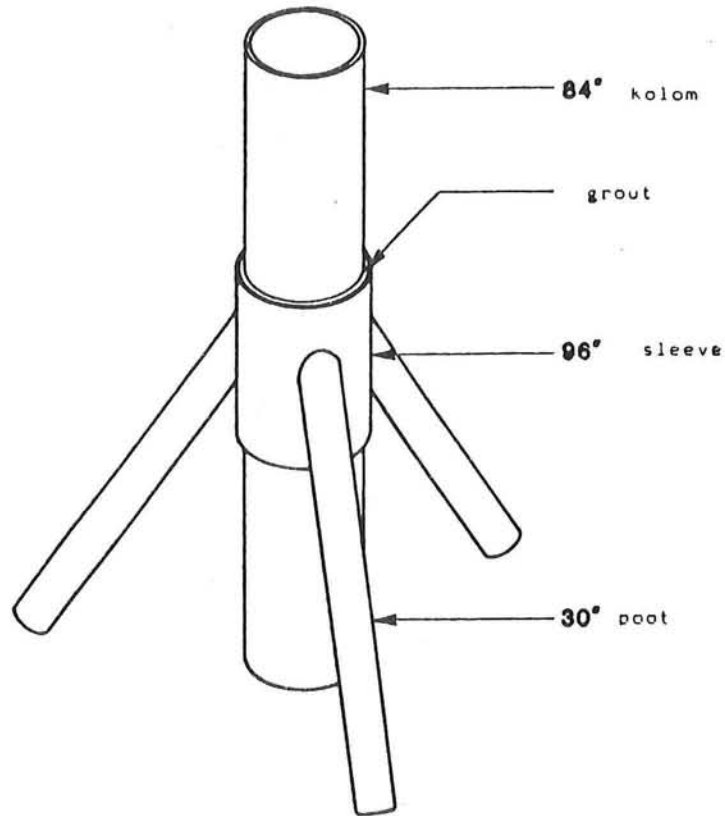


Schuifspanningsoverdracht in de grout van een staal-grout-staal verbinding onder een verticale belasting

Afstudeerrapport

Mei 1988

G.M. van den Berg



806 563

Schuifspanningsoverdracht in de grout
van een staal-grout-staal verbinding
onder een verticale belasting.

door :
G.M. van den Berg

Technische Universiteit Delft
Faculteit der Civiele Techniek
Afstudeerrichting : Offshore Technologie

Begeleiders :

Technische Universiteit Delft :

prof.ir. J.G. Wolters
prof.dr.ir. J. Blaauwendraad
ir. C. van der Veen
W.W. Massie M.Sc.

Heerema Engineering Service :

ing. H. van der Heijden
ir. P.G.M. Ottolini

mei 1988

Afst
OT
88-01

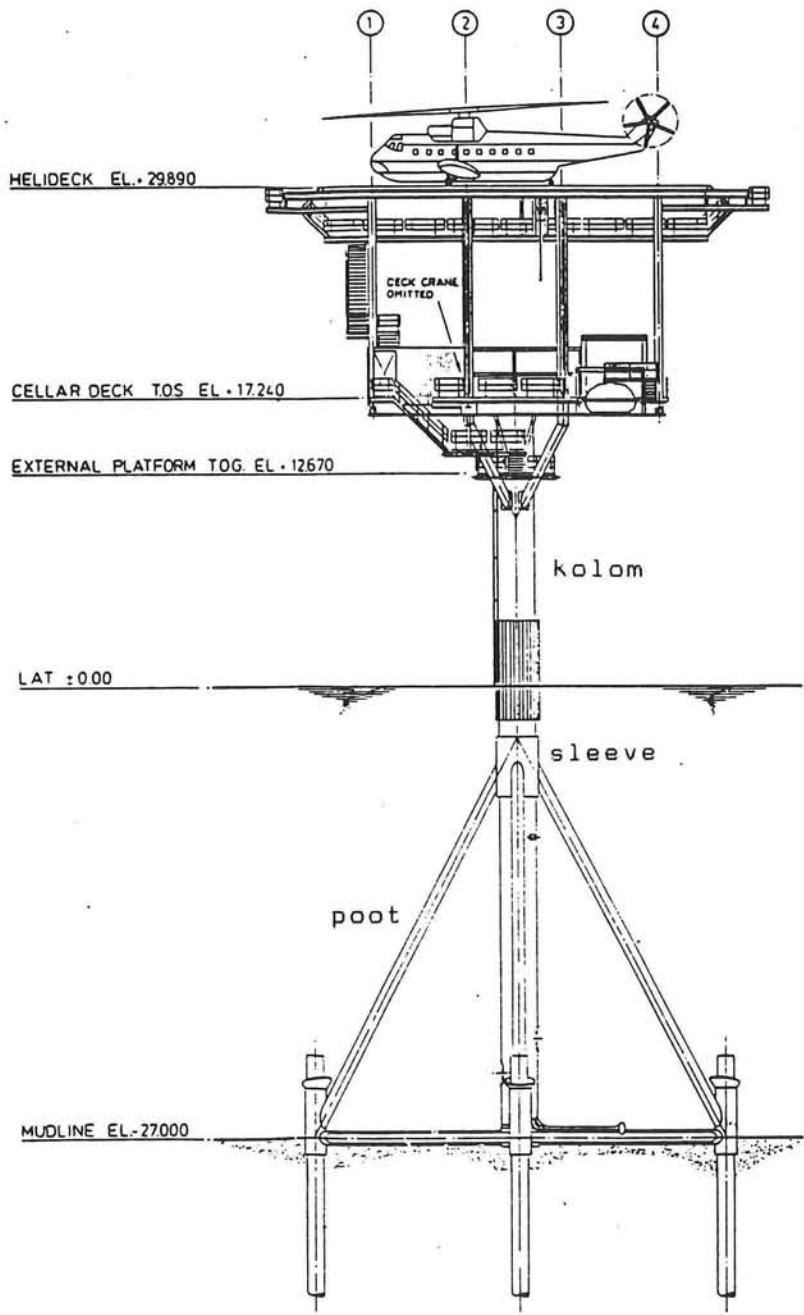
Technische Universiteit Delft
Bibliotheek Faculteit der Civiele Techniek
(Baznekadres Stevinweg 1)
Postbus 5048
2600 GA DELFT

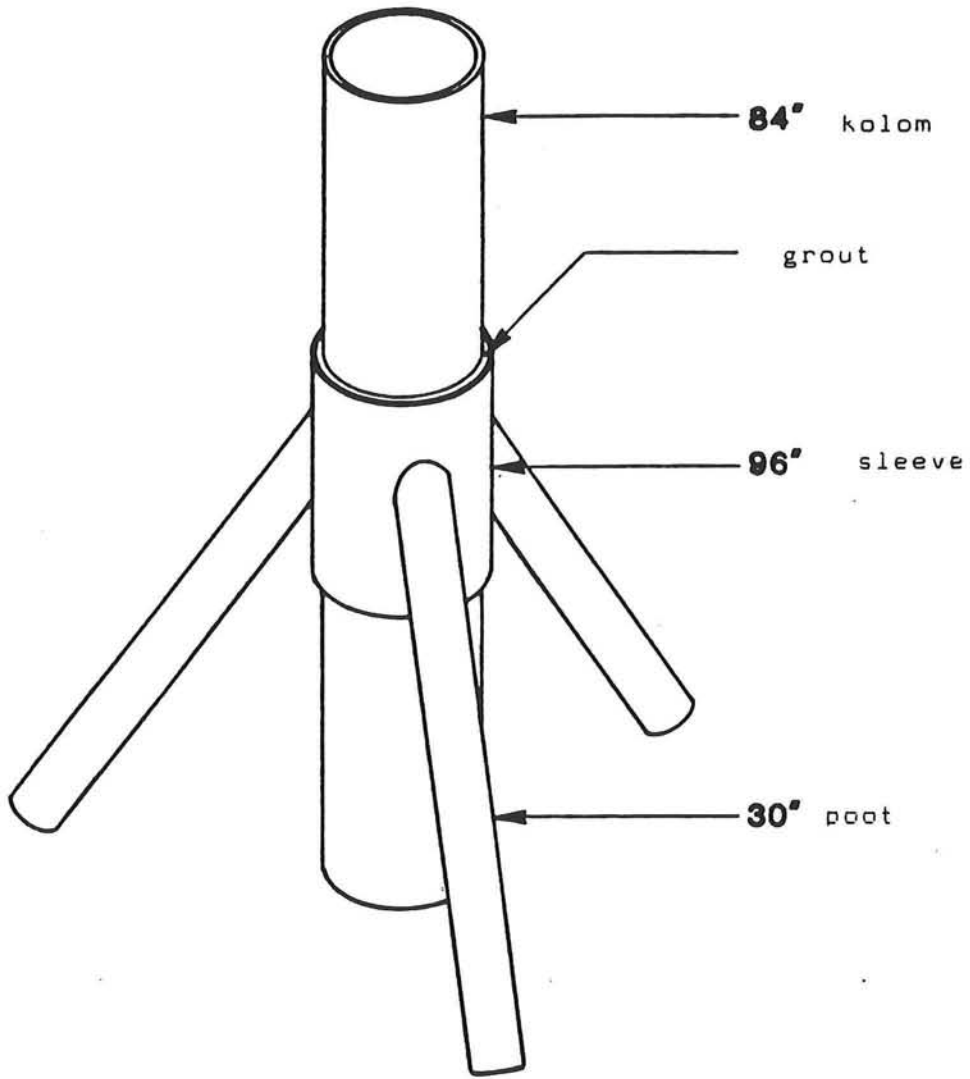
3190 836

Voorwoord

In maart 1987 begon een periode van twaalf maanden waarin ik aan mijn afstudeerproject heb gewerkt. Ondanks enkele tegenslagen is het een boeiende tijd geweest, waarin de op de T.U. verzamelde kennis voor de eerste keer in de praktijk is gebracht.

Ik wil graag mijn begeleiders bij Heerema, ing. H. van der Heijden en ir. P.G.M. Ottolini, bedanken voor hun hulp bij dit afstudeerwerk en de onderweg tegengekomen problemen. Verder wil ik ir. C.F. Vrijman en ir. C. van der Veen bedanken die mij in deze periode wegwijs hebben gemaakt in de voor de berekeningen benodigde elementen-pakketten, alsmede prof. ir. J.G. Wolters en prof.dr.ir. J. Blaauwendraad die met hun grote ervaring en snelle inzicht in de problemen dit afstudeerwerk de goede richting hebben opgestuurd.





Samenvatting

De huidige voorschriften voor het ontwerpen van staal-grout-staal verbindingen zijn opgesteld voor de verbinding van funderingspalen aan funderingssleeves. Deze voorschriften baseren zich mede op de aanname dat de schuifspanning op het contactvlak staal-grout gelijkmatig over de hoogte van de verbinding is verdeeld. Ook in het Tripod Tower Platform is deze verbinding toegepast, zij het in een op meerdere wijzen belast knooppunt met een andersoortige geometrie. In dit rapport is verslag gedaan van het onderzoek naar de schuifspanningsoverdracht in de groutlaag van een soortgelijk knooppunt.

De uitgevoerde berekeningen hebben allen betrekking op een verticale belasting op het knooppunt. Verder is de oorspronkelijke driepoots ondersteuning vervangen door een vierpoots ondersteuning, dit om de omvang van de elementenmodellen van het knooppunt te beperken. Bij deze ondersteuningswijze kan op grond van symmetrie-eigenschappen van het knooppunt met een kleiner model worden volstaan.

In eerste instantie zijn uit een eenvoudige raamwerkberekening van het hele platform onder een verticale belasting de reactiekrachten op het knooppunt gegenereerd. Hierna is het knooppunt onderzocht en zijn berekeningen uitgevoerd op diverse elementenmodellen van de verbinding. Deze modellen zijn steeds verder verfijnd om zodoende de uit de raamwerkberekening volgende reactiekrachten op het knooppunt zo goed mogelijk te benaderen.

De berekeningen zijn uitgevoerd met een tweetal variërende groutparameters, te weten de elasticiteitsmodulus en dwarscontractiecoëfficiënt.

Door middel van twee analytische modellen is de schuifspanningsoverdracht in de grout onder invloed van de verticale bovenbelasting en de horizontale component van de reactiekracht uit de poten beschreven. In het verticaal belaste model is hiertoe de grout tot gelijkmatig verdeelde afschuifveren en het staal tot op extensie belaste elementen geschematiseerd. Het horizontaal belaste model is afgeleid van de analytische oplossing van een gelijkmatig verdeelde lijnlast op een cilindrische buisconstructie. De geconcentreerd aangrijpende horizontale belastingscomponenten zijn daartoe geschematiseerd tot een over de omtrek verdeelde lijnlast.

Uit de resultaten van de elementenberekeningen en analytische modellen blijkt dat het schuifspanningsverloop in de grout afhangt van de verhouding van de stijfheid van de staallagen ten opzichte van de stijfheid van de groutlaag. De resultaten van de elementenberekeningen en analytische modellen vertonen voor de in dit rapport beschouwde geometrieën en parameters een goede overeenkomst.

Inhoudsopgave

	pagina	
1	Inleiding	1
2	Het Tripod Tower Platform	2
2.1	Ontwikkeling van het Tripod concept	2
2.2	Het Helder-B wellhead-platform	3
2.3	Het knooppunt van de poten en de middenkolom	4
3	Modellering van het knooppunt voor de elementenmethode	6
3.1	Randvoorwaarden bij de modellering	6
3.2	De elementenkeuze voor het model	10
3.3	Het STRUDL elementenmodel	12
3.4	De belasting op het knooppunt	12
4	Resultaten van het STRUDL-model	18
4.1	Inleiding	18
4.2	Schuifspanning in de grout	20
4.3	Normaalspanning in de kolom, grout en sleeve	22
4.4	Samenvatting van de STRUDL-resultaten	25
5	Resultaten DIANA-model I	26
5.1	Inleiding en modellering	26
5.2	Spanningen vanuit de integratiepunten naar de knopen	27
5.3	DIANA-model I - berekening I	31
5.3.1	Schuif- en normaalspanning op het aansluitvlak poot-sleeve	31
5.3.2	Schuifspanning in de grout	32
5.3.3	Krachten en spanningen op het poot-gedeelte	33
5.3.4	Verklaring verschil in schuifspanningsverloop DIANA-STRUDL	34
5.4	DIANA-model I - berekening II	35
5.4.1	Schuifspanning in de grout	35
5.4.2	Invloed van de E-modulus van de grout op de schuifspanning	35

6	Resultaten DIANA-model II	37
6.1	Inleiding	37
6.2	DIANA-model II - berekening I	40
6.2.1	Oplegreacties van de poot	40
6.2.2	Schuifspanning op het aansluitvlak poot-sleeve	40
6.2.3	Schuifspanning in de grout	41
6.3	DIANA-model II - berekening II	41
6.3.1	Schuifspanning in de grout	41
6.4	DIANA-model II - berekening III	42
6.4.1	Dwarskrachtbelasting op de poot	42
6.4.2	Het moment op de knoop	44
6.4.3	Vershil in moment tussen de DIANA en SPACE FRAME-berekening	45
7	Resultaten DIANA-model III	46
7.1	Inleiding	46
7.2	Schuifspanning in de grout	46
8	Analytische modellen voor de verbinding	48
8.1	De knoop verticaal belast	48
8.1.1	Aannamen bij het model	48
8.1.2	Parameters van het model	48
8.1.3	Analytische oplossing van het model	50
8.1.4	Numerieke waarden van de parameters	54
8.1.5	Schuifspanning in de grout	54
8.2	De knoop horizontaal belast	55
8.2.1	Inleiding	55
8.2.2	Analytisch model voor de horizontale belasting	56
8.2.3	Numerieke waarden van de parameters	62
8.2.4	Schuifspanning in de grout in de snede $\theta=0^\circ$	63
9	Vergelijking analytische oplossingen - elementenberekeningen	64
9.1	Verticale belasting	64
9.2	Horizontale belasting	67

10	Ontwerp van het knooppunt volgens de voorschriften	68
10.1	Inleiding	68
10.2	Ontwerpberekening volgens de API-voorschriften	68
10.3	Ontwerpberekening volgens de DoE-voorschriften	70
10.4	De krachtsoverdracht op het staal-grout contactvlak	72
11	Conclusies	73

Literatuurlijst

Lijst van belangrijkste symbolen

Lijst van tabellen

Tabellen

Lijst van grafieken

Grafieken

Bijlagen

1 Inleiding

Sinds medio 1986 staat er voor de nederlandse kust bij Den Helder een bijzonder wellhead-platform. Dit platform is in die zin speciaal dat het voor deze waterdiepte een geheel afwijkend ontwerp betreft, in vergelijking met de gangbare jacketconstructies, en vanwege een bijzondere verbindingwijze in één van de knooppunten.

Het ontwerp van het Helder-B platform is een verdere ontwikkeling van het door Heerema voor het Troll-veld ontworpen Tripod Tower Platform. Het basis-ontwerp bestaat uit een, door drie schuin staande poten ondersteunde middenkolom welke de dek-constructie draagt. Deze drie poten dragen de belastingen via drie funderingspalen over naar de ondergrond.

Het bijzondere knooppunt betreft de wijze van verbinding van de drie poten aan de middenkolom. Deze zijn namelijk niet rechtstreeks aan de kolom gelast, doch worden nadat ze aan een mouw zijn gelast welke om de middenkolom heen schuift, via een groutlaag met deze verbonden.

Deze wijze van bevestigen, die in het algemeen alleen wordt toegepast bij de verbinding van funderingspalen aan de constructie, blijkt ten opzichte van een conventionele lasverbinding enkele voordelen te bezitten. Het probleem bij de grout-verbinding is echter de grout zelf : hoe draagt deze de belasting vanuit de middenkolom over naar de poten.

Het doel van deze afstudeeropdracht is de krachtsoverdracht in de grout met behulp van eindige elementen-berekeningen te onderzoeken. De belastingen op het knooppunt, te weten dwarskracht-, moment- en verticale belasting, zullen ieder op hun eigen manier de grout aanspreken. Wat voor spanningsverdeling treedt er nu in de grout op, en welke invloed hebben de eigenschappen van de materialen op deze spanningsverdeling.

In verband met de beschikbare tijd voor dit onderzoek, kon alleen een knoop met verticale bovenbelasting worden onderzocht. Tevens is er ten aanzien van de configuratie van de knoop iets veranderd. In plaats van een door drie poten ondersteunde kolom is, om de omvang van het elementen-model te reduceren, een ondersteuningswijze door middel van vier poten gemodelleerd. Op grond van de symmetrie-eigenschappen bij een verticale belasting kan zodoende een kleiner deel van het knooppunt gemodelleerd worden.

Uitgaande van de afmetingen van het Helder-B knooppunt en de door Heerema voor dit platform gegenereerde belastingen zijn verscheidene elementen-berekeningen met de programma's STRUDL en DIANA uitgevoerd en analytische modellen opgesteld.

2 Het Tripod Tower Platform

2.1 Ontwikkeling van het Tripod concept

Het Tripod Tower Platform is in eerste instantie ontwikkeld voor olie- en gasexploratie in grote waterdieptes, daar waar het tot grote proporties 'opblazen' van conventionele jacketconstructies onoverkomelijke problemen geeft wat betreft fabricage en tewaterlating. Daartoe dienden als uitgangspunten voor het T.T.P.-ontwerp :

- Het basisontwerp dient zo eenvoudig mogelijk te zijn.
- Het staalgewicht moet lager zijn dan van een 'opgeblazen' jacketconstructie.
- Golfkrachten op de constructie dienen zo laag mogelijk te zijn om dynamische spanningsniveaus te reduceren.
- Het onderhoud van de constructie moet minimaal zijn.
- Het platform dient bescherming te bieden aan conductors en risers.

Het T.T.P.-ontwerp dat heden ten dage klaar ligt voor het Troll-veld bij Noorwegen bestaat uit een middenkolom die wordt ondersteund door drie schuin staande poten (zie fig. 2.1, bijl. 1). De middenkolom dient ter ondersteuning van de bovenbouw en het doorvoeren van conductors, risers en andere uitrusting. Ongeveer halverwege de poten is een bracing-frame gesitueerd. Dit frame, dat de poten met de middenkolom verbindt, dient om tijdens de assemblage de poten ten opzichte van de middenkolom te positioneren. Behalve deze functie maakt het frame de gehele constructie stijver, hetgeen ten goede komt aan het dynamisch gedrag van het platform. De fundering bestaat uit funderingspalen onder de drie poten, resulterend in een driepunts draagsysteem. Dit statisch bepaalde draagsysteem zorgt voor een goed gedefinieerde belastingafdracht in de constructie. De fundering wordt gecompleteerd door drie funderingsbraces welke de kolom lateraal ondersteunen en de spatkrachten uit de poten balanceren.

2.2 Het Helder-B wellhead-platform

Voortbouwend op het T.T.P.-ontwerp voor het Troll-velde bleek dat niet alleen voor grote waterdieptes (meer dan 200 meter) het driepootconcept aantrekkelijk is. Ook voor kleinere waterdieptes, zoals die op het nederlandse plat van de Noordzee, is dit ontwerp een goed alternatief. Hierbij moet echter wel aan een aantal voorwaarden worden voldaan met betrekking tot de waterdiepte, het aantal conductors en het gewicht van de topside. De voordelen tegenover een conventionele jacket-constructie zijn :

- Een lager gewicht aan staal.
- Minder knooppunten, hetgeen minder arbeidsintensief fabriceren en dus lagere fabricagekosten betekent.
- Makkelijk te volgen krachtsafdracht in de constructie.
- Een statisch bepaald funderingsdraagsysteem.

Ten opzichte van het grote T.T.P.-ontwerp zijn er wel een paar opvallende wijzigingen aangebracht. De belangrijkste hiervan zijn (zie fig. 2.2, bijl. 1) :

- Het bracing-frame dat de poten een extra ondersteuning gaf is verdwenen. Dit frame is in het kleine platform niet meer noodzakelijk.
- Het aansluitpunt van de poten op de middenkolom is ten opzichte van het grote platform relatief lager komen te liggen, dit om aanvaring door voorraadschepen te vermijden.
- De verbinding van de poten met de middenkolom is met behulp van grout bewerkstelligd. Hiertoe worden de poten op een mouw (de sleeve) gelast, welke over de middenkolom heen schuift. Als de sleeve in positie is wordt de ruimte tussen de kolom en de sleeve vol gegroot.
- Behalve de drie braces die de kolom op zeebodenniveau met de funderingspaalsleeves verbinden, zijn er drie extra braces aangebracht tussen de sleeves die deze onderling verbinden.
- Onder de middenkolom zitten geen funderingspalen, dus alle belastingen worden afgevoerd via de palen onder de poten.

De belangrijkste draagcomponenten van het platform zijn :

- Middenkolom : Verticaal lopend van zeebodem tot dekconstructie.
Buitendiameter = 84"
Wanddikte = 1 - 1.5"
- Drie poten : Lopend van funderingspaal-sleeve tot kolomsleeve, onder een hoek van 30° met de verticaal.
Buitendiameter = 30"
Wanddikte = 1 - 1.5"

- Drie funderingsbraces : Lopend van middenkolom naar funderingspaalsleeve.
Buitendiameter = 30"
Wanddikte = 1.5"
- Drie buitenbraces : Lopend tussen de drie funderingspaalsleeves.
Buitendiameter = 24"
Wanddikte = 1"
- Kolomsleeve : Verbindt de poten via een groutlaag met de middenkolom.
Buitendiameter = 96"
Wanddikte = 2"
- Drie funderingspaalsleeves : Verbinden via een groutlaag de poten met de funderingspalen.
Buitendiameter = 50"
Wanddikte = 1.5"
- Drie funderingspalen : Onder iedere poot bevindt zich één funderingspaal.
Buitendiameter = 42"
Wanddikte = 1.5"
Target penetration is 30.5 m onder de zeebodem.

2.3 Het knooppunt van de poten en de middenkolom

Het gedeelte van het platform dat in dit rapport is onderzocht is het knooppunt waar de poten via een sleeve op de middenkolom aansluiten (zie fig. 2.3, bijl. 1). De ruimte tussen de middenkolom en de sleeve, welke een hoogte heeft van 3.60 m, wordt met grout gevuld. Deze dient in eerste instantie om de verticale bovenbelasting uit de middenkolom de poten in te leiden, aangezien onder de kolom geen funderingspalen staan. Door deze belasting zal de grout voornamelijk op afschuiving worden belast. Verder zal de grout bijdragen in de belastingafdracht van moment- en dwarskrachtbelasting vanuit de middenkolom naar de poten. Deze bijdrage hangt af van de verhouding van de stijfheden van de middenkolom en de poten. Is de middenkolom veel stijver dan de poten dan zal het grootste deel van deze belastingen doorlopen in de kolom.

Hieronder volgt nu een korte beschrijving van het knooppunt.

Aan de binnenzijde van de sleeve zijn drie U-vormige steunen bevestigd, welke corresponderen met drie soortgelijke steunen aan de buitenzijde van de middenkolom. Deze steunen zijn als extra veiligheid aangebracht en kunnen, als de grout is

bezweken, de gehele verticale bovenbelasting van de kolom naar de sleeve overbrengen.

De boven- en onderzijde van de sleeve zijn voorzien van afdichtingen welke dienen om de kolom te centreren en de ruimte tussen kolom en sleeve tijdens het grouten af te sluiten. Verder zijn op de buitenzijde van de kolom en de binnenzijde van de sleeve weldbeads aangebracht die zorg moeten dragen voor een betere krachtsoverdracht van het staal naar de grout.

Blijft over de vraag waarom er een gegroot knooppunt is toegepast op dit platform. Het knooppunt is van dusdanig belang voor het platform dat het op het eerste gezicht nogal riskant lijkt om met deze verbinding, waarmee in deze toepassing nog geen enkele ervaring is opgedaan, in zee te gaan. Er blijken echter ook voordelen aan deze wijze van verbinden te zitten ten opzichte van een gelaste verbinding van de poten aan de kolom :

- Er kan dunner staal worden toegepast, hetgeen goedkoper is.
- Voor en na het lassen hoeft er nu niet gegloeid te worden. Dit zou bij een gelaste poot-kolom verbinding in combinatie met dikker staal wel nodig zijn geweest.
- Er kunnen, doordat de grout pas als laatste wordt toegevoegd, grotere maatafwijkingen worden opgenomen.
- Grouten is ook onder water toe te passen. Bij grotere T.T.P.-ontwerpen is het installatietechnisch gezien voordelig om de middenkolom te splitsen, waarbij het noodzakelijk is de twee helften onder water aan elkaar te verbinden.
- De knoop wordt in het verticale vlak stijver. Dit is te zien als de knoop door een horizontale kracht wordt belast : doordat de staallagen uit elkaar zijn gehaald is de plaatstijfheid groter geworden. Door deze grotere stijfheid zullen de spanningsconcentratiefactoren bij de aansluiting lager zijn.

3 Modellering van het knooppunt voor de elementenmethode

3.1 Randvoorwaarden bij de modellering

Zoals reeds in hoofdstuk 1 (Inleiding) is gezegd is voor de modellering een knooppunt aangehouden dat door vier poten wordt ondersteund, in plaats van de drie poten die in het Helder-B platform zijn toegepast. De reden hiervan ligt in de omvang van het model en de beschikbare rekentijd. Door de optredende symmetrie-eigenschappen bij het Helder-B knooppunt dient voor een model dat alleen verticaal wordt belast een 60°-punt uit de knoop te worden gesneden. Bij een dwarskracht- en momentbelasting dient echter een openingshoek van 180° gemodelleerd te worden (zie fig. 3.1, bijl. 2).

Na overleg met de betrokkenen is toen besloten om een vierpunts ondersteunde knoop te modelleren. Dit betekent dat voor een verticale belasting op het knooppunt een model met een openingshoek van 45° kan volstaan, en dat voor een dwarskracht- of momentbelasting een hoek van 90° dient te worden gemodelleerd (zie fig. 3.2, bijl. 2).

Door deze modellering van het knooppunt blijft men in zoverre bij het originele model dat ook deze wijze van ondersteunen op afzonderlijke punten plaatsvindt. De wijze van ondersteuning zal zeker van invloed zijn op de krachtsoverdracht door de groutlaag heen ; er worden op vier afzonderlijke plaatsen opleggingen geconcentreerd waar de belasting naar moet worden afgevoerd.

In de modellering van het knooppunt zijn in principe alleen die onderdelen opgenomen die deelnemen aan de afdracht van de belasting (via de poten) naar de funderingspalen. Onderdelen die indirect de krachtsverdeling in het knooppunt beïnvloeden zijn niet in de modellering meegenomen. Dit zijn :

- Interne verstijvingen in de middenkolom ten behoeve van het ondersteunen van leidingen.
- 'Mechanical shear connectors'; opgelaste weldbeads ten behoeve van een betere krachtsoverdracht van staal op grout en vice versa.
- Voorzieningen voor de montage zoals die bevestigd zijn aan de middenkolom en de sleeve.

Bekeken is dus een egale staal-grout-staal cylinderconstructie zonder uitsteeksels op de binnen-, buiten- en overgangsvlakken.

De randvoorwaarden voor de aansluitingen van het gemodelleerde knooppunt betreffen de onder- en bovenaansluiting van de middenkolom en de aansluiting van de poten met de sleeve. Omdat per belastingsgeval op het knooppunt een ander model met andere randvoorwaarden benodigd is, wordt nu alleen een verticaal belast knooppunt bekeken (zie fig. 3.3).

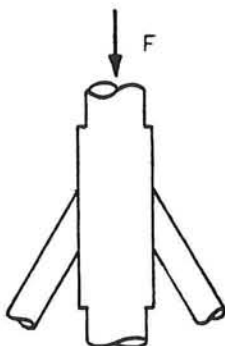


fig. 3.3

De bovenaansluiting met de middenkolom.

Deze aansluiting stelt weinig eisen aan het model. Er zijn drie elementen boven het 'begin' van het knooppunt mee gemodelleerd om de bovenbelasting gelijkmatig over de elementen van de kolom te verspreiden. De hoogte van deze drie elementen is ongeveer één maal de diameter van de kolom.

De onderaansluiting met de middenkolom.

Ook deze aansluiting stelt weinig eisen aan het model en is geheel vrij gehouden van enige randvoorwaarden. Uit een raamwerkberkening van het gehele platform (uitgevoerd door Heerema voor het Helder-B ontwerp) blijkt dat de krachten in de middenkolom onder het knooppunt ongeveer 15% zijn van de krachten in de middenkolom boven het knooppunt. Hierbij dient opgemerkt te worden dat onder het knooppunt een trekkracht heerst, terwijl boven het knooppunt een drukkracht in de middenkolom aanwezig is. Deze trekkracht is te verklaren uit het feit dat het onderste deel van de middenkolom en enkele frames aan het knooppunt hangen.

Aangezien de kracht onder het knooppunt veel kleiner is dan die boven het knooppunt is deze in de modellering niet meegenomen. De onderrand van de kolom is, evenals die van de sleeve en de grout, als zijnde niet opgelegd en spanningsloos gemodelleerd.

De opleggingen ter plaatse van de aansluiting van de poot. In het eerste model is de poot afgesneden op het aansluitvlak met de sleeve. Ter plekke van dit aansluitvlak is de buitenrand van de sleeve op twee plaatsen in verticale richting ondersteund. Aangezien het van te voren moeilijk in te schatten is waar de pootdoorsnede zijn reactie op de sleeve zal overdragen is daarom op basis van de elementaire schuifspanningstheorie van een op dwarskracht belaste ronde buis besloten de oplegpunten op de sleeve samen te laten vallen met het lijfgedeelte van de pootdoorsnede (zie fig. 3.4).

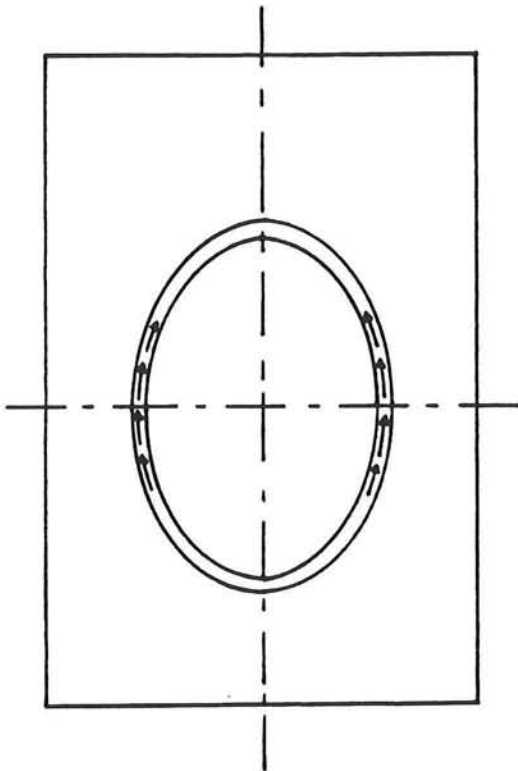
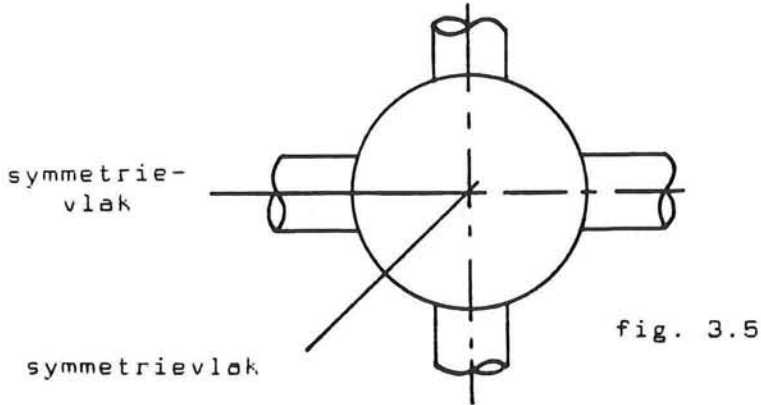


fig. 3.4

De horizontale component van de oplegreactie is gedacht gelijkmatig over de doorsnede van de aansluiting aan te grijpen. In die hoedanigheid is deze reactiekracht als uitwendige belasting verdeeld over een aantal knooppunten op de buitenrand van de sleeve, die het aansluitingsvlak van de poot het dichtst benaderen.

De randvoorwaarden op de symmetrievlakken.

Bij een verticale bovenbelasting op het door vier poten ondersteunde knooppunt zijn twee symmetrievlakken aan te wijzen die een hoek van 45° uit de knoep snijden (zie fig. 3.5).

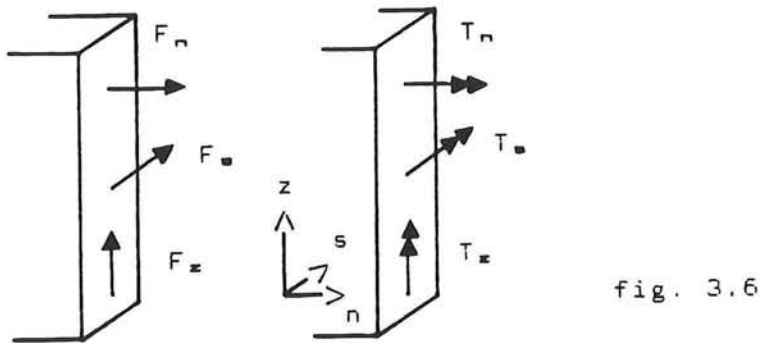


Voor deze beide vlakken geldt:

- De constructie is symmetrisch ten opzichte van het vlak.

- De belasting is symmetrisch ten opzichte van het vlak.

Bij deze combinatie van symmetrie dient er op de twee vlakken het volgende op te treden (zie fig. 3.6) :



$$\begin{array}{l}
 - F_n = \text{vrij} \quad , \quad T_n = 0 \\
 F_s = 0 \quad , \quad T_s = \text{vrij} \\
 F_z = 0 \quad , \quad T_z = \text{vrij}
 \end{array}$$

Verder geldt dat als de snedekracht vrij is, de bijbehorende verplaatsing gelijk aan nul moet zijn. Als de snedekracht nul is, is de bijbehorende verplaatsing vrij.

Om nu een 45° -model te beschrijven dienen de hierboven vermelde randvoorwaarden op de symmetrievlakken te worden aangebracht.

3.2 De elementenkeuze voor het model

In principe zijn er een aantal mogelijkheden om het knooppunt te modelleren met de in STRUDL aanwezige elementen. Als meest voor de hand liggende komen in aanmerking :

- Schaalementen : - 4 of 8 knoops, zie fig. 3.7
- 5 vrijheidsgraden per knoop : u_x, u_y, u_z, ϕ_x en ϕ_y .
- basisvorm is een (gekromde) rechthoek.
- het 8-knoops element heeft tussenknopen op de 4 ribben.

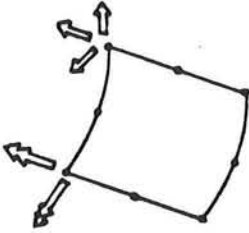


fig. 3.7

- Driedimensionale elementen : - 8 of 20 knoops, zie fig. 3.8
- 3 vrijheidsgraden per knoop : u_x, u_y en u_z .
- basis is een (gekromde) doosvorm.
- het 20-knoops element heeft tussenknopen op de 12 ribben.

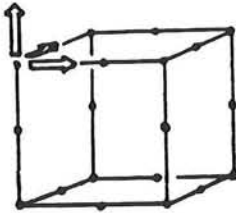


fig. 3.8

- Veerelementen : - rotatievereren of translatie-
veren tussen 2 knopen.
- deze kunnen materialen of randvoorwaarden van het model representeren.

De hier genoemde schaalementen zijn met name geschikt om buiging loodrecht op en membraamspanningen in het vlak van het element te beschrijven. De driedimensionale elementen zijn geschikt om meer algemene spanningstoestanden in het element te beschrijven.

Aan de hand van een eenvoudige beschouwing van de op de knoop werkende belastingen, is snel in te zien wat voor spanningstoestanden er door de diverse krachten in het knooppunt op zullen treden (zie fig. 3.9) :

- Verticale kolombelasting en verticale oplegreactie op de sleeve geven afschuiving in de drie materialen en buiging ten gevolge van de arm tussen de twee verticalen.
- Horizontale oplegreactie op de sleeve belast de knoop in verticale en tangentiële richting op buiging.

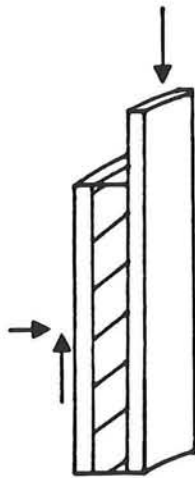


fig. 3.9

Voor de modellering van het knooppunt zal gebruik worden gemaakt van driedimensionale elementen. Dit vloeit voort uit het feit dat :

- Schaalementen geen schuifspanning evenwijdig aan het schaaloppervlak weer kunnen geven.
- Er voor de beschrijving van de drie materialen (kolom, grout en sleeve) dikte van de elementen nodig is om de scheidingsvlakken op elkaar aan te laten sluiten. Een modellering met schaalementen, die geen dikte hebben in een elementenmodel, zou betekenen dat de knopen van de drie materialen via tyings aan elkaar moeten worden verbonden.

Verder is er gekozen voor elementen met tussenknopen op de ribben. Voordeel van deze elementen is dat ze een kromming weer kunnen geven. Zodoende zijn er voor een nauwkeurige beschrijving van de cylinders minder van nodig dan bij gebruik van de rechthoekige driedimensionale elementen.

3.3 Het STRUDL elementenmodel

Bij de modellering van het knooppunt zijn de afmetingen gehanteerd die op het Helder-B platform zijn toegepast, evenals de voor dat platform door Heerema gegenereerde belastingen.

Voor het verticaal belaste model met een modelleringshoek van 45° is het knooppunt als volgt opgebouwd (zie fig. 3.10, bijlage 3) :

- Zes elementen in verticale richting, ieder 600 mm hoog.
- Twee elementen in tangentiële richting, elk met een openingshoek van 22.5° .
- Drie elementen in radiale richting; één voor de kolom, één voor de grout en één voor de sleeve.
- Drie extra elementen middenkolom boven het knooppunt uitstekend om de belasting in te leiden.

In totaal heeft het model nu 39 elementen met 332 knopen.

Voor de verticale oplegreacties zijn twee knopen op de buitenrand van de sleeve gekozen (zie fig. 3.11, bijl. 3). Deze knopen liggen enerzijds in het gegenereerde regelmatige elementennet en anderzijds benaderen ze de 'lijfdoorsnede' van de pootaansluiting op de sleeve. Voor het overbrengen van de horizontale reactiekracht van de poot zijn vier knopen gekozen (zie fig. 3.11, bijl. 3); hierbij is van de veronderstelling uitgegaan dat deze belasting gelijkmatig over het hele aansluitvlak werkt. Van deze vier knopen zijn twee de hier voor al gememoreerde knopen die ook de verticale oplegreactie overbrengen.

3.4 De belasting op het knooppunt

Om te onderzoeken wat de reactiekrachten van de poot op de sleeve zijn bij een verticale belasting van de middenkolom is een ruimtelijke raamwerkberekening met STRUDL uitgevoerd voor het vierpoots-model. Dit was noodzakelijk aangezien de gegevens van Heerema betrekking hadden op belastingcombinaties die het knooppunt ook met een moment en dwarskracht belasten. Zodoende was het niet mogelijk te ontdekken welke pootreactie optreedt als er alleen een verticale belasting op de kolom werkt.

Aangezien de middenkolom geen verticale belasting naar de bodem kan afdragen is de krachtsafdracht in de vierpoot voor zo'n belasting eenvoudig te volgen. De verticale belasting uit de middenkolom zal bij het knooppunt de vier poten ingaan, waarbij iedere poot op grond van symmetrie evenveel belasting opneemt. De poten werken dan als een soort pendelstaven waarbij het verticale deel van de vier pootkrachten evenwicht maakt met de verticale kracht boven het knooppunt

en de vier horizontale componenten tesamen een evenwichtsysteem vormen (zie fig. 3.12).

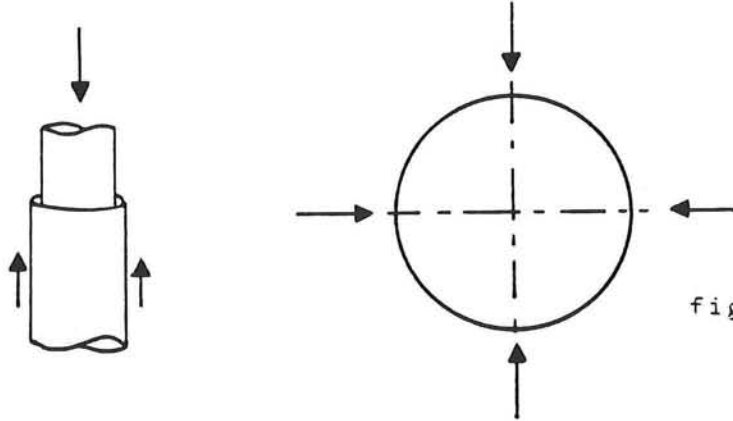


fig. 3.12

Zo berekend zal er geen moment in de verbinding pootsleeve optreden. Dit is echter niet geheel waar. Doordat de potten rotatievast aan de sleeve zijn verbonden en de constructie als geheel kan vervormen, kan er dientengevolge toch een moment ontstaan in de aansluiting. Om nu een indruk te krijgen van de grootte van dit moment is een eindige elementen berekening uitgevoerd op het gehele (vierpoots ondersteunde) platform.

Voor deze berekening zijn dezelfde afmetingen aangehouden zoals deze zijn toegepast op het Helder-B platform, met dien verstande dat de middenkolom nu door vier in plaats van drie potten wordt ondersteund. Deze afmetingen bedragen :

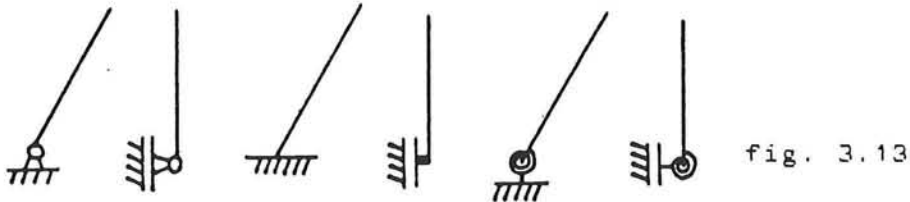
Middenkolom	:	Buitendiameter = 84" = 2133.6 mm
		Wanddikte = 1" = 25.4 mm
Poten	:	Buitendiameter = 30" = 762.0 mm
		Wanddikte = 1" = 25.4 mm

De hierbij behorende oppervlakten en traagheidsmomenten worden nu :

Middenkolom	:	Oppervlakte	=	168227	mm ²
		Traagheidsmoment	=	0.93461 * 10 ¹¹	mm ⁴
		Wringtraagheidsmoment	=	1.86921 * 10 ¹¹	mm ⁴
Poten	:	Oppervlakte	=	58778	mm ²
		Traagheidsmoment	=	3.98647 * 10 ⁹	mm ⁴
		Wringtraagheidsmoment	=	7.97294 * 10 ⁹	mm ⁴

Deze afmetingen en afgeleide grootheden zijn over de volle lengte van de poten en middenkolom aangehouden; eventuele plaatselijke verdikkingen, zoals bij aansluitingen, zijn in de berekening niet meegenomen.

Een probleem vormen de opleggingen van de poten en de middenkolom : zijn deze als scharnierend, verend (met een bepaalde stijfheid) of rotatievast te beschouwen. In ieder geval moet de middenkolom bij de zeebodem verticaal kunnen bewegen omdat daar ter plaatse geen ondersteuning in deze richting aanwezig is. Het model kan er met de verschillende randvoorwaarden dan als volgt uit zien (zie fig. 3.13).



Om het effect van verschillende randvoorwaarden mee te nemen zijn er twee berekeningen gedraaid; één met de poten en kolom scharnierend opgelegd en één met beide rotatievast opgelegd.

Voor een beschrijving van het model zie fig. 3.14, bijl. 4. In bijlage 4 is ook de invoer voor de STRUDL SPACE FRAME-berekening weergegeven.

De belangrijkste resultaten staan in tabel 3.1 .

Zoals uit de numerieke resultaten blijkt is het moment klein ten opzichte van de normaalkracht die in de poot optreedt. Afhankelijk van de opleggingen geldt :

Scharnierende opleggingen : $M_{\text{kolom}} = 3.15 \text{ kNm}$

Rotatievaste opleggingen : $M_{\text{kolom}} = 6.29 \text{ kNm}$

Normaalkracht in de poten : $F_1 = 742 \text{ kN}$

In werkelijkheid zal het moment ergens tussen deze twee waarden inliggen, afhankelijk van de (veer-) stijfheid van de opleggingen.

Het grootste van deze twee momenten levert een excentriciteit in de poot op van :

$$e = \frac{M_{\text{kolom}}}{F_1} = \frac{6.29}{742} = 0.0085 \text{ m} = 8.5 \text{ mm}$$

Ten opzichte van de gemiddelde straal van de poot, welke een grootte heeft van 368.3 mm, is dit :

$$\frac{e}{r_1} = \frac{8.5}{368.3} = 0.023 = \pm 2 \%$$

Aangezien deze excentriciteit in het niet valt bij de straal van de poot is besloten het moment op de poot-sleeve verbinding in eerste instantie in het STRUDL-model van het knooppunt te verwaarlozen.

De belasting op het model

De belasting F_m voor het 45°-model van het knooppunt (alleen verticale belasting op de middenkolom) volgt uit een raamwerkberkening uitgevoerd door Heerema voor het Helder-B platform.

Deze F_m representeert belasting veroorzaakt door :

- Eigen gewicht onderbouw en dekconstructie.
- 100 % nuttige belasting.
- 100-jaars golfbelasting en stroom in de + x-richting.
- Windbelasting in de + x-richting.

N.b. Voor de vierpootsconstructie is aangenomen dat de + x-richting samenvalt met de hartlijn van één van de poten (zie fig. 3.15).

Voor de totale knoop heeft F een grootte van 2571.88 kN in neerwaartse richting. Voor een 45°-deel komt dat neer op een belasting F_m van 321.485 kN. Dit is afgerond op 321.6 kN om een gunstige verdeling over de knopen in het bovenvlak van de middenkolom te krijgen.

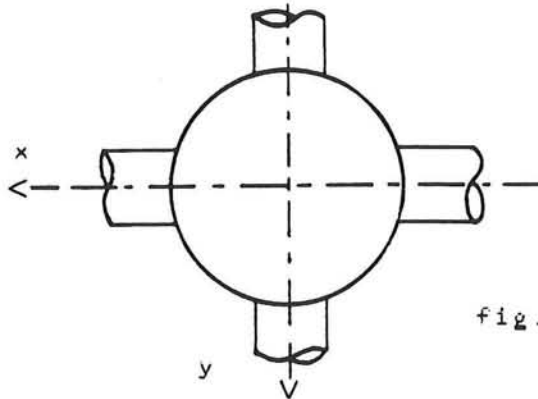
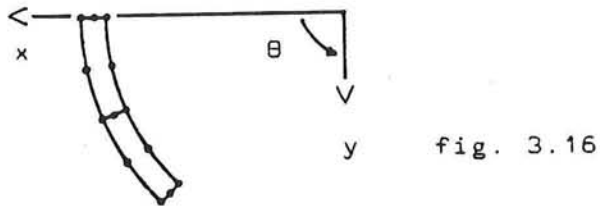


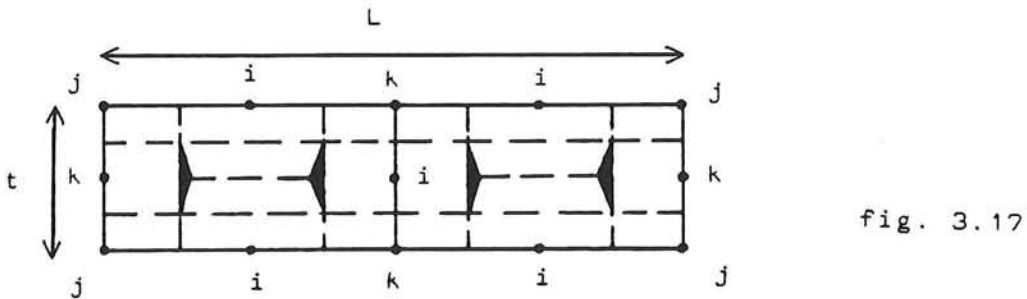
fig. 3.15

Belasting 1 : Verticale belasting op de middenkolom.

Aangezien een oppervlaktebelasting op de driedimensionale elementen nog niet kon worden ingevoerd is de totale verticale belasting verdeeld over de knopen in het bovenvlak ($z = 5400$ mm) van de middenkolom. Het bovenvlak ziet er als volgt uit (zie fig. 3.16).



Om de berekening van de knooplasten te vereenvoudigen is de kromming uit het vlak gehaald, hetgeen slechts een kleine fout oplevert (zie fig. 3.17). In deze figuur is door middel van de gestippelde lijnen aangegeven wat de individuele knopen qua oppervlakte van het element bestrijken. Uitgaande van een gelijkmatige verdeling van de belasting over het bovenvlak van de kolom krijgt iedere knoop een aandeel in de belasting dat evenredig is met de oppervlakte die de knoop bestrijkt.



De belasting is nu als volgt over de knopen verdeeld :

Knoop i : $\frac{4}{32} * F_m$
 Knoop j : $\frac{1}{32} * F_m$
 Knoop k : $\frac{2}{32} * F_m$

Deze wijze van invoeren van de belasting strookt echter niet met wat voor deze elementen (met tussenknopen) noodzakelijk is. Door het mee modelleren van het stuk middenkolom boven het knooppunt is de hierboven beschreven wijze van invoeren gelukkig niet van dien aard dat het desastreuze gevolgen voor de spanningsverdeling in het model heeft. De drie extra elementen middenkolom zorgen ervoor dat de belasting zich boven het vlak waar het knooppunt begint ($z = 3600$ mm) redelijk gelijkmatig over de kolom kan verdelen.

Belasting 2 : Horizontale reactiekracht van de poot.

Zoals reeds vermeld wordt aangenomen dat de horizontale pootreactie gelijkmatig over het aansluitingsvlak op de sleeve aangrijpt. Voor het invoeren van deze belasting zijn vier knopen in het model genomen, waarover de kracht wordt verdeeld (zie fig. 3.18). Twee van deze knopen liggen echter op een symmetriedoorsnede en zullen diensgevolge slechts de helft van de belasting van de overige twee knopen opnemen.

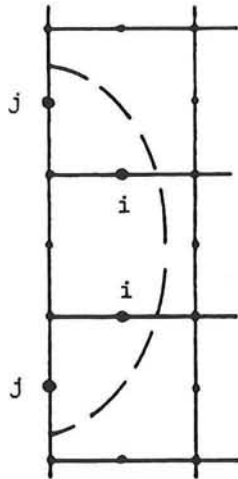


fig. 3.18

Op het model werkt de verticale oplegreactie F_m . Dat wil zeggen dat er in geval van pendelwerking door de leg de horizontale oplegreactie de volgende grootte heeft :

$$F_{hm} = \frac{\sin 30^\circ}{\cos 30^\circ} = 1/3\sqrt{3} * F_m$$

Per knoop betekent dit:

$$\begin{aligned} \text{Knoop } i & : 1/9\sqrt{3} * F_m \\ \text{Knoop } j & : 1/18\sqrt{3} * F_m \end{aligned}$$

4 Resultaten van het STRUDL-model

4.1 Inleiding

Op het in hoofdstuk 3 beschreven model zijn (zoals daar reeds gezegd) drie belastingcombinaties aangebracht :

- 1 - Een verticale belasting van de middenkolom boven het knooppunt in negatieve z-richting, ter grootte van 321600 N.
- 2 - De horizontale reactiekracht van de poot ten gevolge van de pendelwerking, werkend in negatieve x-richting met een totale grootte van 185675.1 N.
- 3 - Een lineaire superpositie van de eerste twee belastinggevallen. Deze superpositie wordt door het programma uitgevoerd.

De berekening is lineair elastisch, waarbij de grout ten allen tijde aan het staal verbonden is. Voor de materiaalparameters zijn de volgende waarden gebruikt :

Staal :

Elasticiteitsmodulus $E_s = 2.1 * 10^5 \text{ N/mm}^2$
 Dwarscontractiecoëfficiënt $\nu_s = 0.3$

Grout :

Elasticiteitsmodulus $E_g = 3.0 * 10^4 \text{ N/mm}^2$
 Dwarscontractiecoëfficiënt $\nu_g = 0.15$

Ten aanzien van de resultaten dient nog het volgende vermeld te worden.

Voor het bekijken van de schuifspanning in de grout is deze steeds omgerekend naar een lokaal \bar{x} - \bar{y} -z-assenstelsel. Dit assenstelsel is zo gekozen dat de lokale \bar{y} -as de ter plaatse optredende raaklijn aan de cirkel is. Door de globale x en y-as over een hoek θ om de z-as te roteren verkrijgt men het lokale assenstelsel, zie fig. 4.1 .

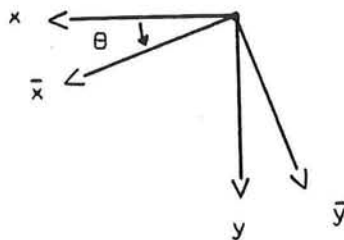
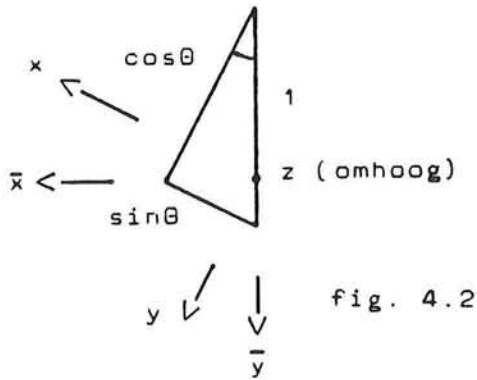


fig. 4.1

De schuifspanning in dit lokale assenstelsel wordt gevonden door het evenwicht in z-richting te beschouwen van een klein blokje met hoogte dz (zie fig. 4.2). Hierbij is verondersteld dat de normaalspanning σ_{zz} over een deze kleine hoogte dz niet varieert.



$$\sigma_{\bar{x}z} = \sigma_{xz} * \cos \theta + \sigma_{yz} * \sin \theta$$

fig. 4.2

De zo berekende schuifspanning heeft bij een positieve waarde de volgende werkrichting (zie fig. 4.3).

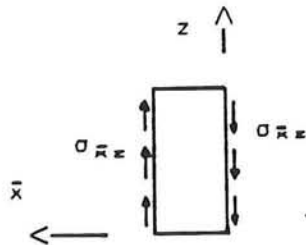
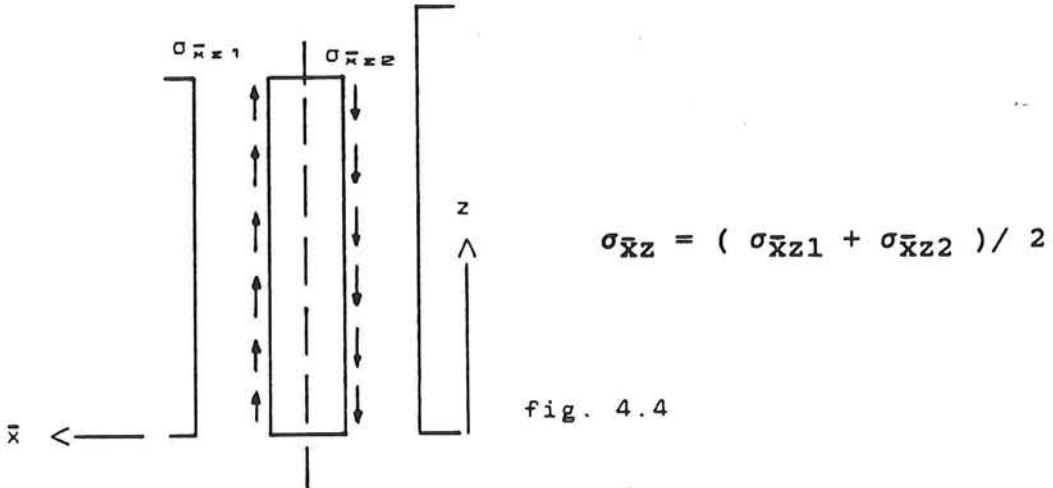


fig. 4.3

In de grafieken die in de paragraaf hierna worden besproken is steeds het schuifspanningsverloop over de hoogte van de knoop uitgezet, van $z = 0$ mm tot $z = 3600$ mm. Dit betreft de schuifspanning in het middenvlak van de grout, welke wordt verkregen door het gemiddelde te nemen van de groutschuifspanning werkend bij de kolomaansluiting en die werkend bij de aansluiting op de sleeve, zie fig. 4.4 .



Alhoewel er bij geconcentreerd inlopende belastingen (met name bovenin de knoop) verschillen tussen de beide schuifspanningen op kunnen treden zal, vanwege de lokale aard hiervan, de gemiddelde schuifspanning zoals hier berekend een goede indicatie zijn van wat er in de grout gebeurd. Dit wordt ook ingegeven door de dikte-hoogte verhouding van de grout, welke 1:36 is. Doordat de grout in feite slechts een dunne uitgestrekte laag is zal de afschuifvervorming over de dikte redelijk constant zijn, hetgeen betekent dat ook de schuifspanning over de dikte constant is.

De schuifspanning wordt voor de drie belastinggevallen steeds voor drie snedes bepaald. Dit zijn de snedes $TH=0^\circ$, $TH=22.5^\circ$ en $TH=45^\circ$. Hierbij wordt in de benaming van de snede aangegeven over welke hoek θ het lokale assenstelsel ten opzichte van het globale assenstelsel is geroteerd.

4.2 Schuifspanning in de grout

Belastingcombinatie 1.

Dit belastinggeval wordt allereerst bekeken om inzicht te krijgen in de overdracht van 'pure' schuifspanning in de grout.

Numerieke waarden : tabel 4.1
Grafieken : graf. 4.1

Naar aanleiding van de grafieken kan het volgende opgemerkt worden :

- De grout krijgt bovenin de knoop gelijk een flinke belasting te verwerken. Een constante verdeling van schuifspanningen over de hoogte blijkt niet aanwezig te zijn.
- Bij de twee oplegpunten van de poot is een verhoging van de schuifspanning te zien, hier worden grote geconcentreerde

krachten de knoop ingeleid. In werkelijkheid zal de verticale pootreactie over een groot aansluitoppervlak de knoop worden ingebracht, hetgeen waarschijnlijk een minder sterke verhoging van de schuifspanning te zien geeft.

- Het verloop van de schuifspanning in z-richting lijkt op dat van een dalende e-macht. De grafiek buigt langzaam af, waarbij de nullijn als raaklijn fungeert.
- In de snede midden tussen twee poot-aansluitingen, de snede $TH=45^\circ$, loopt de schuifspanning snel naar nul. De belasting wordt hier in het bovenste deel van de knoop naar de opleggingen afgevoerd.

Belastingcombinatie 3.

Omdat belasting 2 nooit alleen op het knooppunt zal werken wordt deze in eerste instantie in de beschouwing overgeslagen. Verderop zal om de uitkomsten van belastingcombinatie 3 te verklaren nog op belasting 2 worden teruggekomen.

Numerieke waarden : tabel 4.2
Grafieken : graf. 4.2

Ten aanzien van de grafieken valt het volgende op te merken :

- Ook hier is duidelijk te zien dat de grout op $z = 3600$ mm een flinke belasting te verwerken krijgt. Wat echter vooral opvalt is het grilliger verloop van de grafiek voor de snede $TH=0^\circ$. Met name voor deze snede wijkt het verloop sterk af van dat bij belasting 1. Om een verklaring voor dit verloop te vinden zullen de uitkomsten van belasting 2 moeten worden bekeken, aangezien door deze belasting de verschillen in schuifspanningsverloop zijn ontstaan.

Belastingcombinatie 2.

Belasting 2 wordt nu bekeken om de verschillen tussen belasting 1 en 3 te verklaren. Aangezien de grootste verschillen tussen deze twee optreden voor de snede $TH=0^\circ$, zal alleen deze snede worden bekeken.

Numerieke waarden : tabel 4.3
Grafieken : graf. 4.3

- Zoals uit de tabel en grafiek te zien is, zijn de schuifspanningen aan weerszijden van het hartpunt ($z = 1500$ mm) van de horizontale belasting van dezelfde grootte, doch hebben een tegengesteld teken.

Kwalitatief is dit verloop van de schuifspanning als volgt te verklaren.

Snijdt voor de snede $TH=0^\circ$ een balk uit de sandwichconstructie, waarbij de z-coördinaat van 0 tot 3600 mm loopt. Zodoende is er nu een soort verend ondersteunde ligger ont-

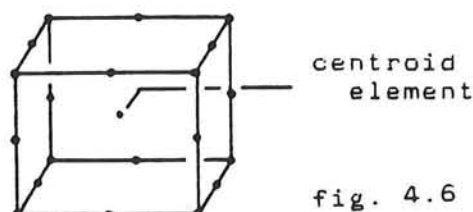
staan, waarbij de veren de ondersteuning door het afgesneden cylinderdeel representeren (zie fig. 4.5, bijl. 5). Voor de eenvoud wordt er nu één puntlast beschouwd die in het midden van deze ligger aangrijpt. Ter plaatse van de puntlast werkt op een blokje van de ligger het evenwichtssysteem zoals getekend in fig. 4.5. Aangezien de dwarskrachten aan weerszijden van het blokje even groot zijn (op grond van symmetrie) en in dezelfde richting werken zullen aan weerszijden van het blokje de getekende schuifspanningen optreden.

Bovenstaande betekent dat ter weerszijden van de puntlast de schuifspanning een tegengesteld teken heeft, en dat onder de puntlast de schuifspanning van teken wisselt. Uit de STRUDL-resultaten blijkt verder dat de schuifspanning naar de uiteinden ($z = 0$ mm en $z = 3600$ mm) uitdempt. Zolang deze uiteinden ver genoeg van het aangrijpingspunt van de belasting af liggen zullen deze geen invloed op de uitdempende golfbeweging hebben.

Wat hierboven voor één puntlast is beschouwd, geldt in principe ook voor een symmetrisch stelsel van puntlasten, zoals in het STRUDL-model op de snede $TH=0^\circ$ werkt.

4.3 Normaalspanning in de kolom, grout en sleeve

De normaalspanning in de drie materialen van de knoop is bekeken aan de hand van de spanningen die in de centroids ('middenpunten') van de elementen optreden, zie fig. 4.6. Omdat in het model in tangentiële richting twee elementen zijn gebruikt volgen uit deze punten twee grafieken; één voor de snede $TH=11.25^\circ$ en één voor de snede $TH=33.75^\circ$. De snede $TH=11.25^\circ$ 'snijdt' hierbij de twee verticale ondersteuningspunten.



Belasting 1.

Numerieke waarden : tabel 4.4
 Grafieken : graf. 4.4

Uit de grafieken valt het volgende af te lezen :

- De getrokken lijn is de verbindingslijn van de gemeten waarden van de spanningen in de centroids. Het gestippelde gedeelte geeft een extrapolatie aan naar de randvoorwaarden die op $z = 0$ mm en $z = 3600$ mm gelden. Deze zijn :
 - $z = 0$ mm : Voor de sleeve, grout en middenkolom geldt hier $\sigma_{zz} = 0$; deze rand is spanningsloos.
 - $z = 3600$ mm : Voor de sleeve en grout geldt $\sigma_{zz} = 0$. Voor de kolom geldt dat σ_{zz} gelijk moet zijn aan de normaalspanning in de kolom-elementen boven het knooppunt.
- De grafiek voor de normaalspanning in de kolom heeft ongeveer hetzelfde verloop als de schuifspanning in de grout, namelijk dat van een dalende e-macht.
- De snede $TH=11.25^\circ$ geeft in de sleeve een te verwachten beeld te zien : grote veranderingen in de normaalspanning bij de twee boven elkaar gelegen oplegpunten. Het verloop is hier overigens lokaal wat onduidelijk. Onder de oplegpunten wordt de normaalspanning in de sleeve positief, hetgeen er op duidt dat ook hier nog wordt meegewerkt aan de overdracht van schuifspanning door de grout.
- De normaalspanning in de grout blijft over de volle hoogte van de knoop negatief.

Belasting 3.

Numerieke waarden : tabel 4.5

Grafieken : graf. 4.5

- Zoals uit de grafieken te zien is verschilt het verloop niet veel van dat bij belasting 1. Eventuele verschillen in de normaalspanning zullen worden veroorzaakt door belasting 2, welke de knoop in z-richting op buiging belast. Dit betekent een extra drukspanning in de sleeve en een extra trekspanning in de kolom. Dit zal vooral voor de snede $TH=11.25^\circ$ op treden, aangezien daar twee horizontale puntlasten aangrijpen. Bekijkt men nu de grafieken voor de snede $TH=11.25^\circ$, dan zijn de veranderingen ten opzichte van belasting 1:
 - sleeve : De grafiek is een beetje naar het drukspanningsgebied opgeschoven.
 - grout : Er treedt hier praktisch geen verschil op.
 - kolom : De grafiek is met name onder $z = 2700$ mm naar het trekspanningsgebied opgeschoven. Er treedt zelfs op een gegeven moment trek op in de middenkolom.

De hierboven geschetste verschillen komen overeen met wat er op grond van de theorie verwacht mocht worden, zij het dat het buigingsaandeel geen echt grote veranderingen te weeg brengt. Het normaalspannings-aandeel door de buiging bedraagt in de kolom en sleeve maximaal zo'n 0.5 N/mm².

- In de grout verandert er ten opzichte van belasting 1 niet veel. Er treedt op een bepaalde hoogte even een trekspanning op, doch deze is slechts van zeer kleine en lokale aard.

Belastingafdracht van kolom naar sleeve.

Uit de normaalspanningsgegevens van de elementen kan de belastingafdracht in het knooppunt worden bekeken. Als er op een hoogte z een horizontale snede over de drie materialen wordt gemaakt dan zullen de normaalspanningen in de drie materialen vermenigvuldigd met hun bijbehorende oppervlaktes tesamen de bovenbelasting F moeten overbrengen, zie fig. 4.7. Uit dit krachtenplaatje is ook te zien in welke mate ieder materiaal op deze hoogte z belast is, en dus hoe 'snel' de kracht F uit de kolom naar de sleeve is getransporteerd.

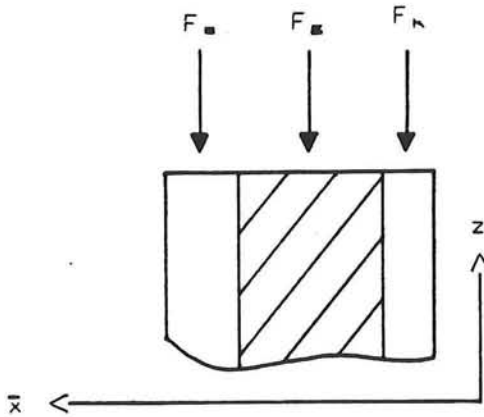


fig. 4.7

Voor de oppervlaktes van de diverse elementen geldt :

$$A_i = s_i * d_i ,$$

met d_i = materiaaldikte

$$s_i = \text{cirkelboog} = \theta * r_i$$

Middenkolom	: $s = 1047.75 * \pi/8 = 411.45 \text{ mm}$
	$A = 411.45 * 38.1 = 15676.26 \text{ mm}^2$
Grout	: $s = 1117.6 * \pi/8 = 438.88 \text{ mm}$
	$A = 438.88 * 101.6 = 44590.26 \text{ mm}^2$
Sleeve	: $s = 1193.8 * \pi/8 = 468.80 \text{ mm}$
	$A = 468.80 * 50.8 = 23815.25 \text{ mm}^2$

Deze openingshoek van 22.5° ($\pi/8$) geldt voor één element in tangentiële richting.

Per materiaal moet op een hoogte z-centroid de spanning in de centroids voor $\text{TH}=11.25^\circ$ en $\text{TH}=33.75^\circ$ met het materiaaloppervlak worden vermenigvuldigd om zo de totale kracht in dat materiaal op die hoogte z te krijgen. Dit gaat goed vanaf $z = 3600$ mm tot $z = 1800$ mm. Op $z = 1800$ mm bevindt zich het bovenste oplegpunt van de poot. Zodoende is alleen voor de bovenste drie elementrijen, die boven $z = 1800$ mm liggen, de normaalkracht in de afzonderlijke materialen bepaald. Dit is gebeurd voor belasting 1, waarbij de knoop alleen verticaal wordt belast.

Numerieke waarden : tabel 4.6
Grafieken : graf. 4.6

In deze grafiek is uitgezet wat de drie materialen op een hoogte z procentueel van de bovenbelasting F overbrengen. Uit de grafiek valt op te merken dat :

- Op $z = 3300$ mm de kolom nog maar zo'n 64% van de verticale kracht bevat die op $z = 3600$ mm aanwezig is. In de bovenste 300 mm van het knooppunt is dus al 36% van de bovenbelasting uit de kolom afgevoerd.
- Op $z = 2100$ mm is het omgekeerde plaatje van $z = 3300$ mm te zien : de sleeve draagt nu zo'n 60% van de belasting, terwijl dat op $z = 3300$ mm in de kolom het geval was.
- De grout blijft in het bovenste deel van het knooppunt reëlijk constant belast.

Concluderend kan worden gesteld dat in het bovendeel van het knooppunt het grootste gedeelte van de belasting van de kolom naar de sleeve wordt overgedragen.

4.4 Samenvatting van de STRUDL-resultaten

Uit het voorgaande is gebleken dat met name de horizontale poot-reactie een grote invloed heeft op het schuifspanningsverloop in de grout. Bij afwezigheid van deze kracht is het verloop over de hoogte z als dat van een dalende e-macht, met ter plaatse van de twee oplegpunten een lichte verhoging in schuifspanning. Door de horizontale kracht op het model wordt het verloop echter danig verstoord. Opgemerkt dient dan te worden dat in werkelijkheid de poot-reactiekracht niet over vier knopen maar over een heel oppervlak op de sleeve wordt overgebracht. Gezien de grote invloed die deze reactiekrachten op het schuifspanningsverloop in de grout hebben, ligt het voor de hand om de poot-aansluiting beter te modelleren. Dit kan het best gedaan worden door een gedeelte van de poot in het model mee te nemen. Door nu de poot-reactiekrachten op dit meegemodelleerde deel aan te laten grijpen zal het gedrag bij de aansluiting op de sleeve de in werkelijkheid optredende spanningsverdeling beter benaderen. Dit zal dan weer rechtstreeks effect hebben op de spanningen die daar ter plekke in de grout optreden.

5 Resultaten DIANA-model I

5.1 Inleiding en modellering

Aangezien het DIANA-elementenprogramma goedkoper beschikbaar was dan het in de voorgaande berekening gebruikte STRUDL-programma is voor de verdere berekeningen gebruik gemaakt van dit elementenprogramma.

Het DIANA-model I volgt uit de conclusies naar aanleiding van de resultaten van het STRUDL-model. In dit nieuwe model is in de modellering dan ook een gedeelte van de poot meegenomen, zie fig. 5.1, bijlage 6.

De basis lay-out van het elementennet is het zelfde als bij het STRUDL-model, behalve bij de poot-aansluiting waar het net ten behoeve van de aansluiting is omgegooid.

De poot zelf is gemodelleerd door middel van twee elementen in de asrichting en zes elementen in tangentiële richting. Daar in verband met de optredende symmetrie slechts de halve pootdoorsnede wordt gemodelleerd hebben de elementen in tangentiële richting een openingshoek van $180^\circ/6 = 30^\circ$.

De poot is, evenals de aansluitende elementen in de knoop, geheel gemodelleerd met 20-knoops driedimensionale elementen. Zodoende worden compatibiliteitsproblemen, die bij aansluiting van verschillende types elementen op kunnen treden, bij voorbaat omzeild.

Het gedeelte van de middenkolom boven het knooppunt is nu met schaalementen en twee overgangselementen gemodelleerd, dit om de rekentijd iets te beperken.

De opleggingen onder de afgesneden poot-knoppen zijn allen voorzien van een rol, welke onder een hoek van 30° met de horizontaal staat. Zodoende kan er alleen een oplegreactie in de asrichting van de poot worden overgebracht.

Met al deze wijzigingen bestaat het model nu uit :

- 90 20-knoops driedimensionale elementen CHX60
- 4 8-knoops schaalementen CQ40S
- 2 13-knoops overgangselementen CQT49
- In totaal 636 knopen.

Als belasting op het model staat weer de verticale kolombelasting F_m met een grootte van 321.6 kN in negatieve z-richting. Door de wijze van oplegging van het poot-gedeelte zal deze een horizontale en verticale reactie opleveren, alsmede een moment bij het oplegvlak van de poot (zie fig. 5.2).



fig. 5.2

De grootte van de verticale oplegreactie is gelijk aan F_m , in positieve z-richting, de grootte van de horizontale oplegreactie is gelijk aan $1/3 \cdot \sqrt{3} F_m$, in negatieve x-richting. De grootte van het moment bij de oplegging is van te voren niet te berekenen. Dit moment kan later worden berekend uit de oplegreacties welke op de knopen van het oplegvlak werken.

Met het hierboven beschreven model zijn twee berekeningen gemaakt met de volgende parameters :

Berekening I :

Staal:

Elasticiteitsmodulus $E_S = 2.1 \cdot 10^5 \text{ N/mm}^2$
 Dwarscontractiecoëfficiënt $\nu_S = 0.3$

Grout:

Elasticiteitsmodulus $E_G = 3.0 \cdot 10^4 \text{ N/mm}^2$
 Dwarscontractiecoëfficiënt $\nu_G = 0.15$

Berekening II :

Staal:

Elasticiteitsmodulus $E_S = 2.1 \cdot 10^5 \text{ N/mm}^2$
 Dwarscontractiecoëfficiënt $\nu_S = 0.3$

Grout:

Elasticiteitsmodulus $E_G = 3.0 \cdot 10^3 \text{ N/mm}^2$
 Dwarscontractiecoëfficiënt $\nu_G = 0.15$

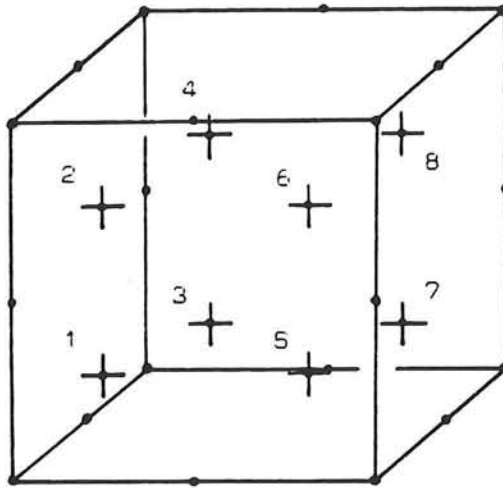
De tweede berekening heeft, op de elasticiteitsmodulus van de grout na, dezelfde parameters als de eerste berekening. Deze nieuwe waarde van de elasticiteitsmodulus, welke 1/10 van de oorspronkelijke waarde is, correspondeert met een soort 'gescheurde' toestand van de grout. In werkelijkheid zal in zo'n toestand de dwarscontractiecoëfficiënt gelijk aan nul worden. Om echter de invloed van de afzonderlijke parameters op het spanningsgedrag in de grout te onderzoeken is in eerste instantie alleen de elasticiteitsmodulus aangepast.

5.2 Spanningen vanuit de integratiepunten naar de knopen

Omdat de DIANA-uitvoer voor numeriek geïntegreerde elementen de spanningen en rekken alleen in de integratiepunten geeft, is een PASCAL-programma ontwikkeld dat de spanningen lineair vanuit deze punten naar de knopen extrapoleert. Hiertoe dienen per element 8 integratiepunten te worden gekozen. De DIANA-uitvoer zal in elk van deze punten de zes optredende spanningen (σ_{xx} , σ_{yy} , σ_{zz} , σ_{xy} , σ_{yz} , σ_{xz}) geven. Via de hierna te bespreken methode worden deze via lineaire relaties naar de knopen omgerekend. Alhoewel in sommige resultaatverwerkingen het weinig uitmaakt of de spanningen in de knopen

dan wel integratiepunten worden uitgevoerd, is het hier voordelig om de gegevens per knoop op een rijtje te hebben.

Omdat er in het model vanwege de toegevoegde poot-aansluiting geen enkele orde heerst qua knoopnummering is besloten de oorspronkelijke nummering achterwege te laten en per element een aparte nummering van 1 tot en met 20 in te voeren. Deze nummering komt overeen met de volgorde van de werkelijke knoopnummers van het element in de tabel "CONNECTIVITY" van de DIANA-invoer. Aangezien DIANA ten opzichte van de knoopnummering opgegeven in de tabel "CONNECTIVITY" de integratiepunten in het element van een nummer voorziet liggen deze in het element met de genormeerde knopen steeds 'op dezelfde plaats' ten opzichte van de knopen (zie fig. 5.3).



integratiepunten

Fig. 5.3

Voor de berekening worden de gekromde (of in sommige gevallen dubbelgekromde) elementen afgebeeld op het kromlijnige ζ - ξ - η -assenstelsel. Hierbij vallen de elementranden altijd op een 1-coördinaat van het ζ - ξ - η -assenstelsel. In het tweedimensionale geval ziet het er uit als in fig. 5.4 .

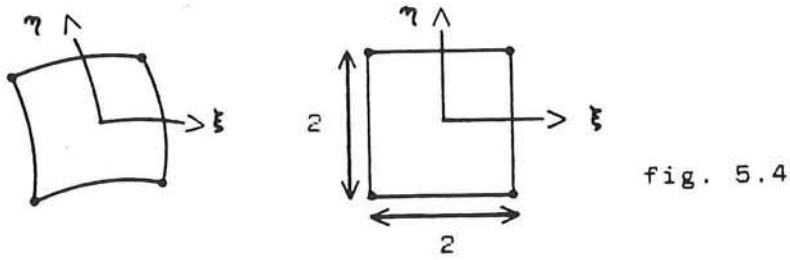


fig. 5.4

De integratiepunten liggen in dit kromlijnige assenstelsel op de vastgestelde Gauss-punten. Omdat de afstand van de Gauss-punten tot de elementranden voor ieder element qua verhouding hetzelfde is, kan voor alle elementen dezelfde interpolatieformule worden gehouden. Deze afstanden zijn in figuur 5.5 weergegeven.

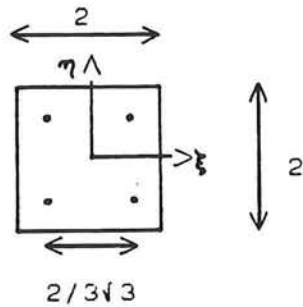


fig. 5.5

Het bovenstaande is aan de hand van tweedimensionale figuren uitgelegd. Voor het driedimensionale geval kan dit echter eenvoudig worden uitgebreid door de ζ -richting in de beschouwing te betrekken.

Als eerste wordt nu de interpolatie naar de volgende twee vlakken bekeken (zie fig. 5.6) :

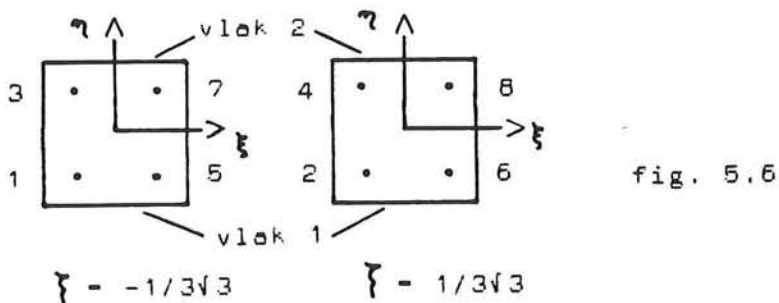


fig. 5.6

Als algemene interpolatieformule geldt (zie fig. 5.5) :

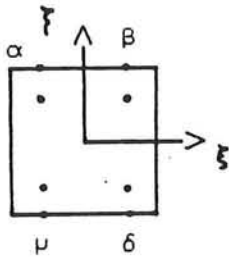
$$\frac{\sigma_{\text{vlak1}} - \sigma_1}{1 - 1/3\sqrt{3}} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2 * 1/3\sqrt{3}}$$

Waaruit volgt :

$$\sigma_{\text{vlak1}} = 1.366 * \sigma_1 - 0.366 * \sigma_3$$

$$\sigma_{\text{vlak2}} = 1.366 * \sigma_3 - 0.366 * \sigma_1$$

Soortgelijke relaties volgen uit de extrapolatie van de integratiepunten 5 en 7, 2 en 4, en 6 en 8 naar de vlakken. De spanningen zijn nu allemaal naar de elementvlakken 1 en 2 gehaald. Per vlak zijn er vier 'equivalente' integratiepunten (zie fig. 5.7). De spanningen worden nu per vlak vanuit deze vier punten naar de ribben geëxtrapoleerd. Hiervoor gelden dezelfde formules als voor het extrapoleren naar de elementvlakken, zie figuur 5.7 :



vlak 1

fig. 5.7

$$\sigma_{\alpha} = 1.366 * \sigma_{\text{eq2}} - 0.366 * \sigma_{\text{eq1}}$$

$$\sigma_{\mu} = 1.366 * \sigma_{\text{eq1}} - 0.366 * \sigma_{\text{eq2}}$$

Voor de punten β en δ zijn soortgelijke formules op te stellen.

Vanaf de ribben kunnen nu de spanningen naar de hoekknopen worden geëxtrapoleerd, waarbij weer dezelfde extrapolatieformules gelden (zie fig. 5.8) :

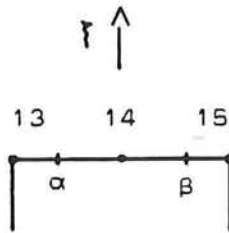


fig. 5.8

$$\sigma_{13} = 1.366 * \sigma_{\alpha} - 0.366 * \sigma_{\beta}$$

$$\sigma_{15} = 1.366 * \sigma_{\beta} - 0.366 * \sigma_{\alpha}$$

De spanningen in de tussenknoten worden gevonden via :

$$\sigma_{14} = (\sigma_{15} + \sigma_{13})/2$$

Hierbij dient vermeld te worden dat per knoop zes spanningen (σ_{xx} , σ_{yy} , σ_{zz} , σ_{xy} , σ_{yz} en σ_{xz}) worden berekend. De term ' σ ' in de voorgaande formules representeert dus zes spanningen. In bijlage 7 is het PASCAL-programma opgenomen, alsmede een lijst van de in het programma gebruikte matrices.

5.3 DIANA-model I - berekening I

5.3.1 Schuif- en normaalspanning op het aansluitvlak poot-sleeve

In eerste instantie is gekeken naar de krachtsoverdracht ter plaatse van de poot-sleeve aansluiting. Uit de daar optredende spanningsverdeling kan vergeleken worden in hoeverre het STRUDL-model de werkelijkheid correct heeft weergegeven. Figuur 5.9 in bijlage 6 geeft de configuratie en knoopnummering van het aansluitvlak weer.

Tabel 5.1 geeft de spanning $\bar{\sigma}_{\bar{x}z}$ in de knopen die op het aansluitvlak liggen. Deze spanning geeft, geïntegreerd over het elementoppervlak, de verticale reactie weer die daar ter plekke op de sleeve werkt. In de grootte $\bar{\sigma}_{\bar{x}z}$ staat \bar{x} voor de, over een hoek θ , om de z-as geroteerde x-as. Bij iedere knoop op het aansluitvlak hoort een specifieke hoek θ . De streep boven σ geeft aan dat het een gemiddelde spanning betreft, namelijk die van het aansluitende poot-element en die van het bijbehorende sleeve-element gedeeld door twee.

In grafiek 5.1 is door middel van een arcering op het aansluitvlak aangegeven hoe de spanning $\sigma_{\bar{x}z}$ over dit vlak verdeeld is.

Zoals uit deze figuur blijkt vindt de grootste overdracht van schuifspanning onderin het aansluitvlak plaats. De aanname gedaan bij het STRUDL-model, dat de grootste verticale oplegkracht van de poot in het lijf van het aansluitvlak optreedt, is dus niet correct geweest. De 'oplegpunten' in het DIANA-model liggen meer onderin het aansluitvlak.

De horizontale spanningen ($\bar{\sigma}_{\bar{x}x}$) op het aansluitvlak zijn weergegeven in tabel 5.2 en grafiek 5.2. Deze spanningen geven ongeveer hetzelfde beeld te zien als de hierboven behandelde schuifspanningen op het aansluitvlak. Onderin het aansluitvlak is de horizontale spanning het grootst, over de rest van het vlak is de spanning redelijk constant.

Wat opvalt is dat, ondanks een niet geheel gelijkmatige verdeling over het oppervlak, het hele aansluitvlak deelneemt aan de krachtsoverdracht. Dit is duidelijk anders dan in het STRUDL-model waarbij het aansluitvlak werd gerepresenteerd door vier knopen, met geconcentreerde belastingen. De schuifspanning in de grout in het DIANA-model zal dan ook met name in het gebied rond de poot-aansluiting een afwijkend verloop hebben ten opzichte van de STRUDL-resultaten.

5.3.2 Schuifspanning in de grout

Om de DIANA-resultaten met die van het STRUDL-model te kunnen vergelijken wordt de schuifspanning in eerste instantie ook hier uitgezet voor de snedes $TH=0^\circ$, $TH=22.5^\circ$ en $TH=45^\circ$.

Numerieke waarden : tabel 5.3
Grafieken : graf. 5.3

Als vergelijkingsbasis worden de STRUDL-resultaten met belasting 3 gekozen (zie tabel 4.5, graf. 4.5).

Ten aanzien van deze resultaten kan het volgende opgemerkt worden :

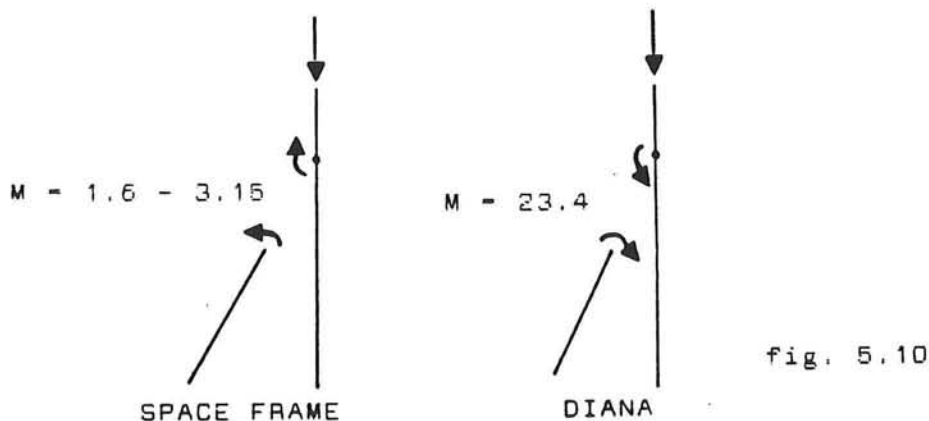
- Voor alle drie de snedes geldt dat de schuifspanning op $z = 3600$ mm in het DIANA-model een iets grotere waarde heeft dan in het STRUDL-model. Het verschil is echter gering en ligt in de orde van 15%.
- Het verloop van de schuifspanning voor de snedes $TH=22.5^\circ$ en $TH=45^\circ$ komt voor de twee modellen goed met elkaar overeen, zij het dat voor $TH=22.5^\circ$ in het STRUDL-model de oplegpunten van de poot nog enige invloed hebben op het schuifspanningsverloop. In het DIANA-model is in deze snede niets meer van de poot-aansluiting te merken.
- In de snede $TH=0^\circ$ zijn de verschillen significant. In deze snede blijkt dat de oplegpunten in het STRUDL-model de werkelijkheid niet goed hebben weergegeven.

- In de snede $TH=0^\circ$ is in de DIANA-grafiek onder de poot-aansluiting een zeer negatieve piek in de schuifspanning te vinden; de waarde van deze piekspanning is bijna even groot als de maximale waarde van de schuifspanning op $z = 3600$ mm, welke zo'n 0.5 N/mm² bedraagt.

5.3.3 Krachten en spanningen op het poot-gedeelte

In tabel 5.4 zijn de oplegreacties van de knopen van het oplegvlak van de poot te vinden. Al deze krachten werken in de lokale z-richting, welke evenwijdig aan de as van de poot loopt. Uit deze tabel met reactiekrachten is ook het moment te berekenen dat ter plaatse van het oplegvlak werkt. Aangezien er nauwelijks dwarskracht in de poot aanwezig is, hetgeen een gevolg is van de wijze van opleggen, zal dit moment ook ter plaatse van het aansluitvlak met de sleeve werken.

De grootte van dit moment is voor de halve pootdoorsnede 23.4 kNm. Dit komt niet overeen met het moment dat volgt uit de STRUDL SPACE FRAME-berekening. Voor de halve pootdoorsnede bedraagt het moment in deze berekening, afhankelijk van de randvoorwaarden, 1.6 respectievelijk 3.15 kNm, echter ook met een tegengesteld teken (zie fig. 5.10). De afwijking die in het DIANA-model optreedt zal veroorzaakt worden door de opleggingen van de knopen, welke niet geheel correct de randvoorwaarden van het niet gemodelleerde poot-gedeelte weergeven.



In tabel 5.5 is de normaalspanning σ_{zz} van de onderste rij van zes poot-elementen te zien. Hiertoe is een snede loodrecht op de asrichting van de poot gemaakt, waarbij het snedevlak per element vier integratiepunten snijdt, zie figuur 5.11 in bijlage 6. In grafiek 5.4 is de grootte van de normaalspanningen die op dit snedevlak werken gearceerd uitgezet. Per element zijn er op dit vlak vier delen aangegeven, waarbij de normaalspanning in een deel gelijk is gesteld aan de normaalspanning van het bij dat deel behorende integratie-

punt. In deze figuur is te zien dat, overeenkomstig de richting van het moment op het oplegvlak, er onderin de doorsnede een grotere drukspanning heerst dan bovenin.

5.3.4 Verklaring verschil in schuifspanningsverloop DIANA-STRUDL

Zoals reeds gezegd bij de bespreking van de DIANA-resultaten zijn er voor de snede $TH=0^\circ$ vrij grote verschillen in schuifspanningsverloop ten opzichte van de STRUDL-resultaten. Om de schuifspanning in deze snede beter te kunnen vergelijken zijn de STRUDL en DIANA resultaten in één grafiek (grafiek 5.5) uitgezet.

De verschillen in verloop voor de snede $TH=0^\circ$ zijn grotendeels als volgt te verklaren :

Zoals uit grafiek 5.2 van DIANA-model I blijkt, draagt de poot een groot deel van de horizontale reactie onderin het aansluitingsvlak op de sleeve over via piekwaarden van de normaalspanning σ_{xx} . Deze concentratie van spanningen vindt daarom vooral plaats in de snede $TH=0^\circ$.

Het verschil in overdracht van de horizontale reactie in de snede $TH=0^\circ$ is voor de twee modellen als volgt te schematiseren, zie figuur 5.12 .

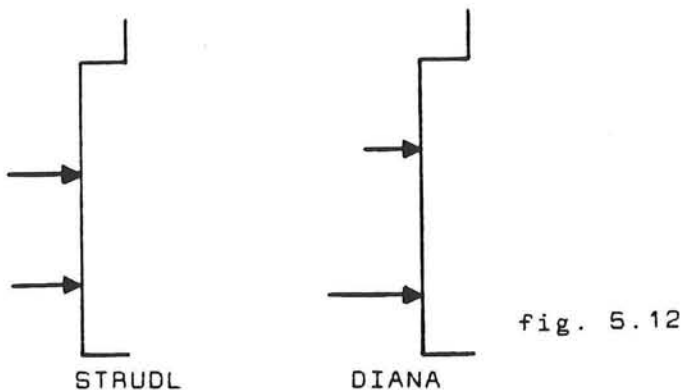


fig. 5.12

Zoals te zien uit bovenstaande figuur liggen de punten waar de belasting in het DIANA-model aangrijpt in deze snede verder uit elkaar.

Als men nu in gedachten op de STRUDL-grafiek een kleine modificatie uitvoert komt het verloop al meer overeen met dat van de grafiek volgend uit de DIANA-berekening. Deze modificatie komt erop neer dat de STRUDL-grafiek op $z = 1500$ mm in twee delen wordt opgesplitst. Door nu het bovenste deel omhoog en het onderste deel omlaag te bewegen komt het verloop van de twee grafieken al meer overeen.

De alsnog optredende verschillen zullen dan te wijten zijn aan het feit dat :

- De horizontale belastingscomponenten in de snede $TH=0^\circ$ in de beide modellen niet gelijk zullen zijn.
- De invloed van belastingscomponenten op de rest van het aansluitingsvlak op de schuifspanning in de snede $TH=0^\circ$.

5.4 DIANA-model I - berekening II

5.4.1 Schuifspanning in de grout

Numerieke waarden : tabel 5.6
Grafieken : graf. 5.6

Uit de grafieken valt het volgende af te lezen :

- Voor de snedes $TH=45^\circ$ en met name $TH=22.5^\circ$ is het verloop van de schuifspanning over de hoogte zeer rustig. Verstoringen door de poot-aansluiting komen in het verloop van de grafieken nauwelijks tot uiting. De schuifspanning is, ook in de snede $TH=0^\circ$, redelijk 'constant' verdeeld over de hoogte z .
- Het schuifspanningsverloop in de snede $TH=0^\circ$ wordt nog enigszins door de poot-aansluiting beïnvloed. Ter plaatse van de boven- en onderaansluiting is een duidelijke toename in schuifspanning te zien. Het grillige verloop dat bij $E = 3.0 * 10^4 \text{ N/mm}^2$ optrad door de invloed van de horizontale reactie is echter grotendeels verdwenen.

5.4.2 Invloed van de E-modulus van de grout op de schuifspanning

Zoals te zien uit grafiek 5.3 van de schuifspanning in de grout is er bij een elasticiteitsmodulus van $3.0 * 10^4 \text{ N/mm}^2$ in de snede $TH=0^\circ$ een grillig verloop van de schuifspanning over de hoogte van de knoop. Dit wordt met name veroorzaakt door de horizontale poot-reactie op de knoop. Het verloop van de schuifspanning in deze snede is bij $E_g = 3.0 * 10^3 \text{ N/mm}^2$ echter veel vloeiender geworden (graf. 5.6). Kennelijk heeft de horizontale component van de reactie een veel kleinere invloed gekregen. De verklaring voor dit verschil is echter eenvoudig.

De horizontale poot-reactie zal in het staal-grout-staal pakket een dwarskracht D opleveren in een bepaalde snede, zie figuur 5.13 .

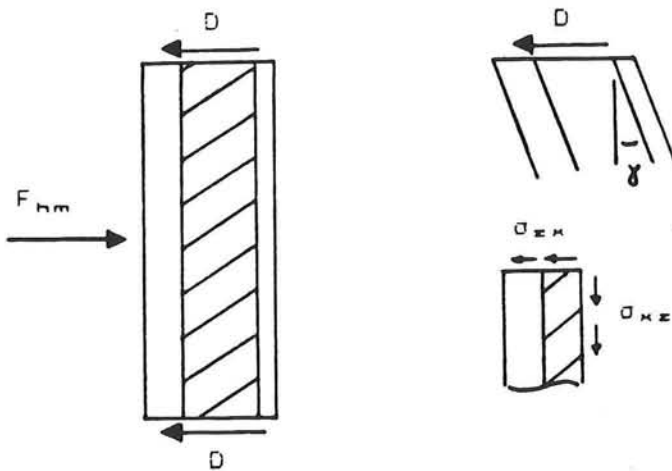


fig. 5.13

Uitgaande van de veronderstelling dat deze dwarskracht in berekening I en II in een bepaalde snede gelijk is, en dat de afschuifhoek van de grout in deze snede voor de beide berekeningen gelijk is, geldt het volgende. Vanwege de tien maal zo hoge elasticiteitsmodulus van de grout in berekening I zal de optredende schuifspanning ten gevolge van de dwarskracht, bij gelijke afschuifhoek van de grout, tien maal zo groot zijn als in berekening II.

Bij bovenstaande aannamen dienen wel enkele kanttekeningen te worden geplaatst :

- Er is voor het gemak tweedimensionaal gekeken. Doordat de stijfheden van het buizenpakket in de twee berekeningen verschillen, zal ook de afdracht van de horizontale belasting in tangentiële richting verschillen.

Zodoende zal de hierboven gedane veronderstelling, dat in een bepaalde snede de dwarskracht ten gevolge van de horizontale belasting gelijk is, niet correct zijn.

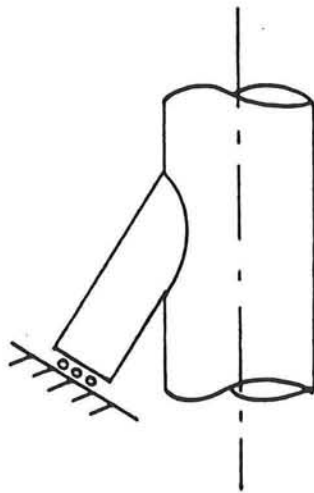
Samenhangend met dit verschil in dwarskracht, zal ook de afschuifhoek in beide berekeningen in een snede niet gelijk zijn. Ook hier is de aanname dus niet geheel juist geweest.

Ondanks de bovenstaande kanttekeningen geeft de verklaring toch een aardige indicatie van de grootte van het verschil in schuifspanning, zoals dat uit de grafieken volgt.

6 Resultaten DIANA-model II

6.1 Inleiding

Zoals uit de eerste berekening met DIANA-model I bleek, werkte daar ter plaatse van de poot-aansluiting een moment ter grootte van 23.4 kNm (zie paragraaf 5.3.3). Dit moment werd veroorzaakt door de wijze van oplegging van het pootgedeelte. De oplegging in DIANA-model I is te schematiseren als een soort ingeklemde rol-oplegging (zie fig. 6.1).

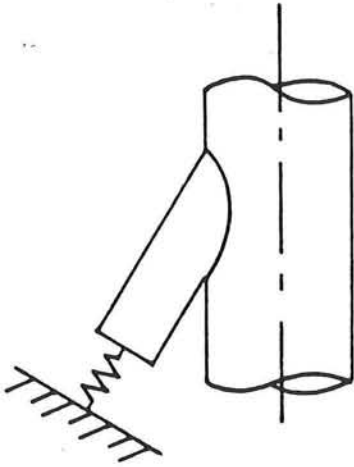


DIANA-
model I

fig. 6.1

Dat dit niet geheel met de werkelijkheid overeen stemt volgt uit de STRUDL SPACE FRAME berekening, waarin het hele platform als een driedimensionaal raamwerk met een verticale bovenbelasting is doorgerekend. Afhankelijk van de randvoorwaarden volgde uit deze berekening dat er op de sleeve een moment ter grootte van 1.6 resp. 3.15 kNm werkt (voor de halve pootdoorsnede), echter ook met een tegengesteld teken ten opzichte van het DIANA-model I moment. Aangezien het moment zeker effect heeft op de krachtsoverdracht vanuit de poot op de sleeve, en via deze op de grout, is een meer realistische oplegging van het pootgedeelte gewenst.

De oplossing hiervan wordt gevonden door de oplegknopen van de poot te voorzien van translatieveren, welke door middel van hun stijfheid het niet gemodelleerde poot-deel representeren, zie fig. 6.2. Door deze wijze van modelleren kan de oplegging een normaalkracht, via een gelijke indrukking van de veren, en een moment, via een 'teggengestelde' indrukking van de veren, weergeven.



DIANA-
model II

fig. 6.2

De grootte van de veerstijfheid k_1 volgt uit de rekstijfheid van het niet gemodelleerde deel van de poot :

$$\begin{array}{ll} \text{Elasticiteitsmodulus} & E_S = 2.1 * 10^5 \text{ N/mm}^2 \\ \text{Lengte} & l_1 = 20 \text{ m} = 2.0 * 10^4 \text{ mm} \end{array}$$

$$\begin{array}{ll} \text{Doorsnede poot} & A_1 = 2\pi * r_1 * d_1 \\ & = 2\pi * 368.3 * 25.4 = 58778.1 \text{ mm}^2 \end{array}$$

De axiale veerstijfheid volgt nu uit :

$$k_1 = \frac{E_S * A_1}{l_1} = 617169.7 \text{ N/mm}^2$$

De hier berekende veerstijfheid k_1 representeert de gehele poot-doorsnede. Omdat op grond van symmetrie in het model slechts de halve poot-doorsnede wordt gebruikt geldt voor de veerstijfheid k_m in het DIANA-model :

$$k_m = 0.5 * k_1 = 308584.85 \text{ N/mm}^2$$

Deze veerstijfheid dient nu verdeeld te worden over de oplegknopen van het DIANA poot-gedeelte. Om complicaties met de tussenknoppen te vermijden worden deze niet van veren en opleggingen voorzien.

Bij de verdeling van de stijfheid over de knopen is er van uitgegaan dat iedere knoop eenzelfde deel van het elementoppervlak bestrijkt. Door de kromming van de poot is deze veronderstelling niet geheel waar. De fout in deze benadering hangt af van de verhouding van de buitendiameter ten opzichte van de binnendiameter van de poot. Deze verhouding is gelijk aan 1.07 . De fout in de stijfheden van de veren zal dus gering zijn.

Als veerelementen zijn de twee-knoops SP2TR-elementen gebruikt. Hiertoe krijgt iedere knoop een zusterknoop, met dezelfde coördinaten, welke van een roloplegging is voorzien.

Met dit model zijn de volgende drie berekeningen gedraaid.

Berekening I :

Staal :

Elasticiteitsmodulus : $E_S = 2.1 * 10^5 \text{ N/mm}^2$
 Dwarscontractiecoëfficiënt : $\nu_S = 0.3$

Grout :

Elasticiteitsmodulus : $E_G = 3.0 * 10^4 \text{ N/mm}^2$
 Dwarscontractiecoëfficiënt : $\nu_G = 0.15$

Berekening II :

Staal :

Elasticiteitsmodulus : $E_S = 2.1 * 10^5 \text{ N/mm}^2$
 Dwarscontractiecoëfficiënt : $\nu_S = 0.3$

Grout :

Elasticiteitsmodulus : $E_G = 3.0 * 10^4 \text{ N/mm}^2$
 Dwarscontractiecoëfficiënt : $\nu_G = 0.0$

De tweede berekening met $\nu = 0.0$ voor de grout zal aantonen wat het effect van de dwarscontractiecoëfficiënt op de spanningsverdeling in de grout is. Aan de hand van de optredende verschillen zou dan eventueel een berekening kunnen worden gemaakt met de volgende parameters voor de grout :

Elasticiteitsmodulus : $E_G = 3.0 * 10^3 \text{ N/mm}^2$
 Dwarscontractiecoëfficiënt : $\nu_G = 0.0$

Deze berekening is echter niet gemaakt, aangezien de verschillen in schuifspanning tussen $\nu = 0.15$ en $\nu = 0.0$, zoals in de volgende paragrafen bij de bespreking van de resultaten te zien is, slechts minimaal zijn.

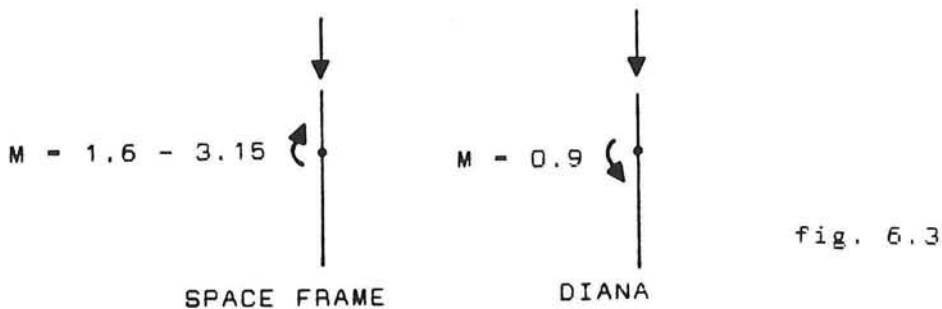
Berekening III :

De parameters in deze berekening zijn dezelfde als bij berekening I. Deze berekening heeft echter een extra belasting op het model, namelijk een dwarskracht-belasting bij het oplegvlak van het poot-gedeelte. Deze belasting is op het model aangebracht omdat uit de resultaten van berekening I bleek dat het moment ter plaatse van de poot-aansluiting nog niet overeen kwam met dat volgend uit de SPACE FRAME-berekening.

6.2 DIANA-model II - berekening I

6.2.1 Oplegreacties van de poot

In tabel 6.1 staan de steunpuntsreacties van de opgelegde knopen van het poot-gedeelte vermeld. Teseamen leveren deze de verticale en horizontale reactiekracht, alsmede een klein moment op het oplegvlak. De grootte van dit moment is in dit model 0.9 kNm voor de halve poot-doorsnede, zie tabel 6.1. Ten opzichte van het eerste DIANA-model is de waarde van het moment aanzienlijk gedaald, en het komt nu al meer overeen met het moment volgend uit de SPACE FRAME-berekening. Zoals in figuur 6.3 te zien is, is het teken van de twee momenten echter nog steeds verschillend.



6.2.2 Schuifspanning op het aansluitvlak poot-sleeve

Om te bekijken wat de veranderingen in het moment voor effect hebben op de schuifspanningsoverdracht bij de aansluiting van de poot op de sleeve, wordt nu eerst dit vlak bekeken.

Numerieke waarden : tabel 6.2
 Grafieken : graf. 6.1

Uit een vergelijking van grafiek 6.1 (DIANA-model II) met grafiek 5.1 (DIANA-model I) valt het volgende op :

- De concentratie van schuifspanningen onderin het aansluitvlak is in de figuur van DIANA-model II niet terug te vinden. In deze figuur is eerder een lichte tendens naar een wat hogere waarde bovenin het aansluitvlak.
- De schuifspanningen zijn nu meer constant over het aansluitvlak verdeeld, dit in tegenstelling tot DIANA-model I, waar lokaal piekwaarden te zien zijn.

6.2.3 Schuifspanning in de grout

Voor de snedes $TH=0^\circ$, $TH=22.5^\circ$ en $TH=45^\circ$ is ook hier weer de gemiddelde schuifspanning in de grout bepaald.

Numerieke waarden : tabel 6.3
Grafieken : graf. 6.2

Als vergelijkingsbasis voor deze grafieken zijn de grafieken 5.3 gekozen, welke gelden voor de eerste berekening van DIANA-model I. Hieruit valt te op te merken dat :

- Voor de snedes $TH=22.5^\circ$ en $TH=45^\circ$ komt het schuifspanningsverloop van de beide modellen goed overeen.
- Het schuifspanningsverloop in de snede $TH=0^\circ$ van model II vertoont echter wat afwijkingen met dat van model I :
 - Bij de onderaansluiting van de poot valt op dat de minimale en maximale waarde die hier lokaal optreden qua grootte in absolute zin kleiner zijn dan bij model I.
 - Bij de bovenaansluiting van de poot is de, in model II lokaal optredende, maximale waarde groter dan die volgend uit model I.
 Kennelijk wordt in dit model het onderste deel van de poot-aansluiting ontlast en verschuift een deel van reactiekracht naar boven.
- De maximale schuifspanningswaarde die voor $z = 3600$ mm in de drie snedes optreedt is in de beide modellen ongeveer gelijk. De numerieke waarde van deze piekschuifspanning bedraagt zo'n 0.55 N/mm².

6.3 DIANA-model II - berekening II

6.3.1 Schuifspanning in de grout

Voor de drie snedes $TH=0^\circ$, $TH=22.5^\circ$ en $TH=45^\circ$ is weer de schuifspanning in de grout bepaald.

Numerieke waarden : tabel 6.4

Vergelijkt men deze tabel met tabel 6.3 van de eerste berekening van DIANA-model II dan valt op dat de verschillen tussen beide tabellen minimaal zijn. Dientengevolge zijn voor deze berekening de grafieken achterwege gelaten.

Het enige dat opvalt is dat voor deze berekening de waarden van de schuifspanning iets hoger zijn dan die van de eerste berekening.

Hieruit kan geconcludeerd worden dat de invloed van de dwarscontractiecoëfficiënt op de schuifspanning in de grout zeer gering is. Tesaamen met het feit dat de verschillen in schuifspanningsverloop voor model I en model II niet al te groot

zijn, wordt een berekening met $E_g = 3.0 * 10^3 \text{ N/mm}^2$ en $v_g = 0.0$ voor dit model achterwege gelaten. De resultaten van zô'n berekening zullen nauwelijks afwijken van die van DIANA-model I, berekening II.

6.4 DIANA-model II - berekening III

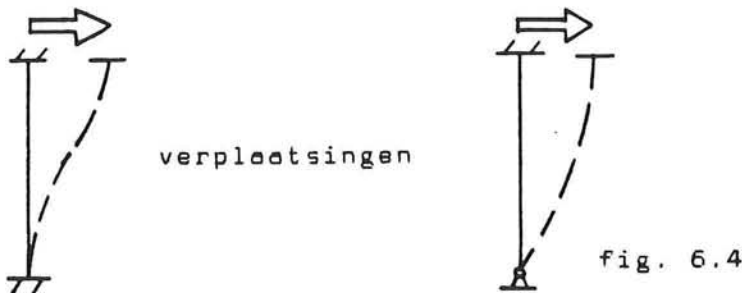
6.4.1 Dwarskrachtbelasting op de poot

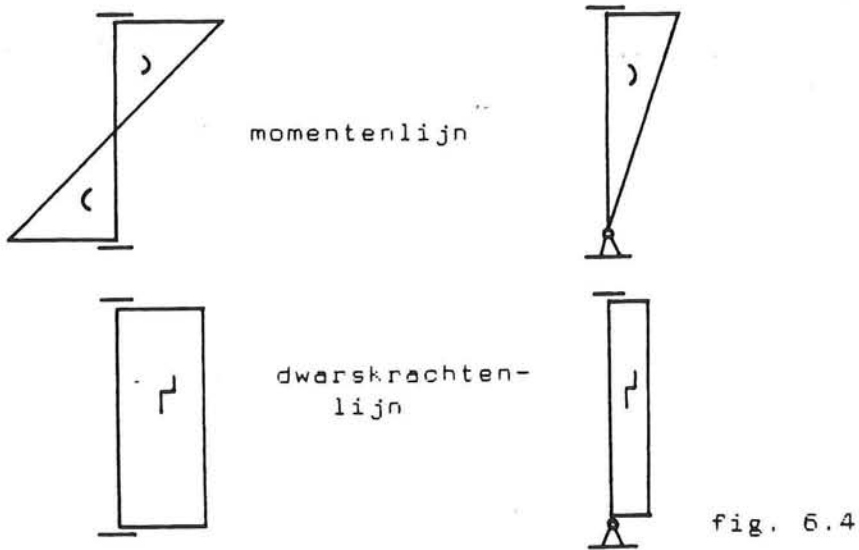
Zoals in paragraaf 6.2.1 reeds gezegd hebben de momenten op het aansluitvlak, zoals die volgen uit de SPACE FRAME-berekening en DIANA-model II, nog steeds een verschillende grootte en verschillend teken. Om dit SPACE FRAME-moment nog beter te benaderen kan er nog één verandering aan het DIANA-model worden aangebracht. Deze verandering komt neer op het toevoegen van een externe dwarskrachtbelasting op het afgesneden poot-gedeelte. De verklaring hiervan volgt uit het onderstaande.

Tengevolge van de verticale bovenbelasting zal de knoop in het SPACE FRAME-model een verticale verplaatsing ondergaan. Op de poten is dit, afhankelijk van de randvoorwaarden onderaan, als volgt te representeren (zie fig. 6.4). Onder deze figuur zijn ook de hierbij behorende momenten- en dwarskrachtenlijnen getekend, waarbij geldt dat de dwarskracht gelijk is aan de afgeleide van het moment.

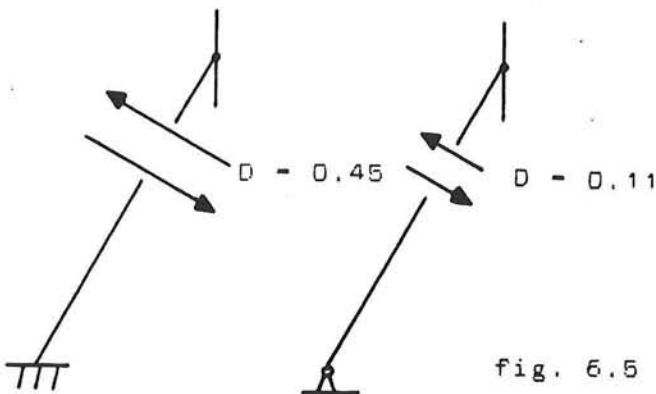
Zoals te zien is voor beide randvoorwaarden de dwarskracht constant over de lengte van de poot, zij het dat in het ingeklemde geval de dwarskracht een grotere waarde heeft. Dit volgt ook uit de SPACE FRAME-berekening met beide randvoorwaarden.

In het DIANA-model II zijn de knopen op het oplegvlak van de poot voorzien van translatieveren. Door deze veren, die alleen in de as-richting van de poot een reactie overbrengen, wordt een soort rol-oplegging weergegeven. Dit is tegenstrijdig met wat er in werkelijkheid in de poot op zal treden; ter plaatse van het oplegvlak van het DIANA-model zal er in de poot een dwarskracht werken. Deze dient dus nog extra, als uitwendige belasting, op het model te worden aangebracht.





Om de grootte van deze belasting te bepalen worden de resultaten bekeken van de twee SPACE FRAME-berekeningen. Hieruit blijkt dat, afhankelijk van de randvoorwaarden onderaan de poot, de dwarskracht 0.11 resp. 0.45 kN groot is, zie fig. 6.5.



Als uitwendige belasting wordt er nu een gemiddelde dwarskracht op het DIANA-model aangebracht ter grootte van :

$$D = \frac{0.45 + 0.11}{2} = 0.28 \text{ kN}$$

Aangezien dit de dwarskracht op een hele poot-doorsnede is, dient op het DIANA-model, waarin slechts de halve doorsnede

is gemodelleerd, slechts $0.14 \text{ kN} = 140 \text{ N}$ te worden aangebracht. Zoals uit de voorgaande figuren volgt werkt deze dwarskracht op de volgende wijze op het model (zie fig. 6.5). Deze werkrichting zal ook inderdaad een afname van het nu in model II aanwezige moment betekenen (zie fig. 6.3).

6.4.2 Het moment op de knoop

Als uitwendige belasting (zie fig. 6.6) staat er nu op het model :

- In z-richting : $- 321600 \text{ N} + 140 \text{ N} * \sin 30^\circ = - 321530 \text{ N}$
- In x-richting : $140 \text{ N} * \cos 30^\circ = 121.2 \text{ N}$
- In y-richting : 0.0

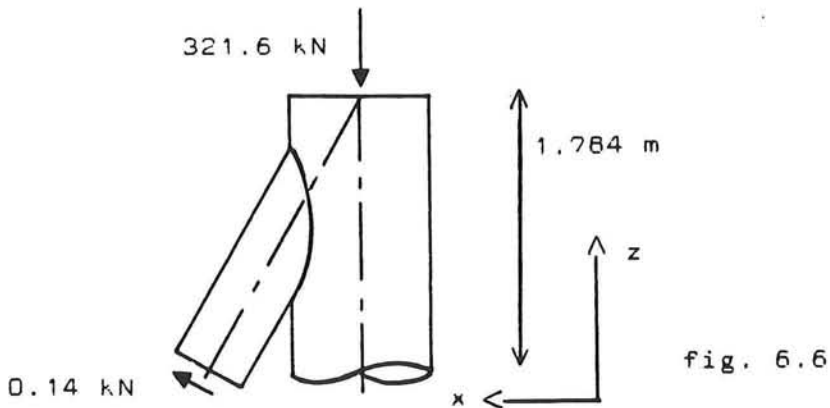


fig. 6.6

In tabel 6.5 staan de reactiekrachten van de oplegknopen met hun respectievelijke hefboomsarmen bij het oplegvlak. Het moment op het oplegvlak ten gevolge van deze reactiekrachten bedraagt :

$$M_{\text{tot}} = 0.9 \text{ kNm} \quad (\text{voor de halve poot-doorsnede})$$

Op de hartlijn van de middenkolom wordt dit door de dwarskracht gereduceerd tot (zie fig. 6.6) :

$$M_{\text{kolom}} = 0.9 - 0.140 * 1.784 / \sin 30^\circ \approx 0.40 \text{ kNm}$$

Door de dwarskrachtbelasting op de poot is het moment iets veranderd in de gunstige richting. De dwarskracht is echter

zeer gering ten opzichte van de andere belastingen en reactiekrachten en is niet genoeg om het SPACE FRAME-moment te bereiken. Ook is het teken van het hier optredende moment nog steeds tegengesteld aan dat volgend uit de SPACE FRAME-berekening.

Omdat deze kleine wijziging van het moment nauwelijks invloed zal hebben op de spanningsverdeling in de knoop, zijn de schuifspanningen voor dit belastingsgeval niet bepaald.

6.4.3 Verskil in moment tussen de DIANA en SPACE FRAME-berekening

Zoals uit de voorgaande paragraaf blijkt is er nog steeds een verschil tussen het moment volgend uit de SPACE FRAME-berekening en dat volgend uit de DIANA-model II berekening met dwarskrachtbelasting op de poot.

De oorzaak van het verschil schuilt waarschijnlijk in het feit dat het gemodelleerde deel van de poot in het DIANA-model nog invloed ondervindt van de aansluiting op de sleeve. Dit staat bekend als het principe van 'De Saint-Venant'. Volgens dit principe wordt het gedrag van de spanningen bij een aansluiting lokaal verstoord, en is pas op een zekere afstand van de aansluiting een gelijkmatige spanningsverdeling te vinden. In het DIANA-model is slechts een zeer kort stuk van de poot gemodelleerd waardoor de spanningen in dit poot-deel zich nog niet gelijkmatig hebben kunnen verdelen.

Met bovenstaande verklaring kan het afwijkende moment in de twee berekeningen voldoende verklaard worden. Omdat een kleine aanpassing van het nu optredende moment nauwelijks nog invloed zal hebben op de spanningsverdeling in de grout, wordt een verder zoeken naar de juiste waarde van het moment achterwege gelaten.

7 Resultaten DIANA-model III

7.1 Inleiding

Het model III is opgezet om te onderzoeken welke invloed het elementennet heeft op de piekwaarden van de schuifspanning bovenin de knoop voor $z = 3600$ mm. Uit een vergelijking van de resultaten met de in hoofdstuk 8 te bespreken analytische oplossingen bleken er, voor een elasticiteitsmodulus van de grout van $3.0 \cdot 10^4$ N/mm², grote verschillen op te treden met de schuifspanningswaarden volgend uit de elementenberekeningen. In het nieuwe DIANA-model is daarom bovenin de knoop een verfijning in het elementennet aangebracht. Deze verfijning komt er op neer dat het bovenste elementenvlak van het knooppunt, lopend van $z = 3000$ mm tot $z = 3600$ mm, in verticale richting in tweeën is gesplitst (zie fig. 7.1). Voor het overige zijn in dit model de belastingen en opleggingen gelijk aan die van DIANA-model II, berekening III.

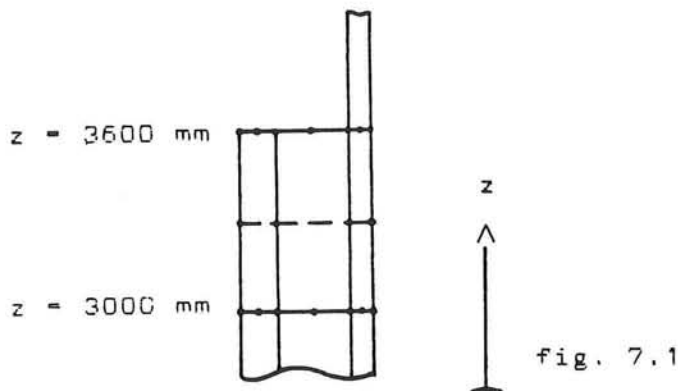


fig. 7.1

7.2 Schuifspanning in de grout

In dit model is weer voor de snedes $TH=0^\circ$, $TH=22.5^\circ$ en $TH=45^\circ$ de gemiddelde schuifspanning in de grout berekend.

Numerieke waarden : tabel 7.1

Grafieken : graf. 7.1

Als deze resultaten worden vergeleken met die van de DIANA-modellen I (par. 5.3.2) en II (par. 6.2.3) valt het volgende op :

- De piekwaarde van de schuifspanning op $z = 3600$ mm heeft voor de drie snedes een gemiddelde waarde van 0.95 N/mm^2 . Deze waarde lag in de twee vorige DIANA-modellen rond de 0.55 N/mm^2 .
- Vlak onder de top treedt een tweede piekwaarde op voor $z = 3150$ mm. Deze is alleen te verklaren door aan te nemen dat de overgang van kleinere naar grotere elementen, die op deze hoogte plaatsvindt, een soort storingszone veroorzaakt.
- Het verloop van de schuifspanning over de hoogte is van $z = 0$ mm tot $z = 2400$ mm goed overeenkomend met dat van de modellen I en II. Boven $z = 2400$ mm treden er echter grotere verschillen op :
 - model III : hoge piekwaarde voor $z = 3600$ mm, daarna een snelle afname naar nul, met een tweede piek voor $z = 3150$ mm.
 - model I en II : lagere piekwaarde voor $z = 3600$ mm waarna een minder snelle afname van de spanning volgt dan in model III.

Het verloop van de schuifspanning boven $z = 2400$ mm is te verklaren uit het feit dat tussen $z = 0$ mm en $z = 2400$ mm de drie modellen min of meer hetzelfde verloop hebben. Dit betekent dat boven $z = 2400$ mm in de drie modellen een even grote kracht moet worden overgebracht. DIANA-model III doet dit door een hoge piekwaarde en daarna een snel verval; de modellen I en II brengen deze kracht over via een veel lagere piekwaarde en daarop volgend een 'constanter' verloop.

Concluderend kan worden gesteld dat de netverfijning een zeer grote invloed heeft gehad op het schuifspanningsverloop in het bovenste gedeelte van de grout. De piekwaarde is in het nieuwe model zo'n 1.7 maal zo groot als in de twee eerdere modellen. Deze nieuwe piekwaarde blijkt ook veel beter overeen te komen met die volgend uit de, in het volgende hoofdstuk te bespreken, analytische oplossing. Uit het bovenstaande volgt ook dat meerdere berekeningen met fijnere elementennetten geen overbodige luxe zijn. Pas als een verdere verfijning van het elementennet geen echt grote verschillen meer oplevert, kan met enige zekerheid gesteld worden dat de optredende spanningsverdeling de werkelijkheid goed weergeeft. In feite is ook bij deze berekening een tweede netverfijning gewenst. Omdat de tijd hiervoor ontbrak is hiervan echter afgezien, mede omdat de resultaten van model III goed overeenstemmen met de uitkomsten van de analytische oplossing.

8 Analytische modellen voor de verbinding

8.1 De knoop verticaal belast

8.1.1 Aannamen bij het model

In het geval van een op afschuiving belaste grout, hetgeen optreedt bij een verticale belasting op het knooppunt, kan op eenvoudige wijze een analytisch model worden opgesteld om de elementenberekeningen mee te vergelijken.

Daartoe wordt de knoop op de volgende wijze geschematiseerd, zie fig. 8.1 .

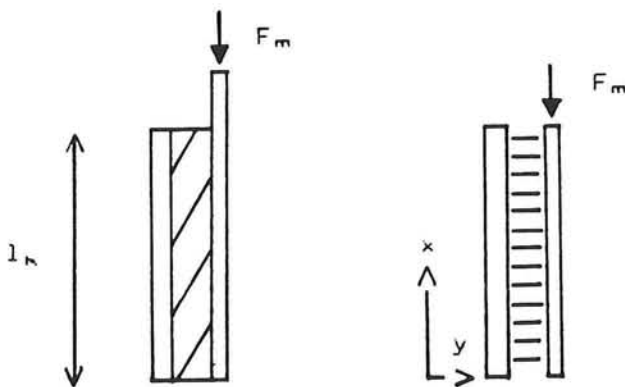


fig. 8.1

Bij de schematisering van de knoop tot dit eenvoudige model zijn de volgende aannamen gedaan :

- De middenkolom en sleeve worden alleen op extensie belast; er treedt geen buiging of afschuiving in één van beide op.
- De groutlaag wordt geschematiseerd tot continu over de hoogte van de knoop verdeelde afschuif-veren.
- Er werkt geen enkele gelijkmatig verdeelde belasting (eigen gewicht van één der materialen) op het model.
- De invloed van de horizontale reactiekracht wordt, in dit model, achterwege gelaten.

Zodoende ontstaat er een min of meer tweedimensionaal model van twee op extensie belaste elementen (het staal) en één op afschuiving belast element (de grout).

8.1.2 Parameters van het model

Van boven af gezien ziet het gemodelleerde deel van het knooppunt er als volgt uit, zie fig. 8.2 .

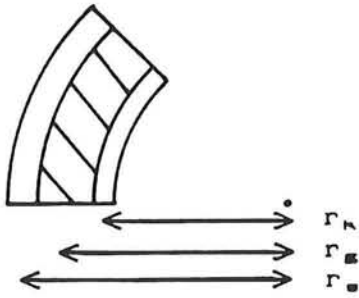


fig. 8.2

De in het model benodigde grootheden zijn als volgt gedefinieerd :

F_m = bovenbelasting kolom

A_k = oppervlakte kolom = $r_k * \pi/4 * d_k$

A_s = oppervlakte sleeve = $r_s * \pi/4 * d_s$

E_s = elasticiteitsmodulus staal

E_g = elasticiteitsmodulus grout

s_g = cirkelboog grout = $\pi/4 * r_g$

l_k = hoogte knooppunt

$$\alpha = \frac{E_s A_k}{E_s A_s}$$

De stijfheid van de afschuifveren wordt op de volgende wijze berekend (zie fig. 8.3).

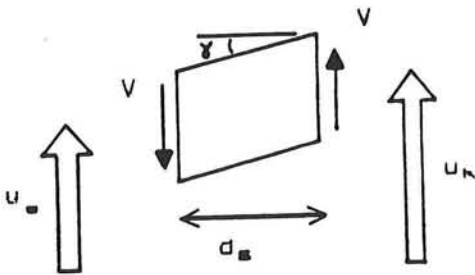


fig. 8.3

De afschuifhoek τ is gedefinieerd als zijnde :

$$\tau = \frac{u_k - u_s}{d_g}$$

De veerreactie V per lengte-eenheid is in het model :

$$V = k * e = k * (u_k - u_s)$$

Tesamen met de relatie :

$$\tau = \frac{V}{G_g * s_g}$$

volgt hieruit :

$$V = G_g * s_g * \tau = \frac{G_g * s_g}{d_g} * (u_k - u_s)$$

De veerstijfheid k van de afschuifveren is dus gelijk aan :

$$k = \frac{G_g * s_g}{d_g}$$

waarin :

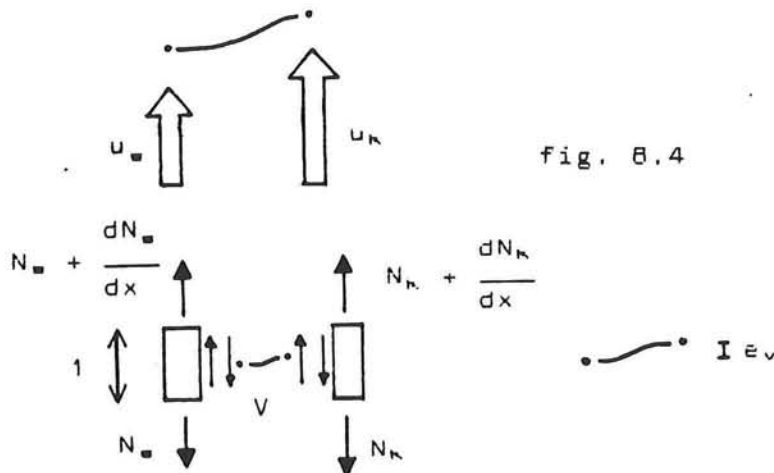
$$G_g = \frac{E_g}{2 * (1 + \nu_g)}$$

met :

G_g = glijdingsmodulus grout
 ν_g = dwarscontractiecoëfficiënt grout.

8.1.3 Analytische oplossing van het model

Ten behoeve van de oplossing wordt het model nog iets verder uitgewerkt, zie fig. 8.4 .



Hierbij kunnen de volgende vergelijkingen worden opgesteld.

- Kinematische vergelijkingen :

$$\epsilon_k = \frac{du_k}{dx} \quad \epsilon_s = \frac{du_s}{dx} \quad e_v = u_1 - u_2$$

- Constitutieve vergelijkingen :

$$N_k = EA_k * \epsilon_k \quad N_s = EA_s * \epsilon_s \quad V = k * e_v$$

- Evenwichtsvergelijkingen :

$$- \frac{dN_k}{dx} + V = 0 \quad - \frac{dN_s}{dx} - V = 0$$

Tesamen geven deze vergelijkingen :

$$a. \quad -EA_k * \frac{d^2 u_k}{dx^2} + k * (u_k - u_s) = 0$$

$$b. \quad -EA_s * \frac{d^2 u_s}{dx^2} + k * (u_s - u_k) = 0$$

Als algemene oplossing komt voor deze vergelijkingen in aanmerking :

$$u_k(x) = A * e^{rx} \quad u_s(x) = B * e^{rx}$$

Deze oplossing ingevuld in de vergelijkingen a. en b. geeft als oplossing voor de constanten :

$$\begin{bmatrix} k - EA_k * r^2 & -k \\ -k & k - EA_s * r^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A \\ B \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

Uit deze vergelijkingen volgt slechts dan een van nul verschillende oplossing als de determinant van de matrix nul wordt, hetgeen een vergelijking in de onbekende r oplevert :

$$\text{Det } |\text{matrix}| = 0$$

geeft

$$r^2 * (\delta^2 * r^2 - 1) = 0,$$

met

$$\delta = \sqrt{\frac{EA_K * EA_S}{k * (EA_K + EA_S)}}$$

Dit geeft als oplossingen voor r :

$$r^2 = 0 \quad \text{of} \quad r^2 = \frac{1}{\delta^2}$$

dus :

$$r_1 = 0, \quad r_2 = 0, \quad r_3 = 1/\delta, \quad r_4 = -1/\delta$$

Hieruit volgt voor de verplaatsingen :

$$u_K(x) = A_1 + A_2 * x + A_3 * e^{x/\delta} + A_4 * e^{-x/\delta}$$

$$u_S(x) = B_1 + B_2 * x + B_3 * e^{x/\delta} + B_4 * e^{-x/\delta}$$

De verhouding tussen de constanten A_i en B_i is voor elke wortel r_i te berekenen uit de vergelijking :

$$-k * A_i + (k - EA_S * r_i^2) * B_i = 0$$

Voor de vier r -waarden levert dit het volgende op :

$$\begin{array}{ll} r_1 = 0 & B_1 = A_1 \\ r_2 = 0 & B_2 = A_2 \\ r_3 = 1/\delta & B_3 = -\alpha * A_3 \\ r_4 = -1/\delta & B_4 = -\alpha * A_4 \end{array}$$

De oplossing voor de verplaatsingen u_i wordt nu :

$$u_K(x) = A_1 + A_2 * x + A_3 * e^{x/\delta} + A_4 * e^{-x/\delta}$$

$$u_S(x) = A_1 + A_2 * x - \alpha A_3 * e^{x/\delta} - \alpha A_4 * e^{-x/\delta}$$

Voor deze twee vergelijkingen is pas een oplossing te bepalen als de randvoorwaarden van het model bekend zijn, waaruit de constanten berekend kunnen worden. Als verticaal ondersteuningspunt voor de sleeve wordt gekozen $x = \frac{1}{2} l_K$, hetgeen redelijk overeenkomt met het hart van de poot-aansluiting in de DIANA-modellen (zie fig. 8.5).

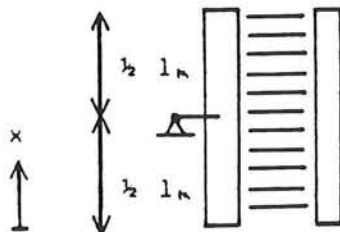


fig. 8.5

Om nu de diverse rand- en overgangsvoorwaarden te kunnen bepalen is het noodzakelijk om de verplaatsingsvelden op te splitsen in twee delen :

$$0 \leq x \leq \frac{1}{2} l_k \quad u_k^b(x) \quad \text{en} \quad u_s^b(x)$$

$$\frac{1}{2} l_k \leq x \leq l_k \quad u_k^a(x) \quad \text{en} \quad u_s^a(x)$$

De van toepassing zijnde randvoorwaarden op het model :

$$x = 0 \quad N_k^b = 0 \quad , \quad N_s^b = 0$$

$$x = l_k \quad N_k^a = -F_m \quad , \quad N_s^a = 0$$

En als overgangsvoorwaarden gelden :

$$x = \frac{1}{2} l_k \quad N_k^a = N_k^b \quad , \quad u_k^a = u_k^b \quad ,$$

$$u_s^a = 0 \quad , \quad u_s^b = 0$$

Voor de delen a en b blijft als algemene oplossing gelden :

$$u_k^a(x) = A_1 + A_2 * x + A_3 * e^{x/\delta} + A_4 * e^{-x/\delta}$$

$$u_s^a(x) = A_1 + A_2 * x - \alpha A_3 * e^{x/\delta} - \alpha A_4 * e^{-x/\delta}$$

en

$$u_k^b(x) = B_1 + B_2 * x + B_3 * e^{x/\delta} + B_4 * e^{-x/\delta}$$

$$u_s^b(x) = B_1 + B_2 * x - \alpha B_3 * e^{x/\delta} - \alpha B_4 * e^{-x/\delta}$$

Met behulp van de rand- en overgangsvoorwaarden kunnen de 8 onbekende constanten A_i en B_i worden opgelost.

$$A_2 = \frac{\alpha}{1 + \alpha} * \frac{F_m}{EA_k} \quad ,$$

$$A_3 = B_3 - \frac{1}{2} * \delta * A_2 * e^{-1/2\delta} \quad ,$$

$$A_1 = \alpha B_3 * (e^{1/2\delta} + e^{-1/2\delta}) - \frac{1}{2} * l * A_2 \quad ,$$

$$A_4 = B_3 * (e^{1/2\delta} + e^{-1/2\delta}) * e^{1/2\delta} - A_3 * e^{1/\delta} \quad ,$$

$$B_2 = 0 \quad ,$$

$$B_1 = \alpha B_3 * (e^{1/2\delta} + e^{-1/2\delta}) \quad ,$$

$$B_3 * (e^{1/\delta} - e^{-1/\delta}) = A_2 * (\delta/\alpha + \frac{1}{2} * \delta * (e^{1/2\delta} + e^{-1/2\delta})) \quad ,$$

$$B_4 = B_3 \quad .$$

De oplossingen voor u_1^a , u_2^a , u_1^b en u_2^b zijn nu bekend, evenals de bijbehorende normaalkrachten. De verdeelde schuifbelasting V volgt uit :

$$v^i = k * (u_k^i - u_s^i).$$

Dit geeft :

$$0 \leq x \leq \frac{1}{2} l_k : v^b = k * (1 + \alpha) * B_3 * (e^{x/\delta} + e^{-x/\delta})$$

$$\frac{1}{2} l_k \leq x \leq l_k : v^a = k * (1 + \alpha) * A_3 * e^{x/\delta} + k * (1 + \alpha) * A_4 * e^{-x/\delta}$$

Hieruit is de oplossing voor de schuifspanning σ_{xy} te vinden via :

$$\sigma_{xy}^i = \frac{v^i}{s_g}$$

8.1.4 Numerieke waarden van de parameters

Met het hiervoor geschetste model zijn vier berekeningen gemaakt voor verschillende elasticiteitsmoduli en dwarscontractiecoëfficiënten van de grout. Deze zijn :

$$\text{Berekening 1} : E_g = 3.0 * 10^4 \text{ N/mm}^2 \\ v_g = 0.15$$

$$\text{Berekening 2} : E_g = 3.0 * 10^4 \text{ N/mm}^2 \\ v_g = 0.0$$

$$\text{Berekening 3} : E_g = 3.0 * 10^3 \text{ N/mm}^2 \\ v_g = 0.15$$

$$\text{Berekening 4} : E_g = 3.0 * 10^3 \text{ N/mm}^2 \\ v_g = 0.0$$

De numerieke waarden van de bij deze berekeningen behorende grootheden staan in tabel 8.1 .

8.1.5 Schuifspanning in de grout

Numerieke waarden : tabel 8.2

Grafieken : graf. 8.1

Zoals aan de vergelijking voor de schuifbelasting V al te zien is, is het verloop van de schuifspanning opgebouwd uit twee e-macht functies. In het verloop van de grafieken van berekening 1 en 2 is dit duidelijk terug te vinden. In deze

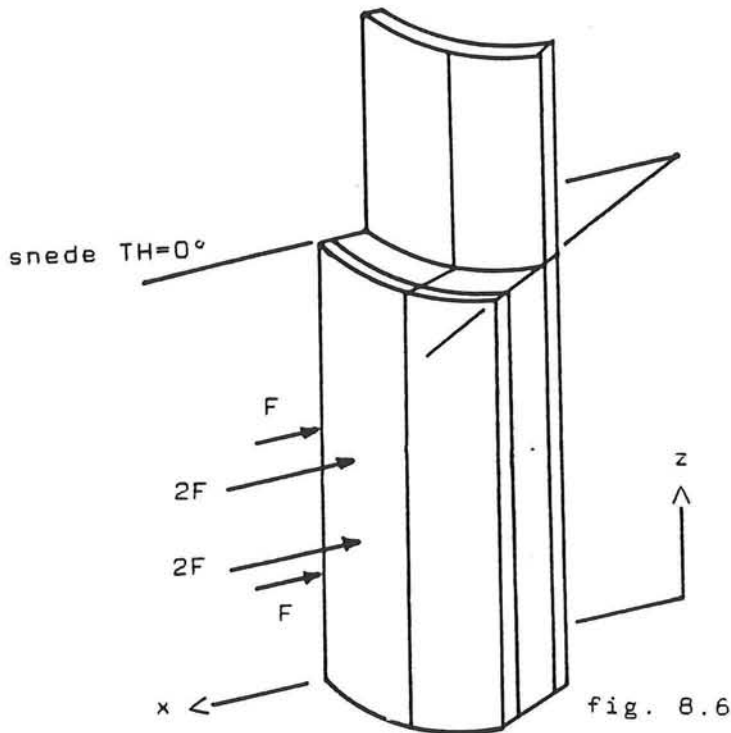
twee grafieken treden er twee piekwaarden voor de schuifspanning op, namelijk voor $x = l_k$ (bovenin de knoop) en voor $x = \frac{1}{2} l_k$ (bij het ondersteuningspunt). Uit de grafieken van de berekeningen 3 en 4 blijkt dat de schuifspanning bij de lage elasticiteitsmodulus meer gelijkmatig over de hoogte van de knoop is verdeeld. Ook in deze grafieken zijn nog piekwaarden te zien bij $x = l_k$ en $x = \frac{1}{2} l_k$, doch deze zijn minder extreem dan in de eerste twee berekeningen.

De verschillen die ontstaan ten gevolge van de verandering van de dwarscontractiecoëfficiënt zijn gering. Uit de tabellen is te zien dat bij een dwarscontractiecoëfficiënt $\nu = 0.0$ de piekwaarden van de schuifspanning iets hoger zijn.

8.2 De knoop horizontaal belast

8.2.1 Inleiding

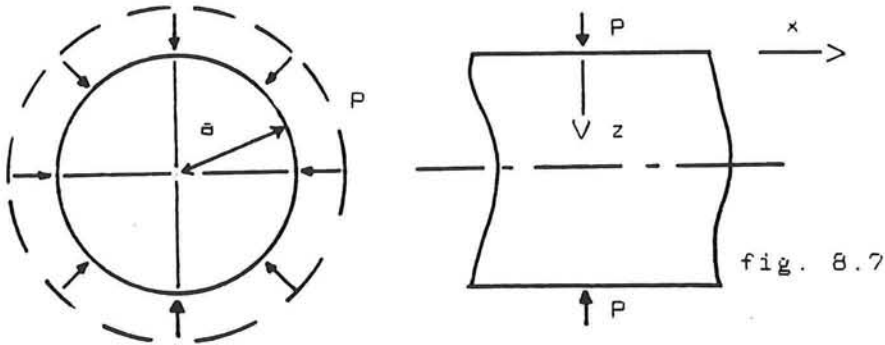
In de volgende paragraaf zal een analytisch model worden opgesteld dat de invloed van de horizontale poot-reactie op het schuifspanningsverloop σ_{zx} over de hoogte z beschrijft, zie fig. 8.6. De resultaten van dit model zullen worden vergeleken met die van het STRUDL-model met alleen de horizontale belasting. Deze vergelijking zal betrekking hebben op de snede $TH=0^\circ$ (zie fig. 8.6), waarbij op het STRUDL-model twee puntlasten F aanwezig zijn.



Een vergelijking met de uitkomsten van de DIANA-modellen is hier niet relevant, aangezien bij deze elementenberekeningen de invloed van de horizontale component van de poot-reactie niet is los te koppelen van die van de verticale component.

8.2.2 Analytisch model voor de horizontale belasting

In eerste instantie is in de literatuur gezocht naar soortgelijke belastingen (puntlasten) op cilindervormige constructies. Het blijkt echter dat puntlasten niet tot eenvoudige oplossingen voor de krachten- en spanningsverdeling leiden. Omdat het geenszins de intentie is om exact de schuifspanning te beschrijven met een ingewikkeld model, maar meer een goede benadering te vinden met een eenvoudig model, is gebruik gemaakt van de oplossing van een radiale lijnlast op een cilindrische buisconstructie (zie fig. 8.7).



Van dit geval is de exacte oplossing bekend (zie lit. 1) voor een homogene constructie. Opgemerkt dient te worden dat bij deze wijze van belastingen in tangentiële richting alleen een constante normaalkracht en constant buigend moment optreden. Dit buigend moment wordt veroorzaakt door de dwarscontractiecoëfficiënt en het buigend moment in axiale x-richting. Bij de afleiding van de oplossing voor het in figuur 8.7 geschetste belastingsgeval wordt er van uit gegaan dat de dikte van de buis zeer klein is ten opzichte van de overige afmetingen. Dit is bij de staal-grout-staal sandwichconstructie zeer zeker niet het geval; de verhouding dikte/straal is hier ongeveer 1:6. Dit betekent dat door het verschil in tangentiële rek tussen de buitenzijde en binnenzijde van de buis het buigend moment in tangentiële richting in dit geval een grotere waarde heeft dan bij een dunwandige buisconstructie. In de verdere behandeling wordt dit echter buiten beschouwing gelaten.

Bij een cilindervormige constructie belast door puntlasten zal in tangentiële richting in het algemeen een verlopende

normaalkracht, buigend moment en dwarskracht optreden. Ondanks dit verschil in inwendige krachtsafdracht zal toch worden geprobeerd met deze oplossing het schuifspanningsverloop in de grout in x-richting te beschrijven. Als oplossing voor de verplaatsing w geldt voor een homogene cylinderconstructie :

$$w = \frac{P * e^{-\beta x}}{8 * \beta^3 * K} * (\sin \beta x + \cos \beta x)$$

met :

$$P = \text{gelijkmatig verdeelde lijnlast} \quad [N/mm]$$

$$K = \text{plaatstijfheid} \quad [Nmm]$$

$$\beta^4 = \frac{E * h}{4 * a^2 * K} = \text{constante grootheid} \quad [1/mm^4]$$

Deze oplossing volgde uit de algemene vergelijking voor een cirkelvormige cilindrische schaal die symmetrisch ten opzichte van zijn as wordt belast :

$$\frac{d^4 w}{dx^4} + 4\beta^4 * w = \frac{Z}{K}$$

met :

$$Z = \text{component van de uitwendige oppervlakte belasting evenwijdig aan de z-as.}$$

Indien $Z = 0$, zoals in het hier beschouwde geval, reduceert de vergelijking tot :

$$\frac{d^4 w}{dx^4} + 4\beta^4 * w = 0$$

Om de oplossing voor de verplaatsing w voor iedere x -waarde te kunnen bepalen is het noodzakelijk de constante β te berekenen. Zoals reeds vermeld geldt voor β :

$$\beta^4 = \frac{E * h}{4 * a^2 * K} \quad [1/mm^4]$$

De termen die in deze vergelijking voorkomen worden zullen nu één voor één worden bepaald.

De term ' $E * h$ ' :

Deze term volgt uit de afdracht van de normaalkracht in tangentiële richting. Als aangenomen wordt dat de rek ϵ in tangentiële richting voor de staal-grout-staal constructie constant over de doorsnede is, volgt hier uit (zie fig. 8.8) :



fig. 8.8

$$\begin{aligned} n &= \sigma * h \\ &= (\sum E_i d_i) * \epsilon \\ &= (E_s d_k + E_g d_g + E_s d_s) * \epsilon \\ n &= [N/mm] \end{aligned}$$

De term ' a ' :

Dit is de gemiddelde straal van de cylinder. Voor de straal van de staal-grout-staal constructie wordt de afstand van de as van de kolom tot de neutrale lijn van de doorsnede genomen, zie fig 8.9 .

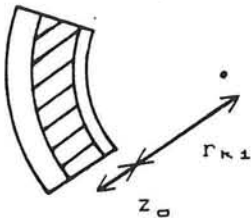


fig. 8.9

$$a = r_{ki} + z_o \quad [mm]$$

De term ' K ' :

Deze term representeert de plaatstijfheid van de cylinder. Aangenomen wordt dat, ondanks de verschillende dwarscontractiecoëfficiënten van het grout en het staal, de plaatstijfheden van de afzonderlijke materialen mogen opgeteld. Dit zal slechts een kleine fout in de waarde van K opleveren. Voorwaarde hierbij is bovendien dat de grout door middel van een schuifvaste verbinding aan het staal is bevestigd. Per eenheid van plaatbreedte geldt dan voor de plaatstijfheid, zie fig. 8.10 :

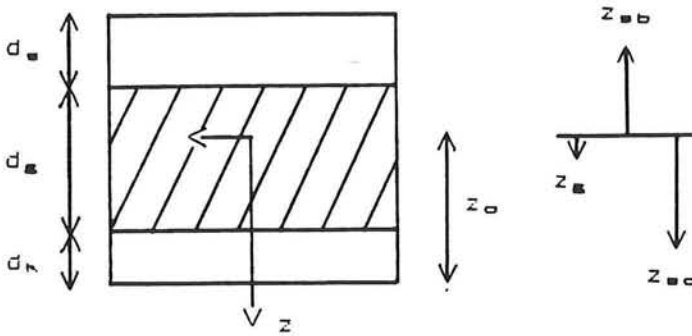


fig. 8.10

$$\begin{aligned}
 K &= \frac{E_s}{1 - \nu_s^2} * (I_k + z_{so}^2 * d_k) \\
 &+ \frac{E_g}{1 - \nu_g^2} * (I_g + z_g^2 * d_g) \\
 &+ \frac{E_s}{1 - \nu_s^2} * (I_s + z_{sb}^2 * d_s) \quad [Nmm]
 \end{aligned}$$

Met behulp van deze drie grootheden kan nu de constante β worden berekend.

De oplossing voor w hangt echter ook nog af van de grootte van de lijnlast P . Deze kan worden bepaald aan de hand van de totale verticale belasting F op de knoop. Uit de verticale belasting F volgt dat de gesommeerde horizontale component van de vier poot-reacties een totale grootte heeft van (zie fig. 8.11) :

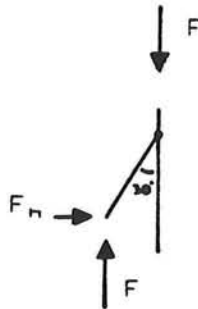


fig. 8.11

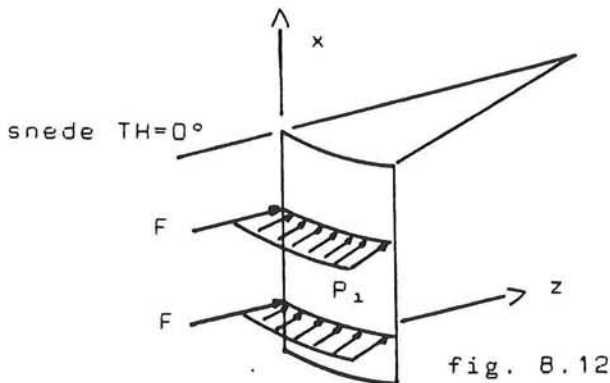
$$F_h = 1/3 * \sqrt{3} F \quad [N]$$

Om de lijnlast P te berekenen wordt deze belasting (F_h) uitgestreken over de buitenomtrek ($2\pi r_{sb}$) van de sleeve :

$$P = \frac{F_h}{2\pi r_{sb}} \quad [N/mm]$$

Om de resultaten van het analytische model met de elementenberekening te kunnen vergelijken dient nog een vereenvoudiging te worden toegepast op de belasting P . Zoals deze belasting in het bovenstaande is berekend geldt deze als één enkele lijnlast over de omtrek van de constructie. In de STRUDL-berekening zijn echter geconcentreerde puntlasten op het model aangebracht, die op verschillende hoogte x op het model aangrijpen.

Om nu in de snede $TH=0^\circ$ het schuifspanningsverloop over de hoogte x van het analytische model met de STRUDL-resultaten te kunnen vergelijken wordt de lijnlast P opgesplitst in twee lijnlasten P_1 (zie fig. 8.12).



N.b. Dit x - z assenstelsel geldt voor het theoriemodel en is niet hetzelfde als dat van de STRUDL-berekening. Met behulp van deze lijnlasten P_1 is het voor de snede $TH=0^\circ$ mogelijk de oplossing voor de verplaatsing w op de staal-grout-staal constructie te bepalen.

Als oplossing voor w en de daaruit af te leiden dw/dx , het moment en de dwarskracht geldt nu voor één lijnlast voor $x \geq 0$ (zie fig. 8.7) :

$$w = \frac{P_1 * e^{-\beta x}}{8\beta^3 * K} * (\sin \beta x + \cos \beta x)$$

$$\frac{dw}{dx} = -2\beta * \frac{P_1}{8\beta^3 * K} * e^{-\beta x} * \sin \beta x$$

$$M = \frac{P_1}{4\beta} * e^{-\beta x} * (\sin \beta x - \cos \beta x)$$

$$D = -\frac{P_1}{2} * e^{-\beta x} * \cos \beta x$$

Voor de twee lijnlasten op de snede $TH=0^\circ$ kunnen voor een bepaalde waarde van x de optredende grootheden bij elk van de lijnlasten lineair elastisch worden gesuperponeerd.

Met behulp van de relatie voor de dwarskracht D kunnen de schuifspanningen σ_{zx} in de snedes worden bepaald. Dit is in figuur 8.13 grafisch weergegeven (ter vereenvoudiging is de kromming weggelaten).

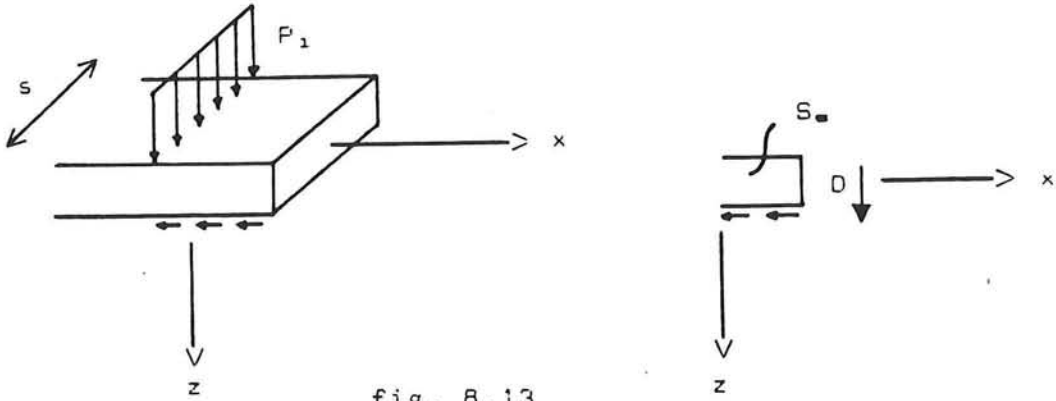


fig. 8.13

De relatie tussen de dwarskracht D en de schuifspanning σ_{zx} is als volgt :

$$\sigma_{zx} = \frac{D * S_e}{s * EI_e}$$

hierin is :

$$\begin{aligned} EI_e &= \text{gewogen buigstijfheid} = \int E(z) z^2 dA \\ D &= \text{dwarskracht in snede } x \\ S_e &= \text{gewogen statisch moment} = \int E(z) z dA \\ s &= \text{breedte} \end{aligned}$$

Ter plaatse van de neutrale lijn in de grout zal σ_{zx} zijn grootste waarde in de doorsnede bereiken, aangezien daar het gewogen statisch moment van het afgesneden deel maximaal is.

De zo gevonden schuifspanningen en het verloop ervan in x-richting kunnen voor de twee lijnlasten op de snede $TH=0^\circ$ worden gesuperponeerd.

8.2.3 Numerieke waarden van de parameters

Om de plaatstijfheid K en de buigstijfheid EI van het staal-grout-staal pakket te kunnen berekenen is het noodzakelijk eerst de plaats van de neutrale lijn in de doorsnede over het lagenpakket te bepalen.

Als dit gebeurd is kunnen de plaatstijfheid, buigstijfheid en statische momenten ten opzichte van deze neutrale lijn worden bepaald.

Voor de totale verticale bovenbelasting F op het knooppunt geldt :

$$\begin{aligned} F &= 8 * \pi/4 * F_m \\ &= 8 * \pi/4 * 321600 \text{ N} = 2572800 \text{ N} \end{aligned}$$

Hieruit volgt voor de gesommeerde horizontale poot-reactie :

$$F_h = 1/3 * \sqrt{3} F = 1485406.8 \text{ N}$$

De waarden voor de lijnlasten P en P_1 worden nu :

$$P = \frac{F_h}{2\pi r_{sb}} = 193.9 \text{ N/mm}$$

en

$$P_1 = \frac{1}{2} P \approx 97.0 \text{ N/mm}$$

De waarden voor de overige parameters staan in tabel 8.3 .

Met behulp van de dwarskrachtenlijn $D(x)$ kan het verloop voor σ_{zx} in x-richting worden bepaald. Hiertoe dienen de waarden van de functie $e^{-\beta x} * \cos \beta x$ te worden berekend. In tabel 8.4 is dit voor een aantal waarden van deze functie gedaan.

8.2.4 Schuifspanning in de grout in de snede TH=0°

Numerieke waarden : tabel 8.5

Grafieken : graf. 8.2

De numerieke waarden voor de schuifspanning σ_{zx} in bovengenoemde tabel zijn de gesommeerde waarden zoals deze voor de twee lijnlasten voor een bepaalde x-waarde optreden. De in de tabel gegeven x-waarden lopen van 0 mm tot 3600 mm, waarbij de waarde $x = 0$ mm onderin het knooppunt is gekozen. De x-waarden in deze tabel komen overeen met de z-waarden in de grafiek. De twee lijnlasten grijpen aan op $x = 900$ mm en $x = 2100$ mm.

Zoals uit de vergelijking voor de dwarskracht D van de analytische oplossing volgt is het verloop van de schuifspanning in de x-richting opgebouwd uit een e-macht en een cosinus functie. Hieruit volgt dat ook het verloop van de schuifspanning uit deze twee functies is opgebouwd.

Als kanttekening dient hierbij te worden gemaakt dat de oplossing voor de verplaatsing w en de daarvan afgeleide grootheden alleen geldt voor een constructie waarbij de uiteinden geen versturende invloed hebben op het verloop.

Zoals te zien is uit de grafiek, is voor $x = 3600$ mm de schuifspanning al grotendeels uitgedempt. Voor $x = 0$ mm is dit in mindere mate het geval, doch ook hier geldt dat de schuifspanningswaarden nauwelijks meer van nul verschillen. De afwijking die hierdoor optreedt omdat niet voldaan wordt aan de bovengenoemde eis zal echter gering zijn.

9 Vergelijking analytische oplossingen - elementenberekeningen

9.1 Verticale belasting

Zoals reeds gezegd in par. 8.1.1 zijn er een aantal verschillen tussen het analytische model voor de verticale belasting en de diverse elementenmethode modellen. In dit verband kan verder nog opgemerkt worden dat :

- In het STRUDL-model wordt de sleeve op twee punten verticaal ondersteund en in de DIANA-modellen wordt de sleeve over het hele aansluitvlak met de poot ondersteund. Het analytische model heeft slechts één steunpunt op $x = \frac{1}{2} l_k$, hetgeen overeenkomt met $z = 1800$ mm in de elementenmodellen.
- De (ook in werkelijkheid) optredende horizontale reactie van de poot in de DIANA-modellen beïnvloedt ten allen tijde het schuifspanningsverloop in de grout. In het STRUDL-model is deze invloed bij belasting 1 uitgeschakeld, zodat dit belastingsgeval een betere vergelijkingsbasis biedt met de analytische oplossing voor de verticaal belaste knoop.

Met de hierboven gegeven verschillen in het achterhoofd worden nu de overeenkomsten en verschillen in het schuifspanningsverloop in de grout bekeken. Voor de numerieke waarden en het verloop van de schuifspanning over de hoogte gelden de volgende tabellen en grafieken.

Analytisch model	: tabel 8.2	graf. 8.1	berekening 1
	tabel 8.2	graf. 8.1	berekening 2
	tabel 8.2	graf. 8.1	berekening 3
	tabel 8.2	graf. 8.1	berekening 4
STRUDL-model	: tabel 4.1	graf. 4.1	belasting 1
	tabel 4.2	graf. 4.2	belasting 3
DIANA-model I	: tabel 5.3	graf. 5.3	berekening I
	tabel 5.6	graf. 5.7	berekening II
DIANA-model II	: tabel 6.3	graf. 6.2	berekening I
	tabel 6.4	graf. 6.4	berekening II
DIANA-model III	: tabel 7.1	graf. 7.1	

In het hierna volgende wordt de verhouding tussen de piek-schuifspanning in het analytisch model en in de elementenberekeningen weergegeven met behulp van de coëfficiënt r . Indien $r > 1$ is dit een soort veiligheidscoëfficiënt die het analytisch model heeft ten opzichte van de elementenmodellen. Voor de vergelijking is steeds uitgegaan van de snede $TH=0^\circ$ in de elementenberekeningen.

Z = 3600 mm : bovenin het knooppunt

Bovenin het knooppunt treedt in alle berekeningen een piekspanning in de grout op. Numeriek gezien is dit in alle elementenberekeningen ook de grootste schuifspanningswaarde. Het analytisch model geeft in alle bekeken gevallen met de parameters E en v als variabelen hier een veilige bovengrenswaarde voor de schuifspanning :

$$\begin{aligned} - E &= 3.0 * 10^4 \text{ N/mm}^2 \\ v &= 0.15 \end{aligned}$$

STRUDL-model, DIANA-model I en II : r = ± 2.3

$$\begin{aligned} - E &= 3.0 * 10^4 \text{ N/mm}^2 \\ v &= 0.15 \end{aligned}$$

DIANA-model III : r = ± 1.2

$$\begin{aligned} - E &= 3.0 * 10^3 \text{ N/mm}^2 \\ v &= 0.15 \end{aligned}$$

DIANA-model I : r = ± 1.3

$$\begin{aligned} - E &= 3.0 * 10^4 \text{ N/mm}^2 \\ v &= 0.0 \end{aligned}$$

DIANA-model II : r = ± 2.3

Zoals te zien is wordt door de netverfijning bij DIANA-model III een betere overeenkomst bereikt dan in de eerste DIANA- en STRUDL-modellen. Ook het verloop van de schuifspanning vlak onder z = 3600 mm komt hier meer overeen met dat volgend uit het analytisch model. De bij DIANA-model III optredende waarde van r heeft nu ook ongeveer dezelfde grootte als die uit DIANA-model I met een E-modulus van $3.0 * 10^3 \text{ N/mm}^2$.

Z = 1800 mm : ter plaatse van de ondersteuning in het analytisch model.

Een vergelijking tussen het analytisch model en de DIANA-modellen op deze hoogte is in feite niet relevant, in verband met de hiervoor genoemde verschillen in oplegging en de invloed van de horizontale belasting in het DIANA-model. Een betere vergelijking biedt het STRUDL-model met belastinggeval 1, voor de snede TH=0°. In dit model zijn twee steunpunten aanwezig in de snede TH=11.25°, op z = 1200 mm en z = 1800 mm.

$$\begin{aligned} - E &= 3.0 * 10^4 \text{ N/mm}^2 \\ v &= 0.15 \end{aligned}$$

STRUDL-model : r = ± 1.6

De al eerder gememoreerde afwijkingen tussen het STRUDL-model en het analytisch model zullen zeker invloed hebben op de waarde van r die ter plaatse van de steunpunten optreedt. Hierbij dient dan ook vermeld te worden dat een eventuele netverfijning van de elementen in het STRUDL-model een verhogende invloed kan hebben op de piekwaarde van de schuifspanning die ter plaatse van de steunpunten optreedt.

De invloed van de dwarscontractiecoëfficiënt.

In DIANA-model II is een berekening gemaakt met $\nu = 0.0$ voor de grout, bij een elasticiteitsmodulus van $3.0 \cdot 10^4 \text{ N/mm}^2$. Zoals uit de tabellen 6.3 en 6.4 blijkt heeft een verandering van de dwarscontractiecoëfficiënt van 0.15 naar 0.0 slechts een zeer kleine invloed op de schuifspanning. De piekwaarden bovenin de knoop bij $\nu = 0.0$ blijken nu iets hoger te zijn dan bij $\nu = 0.15$.

Ook uit tabel 8.2 die voor het analytisch model geldt blijkt dat een verlaging van de dwarscontractiecoëfficiënt een geringe verhoging van de schuifspanning bovenin de knoop teweeg brengt. De orde van grootte van deze verhoging is voor het DIANA-model en het analytisch model ongeveer hetzelfde. Hieruit kan geconcludeerd worden dat de elementenberekening en het analytisch model bij een verandering van deze parameter zeer goed overeenstemmen.

Piekspanning versus gemiddelde spanning

Een ander interessant gegeven is de verhouding s tussen de piekschuifspanning en gemiddelde schuifspanning in de grout. De gemiddelde schuifspanning in de grout volgt uit de verhouding van de bovenbelasting ten opzichte van het groutoppervlak dat de schuifspanning overbrengt. Voor de berekening van het groutoppervlak wordt de waarde halverwege de groutdikte aangehouden :

$$\tau_{\text{gem}} = \frac{F_m}{\pi/4 * r_g * l_k}$$

Uit deze berekening volgt een gemiddelde schuifspanningswaarde van 0.102 N/mm^2 . De piekschuifspanning treedt bovenin de knoop op, voor $z = 3600 \text{ mm}$. Deze heeft de volgende waarden ($E_g = 3.0 \cdot 10^4 \text{ N/mm}^2$, $\nu_g = 0.15$) :

DIANA-model III	: $\tau_{\text{max}} = 0.97 \text{ N/mm}^2$
Analytische oplossing	: $\tau_{\text{max}} = 1.18 \text{ N/mm}^2$

Voor de verhouding s tussen de piekspanning en de gemiddelde spanning volgt hieruit :

DIANA-model III	: $s = 9.5$
Analytische oplossing	: $s = 11.5$

Afhankelijk van de in de berekening toegepaste veiligheidscoëfficiënt kan deze piekspanning de maximaal toelaatbare waarde overschrijden. Gezien de grote verhouding tussen piek- en gemiddelde schuifspanning is dit in de hier beschouwde gevallen zeer wel mogelijk.

Bij de berekeningen met een elasticiteitsmodulus van de grout van $3.0 \cdot 10^3 \text{ N/mm}^2$ geldt voor de verhouding piekspanning - gemiddelde spanning :

DIANA-model I	: s = 2.8
Analytische oplossing	: s = 3.8

9.2 Horizontale belasting

De analytische oplossing is zodanig opgesteld dat de resultaten ervan kunnen worden vergeleken met die van het STRUDL-model in de snede $TH=0^\circ$ onder een horizontale belasting. Voor de diverse berekeningen met de DIANA-modellen is deze oplossing niet interessant, aangezien in die berekeningen het schuifspanningsverloop het gevolg is van een gelijktijdig werkende horizontale en verticale belasting.

Analytisch model	: tabel 8.5	graf. 8.2	
STRUDL-model	: tabel 4.3	graf. 4.3	belasting 2

Voor de verhouding r van de maximale schuifspanningswaarde zoals deze optreedt in het analytisch model en het STRUDL-model geldt :

$$r = 1.4$$

Hierbij dient te worden opgemerkt dat de schuifspanningswaarde in het STRUDL-model halverwege de groutlaag is berekend, terwijl de schuifspanningswaarde in het analytisch model ter plaatse van de neutrale lijn in de grout is bepaald.

Als de grafieken worden bekeken blijken er enkele kleine verschillen in te zitten, met name rond de snedes waar de belastingen op de modellen staan. Deze kunnen ondermeer te wijten zijn aan :

- Het feit dat de belasting in het STRUDL-model op twee tussenknopen is aangebracht. Deze knopen willen nog wel eens afwijkingen vertonen.
- Het elementennet in het STRUDL-model te grof is voor deze belasting. Zoals uit de DIANA-modellen is gebleken kan een verfijning van het elementennet grote invloed hebben op de piekspanningen.

Behalve het gedrag rond de belastingen op de modellen komt het verloop van de grafieken echter goed overeen. Met name de demping van de beide grafieken naar de uiteinden toont een goede overeenkomst.

10 Ontwerp van het knooppunt volgens de voorschriften

10.1 Inleiding

In dit hoofdstuk zal in het kort de berekening van de knoop aan de hand van de voorschriften van het American Petroleum Institute (API) en Department of Energy (DoE), zie bijlage 9, worden toegelicht. In deze voorschriften worden maximale waarden voor de schuifspanning gegeven welke op het contactvlak staal-grout, voor een axiale belasting, toelaatbaar zijn.

Deze rekenregels zijn echter opgesteld voor gegroute funderingspaal-funderingssleeve verbindingen. Omdat de afmetingen van deze verbindingen in het algemeen van een andere grootte zijn dan in het hier beschouwde knooppunt, wordt aan bepaalde voorwaarden uit de voorschriften niet voldaan. Indien dit het geval is zal dit in de tekst worden vermeld. Verder wordt er nog een kort commentaar gegeven over de tekortkomingen van deze voorschriften.

Zoals in de beide voorschriften vermeld zijn er een aantal parameters van grote invloed op de schuifspanning op het contactvlak grout-staal. De belangrijkste hiervan zijn :

- De druksterkte en elasticiteitsmodulus van de grout.
- De hoogte en hart op hart afstand van de mechanical shear connectors.
- De conditie van het staaloppervlak.
- Het eventuele krimpen van de grout.

Het ontwerp van het Helder-B knooppunt is gebaseerd op de voorschriften van het American Petroleum Institute. Deze zullen daarom in de volgende paragraaf als eerste worden behandeld.

Bij de berekeningen is er van uitgegaan dat er geen mechanical shear connectors op het staaloppervlak aanwezig zijn. Deze zijn in het knooppunt later wel toegevoegd als extra veiligheid.

10.2 Ontwerpberekening volgens de API-voorschriften

Afhankelijk van het maatgevende belastinggeval (operationele of storm condities) worden in deze voorschriften maximale waarden voor de schuifspanning gegeven, welke op het contactvlak staal-grout zijn toegestaan. Deze waarden zijn :

- Operationele condities : $\tau_{\max} = 0.134 \text{ N/mm}^2$
- Storm condities : $\tau_{\max} = 0.184 \text{ N/mm}^2$

Zijn er echter in de verbinding mechanical shear connectors gebruikt, dan mogen deze waarden worden verhoogd met een factor waarin de druksterkte van de grout en de verhouding tussen de hoogte en de afstand van de shear connectors is verwerkt. Deze verhogingen zijn in de berekening van dit knooppunt echter niet meegenomen.

Aangezien de belastingen voor dit platform ten tijde van storm condities niet afwijken van die ten tijde van operationele condities, is de maximale schuifspanningswaarde van de laatste maatgevend.

Bij een bovenbelasting F , buitenstraal van de middenkolom r_{kb} , en de maximale schuifspanningswaarde τ_{max} , is zo de benodigde hoogte h van de groutlaag te berekenen :

$$\begin{aligned} F &= 3300 \text{ kN} && (\text{ontwerpberekening Heerema}) \\ r_{kb} &= 2133.6 \text{ mm} \\ \tau_{max} &= 0.134 \text{ N/mm}^2 \end{aligned}$$

$$h = \frac{F}{\tau_{max} * 2\pi * r_{kb}} \approx 3600 \text{ mm}$$

Aan één van de bij deze berekening gestelde voorwaarden wordt echter niet voldaan. De diameter-wanddikte verhouding van de kolom blijkt de in de voorschriften gegeven maximale waarde te overschrijden. Dit betekent dat de radiale stijfheid van de kolom te kort schiet.

Bij deze berekeningsmethode zijn nogal wat kanttekeningen te plaatsen :

- Zoals in de inleiding van dit hoofdstuk reeds gesteld, zal de druksterkte van de grout invloed hebben op de maximaal toelaatbare schuifspanning. In de berekening volgens de API-voorschriften wordt, in het geval dat er geen shear connectors zijn toegepast, hier geen rekening mee gehouden.
- Alhoewel niet expliciet in de voorschriften vermeld, is vermoedelijk een veiligheidsfactor van 6 à 8 in de maximale schuifspanningswaarde aangehouden. Dit zou betekenen dat de lokaal optredende piekspanningen een 6 à 8 maal zo hoge waarde dan hier gebruikt mogen hebben. In hoofdstuk 9 is voor de verhouding piekspanning-gemiddelde spanning een waarde gevonden van 9.5 à 11.5, echter gebaseerd op een andere numerieke waarde van de bovenbelasting. Ondanks dit verschil in bovenbelasting geeft deze verhouding aan dat de waarde van de veiligheidscoëfficiënt naar alle waarschijnlijkheid wordt overschreden.
- In de berekening en de voorschriften wordt stilzwijgend aangenomen dat de schuifspanning gelijkmatig over de hoogte verdeeld is. Het onderzoek in dit rapport heeft wel overduidelijk bewezen dat het schuifspanningsverloop over de hoogte afhangt van de stijfheidsrelatie tussen het staal en de grout. Afhankelijk van deze verhouding zal de belasting via piekschuifspanningen, dan wel een gelijkmatig

- over de hoogte verdeelde schuifspanning worden overgebracht.
- De berekening van het knooppunt volgens de voorschriften heeft alleen betrekking op een verticale (axiale) belasting. Zoals de verbinding in dit platform is toegepast zullen er ook een dwarskracht en moment op het knooppunt werken. De verticale, moment en dwarskracht belasting tezamen kunnen echter een geheel andere maatgevende spanningsverdeling in de grout doen optreden.
 - In het verlengde van het vorige punt ligt de invloed van de horizontale poot-reactie op het knooppunt die optreedt bij een verticale bovenbelasting. Zoals uit de resultaten van het analytisch model en de elementenberekeningen is gebleken heeft deze belastingcomponent een duidelijk effect op de schuifspanning in de grout.
 - Het effect van wisselende belastingen op de grout wordt in de berekening niet meegenomen. Wisselende belastingen kunnen bestaande scheurtjes in de grout vergroten, hetgeen op den duur de groutlaag kan doen bezwijken.

10.3 Ontwerpberekening volgens de DoE-voorschriften

In de voorschriften van het DoE wordt de karakteristieke schuifspanning op het staal-grout contactvlak berekend met behulp van een formule, waarin de druksterkte van de grout, de diameter-dikte verhoudingen van de drie materialen, de hoogte van de groutlaag en de invloed van de shear connectors is verwerkt.

De maximaal toelaatbare schuifspanning volgt dan uit de karakteristieke waarde van de schuifspanning door deze door een veiligheidscoëfficiënt te delen.

De formule voor de karakteristieke waarde van de schuifspanning is de volgende :

$$f_{buc} = K * C_1 * (9 * C_s + 1100 * h/s) * (f_{cu})^{\frac{1}{2}}$$

Zonder de lezer te vermoeien met de berekening van deze coëfficiënten volgt hier het resultaat van deze formule toegepast op het Helder-B knooppunt :

$$f_{buc} = 0.611 \text{ N/mm}^2$$

Afhankelijk van de wijze waarop de grout is aangebracht en de belasting condities dient deze waarde door een veiligheidsfactor te worden gedeeld om de waarde van de toelaatbare schuifspanning te vinden.

Grout die water verplaatst :

- Operationele condities : veiligheidsfactor 6.0
- Storm condities : veiligheidsfactor 4.5

Grout die modder verplaatst :

- Operationele condities : veiligheidsfactor 8.0
- Storm condities : veiligheidsfactor 6.0

De in de voorschriften gegeven methoden van grouten hebben echter betrekking op verbindingen van een funderingspaal aan een sleeve, waarbij onder water gegrout wordt. Bij dit platform wordt het knooppunt al op de werf gefabriceerd. Hierdoor is er een betere controle op het grouten mogelijk en kan er geen vermenging van de grout met modder of water optreden. Dientengevolge kunnen de toegepaste veiligheidsfactoren in dit geval lager zijn.

Als nu in de berekening een veiligheidsfactor van 4.5 wordt aangehouden dan volgt voor de toelaatbare schuifspanning :

$$\tau_{\max} = \frac{f_{\text{buc}}}{4.5} = 0.135 \text{ N/mm}^2$$

Deze waarde komt praktisch overeen met de in de API-voorschriften gebruikte waarde voor τ_{\max} . Zodoende zal ook hier een hoogte van 3600 mm voldoende zijn om de belasting over te dragen.

Ook bij de berekening volgens deze voorschriften wordt echter niet aan alle gestelde voorwaarden voldaan. Bij de hier beschouwde geometrie blijken de diameter-wanddikte verhouding van de kolom en sleeve, alsmede de hoogte groutlaag-diameter kolom verhouding buiten de in de voorschriften gegeven waarden te vallen.

In tegenstelling tot de API-voorschriften is in de DoE-voorschriften wel expliciet vermeld welke veiligheidscoëfficiënt er gehanteerd dient te worden en is in de berekening van de karakteristieke schuifspanning de invloed van de druksterkte van de grout verwerkt. Doch ook in de DoE-voorschriften wordt geen rekening gehouden met :

- Andersoortige belastingen dan de hier beschouwde verticale belasting.
- De werkelijke verdeling van de schuifspanning over de hoogte van de groutlaag.
- Het effect van wisselende belastingen op de verbinding.

10.4 De krachtsoverdracht op het staal-grout contactvlak

In het algemeen dient er over de berekeningsmethoden en de krachtsoverdracht op het staal-grout contactvlak het volgende opgemerkt te worden :

- Dient een knooppunt ontworpen te worden op een gelijkmatig over de hoogte verdeelde schuifspanning of is het voordelig om via piekwaarden de schuifspanning over te brengen. Bij een gelijkmatig over de hoogte verdeelde schuifspanning zal, als de maximaal toelaatbare waarde wordt bereikt, de knoop gelijk bezwijken. Indien de schuifspanning via piekwaarden wordt overgebracht zal de grout lokaal scheuren, doch omdat er nog reserve is in andere delen van de grout-laag kan de belasting zich herverdelen. Dit zal echter alleen op kunnen treden indien de bezwijk-restspanning in de grout ongelijk aan nul is. Indien deze spanning gelijk aan nul is zal de grout in zijn geheel van boven naar beneden doorscheuren. Overigens zal, doordat de piekwaarde numeriek gezien groter is dan de gemiddelde waarde die optreedt bij een gelijkmatig verdeelde schuifspanning, er eerder scheuren optreden in het knooppunt met de piekschuifspanningen.
- Ook al zal er lokaal scheuren optreden in de grout, dan nog zal de belastingsoverdracht daar ter plekke nooit helemaal wegvallen. Dit is een gevolg van het opgesloten zitten van de grout tussen twee staallagen. Indien de grout scheurt zullen de twee scheurvlakken in elkaar blijven haken.
- De schuifspanning is slechts een rekengrootheid. Op micro-niveau zal iedere belasting via druk- en trekspanningen worden overgebracht.

11 Conclusies

Definities symbolen.

- E_g = Elasticiteitsmodulus van de grout.
 s = Verhouding piekschuifspanning - gemiddelde schuifspanning.
 r = Verhouding piekschuifspanning analytische modellen - piekschuifspanning elementenberekeningen.

Elementenberekeningen.

1 De schuifspanning in de grout.

- 1.1 Bovenin de grout treedt in alle elementenberekeningen een piekwaarde van de schuifspanning op. De verhouding piekspanning - gemiddelde spanning is afhankelijk van de aangenomen stijfheden van het staal en de grout (par. 9.1):

$$- E_g = 3.0 * 10^4 \text{ N/mm}^2 \quad : s = 9.5$$

$$- E_g = 3.0 * 10^3 \text{ N/mm}^2 \quad : s = 2.8$$

- 1.2 De horizontale component van de poot-reactie beïnvloedt de grout met een naar de onder- en bovenrand uitdempende schuifspanning. Onder het aangrijpingspunt van deze belasting treden lokaal piekwaarden op. Deze zijn numeriek gezien echter kleiner dan de piekwaarden bovenin de grout (par. 4.2).
- 1.3 De invloed van de dwarscontractiecoëfficiënt van de grout op het verloop en de grootte van de schuifspanning is verwaarloosbaar (par. 6.3.1).

2 Het elementenmodel.

- 2.1 De gebruikte driedimensionale elementen zijn een noodzakelijke voorwaarde voor de modellering van het knooppunt (par. 3.2).
- 2.2 Om het schuifspanningsgedrag bij de poot-aansluiting te kunnen onderzoeken dient een gedeelte van de poot in het model te worden opgenomen (par. 4.4).
- 2.3 Ter plaatse van piekspanningen in de grout zijn berekeningen met verfijningen van het elementennet noodzakelijk (hfd. 7).

Analytische oplossingen.

- 3.1 Het schuifspanningsverloop onder invloed van de horizontale belasting op de sleeve en de verticale belasting op de kolom is met behulp van twee analytische modellen eenvoudig te beschrijven (hfd. 8).
- 3.2 De verhouding piekspanning - gemiddelde spanning in de grout is in het verticaal belaste model (par. 9.1):
- $E_g = 3.0 * 10^4 \text{ N/mm}^2$: $s = 11.5$
 - $E_g = 3.0 * 10^3 \text{ N/mm}^2$: $s = 3.8$
- 3.3 De analytische oplossingen geven ten opzichte van de elementenberekeningen veilige bovengrenswaarden voor de lokaal optredende piekspanningen (hfd. 9):
- verticale belasting (bovenin de grout):
- $E_g = 3.0 * 10^4 \text{ N/mm}^2$: $r = 1.2$
 - $E_g = 3.0 * 10^3 \text{ N/mm}^2$: $r = 1.3$
- horizontale belasting (t.p.v. de aangrijpingspunten):
- $E_g = 3.0 * 10^4 \text{ N/mm}^2$: $r = 1.4$
- 3.4 De overeenkomst tussen de resultaten van de analytische oplossingen en de elementenberekeningen is, met betrekking tot de piekschuifspanningen, goed te noemen (hfd. 9).

De voorschriften.

- 4.1 De A.P.I. en D.o.E.-voorschriften voor het berekenen van de staal-grout-staal verbinding in deze toepassing zijn ontoereikend (hfd. 10):
- De berekening in de voorschriften geschiedt alleen op basis van een verticale belasting. Het hier beschouwde knooppunt zal ook door een dwarskracht en buigend moment worden belast.
 - De in het knooppunt toegepaste afmetingen vallen buiten de in de voorschriften gegeven verhoudingen.
 - Er wordt in de voorschriften geen onderscheid gemaakt tussen statische en wisselende belastingen.

- 4.2 De in de D.o.E.-voorschriften toegepaste veiligheidscoëfficiënt, welke tussen 4.5 en 8 varieert, wordt bij de piekwaarden van de schuifspanning bovenin de grout in de hier uitgevoerde lineair-elastische berekeningen overschreden (hfd. 10).

Aanbevelingen.

5 Ontwerpaanbevelingen.

Ontwerpaanbevelingen naar aanleiding van de in dit rapport besproken berekeningen zijn, vanwege het beperkte karakter van het onderzoek, vrijwel onmogelijk te doen:

- Er is alleen een verticale statische belasting op het knooppunt onderzocht.
- De berekeningen zijn gebaseerd op lineair-elastisch gedrag van de materialen. Het gedrag na scheurvorming van de tussen twee staallagen opgesloten grout is niet onderzocht noch in de berekeningen opgenomen.

Voor de schuifspanningsoverdracht in de grout onder invloed van een verticale belastingscomponent (bovenbelasting) en een horizontale belastingscomponent (reactiekracht uit de poot) kan met betrekking tot de hier behandelde verbinding het volgende worden gesteld :

- 5.1 Indien de piekspanningen bovenin de grout onacceptabel worden gevonden kan men de stijfheidsrelatie grout-staal aanpassen om zodoende een gelijkmatiger verdeling te krijgen. Dit kan geschieden door (par. 8.1):
- De grout slapper te maken. Dit kan worden gerealiseerd door de elasticiteitsmodulus van de grout te verlagen of de dikte van de groutlaag te vergroten.
 - Het staal stijver te maken. In praktische zin kan bij dit materiaal alleen de wanddikte worden vergroot.
- 5.2 De horizontale belastingscomponent dempt uit naar de onder- en bovenrand van de verbinding. De hoogte l_k die in deze verbinding is toegepast (3600 mm) is voldoende om de schuifspanning uit te laten dempen.

6 Aanbevelingen voor vervolg-onderzoek.

Het vervolg-onderzoek op het gebied van de spanningsoverdracht door de groutlaag dient zich te concentreren op:

- 6.1 Een op het knooppunt werkende moment- en dwarskrachtbelasting. De verticale, moment- en dwarskrachtbelasting tezamen kunnen een geheel andere maatgevende spanningsverdeling in de grout doen optreden dan de in dit onderzoek beschouwde schuifspanning.
- 6.2 Het gedrag van de groutlaag na scheuren. In de elementenmodellen dienen numerieke waarden van het optredende elasto-plastisch gedrag van de groutlaag te worden ingebracht.

Literatuurlijst

1. S. Timoshenko en S. Woinowsky-Krieger, Theory of plates and shells, McGraw-Hill Book Company Inc., 1959.
2. S. Timoshenko en G.H. MacCullough, Elements of strength of materials, D. van Nostrand Company Inc., 1959.
3. A.L. Bouma, Toegepaste mechanica, collegedictaat b13 en b14, Technische Universiteit Delft, 1983.
4. F.C. de Witte, P. Nauta en G.M.A. Kusters, DIANA-elementenmethode, cursusdictaat statica, TNO-IBBC Rijswijk, 1987.
5. A.W.M. Kok en C.F. Vrijman, Handleiding ICES-STRU DL, Technische Universiteit Delft, 1984.
6. A.W.M. Kok, De elementenmethode, collegedictaat b96N, Technische Universiteit Delft, 1987.
7. J. Blaauwendraad, Elasticiteitstheorie, collegedictaat b16N, Technische Universiteit Delft, 1986.

Lijst van belangrijkste symbolen

A_k	= oppervlakte kolom-doorsnede
A_g	= oppervlakte grout-doorsnede
A_s	= oppervlakte sleeve-doorsnede
D	= dwarskracht
d_k	= wanddikte kolom
d_g	= wanddikte grout
d_s	= wanddikte sleeve
E_g	= elasticiteitsmodulus grout
E_s	= elasticiteitsmodulus staal
F	= totale verticale bovenbelasting op de verbinding
F_h	= totale horizontale reactie op de verbinding
F_m	= verticale bovenbelasting op 45°-model
F_{hm}	= horizontale reactie op 45°-model
G_g	= glijdingsmodulus grout
k_l	= axiale veerstijfheid poot
k_m	= axiale veerstijfheid poot, halve doorsnede
k_k	= veerstijfheid oplegknopen van de poot
l_l	= lengte van de poot
l_k	= hoogte van het knooppunt
M_{kolom}	= buigend moment bij poot-aansluiting op de kolom
M_{tot}	= buigend moment bij oplegvlak van de poot
P, P_1	= lijnlasten in radiale richting
r_k	= gemiddelde kromtestraal kolom
r_g	= gemiddelde kromtestraal grout
r_s	= gemiddelde kromtestraal sleeve
r_{ki}	= kromtestraal binnenzijde kolom
r_{kb}	= kromtestraal buitenzijde kolom
r_{sb}	= kromtestraal buitenzijde sleeve
s_i	= cirkelboog materiaal i
u, w	= verplaatsingscomponenten
σ_{ij}	= spanning in j -richting op snede in i -richting
r	= verhouding piekspanning analytische oplossing - elementenberekening
s	= verhouding piekschuifspanning - gemiddelde schuifspanning

Lijst van tabellen

- 3.1 Resultaten STRUDL SPACE FRAME-berekening
- 4.1 STRUDL-model - belasting 1
schuifspanning in de grout
- 4.2 STRUDL-model - belasting 3
schuifspanning in de grout
- 4.3 STRUDL-model - belasting 2
schuifspanning in de grout
- 4.4 STRUDL-model - belasting 1
normaalspanning in de centroids
- 4.5 STRUDL-model - belasting 3
normaalspanning in de centroids
- 4.6 STRUDL-model - belasting 1
normaalkracht in de centroids

- 5.1 DIANA-model I - berekening I
schuifspanning op aansluitvlak poot-sleeve
- 5.2 DIANA-model I - berekening I
normaalspanning op aansluitvlak poot-sleeve
- 5.3 DIANA-model I - berekening I
schuifspanning in de grout
- 5.4 DIANA-model I - berekening I
oplegreacties van de poot
- 5.5 DIANA-model I - berekening I
normaalspanning in de poot
- 5.6 DIANA-model I - berekening II
schuifspanning in de grout

- 6.1 DIANA-model II - berekening I
oplegreacties van de poot
- 6.2 DIANA-model II - berekening I
schuifspanning op aansluitvlak poot-sleeve
- 6.3 DIANA-model II - berekening I
schuifspanning in de grout
- 6.4 DIANA-model II - berekening II
schuifspanning in de grout
- 6.5 DIANA-model II - berekening III
oplegreacties van de poot

- 7.1 DIANA-model III
schuifspanning in de grout

- 8.1 Analytische oplossing - verticale belasting
numerieke waarden parameters
- 8.2 Analytische oplossing - verticale belasting
schuifspanning in de grout
- 8.3 Analytische oplossing - horizontale belasting
numerieke waarden parameters
- 8.4 Analytische oplossing - horizontale belasting
numerieke waarden dempingsfunctie
- 8.5 Analytische oplossing - horizontale belasting
schuifspanning in de grout

Tabel 3.1

Resultaten STRUDL SPACE FRAME-berekening.

Normaalkrachten (N), dwarskrachten (N) en momenten (kNm) in de poten voor scharnierende en rotatievaste opleggingen.

Scharnierende opleggingen.

Element	knoop	Normaalkracht	Dwarskracht	Moment
6	2	742.35	-0.11	-3.15
6	7	-742.35	0.11	2.36
7	7	742.35	-0.11	-2.36
7	8	-742.35	0.11	1.58
8	8	742.35	-0.11	-1.58
8	9	-742.35	0.11	0.79
9	9	742.35	-0.11	-0.79
9	10	-742.35	0.11	0.0

Rotatievaste opleggingen.

Element	knoop	Normaalkracht	Dwarskracht	Moment
6	2	742.16	-0.45	-6.29
6	7	-742.16	0.45	3.15
7	7	742.16	-0.45	-3.15
7	8	-742.16	0.45	0.0
8	8	742.16	-0.45	0.0
8	9	-742.16	0.45	-3.15
9	9	742.16	-0.45	3.15
9	10	-742.16	0.45	-6.29

Tabel 4.1

STRUDL-model - belasting 1
schuifspanning in de grout

Schuifspanning (N/mm²) in de snedes TH=0°, TH=22.5° en TH=45°

hoogte z (mm)	snede TH=0°	snede TH=22.5°	snede TH=45°
3600	0.468	0.447	0.432
3300	0.279	0.279	0.276
3000	0.213	0.174	0.141
2700	0.099	0.055	0.050
2400	0.097	0.032	-0.039
2100	0.168	0.134	0.019
1800	0.109	0.086	0.059
1500	0.248	0.149	0.052
1200	0.131	0.083	0.039
900	0.109	0.015	-0.006
600	0.093	0.034	-0.033
300	-0.005	0.004	-0.016
0	0.042	0.010	-0.018

Tabel 4.2

STRUDL-model - belasting 3
schuifspanning in de grout

Schuifspanning (N/mm²) in de snedes TH=0°, TH=22.5° en TH=45°

hoogte z (mm)	snede TH=0°	snede TH=22.5°	snede TH=45°
3600	0.453	0.487	0.423
3300	0.270	0.267	0.260
3000	0.236	0.156	0.108
2700	0.161	0.045	-0.012
2400	0.346	0.040	-0.148
2100	0.361	0.154	-0.072
1800	-0.080	0.044	0.031
1500	0.248	0.151	0.051
1200	0.320	0.121	0.069
900	-0.074	-0.003	0.086
600	-0.155	0.026	0.085
300	-0.055	0.028	0.039
0	0.032	0.024	-0.012

Tabel 4.3

STRUDL-model - belasting 2
schuifspanning in de grout

Schuifspanning (N/mm²) in de snede TH=0°

hoogte z (mm)	snede TH=0°
3600	-0.015
3300	-0.009
3000	0.023
2700	0.062
2400	0.249
2100	0.192
1800	-0.188
1500	0.001
1200	0.190
900	-0.183
600	-0.248
300	-0.050
0	-0.009

Tabel 4.4

STRUDL-model - belasting 1
normaalspanning in de centroids

Normaalspanning (N/mm^2) in de kolom, grout en sleeve voor de
snedes TH=11.25° en TH=33.75°

Kolom.

hoogte z (mm)	snede TH=11.25°	snede TH=33.75°
5100	-10.258	-10.259
4500	-10.257	-10.252
3900	-10.264	-10.254
3300	-6.597	-6.572
2700	-3.924	-3.751
2100	-3.034	-2.675
1500	-1.508	-1.606
900	-0.182	-0.464
300	0.067	0.014

Grout.

hoogte z (mm)	snede TH=11.25°	snede TH=33.75°
3300	-0.561	-0.568
2700	-0.521	-0.488
2100	-0.549	-0.364
1500	-0.167	-0.229
900	0.040	-0.088
300	-0.011	-0.013

Sleeve.

hoogte z (mm)	snede TH=11.25°	snede TH=33.75°
3300	-1.408	-1.346
2700	-3.485	-3.077
2100	-5.310	-2.718
1500	-0.711	-1.617
900	1.139	-0.629
300	0.091	-0.102

Tabel 4.5

STRUDL-model - belasting 3
 normaalspanning in de centroids

Normaalspanning (N/mm²) in de kolom, grout en sleeve voor de
 snedes TH=11.25° en TH=33.75°

Kolom.

hoogte z (mm)	snede TH=11.25°	snede TH=33.75°
5100	-10.257	-10.260
4500	-10.250	-10.260
3900	-10.241	-10.277
3300	-6.594	-6.638
2700	-4.097	-4.055
2100	-2.400	-2.972
1500	-1.006	-1.956
900	0.473	-0.724
300	-0.026	-0.136

Grout.

hoogte z (mm)	snede TH=11.25°	snede TH=33.75°
3300	-0.552	-0.573
2700	-0.516	-0.502
2100	-0.535	-0.340
1500	-0.177	-0.191
900	0.050	-0.062
300	-0.010	-0.017

Sleeve.

hoogte z (mm)	snede TH=11.25°	snede TH=33.75°
3300	-1.349	-1.370
2700	-3.235	-3.000
2100	-5.949	-2.368
1500	-1.535	-1.146
900	0.464	-0.279
300	0.183	-0.027

Tabel 4.6

STRUDL-model - belasting 1
normaalkracht in de centroids

Normaalkracht (N) in de kolom, grout en sleeve op een hoogte z-centroid voor de bovenste drie elementen.

hoogte z (mm)	sleeve (N)	(%)	grout (N)	(%)	kolom (N)	(%)
3300	-65587	20.1	-50342	15.6	-206441	64.3
2700	-156276	48.5	-44992	14.0	-120315	37.5
2100	-191189	59.4	-40711	12.5	-89496	28.1

Tabel 5.1

DIANA-model I - berekening I
schuifspanning op aansluitvlak poot-sleeve

Verticale schuifspanning (N/mm²) ter plaatse van de poot-
aansluiting op de sleeve.

knoop	σ_{xz}	knoop	σ_{xz}
497	1.446	570	2.885
474	1.672	577	2.929
504	1.897	581	3.125
511	1.482	585	3.678
515	1.942	363	3.529
519	1.431	592	3.368
464	1.666	599	4.322
526	1.898	603	3.011
533	1.565	607	5.022
537	1.811	352	3.791
541	1.741	614	2.551
445	1.790	621	6.251
548	1.841	625	1.739
555	1.878	629	7.346
559	2.305	345	4.182
563	2.171	636	1.017
389	2.531		

Tabel 5.2

DIANA-model I - berekening I
normaalspanning op aansluitvlak poot-sleeve

Horizontale normaalspanning (N/mm²) ter plaatse van de poot-
aansluiting op de sleeve.

knoop	σ_{xx}	knoop	σ_{xx}
497	0.254	570	-1.136
474	-0.851	577	-2.243
504	-1.955	581	-1.543
511	-0.393	585	-1.953
515	-1.522	363	-1.809
519	-0.799	592	-1.666
464	-1.043	599	-2.071
526	-1.286	603	-1.387
533	-1.427	607	-2.812
537	-1.273	352	-1.922
541	-2.135	614	-1.031
445	-1.556	621	-5.286
548	-0.976	625	-0.201
555	-2.310	629	-7.384
559	-1.001	345	-3.546
563	-2.465	636	0.291
389	-1.800		

Tabel 5.3

DIANA-model I - berekening I
 schuifspanning in de grout

Schuifspanning (N/mm²) voor de snedes TH=0°, TH=22.5° en TH=45°

PH=	hoogte z (mm)	snede TH=0°	snede TH=22.5°	snede TH=45°
	3600	0.520	0.536	0.533
33	3300	0.289	0.271	0.258
58	3000	0.139	0.126	0.096
96	2700	0.187	0.077	0.018
118	2400	0.360	0.048	-0.092
192	2325.15	0.381		
	2250.3	0.195		
	2212.2	0.053		
	2174.1	-0.062		
351	2100		0.072	-0.051
	1987.05	0.010		
453	1800	0.044	0.070	-0.053
526	1650	0.049	0.080	-0.026
625	1500	0.101	0.077	-0.025
718	1350	0.120	0.067	-0.018
817	1200	0.226	0.059	-0.027
	1001.25	0.347		
1000	900		0.005	0.050
	802.5	0.254		
	764.4	-0.136		
	726.3	-0.412		
	663.15	-0.217		
22	600	-0.060	-0.042	0.122
74	300	-0.020	0.016	0.074
133	0	0.034	0.018	0.033

Tabel 5.4

DIANA-model I - berekening I
oplegreacties van de poot

Oplegreacties (N) en moment (kNm) voor het oplegvlak van de poot.

knoop	F_z (N)	arm (mm)	moment (kNm)
643	6877	381.0	2.620
644	-30260	368.0	-11.135
645	11810	330.0	3.897
646	-26540	269.4	-7.150
647	8705	190.5	1.658
648	-19280	98.6	-1.901
649	5816	0.0	0.0
650	-16970	-98.6	1.673
651	7526	-190.5	-1.434
652	-16270	-269.4	4.383
653	10140	-330.0	-3.346
654	-16290	-368.0	5.995
655	5698	-381.0	-2.171
683	6950	342.9	2.383
684	-29300	331.2	-9.704
685	12450	297.0	3.698
686	-24520	242.5	-5.946
687	8683	171.5	1.489
688	-20660	88.7	-1.833
689	6761	0.0	0.0
690	-16640	-88.7	1.476
691	7903	-171.5	-1.355
692	-15430	-242.5	3.742
693	10290	-297.0	-3.056
694	-15420	-331.2	5.107
695	5588	-342.9	-1.916
723	-28950	362.0	-10.480
724	-52010	313.5	-16.305
725	-40580	181.0	-7.345
726	-31670	0.0	0.0
727	-31890	-181.0	5.772
728	-35330	-313.5	11.076
729	-18540	-362.0	6.711

$$M_{tot} = -23.397 +$$

Tabel 5.5

DIANA-model I - berekening I
 normaalspanning (N/mm²) in de poot

element	int.punt	σ_{zz}	element	int.punt	σ_{zz}
79	2	-12.225	82	2	-6.716
	4	-12.072		4	-6.700
	6	-12.799		6	-7.551
	8	-12.820		8	-7.877
80	2	-9.575	83	2	-6.715
	4	-10.051		4	-5.758
	6	-10.842		6	-7.154
	8	-10.896		8	-6.793
81	2	-7.571	84	2	-6.980
	4	-8.099		4	-5.530
	6	-8.754		6	-7.092
	8	-9.312		8	-5.888

Tabel 5.6

DIANA-model I - berekening II
 schuifspanning in de grout

Schuifspanning (N/mm²) voor de snedes TH=0°, TH=22.5°
 en TH=45°.

hoogte z (mm)	snede TH=0°	snede TH=22.5°	snede TH=45°
3600	0.288	0.292	0.293
3300	0.233	0.218	0.201
3000	0.185	0.154	0.122
2700	0.191	0.123	0.070
2400	0.232	0.111	0.013
2325.15	0.209		
2250.3	0.156		
2212.2	0.117		
2174.1	0.079		
2100		0.108	0.018
1987.05	0.084		
1800	0.090	0.094	0.020
1650	0.103	0.080	0.037
1500	0.118	0.068	0.051
1350	0.131	0.064	0.032
1200	0.170	0.063	0.018
1001.25	0.149		
900		0.045	0.055
802.5	0.072		
764.4	-0.010		
726.3	-0.066		
663.15	-0.059		
600	-0.051	0.034	0.100
300	-0.012	0.034	0.089
0	0.020	0.022	0.068

Tabel 6.1

DIANA-model II - berekening I
oplegreacties van de poot

Oplegreacties (N) en moment (kNm) voor het oplegvlak van de poot.

knoop	F_z (N)	arm (mm)	moment (kNm)
737	-15710	381.0	-5.986
738	-31340	330.0	-10.342
739	-31140	190.5	-5.932
740	-30910	0.0	0.0
741	-30710	-190.5	5.850
742	-30590	-330.0	10.095
743	-15270	-381.0	5.818
744	-15690	342.9	-5.380
745	-31300	297.0	-9.296
746	-31130	171.5	-5.339
747	-30910	0.0	0.0
748	-30730	-171.5	5.270
749	-30610	-297.0	9.091
750	-15290	-342.9	5.243
			+ $M_{tot} = -0.908$

Tabel 6.2

DIANA-model II - berekening I
schuifspanning op aansluitvlak poot-sleeve

Verticale schuifspanning (N/mm²) ter plaatse van de poot-
aansluiting op de sleeve

knoop	σ_{xz}	knoop	σ_{xz}
497	3.223	570	2.924
474	2.704	577	2.423
504	2.184	581	2.922
511	3.004	585	2.564
515	2.200	363	2.665
519	2.779	592	2.762
464	2.788	599	2.348
526	2.793	603	2.538
533	3.064	607	2.146
537	2.784	352	2.429
541	2.844	614	2.709
445	2.732	621	2.614
548	2.619	625	2.100
555	2.744	629	3.066
559	3.149	345	2.315
563	2.701	636	1.564
389	2.815		

Tabel 6.3

DIANA-model II - berekening I
 schuifspanning in de grout

Schuifspanning (N/mm²) voor de snedes TH=0°, TH=22.5°
 en TH=45°

hoogte z (mm)	snede TH=0°	snede TH=22.5°	snede TH=45°
3600	0.518	0.535	0.532
3300	0.290	0.269	0.252
3000	0.136	0.121	0.085
2700	0.210	0.079	0.008
2400	0.426	0.069	-0.098
2325.15	0.448		
2250.3	0.247		
2212.2	0.101		
2174.1	-0.038		
2100		0.091	-0.045
1987.05	-0.001		
1800	0.022	0.083	-0.029
1650	0.022	0.078	0.008
1500	0.065	0.056	0.022
1350	0.078	0.053	0.009
1200	0.152	0.053	-0.024
1001.25	0.218		
900		0.011	0.048
802.5	0.111		
764.4	-0.130		
726.3	-0.281		
663.15	-0.111		
600	0.013	-0.023	0.108
300	-0.002	0.017	0.059
0	0.018	0.012	0.022

Tabel 6.4

DIANA-model II - berekening II
 schuifspanning in de grout

Schuifspanning (N/mm²) voor de snedes TH=0°, TH=22.5°
 en TH=45°

hoogte z (mm)	snede TH=0°	snede TH=22.5°	snede TH=45°
3600	0.526	0.543	0.540
3300	0.290	0.269	0.253
3000	0.136	0.122	0.084
2700	0.210	0.078	0.008
2400	0.436	0.067	-0.100
2325.15	0.460		
2250.3	0.249		
2212.2	0.102		
2174.1	-0.042		
2100		0.089	-0.044
1987.05	-0.004		
1800	0.017	0.082	-0.030
1650	0.014	0.078	0.008
1500	0.059	0.060	0.019
1350	0.070	0.052	0.009
1200	0.140	0.050	-0.025
1001.25	0.216		
900		0.008	0.050
802.5	0.117		
764.4	-0.135		
726.3	-0.296		
663.15	-0.111		
600	0.021	-0.030	0.109
300	-0.001	0.017	0.057
0	0.017	0.014	0.020

Tabel 6.5

DIANA-model II - berekening III
oplegreacties van de poot

Oplegreacties (N) en moment (kNm) voor het oplegvlak van de poot.

knoop	F_z (N)	arm (mm)	moment (kNm)
737	-15710	381.0	-5.986
738	-31340	330.0	-10.342
739	-31130	190.5	-5.930
740	-30900	0.0	0.0
741	-30710	-190.5	5.850
742	-30580	-330.0	10.091
743	-15270	-381.0	5.818
744	-15690	342.9	-5.380
745	-31300	297.0	-9.296
746	-31130	171.5	-5.339
747	-30910	0.0	0.0
748	-30720	-171.5	5.268
749	-30610	-297.0	9.091
750	-15280	-342.9	5.240

$$M_{tot} = -0.915 +$$

Tabel 7.1

DIANA-model III
 schuifspanning in de grout

Schuifspanning (N/mm²) voor de snedes TH=0°, TH=22.5°
 en TH=45°

hoogte z (mm)	snede TH=0°	snede TH=22.5°	snede TH=45°
3600	0.969	0.977	0.967
3450	0.449	0.438	0.438
3300	0.237	0.224	0.222
3150	0.268	0.241	0.224
3000	0.018	0.005	-0.027
2700	0.154	0.025	-0.043
2400	0.359	0.043	-0.108
2325.15	0.392		
2250.3	0.236		
2212.2	0.065		
2174.1	-0.031		
2100		0.079	-0.056
1987.05	-0.004		
1800	0.021	0.084	-0.034
1650	0.021	0.072	0.0
1500	0.067	0.064	0.037
1350	0.078	0.052	0.009
1200	0.153	0.058	-0.021
1001.25	0.217		
900		0.012	0.048
802.5	0.109		
764.4	-0.132		
726.3	-0.281		
663.15	-0.110		
600	0.015	-0.023	0.108
300	-0.001	0.017	0.057
0	0.018	0.012	0.026

Tabel 8.1

Analytische oplossing - verticale belasting
 numerieke waarden parameters

$$E_S = 2.1 * 10^5 \text{ N/mm}^2$$

$$A_K = r_K * \pi/4 * d_K = 1047.75 * \pi/4 * 38.1 = 31352.52527 \text{ mm}^2$$

$$A_S = r_S * \pi/4 * d_S = 1193.8 * \pi/4 * 50.8 = 47630.50304 \text{ mm}^2$$

$$E_S A_K = 6584030307 \text{ N}$$

$$E_S A_S = 1.000240564 * 10^{10} \text{ N}$$

$$\alpha = 0.65824468$$

$$d_g = 101.6 \text{ mm}$$

$$s_g = \pi/4 * r_g = \pi/4 * 1117.6 = 877.7609874 \text{ mm}$$

berekening	$G_g \text{ (N/mm}^2 \text{)}$	$k \text{ (N/mm}^2 \text{)}$	$\delta \text{ (mm)}$
1	13043.47826	112687.5626	187.7083584
2	15000.0	129590.6970	175.0389467
3	1304.347826	11268.75626	593.5859484
4	1500.0	12959.06970	553.5217509

Tabel 8.2

Analytische oplossing - verticale belasting
schuifspanning in de grout

Schuifspanning (N/mm²) voor de berekeningen 1, 2, 3 en 4

hoogte z (mm)	ber. 1	ber. 2	ber. 3	ber. 4
3600	-1.177	-1.262	-0.384	-0.409
3300	-0.238	-0.227	-0.238	-0.244
3000	-0.049	-0.041	-0.154	-0.152
2700	-0.013	-0.010	-0.110	-0.105
2400	-0.018	-0.015	-0.095	-0.091
2100	-0.079	-0.075	-0.104	-0.103
1800	-0.387	-0.415	-0.141	-0.147
1500	-0.078	-0.075	-0.085	-0.086
1200	-0.016	-0.013	-0.052	-0.050
900	-0.003	-0.002	-0.032	-0.030
600	-0.001	0.0	-0.021	-0.019
300	0.0	0.0	-0.015	-0.013
0	0.0	0.0	-0.014	-0.011

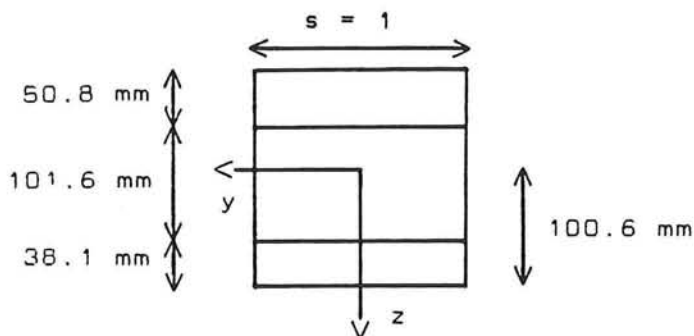
Tabel 8.3

Analytische oplossing - horizontale belasting
 numerieke waarden parameters

$$E_S = 2.1 * 10^5 \text{ N/mm}^2 \quad \nu_S = 0.3$$

$$E_g = 3.0 * 10^4 \text{ N/mm}^2 \quad \nu_g = 0.15$$

De doorsnede :



T.o.v. het ondervlak geldt :

$$S_e = 19.05 * 2.1e5 * 38.1$$

$$+ 88.9 * 3.0e4 * 101.6$$

$$+ 165.1 * 2.1e5 * 50.8$$

$$= 2184675097 \text{ Nmm}$$

$$EA = 21717000 \text{ N}$$

$$z_o = S_e/EA = 100.6 \text{ mm}$$

$$K = 1.13937 * 10^{11} \text{ Nmm}$$

$$a = 1028.7 + 100.6 = 1129.3 \text{ mm}$$

$$\Sigma E_i d_i = 21717000 \text{ N/mm}$$

$$\beta^4 = \frac{\Sigma E_i d_i}{4 * a^2 * K} = 3.7364 * 10^{-11} \text{ 1/mm}^4$$

$$\beta = 2.47237 * 10^{-3} \text{ 1/mm}$$

T.p.v. de neutrale lijn :

$$S_e = 64.5 * 2.1e5 * 50.8$$

$$+ 19.55 * 3.0e4 * 39.1$$

$$= 7.11018 * 10^8 \text{ Nmm}$$

$$EI = 1.03892 * 10^{11} \text{ Nmm}^2$$

Tabel 8.4

Analytische oplossing - horizontale belasting
numerieke waarden dempingsfunctie

x (mm)	βx	$e^{-\beta x} * \cos \beta x$
0	0.0	1.0
300	0.742	0.352
600	1.483	0.020
900	2.225	-0.066
1200	2.967	-0.051
1500	3.709	-0.021
1800	4.450	-0.003
2100	5.191	0.003
2400	5.934	0.003
2700	6.675	0.001

Tabel 8.5

Analytische oplossing - horizontale belasting
schuifspanning in de grout

Schuifspanning (N/mm^2) in de neutrale lijn van de grout voor
de twee lijnlasten P_1 in de snede $TH=0^\circ$.

De x-waarden in deze tabel lopen van 0 mm (onderin de knoop)
tot 3600 mm (bovenin de knoop).

hoogte x (mm)	σ_{zx}
3600	-0.007
3300	-0.017
3000	-0.022
2700	0.007
2400	0.109
2100 ⁺	0.314
2100 ⁻	-0.348
1800	-0.138
1500	0.0
1200	0.138
900 ⁺	0.348
900 ⁻	-0.314
600	-0.109
300	-0.007
0	0.022

Lijst van grafieken

- 4.1 STRUDL-model - belasting 1
schuifspanning in de grout
- 4.2 STRUDL-model - belasting 3
schuifspanning in de grout
- 4.3 STRUDL-model - belasting 2
schuifspanning in de grout
- 4.4 STRUDL-model - belasting 1
verticale normaalspanning
- 4.5 STRUDL-model - belasting 3
verticale normaalspanning
- 4.6 STRUDL-model - belasting 1
normaalkrachten (in % van F_m) in kolom,
grout en sleeve

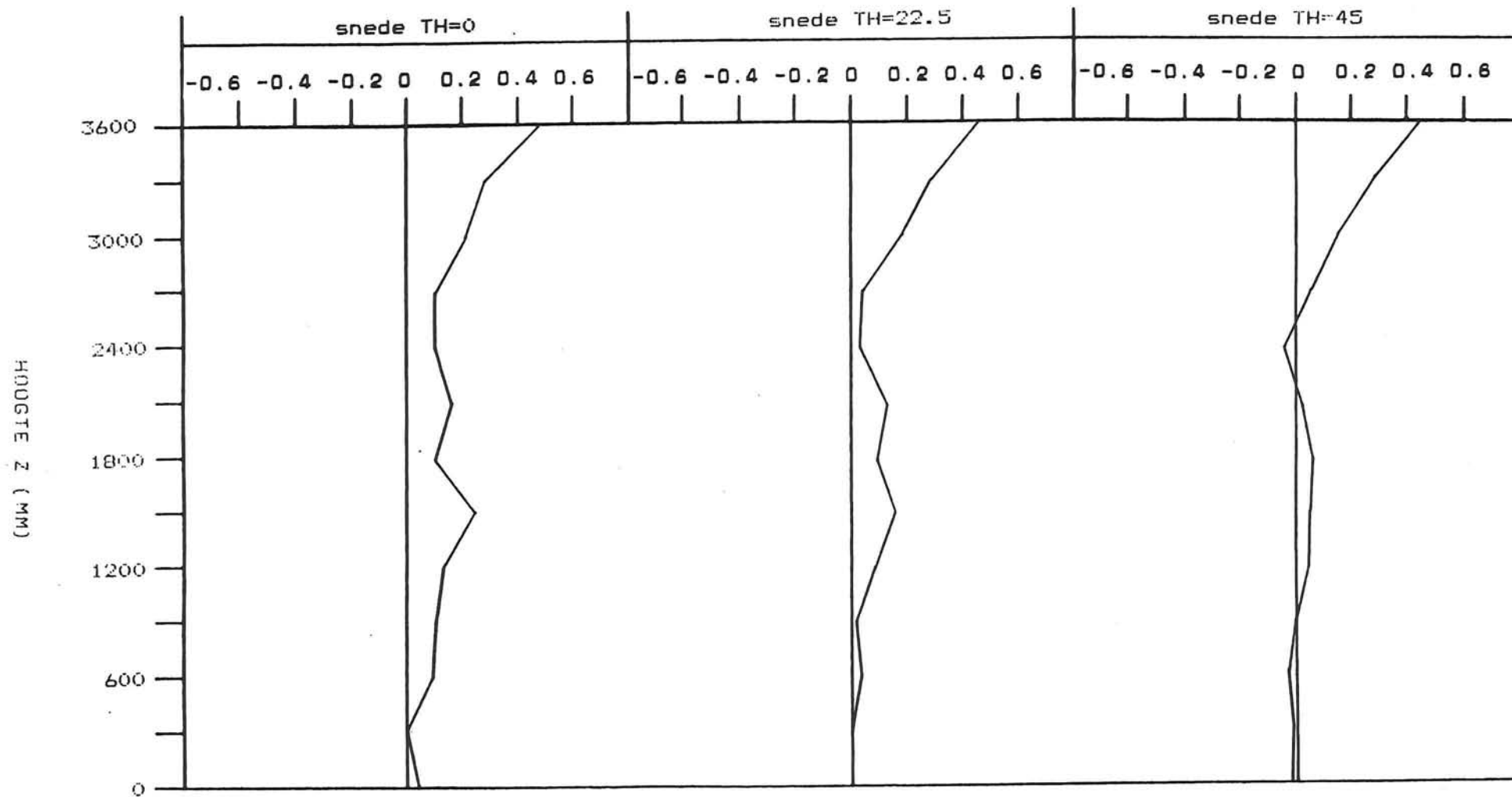
- 5.1 DIANA-model I - berekening I
schuifspanning op aansluitvlak poot-sleeve
- 5.2 DIANA-model I - berekening I
normaalspanning op aansluitvlak poot-sleeve
- 5.3 DIANA-model I - berekening I
schuifspanning in de grout
- 5.4 DIANA-model I - berekening I
normaalspanning in de poot-doorsnede
- 5.5 STRUDL - DIANA grafieken
schuifspanning in de grout
- 5.6 DIANA-model I - berekening II
schuifspanning in de grout

- 6.1 DIANA-model II - berekening I
schuifspanning op aansluitvlak poot-sleeve
- 6.2 DIANA-model II - berekening I
schuifspanning in de grout

- 7.1 DIANA-model III
schuifspanning in de grout

- 8.1 Analytische oplossing - verticale belasting
schuifspanning in de grout
- 8.2 Analytische oplossing - horizontale belasting
schuifspanning in de grout

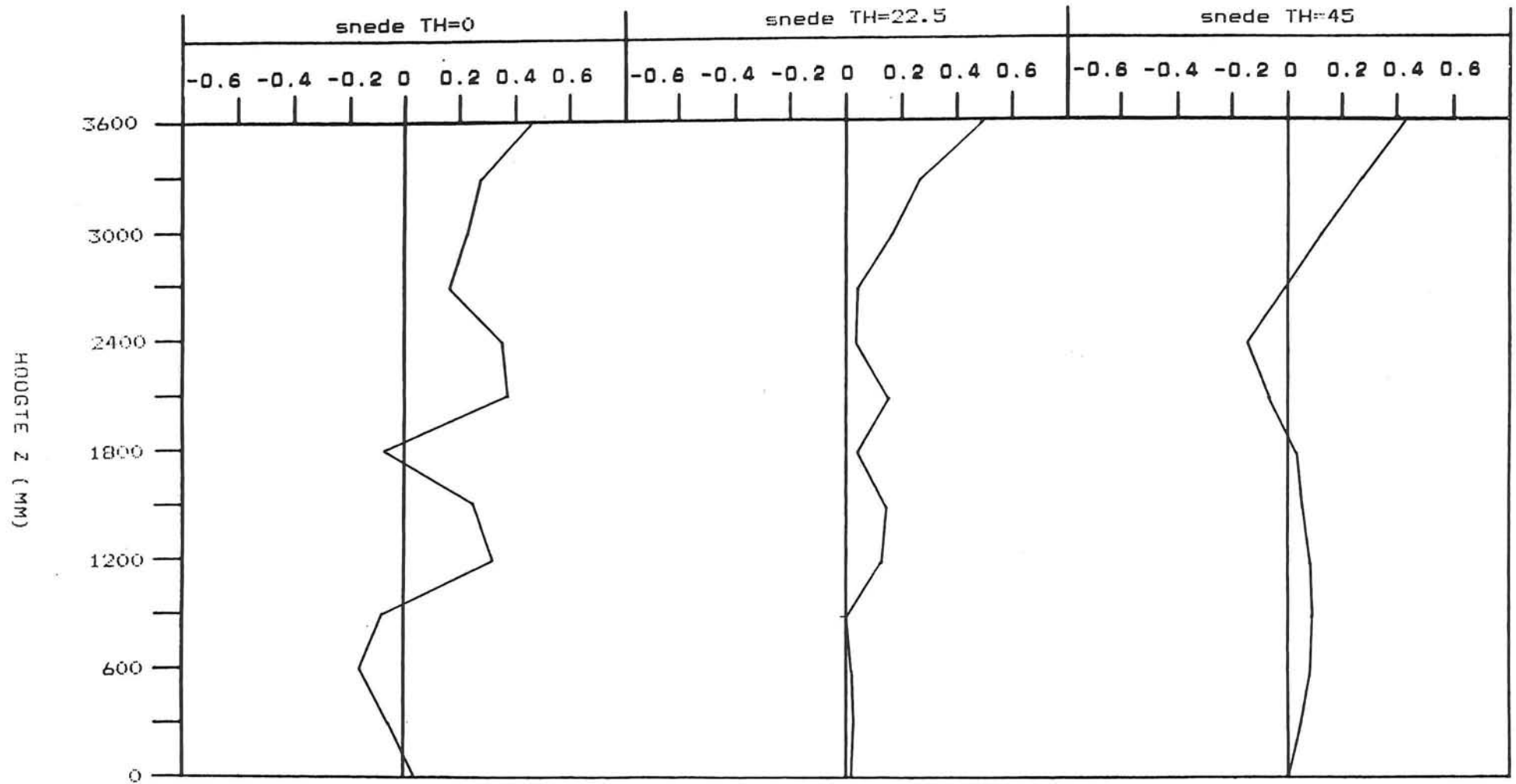
SCHUIFSPANNING (N/MM2)



Grafiek 4.1

STAUDL-model - belasting 1
schuifspanning in de grout

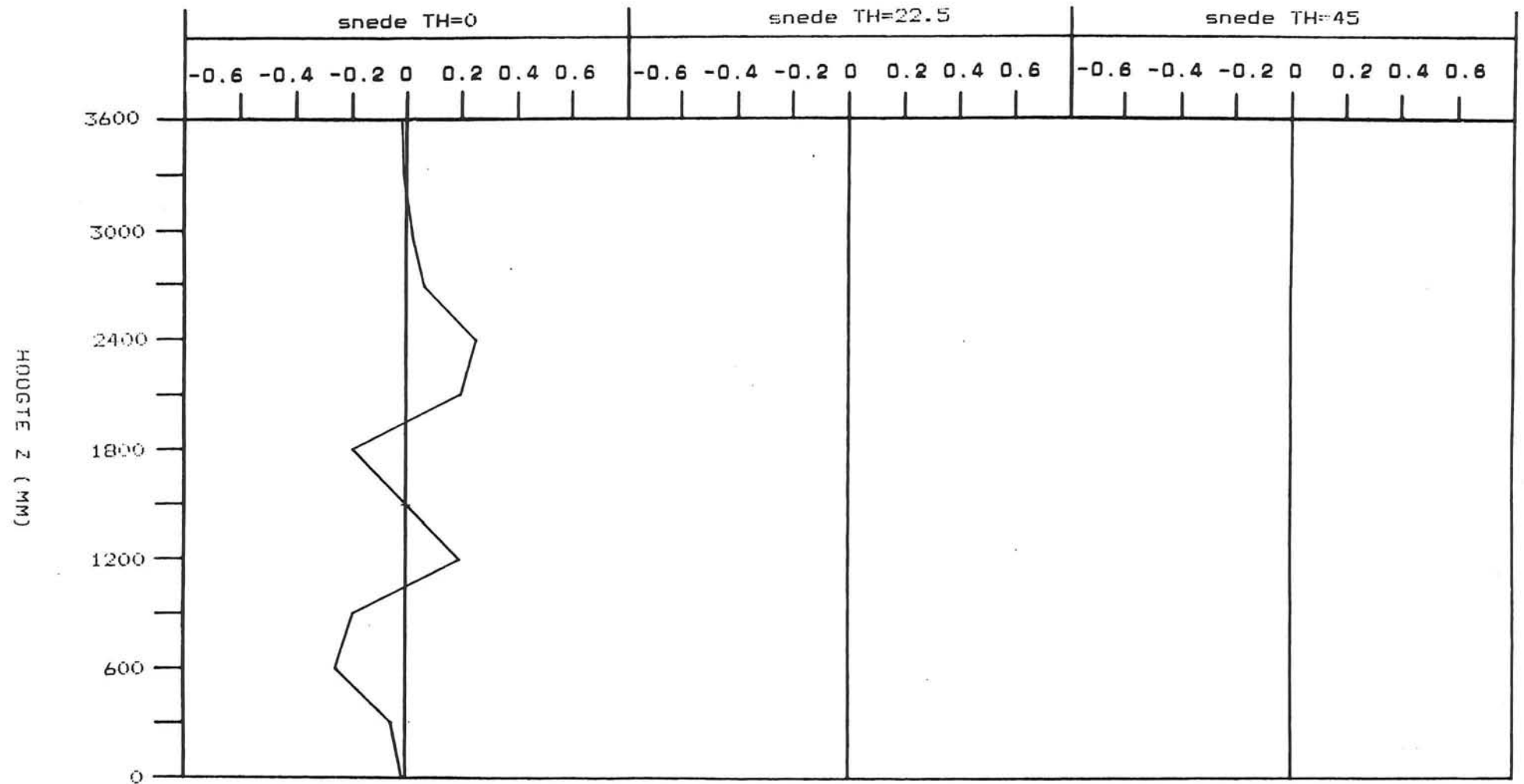
SCHUIFSPANNING (N/MM2)



Grafiek 4.2

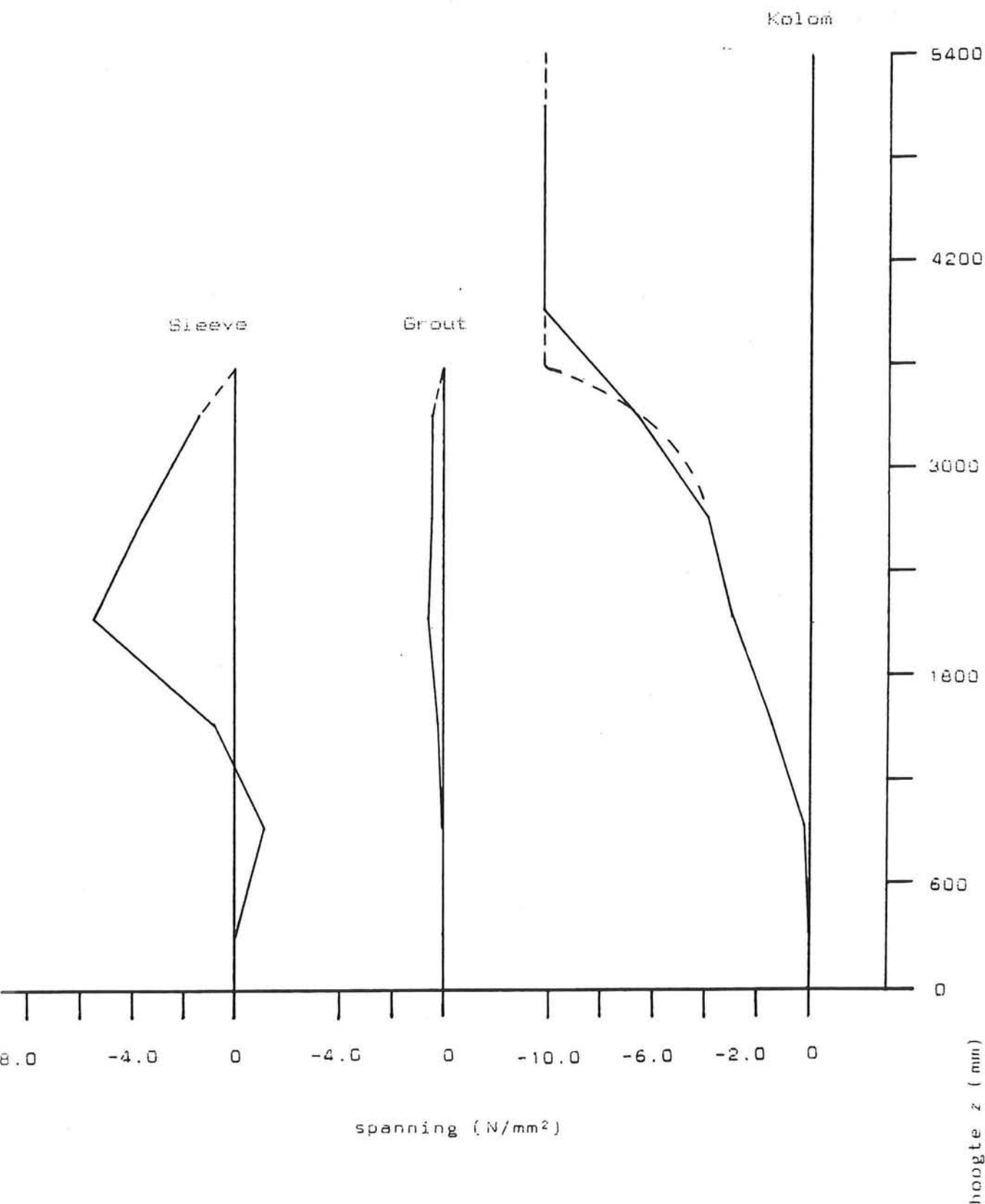
STRUOL-model - belasting 3
schuifspanning in de grout

SCHUIFSPANNING (N/MM2)



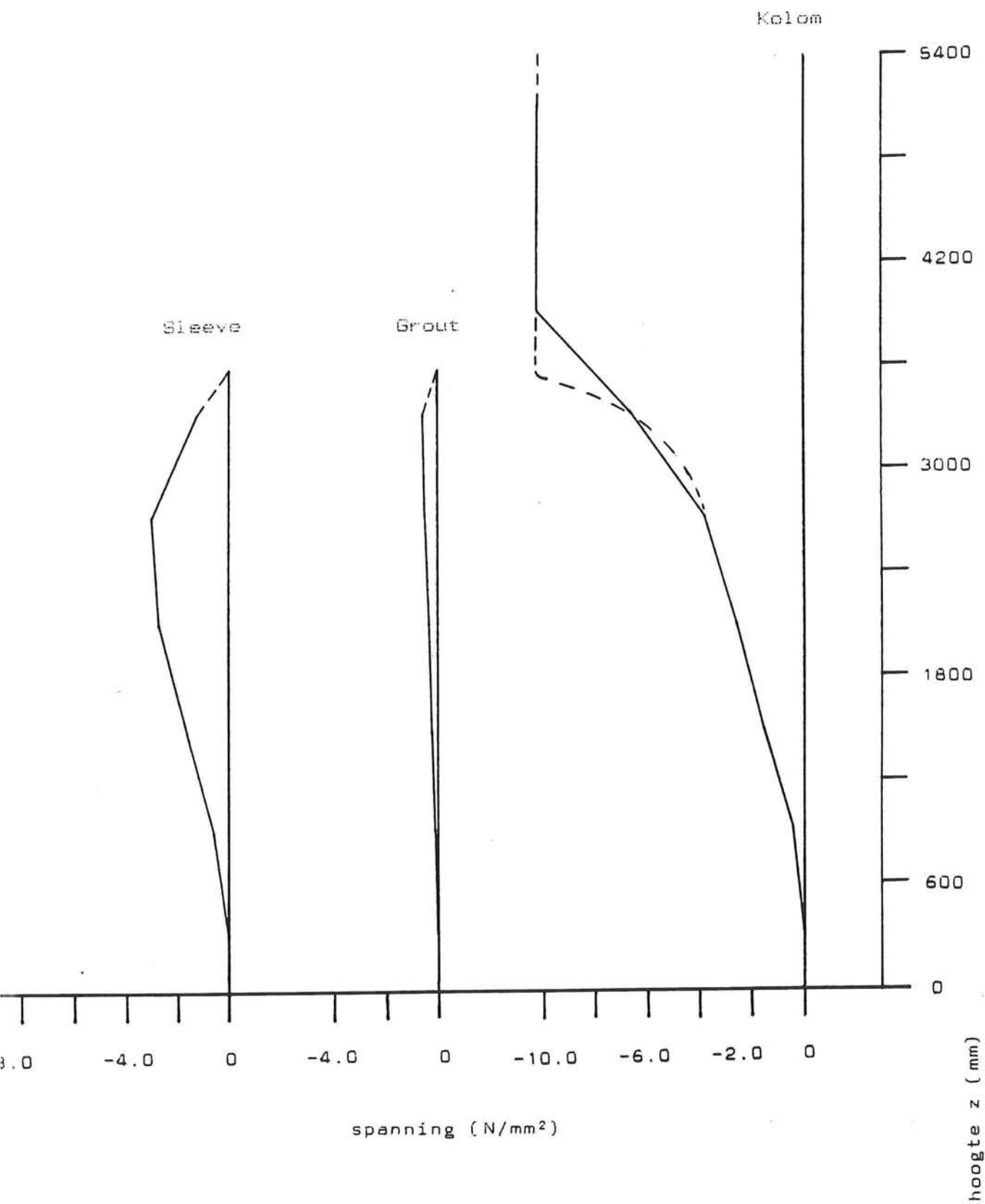
Grafiek 4.3

STRUDL-model - belasting 2
 schuifspanning in de grout



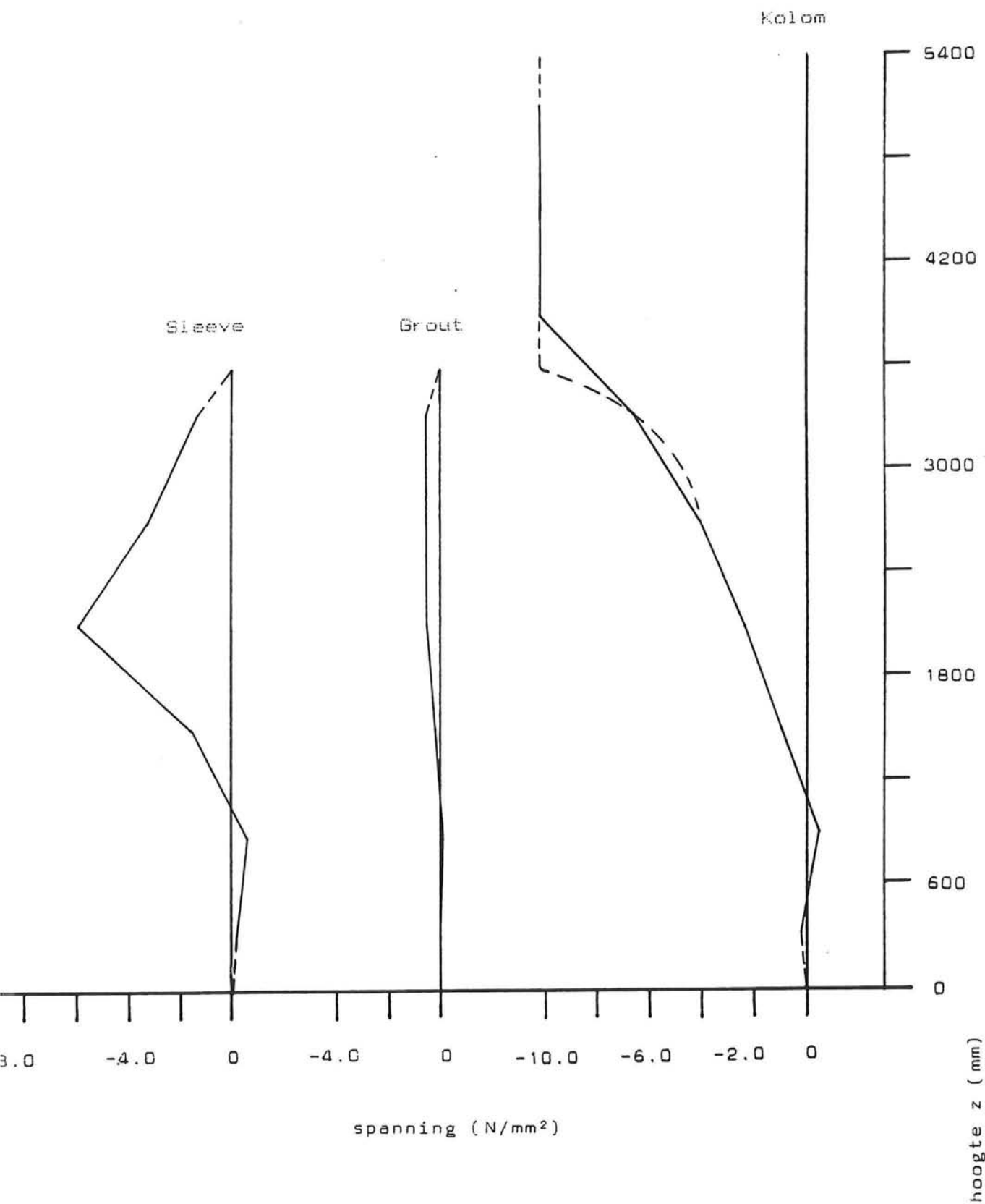
Grafiek 4.4

STRUDL-model - belasting 1, snede TH=11.25°
 verticale normaalspanning



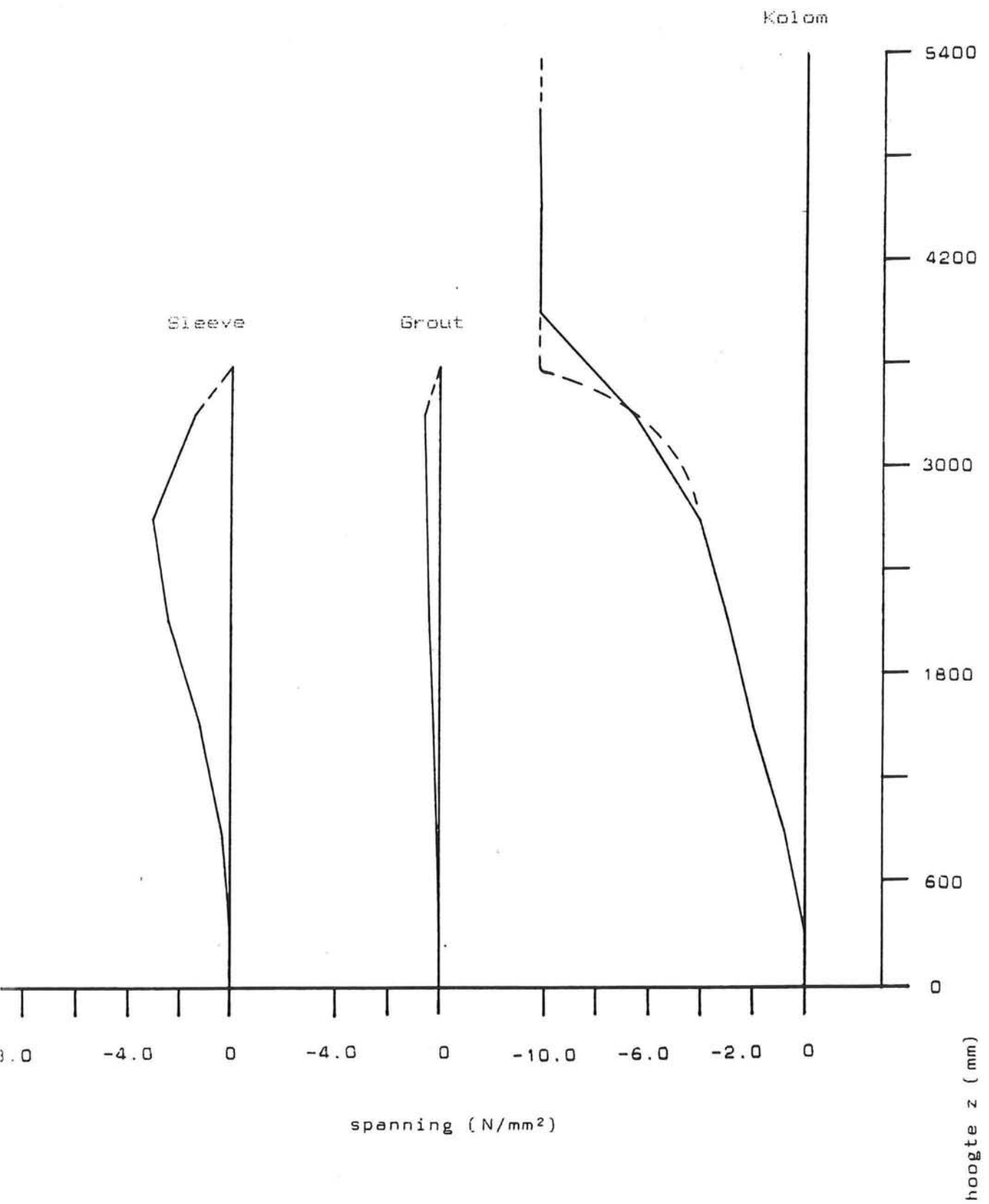
Grafiek 4.4

STADL-model - belasting 1, snede TH-33.75°
 verticale normaalspanning



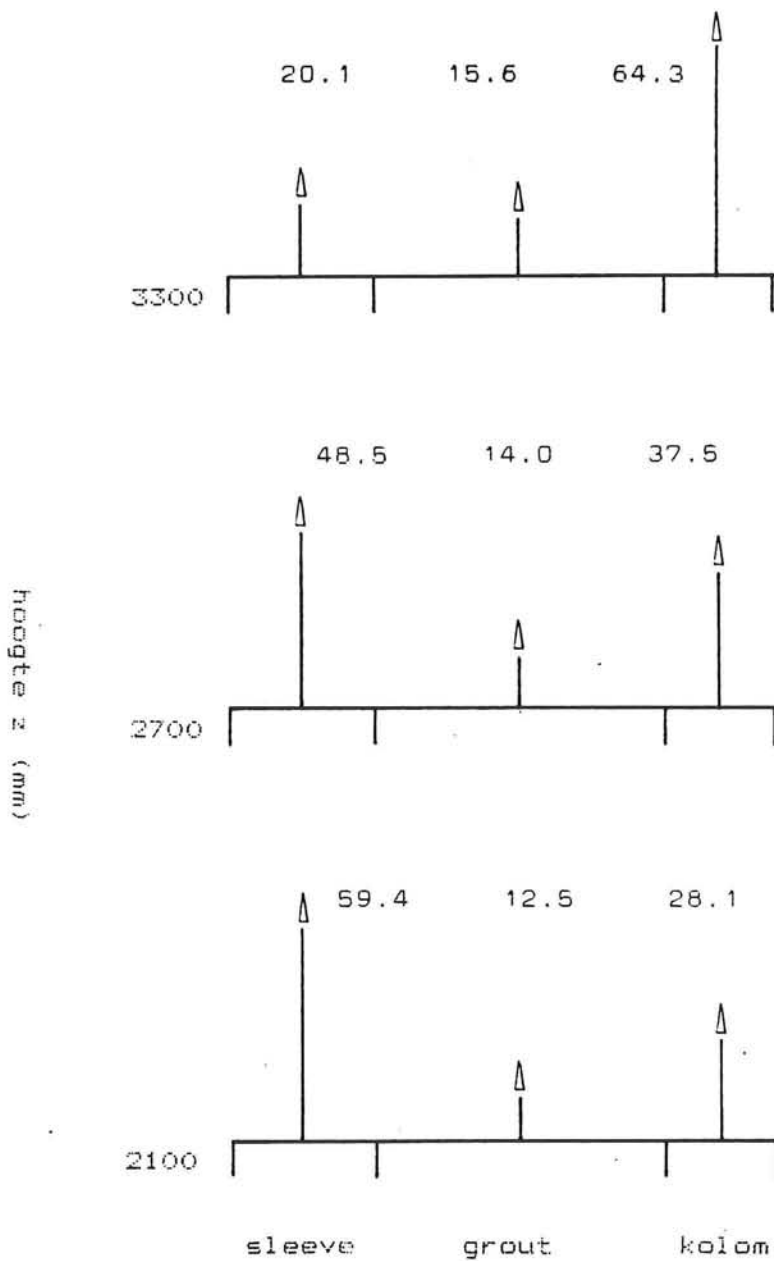
Grafiek 4.5

STAUDL-model - belasting 3, snede TH=11.25°
 verticale normaalspanning

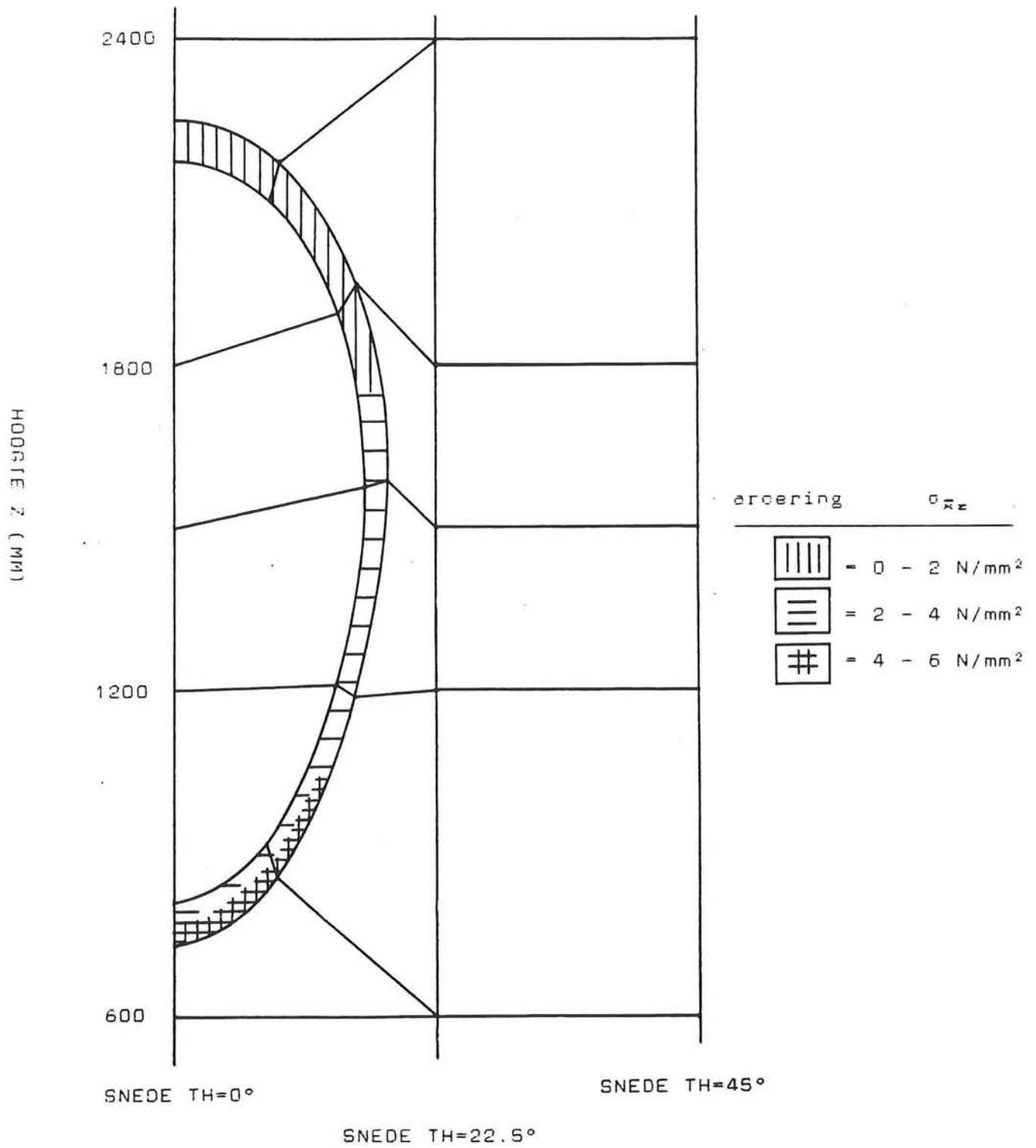


Grafiek 4.5

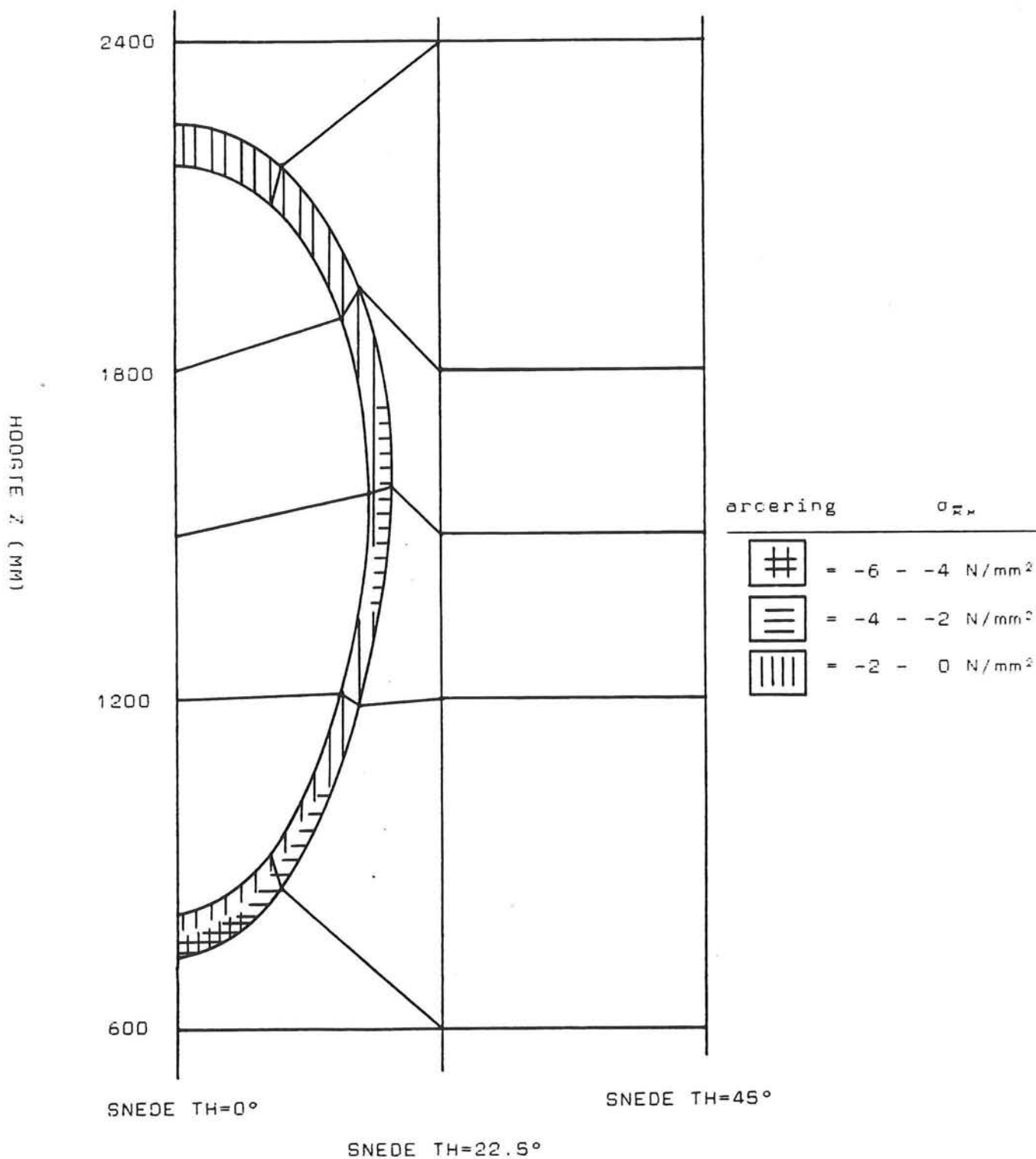
STAUDL-model - belasting 3, snede TH=33.75°
 verticale normaalspanning



Grafiek 4.6 STRUDL-model - belasting 1
 normaalcrachten (in % van F_m) in kolom,
 grout en sleeve

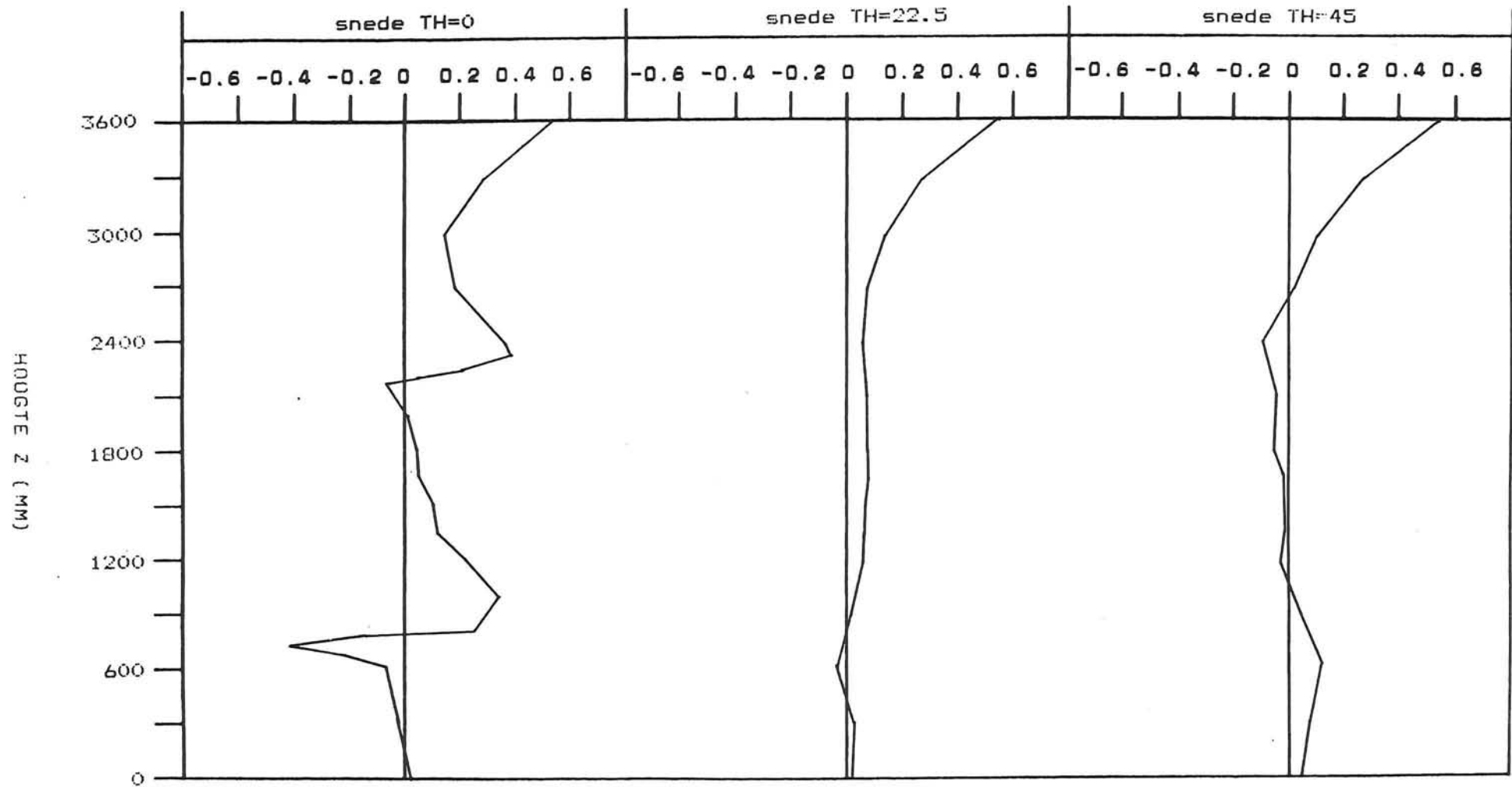


Grafiek 5.1 DIANA-model I - berekening I
 schuifspanning op aansluitvlak voet-sleeve






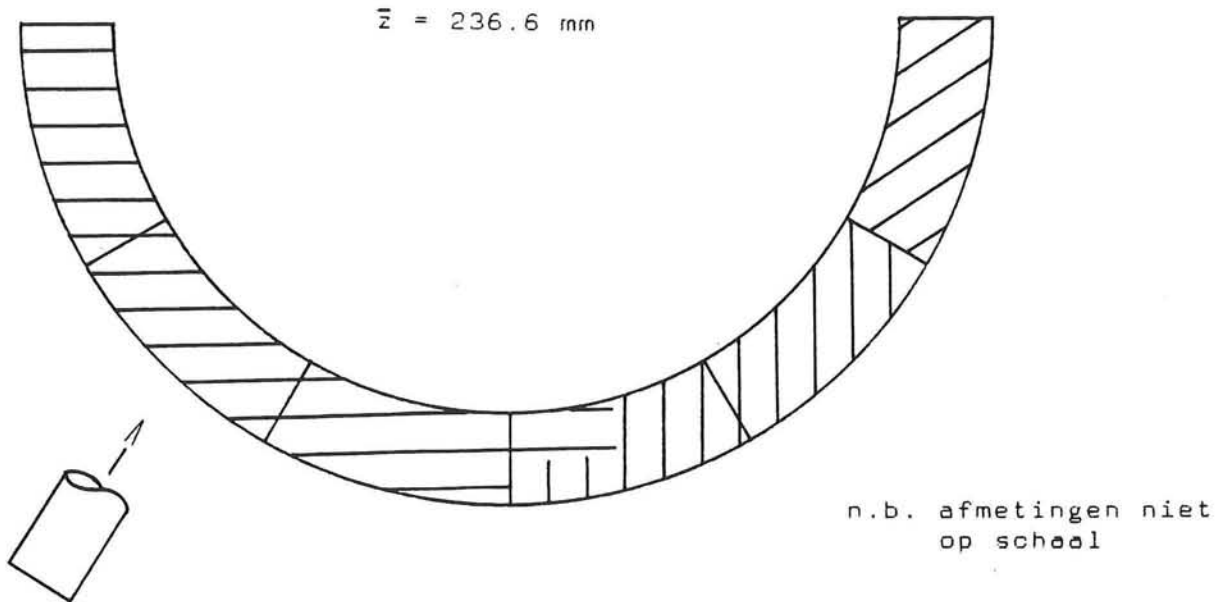
Grafiek 5.2 DIANA-model I - berekening I
normaalspanning op aansluitvlak poot-sleeve

SCHUIFSPANNING (N/MM2)

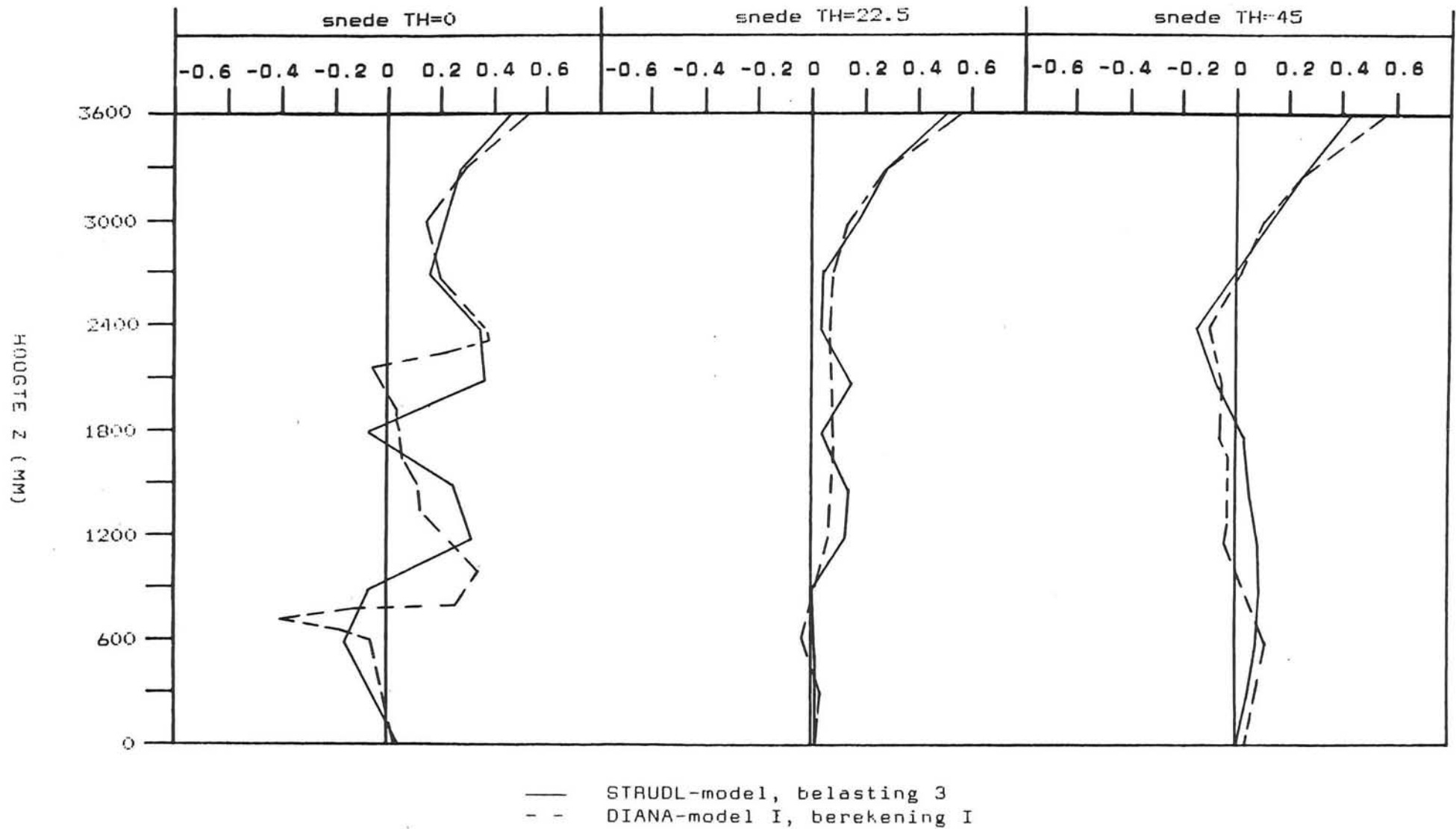


Grafiek 5.3 DIANA-model I - berekening I
schuifspanning in de grout

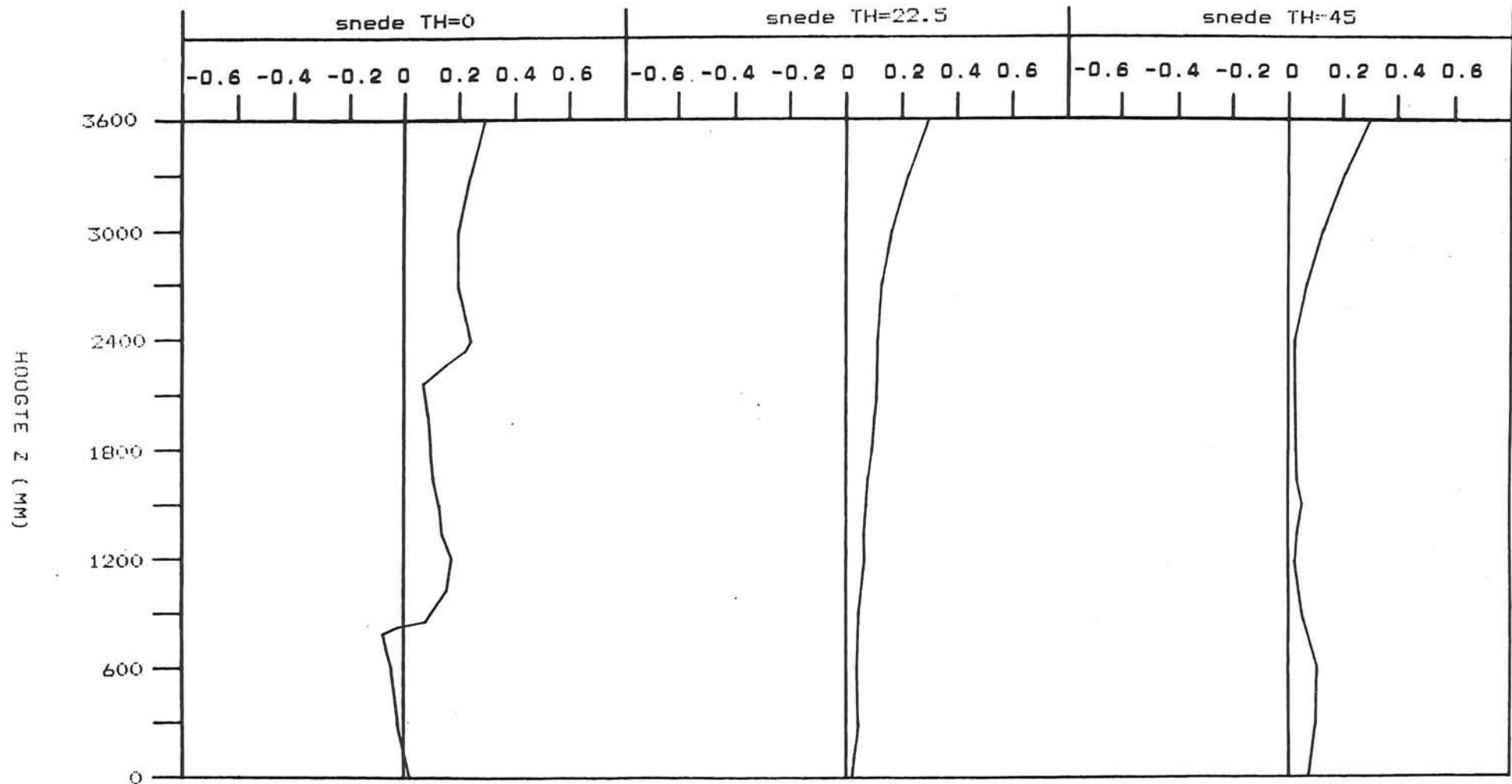
arcering	σ_{zz}
	= < -12 N/mm ²
	= -12 - -8 N/mm ²
	= -8 - -4 N/mm ²



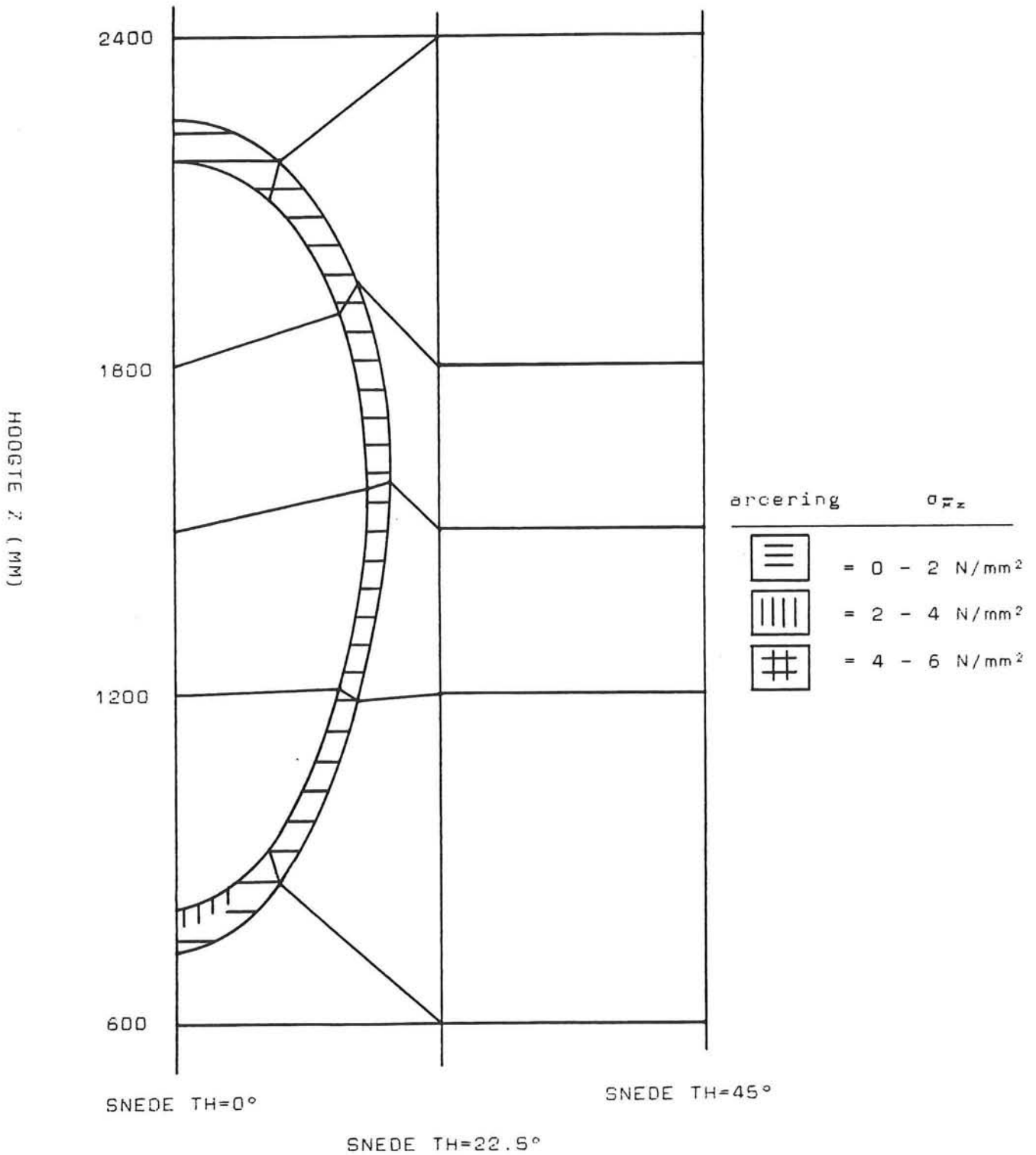
Grafiek 5.4 DIANA-model I - berekening I
normaalspanning in de poot-doorsnede



Grafiek 5.5 STRUDL - DIANA grafieken
 schuifspanning in de grout

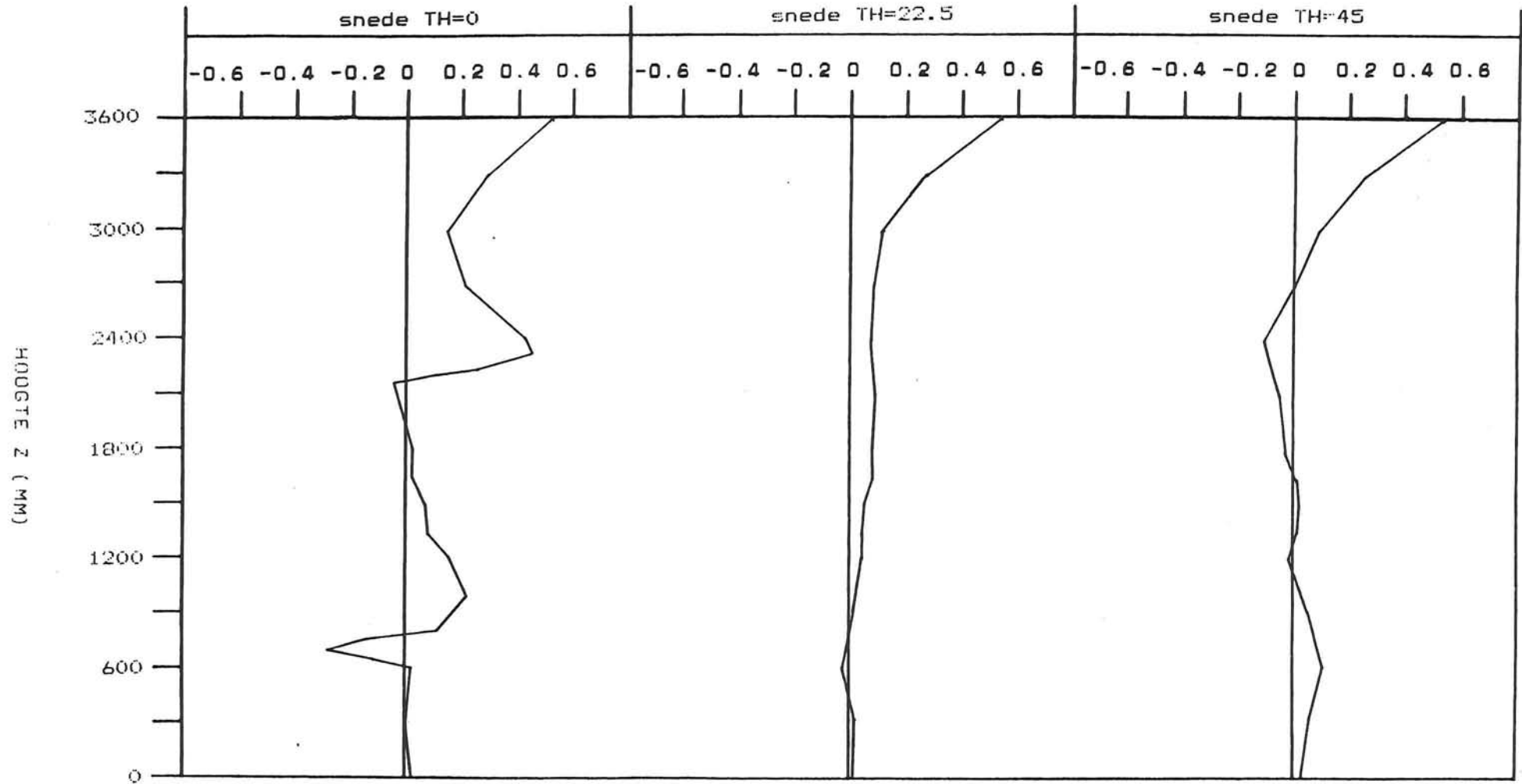


Grafiek 5.6 DIANA-model I - berekening II
schuifspanning in de grout



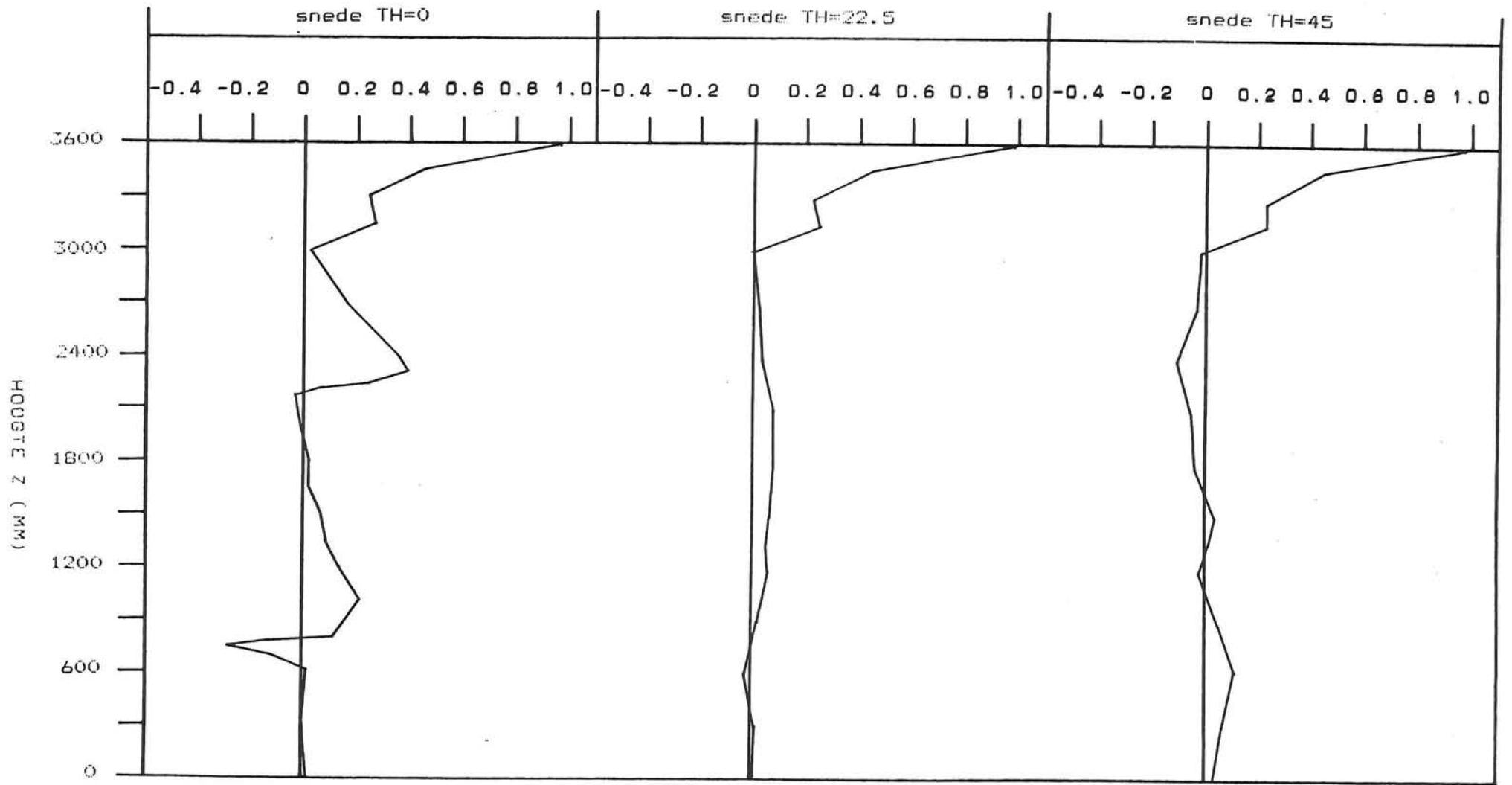
Grafiek 6.1 DIANA-model II - berekening I
 schuifspanning op aansluitvlak poot-sleeve

SCHUIFSPANNING (N/MM2)



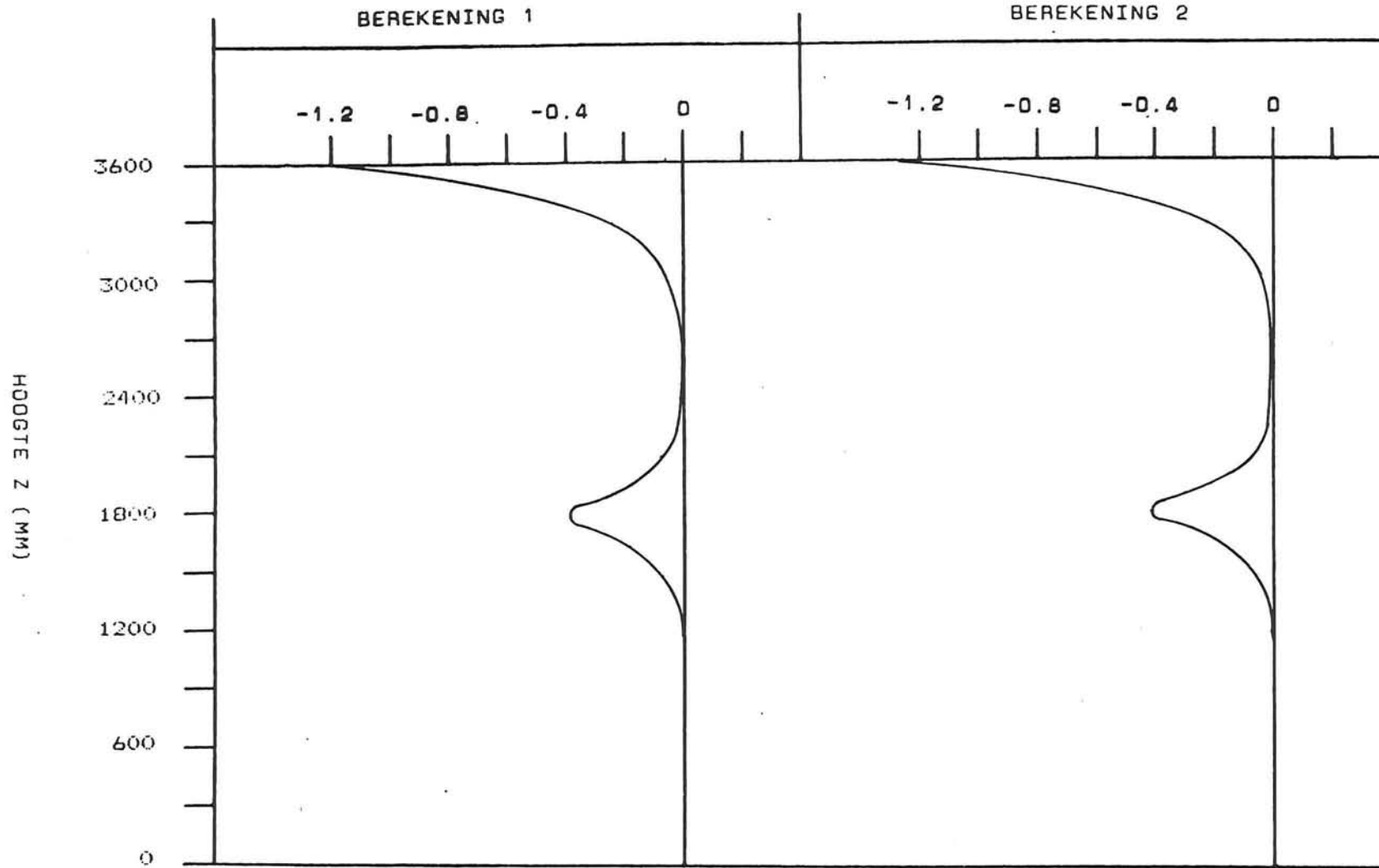
Grafiek 6.2 DIANA-model II - berekening II
schuifspanning in de grout

SCHUIFSPANNING (N/MM2)



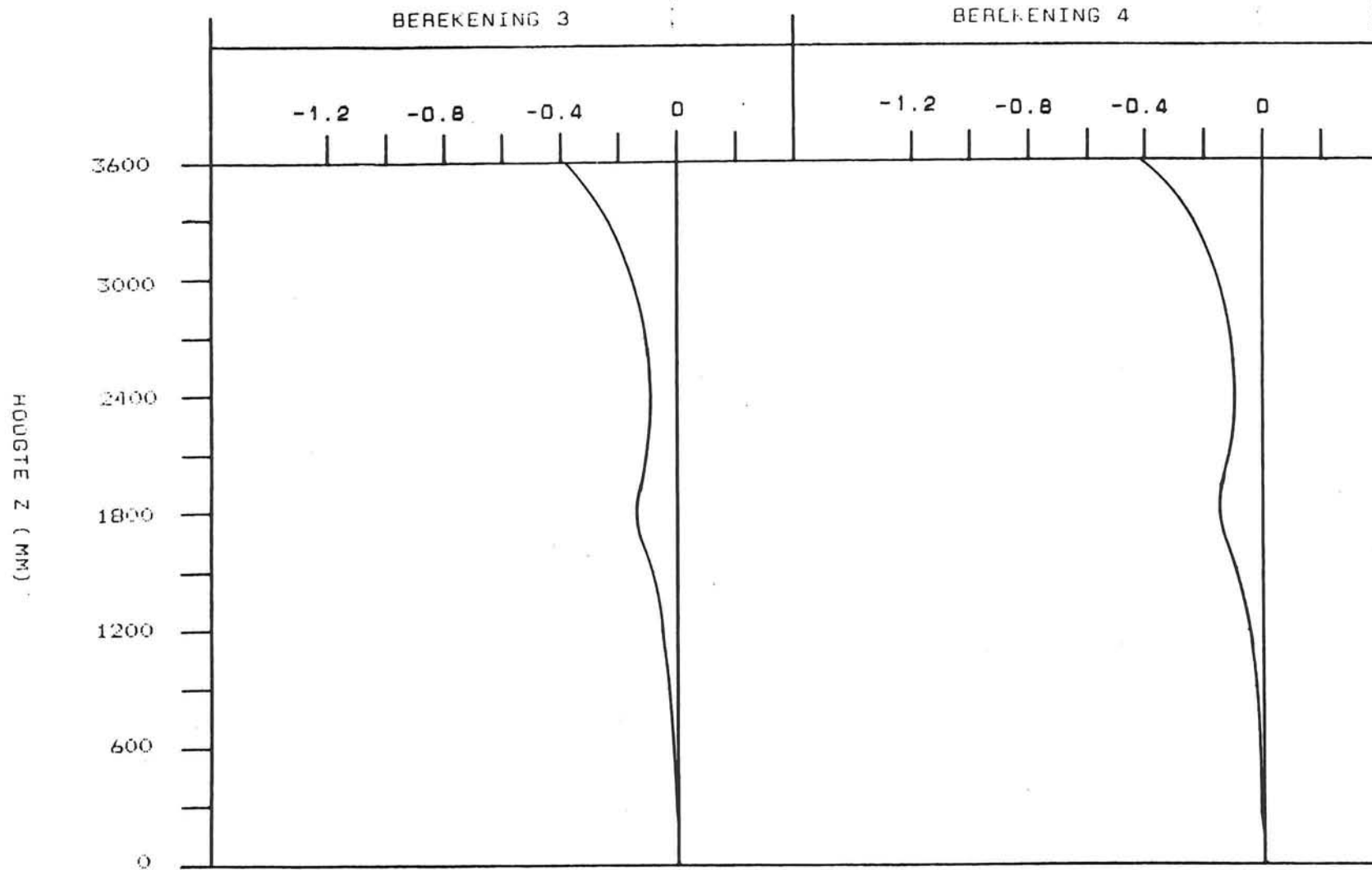
Grafiek 7.1 DIANA-model III
schuifspanning in de grout

SCHUIFSPANNING (N/MM²)

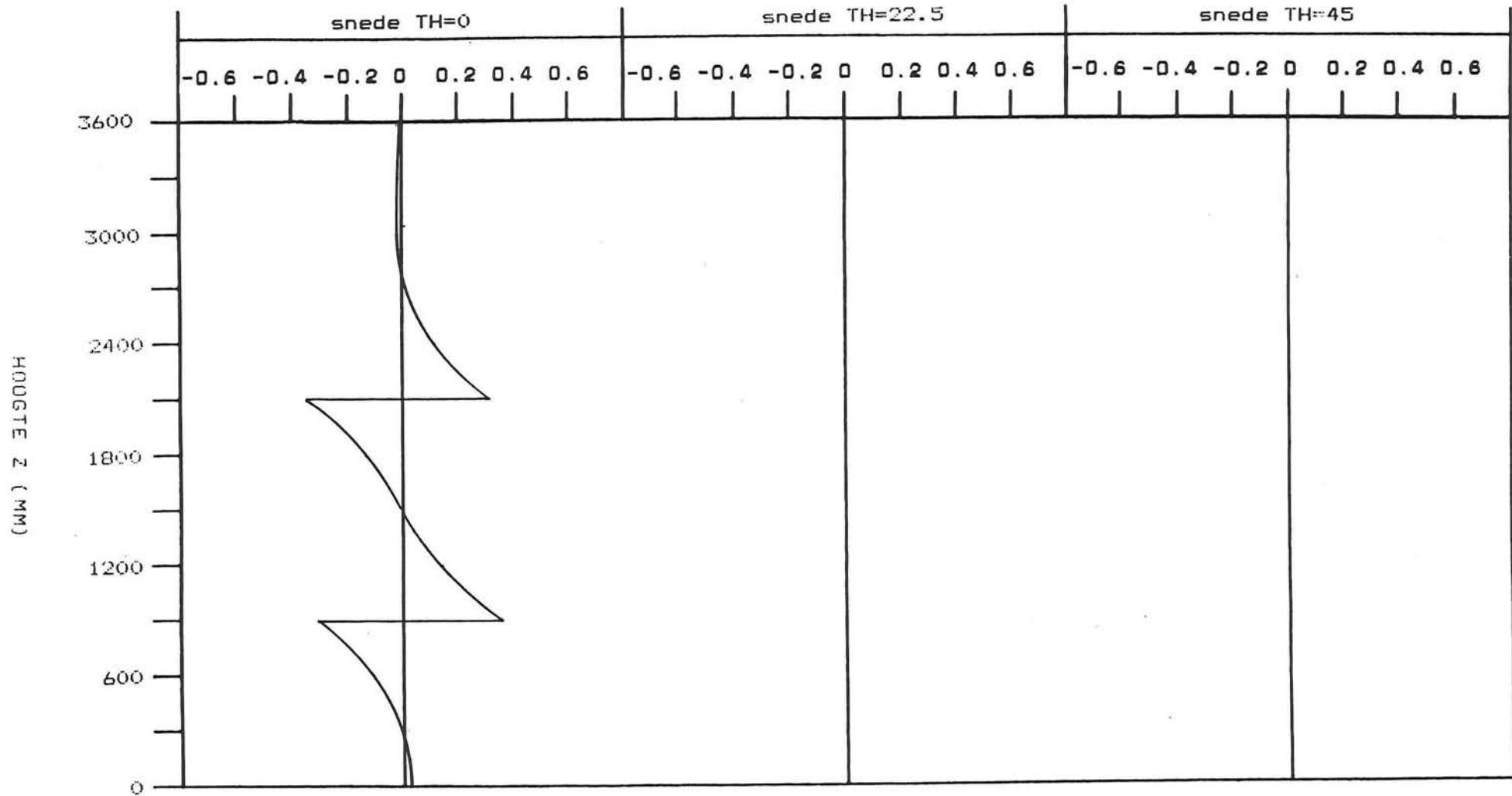


Grafiek 8.1 analytische oplossing - verticale belasting
schuifspanning in de grout

SCHUIFSPANNING (N/MM²)



Grafiek 5.1 analytische oplossing - verticale belasting
 schuifspanning in de grout



Grafiek 8.2 analytische oplossing - horizontale belasting
schuifspanning in de grout

Bijlage 1 : Het Tripod Tower Platform

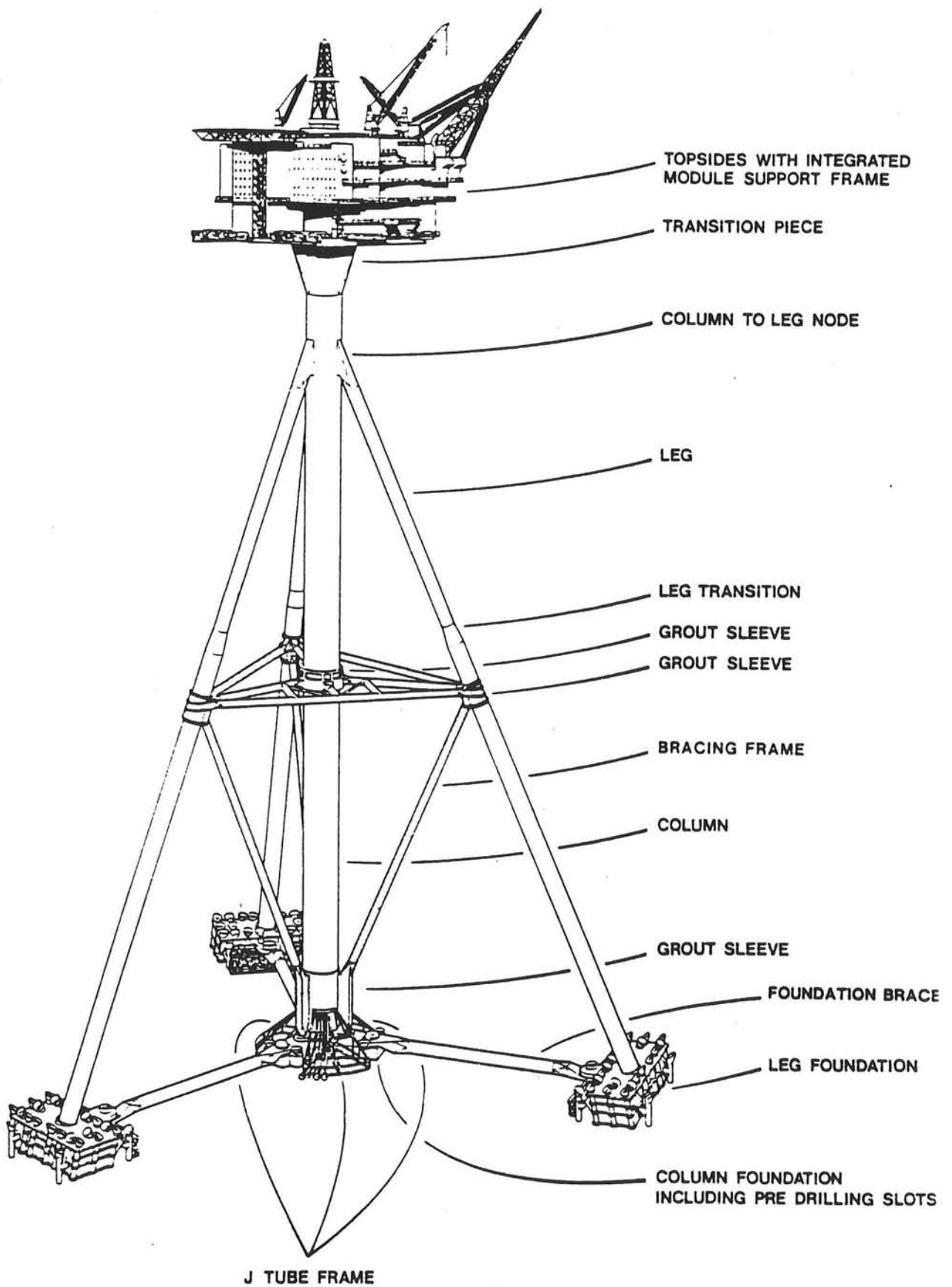
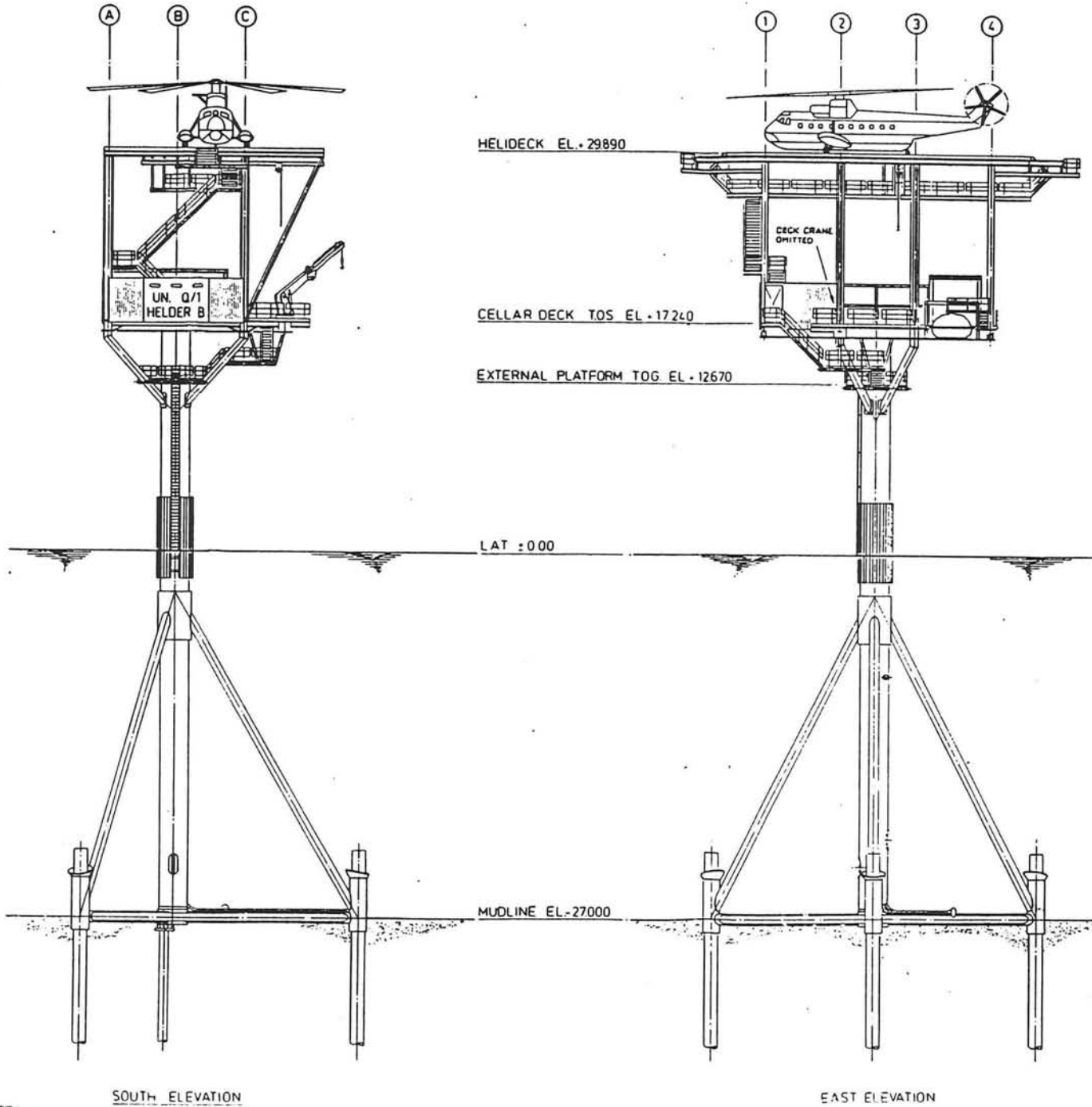


Fig. 2.1

T.T.P.-ontwerp voor het Troll-veld

Fig. 2.2

Algemene lay-out Helder-B platform



D	24-2-86				
A	13-1-86	R.P.			
REV	DATE	BY	DESCRIPTION		
UNOCAL NETHERLANDS INC.					
PROJECT	HELDER "B" DEVELOPMENT				
SUBJECT	GENERAL ARRANGEMENT PLATFORM				
HEEREMA ENGINEERING SERVICE					
<small>THESE DRAWINGS ARE THE PROPERTY OF HEEREMA ENGINEERING SERVICE. ANY REPRODUCTION OR USE OF THESE DRAWINGS WITHOUT THE WRITTEN PERMISSION OF HEEREMA ENGINEERING SERVICE IS STRICTLY PROHIBITED.</small>				CLIENT'S DRAWING NO.	Q1-S-53101
SCALE	1:150	PROJ.	40200214	SUBJECT	S - 40 - 01 - 1

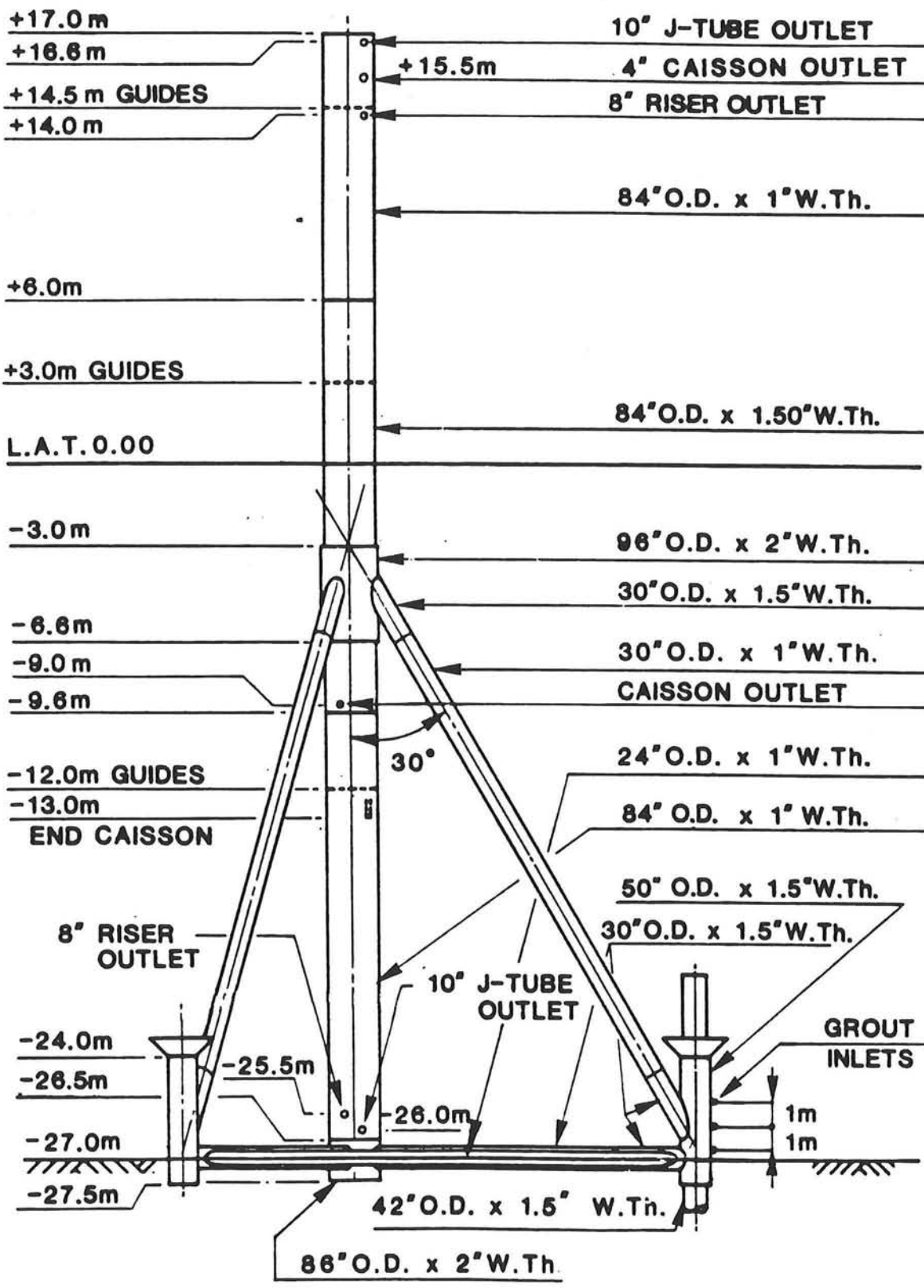


Fig. 2.2 Algemene lay-out Helder-B platform

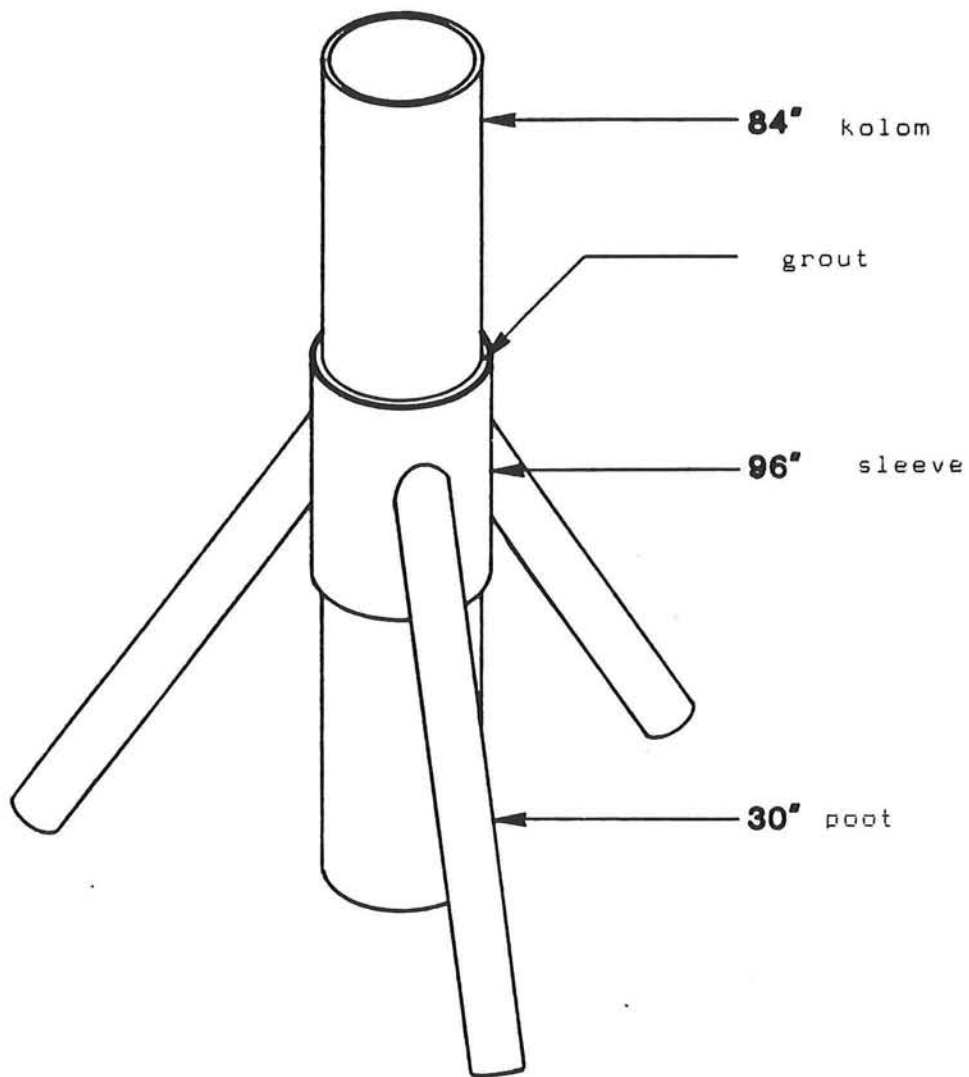


Fig. 2.3 Het knooppunt

Bijlage 2 : Symmetrie-eigenschappen van het knooppunt

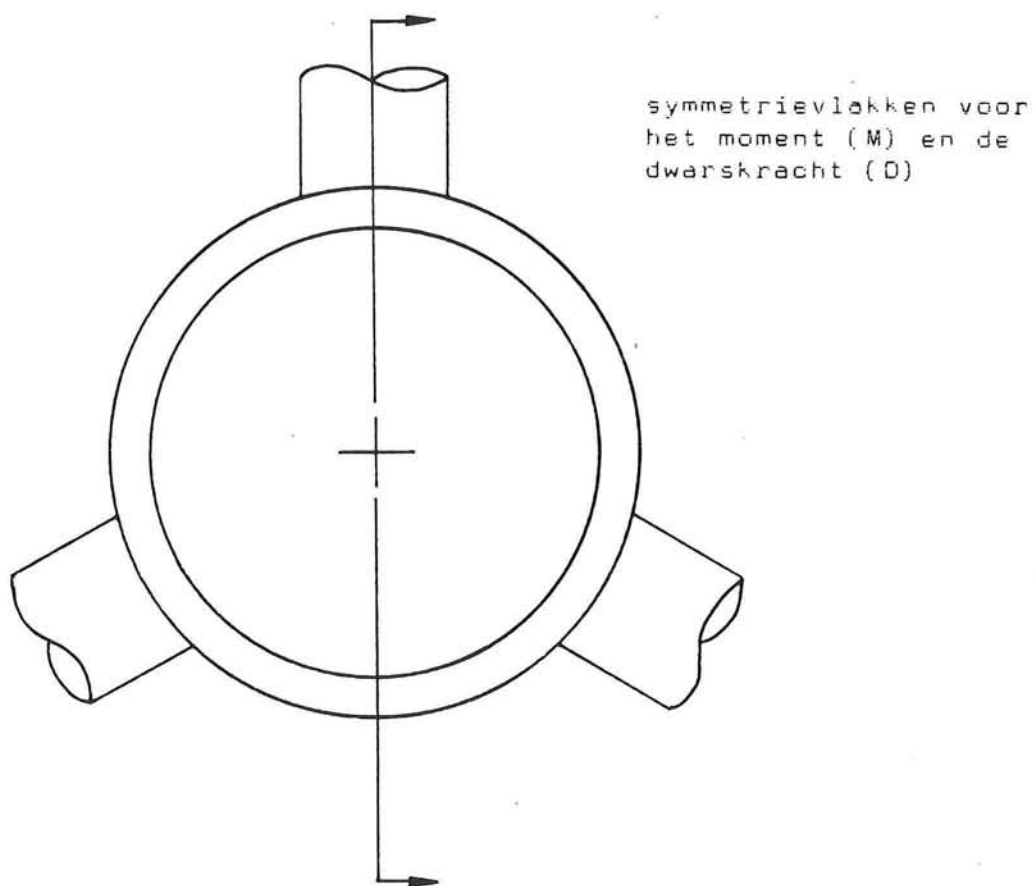
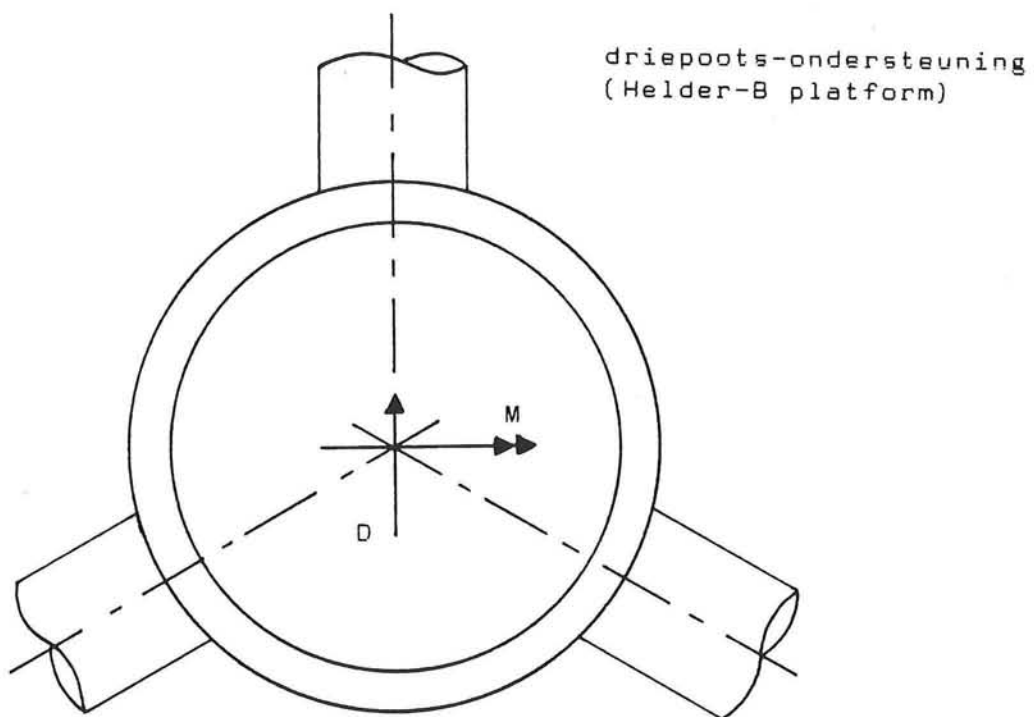
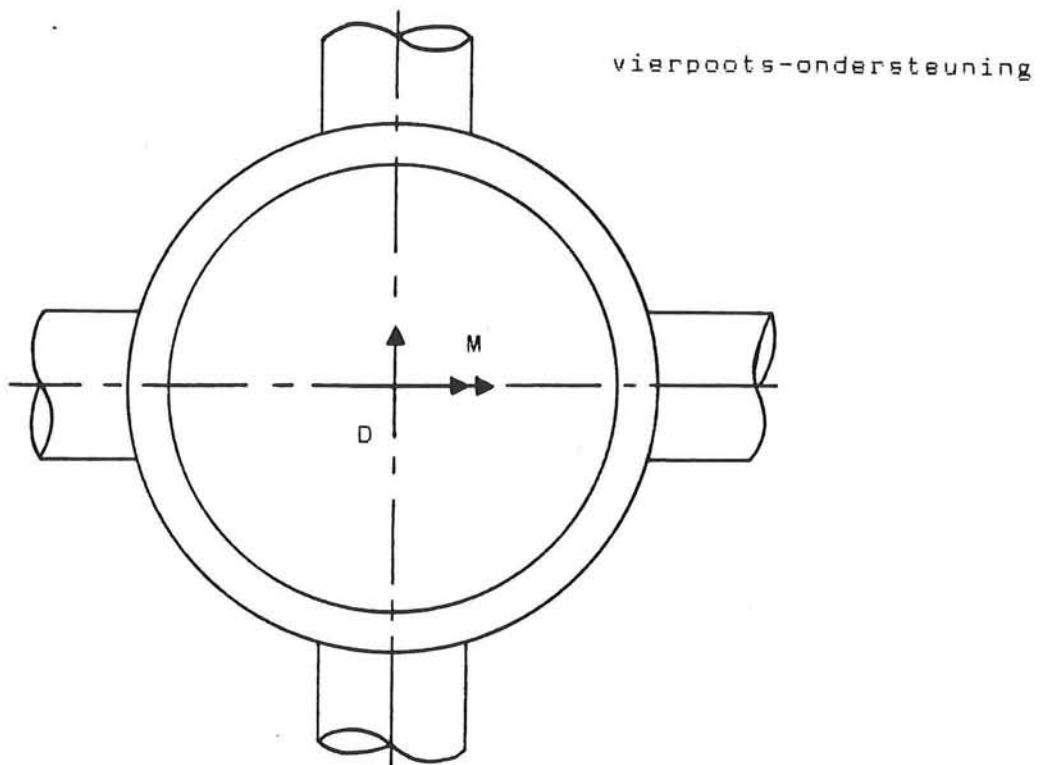
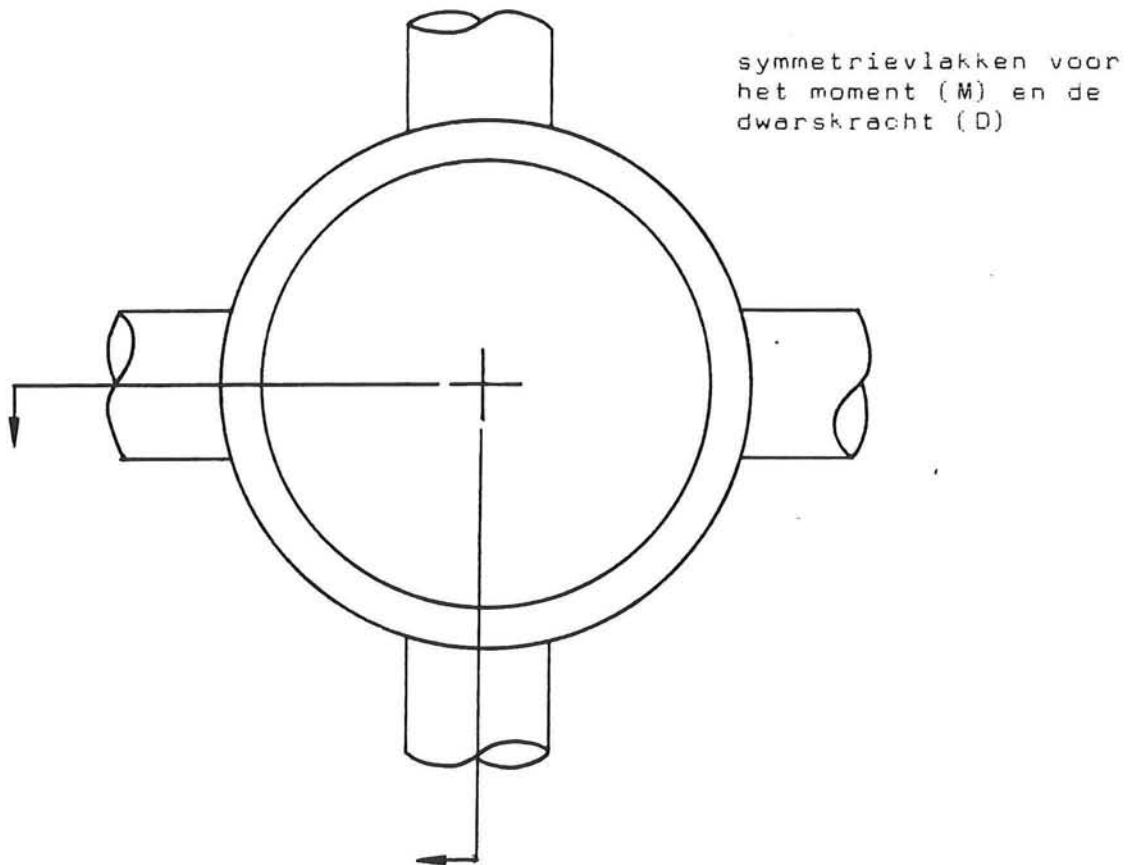


Fig. 3.1 Symmetrie-eigenschappen



vierpoots-ondersteuning



symmetrievlakken voor
het moment (M) en de
dwarskracht (D)

Fig. 3.2 Symmetrie-eigenschappen

Bijlage 3 : Het STRUDL-elementenmodel

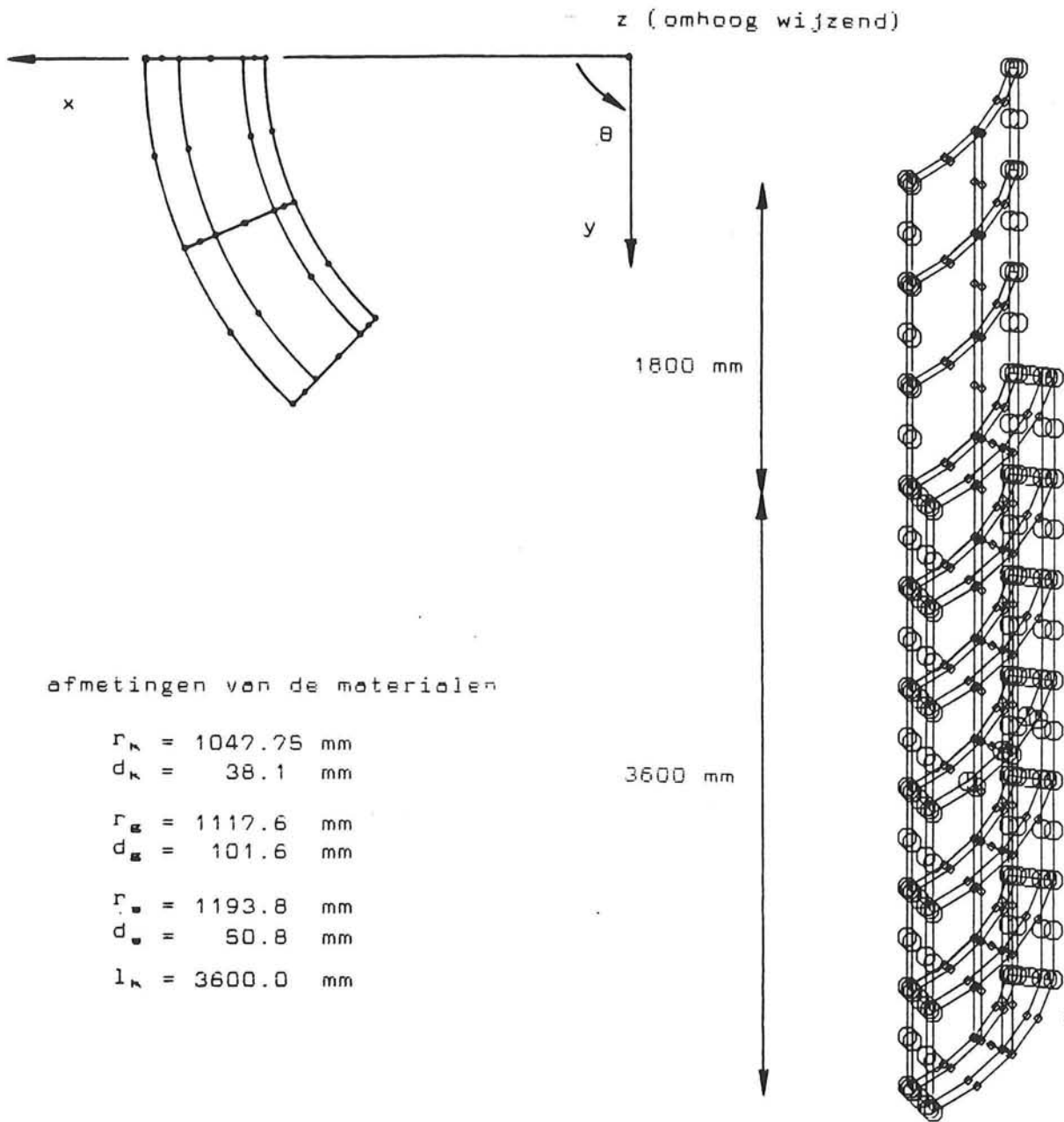


Fig. 3.10

Elementenopbouw STRUDL-model

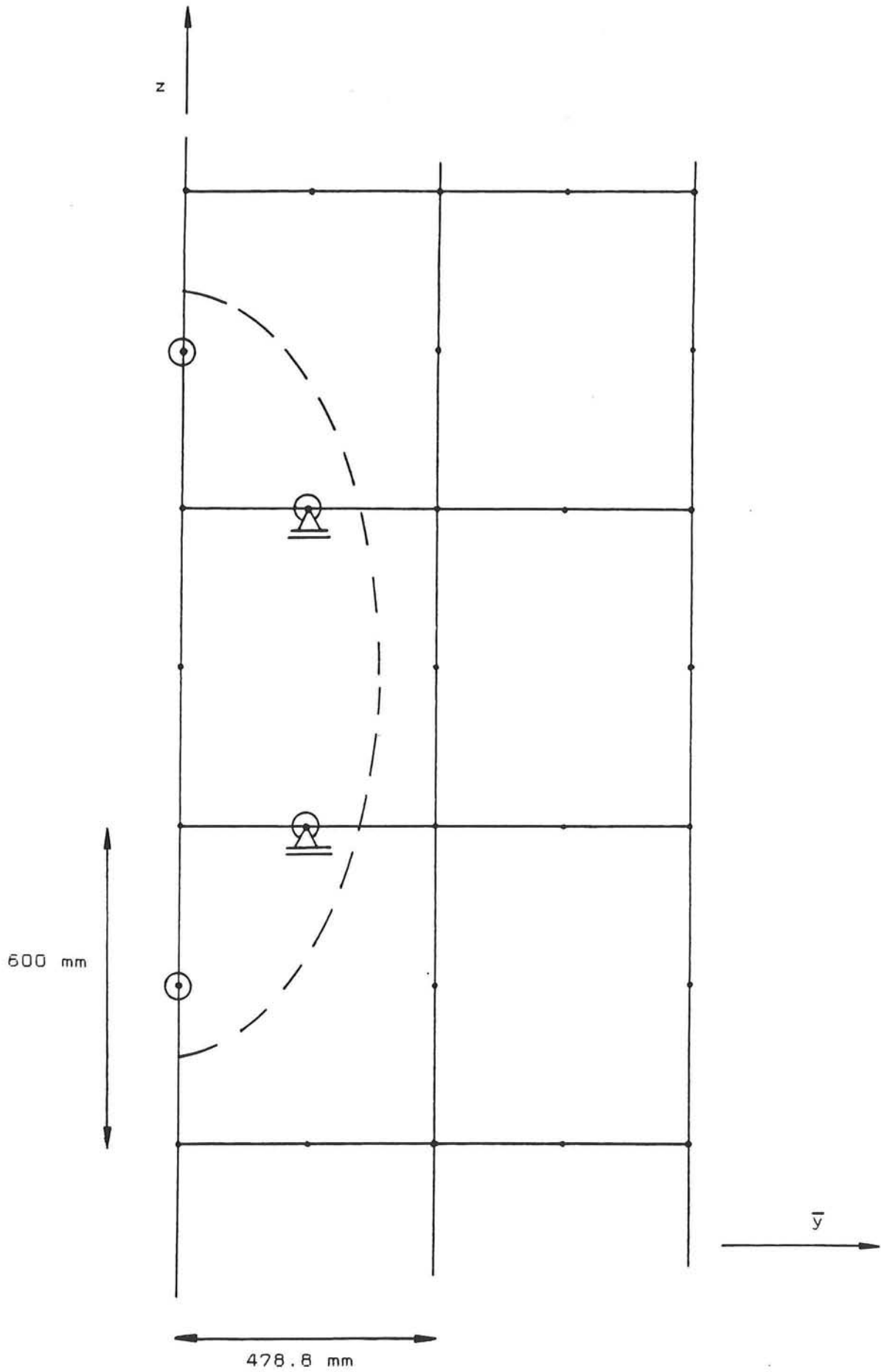
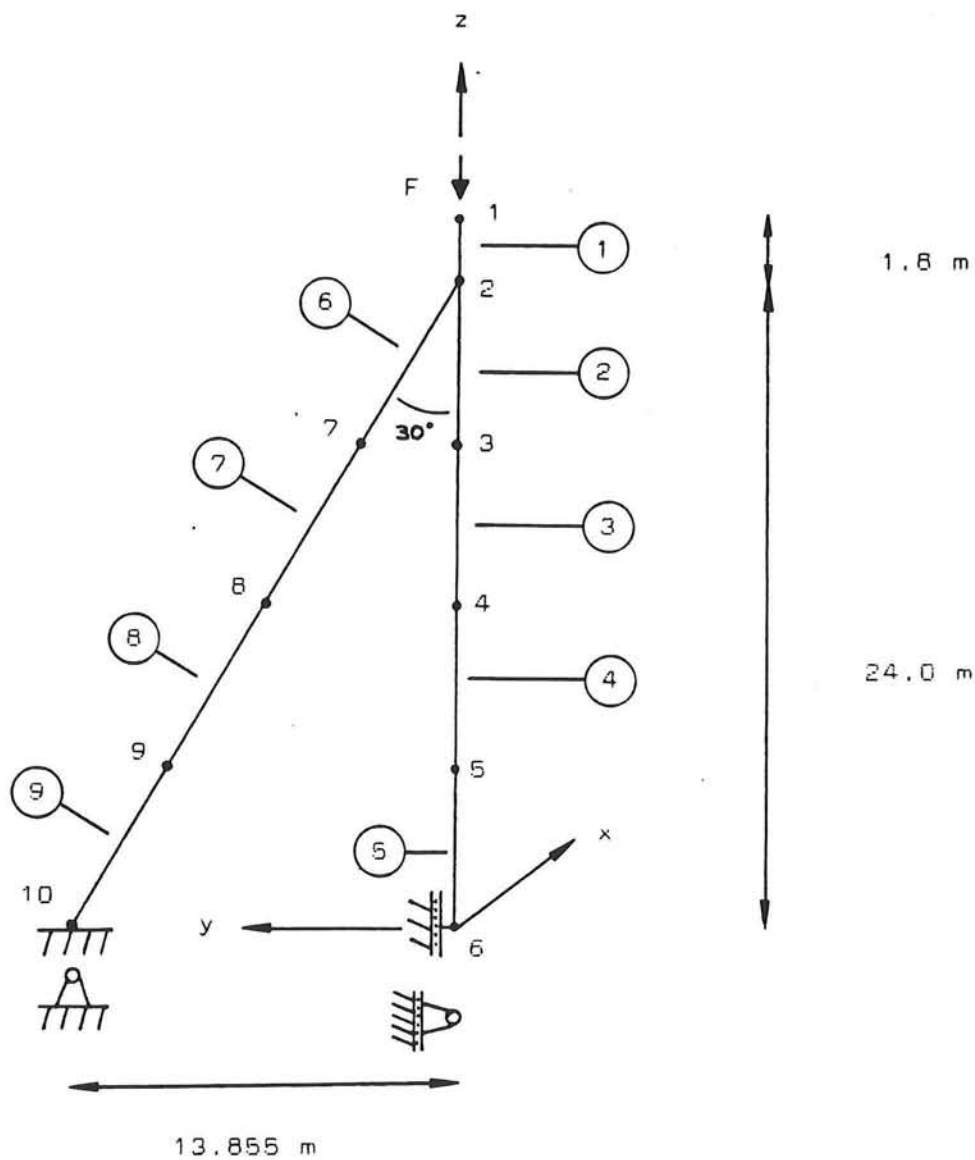


Fig. 3.11 Aansluitknopen van de poot op de sleeve

Bijlage 4 : Model en invoer voor de SPACE FRAME-berekening



Voor de poten in $+x$, $-x$ en $-y$ richting geldt een analoge opbouw als hierboven getekend.

Fig. 3.14 Opbouw van het STRUDL SPACE FRAME-model

Invoer voor de SPACE FRAME berekening

UNITS KN M

JOINT COORDINATES

1	0.	0.	25.0
2	0.	0.	24.0
3	0.	0.	18.0
4	0.	0.	12.0
5	0.	0.	6.0
6	0.	0.	0.0 S
7	0.	3.46375	18.0
8	0.	6.9275	12.0
9	0.	10.39125	6.0
10	0.	13.855	0.0 S
11	0.	-3.46375	18.0
12	0.	-6.9275	12.0
13	0.	-10.39125	6.0
14	0.	-13.855	0.0 S
15	3.46375	0.	18.0
16	6.9275	0.	12.0
17	10.39125	0.	6.0
18	13.855	0.	0.0 S
19	-3.46375	0.	18.0
20	-6.9275	0.	12.0
21	-10.39125	0.	6.0
22	-13.855	0.	0.0 S

JOINT RELEASES

6 FORCE Z MOM X,Y,Z
10,14,18,22 MOM X,Y,Z

TYPE SPACE FRAME

MEMBER INCIDENCES

1 1 2
2 2 3
3 3 4

4 4 5
5 5 6
6 2 7
7 7 8
8 8 9
9 9 10
10 2 11
11 11 12
12 12 13
13 13 14
14 2 15
15 15 16
16 16 17
17 17 18
18) 2 19
19 19 20
20 20 21
21 21 22

MEMBER PROPERTIES

1 TO 5 AX 0.1682 AY 0.1682 AZ 0.1682 -
IX 0.1689 IY 0.0935 IZ 0.0935
6 TO 21 AX 0.0588 AY 0.0588 AZ 0.0588 -
IX 0.0030 IY 0.0040 IZ 0.0040

MATERIAL CONSTANTS STEEL

LOADING 1

JOINT LOADS

1 FORCE Z -2571.88

CONSISTENCY CHECK

*** STRUDL MESSAGE 2.21 - NO ERRORS DETECTED DURING CONSISTENCY CHECKS

STIFFNESS ANALYSIS

PRINT DATA

Bijlage 5 : De horizontale kracht op het knooppunt

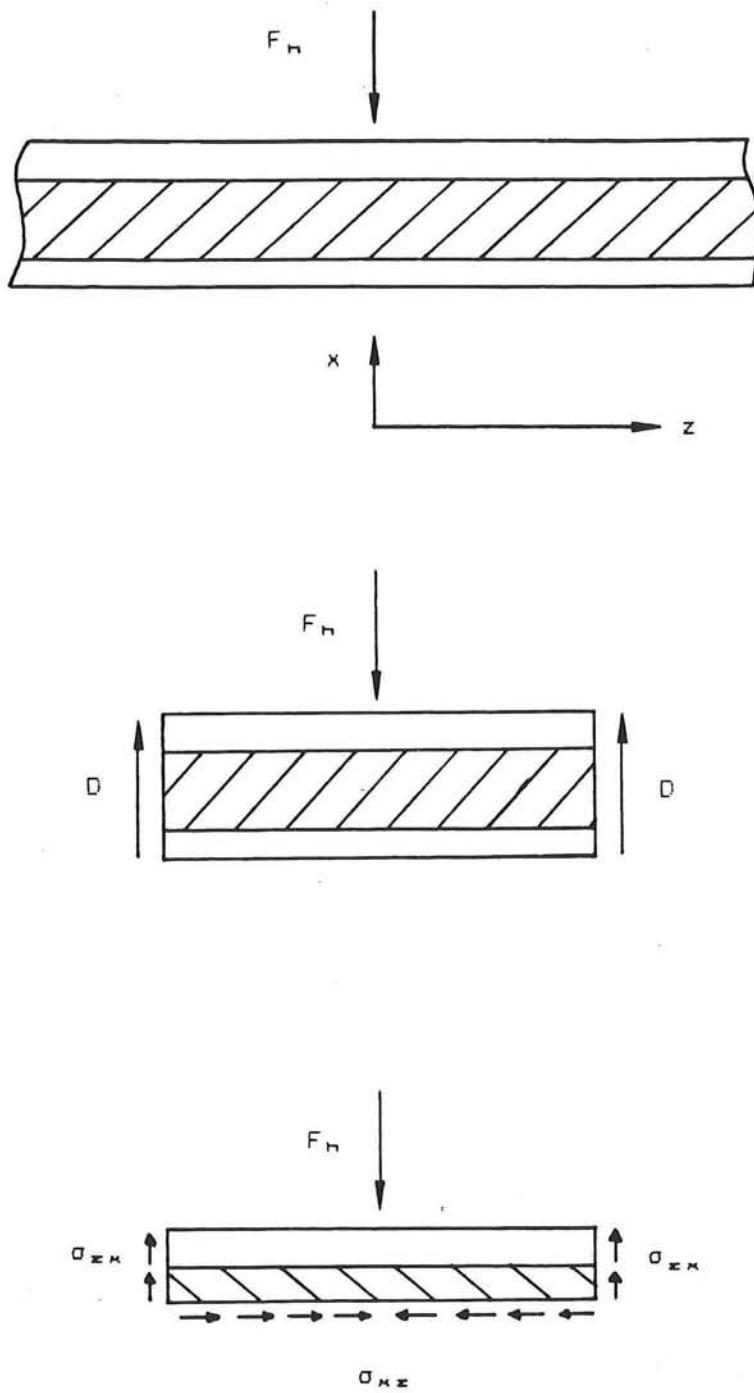
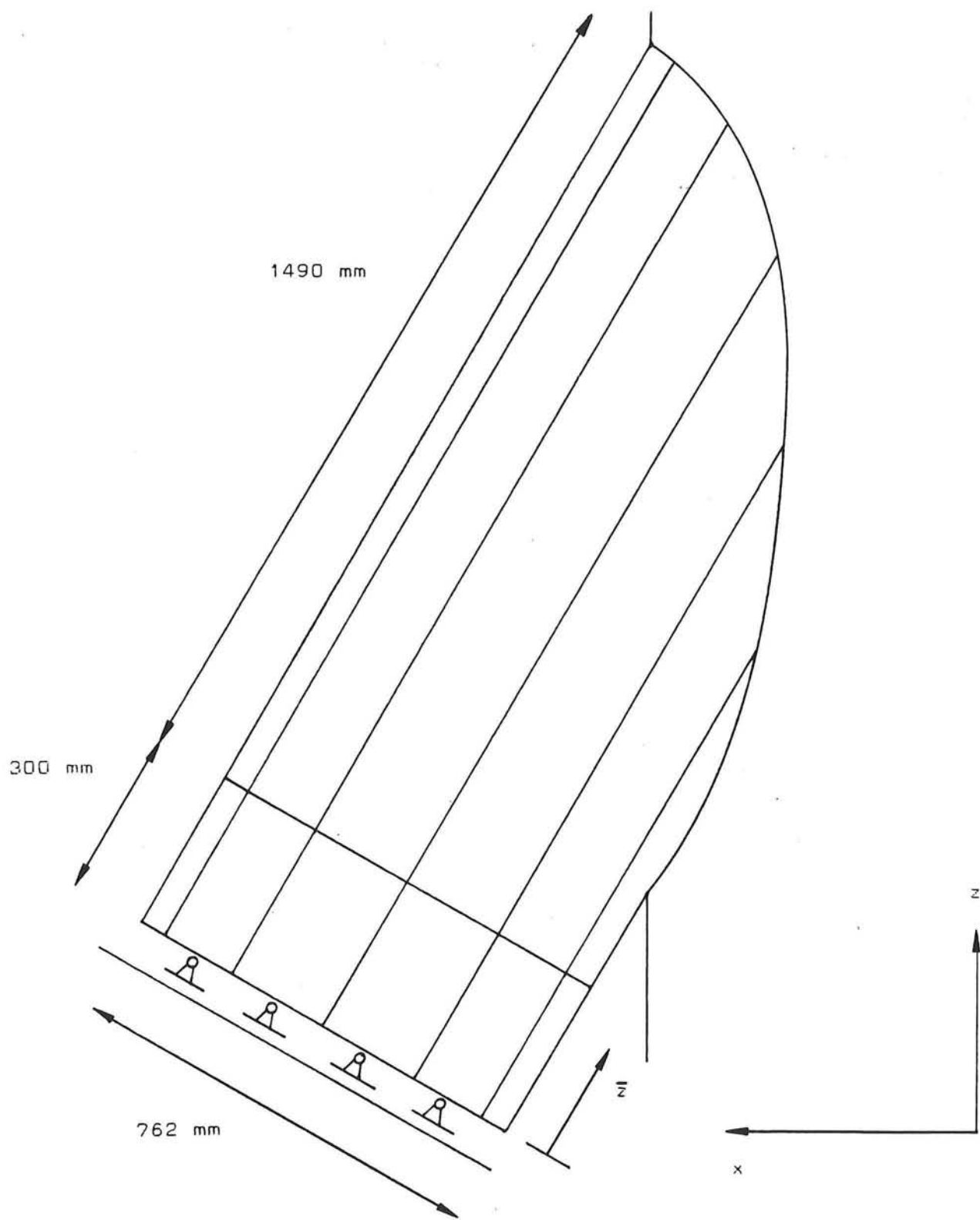


Fig. 4.5 Invloed van de horizontale belasting op de schuifspanning in de grout

Bijlage 6 : Het DIANA-model bij de poot-aansluiting



zij-aanzicht van de poot

Fig. 5.1 Modelling van de poot in de DIANA-modellen

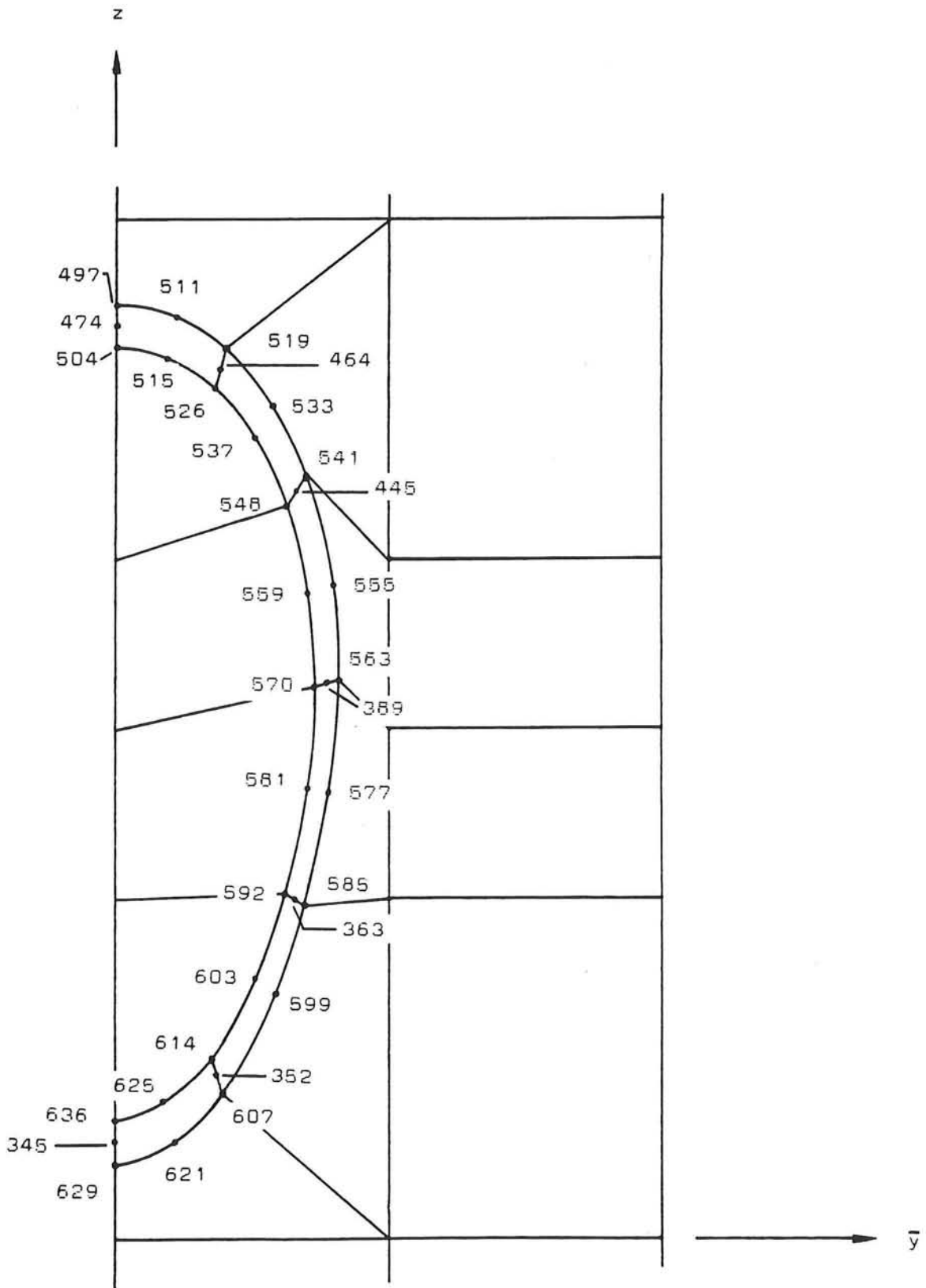
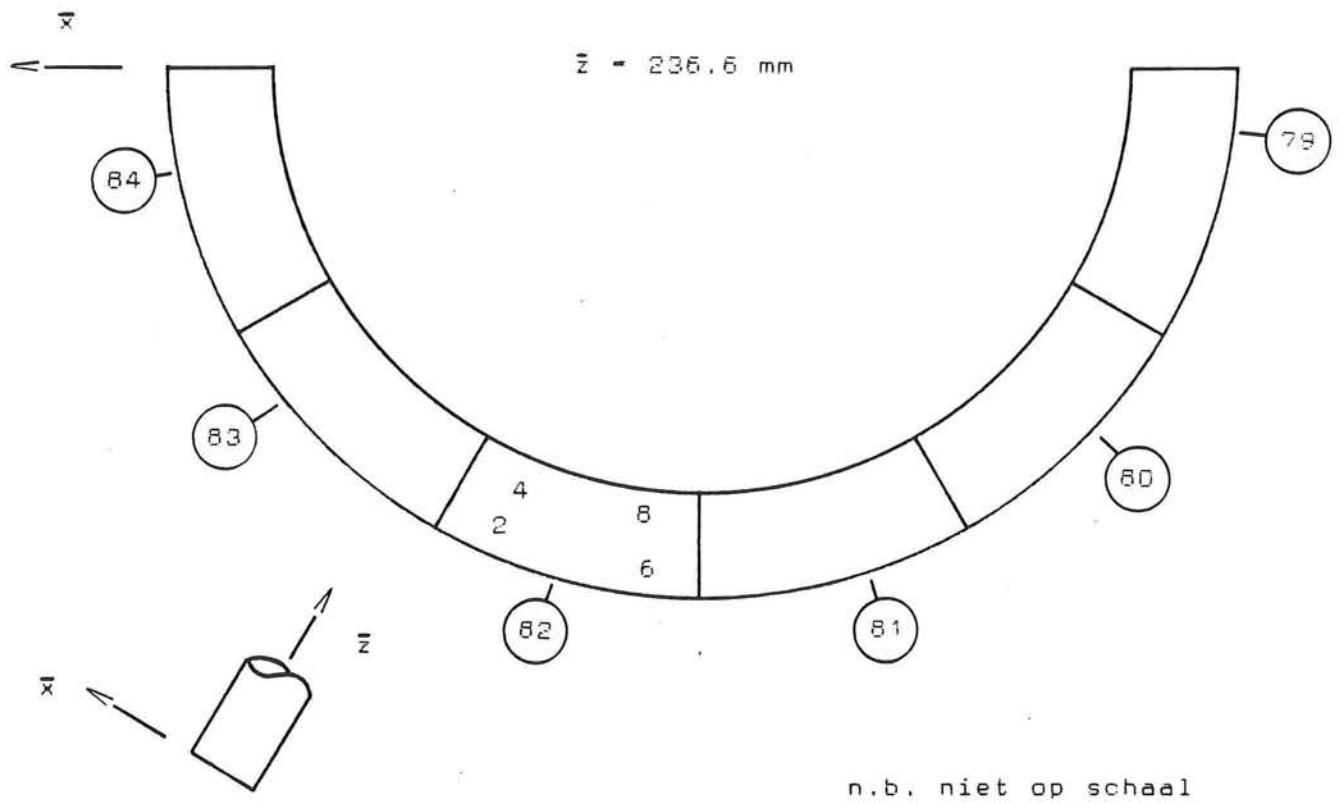


Fig. 5.9 Knoopnummering op aansluitvlak voet-sleeve



n.b. niet op schaal
getekend

Fig. 5.11 Doorsnede over de poot

**Bijlage 7 : Programma voor het berekenen van de
spanningen in de knopen**

Programma spanningen naar de knopen

```
PROGRAM RESULTAATVERWERKING;
TYPE MATRIX1=ARRAY [1..8,1..6] OF REAL;
   MATRIX2=ARRAY [1..4,1..6] OF REAL;
   MATRIX3=ARRAY [1..20,1..6] OF REAL;
VAR X,K,Z,T,S,I :INTEGER;
    A :MATRIX1;
    B,C,D,E :MATRIX2;
    F :MATRIX3;
BEGIN
  WRITELN ('PROGRAMMA VOOR VERWERKING DIANA-RESULTATEN');
  WRITELN;
  WRITE ('DIT PROGRAMMA EXTRAPOLEERT DE SPANNINGEN UIT ');
  WRITELN ('DE INTEGRATIEPUNTEN');
  WRITE ('VAN DE VOLUME-ELEMENTEN (CHX60) NAAR DE 20 ');
  WRITELN ('KNOPEN. '); WRITELN; WRITELN;
  FOR X:=1 TO 90 DO
  BEGIN
    READ (Z); WRITELN ('ELEMENTNR: ',Z:1);
    WRITELN; WRITELN;
    FOR T:=1 TO 8 DO
    BEGIN
      FOR S:=1 TO 6 DO
      BEGIN
        READ (A[T,S]);
      END;
    END;
    FOR K:=1 TO 6 DO
    BEGIN
      B[1,K]:=1.366*A[1,K]-0.366*A[3,K];
      B[2,K]:=1.366*A[5,K]-0.366*A[7,K];
      B[3,K]:=1.366*A[2,K]-0.366*A[4,K];
      B[4,K]:=1.366*A[6,K]-0.366*A[8,K];
      C[1,K]:=1.366*A[3,K]-0.366*A[1,K];
      C[2,K]:=1.366*A[7,K]-0.366*A[5,K];
      C[3,K]:=1.366*A[4,K]-0.366*A[2,K];
      C[4,K]:=1.366*A[8,K]-0.366*A[6,K];
      D[1,K]:=1.366*B[1,K]-0.366*B[3,K];
      D[2,K]:=1.366*B[2,K]-0.366*B[4,K];
      D[3,K]:=1.366*B[3,K]-0.366*B[1,K];
      D[4,K]:=1.366*B[4,K]-0.366*B[2,K];
      E[1,K]:=1.366*C[1,K]-0.366*C[3,K];
      E[2,K]:=1.366*C[2,K]-0.366*C[4,K];
      E[3,K]:=1.366*C[3,K]-0.366*C[1,K];
      E[4,K]:=1.366*C[4,K]-0.366*C[2,K];
      F[1,K]:=1.366*D[1,K]-0.366*D[2,K];
      F[3,K]:=1.366*D[2,K]-0.366*D[1,K];
      F[5,K]:=1.366*E[2,K]-0.366*E[1,K];
      F[7,K]:=1.366*E[1,K]-0.366*E[2,K];
      F[13,K]:=1.366*D[3,K]-0.366*D[4,K];
      F[15,K]:=1.366*D[4,K]-0.366*D[3,K];
      F[17,K]:=1.366*E[4,K]-0.366*E[3,K];
      F[19,K]:=1.366*E[3,K]-0.366*E[4,K];
      F[2,K]:=0.5*(F[1,K]+F[3,K]);
    END;
  END;
END;
```

```

F[ 4,K ]:=0.5*(F[ 3,K ]+F[ 5,K ]);
F[ 6,K ]:=0.5*(F[ 5,K ]+F[ 7,K ]);
F[ 8,K ]:=0.5*(F[ 7,K ]+F[ 1,K ]);
F[ 9,K ]:=0.5*(F[ 1,K ]+F[ 13,K ]);
F[ 10,K ]:=0.5*(F[ 3,K ]+F[ 15,K ]);
F[ 11,K ]:=0.5*(F[ 5,K ]+F[ 17,K ]);
F[ 12,K ]:=0.5*(F[ 7,K ]+F[ 19,K ]);
F[ 14,K ]:=0.5*(F[ 13,K ]+F[ 15,K ]);
F[ 16,K ]:=0.5*(F[ 15,K ]+F[ 17,K ]);
F[ 18,K ]:=0.5*(F[ 17,K ]+F[ 19,K ]);
F[ 20,K ]:=0.5*(F[ 19,K ]+F[ 13,K ]);
END;
WRITE ('KNOOP      SXX      SYY      SZZ      ');
WRITELN ('SXY      SYZ      SXZ');WRITELN;
FOR I:=1 TO 20 DO
BEGIN
  WRITE (I:3);
  WRITE (F[I,1]:14:3,F[I,2]:10:3,F[I,3]:10:3,F[I,4]:10:3);
  WRITELN (F[I,5]:10:3,F[I,6]:10:3);
END;
WRITELN;WRITELN;WRITELN;
END;
WRITELN ('EINDE PROGRAMMA');
END.

```

Lijst van in het programma gebruikte matrices :

```

matrix [A] = 8 * 6 matrix
            = per element in te lezen 6 spanningen
              in de 8 integratiepunten.

matrix [B] = 4 * 6 matrix
            = spanningen naar de 4 punten op vlak 1

matrix [C] = 4 * 6 matrix
            = spanningen naar de 4 punten op vlak 2

matrix [D] = 4 * 6 matrix
            = spanningen op de 2 ribben van vlak 1

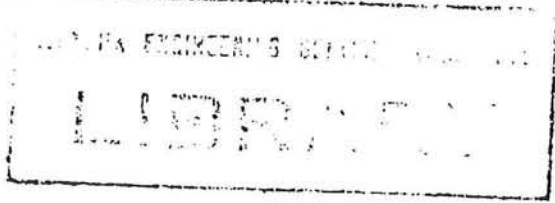
matrix [E] = 4 * 6 matrix
            = spanningen op de 2 ribben van vlak 2

matrix [F] = 20 * 6 matrix
            = spanningen in de knopen

x          = teller van het aantal elementen
z          = elementnummer

```

**Bijlage 8 : Voorschriften van het American Petroleum
Institute en het Department of Energy
voor de berekening van staal-grout-staal
verbindingen**



API RP 2A
Fifteenth Edition
October 22, 1984

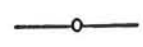
API
RECOMMENDED PRACTICE
FOR
PLANNING, DESIGNING,
and CONSTRUCTING
FIXED OFFSHORE PLATFORMS

OFFICIAL PUBLICATION



REG. U.S. PATENT OFFICE

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE
Washington, D.C.



Issued by
AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE
Production Department
211 N. Ervay, Suite 1700
Dallas TX 75201

Copyright © 1984 American Petroleum Institute
Users of this publication should become completely familiar with its scope and content.
This document is intended to supplement rather than replace individual engineering judgment.

2.7.3 Configuration. The guyline system should provide the desired strength, stiffness, and redundancy to support the tower under the action of the environmental forces. Tower response should be evaluated and shown to remain stable with one or more critically loaded guylines out of service for the design environmental conditions. Major design variables include the number and size of individual guylines, the distance from the tower to the clumpweight and anchor, the size and configuration of the clumpweight, and the guyline preload and connections.

2.7.4 Analysis. Generally, the loads in a guyline should be determined from a specific dynamic analysis of a detailed guyline model. The model should consider hydrodynamic and structural damping, inertia and drag characteristics of the guyline and clumpweight, and interaction with the seafloor. The guyline may be excited at the tower termination with a displacement input determined according to the provisions of Section 2.3.1c. Other design considerations are local vibration of the guyline and overall current force on the guyline system.

2.7.5 Recommended Factors of Safety. The ultimate guyline capacities can be assumed to be the rated breaking strengths. The allowable guyline capacities are determined by dividing the ultimate guyline capacity by appropriate factors of safety which should not be less than the following values:

Loading Conditions	Safety Factor
1) Design environmental conditions with appropriate deck loads, including appropriate dynamic amplification of guyline forces.	2.0
2) Operating environmental conditions	3.0

These safety factors are based on the redundancy found in typical guyline configurations.

2.7.6 Fatigue. The axial and bending fatigue life of the guylines should be evaluated. The loading history should be developed in accordance with Section 2.5.3(b). Discussions of fatigue for steel rope or strand are given in references 2 and 3.

REFERENCES

1. Reese, L. D., "A Design Method for an Anchor Pile in a Mooring System"; OTC 1745, (May, 1973).
2. Stonsifer, F. R., Smith, H. L., "Tensile Fatigue in Wire Rope." OTC 3419, (May, 1979).
3. Ronson, K. T., "Ropes for Deep Water Mooring." OTC 3850, (May, 1980).

2.8 GROUTED PILE TO STRUCTURE CONNECTIONS

2.8.1 General. Platform loads may be transferred to steel piles by grouting the annulus between the jacket leg (or sleeve) and the pile. The load is transferred to

the pile from the structure across the grout. Experimental work indicates that the mechanism of load transfer is a combination of bond and confinement friction between the grout and the steel surfaces and the bearing of the grout against mechanical aids such as shear keys.

2.8.2 Factors Affecting the Connection Strength. Many factors affect the strength of a grouted connection. These include, but are not limited to, the unconfined compressive strength of the grout; size and spacing of the shear keys; type of admixture; method of placing grout; condition of the steel surfaces, presence of surface materials that would prevent bonding of grout to steel; and the amount of disturbance from platform movement while the grout is setting. For high D/t ratios the hoop flexibility of the sleeve and the pile is also known to be a factor.

2.8.3 Computation of Applied Axial Force. In computing the axial force applied to a grouted pile to structure connection, due account should be taken of the distribution of overall structural loads among various piles in a group or cluster. The design load for the connection should be the highest computed load with due consideration given to the range of axial pile and in-situ soil stiffnesses.

2.8.4 Computation of Allowable Axial Force. In the absence of reliable comprehensive data which would support the use of other values of connection strength, the allowable axial load transfer should be taken as the smaller value (pile or sleeve) of the force calculated by a multiplication of the contact area between the grout and steel surfaces and the allowable axial load transfer stress f_{ba} , where f_{ba} is computed by the appropriate value in Par. 2.8.4a or 2.8.4b for the grout/steel interface. This allowable axial force should be greater than or equal to the applied axial force computed according to Par. 2.8.3.

2.8.4a. Plain pipe connections. The value of the allowable axial load transfer stress, f_{ba} , should be taken as 20 psi (0.138 MPa) for loading conditions 1 and 2, Par. 2.2.2; and 26.7 psi (0.184 MPa) for loading conditions 3 and 4, Par. 2.2.2.

2.8.4b. Shear key connections. Where shear keys are used at the interface between steel and grout, the value of the nominal allowable axial load transfer stress, f_{ba} , should be taken as:

$$f_{ba} = 20 \text{ psi (0.138 MPa)} + 0.5 f_{cu} \frac{h}{s} \dots \dots \dots (2.8.4-1)$$

for loading conditions 1 and 2 of Par. 2.2.2, and should be taken as:

$$f_{ba} = 26.7 \text{ psi (0.184 MPa)} + 0.67 f_{cu} \frac{h}{s} \dots \dots \dots (2.8.4-2)$$

for loading conditions 3 and 4 of Par. 2.2.2, where:

f_{cu} = unconfined grout compressive strength (psi, MPa) as per Par. 2.9.4a.

h = shear key outstand dimension (inches, mm)
(See Fig. 2.8.4-1. 2)

s = shear key spacing (inches, mm) (See Fig. 2.8.4-1, 2)

Shear keys designed according to Equations 2.8.4-1 and 2 should be detailed in accordance with the following requirements:

1. Shear keys may be circular hoops at spacing "s" or a continuous helix with a pitch of "s." See Par. 2.8.4c for limitations.
2. Shear keys should be one of the types indicated in Fig. 2.8.4-2.
3. For driven piles, shear keys on the pile should be applied to sufficient length to ensure that, after driving, the length of the pile in contact with the grout has the required number of shear keys.
4. Each shear key cross section and weld should be designed to transmit that part of the connection capacity which is attributable to the shear

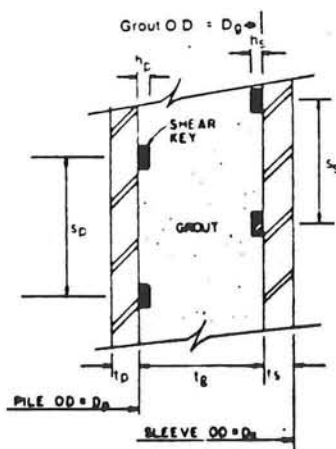


Fig. 2.8.4-1
Grouted Pile to Structure Connection
with Shear Keys

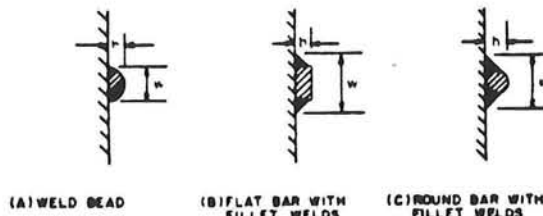


Fig. 2.8.4-2
Recommended Shear Key Details

key for loading conditions 1 and 2, paragraph 2.2.2. The shear key and weld should be designed at basic allowable steel and weld stresses to transmit an average force equal to the shear key bearing area multiplied by 1.7 f_{cu} , except for a distance of 2 pile diameters from the top and the bottom end of the connections where 2.5 f_{cu} should be used.

2.8.4c. Limitations. The following limitation should be observed when designing a connection according to Par. 2.8.4a or b:

$$2,500 \text{ psi (17.25 MPa)} \leq f_{cu} \leq 16,000 \text{ psi (110 MPa)}$$

The following limitations should be observed when designing a connection according to Par. 2.8.4b (see Fig. 2.8.4-1 and 2):

$$\text{Sleeve geometry } \frac{D_s}{t_s} \leq 80$$

$$\text{Pile geometry } \frac{D_p}{t_p} \leq 40$$

$$\text{Grout annulus geometry } 7 \leq \frac{D_g}{t_g} \leq 45$$

$$\text{Shear key spacing ratio } 2.5^* \leq \frac{D_p}{s} \leq 8$$

*for helical shear keys only

$$\text{Shear key ratio } \frac{h}{s} \leq 0.10$$

$$\text{Shear key shape factor } 1.5 \leq \frac{w}{h} \leq 3$$

$$\text{Product of } f_{cu} \text{ and } \frac{h}{s} \leq 800 \text{ psi (5.5 MPa)}$$

2.8.4d. Other Design Methods. Other methods which are based on testing and verification may be used for calculating the allowable load transfer stress f_{ba} . One such method is included and described in the Commentary Section C.2.8.4d.

2.8.5 Loadings other than Axial Load. Grouted pile to sleeve connections will be subjected to loading conditions other than axial load, such as transverse shear and bending moment or torque. The effect of such loadings, if significant, should be considered in the design of connections by appropriate analytical or testing procedures.

2.9 MATERIAL

2.9.1 Structural Steel

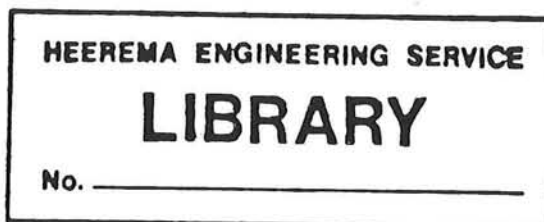
2.9.1a. General. Steel should conform to a definite specification and to the minimum strength level, group, and class specified by the designer. Certified mill test reports or certified reports of tests made by

Department of Energy

Offshore installations: Guidance on design and construction

£11.50 net

ISBN 0 11 411457 9



Publisher's Note

The text of this new edition is supplied separately in this form to enable the user to utilise the binder of the previous edition.

Should a binder be required, one is available from HMSO. Please quote ISBN 0 11 701118 5 when ordering.

London: Her Majesty's Stationery Office

Part II Section 4

4.2.1.14 Grouted pile/sleeve connections

The strength and stability of a jacket structure depends on the integrity of the concentration between the supporting piles and the jacket legs or pile sleeves. In template and in skirt piled structures, some of the piles may pass through the legs of the structure and the primary connection is then normally formed by welding the pile to the structure above water. In other cases, particularly for structures in deeper water, a number of sleeves are provided at the lower end of each leg and grouted connections are used to transmit all loads between the structure and its piles. The following design procedures are intended to cover all instances where a grouted connection forms the primary means of load transfer between the structure and the piles.

The following recommendations are derived from model and full scale laboratory tests on specimens representing the geometry of typical connections used for North Sea structures. The design procedure recommended is similar to that presented in Reference 1. Further background information can be found in Reference 2.

APPENDIX 4C

C4.2.1.14.1 Factors affecting the strength of a grouted connection

The following principal factors have been shown to affect the strength of a grouted connection:—

- (a) Grout compressive strength and elastic modulus
- (b) Tubular and grout annulus geometries
- (c) Outstand and spacing of mechanical shear connectors
- (d) Grouted length to pile diameter ratio
- (e) Surface condition of tubulars
- (f) Long term grout shrinkage or expansion.

Items (e) and (f) are significant only for plain pipe connections. In addition the use of grouted connections in applications where tensile loads predominate may need special consideration, as there is some evidence that the strength of the connection is reduced under these conditions.

C.4.2.1.14.2 Use of mechanical shear connections

It is strongly recommended that mechanical shear connectors are used, since their presence can result in connection strengths of several times that of plain pipe connections with resulting economy for the complete structure, increases the reliability of the connection, and eliminates any effect of long-term grout shrinkage. Mechanical shear connectors may take the form of continuously welded bars or weld beads attached to the steel surfaces in contact with the grout and may be arranged in hoop or helical formation. Other forms of shear connection require special consideration.

Where the design of the grouted connections takes account of the presence of shear connectors, the following requirements should be noted:—

- (i) Shear connectors should be present on both the pile and sleeve surfaces which are in contact with the grout.
- (ii) The shear connector spacing should be uniform along the length of the connection.

- (iii) The outstand and spacing of shear connectors on the sleeve and pile should be the same.
- (iv) For driven piles, shear connectors on the pile should be applied to sufficient length to ensure that, after driving, the length of pile in contact with the grout has shear connectors.
- (v) Shear connector cross-section and welds on each grout/steel interface should be designed to transmit the total load applied to the grouted connection.

C.4.2.1.14.3 Strength of a grouted connection

- (a) The characteristic bond strength of a grouted connection with or without mechanical shear connectors, satisfying the requirements of 4.2.1.14.4 is given by

$$f_{buc} = K.C_L (9C_s + 1100 h/s) (f_{cu})^{1/2} \quad \dots (1)$$

where

- f_{buc} is the characteristic bond strength (in N/mm²)
- f_{cu} is the characteristic grout compressive strength (in N/mm²) (see 4.2.1.15.2)
- K is the stiffness factor defined below
- C_L is the coefficient for grouted length to pile diameter ratio
- C_s is the surface condition factor
- h is the minimum shear connector outstand (in mm)
- s is the nominal shear connector spacing (in mm)

$$K = \frac{1}{m} (D/t)_g^{-1} + [(D/t)_p + (D/t)_s]^{-1} \quad \dots (2)$$

where

- m is the modular ratio of steel to grout
- D is the outside diameter
- t is the wall thickness

suffices g , p and s refer to grout, pile and sleeve respectively.

- (c) In the absence of other data the modular ratio m may conservatively be taken as 18 for long term (i.e. 28 days or more).
- (d) The available data on the parameter C_L are limited. In the absence of data relating to the specific tubular and shear connector geometry, the following values of C_L should be assumed —

L/D_p	C_L
2	1.0
4	0.9
8	0.8
≥ 12	0.7

where L is the nominal grouted connection length

Intermediate values for $L/D_p < 12$ should be calculated by linear interpolation.

- (e) The surface condition factor C_s should be taken according to the following —
 - (i) if shear connectors are present and satisfy the requirement $h/s \geq 0.005$, the C_s may be taken as 1.0.
 - (ii) for plain pipe connections and for connections with shear connectors but with $h/s < 0.005$, then the absence of test data C_s should be taken as 0.6.

Part II Section 4

The values in (i) and (ii) above refer to shotblasted or lightly rusted surface conditions. Other conditions (e.g. painted surfaces) should receive special consideration.

C.4.2.1.14.4 Range of application

The relationship given in 4.2.1.14.3 may only be applied to connections which satisfy the following geometrical ratio limits and which, for connections using mechanical shear connectors also satisfy the requirements of 4.2.1.14.2.

Sleeve geometry	$\dagger 50 \leq (D/t) s \leq 140$
Pile geometry	$\dagger 24 \leq (D/t) p \leq 40$
Grout annulus geometry	$10 \leq (D/t) g \leq 45$
Grouted connection length to pile diameter ratio	$L/D_p \geq 2$
Shear connector height ratio	$0^* \leq h/D_p \leq 0.006$
Shear connector spacing ratio	$0^* \leq D_p/s \leq 8$
Shear connector ratio	$0^* \leq h/s \leq 0.04$
Shear connector shape factor	$1.5 \leq w/h \leq 3$

where w is the nominal width of the shear connector including welds.

† Whilst D/t ratios are given for sleeve and pile geometries the design of these components should be in accordance with relevant steel design methods.

* Refers to plain pipe connections.

The notation is illustrated in Figure A1.

The above limits are imposed because of the range of geometries for which test data are available. The restriction on shear connector shape factor (width/outstand) is consistent with connectors formed either by welded square bar or approximately hemispherical weld beads and generally covers current practice.

These limitations should not be taken to exclude the use of connections outside the stated ranges providing that it is demonstrated that the strength of such connections can be reliably estimated. Connections with pile and sleeve D/t ratios below the lower limits (i.e. more radially stiff) can be conservatively designed by assuming the limiting D/t ratios in calculations. Alternatively test data may be used as the basis for design. However, care must be taken in using the results of limited test programmes to prove a *characteristic* bond strength equivalent to that given in 4.2.1.14.3. Statistical analysis of test data requires the imposition of substantial reduction factors in the calculation of *characteristic* bond strength values from a small amount of data. Statistical tables are given in Reference 3.

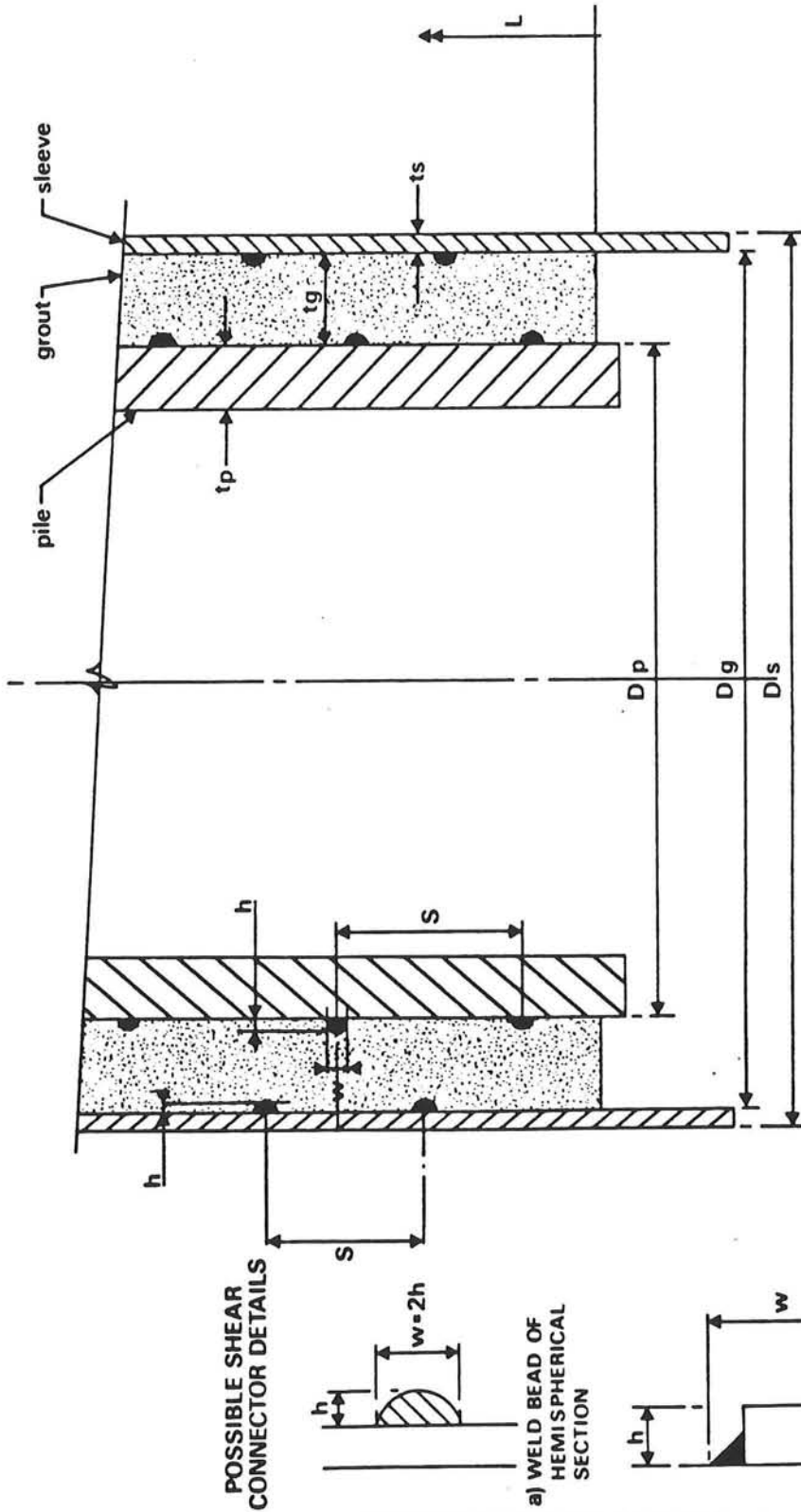
C.4.2.1.14.5 Safety factors

In determining the permissible working bond stresses from the *characteristic* bond strength given by 4.2.1.14.3 the safety factors given below should be applied. The two conditions are defined in 4.1.6 and 4.1.7.

(a) Grout displacing water

Condition	Safety factor
Extreme	4.5
Operating	6.0

FIGURE A1



(b) Grout displacing drilling mud or other similar material

<i>Condition</i>	<i>Safety factor</i>
Extreme	6.0
Operating	8.0

C.4.2.1.14.6 *Applied stresses*

In calculation of applied bond stresses for comparison with the permissible working bond stress due account should be taken of the distribution of overall structure loads between various piles in a group or cluster. The design loads for the connection shall be the highest calculated load with due consideration of the range of possible in-situ soil stiffness.

Bond stress is defined as the applied axial load divided by the pile to grout nominal contact area. The overall deflection of a grouted connection at the working load may need consideration in the design of the structure.

4.2.1.15 *Grout materials and grouting procedures for grouted pile/sleeve connections*

4.2.1.15.1 *Materials*

The types of materials which may be used for grouted connections include—

- (i) Portland cement grouts with or without inert fillers mixed preferably with fresh water, although seawater may be used. There may be special circumstances where the use of seawater is undesirable because of corrosion and other durability effects.
- (ii) Fresh water/high alumina cement grouts providing that, to take account of the conversion process, the design is based on the minimum strength appropriate to the curing temperature, service temperature, service temperature and water: cement ratio. In this respect the water: cement ratio should not be greater than 0.4.

Admixtures may be used to improve properties of the slurry or set grout provided that it is satisfactorily established that they have no harmful effect on the performance of the connection. The use of calcium chloride or admixtures containing significant levels of chloride ion are not permitted. Guidance on the strength-time characteristics of typical grout mixes can be obtained from Reference 4.

4.2.1.15.2 *Assessment of compliance of grout strength*

(a) *Grout specimens*

The formula (1) for bond strength given in 4.2.1.14.3 is based on the *characteristic* grout compressive strength as determined by tests on 75mm cubes at the design age (usually 28 days). Other cube sizes and cylinders may be used to determine and check grout strength providing a conversion factor is applied as determined by appropriate tests. It should be noted that for any given mix the conversion factor will depend on the age of the grout.

Testing of grout specimens to determine grout compressive strength should be in accordance with BS 1881.

(b) *Mix specification*

Evidence that the proposed mix will meet the specified strength at a given age should be obtained from previous production data or trial

mixes. The *mean* strength calculated from these data should exceed the specified *characteristic* grout compressive strength by either

- (i) $1.64 \sigma (0.86 + \sqrt{2/n})$ for $10 \leq n < 100$ or (ii) 1.64σ for $n \geq 100$

where

σ is the standard deviation calculated from n results

n is the number of test results not less than 10.

Previous production data for use in the above criteria should be test results from separate grout batches selected over an immediately prior period not exceeding two years, using the materials and plant which are proposed for the work.

Where laboratory trial mixes are used to provide data at least three separate batches of grout should be prepared and at least six cubes should be made from each batch for each age at which compliance is to be determined.

(c) *Offshore quality control*

During the grouting of each connection samples of grout should be taken from randomly selected batches. The rate of sampling should take account of the nature of the work.

At least four samples each of three cubes should be taken for each connection. One cube for each sample should be tested to assess compliance (usually at 28 days). The remaining cubes may be tested at earlier ages to indicate the grout quality.

The specimens should be subjected, until test, to a curing regime representative of the curing conditions of the grouted connection, i.e. underwater and at the appropriate seawater temperature.

Strength compliance should be assumed if no test result in each set of four is below the specified *characteristic* grout compressive strength. In the event of non-compliance, the action taken should have due regard for the kind of degree of non-compliance and the implication on safety.

4.2.1.15.3 *Offshore practices*

For the design relationships given in 4.2.1.14 to be applicable the grout should be injected at the lowest point of the annulus so that any fluid present is completely displaced. Reliable means of ensuring complete filling of the annulus with sound grout should be incorporated, such as provision for samples of material at the top of the annulus to be returned to the surface by piping or by divers, or the provision of proven remote monitoring devices at the top of the annulus.

References

- 1 Billington C J and Tebbett I E. "The basis of new design formulae for grouted jacket to pile connections". Paper OTC 3788 of Offshore Technology Conference, Texas, 1980.
- 2 Wimpey Laboratories Limited. "Department of Energy. Report of the Working Party on the strength of grouted pile sleeve connections for offshore structures". Document No. ST41/80C, October 1980.
- 3 Baker M J. "Variability in the strength of structural steels. A study in structural safety". Part I, CIRIA Technical Note 44, April 1973.
- 4 Billington C J and Lewis G H G. "The strength of large diameter grouted connections". Paper OTC 3083 of Offshore Technology Conference, Texas, 1978.