spallingsspanning (MPa)
Den Uijl	9,92	4,78
Kupfer NGS	44,58	2,60
Kupfer VGS	35,89	2,09
Gergely-Sozen	22,29	/
Rik Steensels	23,20	/
Modified Gergely-Sozen	1,96	/

De resultaten van de spallingskracht worden weergegeven in Figuur 36 voor de SP320 en SP400 geometrie. Figuur 37 geeft de spallingsspanningen weer voor beide geometrieën.



Figuur 36: Resultaten spallingskracht SP320 en SP400



Figuur 37: Resultaten spallingspanning SP320 en SP400

Het verschil in inwendige hefboomsarm wordt weergegeven in Tabel 3. Iedere methode gebruikt een andere inwendige hefboomsarm, deze wordt weergegeven in de tweede kolom. De waarden van de inwendige hefboomsarm verschillen per geometrie en worden hieronder weergegeven.

Tabel 3: Vergelijking inwendige hefboomsarm

Model	Formule inwendige hefboomsarm	Inwendige hefboomsarm SP320 (mm)	Inwendige hefboomsarm SP400 (mm)
Den Uijl	/	/	/
Kupfer NGS	$\frac{h}{2}$	160,00	200,00
Kupfer VGS	$\frac{l_m}{2}$	222,75	248,45
Gergely-Sozen	$h$	320,00	400,00
Rik Steensels	$\frac{l_m}{3}$	183,33	197,45
Modified Gergely-Sozen	$L - \frac{h}{8} - \frac{c}{3}$	237,28	272,75

## 6 Bespreking berekeningsmethodes & resultaten

Als vertrekpunt voor de bespreking en vergelijking van de verschillende methodes met bijhorende resultaten is het belangrijk te vermelden dat in de literatuur geen experimentele resultaten beschikbaar zijn die als referentie voor dit rapport konden dienen. Het spallingsfenomeen effectief meten is immers een complex gebeuren. Dit rapport beperkt zich tot het kwantitatief beoordelen van de verschillende berekeningsmethodes door gebruik te maken van de resultaten uit hoofdstuk 5.

In dit hoofdstuk worden de resultaten van de vijf methodes voor SP320 en SP400 voorgespannen holle vloerplaten besproken. Tevens worden mogelijke verklaringen opgesomd voor de verschillende resultaten binnen een methode.

Een aandachtspunt hierbij is dat de spallingskracht en spallingspanning bij SP400 vloerplaten o.b.v. Den Uijl, Kupfer en Gergely-Sozen bepaald zijn door de formules van enkelvoudige voorspanning. De beschouwde literatuur van deze methodes biedt voor dubbele voorspanning geen oplossing in de vorm van formules aan. Uit de berekeningen blijkt dat de voorspanning bovenaan het SP400 betonelement nog steeds een getrokken zone induceert in de dwarssectie. Daarnaast is de correctie op de parameter  $\nu$  t.g.v. de voorspanning bovenaan niet in rekening genomen bij de berekeningen van de resultaten. Hierdoor is de nodige omzichtigheid geboden bij de bespreking en interpretatie van deze resultaten omdat de spallingskracht en spallingspanning systematisch te groot zullen worden begroot.

### 6.1 Den Uijl

De resultaten van de spallingskracht en spallingspanning voor de methode van Den Uijl zijn bepaald o.b.v. de uitspreidingslengte gegeven door formule 7 en de overdrachtslengte gegeven door formule 6.

De methode van Den Uijl neemt de globale geometrie van de voorgespannen holle vloerplaten niet in rekening maar beschouwt zoals eerder vermeld een equivalente I-sectie om spalling in de verankeringszone te begroten. De voorgespannen holle vloerplaten SP320 en SP400 worden verdeeld in ongeveer vier gelijke secties met een totale breedte gelijk aan de hart-op-hart afstand van de holtes in de vloerplaten. Vervolgens transformeert Den Uijl één sectie in een equivalente I-sectie.

Deze aanname heeft een invloed op de resultaten van de spallingspanningen. De totale voorspankracht wordt volgens Den Uijl verdeeld over één equivalente I-sectie. De spallingspanning zal hierdoor hoger zijn dan verwacht omdat de lijfbreedte van een equivalente I-sectie aanzienlijk kleiner is dan de totale meewerkende lijfbreedte van de vloerplaat. In tegenstelling tot de spallingspanning wordt de spallingskracht niet beïnvloed door deze aanname omdat de spallingkracht onafhankelijk is van de lijfbreedte van de equivalente I-sectie.

Daarnaast is de formule voor de spallingskracht en spallingspanning van Den Uijl gebaseerd op geometrische informatie van specifieke geometrieën en enkel toepasbaar onder strikte voorwaarden. De formules gegeven door Den Uijl zijn enkel toepasbaar voor welbepaalde secties bij een zuiver lineair elastisch materiaalgedrag en gelden niet voor alle mogelijke geometrieën. Omwille van deze reden is de methode van Den Uijl niet universeel. Dit leidt tot de conclusie dat deze methode het spallingsfenomeen goed begroot voor die specifieke geometrieën op basis waarvan de formule opgebouwd is. Indien deze methode wordt gehanteerd voor andere geometrieën dan deze waarop de methode gebaseerd is, dienen de resultaten met de nodige voorzichtigheid en terughoudendheid geïnterpreteerd te worden.

Een vergelijking van de resultaten tussen SP320 en SP400 toont het belang van de relatieve excentriciteit aan. Een hogere geometrie leidt vanzelfsprekend tot hogere doorsnedes waardoor de excentriciteit van de voorspanning en de relatieve excentriciteit toenemen. Dit heeft als gevolg dat de spallingskracht en spallingspanning voor SP400 vloerplaten groter zijn dan voor SP320 vloerplaten. Daarnaast blijkt uit de resultaten dat de toename van uitspreidingslengte bij SP400 vloerplaten geen afname van de spallingskracht induceert omwille van de grotere relatieve excentriciteit en grotere hoogte van het betonelement.

## 6.2 Thesis Rik Steensels

Het STM van Rik Steensels maakt gebruik van de formule van Mitchell voor de overdrachtslengte (formule 5). Voor de uitspreidingslengte maakt het model gebruik van de formule uit Eurocode 2 (formule 7).

De methode van Rik Steensels is gebaseerd op de inwendige spanningstrajectoriën in de eindzone van de elementen. Dit spanningsveld wordt omgezet in een netwerk van knopen, druk- en trekstaven die het vakwerkmodel voorstellen. De horizontale locatie van de knopen is afhankelijk van de overdrachtslengte. De verticale locatie van de knopen is afhankelijk van de plaats van de voorspanstrengen, de spanningen in de langsrichting ter hoogte van de overdrachtslengte en de geometrische eigenschappen van het element.

Om het solliciterende moment te bepalen wordt eerst het spanningsverloop over de hoogte van het element bepaald. Dit spanningsverloop wordt vervolgens geïntegreerd over de hoogte en de veranderlijke breedte van de hele doorsnede. Om de veranderlijke breedte van de doorsnede te bekomen worden alle holtes uit het element genomen. Dit gebeurt door de lijven tussen de holtes allemaal tegen elkaar te beschouwen. Door het moment op deze manier te bepalen wordt er een veranderlijk moment verkregen over de hoogte van de doorsnede. Op iedere plaats in het element kan zeer nauwkeurig het moment bepaald worden.

De methode van Rik Steensels is verschillend voor elementen met of zonder voorspanning in de bovenste zone van het element. Doordat SP320 geen voorspanning heeft in de bovenste zone en SP400 wel zullen beide elementen gebruik maken van een ander vakwerkmodelconfiguratie. Voor SP320 staan de knopen in de bovenste zone op een afstand  $X_2$  van het eindvlak dat gelijk is aan twee keer de uitspreidingslengte gedeeld door drie. De knopen in de onderste zone staan op een afstand  $X_1$  van het eindvlak dat gelijk is aan de overdrachtslengte gedeeld door drie. Voor SP400 staan alle knopen op dezelfde afstand  $X$  van het eindvlak dat gelijk is aan de overdrachtslengte gedeeld door drie.

Wanneer de resultaten voor SP320 en SP400 met elkaar vergeleken worden, is er slechts een kleine stijging zichtbaar van de spallingskracht. Dit is te verklaren doordat het model van Rik Steensels rekening houdt met de voorspanning in de bovenste zone van de elementen. Het voorspanstreng bovenaan zorgt voor een extra drukkracht in de bovenste zone waardoor er minder grote trekkrachten optreden in de eindzone.

## 6.3 Kupfer

De resultaten van het spallingsfenomeen, die door de methode van Kupfer bekomen zijn, maken gebruik van de uitspreidings- en overdrachtslengte uit Eurocode 2 (formule 2 en formule 7).

Kupfer baseert zijn methode o.b.v. het momentenevenwicht van een geïsoleerd gedeelte onder een snede. De locatie van deze snede is bepalend voor de geldigheid van zijn methode. Indien de snede zodanig gekozen wordt dat de resultante van de drukspanningen onder deze snede niet gelijk is aan de voorspankracht, mag de methode van Kupfer niet gebruikt worden. Daarnaast beschouwt Kupfer dat het solliciterende moment t.g.v. de voorspankracht over de hele dwarsdoorsnede niet variabel maar constant is over de hoogte van de dwarsdoorsnede. Dit is een vereenvoudigende benadering van de werkelijkheid aangezien de optredende momenten over de hoogte van de dwarsdoorsnede niet nauwkeurig bepaald worden.

Het onderscheid tussen de methode van Kupfer voor voorgerekt en nagerekt staal is gegeven door de inwendige hefboomsarm die gehanteerd wordt tussen de inwendige trek- en drukkracht. De inwendige hefboomsarm voor nagerekt staal is de helft van de hoogte van het betonelement. Daarentegen wordt voor voorgerekt staal de helft van de uitspreidingslengte gebruikt als hefboomsarm. Dit vertaalt zich in hogere waarden van de spallingskracht en spallingspanning voor nagerekt staal in vergelijking met voorgerekt staal.

Door gebruik te maken van de halve hoogte van het element als hefboomsarm wordt een nauwe zone beschouwd waar spallingspanningen aanwezig zijn in de verankeringszone. Dit zou leiden tot een overschatting van het spallingsfenomeen met als gevolg dat de dwarsdoorsnedes te veel gewapend worden. Indien daarentegen de helft van de uitspreidingslengte gehanteerd wordt als inwendige hefboomsarm, zou een meer realistische benadering van het spallingsfenomeen bekomen worden. De spallingspanningen worden over een bredere zone uitgesmeerd waardoor de dwarsdoorsnedes minder zwaar gewapend dienen te worden.

Verder blijkt dat de spallingskracht en spallingspanning in grotere waarden resulteert voor SP400 vloerplaten in vergelijking met SP320 vloerplaten. Een verklaring hiervoor schuilt in de toename van de dominante parameter  $\nu$  die rechtevenredig is met de spallingskracht en spallingspanning. De toenames van de uitspreidingslengte en de meewerkende betonbreedte bij SP400 vloerplaten wegen niet op tegen de toename van de excentriciteit die vervat is in de parameter  $\nu$ .

## 6.4 Gergely-Sozen

Gergely-Sozen past als inwendige hefboomsarm de volledige hoogte van het betonelement toe. Spalling worden op deze manier over een brede zone verdeeld. Het momentenevenwicht van de methode van Gergely-Sozen is enkel geldig indien de resultante van de drukspanningen onder de eerste horizontale scheur gelijk is aan de voorspankracht. Daarnaast beschouwt Gergely-Sozen dat het solliciterende moment t.g.v. de voorspankracht over de hele dwarsdoorsnede constant is. Dit is opnieuw een vereenvoudigende benadering van de werkelijkheid.

Andermaal wordt vastgesteld dat een hogere geometrie en een hogere doorsnede leidt tot een grotere hefboomsarm waardoor een hogere spallingskracht bekomen wordt.

## 6.5 Modified Gergely-Sozen

Het modified Gergely-Sozen model gebruikt als overdrachtslengte formule 2 bepaald door Eurocode 2.

Deze gemodificeerde versie van het Gergely-Sozen model is bepaald en geverifieerd in de literatuur [50] voor NU I-secties. SP320 en SP400 vloerplaten bezitten niet exact deze specifieke vorm waardoor mogelijk een afwijkend resultaat kan optreden.

Deze methode past een correctie toe op de hefboomsarm met als resultaat dat de zone waarover de spallingsspanningen verspreid worden beperkter wordt. Een correctie op de hefboomsarm wordt gehanteerd om de werkelijke spanningssituatie in de NU I-secties beter te benaderen.

Verder wordt het moment uitgezet over de hoogte van de dwarsdoorsnede. Het modified Gergely-Sozen model bepaalt de spallingskracht t.h.v. de junction sectie omdat voor NU I-liggers op deze sectie het kritische moment aangrijpt. Aangezien de junction sectie zich bij holle voorgespannen vloerplaten in de onderflens bevindt en wetende dat de locatie van de scheurvorming zich in werkelijkheid hier nooit situeert, wordt er geopteerd om de spallingskracht niet te bepalen o.b.v. het moment t.h.v. de junction sectie maar o.b.v. het kritische maximum optredende moment over de dwarsdoorsnede. De hoogte van de junction sectie wordt bepaald a.d.h.v. een 4<sup>e</sup> orde differentiaalvergelijking en is afhankelijk van de parameter  $L$ , de excentriciteit van de voorspanning en van de bijhorende x-coördinaat.

Het modified Gergely-Sozen model toont aan dat een hogere geometrie, SP400, resulteert in een lagere spallingskracht ondanks de toename van de hefboomsarm. Dit wordt verklaard door het feit dat bij de SP400 vloerplaat het solliciterende moment kleiner is dan bij de SP320 vloerplaat omdat de afstand tussen de kritische sectie en het zwaartepunt van de voorspanning kleiner is i.t.t. bij de SP320 vloerplaat. Voor desbetreffende case is deze vaststelling contra-intuïtief. Grotere doorsnedes in combinatie met dubbele voorspanning zouden moeten leiden tot grotere solliciterende momenten. Het modified Gergely-Sozen model geeft m.a.w. geen realistische aanpassing van het model naar geometrieën met voorspanning bovenaan.

## 7 Vergelijking berekeningsmethodes & resultaten

In dit hoofdstuk worden de berekeningsmethodes en de resultaten van de vijf modellen vergeleken. Daarnaast worden mogelijke verklaringen opgesomd voor het verschil in resultaten tussen de verschillende methodes.

De vijf besproken methodes bezitten twee belangrijke gelijkenissen die voor alle methodes gelden. Ten eerste neemt iedere beschouwde methode het lineair elastische materiaalgedrag van beton in rekening. De formules van de methodes vigeren niet voor het niet-lineair elastische materiaalgedrag van beton. Daarnaast blijkt dat eveneens iedere methode afhankelijk is van de betonkwaliteit. Den Uijl, Kupfer, Rik Steensels en het modified Gergely-Sozen model nemen telkens de betonkwaliteit in rekenschap via de uitspreidingslengte en/of de hefboomsarm. De betonkwaliteit wordt door Gergely-Sozen indirect in rekening genomen bij de bepaling van de horizontale scheur.

Algemeen beschouwd zijn de methodes van Rik Steensels, Kupfer en Gergely-Sozen eenvoudiger en visueel makkelijker te begrijpen. Deze drie modellen trachten een relatief eenvoudige oplossing te zoeken voor een complex fenomeen. Daarentegen zijn de grondslagen van de methodes van Den Uijl en modified Gergely-Sozen gestoeld op complexere en minder toegankelijke benaderingen zoals de toepassing van een EEM door Den Uijl of een iteratieve berekeningsmethode door het modified Gergely-Sozen model. Bijgevolg vindt dit weerklank in omvangrijkere en ingewikkeldere formules in vergelijking met de andere methodes.

Uit de vergelijking van de resultaten blijkt dat de spallingsspanning van Den Uijl een relatief hoge waarde heeft t.o.v. de spallingspanning berekend door Kupfer. De verklaring hiervoor bevindt zich bij het gebruik van de equivalente sectie waarop de totale voorspankracht inwerkt. Indien de spallingspanning verdeeld wordt over de totale meewerkende lijfbreedte van de vloerplaat wordt een waarde van 0,928 MPa (SP320) bekomen. Deze spallingspanning is lager dan de spanningen bepaald door Kupfer maar behelzen dezelfde grootteorde.

Een grotere variëteit aan resultaten binnen één testconfiguratie wordt gevonden voor de spallingskracht. Door Den Uijl wordt een lagere kracht berekend t.o.v. de krachten bepaald door de STM-methodes op uitzondering van het modified Gergely-Sozen model. Dit kan verklaard worden door het feit dat de EEM van Den Uijl opgesteld is o.b.v. andere geometrieën dan SP320 en SP400 voorgespannen holle vloerplaten. Den Uijl begroot het spallingsfenomeen beter voor de geometrieën waarop zijn formules zijn gebaseerd.

Het modified Gergely-Sozen model is eveneens opgesteld en gevalideerd voor een specifiek type I-dwarsdoorsnedes. Het verschil in geometrie tussen deze I-secties en de voorgespannen holle vloerplaten SP320 en SP400 is een mogelijke verklaring voor de lage waarde van de spallingskracht t.o.v. de andere modellen. Deze methode bepaald net zoals de methode van Rik Steensels de momenten over de hoogte van de dwarsdoorsnede door rekening te houden met de variërende breedte van de elementen maar neemt hierbij de geometrie van de voorgespannen holle vloerplaten niet even nauwkeurig in rekening als Rik Steensels met als gevolg dat een lager sollicerend moment bekomen wordt.



Daarentegen berekent de modified Gergely-Sozen methode een hefboomsarm die niet sterk afwijkt van de hefboomsarmen bepaald door de andere methodes. De waarde van de hefboomsarm behelst steeds een grootteorde die realistisch en aannemelijk lijkt voor de beschouwde testconfiguraties. De geometrische impact van de holle voorgespannen vloerplaten speelt hier minder een rol in vergelijking met de impact van deze geometrie op de bepaling van de sollicerende momenten. Samengevat wordt gesteld dat de lage waarde van de spallingskracht voor SP320 en SP400 voorgespannen holle vloerplaten veroorzaakt wordt door het lage sollicerende moment dat gehanteerd wordt door het modified Gergely-Sozen model.

Bovendien is het opmerkelijk dat het modified Gergely-Sozen model de enigste methode is die voor een hogere geometrie in een lagere spallingskracht resulteert. Dit gaat enerzijds in tegen de algemene trend die zichtbaar is in de resultaten en anderzijds tegen de consensus in de literatuur omtrent het feit dat hogere dwarssecties grotere spallingskrachten induceren. Dit frappant fenomeen wordt verklaard door de afname van het maximum optredende moment en de toename van de hefboomsarm.

Ondanks het feit dat het modified Gergely-Sozen model voortvloeit uit en de gemodificeerde versie is van de methode van Gergely-Sozen zijn er voornamelijk verschillen tussen beide methodes te noteren. De methode van Gergely-Sozen is een methode die in vergelijking met zijn gemodificeerde versie een realistischere begroting geeft van het spallingsfenomeen voor SP320 en SP400 vloerplaten. Overigens beschouwt Gergely-Sozen een constant sollicerend moment over de volledige hoogte van de doorsnede terwijl het modified Gergely-Sozen model het momentenverloop, rekening houdend met de variërende breedte van het betonelement, uitzet over de hoogte van de dwarssectie. Bovendien bepaalt het Gergely-Sozen model spalling t.h.v. de eerste scheur terwijl het zuivere modified Gergely-Sozen model dit bepaalt t.h.v. een junction sectie. Deze aannames leiden tot een opmerkelijk verschil in optredend moment. Daarnaast verschillen de waardes en de benaderingen m.b.t. de gebruikte hefboomsarmen aanzienlijk. Gergely-Sozen bepaalt de hefboomsarm op een conservatieve wijze door de hoogte van het element te beschouwen terwijl het modified Gergely-Sozen model een correctie toepast op de hefboomsarm waardoor een aannemelijkere waarde verkregen wordt.

De resultaten van de spallingskracht o.b.v. Kupfer, Gergely-Sozen en Rik Steensels voor SP320 vloerplaten tonen een minder groter variëteit aan. Deze resultaten behelzen dezelfde grootteorde. Hiervoor kunnen verklaringen gevonden worden o.b.v. de aannames m.b.t. de hefboomsarm in combinatie met aannames m.b.t. het momentenevenwicht van deze methodes.

Gergely-Sozen beschouwt de hoogte van het element als hefboomsarm terwijl Kupfer voor nagerekt staal hiervoor de halve hoogte hanteert. Kupfer neemt voor voorgerekt staal als hefboomsarm de helft van de uitspreidingslengte terwijl de methode van Rik Steensels een derde van de uitspreidingslengte beschouwt als hefboomsarm. Tabel 3 toont de waarden van de inwendige hefboomsarm voor de verschillende methodes. Gergely-Sozen beschouwt de grootste hefboomsarm waardoor de kleinste spallingskracht bekomen wordt. In tegenstelling tot Kupfer voor nagerekt staal. Deze methode hanteert de kleinste hefboomsarm waardoor de grootste spallingskracht verkregen wordt. De hefboomsarmen van Kupfer voor voorgerekt staal en Rik Steensels benaderen elkaar tot op 13%. Desalniettemin is dit geen sluitende verklaring voor de grote gelijkheid in spallingskracht omdat hierdoor de verschillen in

aannames m.b.t. het momentenevenwicht van beide methodes buiten beschouwing gelaten zouden worden.

Verder berusten de methodes van Kupfer en Gergly-Sozen op hetzelfde momentenevenwicht. Beide methodes isoleren een gedeelte van de sectie zodanig dat de resultante van de drukspanningen onder dit geïsoleerde gedeelte even groot is als de voorspankracht. Dit solliciterende koppel wordt in evenwicht gehouden door de interne druk- en spallingskracht. Vervolgens wordt uit het momentenevenwicht de spallingskracht bepaald. Daarnaast beschouwen deze methodes één constant moment over de totale hoogte van de dwarsdoorsnede. De variërende breedte over de hoogte van de vloerplaten wordt niet in rekening genomen bij de bepaling van de optredende momenten over de hoogte van de doorsnede. Dit staat in contrast met het model van Rik Steensels. Dit model past deze methode wel toe waardoor een gedetailleerder beeld verkregen wordt van de werkelijke optredende momenten over de hoogte van de sectie.

Logischerwijze tonen de resultaten aan dat de spallingskracht bepaald door de methode van Gergly-Sozen dubbel zo groot is als de spallingskracht verkregen uit de methode van Kupfer voor nagerekt staal. Deze factor twee wordt verklaard o.b.v. het verschil in hefboomsarm. Een kleinere hefboomsarm leidt tot een grotere spallingskracht omdat de spallingsspanning meer geconcentreerd wordt. Bijgevolg dient de sectie ook zwaarder en zelfs over bewapend te worden. Verder begroten Kupfer voor voorgerekt staal en Rik Steensels de spallingskracht quasi identiek ondanks het verschil in de wijze om het maximaal optredende moment te bepalen.

Zoals eerder vermeld berusten de methodes van Kupfer en Gergly-Sozen op hetzelfde momentenevenwicht. Daarnaast heeft de vorm van de dwarsdoorsnede, m.a.w. de variërende breedte, een belangrijke invloed op de locatie van de snede waarop het spallingsfenomeen begroot wordt. Deze invloed wordt aangetoond indien de locatie van deze snede voor een rechthoekige sectie vergeleken wordt met dezelfde locatie voor de dwarssectie van een SP320 vloerplaat. Kupfer stelt dat voor een rechthoekige sectie deze locatie zich bevindt op een afstand  $2s$  van de bovenste vezel van het betonelement terwijl Gergly-Sozen voor de SP320-sectie de locatie van deze snede beschrijft als daar waar de eerste horizontale scheur optreedt. Indien beide afstanden t.o.v. van de bovenrand van hun dwarssectie gecontroleerd en vergeleken worden, blijkt dat er een aanzienlijk verschil is tussen deze afstanden. De afstand t.o.v. van de bovenrand van het betonelement bedraagt voor een rechthoekige sectie 153,50 mm en voor de SP320-sectie 79,75 mm.

Indien de resultaten van de spallingskracht voor de voorgespannen holle vloerplaten SP400 vergeleken worden, moet er rekening gehouden worden met het feit dat de resultaten van de methodes van Den Uijl, Kupfer en Gergly-Sozen geen rekening houden met de aanwezigheid van voorspanstongen bovenaan het betonelement. Dit heeft als gevolg dat deze methodes de excentriciteit van de voorspanstrengen boven aan het element niet in rekening nemen voor de berekening van het spallingsfenomeen. De methode van Rik Steensels neemt de voorspanning bovenaan wel in rekening. Deze spallingskracht neemt toe met 1,1% in vergelijking met de spallingskracht voor SP320 vloerplaten. Hierdoor wordt de invloed van de voorspanning bovenaan duidelijk. De bijkomende drukcomponent bovenaan de sectie zorgt voor een grotere drukzone in het beton waardoor de toename van spallingskracht kleiner wordt.

De methode van Den Uijl is ongeschikt om de spallingskracht en spallingspanning te bepalen voor SP400 vloerplaten omdat deze methode geen rekening houdt met de aanwezigheid van voorspanning bovenaan. De methode is enkel opgesteld voor specifieke geometrieën met voorspanning onderaan. Daarnaast zijn de formules uit de literatuur van Kupfer en Gergely-Sozen enkel bepaald voor enkelvoudige voorspanning. Doordat de formules uit de literatuur abstractie maken van voorspanning bovenaan worden grotere spallingskrachten bekomen dan verwacht. Door de voorspankracht bovenaan in rekening te nemen worden de drukspanningen over de hoogte van de doorsnede groter waardoor de toename van de hefboomsarm tussen de voorspankracht onderaan en de resultante van de drukzone van het geïsoleerde gedeelte kleiner wordt in vergelijking met enkelvoudige voorspanning. De snede waarop de spallingskracht berekend wordt, verplaatst in de richting van de voorspankracht onderaan. Dit impliceert vervolgens een minder grote toename van het lager solliciterend moment in vergelijking met enkelvoudige voorspanning waardoor de toename van spallingskracht voor dubbele voorspanning lager zou bedragen dan berekend.

Met in achtneming van voorgaande opmerking wordt geconstateerd dat de methode van Rik Steensels het spallingsfenomeen voor SP400 voorgespannen holle vloerplaten het meest betrouwbaar begroot. Daarom wordt deze methode als referentie genomen voor de vergelijking van de resultaten van de verschillende methodes.

# 8 Conclusie

## 8.1 Algemeen

Het spallingsfenomeen in voorgespannen holle vloerplaten begroten is een complex gegeven welke afhankelijk is van verschillende invloedsfactoren. Aan de hand van de methodes van Den Uijl, Rik Steensels, Kupfer en (modified) Gergely-Sozen wordt gepoogd om de spalling in de verankeringszone van voorgespannen holle vloerplaten te begroten. Hieruit blijkt dat de methode van Den Uijl de spallingsspanning overschat door gebruik te maken van een equivalente I-sectie. Daarnaast wordt de begroting van het spallingsfenomeen bij STM-modellen aanzienlijk beïnvloed door de aannames m.b.t. de inwendige hefboomsarm en het momentenevenwicht.

Kupfer en Gergely-Sozen berusten op dezelfde intuïtieve principes omtrent het momentenevenwicht maar verschillen in de keuze van inwendige hefboomsarm. Deze reden verklaart de verscheidenheid in resultaten tussen beide methodes. Het modified Gergely-Sozen model hanteert daarentegen een complexere benadering voor het spallingsfenomeen. De opmerkelijke resultaten van deze methode voor SP320 en SP400 configuraties tonen aan dat de spallingskracht aanzienlijk onderschat wordt t.o.v. de andere methodes. De oorzaak hiervoor kan gevonden worden in de bepaling van de solliciterende momenten.

De resultaten voor de SP400 voorgespannen holle vloerplaten o.b.v. de methode van Rik Steensels en het modified Gergely-Sozen model houden, i.t.t. de andere methodes, rekening met de aanwezigheid van voorspanning bovenaan het element. De resultaten van de methodes van Den Uijl, Kupfer en Gergely-Sozen nemen met andere woorden de excentriciteit van de voorspanstrengen bovenaan het element niet in rekening. Bijgevolg zal het spallingsfenomeen systematisch te groot worden begroot door deze methodes.

In de beschouwde literatuur van Den Uijl, Kupfer en Gergely-Sozen worden geen rechtstreekse formules aangereikt voor de bepaling van het spallingsfenomeen bij dubbele voorspanning. Dit toont enerzijds de limieten van de literatuur aan en anderzijds vormt dit gegeven een opportuniteit om in een vervolgonderzoek verder te analyseren.

De methode van Rik Steensels neemt op correcte wijze de geometrie van de voorgespannen holle vloerplaten in rekening voor de bepaling van het momentenverloop over de hoogte van de dwarsdoorsnedes. Daarnaast beschouwt de methode een inwendige hefboomsarm die plausibel lijkt. Hieruit volgt dat o.b.v. de resultaten en de aannames m.b.t. de hefboomsarm een momentenevenwicht wordt geconstateerd dat het model van Rik Steensel de meest betrouwbare begroting geeft voor het spallingsfenomeen bij SP320 en SP400 voorgespannen holle vloerplaten.

## 8.2 Vooruitblik

Er zijn heel wat mogelijkheden voor verder onderzoek over de lokale inwendige krachten in de eindzones van voorgespannen elementen. Dit geldt niet alleen voor spalling maar ook voor splitting en bursting. Over deze fenomenen zijn er tot op heden geen experimentele waarden beschikbaar waarmee de verschillende theoretische modellen vergeleken kunnen worden. De moeilijkheid bestaat uit het bedenken van een testopstelling die de inwendige krachten goed kan begroten en rekening houdt met alle factoren die er invloed op hebben.

Eenzijds zou het mogelijk zijn om bij het productieproces een camera op te stellen tegenover de kop van een welfsel. Deze camera zou het verplaatsingsveld van het element in beeld brengen op het moment dat de voorspanning op het element wordt overgebracht. Scheuren ten gevolge van spalling treden namelijk op vlak na het doorzagen van het element. Op deze manier kan er informatie verzameld worden die vervolgens gebruikt kan worden om er een eindige-elementenmodel mee op te stellen. Dit model kan dan gehanteerd worden om op theoretische wijze een realistischere simulatie van de werkelijkheid te verkrijgen. Dit is eveneens een theoretische methode maar gebruikt experimentele waarden als input wat er voor zorgt dat de werkelijkheid goed benaderd wordt.

Een andere mogelijkheid is het reproduceren van een betondoorsnede van een holle vloerplaat zonder voorspanstrengen. Op deze doorsnede kan in een labo de voorspanning nagebootst worden door het aanbrengen van een kracht op de locaties van de voorspanning. Door de kracht progressief te laten toenemen tot op het moment dat er gelijkaardige scheurvorming optreedt in het element, kan er gemeten worden vanaf welk moment de krachten te groot worden voor het beton. Indien de krachten gekend zijn waarop het beton scheurt, is bijgevolg ook bekend tot welke voorspanning de voorgespannen holle vloerplaten mogen belast worden zonder dat er scheurvorming optreedt. Deze methode houdt echter geen rekening met het inleiden van de voorspanning in het element via de hechting tussen het staal en beton. In werkelijkheid wordt de voorspanning geleidelijk overgebracht van de voorspanstreng op het beton.

# Bibliografie

- [1] B. Hendriks, *Spalling in EN1168*, Aachen, 2011.
- [2] J. A. D. Uijl, „Tensile stresses in the transmission zones of hollow-core slabs prestressed with pretensioned strands,” Delf University of technology, Departement of civil engineering, Delft, 1983.
- [3] Bureau voor Normalisatie, Eurocode 2: Ontwerp en berekening van betonconstructies - Deel 1-1: Algemene regels en regels voor gebouwen, 2005.
- [4] Europese Commissie voor Normalisatie, EN 1168+A3, 2011.
- [5] Echo NV, „Holle vloerelementen? Een goede keuze!,” [Online]. Available: <https://docplayer.nl/8646045-Holle-vloerelementen-een-goede-keuze-partner-in-vloeroplossingen-van-ontwerp-tot-realisatie.html>. [Geopend 2 11 2021].
- [6] Spanbeton, [cursus].
- [7] H. Cecat, „Studie van de krachtsoverdracht in de verankeringszone van geprefabriceerde holle vloerplaten [eindwerk],” Rijksuniversiteit Gent, Gent, 1991-1992.
- [8] J. Devree. [Online]. Available: [https://www.joostdevree.nl/shtmls/voorgespannen\\_beton.shtml](https://www.joostdevree.nl/shtmls/voorgespannen_beton.shtml). [Geopend 2 11 2021].
- [9] D. Hardy, „Numerieke studie naar spallingsfenomeen bij holle vloerelementen [eindwerk],” XIOS Hogeschool Limburg, Diepenbeek, 2009-2010.
- [10] CEB-FIP, „Bulletin No. 10: Bond of reinforcement in concrete,” Tech. resp., International federation for structural concrete, 2000.
- [11] K. Lundgren en J. Magnusson, „Three-dimensional modelling of anchorage zones in reinforced concrete,” *Journal of engineering mechanics*, vol. 127 (7), pp. 693-699, 2001.
- [12] J. A. D. Uijl, „Cement,” in *Verankering van voorgerekt voorspanstaal*, 1989, pp. 63-66.
- [13] A. J. Dekker, „Verankering van voorgerekt staal,” in *Cement*, 1977, pp. 165-174.
- [14] E. Hoyer en E. Friedrich, „Beitrag zur frage der haftspannung in eisenbetonbauteilen (contribution to the question of bond stress in reinforced concrete elements),” in *Beton und Eisen* 38 (6), 1939, pp. 107-110.
- [15] J. R. Janney, „Nature of Bond in Pre-Tensioned Prestressed Concrete,” *Journal Proceedings*, vol. 50, pp. 717-736, 1954.
- [16] R. Steensels, „End zone design and detailing of pre-tensioned concrete elements,” Faculteit Industriële Ingenieurswetenschappen UHasselt en KULeuven, Hasselt, 2018.
- [17] V. Briere, K. Harries, J. Kasan en C. Hager, „Dilation behavior of seven-wire prestressing strand - the hoyer effect,” *Construction and Building Materials*, vol. 10, pp. 650-658, 2013.
- [18] M. Horst, Zusammenhang zwischen Oberflächenveschaffenheit, Verbund und Sprengwirkung von Bewehrungsstäben unter Kurzzeitbelastung, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton heft 228, 1973.
- [19] C. N. Dang, C. D. Murray, W. M. Hale en J. Marti-Vargas, A review of factors influencing strand bond, Proceedings of the PCI convention and national bridge conference, 2013.
- [20] A. Ramirez-Garcia, R. Floyd, W. M. Hale en J. Marti-Vargas, „Effect of concrete compressive strength on transfer length,” *Engineering Structures*, vol. 5, pp. 131-140, 2016.
- [21] C. Naito, F. Cetsili en T. Tate, „A method for quality assurance of seven-wire strand bond in portland cement concrete,” *PCI Journal*, vol. 60, nr. 4, pp. 69-84, 2015.

- [22] J. Marti-Vargas, P. Serna en W. Hale, „Strand bond performance in prestressed concrete accounting for bond slip,” *Engineering Structures*, vol. 51, pp. 236-244, 2013.
- [23] J. Marti-Vargas, P. Serna, J. Navarro-Gregori en J. Bonet, „Effects of concrete composition on transmission length of prestressing strands,” *Construction and Building Materials*, vol. 27, pp. 350-356, 2012.
- [24] J. Marti-Vargas, P. Serna, J. Navarro-Gregori en L. Pallarés, „Bond of 13 mm prestressing steel strands in pretensioned concrete members,” *Engineering Structures*, vol. 41, pp. 403-412, 2012.
- [25] C. Vázquez-Herrero, I. Martínez-Lage, G. Aguilar en F. Martínez-Abella, „Evaluation of strand bond properties along the transfer length of prestressed lightweight concrete members,” *Engineering Structures*, vol. 49, pp. 1048-1058, 2013.
- [26] C. Vazquez-Herrero, I. Matrinez-Lage en F. Martinez-Abella, „Transfer length in pretensioned prestressed concrete structures composed of high performance lightweight and normal-weight concrete,” *Engineering Structures*, vol. 56, pp. 983-992, 2013.
- [27] W. Dantuma en J. D. Uijl, „Spanning en scheurvorming rond een uitdijende staaf,” in *Cement*, 1988, pp. 56-59.
- [28] R. N. d. Carmo en S. M. Lopes, „Influence of cover on bond of strands prestressed by pretensioning,” *Canadian Journal of Civil Engineering*, vol. 28, nr. 6, pp. 938-948, 2001.
- [29] A. Torre-Casanova, L. Jason, L. Davenne en X. Pinelli, „Confinement effects on the steel-concrete bond strength and pull-out failure,” *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 97, pp. 92-104, 2013.
- [30] P. Kaar, N. Hanson, W. Corley en E. Hognestad, „Bond Fatigue Tests of Pretensioned Crossties,” *PCI Journal*, 1975.
- [31] J. d. Uijl en D. W.F, „Spanning en scheurvorming rond uitdijende staaf,” in *Cement*, 1998.
- [32] L. Leonhardt, *Prestressed concrete: design and construction*, Munchen: Wilhelm Ernst & Sohn, 1964.
- [33] CEB-FIB, *Model code 2010: first complete draft*, Lausanne, Zwitserland: International Federation for Structural Concrete, 2010.
- [34] D. Mitchell, W. Cook, A. Khan en T. Tham, „Influence of high strength concrete on transfer and development length of pretensioning strand,” *PCI Journal*, vol. 38, pp. 52-66, 1993.
- [35] FIP recommendations, *Precast Prestressed Hollow Core Floors*, London, 1988.
- [36] M. R. O'Callaghan, *Tensile stresses in the end regions of pretensioned i-beams at release [eindwerk]*, Texas: University of Texas, 2007.
- [37] R. Gilbert en N. Mickleborough, *Design of prestressed concrete*, Sydney, Australia,: The University of New South Wales, 2005.
- [38] T. Telford, *FIP-Recommendations, Precast prestressed hollow core floors*, ISBN 0 7277 1375 2., 1988.
- [39] B. Vanbaelen, *Spalling bij holle vloerelementen: experimenteel ontwerpen m.b.v. matlab [eindwerk]*, Diepenbeek: XIOS Hogeschool Limburg, 2009-2010.
- [40] L. Wang, L. Dai, X. Zhang en J. Zhang, „Concrete cracking prediction including the filling proportion of strand corrosion products,” *Materials*, vol. 10, nr. 1, 2017.
- [41] K. Bathe, *Finite Element Procedures*, New Jersey: Prentice Hall, 1996.
- [42] D. Hutton, *Fundamentals of finite element analysis*, New York: McGraw-Hill, 2004.
- [43] Ergon, „Vloer- en dakplaten,” [Online]. Available: <https://www.ergon.be/nl/producten/vloer-en-dakplaten/>. [Geopend 15 mei 2022].

- [44] P. i. H. Bennek, „PBT0 Hoofdstuk 3: Het produceren van elementen,” [Online]. Available: <https://docplayer.nl/7596437-Het-produceren-van-elementen.html>. [Geopend 15 mei 2022].
- [45] IPHA, „Hollowcore Slab Production - Discover more about the design, production and installation of prestressed hollow core slabs.,” IPHA, [Online]. Available: <https://hollowcore.org/hollowcore/production/>. [Geopend 15 mei 2022].
- [46] TDM, „TDM EXTRUDER - or the production of hollow core slabs,” TDM, [Online]. Available: <https://tdmextruder.com/en/hollow-core-slab-extruder/>. [Geopend 15 mei 2022].
- [47] H. Schepers, C. v. d. Veen en J. d. Uijl, „Numerieke analyse bij het inleiden van voorspankrachten,” in *Cement*, 1991, p. 59 – 63.
- [48] A. Dekker, „Verankeren van voorgerekt staal (III),” in *Cement*, 1977, pp. 240-243.
- [49] P. Gergely en M. Sozen, „Design of anchorage-zone reinforcement in prestressed concrete beams,” *PCI Journal*, vol. 12, nr. 2, pp. 63-75, 1967.
- [50] A. Yuan, „Spalling Force Calculation for Prestressed Concrete Bridge Girder End Based on a Modified G-S Model: Model Derivation and Validation,” *Journal of Bridge Engineering*, vol. 24, p. 57, 2019.



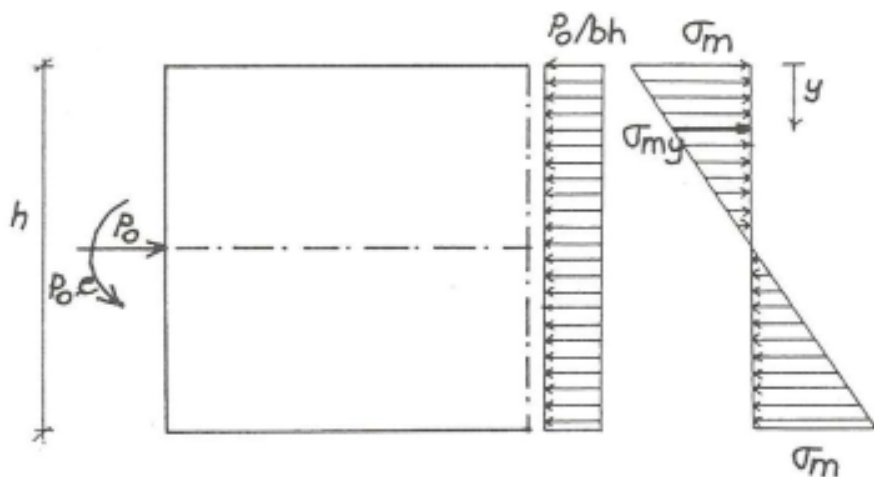


# Bijlagen

## Bijlage A: Afleiding spallingskracht voor een rechthoekige sectie (STM)

Beschouw in Figuur 18 het vakwermodel dat opgesteld is voor nagerekt staal [7].

Voor de berekening van de spallingskracht bij een rechthoekige sectie voor voorgerekt staal (formule 11) wordt gebruik gemaakt van Figuur 38. De excentrische voorspankracht  $P_0$  wordt verplaatst naar het midden van de doorsnede. Dit resulteert in onderstaande druk- en buigspanningsverdeling [7].



Figuur 38: Spanningsverdeling t.g.v. excentrische voorspanning [7, p. 163]

Hieruit volgt dat:

$$\sigma_m = 6 \frac{P_0 e}{bh^2} \quad (33)$$

$$\sigma_0 = \frac{P_0}{bh} + \sigma_m = \frac{P_0}{bh} \left(1 + \frac{6e}{h}\right) \quad (34)$$

$$\sigma_0 = \frac{P_0}{bh} - \sigma_m = \frac{P_0}{bh} \left(1 - \frac{6e}{h}\right) \quad (35)$$

De afstand  $s$  t.o.v. de bovenste vezel van de betonsectie (zie Fig. 18) wordt als volgt bepaald:  
Voor  $y < s$  geldt:

$$\sigma_b(y) = \frac{P_0}{bh} - \sigma_m(y) \quad (36)$$

$$\sigma_m(y) = \sigma_m\left(\frac{\frac{h}{2}-y}{\frac{h}{2}}\right) \quad (37)$$

Als  $y = s$  dan is  $\sigma_b(y) = 0$ , uit de combinatie van formules 33, 34, 36 en 37 volgt dat:

$$s = \frac{h}{2} - \frac{h^2}{12e} \quad (38)$$

Vervolgens wordt de trekkracht  $N_{c1}$  uit Figuur 18 geschreven als:

$$N_{c1} = -\sigma_b \frac{s}{2} b \quad (39)$$

$$N_{c1} = \frac{F_k}{\tan(\alpha)} = \frac{3}{4} F_k \quad (40)$$

Het momentenevenwicht van Figuur 38 geeft:

$$P_0 e = \frac{1}{2} \frac{\sigma_m h}{2} b \frac{2}{3} h \quad (41)$$

Het substitueren van formule 34 in formule 41 levert:

$$P_0 e = \left(\frac{P_0}{bh} - \sigma_b\right) \frac{bh^2}{6} \quad (42)$$

Na afzondering van  $P_0$  en de substitutie van formules 38, 39 en 40 in formule 42 wordt het volgende bekomen:

$$P_0 \left(e - \frac{h}{6}\right) = \frac{2\left(\frac{3}{4}F_k\right) bh^2}{b\left(\frac{h}{2} - \frac{h^2}{12e}\right) 6} \quad (43)$$

Het afzonderen van  $F_k$  leidt tot de spallingskracht voor een rechthoekige sectie met nagerekt staal:

$$F_k = 2P_0 \left(\frac{e}{h} - \frac{1}{6}\right)^2 \frac{h}{e} \quad (44)$$

Dit kan herleid worden naar formule 45 waarin het belang van de relatieve excentriciteit verduidelijkt wordt:

$$F_k = 2P_0 \left(\frac{e-k}{h}\right)^2 \frac{h}{e} \quad (45)$$

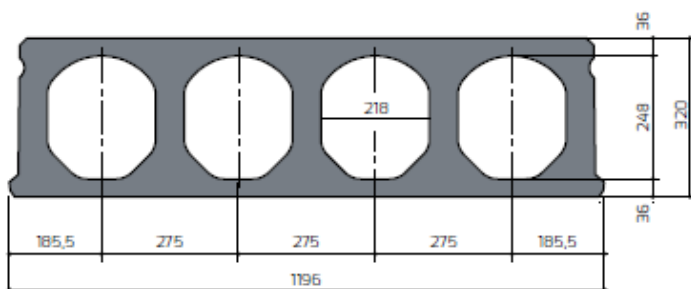
met:  $k = \frac{h}{6}$  voor een rechthoekige sectie.

Met de invoering van formule 19 wordt de spallingskracht voor een rechthoekige sectie met voorgerekt staal verkregen:

$$F_k = 2 \frac{P_0}{e} \left( \frac{e}{h} - \frac{1}{6} \right)^2 \frac{h^2}{l_m} \quad \text{voor } e \geq \frac{h}{6} \quad (11)$$

## 2.2.15 | Holle vloerplaat SP 320

### Kenmerken



Transportgewicht: 461 kg/m  
Voegvulling: 11,0 liter/m<sup>2</sup>

### Overzichtstabel van de momenten $M_{red}$ en dwarskrachten $V_{red}$ (\*)

profiel (**)	Met 50 mm druklaag		
	$M_{red}$ (*) kNm	$V_{red}$ (*) kN	$M_{red}$ (*) kNm
SP 320-6X	132	168	153
SP 320-7X	154	171	178
SP 320-8X	175	172	202
SP 320-5	195	170	223
SP 320-6	233	173	265
SP 320-7	271	175	305
SP 320-8	308	178	345
SP 320-9	346	180	387
SP 320-10	382	183	425
SP 320-11	418	185	464

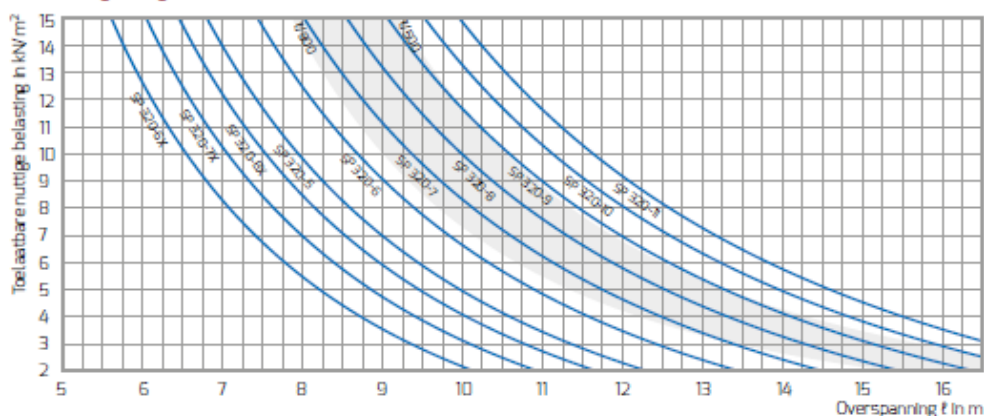
(\*) Opmerkingen:

- De in de tabel aangegeven waarden voor  $M_{red}$  en  $V_{red}$  zijn rekenwaarden van de weerstandbiedende momenten en dwarskrachten in de bezwijkgransituatie.
- De rekenwaarde van het optredend buigend moment  $M_{red}$  moet voldoen aan  $M_{red} \leq M_{el}$ . Hetzelfde geldt voor de dwarskracht:  $V_{red} \leq V_{el}$ .
- Het moment  $M_{red}$  wordt berekend met het eigen gewicht van het element en de nuttige belasting, vermenigvuldigd met de overspanningsafhankelijke veiligheidsfactoren. Hetzelfde geldt voor de dwarskracht  $V_{red}$ .
- Bij de berekening van  $M_{red}$  en  $V_{red}$  moet dus ook rekening worden gehouden met het eigen gewicht van het element!

(\*\*) Opmerking:

- Profielnaam: De cijfers achter het koppelteken duiden het aantal voorspanstrangen met diameter 12,5 mm en/of diameter 9,3 mm (gemarkeerd met X) aan.

### Grafiek draagvermogen



Opmerking:

- De toelaatbare nuttige belasting = de som van alle belastingen die aangrijpen op de SP-vloerplaat, exclusief het eigen gewicht.

Begrenzing van de onmiddellijke vervorming ten gevolge van de nuttige belasting tot  $l/800$  en  $l/500$

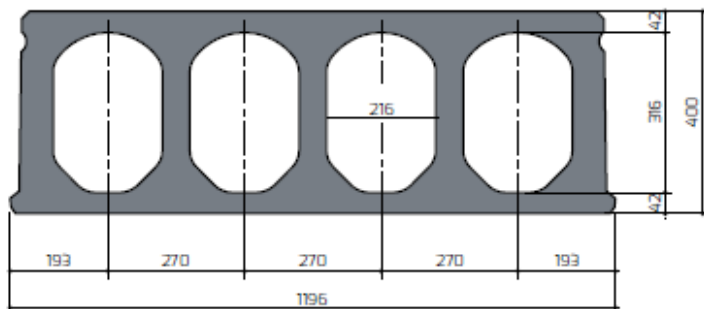
Figuur 39: Technische fiche SP320 [43, p. 33]

# Bijlage C: Technische fiche SP400

## Vloer- en dakplaten

### 2.2.16 | Holle vloerplaat SP 400

#### Kenmerken



Transportgewicht: 549 kg/m

Voegvulling: 14,7 liter/m<sup>2</sup>

#### Overzichtstabel van de momenten $M_{rel}$ en dwarskrachten $V_{rel,c}$ (\*)

profiel (**)	$M_{rel}$ (*)	$V_{rel,c}$ (*)	Met 50 mm druklaag
	kNm	kN	$M_{rel}$ (*) kNm
SP 400-5	251	223	280
SP 400-6	300	225	332
SP 400-7	349	227	384
SP 400-8	398	229	436
SP 400-9	447	229	487
SP 400-10	495	231	539
SP 400-11	543	232	589
SP 400-12	589	233	639
SP 400-13	635	234	687

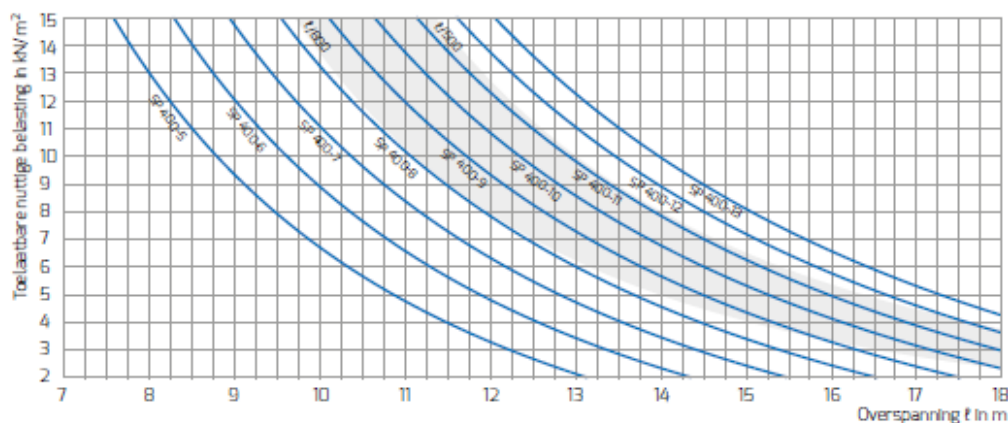
#### (\*) Opmerkingen:

- De in de tabel aangegeven waarden voor  $M_{rel}$  en  $V_{rel,c}$  zijn rekenwaarden van de weerstandslidende momenten en dwarskrachten in de bezwikkingsstoestand.
- De rekenwaarde van het optredend buigend moment  $M_{rel}$  moet voldoen aan:  $M_{rel} \leq M_{rel,c}$ . Hetzelfde geldt voor de dwarskracht:  $V_{rel,c} \leq V_{rel,c,c}$ .
- Het moment  $M_{rel}$  wordt berekend met het eigen gewicht van het element en de nuttige belasting, vermenigvuldigd met de overeenkomstige partiële veiligheidsfactoren. Hetzelfde geldt voor de dwarskracht  $V_{rel,c}$ .
- Bij de berekening van  $M_{rel}$  en  $V_{rel,c}$  moet dus ook rekening worden gehouden met het eigen gewicht van het element!

#### (\*\*) Opmerking:

- Profielnaam: Het cijfer achter het koppelsken duidt het aantal voorspanningen met diameter 12,5 mm aan.

#### Grafiek draagvermogen



#### Opmerking:

- De toelaatbare nuttige belasting = de som van alle belastingen die aangrijpen op de SP-vloerplaat, exclusief het eigen gewicht.

Begrenzing van de onmiddellijke vervorming ten gevolge van de nuttige belasting tot  $l/800$  en  $l/500$