

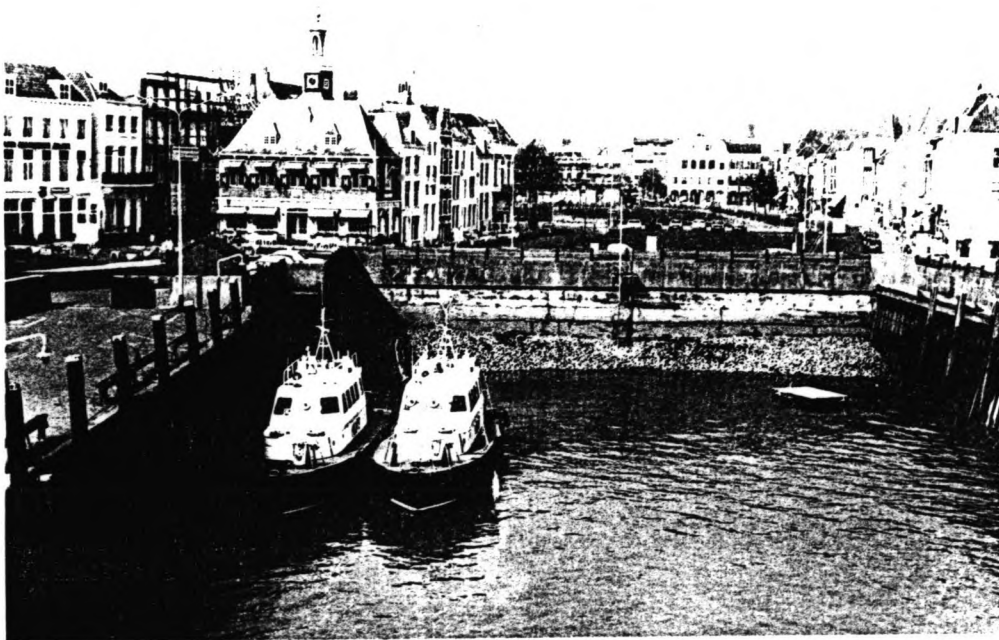
4.19. f

DEELONTWERP

VERSTERKING VAN DE HOOGWATERKERING
TER PLAATSE VAN DE KOOPMANS - EN
VISSERSHAVEN TE VLISSINGEN IN HET
KADER VAN DE DELTA MET

DEEL 6 :

WEGNEEMBAAR DEEL VAN DE HOOGWATER -
KERING T.P.V. DE KOOPMANSHAVEN



J. A. Hernandez

JUNI 1985

TECHNISCHE HOGESCHOOL DELFT
AFDELING DER CIVIELE TECHNIEK

- Deelontwerp -

Versterking van de hoogwaterkering ter plaatse van de
Koopmans - en Vissershaven te Vlissingen in het kader
van de Delta wet

Megneembaar deel van de hoogwaterkering
ter plaatse van de Koopmanshaven

Afstudeerwerk verricht bij de vakgroep
Staal constructies
Technische Hogeschool Delft

Prof. ir. J. de Back
dr. ir. J. Wardenier
dhr. P.W. Dool

J.A. Hernandez
Juni 1985

Inhoudsopgave

Inleiding	: 1
Samenvatting ontwerp Proces	: 2
Het wegneembaar bovenstuk	: 6
Realisatie van de alternatieven	: 7
ToetsingsProcedure	: 11
Golfbelastingen	: 18
Golfklappen	: 33
Dimensionering gekozen alternatief	: 40
Opbouw van de klep	: 43
Berekening	: 43
Momentenlijn	: 45
Open Profiel	: 46
Gesloten Profiel	: 47
Dynamische invloeden	: 49
Berekening van Golfklappen : Waterslag model	: 55
Resultaten berekeningen	: 57
Berekening van Golfklappen : Minikin model	: 60
Berekening amplificatie factor	: 64
Bepaling medewerkende breedte nieuw Profiel	: 69
Bepaling dynamische invloeden	: 71
Inleiden van de oplegkracht in het Profiel	: 74
Controle berekeningen	: 80
Sterkte	: 80
Stijfheid	: 81
Stabiliteit - Plooi	: 83
Dimensionering dwarsdraager	: 87
Controle berekeningen dwarsdraager	: 93
Sterkte	: 93
Stijfheid	: 97
Stabiliteit	: 98
Belastingsfasen	: 103
De ondersteuningsconstructie	: 107
Dimensionering Pendelstaaf	: 111
Funderingsconstructie van rechteroplegpunt	: 118
Het invoeren van de oplegkracht	: 119
De scharnieren van de Pendelstaaf	: 121
De geleiding van het wegzakkend oplegpunt	: 122
Afsluiting tussen de kleppen	: 126
Vervaardiging van de klep	: 127
Begroting	: 131
Opmerkingen	: 149
Errata	: 151

Voorwoord

Dit verslag moet gezien worden als de samenvatting van een lang en gecompliceerd ontwerp proces, waarbij vele mogelijkheden en alternatieven onderzocht en doorgerekend zijn.

Al deze alternatieven zijn aan de uitgangspunten getoetst om te kunnen vaststellen of het beoogde resultaat gehaald kon worden, het is ook meerdere malen voorgekomen dat de uitgangspunten zelf bijgesteld moesten worden.

Door de steeds verder gaande verfijning van het gekozen alternatief is er uiteindelijk een ontwerp voor de kering gereedgekomen. Bij de detaillering van de gekozen constructie bleek dat er een aantal fouten in het ontwerp waren geslopen, ze zijn echter van dien aard dat ze eenvoudig verholpen kunnen worden zonder veel diepgaande veranderingen in het ontwerp zelf.

Het is daarom raadzaam om de bijgevoegde errata lijst aandachtig te bestuderen.

Inleiding

De bekkens van de Koopmans - en Vissershaven zijn in een architectonische fraaie , maar ook oude omgeving gelegen . De huidige waterkering wordt in de Koopmanshaven gevormd door de kadenuren , in de Vissershaven door de sluis in de toegang tot het bekken .

De huidige toestand voldoet in meer dan één opzicht niet aan de gestelde veiligheidseisen . De kerende hoogte is ontoereikend alsook de staat waarin de kering verkeert .

Uit de door de Rijkswaterstaat uitgevoerde onderzoeken blijkt dat de huidige kering geen primaire waterkerende functie meer mag vervullen in een toekomstige situatie . Er zal dus een geheel nieuwe kering gemaakt moeten worden .

Uit het eerder uitgevoerde ruimtelijk functioneel onderzoek blijkt dat als het tracé van de nieuwe kering zoveel mogelijk dat van de oude volgt de uiteenlopende eisen het beste verenigd kunnen worden .

Voor de Vissershaven gaat dit echter niet op aangezien de oude keersluis deze functie niet meer mag vervullen , zodat een renovatie en aanpassing niet meer mogelijk is . Een oplossing zou bijvoorbeeld het slopen van de oude sluis kunnen zijn , dit is echter een kostbare operatie terwijl niet noodzakelijkerwijs aan deze locatie vastgehouden moet worden .

De nieuwe hoogwaterkering t.p.v. de Koopmanshaven zal gevormd worden door een verankerde stalen damwand in combinatie met een wegneembaar bovenstuk . Deze damwand wordt op een tweetal meter voor de oude kering gezet , de ontstane ruimte wordt dan opgevuld (zie verder : Alternatieven voor de hoogwaterkering - Koopmanshaven) .

In het nu volgende zal eerst een samenvatting van het gevolgde ontwerpproces gegeven worden waarna de uitgangspunten en randvoorwaarden voor het wegneembaar bovenstuk opgesteld zullen worden .

De bedoeling van dit stuk is om tot het uiteindelijke ontwerp van het wegneembaar bovenstuk te komen .

Samenvatting ontwerpproces

Deze samenvatting zal verre van volledig zijn . Het grote aantal alternatieven zou het geheel onduidelijk maken . Hier zal de gekozen lijn vermeld worden alsook de gestelde eisen . Het opstellen van de toetsingscriteria alsook de toetsingsprocedure worden achterwege gelaten .

(1) : Het tracé - alternatief

Aangezien het tracé van de nieuwe kering nog niet vastgesteld was , moest dit eerst bepaald worden a.d.h. van de eisen van de belanghebbenden :

- De gemeente Vlissingen
- Rijkswaterstaat
- Het Nederlandse - en Belgische loodsdienst
- Rijksdienst voor de monumenten zorg
- Omwonenden

Hiermee konden de functionele uitgangspunten opgesteld worden :

- (1) Voldoende veiligheid voor het achterliggende gebied
- (2) Handhavens zowel fysisch als visueel van de vele monumenten
- (3) Handhaving van het beschermde stadsgezicht
- (4) Een het gehele jaar door direct bereikbaar havenbekken met daarin opgenomen een aantal beschutte aanlegfaciliteiten
- (5) Het inrichten van een beperkte jachthaven terwijl bereepsvaart en pleziervaart wat betreft de havenfaciliteiten gescheiden blijven
- (6) Een financieel verantwoord plan

Na het opstellen van een tiental alternatieven en de onderlinge afweging blijkt dat het tracé alternatief dat de bestaande kering in grote lijnen volgt het beste aan de gestelde eisen voldoet.

Daarna worden de technische - en hydraulische randvoorwaarden opgesteld , eveneens worden eisen aan de bediening gesteld :

(1) Veiligheid

De overstromingsfrequentie van het achterliggende gebied bedraagt hoogstens 1/4000 per jaar , hieruit volgt een ontwerp stormvloedpeil van N.A.P. + 5.40 m

(2) Buistoten

Gedurende de maatgevende omstandigheden moet rekening worden gehouden met een waterstandsverhoging van 0.30 m t.g.v. atmosferische storingen , de periode van dit verschijnsel bedraagt 30 minuten

(3) Zeespiegelrijzing

Er dient rekening te worden gehouden met een relatieve zeespiegel rijzing van 0.20 m

(4) Golfoverslag

de totale hoeveelheid overslagwater dat het achterliggende gebied bereikt mag hoogstens 15.000 m³ bedragen

(5) Golven

Het golfklimaat in de winter wordt gekarakteriseerd door significante golfhoogte van 1.15 m en een golfperiode van 9 à 11 s

(6) Bediening

De kering is gedurende de winterperiode (1 okt - 1 apr) op de maximale kerende hoogte , in de zomer is een beperkte reductie toegestaan mits aan de veiligheidseis wordt voldaan.

Bij een stormwaarschuwing met een verwachte overschrijding van het voor Vlissingen geldende grenspeil (N.A.P. + 3.27) moet de kering op de volledige kerende hoogte gebracht worden

Uit deze randvoorwaarden kunnen de kerende hoogte en de toelaatbare reductie in zomeromstandigheden bepaald worden . Hiertoe zijn een aantal specifieke berekeningen uitgevoerd.

M.b.v. golfoverslagberekeningen volgens de methode van Y.Goda (zie golfoverslagberekeningen) wordt de kerende hoogte in zomer en winter gevonden . Deze wordt vervolgens in een foutenanalyse meegenomen om te bepalen of de geeiste faalkans van 1/4000 per jaar onderschreden wordt .

Uiteindelijk wordt voor de kerende hoogte gevonden :

Winter N.A.P. $+ 6.95$ m

Zomer N.A.P. $+ 5.00$ m

Uit een maatschappelijk oogpunt wordt voor een wegklapbaar bovenstuk van 1.95 m gekozen .

De volgende stap is de functionele invulling van het tracé alternatief dat eveneens aan de voorgenoemde eisen moet voldoen .

Uit een groot aantal alternatieven wordt het volgende gekozen :

Koopmanshaven :

Een geïntegreerd grond - en waterkerend element , terwijl het extreme waterstanden kerend element wegneembaar is

Vissershaven :

Een keersluis met een tweetal roldeuren .

De waterkering is nu geheel functioneel vastgelegd .

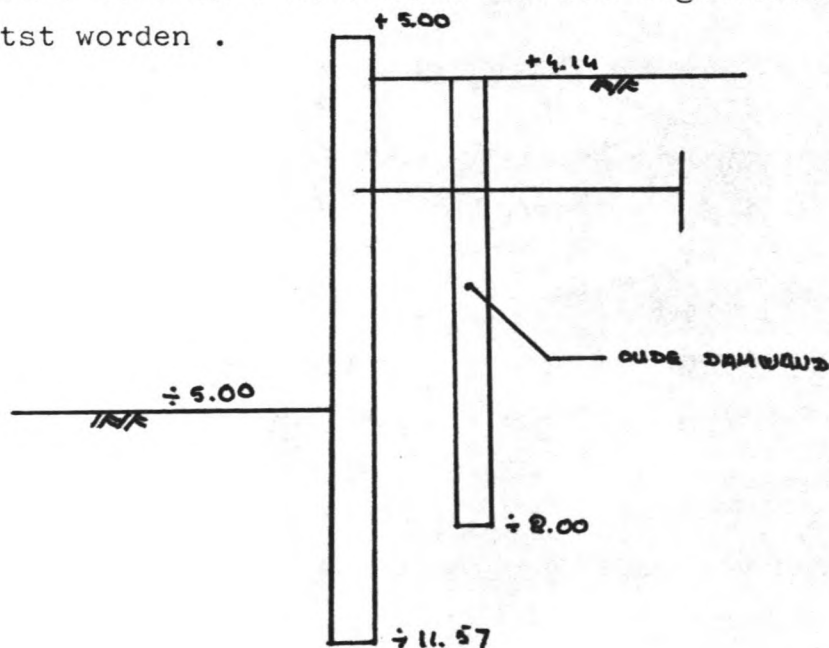
Daarna wordt de waterkering voor de Koopmanshaven , in het bijzonder de basisconstructie tot $+ 5.00$, nader uitgewerkt .

Uit het grote aantal alternatieven wordt dan een keuze gedaan .

Er wordt getoetst op o.a. de uitvoering , het toe te passen profiel , het ruimtebeslag maar vooral op de veiligheid tijdens de uitvoerings fase . Het beste alternatief is een verankerde stalen damwand , profiel : Hoesch 215 in Fe 360 .

Deze damwand wordt aangebracht tussen $+ 11.57$ en $+ 5.00$.

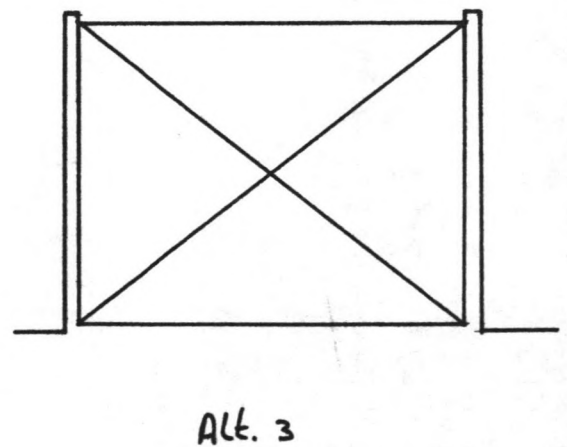
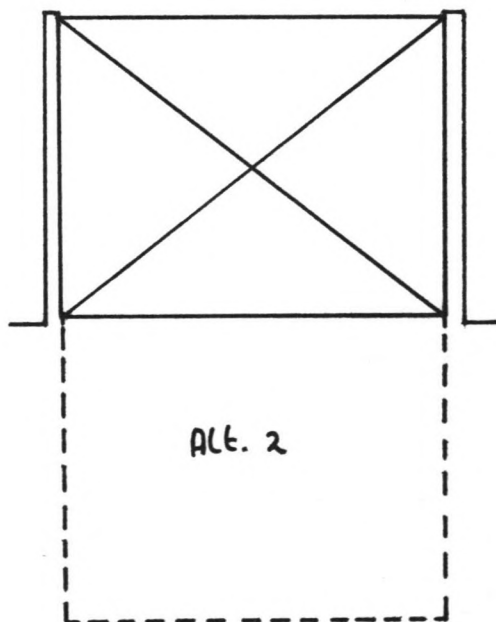
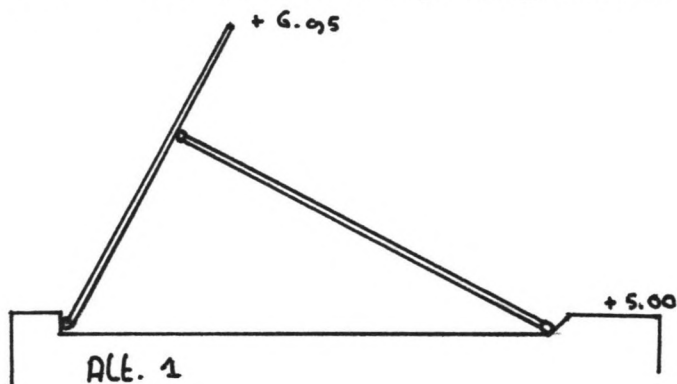
Tussen $+ 5.00$ en $+ 6.95$ moet dan het wegneembaar bovenstuk geplaatst worden .



Dit was dan heel in het kort het resultaat van het ontwerpproces voor de basisconstructie, voor meer details wordt naar de andere delen van het afstudeer verslag verwezen:

Verbetering van de Delta kering t.p.v. de Koopmans - en Vissers - haven:

- Deel 1 - Het ruimtelijk functioneel onderzoek
- Deel 2 - Golfoverslag
- Deel 3 - Foutenanalyse
- Deel 4 - Globaal ontwerp hoogwaterkering Koopmanshaven
- Deel 5 - Globaal ontwerp hoogwaterkering Vissershaven



Het wegneembaar bovenstuk

Ook hiervoor moet voor de volledigheid naar het globaal ontwerp van de hoogwaterkering Koopmanshaven verwezen worden . Hierin is een hoofdstuk opgenomen voor het bovenstuk . A.d.h. van een ontwerpboom zijn een negental alternatieven opgesteld in de volgende categoriën :

- (1) - Gewichtselementen
- (2) - Permanent verbonden elementen
- (3) - Niet permanent verbonden elementen

Bij de tweede groep wordt nog onderscheid gemaakt in de wijze van het opzetten van het bovenstuk : rotaties , translaties en combinaties van beiden .

Daarna wordt een eerste ruwe selectie toegepast om te voorkomen dat onnodige ballast te lang wordt meegenomen .

Zo blijkt dat een aantal alternatieven problemen geeft bij het aanbrengen omdat er speciaal materieel nodig is , een grote nauwkeurigheid bij het plaatsen vereist is of omdat er vele handelingen verricht moeten worden .

Ook waren er elementen die geheel verwijderd moesten worden maar doordat de afmetingen fors waren problemen gaven bij de opslag ervan .

Een ander markant aspect was dat de alternatieven uitgevoerd in beton minder goed waren dan een staal variant , zodat ook t.a.v. het materiaal eenvoudig een keuze gedaan kon worden .

Conclusies :

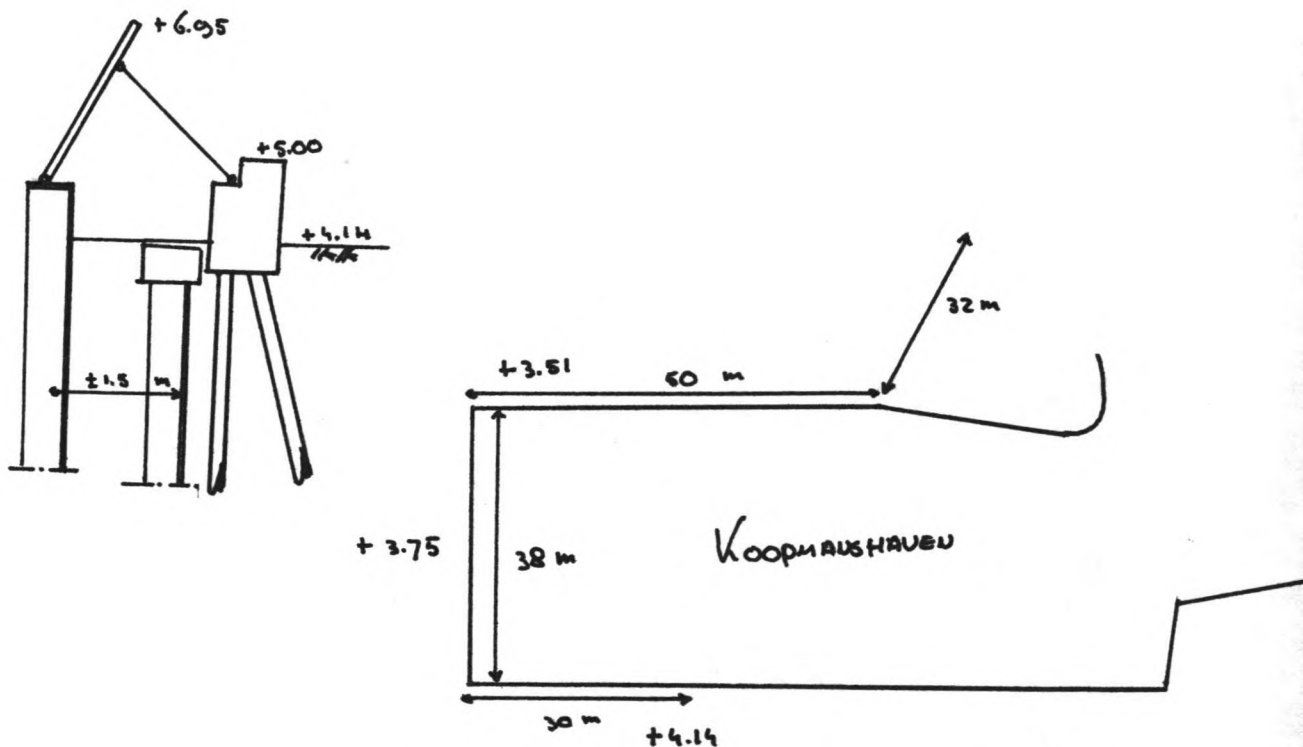
- Het wegneembaar bovenstuk wordt in staal uitgevoerd
- De volgende alternatieven moeten nog nader onderzocht worden

Realisatie van de alternatieven

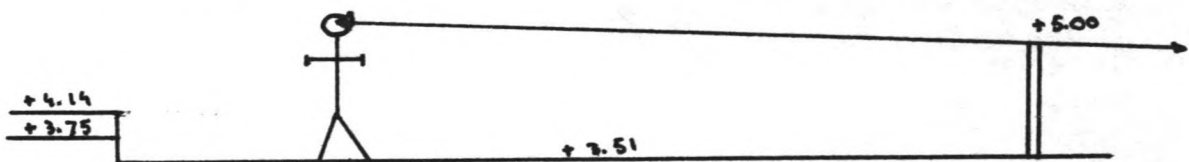
Hiermee wordt getracht om voorafgaande aan de berekeningen toch een idee te hebben van hoe het alternatief eruit gaat zien. Tegelijkertijd kunnen de zwakke punten in het ontwerp vroegtijdig onderkend worden .

Alternatief 1 :

Hieronder volgt een schets van hoe het alternatief er uit kan zien bij een bepaald straatnivo (hier + 4.14) . Dit straatnivo verloopt echter van + 4.14 tot + 3.51



Het rech teroplegpunt , dat apart gefundeerd wordt , moet dan in staat zijn om dit nivo verschil te overbruggen .



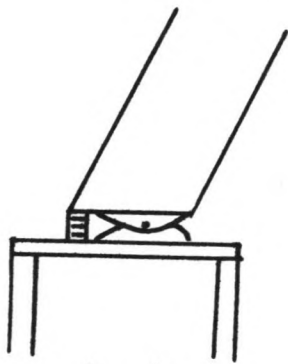
Dit nivoverschil van maximaal 1.49 m lijkt op het eerste gezicht een grotere belemmering dan het in feite is . De bebouwing staat op ruim 20 m afstand , alsook het park dat achter het kopeinde is gelegen . Een niet te kleine wandelaar onder -

vindt weinig hinder in zijn uitzicht . Ook kan nog altijd het straatnivo rondom het bekken verhoogd worden .

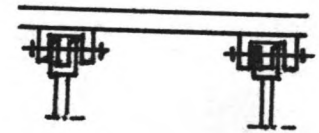
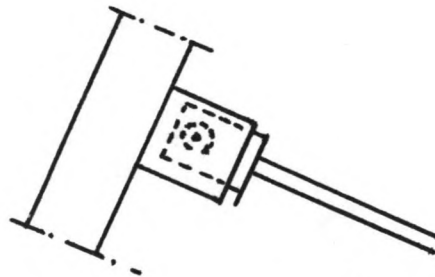
Door de nieuwe situatie gaat een oppervlak van ongeveer 300 m² verloren (de kering komt ongeveer 2m meer naar binnen en de lengte bedraagt 150 m) t.a.v. de huidige situatie .

(1) : Uitvoering

- Het aanbrengen van de nieuwe damwand op ± 1.5 m voor de oude
- Het aanbrengen van de trekankers
- Opvulling van de ontstane spleet
- Een deel van de oude constructie wordt verwijderd zodat de klep geen hinder ondervindt
- Het aanbrengen van de fundering voor het rechter oplegpunt
- De rest van de opleggingsconstructie
- Het aanbrengen van de klep



AFDICHTING L.P.V.
SCHARNIER



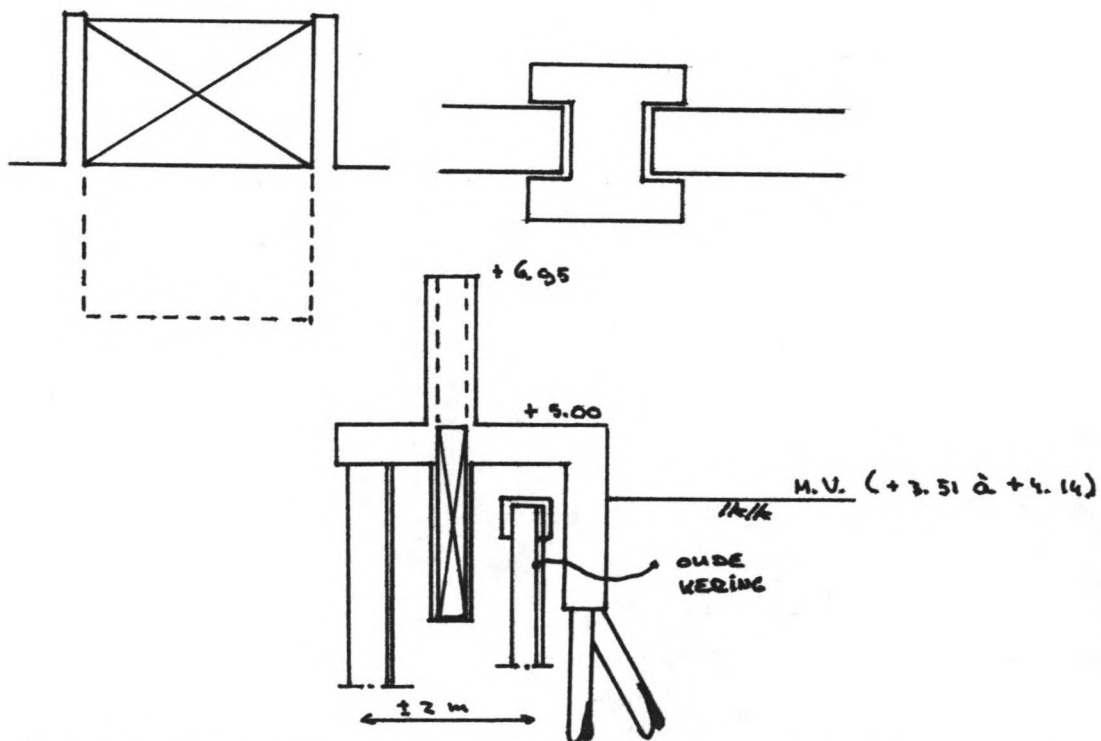
Bevestiging plaat PANDELSTAAF



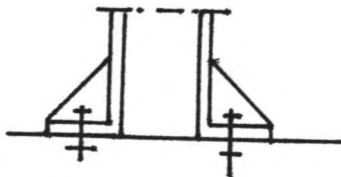
Vertikale AFDICHTING tussen de elementen

Alternatief 2 :

Hier wordt het waterkerend element uit één soort kelder gehesen, op de benodigde hoogte gezet en vergendeld.
 Het probleem bij dit alternatief is de hoogte van de geleidingsconstructie die minstens tot N.A.P. + 7.00 komt. Daar komt nog bij dat de "schuiven" een beperkte afmeting hebben, zodat er nogal wat 2 m lange palen geplaatst zullen worden.

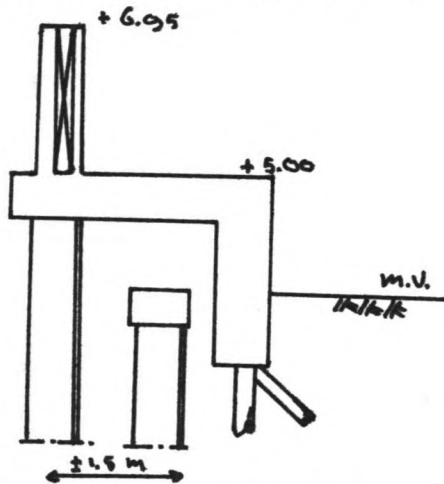


Het probleem van de geleidingsconstructies kan ook opgelost worden door deze demontabel of scharnieren duit te voeren. De opzettijd van de totale kering wordt hiermee vergroot en er wordt tevens een extra element geïntroduceerd dat kan falen. Een ander belangrijk aspect is de verzorging van de afdichting en de vergrendeling van de schuif als deze opgehesen is.



Alternatief 3 :

Dit alternatief lijkt veel op het voorgaande maar verschilt op een zeer wezenlijk punt . Bij alternatief 2 is de schuif altijd in de kerf aanwezig , dit is niet het geval bij dit alternatief . De schuiven moeten als ze niet op hun plaats zijn ergens anders opgeslagen worden . Bij het opzetten van de ke - ring moet niet alleen een hijswerktuig maar ook de schuiven zelf aangevoerd worden .



Ook hier mag niet verwacht worden dat de aansluiting tussen de damwand en de draagconstructie in staat is om de uit het bovenstuk voortvloeiende krachten op te nemen .

Aangezien er een rand moet komen om het nivo verschil in het maai - veld te overbruggen dan kan dit in combinatie met een palenfun -

dering gebruikt worden als de opleggingsrand voor het bovenstuk.

Bij dit alternatief is de afdichting aan de onderzijde makkelijk te realiseren middels een rubberen profiel dat door het gewicht van de schuif ingedrukt wordt .

Wat de verticale geleidingsconstructie betreft kan hetzelfde gesteld worden als bij het voorgaande alternatief .



Toetsingsprocedure

In het nuvolgende wordt ge tracht om middels toetsingscriteria uit te maken welk alternatief het meest geschikt is voor deze specifieke situatie . Deze criteria zullen eerst toegelicht worden waarna de 3 alternatieven onderling vergeleken worden , de verschillen in functie-vervulling t.a.v. het beschouwde criterium worden m.b.v. +/- tot uitdrukking gebracht . Als na afloop het één en ander in een keuze matrix wordt uitgezet dan blijkt welk alternatief het beste is . Gelijkzeitig komen ook de zwakkere punten naar voren , het ligt dan aan de ontwerper of deze zwakke punten geaccepteerd worden , of voor aan - passing c.q. verbetering in aanmerking komen .

Criteria :

(1) Inspectie en onderhoud

Dit criterium is van belang om een betrouwbare waterke - ring te kunnen garanderen . Kleine gebreken of defecten kunnen vroegtijdig gesignaleerd worden en misschien zelfs hersteld . Eveneens kan geprobeerd worden of de kering naar behoren functioneert door bij wijze van experiment een aantal elementen op hun plaats te zetten (dit geldt uiteraard alleen in de zomer als de kering weggehaald is) .

Van de 3 beschouwde alternatieven voldoet(3) het beste aan dit criterium . Gedurende de winter is de kering aan de binnenzijde goed te inspecteren terwijl een defect makkelijk verholpen kan worden door een reserve schuif aan te brengen . In de zomer worden de schuiven geheel weggenomen en kunnen dan aan elke kant bekeken worden , de geleidingen kunnen dan ook bekeken worden .

Dan komt alternatief (1) . In de winter is eveneens slechts één zijde visueel te inspecteren en in de zomer de ande - re zijde . Het grote nadeel t.o.v. (3) is dat de schui - ven niet makkelijk te vervangen zijn .

Alternatief (2) komt t.a.v. dit criterium als slechtste tevoorschijn . Inspectie kan slechts éénzijdig gebeuren

aangezien de schuif in de zomer in een kelder wordt op - geborgen . Het is ook de vraag in hoeverre een schuif verwisselbaar is . Het grote nadeel is echter de wijze van berging in de zomer . Daar de geleiding eveneens voor de afdichting moet zorgen mag niet verwacht worden dat hier veel speling in zal zitten , door uitzetting bestaat het risico dat de schuif klem komt te zitten terwijl nu niet gemakkelijk iets aan gedaan kan worden . Dit komt ook de betrouwbaarheid (veiligheid) van de kering niet ten goede .

(2) Aantasting stadsgezicht

De bedoeling van het wegneembaar deel van de hoogwater - kering is om te voorkomen dat oude stadsdelen visueel geïsoleerd worden van de havens en het uitzicht op de Westerschelde .

T.a.v. dit criterium voldoet alternatief (1) het beste . In de zomer , als de kerende hoogte gereduceerd wordt , is de kering geheel uit het gezichtsveld verdwenen . Het waterkerend element ligt dan in een soort inkassing en steekt nergens boven NAP + 5.00 uit . Dit nivo van + 5.00 is de laagste kerende hoogte die nog geaccepteerd wordt en is voor alle alternatieven gelijk .

Daarna komen de alternatieven (2) en (3) die zonder bij - komende voorzieningen voor de geleidingsconstructies ronduit slecht zijn . De mogelijkheid bestaat om de 2m lange geleiders demontabel of wegklapbaar te maken zodat ook hier niets boven + 5.00 uitsteekt.

Hiermee worden 2 belangrijke elementen geïntroduceerd . De opzettijd van de kering neemt toe en bij het opzetten van een geleider kan iets fout gaan waardoor dan 2 schuiven niet geplaatst kunnen worden .

(3) Beschadiging door vandalisme

Daar de kering grote tijd achtereen onbeheerd blijft moet rekening gehouden worden met schadegevallen die bewust worden toegebracht . De aard van deze schadegeval - len is moeilijk aan te geven en loopt van vrij onschuldig

(bekladden) tot ernstig (in brand steken) . Hier zal heel globaal gekeken worden naar de gevoeligheid van een alternatief t.a.v. vandalisme., in welke vorm dan ook .

Alternatief (3) voldoet hetbeste aan dit criterium . In de winter is dit alternatief niet erg gevoelig en in de zomer worden de schuiven geheel weggenomen en hopelijk veilig opgeborgen . De geleiders en misschien de verti - kale voegafdichting vormen een zwakken schakel . Als ook de geleiders weggenomen worden dan moeten voorzieningen aangebracht worden om te voorkomen dat op de plaats waar de geleiders aan de onderbouw verbonden worden , schade toegebracht wordt .

Daarna komt alternatief (1) . In de winter zijn twee onderdelen gevoelig . Als de afdichting aan de landzijde zit dan kan deze beschadigd worden . De pendelstaaf echter is nog gevoeliger , scharnier en verbinding zijn dan on - beschermd . Uiteraard zijn er voorzieningen denkbaar om ook deze onderdelen te beschermen . In de zomer is dit alternatief , mits de afdichting zich dan onder bevindt vrij ongevoelig .

Als slechtste wordt alternatief (2) genoemd en dit vooral in de zomer . In de winter is de kering min of meer vergelijkbaar met (3) . In de zomer echter ontstaat een groot verschil . De schuif zakt dan in de kelder weg , nu is het de vraag of de kelder al dan niet afgesloten kan worden . Is dit niet het geval dan loopt de schuif een erg groot risico daar allerlei vuil in de kelder terecht kan komen en zodoende de oorzaak kan zijn van een vastgelopen schuif . Wordt de kelder wel van bovenaf af - gesloten dan moet men er zeker van zijn dat de afsluiting altijd weer verwijderd kan worden .

(4) Benodigde opzettijd

Dit criterium dat eigenlijk voor zich spreekt , is een van de belangrijkste . Dit criterium heeft hoofdzakelijk op de zomersituatie betrekking , dan namelijk is de kering qua hoogte gereduceerd en moet bij een stormwaarschu-

wing opgezet worden . Een uitgangspunt is dat de kering binnen 24 uur opgezet moet kunnen worden , terwijl gestreefd moet worden naar 12 uur .

Een ander aspect van de opzettijd is de zorg die aan het ophijsproces besteed moet worden , aangezien alle 3 de alternatieven m.b.v. een extern hefwerktuig aangebracht worden .

De alternatieven (1) en (2) zullen elkaar , mits de elementen niet veel in grootte verschillen , qua opzettijd weinig ontlopen . Bij (2) moet de schuif vertikaal uit de kelder opgehesen worden , bij (1) met een rotatie uit de inkassing . Beiden moeten vergrendeld worden opdat de schuif op zijn plaats blijft . Opgemerkt moet worden dat bij (2) enige zorg aan een gelijkmatig ophijsen besteed moet worden , bij een éézijdige ophijsing kan de schuif vastlopen .

Alternatief (3) voldoet minder goed aan dit criterium . Allereerst moet ervoor gezorgd worden dat de schuiven die geplaatst moeten worden hier ook aanwezig zijn . Deze moeten vervolgens opgehesen worden en via de geleidingsconstructie op de plaats gezet worden . Dit lijkt niet zonn'ne moeilijke opgave maar bedacht moet worden dat de atmosferische toestand verre van optimaal zal zijn , terwijl een element dat opgehesen is een aantal m² oppervlak heeft .

(5) Opslag elementen

Dit criterium heeft een tweedelige bedoeling . Ten eerste wordt de opslag bedoeld i.v.m. de handelingen die nodig zijn voordat de schuiven klaar zijn om op hun plaats gezet te worden . Het andere aspect heeft meer op de betrouwbaarheid betrekking .

Als beste kan alternatief (1) genoemd worden . De schuif is permanent met de kering verbonden , ook als deze weggeklapt wordt . Alle onderdelen zijn min of meer zichtbaar wat de betrouwbaarheid ten goede komt .

Alternatief (2) is in dit opzicht iets slechter , ook hier is sprake van een permanente verbinding tussen de

schuif en de waterkering . Nu echter bevinden zich een aantal onderdelen in een buiten het gezichtsveld gelegen kelder .

Alternatief (3) is voor dit criterium het slechtste . De schuiven zijn niet permanent met de waterkering verbonden , 's zomers worden ze weggehaald en elders opgeslagen . Hiermee wordt een extra risico in het mogelijke bezwijken van de kering geïntroduceerd .

(6) Reserve mogelijkheden

Hier wordt de mogelijkheid bekeken , in het geval één of meerdere schuiven niet geplaatst kunnen worden om een nood kering aan te brengen .

Als beste kan alternatief (3) genoemd worden gezien de mogelijkheden die zich voordoen . Zo kunnen bijvoorbeeld een aantal schuiven voor nood-gevallen in de buurt opgeslagen worden . Verder kan aan een nood - houten schot - balken kering gedacht worden . Deze zou zelfs , mits de lengte van de balken niet te groot is met enige inspanning en mankracht op zijn plaats gezet kunnen worden . Uiteraard moeten balkdikte en geleidingsconstructie hierop berekend zijn .

Het met mankracht opzetten van de kering kan nodig zijn als het hefwerktuig gedurende of vlak voor de werkzaamheden defect raakt .

Dan komt alternatief (2) . Dit alternatief is alleen slechter dan (3) omdat de schuiven niet makkelijk verwisselbaar zijn . De geleidingsconstructies kunnen evenals bij (3) gebruikt worden om houten balken aan te brengen als noodkering .

Als slechtste alternatief t.o.v. dit criterium wordt (1) genoemd . Als één van de schuiven , om welke reden dan ook defect raakt dan is deze nietszeggend te verwisselen en zeker niet binnen de gestelde limiet . Een soortgelijk probleem doet zich voor als het hefwerktuig defect raakt . Het is niet waarschijnlijk dat de kering dan met mankracht alleen op zijn plaats gezet kan worden .

Er kunnen wel voorzieningen getroffen worden om een noodkering aan te brengen . Zo kan bijv. een nood schotbalken kering als bij (2) en (3) gerealiseerd worden door op elk element voorzieningen aan te brengen die het mogelijk maken om [of I profielen te bevestigen . Tenzij de gehele kering als noodkering wordt opgezet , vormt de afdichting tussen werkende en defecte schuiven een probleem .

(7) Montage proces

Dit criterium is al terloops ter sprake geweest bij de opzettijd van de kering . Nu wordt meer naar de handelingen zelf gekeken .

De alternatieven (1) en (2) zijn t.a.v. dit criterium vrijwel gelijkwaardig . Bij beide wordt de schuif door een hijskraan op z'n plaats gezet waarna vergendeling plaatsvindt . Ook dit hijsproces is bij beiden min of meer voorgeschreven , bij (1) is de rotatie om het scharnier de enige mogelijkheid bij (2) de translatie langs de geleidingsconstructie .

Alternatief (3) is in dit opzicht wat minder goed aangezien het op de juiste plaats brengen van de schuiven nogal problematisch is , wel moet vermeld worden dat bij dit alternatief geen vergendeling nodig is .

(8) Flexibiliteit van het ontwerp

Met dit criterium wordt voornamelijk bedoeld de mogelijkheid die het alternatief heeft om de schuiven meer of minder schuin te zetten . Dit schuin zetten is van belang voor de golfbelasting en in het bijzonder de golfklappen. Alternatief (1) komt t.a.v. dit criterium als beste tevoorschijn , het schuinzetten van de schuif heeft alleen gevolg en voor de lengte van de pendelstaven .

Dan komt alternatief (3) , de geleidingsconstructies kunnen vooraf op elke gewenste schuinstand gezet worden , maar zijn daarmee vastgelegd .

Dan komt alternatief (32) , net als bij (3) kan de geleidingsconstructie schuin gezet worden , dit heeft

echter als gevolg dat de nieuwe damwand nog verder van de oude gezet moet worden om in de kelder de extra benodigde breedte te kunnen krijgen .

Keuze matrix

Crit.	Alt. (1)	Alt. (2)	Alt.(3)
1	0	-	+
2	+	-	-
3	0	-	+
4	+	+	-
5	+	0	-
6	-	0	+
7	+	+	0
8	+	-	0

Alt. (1) : 5+/20/1-

Alt. (2) : 2+/20/4-

Alt. (3) : 3+/20/3-

Keuze

De keuze van een alternatief mag niet gebaseerd zijn op een absolute , verticale optelsom van + en - aangezien de ene + de andere niet is . De keuze wordt gebaseerd op de negatieve aspecten van een alternatief .

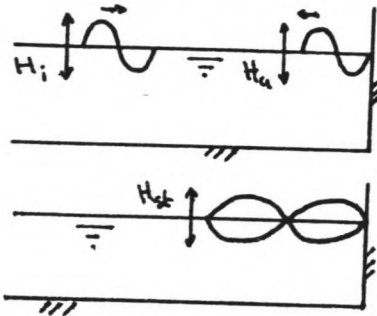
De keuze valt ondubbelzinnig op ALTERNATIEF (1) daar dit alternatief slechts voor één criterium , de reserve kering , slecht is .

Dit minpunt kan d.m.v. een extra investering verholpen worden .

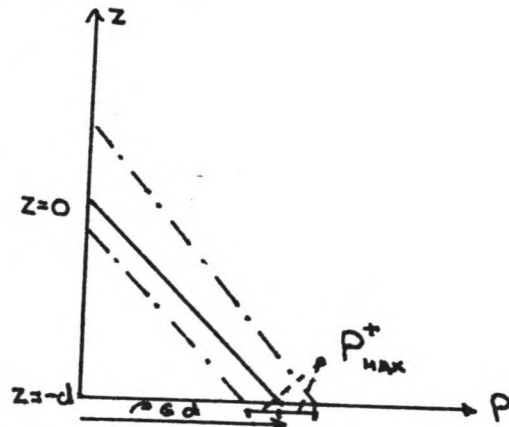
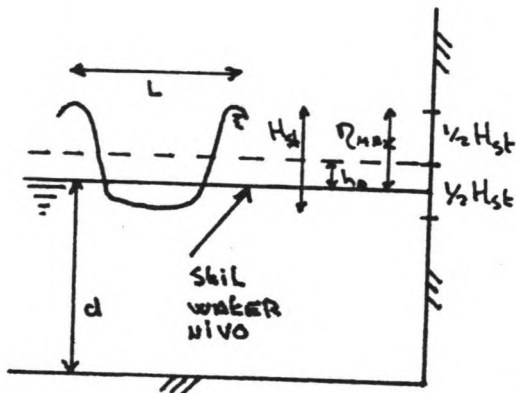
Dit kan niet voor alle minpunten van de andere alternatieven gezegd worden .

Golfbelastingen

Voor het bepalen van de golfbelasting op de kademuren zal gebruik gemaakt worden van de benadering van Sainflou .
Hierbij wordt het kromlijinig verloop van de drukken over de hoogte geschematiseerd tot een rechte lijn en verder wordt gebruik gemaakt van de lineaire golftheorie .



Aangenomen wordt dat er volledige terugkaatsing optreedt , zodat inkomende en teruggekaatste golven aan elkaar gelijk zijn.
Dit leidt tot staande golven in het bekken met dus een dubbele amplitude :
 $H_{st} = 2 \cdot H_i = 2 \cdot H_u$



Uit de lineaire theorie (sinusoidale golven) volgt :

$$P_{max}^+ = \rho \cdot g \cdot H \cdot \frac{1}{2 \cdot \cosh k(z+d)} / (\cosh kd) \quad (N / m^2)$$

met :

$$k = 2\pi / L$$

$$H_{st} = 2 \cdot H$$

(golfgetal)

Voor de drukfluctuatie aan de bodem geldt dan :

$$P_{max}^+ = \rho \cdot g \cdot H \cdot \cosh k(z+d) / (\cosh kd)$$

$$z = -d$$

$$P_{max}^+ = \rho \cdot g \cdot H / \cosh kd$$

Voor de maximale uitwijking vanuit het S.W. nivo geldt :

$$\eta_{max} = 0.5 H_{st} + h_o = \frac{1}{2} H_{st} (1 + 0.25 k H_{st} \coth kd)$$

Dit is van belang omdat bovenstaande benadering slechts toepasbaar is voor $\eta_{max} = 0.8 H_{st}$ of wel $h_o = 0.3 H_{st}$

en uiteraard voor $z \leq \eta_{max}$

In principe kan nu de kracht op de wand bepaald worden als alle variabelen bekend zijn :

(1) : Constructie hoogte

Kerende hoogte : N.A.P. + 6.95 m

Bodemdiepte : N.A.P. ÷ 4.50 m

Baggerdiepte : N.A.P. ÷ 5.00 m

(2) : Waterstanden

Ontwerpstormvloedpeil : N.A.P. + 5.40 m

Buistooteffect : $\frac{0.30 \text{ m}}{\quad} +$

Stilwater nivo : N.A.P. + 5.70 m

Waterdiepte (d) : (5.70 + 5.00) = 10.70 m

N.b. : in eerste instantie wordt hier slechts één peil uitgewerkt , later zal hierop teruggekomen worden.

(3) : Golven

De beschrijving van de golven als parameter voor de berekening is niet zo eenvoudig . Bij een gegeven significante golfhoogte ($H_s = 1.15 \text{ m}$) kan d.m.v.de aangemen kansverdelingsfunctie volgens Rayleigh de over - of onderschrijdingskans van een bepaalde golfhoogte bepaald worden :

Overschrijdingskans

$$P (H \geq H) = \exp (-2(H / H_s)^2)$$

Stel dat een overschrijdingskans van 5 % acceptabel is :

$$0.05 = \exp (-2(H / 1.15)^2)$$

$$H = 1.41 \text{ m}$$

Een ander probleem is de golfperiode die tussen 9 en 11 s ligt . De golfperiode (T) is van belang bij het bepalen van de golflengte L en dus ook voor het golfgetal , $k = 2\pi / L$.

Omdat niet zo snel bepaald kan worden wat de invloed is van de golfperiode , zullen beide mogelijkheden uitgewerkt worden waarna de maatgevende gekozen kan worden .

- $T = 9 \text{ s}$

Bepaling golflengte :

In diep water $L_0 = g / (2\pi) \dots T^2 = 126.5 \text{ m}$

Waterdiepte - golflengte verhouding $d/L_0 = 10.7/126.5 = 0.0846$

Uit de tabel voor sinusoidale golven :

bij $d / L_0 = 0.0846$ volgt $d / L = 0.1276$

golflengte $L = 10.7 / 0.1276 = 83.9 \text{ m}$

Drukfluctuatie $P_{\max}^+ = \rho \cdot g \cdot H \cdot \cosh k(z+d) / \cosh k \cdot d$

Golfgetal $k = 2\pi / L = 0.0749$

Bodem $z = -d$



$$P_{\max}^+ = \rho \cdot g \cdot H / \cosh k \cdot d = \rho \cdot g \cdot H / 1.339 = 0.747 \cdot \rho \cdot g \cdot H$$

- $T = 11 \text{ s}$

Golflengte in diep water $L_0 = 188.9 \text{ m}$

$d / L_0 = 0.0566$

$d / L = 0.1008$

Golflengte $L = 10.7 / 0.1008 = 106.2 \text{ m}$

Golfgetal $k = 2\pi / 106.2 = 0.0592$

Drukfluctuatie aan de bodem

$$P_{\max}^+ = \rho \cdot g \cdot H / \cosh k \cdot d = \rho \cdot g \cdot H / 1.207 = 0.829 \rho \cdot g \cdot H$$

Het blijkt dat een golfperiode van 11 s maatgevend wordt . Als laatste grootheid moet \hat{Q}_{\max} (maximale uitwijking t.o.v. het stil water nivo) bepaald worden , omdat hiermee getoetst moet worden of de gevonden situatie zich in het geldigheidsgebied bevindt .

$$\hat{Q}_{\max} = \frac{1}{2} H_{st} + h_0 = \frac{1}{2} H_{st} (1 + 0.25 \cdot k \cdot H_{st} \cdot \coth k \cdot d)$$

$$\hat{Q}_{\max} \leq 0.8 H_{st}$$

met $H_{st} = 2 H = 2.82 \text{ m}$ volgt $\hat{Q}_{\max} = 0.8 H_{st} = 2.26 \text{ m}$

$$\hat{Q}_{\max} = 1.41 (1 + 0.0745) = 1.52 \text{ m}$$

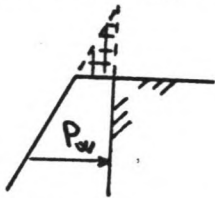
$$\hat{Q}_{\max} \leq \hat{Q}_{\max}$$

De voorgaande berekeningen zijn alle uitgevoerd voor een wand die voldoende hoog is, d.w.z. dat de golven er niet overheen komen.

Hier is de kerende hoogte echter niet toereikend, bekijk het volgende:

Stormvloedpeil	:	N.A.P. + 5.40 m	
Buistooteffect	:	0.30 m	
Amplitude staande golf	:	1.41 m	+
		<hr/>	
		N.A.P. + 7.11 m	

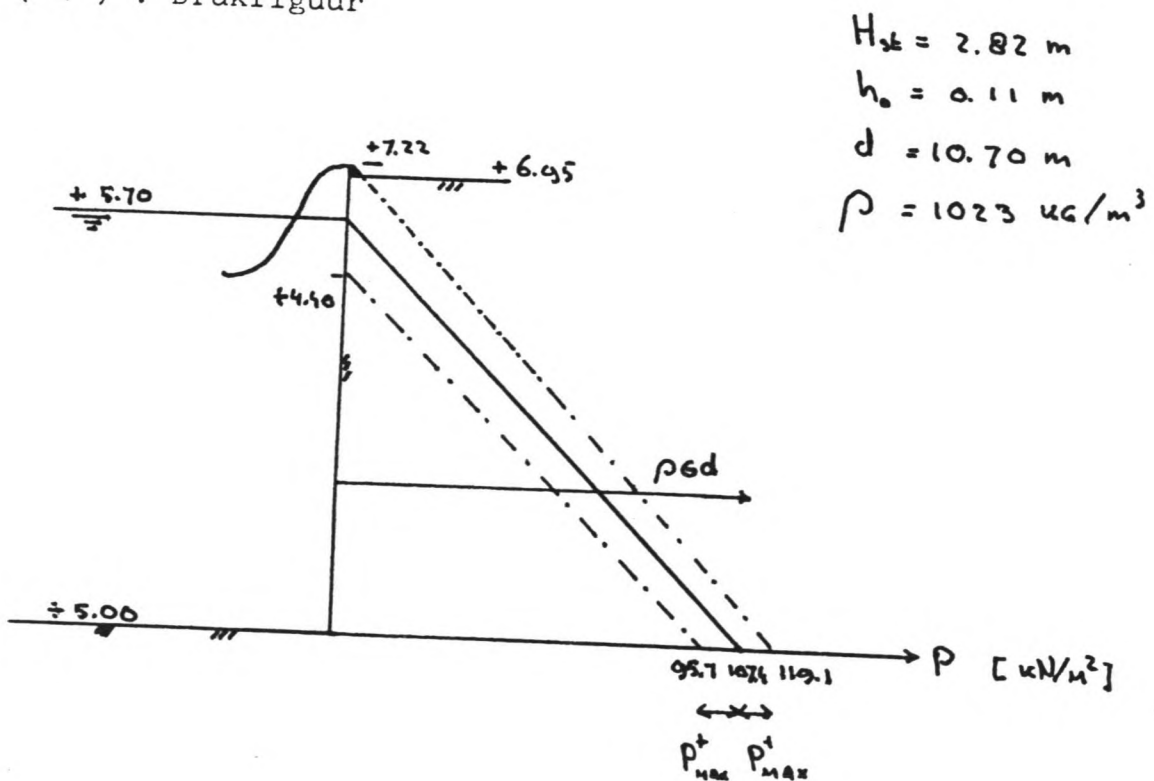
Daar de constructie slechts tot NAP + 6.95 komt is er dus een gebied van 0.16 m waar de golven niet tegen een wand komen. Het mag gesteld worden dat dit deel geen bijdrage levert tot de totale kracht op de wand. Hoe de werkelijke drukverdeling over de hoogte zal zijn is moeilijk te bepalen. Hier zal verder met de volgende veronderstelling gewerkt worden:



Het verschil tussen de bovenkant van de kering en de maximale golfhoogte wordt geacht geen bijdrage aan de totale kracht op de wand te leveren

Dit houdt een overschatting van de waterdrukken t.p.v. de bovenkant van de kering in. Boven de kering heeft het water een zekere snelheid en is dus in de energiehoogte de term $U^2 / 2g$ niet langer 0.

(4) : Drukfiguur

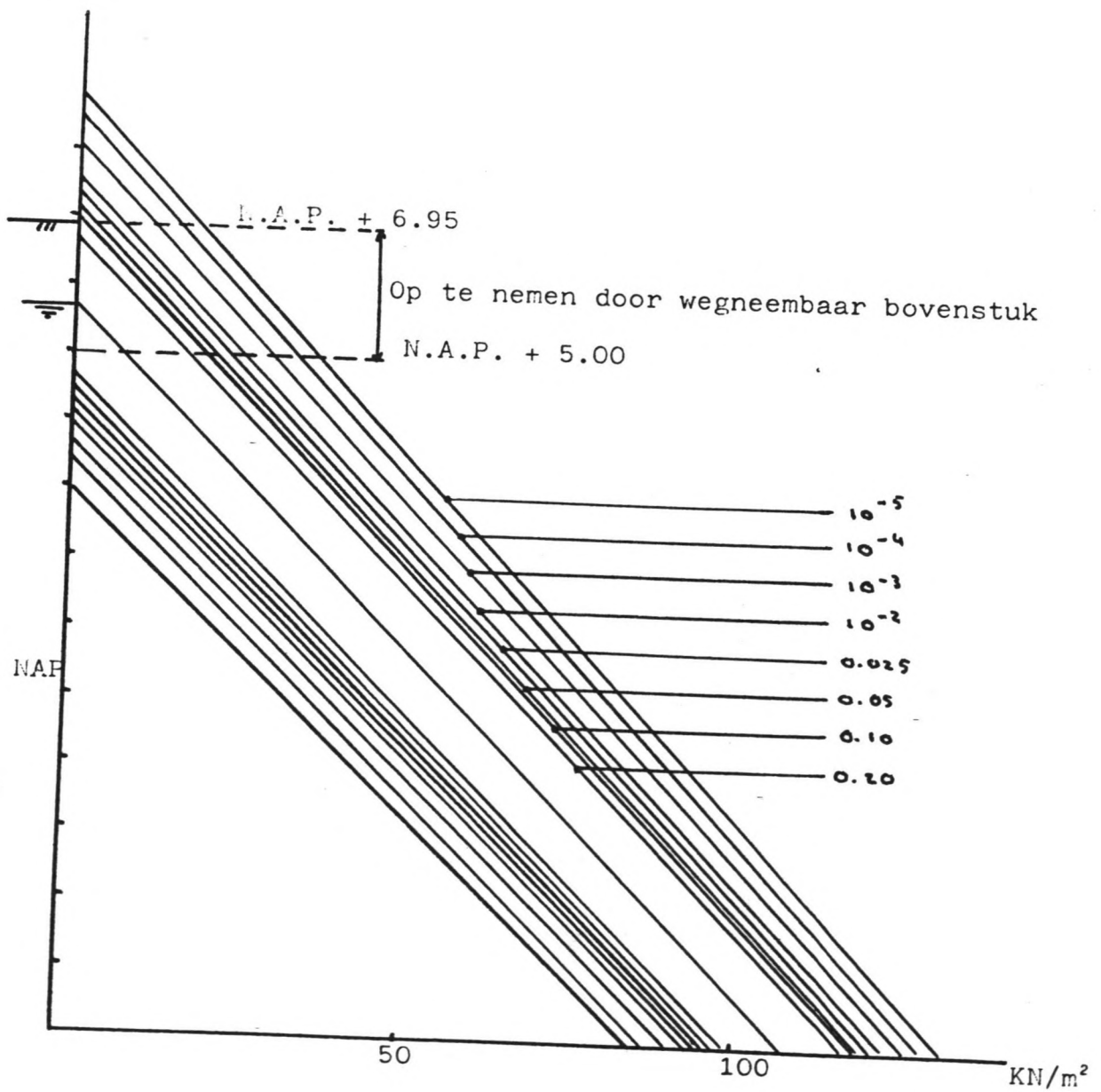


In het voorgaande is het geval behandeld van een golfhoogte met een overschrijdingskans van 0.05 . Dit is vrij willekeurig gekozen , vandaar dat nu een grafiek samengesteld zal worden voor golven met een andere overschrijdingskans .

Overschrij- dingskans	H_{st} (m)	h_0 (m)	P_{max}^+ (KN/m ²)	P_{max} bodem	P_{min} bodem	P_{bij} + 6.95	P_{bij} + 5.00
$2.0 \cdot 10^{-1}$	2.06	0.06	8.6	116	98.8	0	17.6
$1.0 \cdot 10^{-1}$	2.47	0.08	10.3	117.7	97.1	0.7	19.8
$5.0 \cdot 10^{-2}$	2.82	0.11	11.7	119.1	95.7	2.6	21.6
$2.5 \cdot 10^{-2}$	3.12	0.13	13.0	120.4	94.4	4.3	23.2
$1.0 \cdot 10^{-2}$	3.49	0.16	14.5	121.9	92.9	6.4	25.2
$1.0 \cdot 10^{-3}$	4.27	0.24	17.8	125.2	89.6	10.8	29.5
$1.0 \cdot 10^{-4}$	4.94	0.32	20.5	127.9	86.9	14.6	33.1
$1.0 \cdot 10^{-5}$	5.52	0.40	23.0	130.4	84.4	18.0	36.3

Golfhoogte - waterdrukken relatielijn

Bij verschillende overschrijdingskans
Bij een peil van N.A.P. + 5.70 m



Het voorgaande is goed toepasbaar om de totale kracht op de constructie te bepalen . Uitgaande van een extreme belasting wordt het maatgevend belastingsgeval gevonden .

Stel dat nu de wand enigszins schuin wordt gezet en dat daar - naast ook de belasting in de tijd en over de hoogte van belang is , dan is een iets andere opzet nodig .

Allereerst is het van belang om de overschrijdings kans per golf vast te stellen . Hier zal voor 1/10000 per golf gekozen worden .

Dit houdt in dat bui een stormduur van ongeveer 3 uur en met een golfperiode van ongeveer 11 s er per storm 982 golven op - gewekt worden .

Slechts één op de 10.000 golven zal hoger zijn dan het aange - geven nivo , dit komt overeen met 10 stormen .

Dit houdt in dat ongeveer elke 10 stormen de kans bestaat dat een golfhoogte dit nivo zal overtreffen . Wel moet bedacht worden dat de kans van optreden van het stormvloedpeil $2.5 \cdot 10^{-4}$ per jaar bedraagt (gemiddeld eens in de 4000 jaar) .

Dus als

$$P (H \geq \underline{H}) = 0.0001 \text{ per golf}$$

$$0.0001 = \exp (-2 (\underline{H} / H_s)^2) = \exp (-2 (\underline{H} / 1.15)^2)$$

$$\underline{H} = 2.47 \text{ m}$$

$$\text{De staande golf - hoogte : } H_{st} = 4.94 \text{ m}$$

Door de golfactiviteit wordt het stil water nivo a.h.w. iets verhoogd :

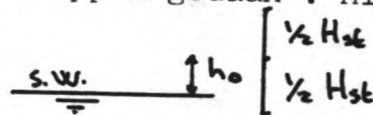
$$h_0 = 1/8 K H_{st}^2 \coth (kd)$$

Nu moet het golfgetal K nog bepaald worden ($K = 2 \pi / L$) , hiertoe moet de optredende golflengte bepaald worden , dit is in feite al bij de golfklappen gedaan . Hier is toen ge -

$$\text{vonden } L = 106.15 \text{ m .}$$

$$K = 0.0592$$

$$h_0 = 0.322 \text{ m}$$



De volgende aanname is niet geheel correct , de golven die op de constructie komen zijn niet sinusvormig maar zullen toch als zodanig aangenomen worden omdat de berekening m.b.v. cnoi - dale golven niet goed analytisch toegankelijk is .

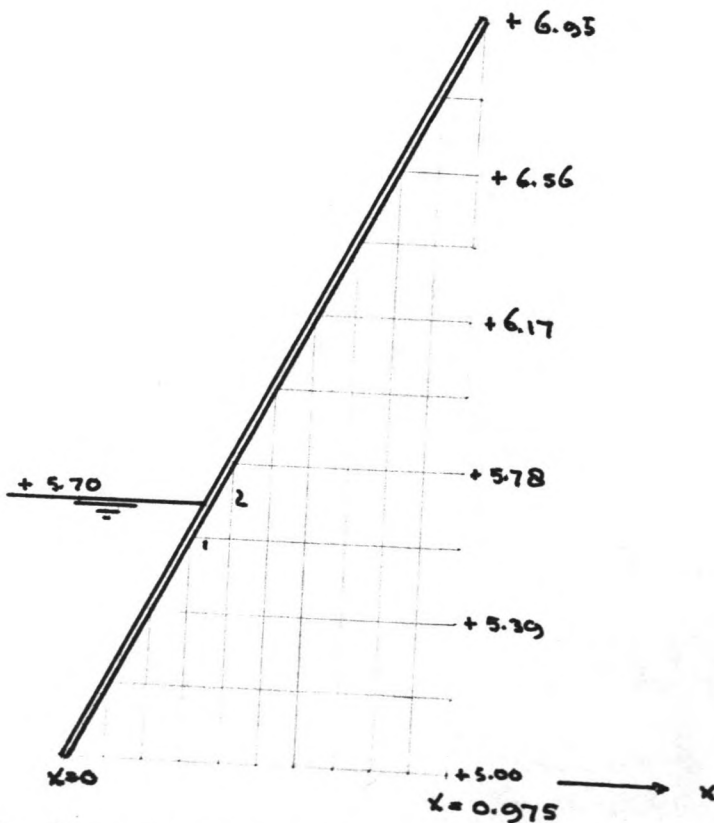
Uitwijking t.o.v. middennivo (+ 5.70 + 0.322) :

$$\eta = \frac{1}{2} Hst \sin (\omega t - Kx)$$

$$\eta = \frac{1}{2} Hst \sin (2\pi t/T - 2\pi x/L)$$

De introductie van een lengte parameter naast de tijd is van belang als de kering schuin gezet wordt . Voor de motieven van het schuinzetten van de kering wordt naar de Golfklappen verwezen .

Voor de berekening van de krachten op het wegneembaar bovenstuk is het niet alleen van belang om te weten hoe de krachten in de tijd zullen verlopen , ook de verdeling over de hoogte speelt een rol . Hiertoe zal de schuif in een tiental secties over de hoogte verdeeld worden .



Nu wordt uitgaande van $t=0$, $x=0$ de verdeling van de water - drukken over de hoogte bepaald , verder wordt met tijdstappen van 0.5 s een golfperiode doorgerekend .

Vermeld wordt :

- de tijd t.o.v. $t=0$
- het waternivo t.o.v. NAP voor een bepaalde x
- de waterdrukken op een bepaalde hoogte

t = 0

Nivo	X	Hoogte	Waterstand	Waterdruk(kN/m ²)
1	0	+5.000	+6.022	10.22
2	0.0975	+5.195	+6.008	8.127
3	0.195	+5.390	+5.993	6.035
4	.2925	+5.585	+5.979	3.942
5	.390	+5.780	+5.965	1.850
6	.4875	+5.975	+5.951	0
7	0.585	+6.170	+5.936	0
8	0.6825	+6.365	+5.922	0
9	0.780	+6.560	+5.908	0
10	0.8775	+6.755	+5.894	0
11	0.975	+6.950	+5.880	0

In het vervolg zullen x en de hoogte niet meer apart vermeld worden daar zij voor alle tijdstippen t.o.v. t=0 niet veranderen .

Nivo	<u>t = 0.5</u>		<u>t = 1.0</u>		<u>t = 1.5</u>	
	W.s.	P	W.s.	P	W.s.	P
1	+6.718	17.179	+7.357	23.573	+7.889	28.887
2	6.704	15.092	7.345	21.504	7.879	26.843
3	6.690	13.005	7.333	19.433	7.870	24.799
4	6.677	10.917	7.321	17.362	7.860	22.754
5	6.663	8.830	7.309	15.291	7.851	20.709
6	6.649	6.742	7.297	13.217	7.841	18.663
7	6.635	4.654	7.285	11.146	7.831	16.616
8	6.622	2.566	7.272	9.074	7.822	14.569
9	6.608	0.478	7.260	7.001	7.812	12.521
10	6.594	0	7.248	4.927	7.800	10.472
11	6.580	0	7.235	2.853	7.792	8.422

t = 2 s

Nivo	W.s.	P
1	+8.269	32.608
2	8.263	30.678
3	8.257	28.668
4	8.251	26.657
5	8.245	24.645
6	8.238	22.633
7	8.232	20.619
8	8.226	18.605
9	8.219	16.590
10	8.212	14.575
11	8.206	12.559

t = 2.5 s

W.s.	.P
+8.467	34.669
8.465	32.698
8.463	30.726
8.460	28.754
8.458	26.781
8.456	24.807
8.453	22.832
8.451	20.857
8.448	18.880
8.445	16.903
8.443	14.925

t = 2.75 s

W.s.	P
+8.492	34.920
8.492	32.970
8.492	31.018
8.492	29.066
8.491	27.113
8.491	25.160
8.491	23.205
8.490	21.250
8.489	17.337
8.489	16.337
8.488	15.379

t = 3 s

Nivo	W.s.	P
1	+8.467	34.669
2	8.469	32.738
3	8.470	30.808
4	8.473	28.876
5	8.474	26.943
6	8.476	25.020
7	8.478	23.076
8	8.479	21.141
9	8.480	19.205
10	8.482	17.268
11	8.483	15.331

t = 3.5 s

W.s.	P
+8.269	32.688
8.275	30.797
8.280	28.905
8.286	27.012
8.292	25.119
8.297	23.224
8.303	21.330
8.308	19.434
8.314	17.538
8.319	15.640
8.324	13.742

t = 4 s

W.s.	p
+7.889	28.887
7.898	27.030
7.907	25.172
7.916	23.314
7.926	21.455
7.935	19.596
7.944	17.736
7.953	15.875
7.961	14.014
7.970	12.152
7.979	10.289

t = 4.5 s

Nivo	W.s.	P
1	+7.357	23.574
2	7.369	21.743
3	7.381	19.913
4	7.393	18.082
5	7.405	16.250
6	7.417	14.418
7	7.429	12.585
8	7.440	10.752
9	7.452	8.919
10	7.463	7.085
11	7.475	7.250

t = 5 s

W.s.	P	W.s.	P
+6.718	17.179	+6.022	10.220
6.732	15.365	6.036	8.413
6.745	13.552	6.051	6.605
6.759	11.738	6.065	4.798
6.772	9.924	6.079	2.990
6.786	8.110	6.093	1.183
6.800	6.295	6.108	0
6.813	4.480	6.122	0
6.827	2.665	6.136	0
6.840	0.850	6.150	0
6.853	0	6.164	0

t = 5.5 s

t = 6 s

Nivo	W.s.	P
1	+5.326	3.261
2	5.340	1.448
3	5.354	0
4	5.367	0
5	5.381	0
6	5.395	0
7	5.409	0
8	5.422	0
9	5.436	0
10	5.450	0
11	5.464	0

t 6.5 s

W.s.	P
+4.687	0
4.699	0
4.711	0
4.723	0
4.735	0
4.747	0
4.759	0
4.772	0
4.784	0
4.796	0
4.809	0

t = 7 s

W.s.	P
+4.155	0
4.165	0
4.174	0
4.184	0
4.193	0
4.203	0
4.212	0
4.222	0
4.232	0
4.242	0
4.252	0

t = 7.5 s

Nivo	W.s.	P
1	+3.775	0
2	3.781	0
3	3.787	0
4	3.793	0
5	3.796	0
6	3.806	0
7	3.812	0
8	3.818	0
9	3.825	0
10	3.832	0
11	3.838	0

t = 8 s

W.s.	P
+3.577	0
3.579	0
3.581	0
3.584	0
3.586	0
3.588	0
3.591	0
3.593	0
3.596	0
3.599	0
3.661	0

t = 8.5 s

W.s.	P
+3.577	0
3.575	0
3.573	0
3.571	0
3.570	0
3.568	0
3.566	0
3.565	0
3.564	0
3.562	0
3.561	0

t = 9 s

Nivo	W.s.	P
1	+3.775	0
2	3.769	0
3	3.764	0
4	3.758	0
5	3.752	0
6	3.747	0
7	3.741	0
8	3.736	0
9	3.730	0
10	3.725	0
11	3.720	0

t = 9.5 s

W.s.	P
+4.155	0
4.146	0
4.137	0
4.128	0
4.118	0
4.109	0
4.100	0
4.091	0
4.083	0
4.074	0
4.065	0

t = 10 s

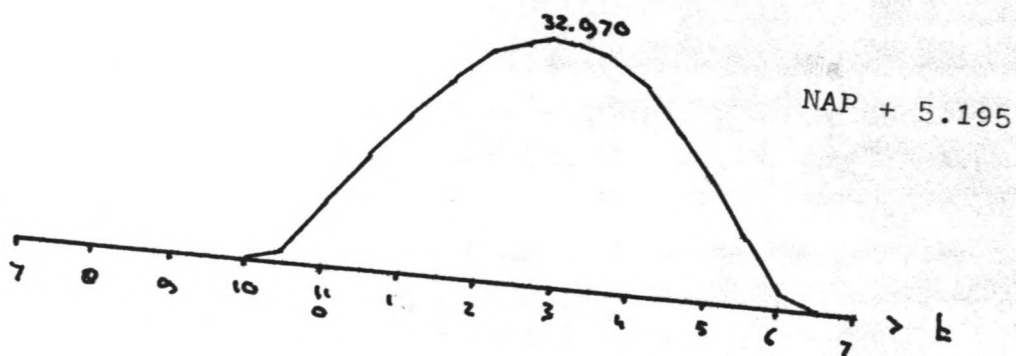
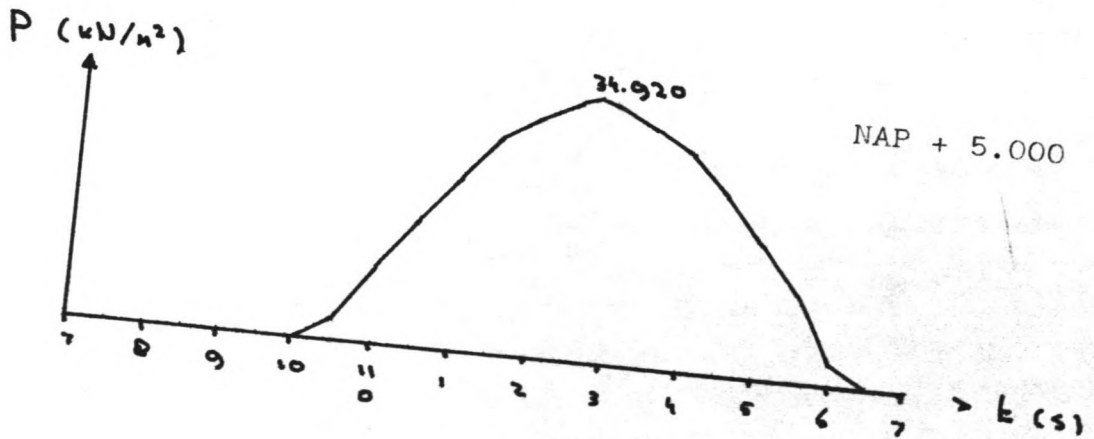
W.s.	P
+4.687	0
4.675	0
4.663	0
4.651	0
4.639	0
4.627	0
4.615	0
4.604	0
4.592	0
4.581	0
4.569	0

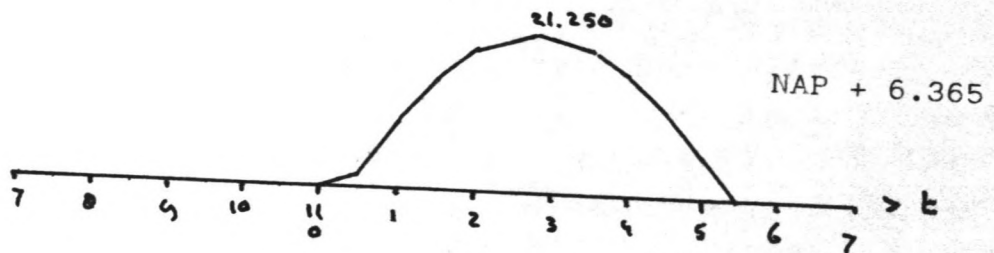
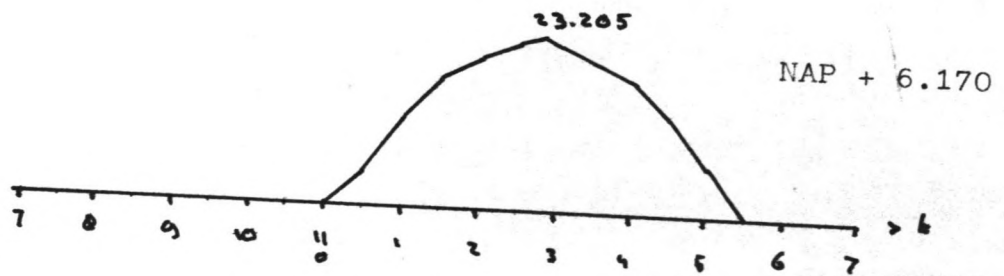
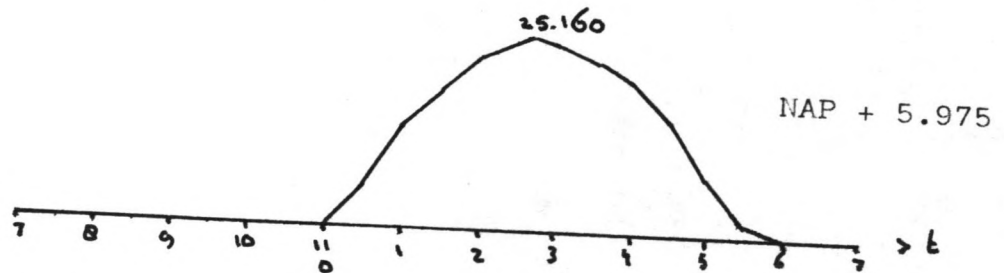
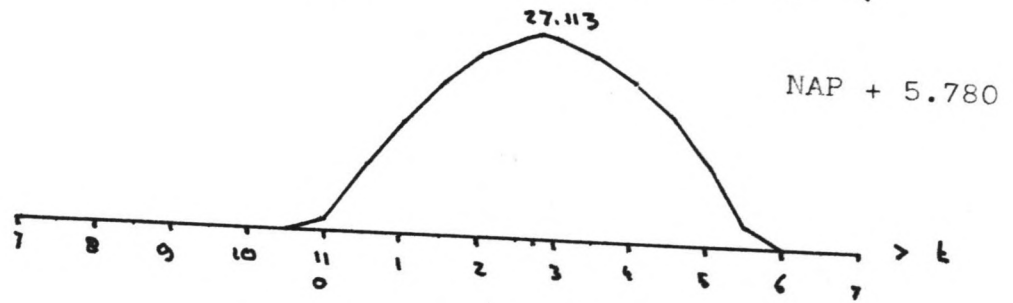
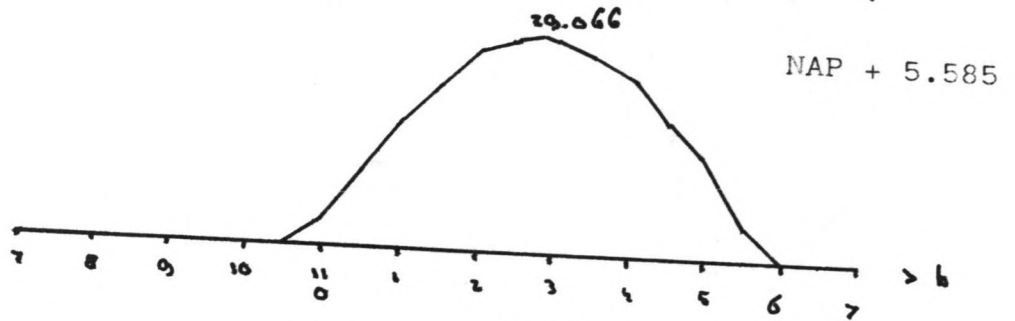
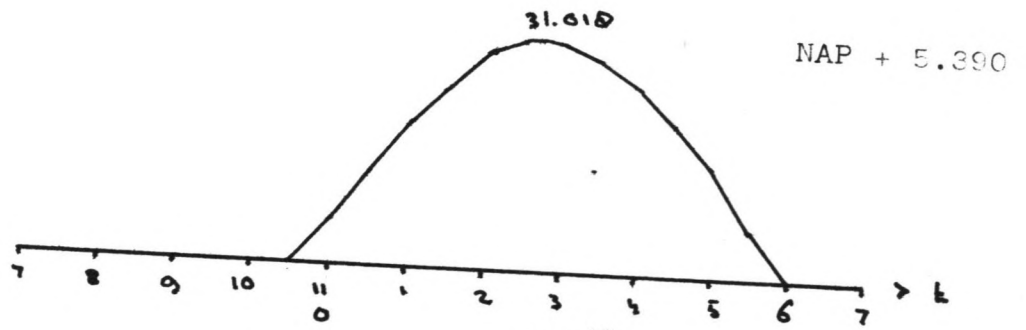
t = 10.5 s

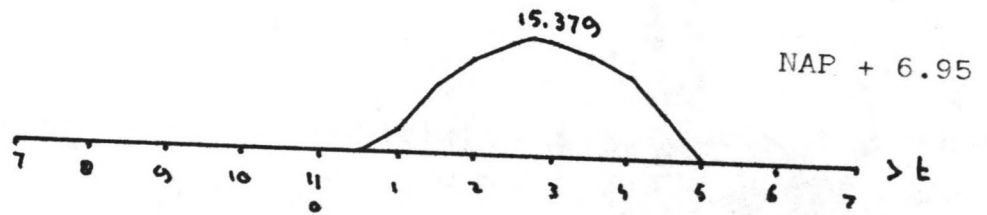
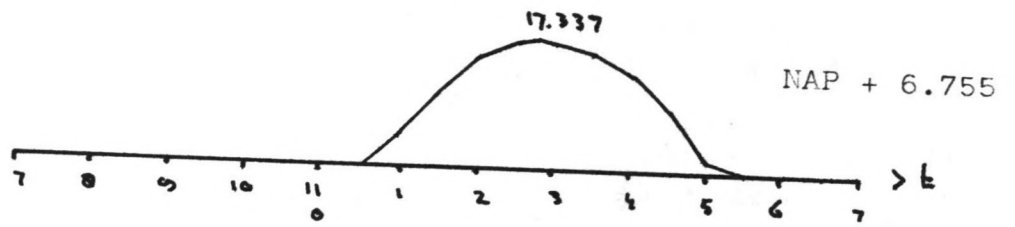
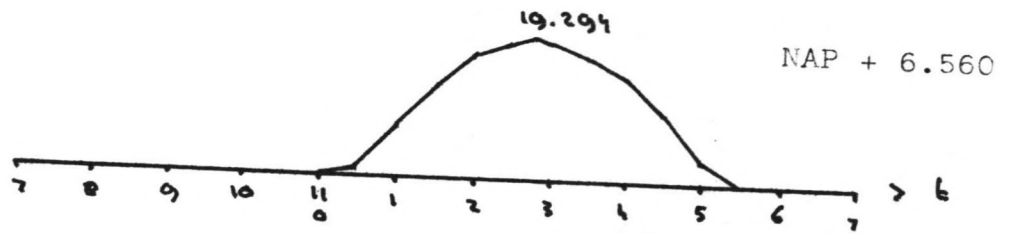
t = 11 s

Nivo	W.s.	P	W.s.	.P
1	+5.326	3.261	+6.022	10.22
2	5.312	1.175	6.008	8.127
3	5.299	0	5.993	6.035
4	5.285	0	5.979	3.942
5	5.272	0	5.965	1.850
6	5.258	0	5.951	0
7	5.244	0	5.936	0
8	5.231	0	5.922	0
9	5.217	0	5.908	0
10	5.204	0	5.894	0
11	5.191	0	5.880	0

Een andere methode is om de drukverdeling over de hoogte en tijd weer te geven .







Golfklappen

Golfklappen zijn kortdurende drukstoten die door korte golven op een constructie worden uitgeoefend . Van de verschijnselen die bij de golfklappen een rol spelen is weinig bekend , ook zijn er zeer veel theorieën over dit onderwerp . Sommigen gaag er vanuit dat de drukstijging geheel veroorzaakt wordt door compressie van ingesloten lucht . Echter ook in gevallen waar niet duidelijk lucht wordt ingesloten kunnen golfklappen optreden .

Zoals al eerder vermeld , zijn er vele theorieën en modellen om dit verschijnsel te beschrijven er is echter wel een ondergrens en een bovengrens te geven zoals uit vele onderzoeken blijkt.

Ondergrens : een continue waterstraal op een lichaam

$$P = \frac{1}{2} \rho V^2$$

P : druk (N/m²)

ρ : soortelijk gewicht (kg/m³)

V : vloeistofsnelheid (m/s)

De tijdsduur van het verschijnsel is oneindig lang

Bovengrens : waterslag als in een buis

$$P = \rho V c$$

c : voortplantingssnelheid in water (m/s)

Dit geldt voor een hoeveelheid water die een star lichaam treft en bovendien omsloten wordt door een starre buis .

De aanname dat het getroffen oppervlak star is , is zo slecht nog niet maar het aankomende water is zeker niet star omsloten , loodrecht op de voortplantingsrichting . Verder is hier geen rekening gehouden met de lucht die ofwel ingesloten wordt of zich al in het water bevindt .

Führbötter en later Heerema stelden dat de tijdsduur van dit verschijnsel beschreven kon worden door :

$$\Delta t = R / c$$

R : hydraulische straal (m)

De experimenten die Führbötter uitvoerde wezen in een orde van grootte van :

- 10 * de ondergrens voor P .
- .1 * de bovengrens voor P
- 10 * de gevonden tijdsduur met de waterslag berekening

De invloed van lucht in het water is als volgt uit te drukken :

Kompressiemodulus

$$K = K_v / (1 + V_g/V (K_v/K_g - 1))$$

Soortelijk gewicht :

$$\rho = \rho_v V_v/V + \rho_g V_g/V$$

Voortplantingssnelheid drukgolf in water :

$$c = (K / \rho)^{1/2}$$

Met :

K_v : kompressiemodulus water zonder lucht (2 . E+9 N/m²)

K_g : " " gas (temperatuursafhankelijk)

ρ_v : soortelijk gewicht water

ρ_g : " " gas

V_v : volume water

V_g : " gas

V : totaal volume ($V=V_v + V_g$)

Op het volume na zijn de andere grootheden bekend . Zij hoeven geen constanten te zijn , maar kunnen bijv. met de temperatuur variëren . Het probleem zit in de bepaling van de hoeveelheid lucht in het water tijdens de drukstoot .

Zo zal er altijd een kleine hoeveelheid lucht in het water voorkomen terwijl tijdens het breken van de golf lucht ingesloten kan worden .

Streeter en Wyllie geven aan dat 1 0/00 lucht in water de voortplantingssnelheid halveert . In hun boek , Hydraulic Transients , is een grafiek opgenomen waarin de voortplantingssnelheid als functie van V_g/v vermeld staat .

D.m.v. curve - fitting wordt een uitdrukking voor de kromme gevonden :

$$c(V_g/v) = V(1) + V(2)V_g/V + V(3)(V_g/V)^2 + V(4)(V_g/V)^3 + \dots + V(7)(V_g/V)^6$$

De coëfficiënten zijn :

$$V(1) = 1400.9678$$

$$V(5) = 73.9443$$

$$V(2) = -1599.0157$$

$$V(6) = -6.8697$$

$$V(3) = 1109.4445$$

$$V(7) = 0.2508$$

$$V(4) = -396.3344$$

Dit geldt voor $V_g/V_c [0 , 8]$ o/o

Benadering golfklap :

M.b.v. de sinusoidale korte golf theorie zal dit verschijnsel benaderd worden .

Golflengte in diep water : $L_0 = g/2\pi T^2 = 188.92 \text{ m}$

Diepte voor kademuur : $d = 10.70 \text{ m}$

$$d / L_0 = 0.0566$$

Hierbij hoort : $d / L = 0.1008$

Golflengte ter plaatse : $L = 106.15 \text{ m}$

$$\tanh (kd) = 0.5607$$

Snelheid éénling-golf : $v = (g \cdot L / 2\pi \tanh(kd))^{1/2} = 9.64 \text{ m/s}$

Groeps - snelheid : $v_g = \frac{1}{2}v(1 + G)$

$$G = 0.77$$

$$v = 8.53 \text{ m/s}$$

Nu zijn alle grootheden bepaald .

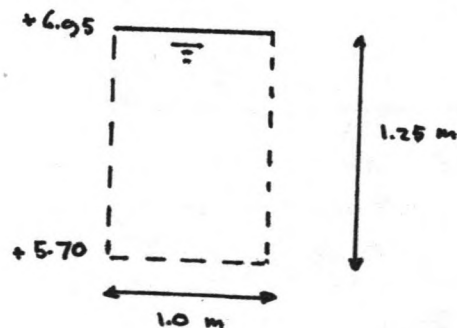
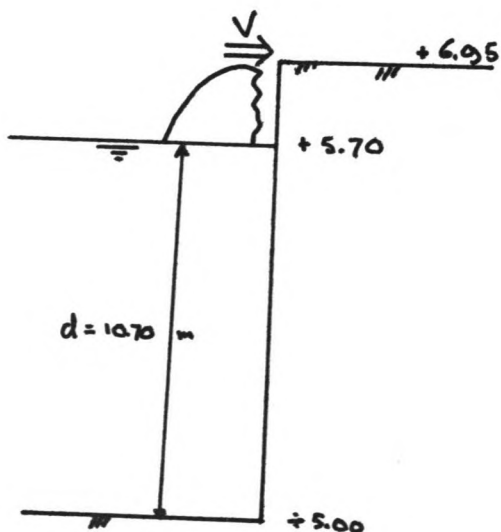
Ondergrens : $P = \frac{1}{2} \rho V^2 = 3.747 \cdot 10^4 \text{ N/m}^2$

Bovengrens : $P = \rho V c = 1230 \cdot 10^4 \text{ N/m}^2$

$$\Delta t = R / c$$

$$R = 1.25 \cdot 1 / (2 \cdot 1.25 + 1) = 0.3571 \text{ m}$$

$$\Delta t = 0.255 \text{ ms}$$



Volgens Führbötter kan nu ongeveer gesteld worden dat bovenstaande resultaten m.b.t. de ondergrens en tijdsduur met een factor 10 vermenigvuldigd moeten worden, de bovengrens met een factor van 0.1.

De gevolgen van deze aanname voor de voortplantingssnelheid :

$$c' = 0.3571 / 0.00255 = 140 \text{ m/s}$$

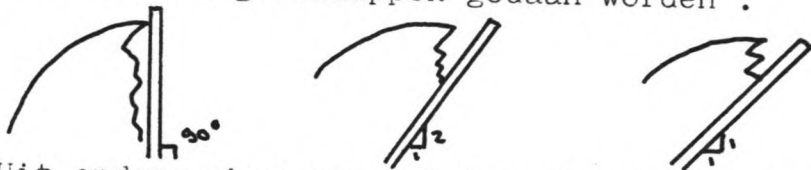
Volgens het eerder vermeldt model zou deze c' bij een aantal % lucht gehaald worden en dit zou dan door extrapolatie verkregen worden, aangezien de grafiek niet verder gaat dan 0.8%. Stel dat deze grens van 0.8% wordt aangehouden, dan wordt daarmee de voortplantingssnelheid $c' = 210 \text{ m/s}$.

Dit lijkt op het eerste gezicht een grove aanname maar bedacht moet worden dat een zeer kleine hoeveelheid lucht de snelheid al halveert.

$$\Delta t' = R / c = 0.3571 / 210 = 1.7 \text{ ms}$$

$$P' = \rho V c = 184.5 \cdot 10^4 \text{ N/m}^2$$

Tot zover de berekeningskant, ook kan aan de uitvoeringskant iets aan de golfklappen gedaan worden.



Uit onderzoeken van het Waterloopkundig Laboratorium blijkt dat een opstelling met een hoek van 1:2 de kleinste klappen geeft. Een hoek van 90° krijgt grotere klappen terwijl bij een 1:1 helling het water er als het ware op stort met als gevolg dat ook hier een grote drukstoot ontstaat.

Op grond hiervan wordt het wegneembaar bovenstuk onder een helling van 1:2 gezet.

Met al deze factoren rekening houdend kan gesteld worden dat de golfklap als volgt geschematiseerd kan worden :

$$\text{tijdsduur} : t = 2 \text{ ms}$$

$$\text{drukstoot} : P = 130 \cdot 10^4 \text{ N/m}^2$$

Het grote bezwaar bij deze twee methoden is dat de afstand tussen onder- en bovengrens zo groot is. Een ondergrens beschouwing, ook al wordt de belastingsfactor groter genomen dan normaal, blijft griezelig, vooral als naar de bovengrens gekeken wordt. Een bovengrens beschouwing geeft te grote waarde, en vooral de tijdsduur blijft te klein. Uit al dan niet prototype metingen blijkt dat de tijdsduur van de drukstoot veel groter is.

Een meer empirische aanpak wordt in de methode van Minikin gevonden (zie: Coastal Engineering Research Center - Shore protection manual).

De door Minikin voorgestelde formule luidt:

$$P_{\max} = 101 * \rho * g * H / L_D * d / D * (D + d)$$

het

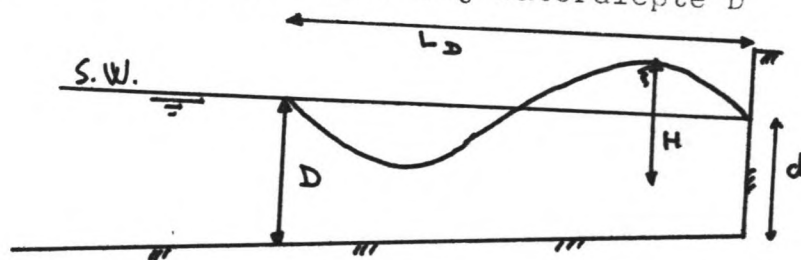
P_{\max} : maximale druk in N/m^2

H : golfhoogte in m

d : waterdiepte bij de teen van de constructie in m (de formule is ook voor hellende wanden toepasbaar).

D : waterdiepte één golflengte voor de constructie

L_D : golflengte behorende bij waterdiepte D



Het eerder vermelde onderzoek, dat gepubliceerd werd ter gelegenheid van het symposium "Research on wave action", gaf aan dat een constructie geplaatst onder een hoek van 60° de kleinste klappen gaf.

De besproken proeven gaven aan dat de maximale drukstoot van $10^5 N/m^2$ gehalveerd werd door het onder 60° zetten van de constructie.

Het achterover neigen van de constructie heeft dus een reducerend effect op de grootte van de golfklappen.

Op grond van deze resultaten worden de waarden , verkregen m.b.v. de formule van Minikin vermenigvuldigd met een factor 0.5 .

De formule wordt hierdoor :

$$P_{\max} = 50.5 \times \rho \times g \times H / L \times 2d$$

Minikin geeft eveneens een formule voor de drukverdeling over de hoogte :

$$P(z) = P_{\max} (1 - 2 \times |z| / H)^2 \quad \text{voor } -\frac{1}{2} = z/H = +\frac{1}{2}$$

$$= 0 \quad \text{voor alle andere } z/H$$

De tijdsduur wordt niet zozeer m.b.v. formules vastgelegd maar wordt geschat op : $\Delta t = 1/10 \text{ à } 1/30 \text{ s}$

Invulling van de gegevens :

$$\rho = 1023 \text{ kg/m}^3$$

$$g = 9.81 \text{ m/s}^2$$

$$H = 4.94 \text{ m (zie "golfbelasting" bij een overschrijdingskans van } 10^{-4} \text{ per golf)}$$

$$L = 106.2 \text{ m}$$

$$d = 10.7 \text{ m}$$

$$P_{\max} = 504.5 \text{ kN/m}^2$$

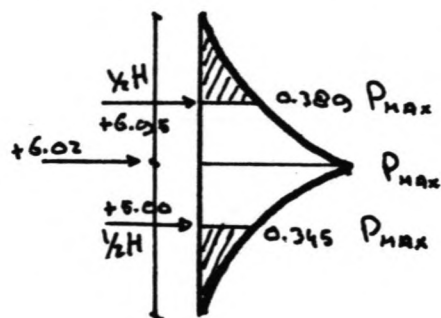
Het enige probleem hier is de drukverdeling over de hoogte , aangezien de constructie niet hoger dan NAP + 6.95 m komt . Ook het stuk onder NAP + 5.00 m is voor de klepconstructie niet relevant .

De berekening van P(z) gebeurt vanuit de middenstand , dit is het stilwater nivo (hier het stormvloedpeil , NAP + 5.70 m) met daarbij opgeteld een waternivo-verhoging ho t.g.v. de golfactiviteit .

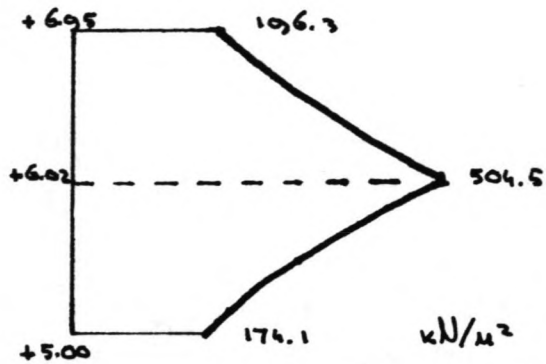
$$h_o = 1/8 \times K \times H^2 \times \coth(Kd) \quad (\text{ met } K = 2\pi / L)$$

$$= 0.32 \text{ m}$$

Dus de middenstand is : NAP + 6.02 m



Verder wordt verondersteld dat het stuk boven + 6.95 niet ree - doet , evenals het stuk onder + 5.00 .



Drukverdeling over de hoogte

Er zijn nu een drietal manieren besproken om de golfklappen rekentechnisch te benaderen, deze zijn :

- Continue waterstraal model (ondergrens)
- Waterslag model (bovengrens)
- Minikin model

Nu moet er een keuze gadaan worden uit deze drie methodes . De ondergrens of waterstraal valt eigenlijk af omdat het verschijnsel té gunstig tevoorschijn komt .

In het hierna komende voorlopig ontwerp zullen de resterende modellen gebruikt worden , hoewel het de bedoeling is om met alleen Minikin door te gaan .

Het waterslag model zal kort uitgewerkt worden om het verschil tussen beide aannamen te laten zien .

Opgemerkt moet worden dat het model volgens Minikin veel meer met de realiteit overeenstemt .

Als laatste nog een opmerking over het verschijnsel golfklap zelf . Golfklappen kunnen eigenlijk zonder modelonderzoek niet goed beschreven worden , al de genoemde schematisaties zijn slechts gissingen daar de parameters die bij dit verschijnsel een rol spelen zich moeilijk in formules laten vangen .

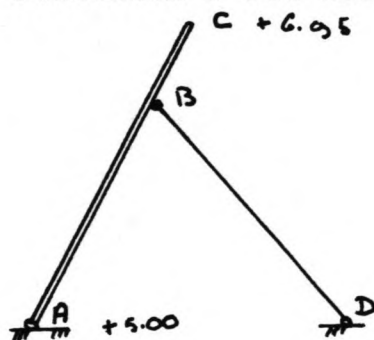
Dimensionering gekozen alternatief

In het voorafgaande is al het een en ander bepaald . Zo is de keuze uit het hier voorgestelde drietal alternatieven op de klep - constructie gevallen . Deze keuze legt alleen naar de bewegingsrichting vast , de resterende grootheden worden uit de andere randvoorwaarden afgeleid .

Uit de hydraulische r.v.w. kan o.a. de kerende hoogte en de belasting op de klep bepaald worden .

M.b.t. de kerende hoogte kan gesteld worden dat als de klep weggeklapt is deze niet hoger dan NAP + 5.00 mag komen en dat als de klep opgezet is de kerende hoogte minstens tot NAP + 6.95 moet komen .

Uit de belastingen en met name de golfklappen volgt dat de opgezette klep onder een hoek van 1:2 moet staan . Hiermee wordt bereikt dat de golfklap minder groot wordt dan bij een andere standhoek . Dit leidt tot :



De kleplengte (AC) :

2180 mm

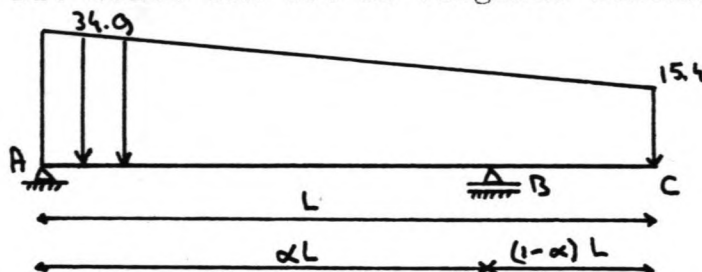
Alleen de plaats van punt b moet nog bepaald worden .

Schematisatie :

Voor een eerste benadering moeten een aantal aannamen gedaan worden :

- De oplegpunten zijn zeer stijf
- De belasting is statisch
- Geen golfklappen
- De eventuele normaalkracht uitgeoefend door ED op Ab wordt verwaarloosd

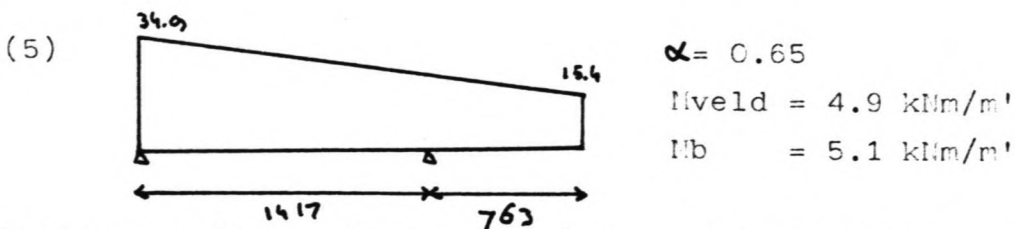
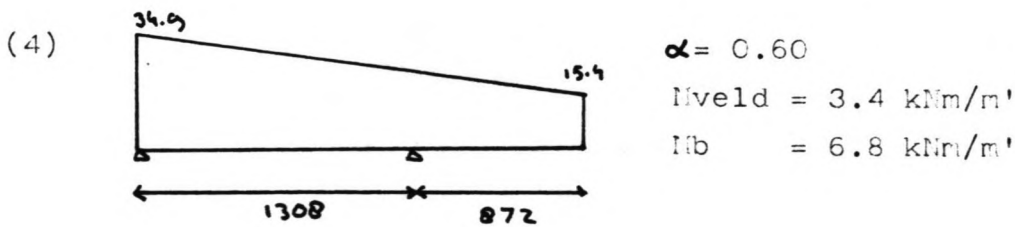
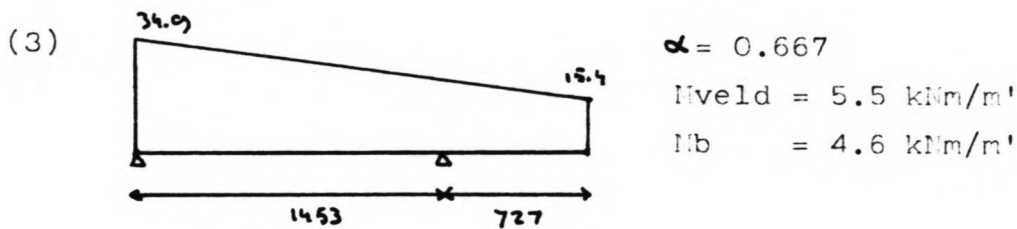
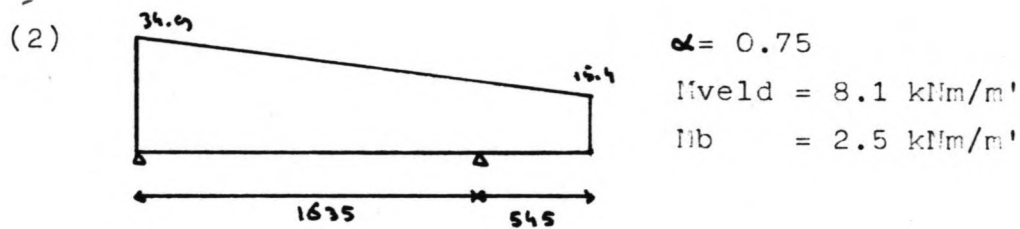
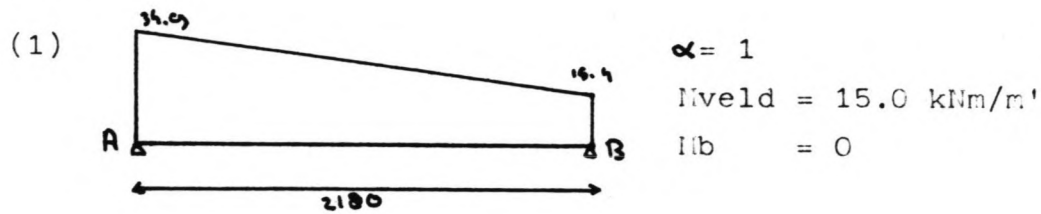
Dit leidt dan tot de volgende schematisatie per m' kering .



Max.belasting
op $t=2.75$ s, in
 kN/m^2

Nu moet alleen nog maar punt B bepaald worden om de verdeling van de momenten over de hoogte te weten .

Er zijn twee plaatsen waar een extreem moment kan optreden , dit is in een punt ergens in het veld tussen A en B en t.p.v. punt B . Nu moet ervoor gezorgd worden dat veldmoment en steun - puntsmoment even groot worden omdat de doorsnede dan het beste benut wordt .



De keuze valt voorlopig op (5) daar bij dit alternatief het verschil tussen M_{veld} en M_b het kleinst is .

nu in eerste instantie de plaats van oplegpunt B is vastgesteld moet nog gekeken worden of er andere belastingen mogelijk zijn, die misschien maatgevend zijn.

Er zullen twee mogelijkheden onderzocht worden, te weten:

- De golftop komt totaan de bovenkant van de constructie.

Hiermee wordt een klein moment t.p.v. punt B verkregen, terwijl de belasting in het veld nog aanzienlijk is.

- De golftop komt niet hoger dan punt B

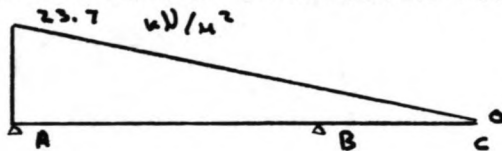
Alle belasting komt nu in het veld, voorbij punt B is er geen golfbelasting meer.

De drukverdeling over de hoogte wordt eveneens met de methode van Saintflou bepaald:

$$P_{\max}^+ = \rho * g * \frac{1}{2} H * \cosh(k(z+d)) / \cosh(k*d) \quad \text{met } k = 2\pi / L$$

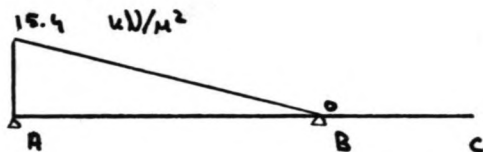
Bovenvermelde H is nu niet meer de golf horende bij een overschrijdingskans van 10^{-4} per golf, maar wordt bepaald door de gestelde eis dat de golf niet hoger mag zijn dan een voorgeschreven hoogte.

Onderstaande resultaten worden verkregen:



$$M_V = 3.36 \text{ kNm/m'}$$

$$M_B = -0.80 \text{ kNm/m'}$$



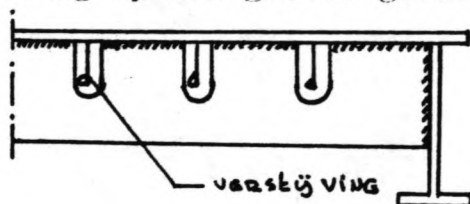
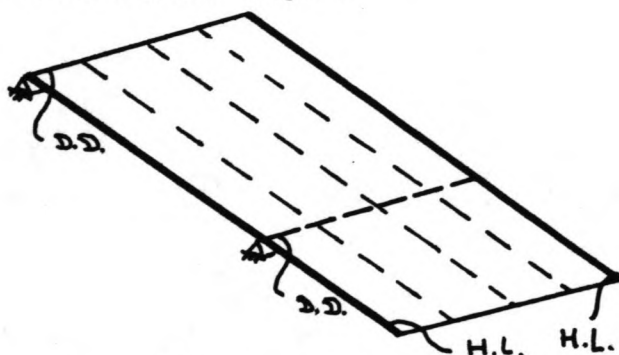
$$M_V = 1.98 \text{ kNm/m'}$$

$$M_B = 0$$

Hieruit blijkt dat golven die lager zijn dan de ontwerpgolf (overschrijdingskans van 10^{-4} per golf) geen maatgevende situatie kunnen veroorzaken.

Opbouw van de klep

Bij de vorige berekening is de klep per m' berekend en wekt de suggestie dat de klep erg breed zou zijn . Dit is echter niet het geval . De klep die over een lengte van ongeveer 150 m aangebracht moet worden , wordt in stukken opgedeeld . De lengte van zo'n element hangt af van een aantal factoren . Grote elementen houden in dat er totaal minder elementen in de kering geplaatst zullen worden . Dit houdt eveneens in dat er dus minder afdichtingsmiddelen nodig zijn en dat de opzet - tijd van de kering korter zal worden . Het enige nadeel is dat de capaciteit van het externe hefwerktuig op een groter gewicht berekend moet zijn .

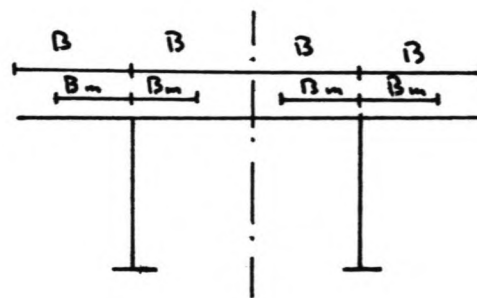
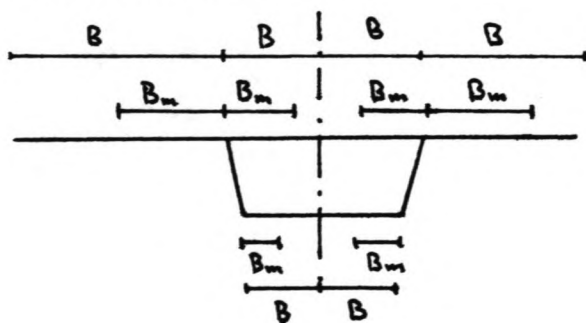


De hier geschetste opbouw moet meer als een indicatie dan als een voorbeeld gezien worden .

Bij de berekening wordt in eerste instantie gedaan alsof de dwarsdraggers en hoofdliggers zeer stijf zijn .

Berekening

Als eerste zal de meewerkende plaatbreedte bij de verstijvingen bepaald worden . De berekening hiervan is gebaseerd op het artikel : Meewerkende breedte door ir. H de Jong uit Bouwen met staal nr. 69 .



Bij de bepaling van de medewerkende breedte is de vorm van de momentenlijn van belang. Er wordt namelijk onderscheid gemaakt tussen parabolische - en driehoekig verlopende momentenlijnen of een verloop dat daar redelijk mee overeenstemt. De momentenlijn wordt verdeeld in intervallen, begrensd door de momenten nulpunten. Deze afstand wordt aangeduid met het symbool L .

Voor de medewerkende breedte geldt:

$$B_m = \lambda_f \times B$$

Deze breedte heeft betrekking op één zijde van de plaat gerekend vanaf het lijf, zie verder de schetsen op de vorige blz. Hier zal gezien het verloop van de momentenlijn het parabolisch geval vermeld worden.

$$\lambda_f = 0.9 \log(L/B) + 0.1$$

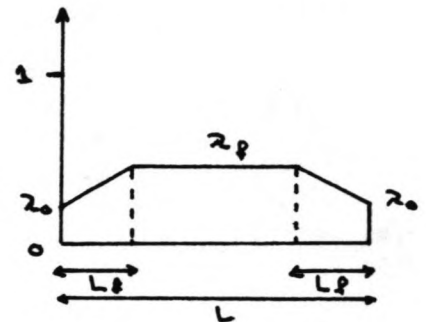
$$L_f = 0.25 L$$

Met de restrictie: $L_f \geq B$

$$\text{Als } L/B < 2 \rightarrow \lambda_f = 0.18 L/B$$

$$\text{Als } L/B > 10 \rightarrow \lambda_f = 1.0$$

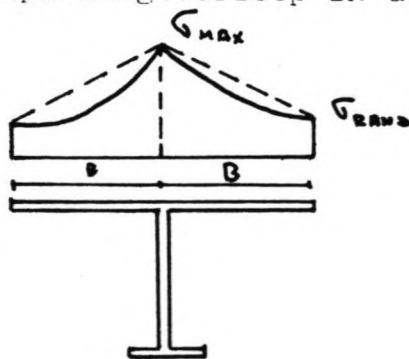
$$\lambda_o = (0.55 + 0.025 L/B)$$



Met de restrictie: $\lambda_o \leq \lambda_f$

De medewerkende breedte mag niet groter worden genomen dan de fysische grens van de constructie. Indien de medewerkende breedte van verstijvingen is voorzien dan moet deze breedte met een factor 0.75 gereduceerd worden.

Spanningsverloop in dwarsrichting.



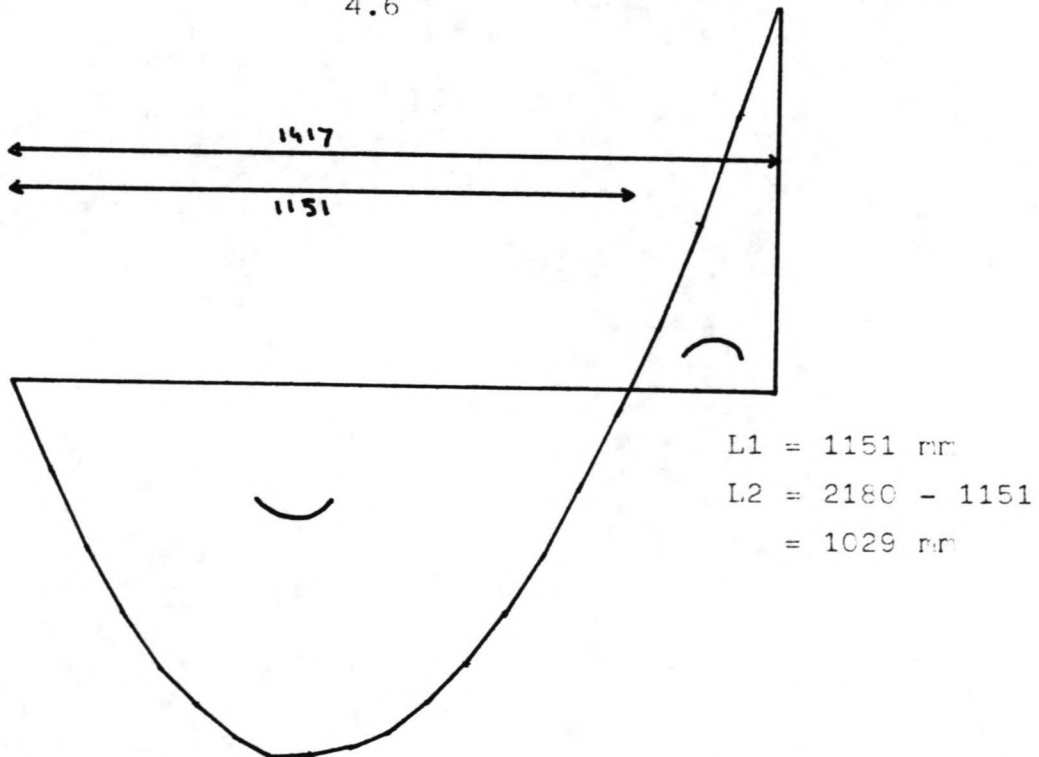
$$\sigma_{\text{gans}} = 1.25 \sigma_{\text{max}} (\lambda_f - 0.2) \geq 0$$

De volgende stap is om de momentenlijn te bepalen om zodoende de afstand tussen de nulpunten en dus L te weten.

De momentenlijn

Met stapgrootte van $L/20$ zal de momentenlijn voor het veld bepaald worden, hiermee worden l veld, M_b en de afstand tussen de momenten nulpunten gevonden.

X (* L / 20)	M (KNm / m')	X	M
0	0	11	4.2
1	1.2	12	3.7
2	2.2	13	3.0
3	3.1	14	2.2
4	3.8	15	1.3
5	4.3	16	0.3
6	4.7	17	-0.9
7	4.9	18	-2.2
8	4.9	19	-3.6
9	4.8	20	-5.1
10	4.6		



De maatgevende medewerkende breedte wordt gevonden bij de kleinste afstand tussen de momentennulpunten.

$$L = 1029 \text{ mm}$$

Nu moet een keuze gedaan worden omtrent de toe te passen ver -
stijving . Er zijn globaal gezien twee categorieën :
open en gesloten profielen .

Open profiel : Keuze ANP 130.7

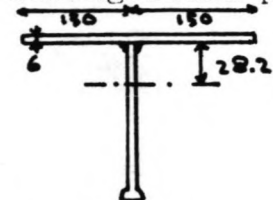


$$F = 1150 \text{ mm}^2$$

$$I = 191 \cdot 10^4 \text{ mm}^4$$

$$G = 9.05 \text{ kg / m'}$$

Samengesteld profiel (met 6 mm dikke plaat)



$$I = 1/12 \times 300 \times 6^3 + (300 \times 6)(28.2+3)^2 + 191 \cdot 10^4 +$$

$$1150(77 - 28.2)^2$$

$$= 6.4062 \cdot 10^6 \text{ mm}^4$$

$$G = 23.09 \text{ gk/m'}$$

$$W_b = I / 34.2 = 1.8732 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$W_o = I / 101.8 = 6.2930 \cdot 10^4 \text{ mm}^3$$

Nedewerkende breedte :

$$L = 1029 \text{ mm}$$

$$B = 150 \text{ mm}$$

$$L/B = 6.86$$

$$\lambda_f = 0.9 \log (L/B) + 0.1 = 0.8527$$

$$B_m = 2 \times 150 \times 0.8527 = 256 \text{ mm}$$

Nu moeten de eerder bepaalde weerstandsmomenten aan de medewer -
kende breedte aangepast worden .

$$W_b = 256/300 \times 1.8732 \cdot 10^5 = 1.5985 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$W_o = 6.2930 \cdot 10^4 \text{ mm}^3$$

Spanningen

(1) : Steunpunt B

$$\text{Trekspanning } \sigma = 1.5 \times 5.1 \cdot 10^6 / 1.5985 \cdot 10^5 = 47.9 \text{ N/mm}^2$$

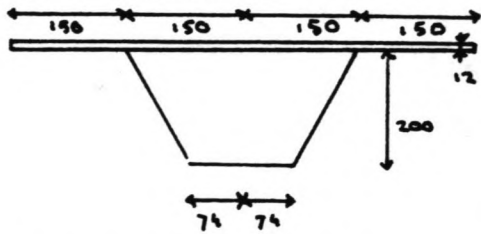
$$\text{Drukspanning } \sigma = 1.5 \times 5.1 \cdot 10^6 / 6.2930 \cdot 10^4 = 121.6 \text{ N/mm}^2$$

(2) : Veld AB

$$\text{Trekspanning } \sigma = 1.5 \times 4.9 \cdot 10^6 / 6.2930 \cdot 10^4 = 116.8 \text{ N/mm}^2$$

$$\text{Drukspanning } \sigma = 1.5 \times 4.9 \cdot 10^6 / 1.5985 \cdot 10^5 = 46.0 \text{ N/mm}^2$$

Gesloten profiel : Krupp 1 / 200 / 6 (met 12 mm plaat)



$$W_{\min} = 312 \cdot 10^3 \text{ mm}^3$$

$$W_{\max} = 1270 \cdot 10^3 \text{ mm}^3$$

$$G = 82.26 \text{ kg/m'}$$

Medewerkende breedte :

Boven $L = 1029 \text{ mm}$

$$B = 150 \text{ mm}$$

$$L/B = 6.86$$

$$\lambda_f = 0.9 \log(L/B) + 0.1 = 0.8527$$

$$B_m = 4 * B * \lambda_f = 4 * 150 * 0.8527 = 512 \text{ mm}$$

$$W_{\max} = 512/600 * 1270 \cdot 10^3 = 1084 \cdot 10^3 \text{ mm}^3$$

Onder $L = 1029 \text{ mm}$

$$B = 74 \text{ mm}$$

$$L/B = 13.9$$

$$\lambda_f = 1.0$$

$$B_m = 2 * B * \lambda_f = 148 \text{ mm}$$

$$W_{\min} = 148/148 \cdot 312 \cdot 10^3 = 312 \cdot 10^3 \text{ mm}^3$$

Spanningen

(1) : Steunpunt b

$$\text{Trekspanning : } \sigma = 1.5 * 5.1 \cdot 10^6 / 1084 \cdot 10^3 = 7.1 \text{ N/mm}^2$$

$$\text{Drukspanning : } \sigma = 1.5 * 5.1 \cdot 10^6 / 312 \cdot 10^3 = 24.5 \text{ N/mm}^2$$

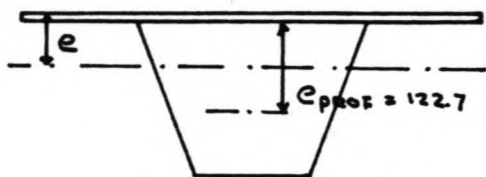
In het veld zijn de spanningen nog lager .

De voornaamste oorzaak van deze overdimensionering is gelegen in het feit dat bovenstaand profiel standaard verkrijgbaar is , en eigenlijk te zwaar voor de hier optredende momenten .

Er zal nu zelf een profiel samengesteld worden , met een dun - nere plaat .

Gesloten profiel : Krupp 1 / 200 / 6 (met 6 mm plaat)

Ligging gezamenlijk zwaartepunt t.o.v hart plaat

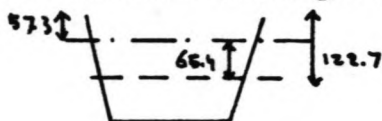


$$e(6 \times 600 + 3320) = 3320 \times 125.7$$

$$e = 60.3 \text{ mm}$$

$$G = 54.18 \text{ kg/m'}$$

Traagheidsmoment samengesteld profiel



$$\text{Plaat} : I_p = 1/12 \times 600 \times 6^3$$

$$\text{Verstijving} : I_v = 1386 \cdot 10^4 \text{ mm}^4$$

$$I = (600 \times 6)(60.3)^2 + I_p + (3320)(65.4)^2 + I_v = \\ = 2.7103 \cdot 10^7 \text{ mm}^4$$

$$W_{\max} = I / (57.3 + 63.3) = 4.2817 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

$$W_{\min} = I / (200 - 57.3) = 1.8993 \cdot 10^5 \text{ mm}^3$$

De gevonden waarden m.b.t. de medewerkende breedte zijn ook nu weer van toepassing .

$$\text{Onder} : W_{\min} = 189.93 \cdot 10^3 \text{ mm}^3$$

$$\text{Boven} : W_{\max} = 512/600 \times 428.17 \cdot 10^3 = 365.37 \cdot 10^3 \text{ mm}^3$$

Spanningen

(1) : Steunpunt E

$$\text{Trekspanning} : \sigma = 1.5 \times 5.1 \cdot 10^6 / 365.37 \cdot 10^3 = 20.9 \text{ N/mm}^2$$

$$\text{Drukspanning} : \sigma = 1.5 \times 5.1 \cdot 10^6 / 189.93 \cdot 10^3 = 40.3 \text{ N/mm}^2$$

(2) : Veld AB

$$\text{Trekspanning} : \sigma = 1.5 \times 4.9 \cdot 10^6 / 189.93 \cdot 10^3 = 38.7 \text{ N/mm}^2$$

$$\text{Drukspanning} : \sigma = 1.5 \times 4.9 \cdot 10^6 / 365.37 \cdot 10^3 = 20.1 \text{ N/mm}^2$$

Hoewel ook eigenlijk overgedimensioneerd zal dit profiel verder gebruikt worden bij de volgende berekeningen waarbij de oorspronkelijke uitgangspunten door meer realistische vervangen zullen worden , te beginnen met de veronderstelling dat de constructie statisch belast wordt .

Dynamische invloeden

Zoals in het voorgaande al is gesteld zal hier de eis dat de belasting statisch is komen te vervallen . Dit houdt in dat er met de dynarica van het probleem rekening moet worden gehouden .

De dynamische invloeden vallen in twee groepen uiteen :

- De golfbelasting
- De golfklappen

Wat de gevolgen hiervan zijn voor de constructie wordt in het vervolg duidelijk gemaakt .

Allereerst zal beschreven worden hoe de constructie geschermt kan worden om toegankelijker te worden voor een dynamica berekening . Vervolgens wordt dan naar de belasting zelf gekeken , om dan over te gaan op de berekening van krachten en momenten met als resultaat de spanningen in het profiel . Bij deze berekening en dit heeft alleen betrekking op de golfklappen , zal gebruik gemaakt worden van de eerder genoemde modellen :

- Waterslag model
- Minikin model

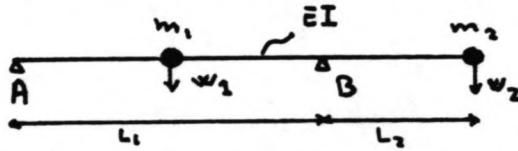
Het waterslag model wordt hier slechts ter illustratie uitgewerkt , om te laten zien waartoe een min of meer foutieve keuze kan leiden .

Het is niet zo dat het waterslag model verkeerd is , alleen de praktijk wijst uit dat dit model het verschijnsel veroverschat .

Het model volgens Minikin geeft betere resultaten en zal ook voor verdere berekeningen gebruikt worden .

Dynamica

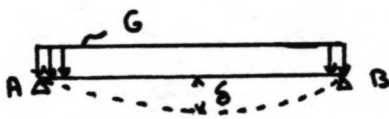
De voorgestelde constructie zal tot een 2 - massa - veer systeem geschematiseerd worden . De vrijheidsgraden worden t.p.v. de geconcentreerde massa's gekozen . Om tot goede resultaten



te komen met deze schematisatie moet een continu systeem omgezet worden in een discreet systeem ,

hiertoe moet de meewerkende massa bepaald worden .

(1) : Ligger AB



$$\delta = 5/384 GL^4 / EI$$

$$Q = G \times L$$

$$\delta = 5/384 Q L^3 / EI$$

$$\delta = K \times Q \quad (K \text{ is de veerstijfheid })$$

$$K = 384 EI / (5 L^3)$$

Voor een continu systeem is de laagste eigenfrequentie :

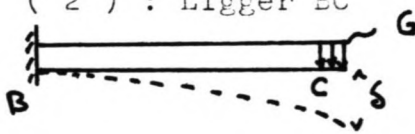
$$\omega_c^2 = (9.87)^2 EI / (GL^4)$$

Voor het één - massa veer systeem geldt : $\omega_s^2 = K / m'$

Als beide eigenfrequenties gelijk moeten zijn : $\omega_c^2 = \omega_s^2$

$$m'_1 = 0.788 G L_1$$

(2) : Ligger BC



$$\delta = 1/8 G L^4 / EI$$

$$K = 8 EI / L^3$$

De laagste eigenfrequentie : $\omega_c^2 = (3.52)^2 EI / (GL^4)$

$$m'_2 = 8 / (3.52)^2 \times G \times L_2 = 0.646 \times G \times L_2$$

Net : $G = 54.18 \text{ kg/m} \quad L_1 = 1.417 \text{ m} \quad L_2 = 0.763 \text{ m}$

$$m_1 = 60.5 \text{ kg}$$

$$m_2 = 26.7 \text{ kg}$$

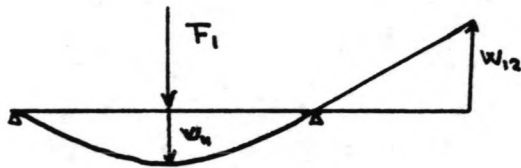
Nu moet de flexibiliteitsmatrix opgesteld worden . De flexibi -
liteitsmatrix geeft aan hoe de constructie vervormt t.p.v. de
vrijheidsgraden t.g.v. de belasting , die geacht wordt t.p.v.
de vrijheidsgraden aan te grijpen .



$$W22 = F2 * L_2^3 / (3EI) + \phi_2 * L_2$$

$$\phi_2 = (F2 * L_2) * L_1 / (3EI)$$

$$W21 = -(F2 * L_2) * L_1^2 / (16EI)$$



$$W22 = F / (3EI) * (L_2^3 + L_2^2 * L_1)$$

$$W11 = F1 * L_1^3 / (48EI)$$

$$\phi_1 = F1 * L_1^2 / (16EI)$$

$$W12 = -F1 * L_1^2 * L_2 / (16EI)$$

$$W1 = W11 + W12$$

$$W2 = W21 + W22$$

$$\begin{bmatrix} W1 \\ W2 \end{bmatrix} = 1/EI \begin{bmatrix} L_1^3 / 48 & -L_1^2 * L_2 / 16 \\ L_1^2 * L_2 / 16 & L_2^3 + L_2^2 * L_1 / 3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F1 \\ F2 \end{bmatrix}$$

$$\underline{W} = 1/(48EI) \begin{bmatrix} L_1^3 & -3L_1^2 * L_2 \\ -3L_1^2 * L_2 & 16(L_2^3 + L_2^2 * L_1) \end{bmatrix} \underline{F}$$

Voor de dynamica berekening is de stijfheidsmatrix van belang .
De stijfheidsmatrix wordt uit de flexibiliteitsmatrix verkre -
gen door deze te inverteren . Het resultaat is :

$$\underline{F} = 48 EI / (7L_1^4 L_2^2 + 16L_1^3 L_2^3) \begin{bmatrix} 16(L_2^3 + L_2^2 L_1) & 3L_1^2 L_2 \\ 3L_1^2 L_2 & L_1^3 \end{bmatrix} \underline{W}$$

$$\underline{F} = K * \underline{W}$$

$$K = \begin{bmatrix} K11 & K12 \\ K21 & K22 \end{bmatrix}$$

Met de eerder vermelde waarden :

$$L_1 = 1.417 \text{ m} \quad L_2 = 0.763 \text{ m} \quad E = 210.000 \text{ N/mm}^2$$

$$I = 2.7103 \cdot 10^7 \text{ mm}^4$$

$$EI = 5.6916 \cdot 10^{12} \text{ Nmm}^2 = 5.6916 \cdot 10^6 \text{ Nm}^2$$

$$\text{Stel } C = 48 EI / (7 \cdot L_1^4 \cdot L_2^2 + 16 \cdot L_1^3 \cdot L_2^3) = 7.4541 \cdot 10^6 \text{ N/m}^4$$

$$K_{11} = C \cdot (16 (L_2^3 + L_2^2 \cdot L_1)) \\ = 1.5136 \cdot 10^8 \text{ N/m}$$

$$K_{12} = C \cdot (3 \cdot L_1^2 \cdot L_2) \\ = 3.4259 \cdot 10^7 \text{ N/m}$$

$$K_{21} = K_{12}$$

$$K_{22} = C \cdot (L_1^3) \\ = 2.1208 \cdot 10^7 \text{ N/m}$$

Het dynamisch gedrag wordt nu beschreven m.b.v. het volgende stelsel :

$$M \ddot{w} + K w = 0$$

$$m_1 \cdot \ddot{w}_1 + K_{11} \cdot w_1 + K_{12} \cdot w_2 = 0$$

$$m_2 \cdot \ddot{w}_2 + K_{21} \cdot w_1 + K_{22} \cdot w_2 = 0$$

Dit gekoppeld stelsel kan eenvoudig ontkoppeld worden.

Daarvoor moeten bepaald worden :

$$\omega_{11}^2 = K_{11} / m_1 = 2.5018 \cdot 10^6$$

$$\omega_{12}^4 = K_{12}^2 / (m_1 \cdot m_2) = 7.2658 \cdot 10^{11}$$

$$\omega_{22}^2 = K_{22} / m_2 = 7.9431 \cdot 10^5$$

De eigenfrequenties van de beide ontkoppelde één-massa-veer systemen kunnen als volgt bepaald worden :

$$\omega_{1,2}^2 = (\omega_{11}^2 + \omega_{22}^2) / 2 \pm \sqrt{ ((\omega_{11}^2 - \omega_{22}^2) / 2)^2 + \omega_{12}^4 }$$

$$\omega_1^2 = 2854480 \text{ (rad/s)}^2 \quad \omega_1 = 1689.52 \text{ rad/s}$$

$$\omega_2^2 = 441630 \text{ (rad/s)}^2 \quad \omega_2 = 664.55 \text{ rad/s}$$

M.b.v. $\omega / 2\pi = f$ kunnen de frequentie en periode van de eigen-trilling bepaald worden .

$$f_1 = 268.90 \text{ Hz} \quad T_1 = 3.72 \cdot 10^{-3} \text{ s}$$

$$f_2 = 105.77 \text{ Hz} \quad T_2 = 9.45 \cdot 10^{-3} \text{ s}$$

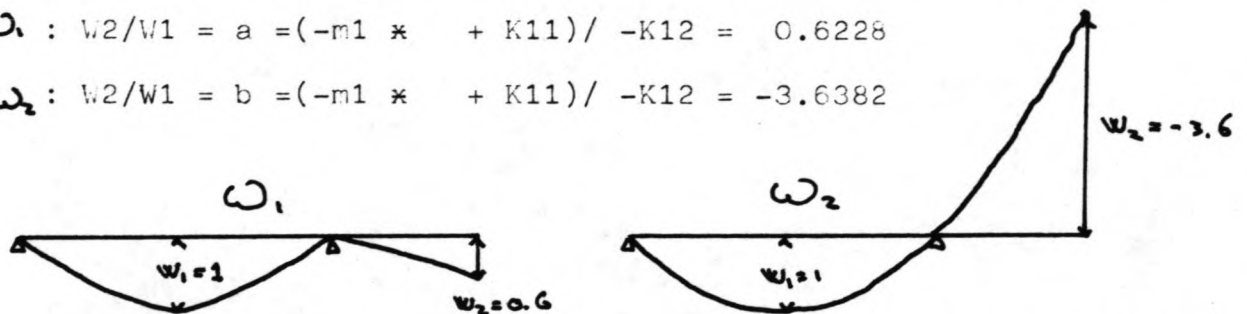
Hieruit kan geconcludeerd worden dat voor de golfbelasting de dynamica niet van belang is, daar de golfperiode 11 s draagt. De golfbelasting kan als quasi-statisch aangenomen worden.

Dit is echter niet het geval voor de golfklappen.

De bij een eigenfrequentie behorende amplitude verhouding :

$$\omega_1 : W_2/W_1 = a = (-m_1 \times + K_{11}) / -K_{12} = 0.6228$$

$$\omega_2 : W_2/W_1 = b = (-m_1 \times + K_{11}) / -K_{12} = -3.6382$$



De amplitude verhoudingen van W_2 en W_1 voor beide eigentrillingen zijn resp. a en b .

Een willekeurige vervorming van de constructie kan m.b.v. van deze factoren beschreven worden.

$$\underline{x} = \underline{e}_1 * u_1 + \underline{e}_2 * u_2$$

$$\text{Let } \underline{e}_1 = \begin{bmatrix} 1 \\ a \end{bmatrix} \quad \text{en} \quad \underline{e}_2 = \begin{bmatrix} 1 \\ b \end{bmatrix}$$

Een tijdsafhankelijke belasting kan als volgt beschreven worden in de ontkoppelde verplaatsingen.

$$\ddot{u}_1 + \omega_1^2 u_1 = (F_1 + a * F_2) / (m_1 + a^2 * m_2) = \hat{F}_1' / m_1'$$

$$\ddot{u}_2 + \omega_2^2 u_2 = (F_1 + b * F_2) / (m_1 + b^2 * m_2) = \hat{F}_2' / m_2'$$

Met $F_1 = F_1(t)$ en $F_2 = F_2(t)$

Hierbij zijn m_1' en m_2' de getransformeerde massa's waarmee in de ontkoppelde één-massa-veer systemen moet worden gerekend.

De statische verplaatsingen die bij deze één-massa-veer systemen horen zijn :

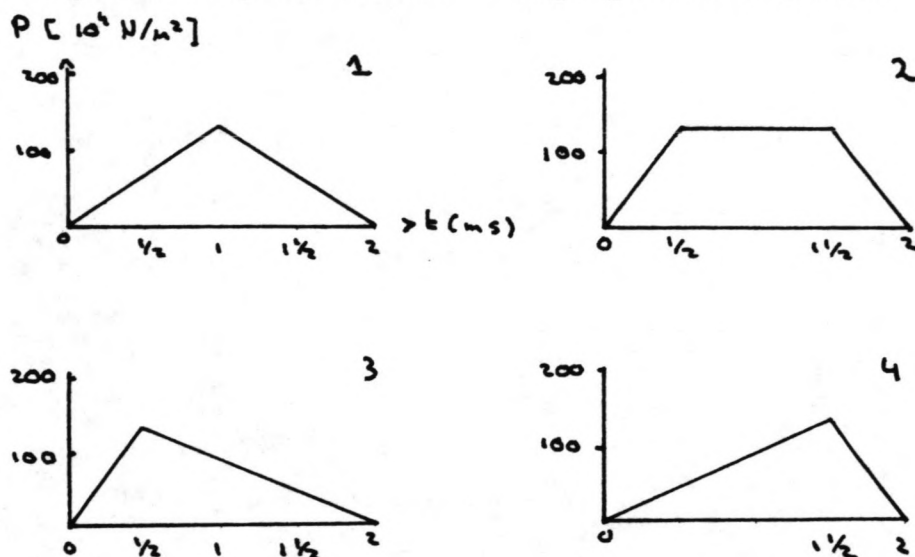
$$U_{1st} = (F_1 + a * F_2) / (\omega_1^2 (m_1 + a^2 * m_2))$$

$$U_{2st} = (F_1 + b * F_2) / (\omega_2^2 (m_1 + b^2 * m_2))$$

Met $F_1 = \hat{F}_1 * f_1(t)$ en $F_2 = \hat{F}_2 * f_2(t)$

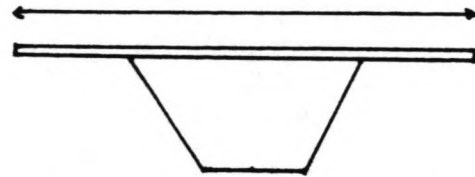
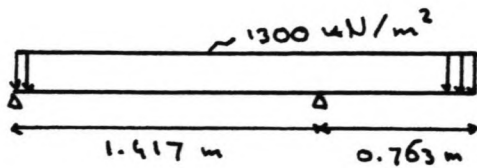
Nu moet alleen nog maar het verloop van de golfklap in de tijd en hoogte bepaald worden, voor de achtergronden wordt naar dit specifiek onderdeel verwezen. Hier worden alleen de resultaten vermeld.

Het tijdsverloop wordt als volgt geschematiseerd:

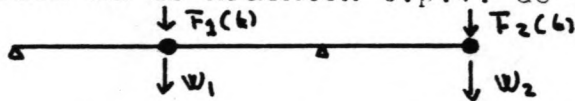


Dit zijn slechts een viertal schematisaties van het verschijnsel, daar het niet mogelijk is om vooraf te zeggen welke vorm het meest waarschijnlijk is, behoren de 4 gevallen doorgerekend te worden. Daaruit dient dan het maatgevende geval genomen te worden.

Berekening spanningen t.p.v. golfklappen : Waterslag - model



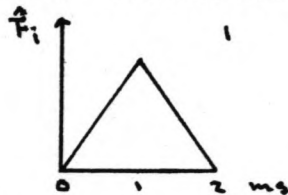
Op dezelfde wijze als de meewerkende massa's zijn bepaald , worden nu de krachten t.p.v. de vrijheidsgraden uitgerekend .



$$F_1 : 1300 \times 0.6 \times 1.417 = 1105 \text{ kN}$$

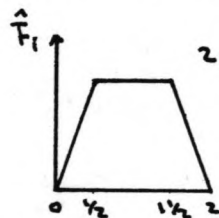
$$F_2 : 1300 \times 0.6 \times 0.763 = 595 \text{ kN}$$

Beide belastingen zijn in fase t.o.v. elkaar , enkel de "amplitude" verschilt .



$$0 \leq t \leq 1 : F_i = t \times \hat{F}_i$$

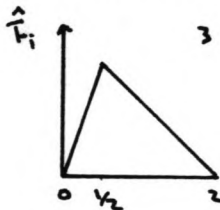
$$1 < t \leq 2 : F_i = (2 - t) \times \hat{F}_i$$



$$0 \leq t \leq 0.5 : F_i = 2 \times t \times \hat{F}_i$$

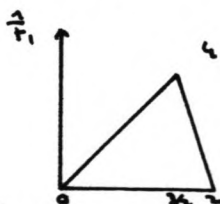
$$0.5 < t \leq 1.5 : F_i = \hat{F}_i$$

$$1.5 < t \leq 2.0 : F_i = 2 \times (2 - t) \times \hat{F}_i$$



$$0 \leq t \leq 0.5 : F_i = 2 \times t \times \hat{F}_i$$

$$0.5 < t \leq 2.0 : F_i = 2/3 \times (2 - t) \times \hat{F}_i$$



$$0 \leq t \leq 1.5 : F_i = 2/3 \times \hat{F}_i$$

$$1.5 < t \leq 2.0 : F_i = 2 \times (2 - t) \times \hat{F}_i$$

Met $i = 1, 2$

De berekeningen zullen m.b.v. een numeriek , expliciet schema uitgevoerd worden voor beide ontkoppelde differentiaalvergelijkingen . Hier zal ter illustratie de D.V. voor U_1 nader uitgewerkt worden . Dit geldt onveranderlijk voor U_2 .

$$D.V. : \ddot{u}_1 + \dot{u}_1 = F_1(t)' / m_1'$$

H.b.v. eindige differentie :

$$\ddot{u} = d^2 u / d t^2 = (u_{i+1} - 2 u_i + u_{i-1}) / (Dt * Dt)$$

$$\dot{u} = d u / d t = (u_{i+1} - u_{i-1}) / (2 * Dt)$$

Op $t=0$

$$U_1 = (F_1(0) / m_1' - \omega_1^2 U_0) * Dt * Dt + 2 * U_0 - U(-1)$$

$$\text{Randvoorwaarden : } U_0 = 0 \quad \text{en} \quad \dot{U}(0) = 0 \quad \text{dus} \quad U(1) = U(-1)$$

$$U(1) = \frac{1}{2} (F_1(0) / m_1' - \omega_1^2 U(0)) * Dt * Dt =$$

$$= \frac{1}{2} (F_1(0) / m_1') * Dt * Dt$$

Op andere tijdstippen :

$$U(i+1) = (F_1(i) / m_1' - \omega_1^2 U(i)) * Dt * Dt + 2 U(i) - U(i-1)$$

Voor U_2 geldt :

$$U(1) = \frac{1}{2} (F_2(0) / m_2') * Dt * Dt$$

$$U(i+1) = (F_2(i) / m_2' - \omega_2^2 U(i)) * Dt * Dt + 2 U(i) - U(i-1)$$

Voordat met de berekening gestart wordt moet nog iets over de tijdstap Dt gezegd worden . Deze tijdstap behoort klein te zijn t.o.v. de tijdsduur van het verschijnsel . Hier zal $1/20$ van de tijdsduur genomen worden , dus $Dt = 1/20 * 2 * 10^{-3} \text{ s}$
 $Dt = 0.1 \text{ ns}$.

Resultaten berekeningen

Hier zullen alleen de resultaten van de 8 berekeningen weer -
gegeven worden . De 8 berekeningen bestaan uit 4 drukprofiel -
len doorrekenen voor 2 verschillende eigenfrequenties .

De gegevens zijn :

$$m_1 = 60.5 \text{ kg}$$

$$m_2 = 26.7 \text{ kg}$$

$$F_1 = 1105 \text{ kN}$$

$$F_2 = 595 \text{ kN}$$

$$a = 0.6228$$

$$b = -3.6382$$

$$\omega_1 = 1689.52 \text{ rad/s}$$

$$\omega_2 = 664.55 \text{ rad/s}$$

$$Dt = 0.0001 \text{ s}$$

Per berekening zal de grootste verplaatsing in de tijd vermeld
worden .

Berekening (1) : Drukprofiel 1

$$U_{1, \text{max}} = U (0.0017) = 0.0145 \text{ m}$$

Berekening (2) : Drukprofiel 1

$$U_{2, \text{max}} = U (0.0032) = 0.0420 \text{ m}$$

Berekening (3) : Drukprofiel 2

$$U_{1, \text{max}} = U (0.0015) = 0.0268 \text{ m}$$

Berekening (4) : Drukprofiel 2

$$U_{2, \text{max}} = U (0.0031) = 0.0704 \text{ m}$$

Berekening (5) : Drukprofiel 3

$$U_{1, \text{max}} = U (0.0019) = 0.0124 \text{ m}$$

Berekening (6) : Drukprofiel 3

$$U_{2, \text{max}} = U (0.0033) = 0.0358 \text{ m}$$

Berekening (7) : Drukprofiel 4

$$U_{1, \text{max}} = U (0.0016) = 0.0268 \text{ m}$$

Berekening (8) : Drukprofiel 4

$$U_{2, \text{max}} = U (0.0032) = 0.0701 \text{ m}$$

Het blijkt dat de drukprofielen 2 & 4 elkaar weinig ontlopen .

De bedoeling van de voorgaande berekeningen is om te maken welk aangenomen belastingsverloop maatgevend wordt . Tevens kan uit de resultaten de dynamische belastingsfactor bepaald worden . Hiermee kan het dynamisch effect t.o.v. een statische belasting weergegeven worden .

Uit de resultaten blijkt dat het voor de constructie niets uitmaakt of er volgens drukprofiel (2) of (4) wordt gerekend , de gevonden maatgevende resultaten zijn :

$$U_{1,max} = 0.0268 \text{ m}$$

$$U_{2,max} = 0.0704 \text{ m}$$

$U_{1,max}$ en $U_{2,max}$ zeggen op zich nog niets over de verplaatsingen t.p.v. de geconcentreerde massa's aangenomen vrijheidsgraden , deze zullen later bepaald worden .

Eerst worden de dynamische belastingsfactoren of DLF bepaald . Hiertoe moeten eerst de statische verplaatsingen bekend zijn .

$$U_{1,st} = F_1 + a * F_2 / (\omega_1^2 (m_1 + a^2 * m_2))$$

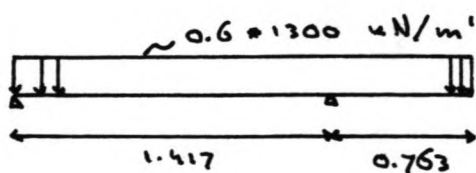
$$= 7.296 \cdot 10^{-3} \text{ m}$$

$$U_{2,st} = F_1 + b * F_2 / (\omega_2^2 (m_1 + b^2 * m_2))$$

$$= 5.797 \cdot 10^{-3} \text{ m}$$

$$DLF_1 = U_{1,max} / U_{1,st} = 3.68$$

$$DLF_2 = U_{2,max} / U_{2,st} = 12.14$$



Zonder dynamische invloed

$$I_b = 364 \text{ kNm}$$

$$M_{ab} = 158 \text{ kNm}$$

Met dynamische invloed :

$$I_b = 12.14 * 364 = 4419 \text{ kNm}$$

$$M_{ab} = 3.68 * 158 = 581 \text{ kNm}$$

Opgemerkt moet worden dat het profiel, hoewel enigszins overgedimensioneerd op $\pm 8 \text{ kNm}$ is berekend , dit wordt hier met een factor 500 overschreden .

Verplaatsingen t.p.v. de vrijheidsgraden :

$$U1, \max(t=t1) = 2.664 \cdot 10^{-2} \text{ m} \quad U1(t=t2) = -2.148 \cdot 10^{-2} \text{ m}$$

$$U2(t=t1) = 3.988 \cdot 10^{-2} \text{ m} \quad U2, \max(t=t2) = 7.037 \cdot 10^{-2} \text{ m}$$

$$W1 = U1 + U2$$

$$W2 = a * U1 + b * U2$$

Op t=t1

$$W1 = 6.67 \cdot 10^{-2} \text{ m}$$

$$W2 = -12.84 \cdot 10^{-2} \text{ m}$$

Op t=t2

$$W1 = 4.89 \cdot 10^{-2} \text{ m}$$

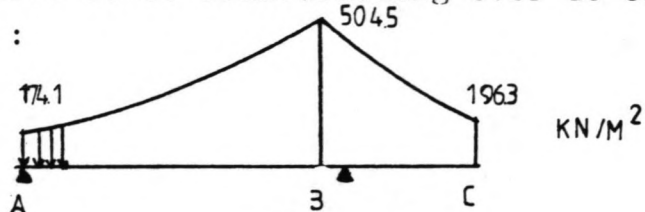
$$W2 = -26.94 \cdot 10^{-2} \text{ m}$$

Concluderend kan gesteld worden dat het gekozen profiel geen - zins voldoet . T.g.v. de golfklappen en het dynamisch karakter hiervan wordt de vloeispanning in het profiel ruim overschreden terwijl een vervorming van 0.26 m aan het overkragend gedeelte ontoelaatbaar is .

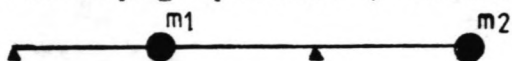
Toch is al het voorgaande niet voor niets geweest . Het is duidelijk geworden dat de golfklappen maatgevend zijn voor het ontwerp .

Berekening van golfklappen : Minikin Model

Bij dit model is de drukverdeling over de constructie hoogte als volgt :



Als dit systeem tot een 2 - massa - veer systeem wordt geschematiseerd dan wordt m.b.v. de eerder vermelde resultaten (zie het voorlopige profiel) verkregen :



$$G = 54.2 \text{ kg}$$

$$m_1 = 0.788 * G * L_1 = 60.5 \text{ kg}$$

$$m_2 = 0.646 * G * L_2 = 26.7 \text{ kg}$$

$$\omega_1 = 1689.52 \text{ rad/s}$$

$$\omega_2 = 664.55 \text{ rad/s}$$

$$a = + 0.6228$$

$$b = - 3.6382$$

De beide ontkoppelde één - massa - veer systemen zijn dan :

$$\ddot{u}_1 + u_1 = (F_1(t) + a * F_2(t)) / (m_1 + a^2 * m_2)$$

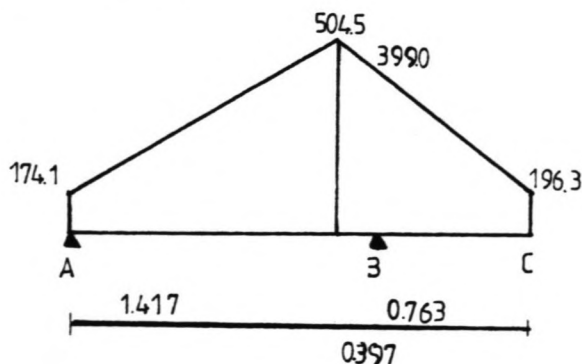
$$\ddot{u}_2 + u_2 = (F_1(t) + b * F_2(t)) / (m_1 + b^2 * m_2)$$

De statische verplaatsingen zijn :

$$u_{1,st} = (\hat{F}_1 + a * \hat{F}_2) / (m_1 + a^2 * m_2)$$

$$u_{2,st} = (\hat{F}_1 + b * \hat{F}_2) / (m_1 + b^2 * m_2)$$

Bepaling \hat{F}_1 en \hat{F}_2



$$\hat{F}_1 = (174.1 \times 1.417) + (399 - 174.1) \times 0.397 + \frac{1}{2}(504.5 - 174.1) \times 1.02$$

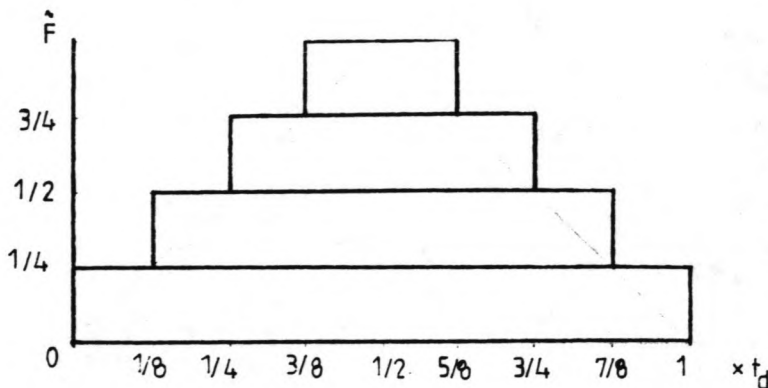
$$+ \frac{1}{2}(504.5 - 399) \times 0.397$$

$$= 525.4 \text{ kN/m'}$$

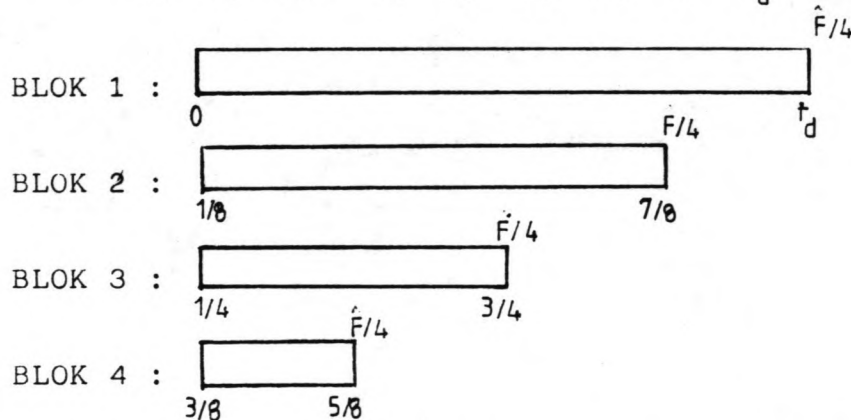
$$\hat{F}_2 = 196.3 \times 0.763 + \frac{1}{2}(399 - 196.3) \times 0.763$$

$$= 227.1 \text{ kN/m'}$$

Dan moet vervolgens de drukverdeling in de tijd geschematiseerd worden. Dit wordt gedaan m.b.v. blok functies op bijv. onderstaande wijze.



Dit geldt uiteraard ook voor F_2 , alleen de amplitude is anders



De respons van een 1 - massa - veer systeem op een blokfunctie met tijdsduur t_d is (dit verkregen m.b.v. de Duhamel integraal zie Bouma & Esveld : Dynamica van constructies)

$$0 \leq t \leq t_d : X = \frac{\hat{F}}{k} \times (1 - \cos \omega t)$$

$$t > t_d : X = \frac{\hat{F}}{k} \times (\cos \omega(t-t_d) - \cos \omega t)$$

Verder kan gesteld worden dat omdat er hier sprake is van een lineair systeem het superpositie beginsel van toepassing is, zodat bovenstaande blokken bij elkaar opgeteld kunnen worden om de totale respons te kunnen bepalen.

De totale respons wordt hiermee :

$$\underline{0 \leq t < 1/8 td}$$

$$X = \hat{F}/4k (1 - \cos wt)$$

$$\underline{1/8 td \leq t < 1/4 td}$$

$$X = \hat{F}/4k (1 - \cos wt + (1 - \cos w(t - 1/8 td))))$$

$$\underline{1/4 td \leq t < 3/8 td}$$

$$X = \hat{F}/4k (1 - \cos wt + (1 - \cos w(t - 1/8 td)) + (1 - \cos w(t - 1/4 td))))$$

$$\underline{3/8 td \leq t < 5/8 td}$$

$$X = \hat{F}/4k (1 - \cos wt + (1 - \cos w(t - 1/8 td)) + (1 - \cos w(t - 1/4 td)) + (1 - \cos w(t - 3/8 td))))$$

$$\underline{5/8 td \leq t < 3/4 td}$$

$$X = \hat{F}/4k (1 - \cos wt + (1 - \cos w(t - 1/8 td)) + (1 - \cos w(t - 1/4 td)) + (\cos w(t - 5/8 td) - \cos wt)))$$

$$\underline{3/4 td \leq t < 7/8 td}$$

$$X = \hat{F}/4k (1 - \cos wt + (1 - \cos w(t - 1/8 td)) + (\cos w(t - 3/4td) - \cos wt) + (\cos w (t - 5/8 td) - \cos wt)))$$

$$\underline{7/8 td \leq t < td}$$

$$X = \hat{F}/4k (1 - \cos wt + (\cos w(t - 7/8 td) - \cos wt) + (\cos w(t - 3/4td) - \cos wt) + (\cos w(t - 5/8 td) - \cos wt)))$$

$$\underline{t \geq td}$$

$$X = \hat{F}/4k(\cos w(t - td) + \cos w(t - 7/8td) + \cos w(t - 3/4td) + \cos w(t - 5/8td) - 4\cos wt)$$

Door nu de aanvangs - en beëindigingstijdstippen te variëren kunnen allerlei drukverdelingen in de tijd gesimuleerd worden . Voor de simulatie van de beide ontkoppelde 1-massa-veer systemen moet w_1 i.p.v. w en F_1 i.p.v. F gesubstitueerd worden , dit geldt eveneens voor u_2 .

Vervolgens moet men zich afvragen wat het doel van deze berekeningen is .

Dit luidt : het bepalen van de amplificatie factor om zodoende de dynamische invloed t.o.v. de statische toestand af te kunnen schatten .

Bekijk vervolgens de verplaatsingen :

$$X_1 = \hat{F}_1 / 4k (f(w_1 * t))$$

$$X_1 = 1/4 * (\hat{F}_1 + a * \hat{F}_2) / k * (f (w_1 * t))$$

Dit zijn de beide vergelijkingen zoals zij verkegen worden bij een blokbelasting resp. een particuliere oplossing van de bewegings vergelijking .

Substitueer vervolgens : $k = w_1^2 * m'1$

$$X_1 = 1/4 (\hat{F}_1 + a\hat{F}_2) / (w_1^2 * m'1) * (f(w_1 * t))$$

De schrijfwijze $m'1$ is de afkorting voor de meewerkende massa en de invloed van de tweede massa op de beweging van de eerste massa (m_1) . De beweging wordt betrokken op de plaats waar de massa a.h.w. is geconcentreerd omdat hier de vrijheidsgraad voor m_1 is gekozen .

$$m'1 = m_1 + a^2 m_2$$

Substitueer dit vervolgens in de vergelijking voor X_1 :

$$X_1 = 1/4 (\hat{F}_1 + a\hat{F}_2) / (w_1^2 (m_1 + a^2 m_2)) * (f(w_1 * t))$$

$$X_1 = 1/4 * X_{1,st} * (f(w_1 * t))$$

$$X_1 / X_{1,st} = 1/4 * f(w_1 * t)$$

Per definitie is de amplificatie factor : $X / X_{,st}$

En hier dus :

$$DLF_1 = 1/4 * f(w_1 * t) \quad \text{en} \quad DLF_2 = 1/4 * f(w_2 * t)$$

Door substitutie van de waarden voor 1 of 2 wordt de betreffende amplificatie factor gevonden .

Tenzij de interesse uitgaat naar de verplaatsingen zelf kan gesteld worden dat de amplificatie factor eenvoudig gevonden kan worden uit de eerder vermelde vergelijkingen .

Berekening amplificatie factor

Door uit te gaan van een vantevoren gekozen drukverloop in de tijd kan de respons van het systeem bepaald worden, uiteraard alleen maar sterk geschematiseerd tot een twee-massa-veer systeem. De berekening wordt als volgt opgezet.

Er worden twee gevallen doorgerekend, als de constructie in de hoogste en in de laagste eigenfrequentie resoneert.

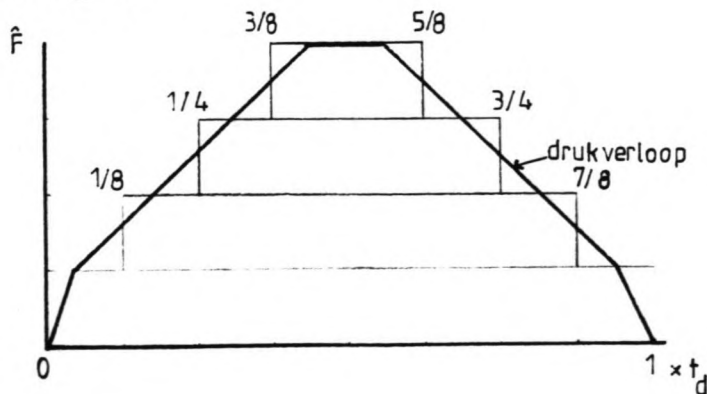
Verder wordt er gedurende twee maal de belastingstijdsduur gerekend om het gedrag van de constructie ^{ook} na het ontlasten te kunnen bepalen. Vervolgens wordt de amplificatie factor als functie van de tijd bepaald, bij de resultaten zal alleen de maatgevende amplificatie factor vermeld worden.

Voordat de berekening gestart kan worden moeten nog een aantal gegevens bekend zijn.

De beide eigenfrequenties zijn al eerder bepaald en hangen af van het gekozen profiel. De tijdsduur van de belasting is echter niet exact bekend. Minikin stelt dat deze tussen 1/10 en 1/30 s in ligt, hier zullen beide extremen in de berekening betrokken worden.

Als laatste blijft het verloop van de drukken in de tijd over. Zonder verdere plaatselijke gegevens blijft dit een onbekende zodat een aantal mogelijke profielen doorgerekend zullen moeten worden.

Berekening 1



$$t_d = 1/10 \text{ s}$$

$$w_1 = 1689.55 \text{ rad/s}$$

$$DLF_{1,max} = 1.29$$

$$w_2 = 664.51 \text{ rad/s}$$

$$DLF_{2,max} = 1.22$$

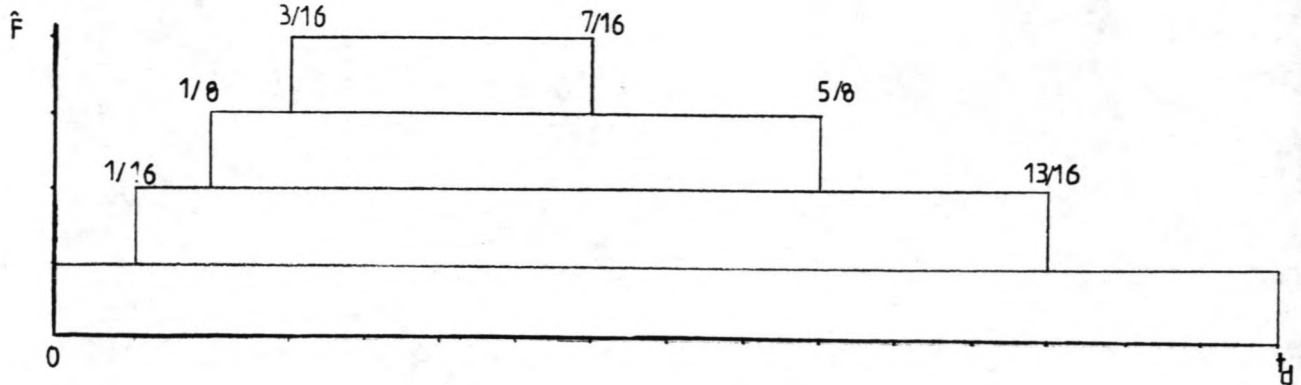
Berekening 2

Met het druk profiel van ber. 1 en $t_d = 1/30$ s

$$DLF1, \max = 1.51$$

$$DLF2, \max = 1.13$$

Berekening 3



$$t_d = 1/10 \text{ s}$$

$$w_1 = 1689.55 \text{ rad/s}$$

$$w_2 = 664.51 \text{ rad/s}$$

$$DLF1, \max = 1.26$$

$$DLF2, \max = 1.89$$

Berekening 4

Met het drukprofiel van ber. 3 en $t_d = 1/30$ s

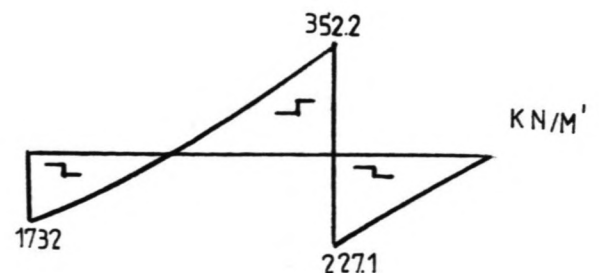
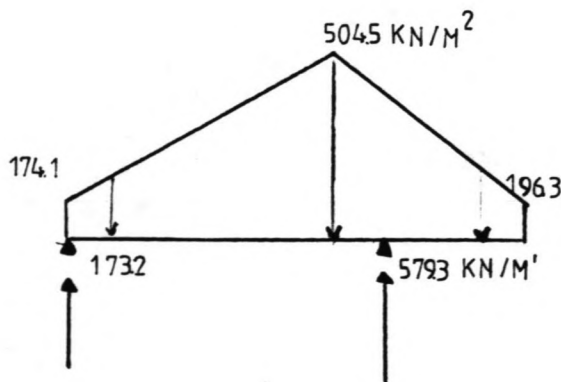
$$DLF1, \max = 1.28$$

$$DLF2, \max = 1.25$$

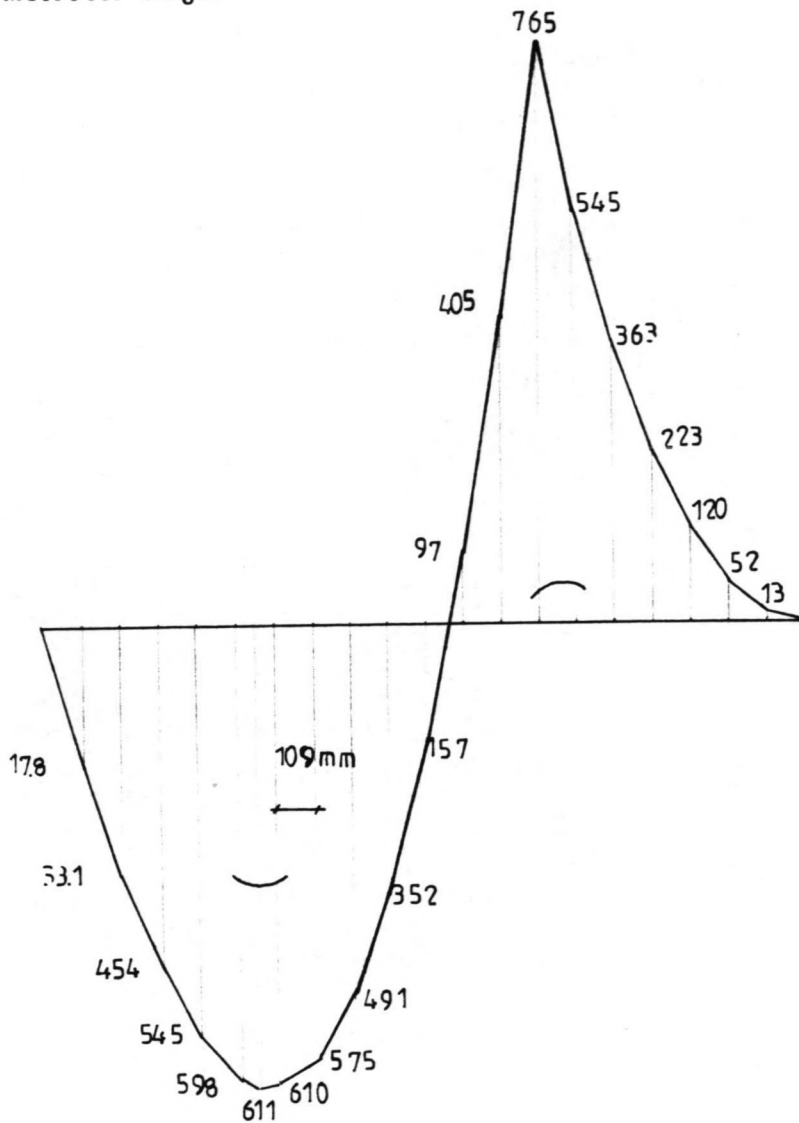
Het zou in dit stadium van het ontwerp te ver voeren om nog meer drukprofielen door te rekenen .

Wat wel duidelijk is gebleken is dat de dynamische invloeden zeker niet verwaarloosbaar zijn . Hier zal verder met $DLF = 1.89$ gerekend worden .

Bepaling optredende momenten :



Momenten lijn



Spanningen

(1) : steunpunt B

Bovenstaande momenten gelden per strekkende meter breedte ,
het profiel is echter 0.60 m breed .

$$\sigma = \gamma * DLF * b * M / W$$

$$\sigma = 1.5 * 1.89 * 0.60 * 76.46 \cdot 10^6 / 365.37 \cdot 10^3$$

$$= 356 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_+ = 1.5 * 1.89 * 0.60 * 76.46 \cdot 10^6 / 189.93 \cdot 10^3$$

$$= 685 \text{ N/mm}^2$$

Zonder nog meer spanningen uit te rekenen kan wel gesteld worden dat het gekozen profiel niet voldoet . Wel is duidelijk gebleken dat ook nu weer de dynamische invloeden niet zonder meer verwaarloosbaar zijn .

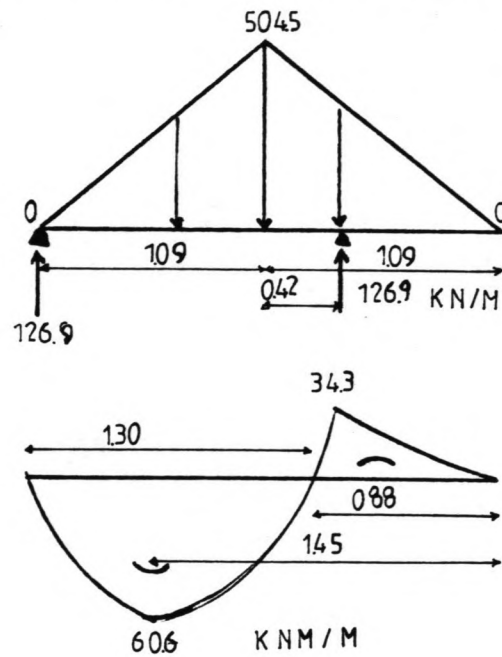
Dit was dan ook de bedoeling van dit globaal ontwerp . Ter afsluiting van het globale ontwerp moet de invloed onderzocht worden van een kleinere golfhoogte . Het kan zijn dat een kleinere golf een maatgevend belastingsgeval inhoudt .

Hiertoe zullen 2 gevallen nader onderzocht worden :

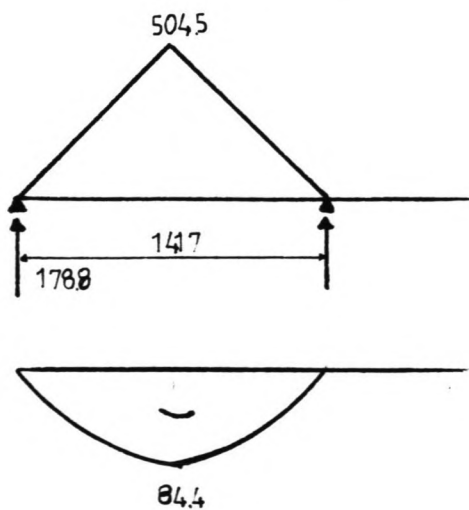
(1) : De golven komen niet boven de constructie uit

(2) : Het overkragend deel krijgt geen belasting

Ad (1)



Ad (2)



Het blijkt dat kleinere golven in ieder geval voor maatgevende veldmomenten zorgen . Wordt er bovendien voor het gehele profiel op het maatgevend moment gedimensioneerd , dan is bovendaand moment zelfs maatgevend voor de gehele constructie . Iets grotere golven geven geen maatgevend geval omdat dan de overkraging ontlastend gaat werken .

Concluderend :

$$M_{\max, \text{veld}} = 84.41 \text{ kNm / m' breedte}$$

$$M_{\max, B} = 76.46 \text{ kNm /m' breedte}$$

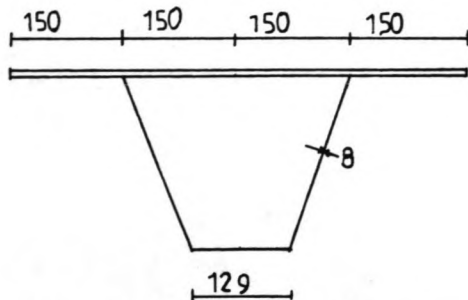
Bepaling medewerkende breedte nieuw profiel

De bepaling van de medewerkende breedte gebeurt nu ook a.d.h. van het eerder vermelde artikel van ir De Jong .

Hier wordt voor het geval van de parabolische momentenlijn gekozen . Allereerst moet een globale keuze van het profiel gemaakt worden .

Trog profiel : Krupp 1 / 225 / 8

Plaat : 600 * 10 mm



$$B_{\text{boven}} = 150 \text{ mm}$$

$$B_{\text{onder}} = 64.4 \text{ mm}$$

Voor de bepaling van de medewerkende breedte is de vorm van de momentenlijn van belang . Hier moet men extra zorgvuldig zijn omdat er meerdere belastingsgevallen maatgevend zijn voor de veld - en steunpuntsmomenten .

De volgende gevallen moeten onder zocht worden :

- (1) Veld bij volbelasting $L = 1160 \text{ mm}$
- (2) Veld bij deelbelasting $L = 1417 \text{ mm}$
- (3) Steunpunt bij volbelasting $L = 1020 \text{ mm}$

Ad (1) : Veld bij volbelasting

$$\text{Boven} - (L / B_b) = 1160 / 150 = 7.733$$

$$\lambda_f = 0.9 \log(L/B) + 0.1 = 0.900$$

$$B_m = 4 * B_b * \lambda_f = 540 \text{ mm}$$

$$\text{ONder} - (L / B_o) = 1160 / 64.5 = 17.984 \rightarrow \lambda_f = 1.0$$

$$\lambda_o = (0.55 + 0.025 L/B) \lambda_f = 1.0 \lambda_f$$

$$\text{Er moet gelden } \lambda_o \leq \lambda_f$$

$$B_m = 2 * B_o * \lambda_f = 129 \text{ mm}$$

Gezien de zeer beperkte breedte van het profiel aan de onderkant mag verwacht worden dat de gehele breedte meedoet , er zal niet meer apart naar de onderkant gekeken worden .

Ad (2) : Veld bij deelbelasting

$$(L/B) = 1417 / 150 = 9.447$$

$$\lambda_f = 0.9 * \log (L/B) + 0.1 = 0.9778$$

$$B_m = 4 * B * \lambda_f = 586.7 \text{ mm}$$

Ad (3) : Steunpunt bij volbelasting

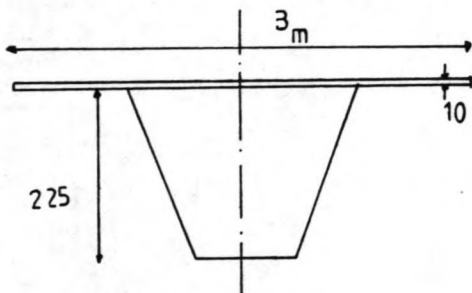
$$(L/B) = 1020 / 150 = 6.8$$

$$\lambda_f = 0.9 * \log (L/B) + 0.1 = 0.849$$

$$B_m = 4 * B * \lambda_f = 509.4$$

Het blijkt dat bij de verschillende belastingsgevallen een meewerkende breedte tussen 509.4 en 586.7 mm in rekening moet worden gebracht .

Bepaling profiel grootheden



Krupp 1 / 225 / 8

Trog profiel :

$$A = 4670 \text{ mm}^2$$

$$\text{Z.P. tov onderkant} : 92.7 \text{ mm}$$

$$h = 225 \text{ mm}$$

$$I = 2386 \cdot 10^4 \text{ mm}^4$$

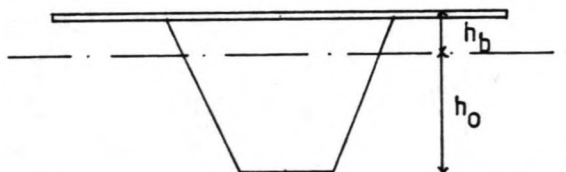
Plaat

$$t = 10 \text{ mm}$$

$$B1 = 540 \text{ mm}$$

$$B2 = 586.7 \text{ mm}$$

$$B3 = 509.4 \text{ mm}$$



Geval	$I (10^7 \text{ mm}^4)$	$W_b (10^5 \text{ mm}^3)$	$W_o (10^5 \text{ mm}^3)$	$h_b \text{ mm}$	$h_o \text{ mm}$
(1)	7.114	10.355	4.2755	68.7	166.3
(2)	7.2927	11.074	4.3114	65.9	169.1
(3)	6.9832	9.8815	4.2494	70.7	164.3

Bepaling dynamische invloeden

Het probleem hierbij is de vaststelling van het traagheidsmoment . Bij de medewerkende breedte is rekening gehouden met 3 verschillende toestanden , op 2 verschillende plaatsen . Dit is in principe wel "exact" uit te rekenen maar als daarbij bedacht wordt dat hier toch al met een vrij ruwe schematisatie wordt gewerkt en met het feit dat de eigenfrequenties vrij gematigd reageren op veranderingen in I dan kan hier wel met een gemiddeld traagheidsmoment gewerkt worden :

$$I = 7.1291 \cdot 10^7 \text{ mm}^4 \quad E = 210000 \text{ N/mm}^2$$

$$G = (4670 + 10 \times 600) \times 10^{-6} \times 7800 = 84.2 \text{ kG / m'}$$

$$m_1 = 0.788 \times 84.2 \times 1.417 = 94.1 \text{ kg}$$

$$m_2 = 0.646 \times 84.2 \times 0.763 = 41.5 \text{ kg}$$

Eigenfrequenties

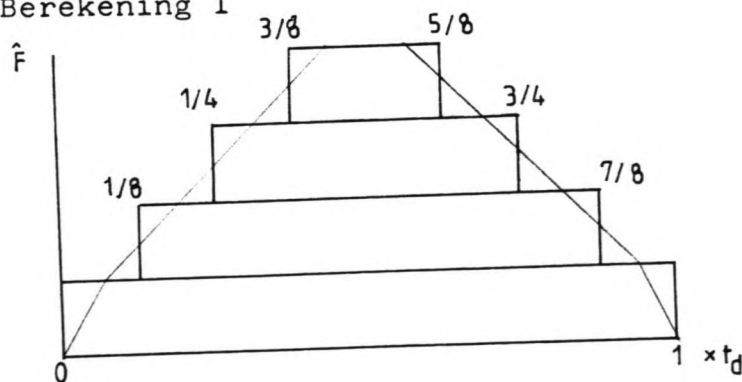
$$w_1 = 2197.25 \text{ rad/s}$$

$$w_2 = 864.45 \text{ rad/s}$$

Voor meer informatie over dit onderwerp zie het hoofdstuk Dynamica .

Vervolgens moet de drkverdeling in de tijd nog gesimuleerd worden . Allereerst worden de eerder bepaalde drukverdelingen nog nagerekend .

Berekening 1



$$t_d = 1/30 \text{ s}$$

$$w_1 = 2197.25 \text{ rad/s}$$

$$DLF_{1,max} = 1.35$$

$$w_2 = 864.45 \text{ rad/s}$$

$$DLF_{2,max} = 1.20$$

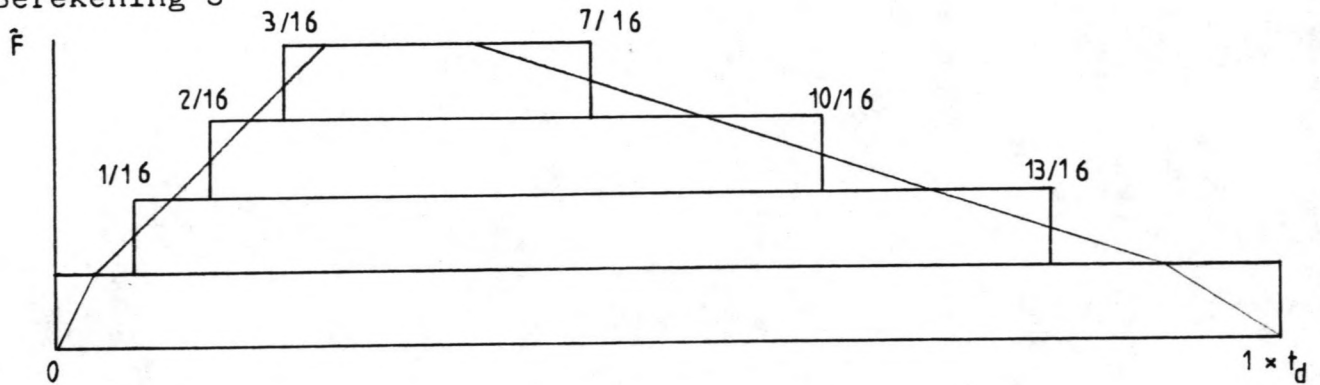
Berekening 2

Met het drukprofiel van berekening 1 en $t_d = 1/10$ s

$DLF_{1,max} = 1.27$

$DLF_{2,max} = 1.56$

Berekening 3



$t_d = 1/10$ s

$w_1 = 2197.25$ rad/s

$w_2 = 864.45$ rad/s

$DLF_{1,max} = 1.40$

$DLF_{2,max} = 1.57$

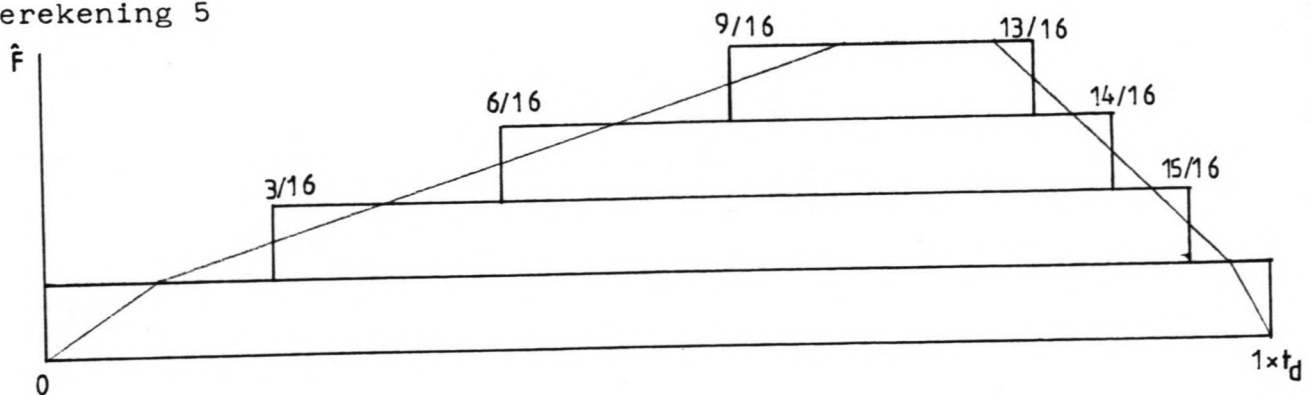
Berekening 4

Met het drukprofiel van berekening 3 en $t_d = 1/30$ s

$DLF_{1,max} = 1.42$

$DLF_{2,max} = 1.14$

Berekening 5



$t_d = 1/10$ s

$w_1 = 2197.25$ rad/s

$w_2 = 864.45$ rad/s

$DLF_{1,max} = 1.59$

$DLF_{2,max} = 0.99$

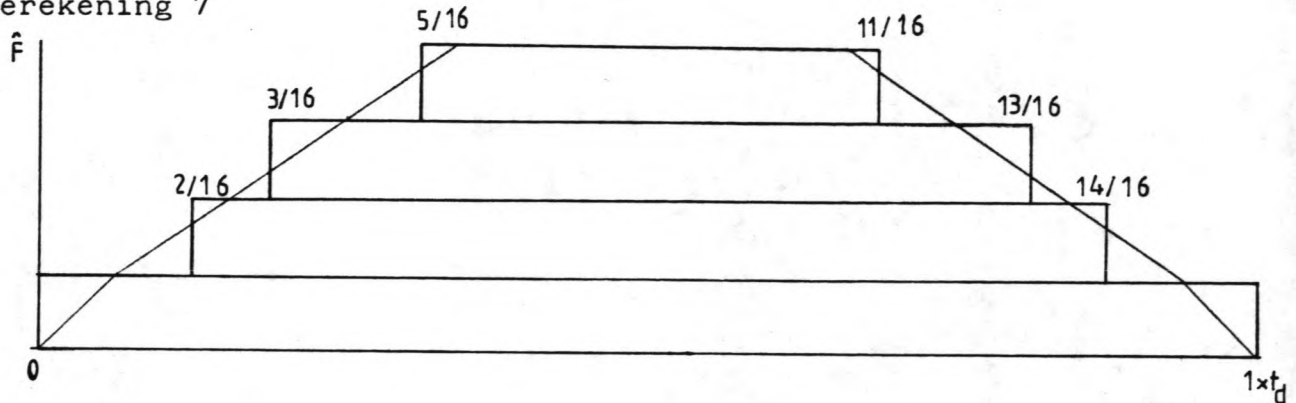
Berekening 6

Met het drukprofiel van berekening 5 en $t_d = 1/30$ s

DLF1,max = 1.52

DLF2,max = 1.57

Berekening 7



$t_d = 1/10$ s

$w_1 = 2197.25$ rad/s

$w_2 = 864.45$ rad/s

DLF1,max = 1.42

DLF2,max = 1.32

Berekening 8

Met het drukprofiel van berekening 7 en $t_d = 1/30$ s

DLF1,max = 1.20

DLF2,max = 1.32

Het is moeilijk om uit het voorgaande conclusies te kunnen trekken om andere situaties te voorspellen, wat wel blijkt is dat het langer aanhouden van de maximale druk weinig uitmaakt op de respons.

Het maatgevende geval ontstaat als de belasting langzaam opbouwt en vrij snel weer naar nul gaat.

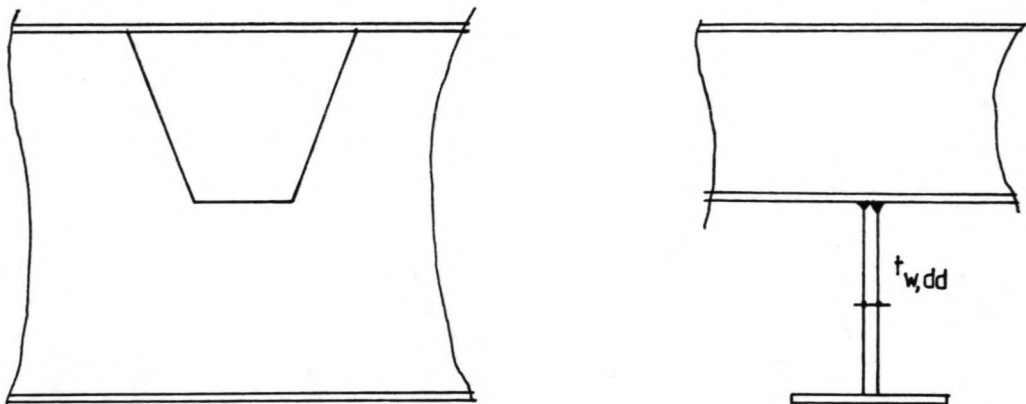
Uit al deze resultaten kan gesteld worden : DLF = 1.60

Bij het globale ontwerp ontwerp was er sprake van een amplificatie factor van 1.89. Deze amplificatie factor is echter EI en m afhankelijk, dus hier niet meer toepasbaar (dit om enig misverstand te voorkomen).

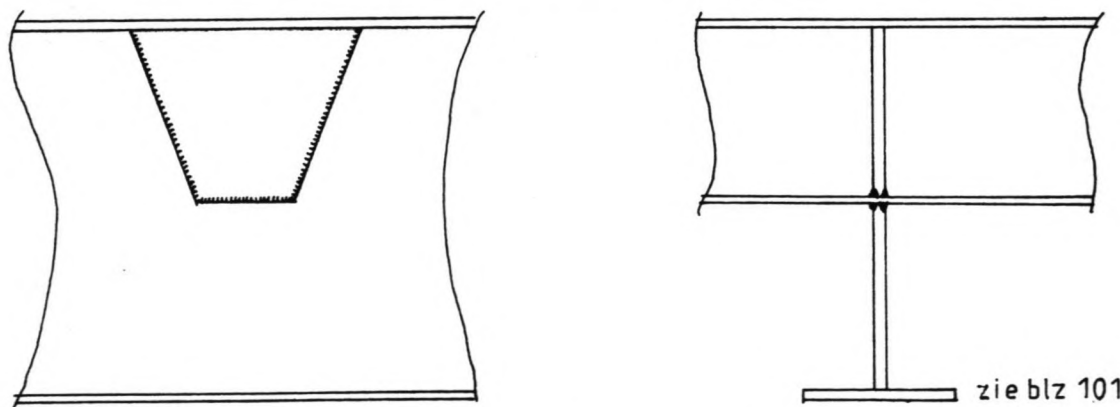
Het inleiden van de oplegkracht in het profiel

In het voorgaande zijn de belastingen en de amplificatie factor bepaald als ook het profiel . Voordat er met de controle berekeningen begonnen wordt moet hier gekeken worden naar de wijze waarop de oplegkracht ingebracht wordt .

Bij een in de dwarsdrager verzonken trogprofiel ontstaat de volgende situatie .



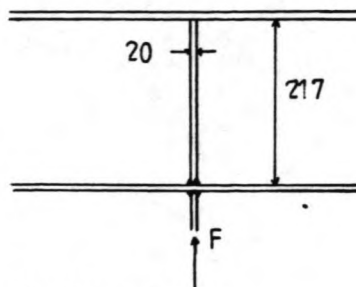
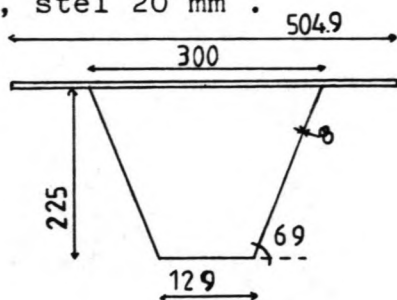
Het inbrengen van de oplegkracht via het lijf van de dwarsdrager naar de trog leidt tot ontoelaatbare vervormingen en spanningen in het profiel , er zullen dus voorzieningen aangebracht moeten worden om de krachtsoverdracht mogelijk te maken .



Er wordt gekozen voor een verstijvingsschot t.p.v. de aansluiting dwarsdrager.- trog . Op deze manier worden spanningen en vervormingen gereduceerd .

Verderop zal gecontroleerd worden of de zo ontstane situatie voldoet .

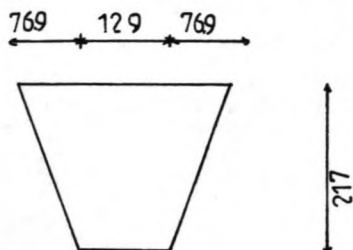
In het voorgaande is aangegeven dat de verstijving zal bestaan uit een gelast schot , even dik als het lijf van de dwarsdra - ger , stel 20 mm .



De dikte van het lijf is in horizontale zin :

$$t' = t / \sin 69^\circ = 8.6 \text{ mm}$$

De afmetingen van het schot worden :

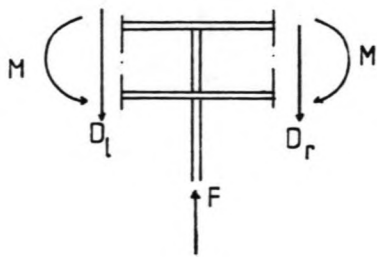


Door de aanwezigheid van het schot zal er ter plaatse een zakking van de neutrale lijn optreden . Dit verhoogt eveneens het traagheidsmoment van het samengestelde profiel . Beide verschijnselen treden echter over een zeer beperkt gebied op (de dikte van het schot) daarnaast is weer de oude toestand maat - gevend , dit verschijnsel zal verder verwaarloosd worden . Voor een controle van de optredende spanningen is o.a. de buigspanning onderin het samengestelde profiel van belang , deze bedraagt :

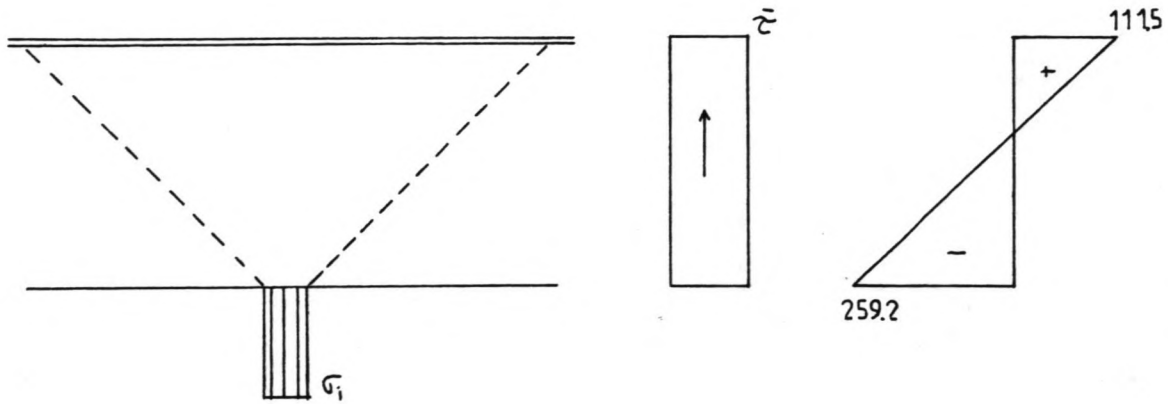
$$\sigma = 1.5 \times 1.6 \times 0.6 \times 76.46 \cdot 10^6 / 4.2494 \cdot 10^5$$

$$\sigma = 259.2 \text{ N/mm}^2 \quad (\text{dit is een drukspanning})$$

T.p.v. de kruising dwarsdrager - verstijfde plaat ontstaat het volgende beeld .



De kracht wordt via de onderkant in - gebracht in het schot dat voor de verdere spreiding in de lijven van het trogprofiel zorgt . Zowel de onderkant als de lijven moeten onderzocht worden.



De dwarskrachten zijn (zie de momenten - dwarskrachten lijn)

$$D_l = 0.6 \times 352.2 = 211.3 \text{ kN}$$

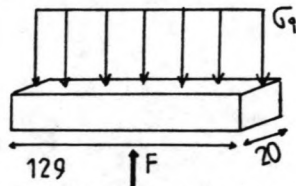
$$D_r = 0.6 \times 227.1 = 136.3 \text{ kN}$$

De in te leiden kracht bedraagt :

$$F = 1.5 \times 1.6 \times 0.6 \times 579 = 834 \text{ kN}$$

Nu kunnen de optredende spanningen berekend worden :

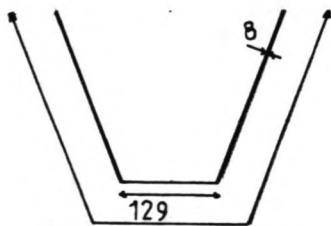
(1) : inleiden oplegkracht



$$\sigma_i = 834 \cdot 10^3 / 129 \times 20$$

$$\sigma_i = -323.3 \text{ N/mm}^2$$

(2) : schuifspanningen in het trogprofiel



Omtrek : 582 mm

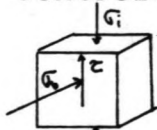
Hoogte v.e. lijf :

$$h = (582 - 129) / 2 = 226.5 \text{ mm}$$

$$\bar{\tau} = \frac{1.6 \times 1.5 \times \frac{1}{2} \times 211.3 \cdot 10^3}{8 \times 226.5}$$

$$\bar{\tau} = 139.9 \text{ N/mm}^2$$

Controle onderpunt :



$$\sigma_e = \sqrt{(\sigma_b^2 + \sigma_i^2 - \sigma_b \sigma_i + 3\tau^2)}$$

$$\sigma_e \leq 1.2 \sigma_e = 432 \text{ N/mm}^2$$

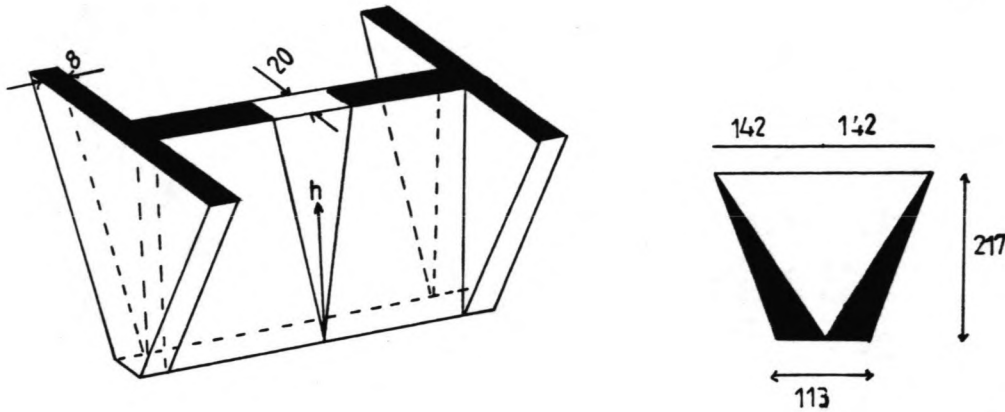
$$\sigma_e = \left((-259.2)^2 + (-323.3)^2 - (-323.3) \times (-259.2) + 3 \times (139.9)^2 \right)^{\frac{1}{2}}$$

$$\sigma_e = 383 \text{ N/mm}^2$$

De toestand in dit onderpunt voldoet .

Er moet ook gekeken worden naar de verdeling van spanningen over het schot en de lijven .

Er wordt een spreiding van 45° in het lijf verondersteld en een meewerkend oppervlak van het schot varieerend tussen volledig onderin en nul bovenin .



Beschrijving gehanteerd model :

$$0 \leq h \leq 217 \text{ mm}$$

$$A_{\text{lijf}} = (2 \times H + 20) \times 8$$

$$A_{\text{schot}} = (113 + (85.5 \times h / 217) \times 2 - (142 \times h / 217) \times 2) \times 20$$

$$= (113 \times (1 - h / 217)) \times 20$$

De oplegkracht zal zich tussen het schot en het trog profiel spreiden , afhankelijk van het meewerkend oppervlak over de hoogte . Dit houdt voor de spanningen het volgende in :

$$\sigma_{\text{schot}} = A_S / (A_S + 2 \times A_1) \times \sigma_f$$

$$\sigma_{\text{lijf}} = A_1 / (A_S + 2 \times A_1) \times \sigma_f$$

σ_f is de spanning die, onderin door de oplegkracht wordt veroorzaakt .

Het totale meewerkend oppervlak , op een hoogte h , zorgt voor het overbrengen van deze kracht .

Dit totale oppervlak bedraagt : $A_S + 2 \times A_1$

Zie de volgende bladzijde voor de optredende spanningen over de hoogte in zowel het lijf als het schot .

h (mm)	schot (N/mm ²)	lijf (N/mm ²)
0	283.2	20.0
10	249.3	37.0
20	220.2	51.5
30	195.1	64.1
40	173.1	75.1
50	153.7	84.8
60	136.4	93.4
70	121.0	101.2
80	107.1	108.1
90	94.6	114.4
100	83.1	120.1
110	72.7	124.6
120	63.2	130.1
130	54.4	134.5
140	46.3	138.5
150	38.8	142.3
160	31.8	145.7
170	25.3	149.0
180	19.3	152.0
190	13.6	154.8
200	8.3	157.5
210	3.3	160.0
217	0	161.7

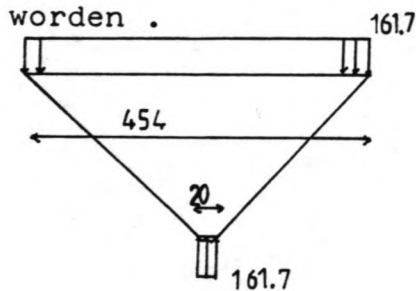
In het drukgebied kan geen maatgevende situatie meer ontstaan aangezien door spreiding afneemt, evenals de buigspanning - en met de hoogte. Een volgend kritiek spanningspunt ontstaat in het trek gebied. Uit het model volgt dat de grootste drukspanning in het lijf samenvalt met de grootste trekspanning. De buigtrekspanning bedraagt 111,5 N/mm² (zie de spannings controle).

$$\sigma_c = ((-161.7)^2 + (111.5)^2 - (-161.7) \times (111.5) + 3 \times (139.9)^2)^{1/2}$$

$$\sigma_c = 339.6 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_c \leq 1.2 \times \sigma_e = 432 \text{ N/mm}^2$$

Vervolgens moeten het lijf en het schot op plooi gecontroleerd worden.



$$b'/t = 10\sqrt{(\sigma_r / \sigma_d)}$$

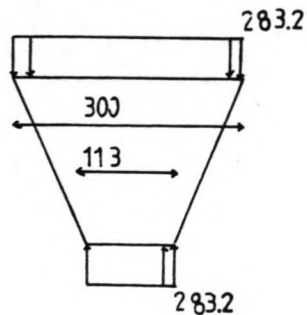
$$\sigma_r = 4600 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_d = 161.7 \text{ N/mm}^2$$

$$b'/t \leq 53.3$$

$$b' = (454 + 20) / 2 \quad t = 8$$

$$b'/t = 29.6$$



$$b'/t = 10\sqrt{(\sigma_r / \sigma_d)}$$

$$\sigma_r = 4600 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_d = 283.2 \text{ N/mm}^2$$

$$b'/t \leq 40.3$$

$$b' = (217 + 300) / 2 \quad t = 20$$

$$b'/t = 10.4$$

Beide onderdelen, ongunstig aangenomen, voldoen goed.

Controle berekeningen

1 - Sterkte

Voor de belastingen wordt naar de eerder vermelde momentenlijnen verwezen . Hier moet vooral rekening worden gehouden met de profiel breedte , deze bedraagt 0.60 m , daar de momenten en krachten per meter breedte gegeven zijn .

Door de dynamische invloeden moet nog met een amplificatie - factor rekening worden gehouden : DLF = 1.60

Er wordt Fe 510 toegepast ($\sigma_e = 360 \text{ N/mm}^2$)

* Het veld bij volbelasting

$$M_{\max} = 0.6 * 61.07 = 36.6 \text{ kNm}$$

$$\begin{aligned} \text{Weerstandsmoment onder} & : W_o = 4.755 \cdot 10^5 \text{ mm}^3 \\ \text{" boven} & : W_b = 10.355 \cdot 10^5 \text{ mm}^3 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{Drukspanning} & : \sigma_d = \gamma' * M / W_b \\ \sigma_d & = 1.5 * 1.6 * 36.6 \cdot 10^6 / 10.355 \cdot 10^5 = 84.8 \text{ N/mm}^2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{Trekspanning} & : \sigma_t = \gamma' * M / W_o \\ \sigma_t & = 1.5 * 1.6 * 36.6 \cdot 10^6 / 4.2755 \cdot 10^5 = 205.4 \text{ N/mm}^2 \end{aligned}$$

* Het veld bij deelbelasting

$$M_{\max} = 0.6 * 84.41 = 50.6 \text{ kNm}$$

Drukspanning :

$$\sigma_d = 1.5 * 1.6 * 50.6 \cdot 10^6 / 11.074 \cdot 10^5 = 109.7 \text{ N/mm}^2$$

Trekspanning :

$$\sigma_t = 1.5 * 1.6 * 50.6 \cdot 10^6 / 4.3114 \cdot 10^5 = 281.7 \text{ N/mm}^2$$

* Het steunpunt bij volbelasting

$$M_{\max} = 0.6 * 76.46 = 45.9 \text{ kNm}$$

$$\begin{aligned} \text{Drukspanning} & : \sigma_d = \gamma' * M / W_o \\ \sigma_d & = 1.5 * 1.6 * 45.9 \cdot 10^6 / 4.2494 \cdot 10^5 = 259.2 \text{ N/mm}^2 \end{aligned}$$

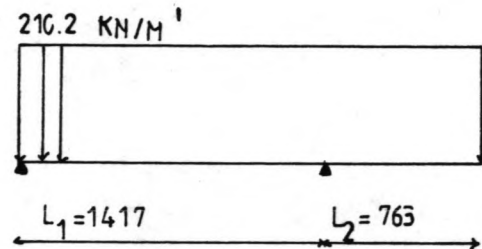
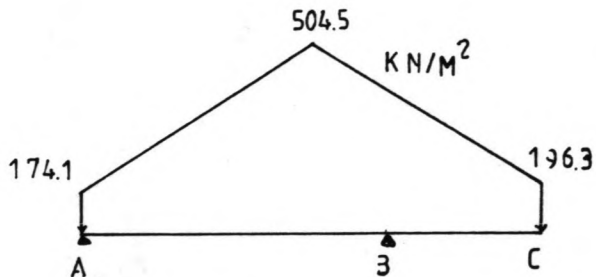
$$\begin{aligned} \text{Trekspanning} & : \sigma_t = \gamma' * M / W_b \\ \sigma_t & = 1.5 * 1.6 * 45.9 \cdot 10^6 / 9.8815 \cdot 10^5 = 111.5 \text{ N/mm}^2 \end{aligned}$$

* Het steunpunt bij deelbelasting

$$M_{\max} = 0$$

2 - Stijfheid

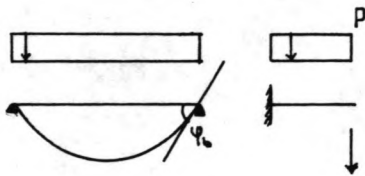
Door de vrij onregelmatige vorm van de uitwendige belasting is de exacte bepaling van de zakkingen vrij ingewikkeld. Daarom zal de belasting tot een wat eenvoudigere vorm geschematiseerd worden.



$$E = 210000 \text{ N/mm}^2$$

$$I_{\min} = 6.9832 \cdot 10^7 \text{ mm}^4$$

(i) : uitkraging

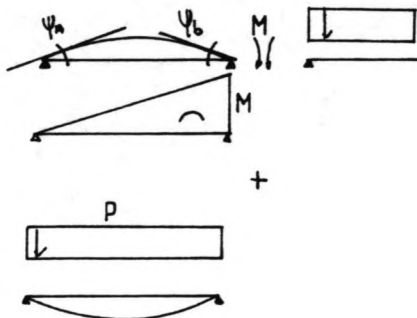


$$\zeta_2 = pL_2^4 / (8EI) - pL_1^3 / (24EI) * L_2$$

$$\zeta_2 = 0.6 - 1.3$$

$$\zeta_2 = -0.7 \text{ mm}$$

(ii) : midden van de overspanning



$$M = \frac{1}{2} pL_2^2$$

$$\psi_A = ML_1 / (3EI) \quad \psi_A = \psi_B$$

Zakking in het midden :

$$\zeta_m = 5/384 pL_1^4 / EI - \psi_A * \frac{1}{2} L_1 + \frac{1}{2} (\frac{1}{2} M) \frac{1}{2} L_1 / EI * (1/3 * \frac{1}{2} L_1)$$

$$\zeta_m = 0.7 - 0.7 + 0.2$$

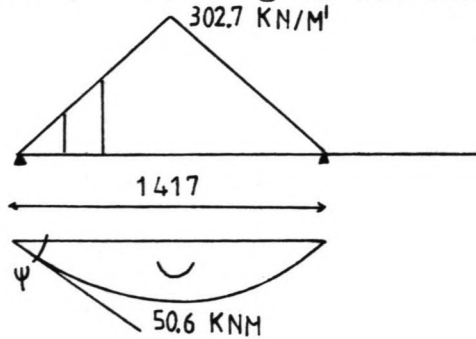
$$\zeta_m = +0.2 \text{ mm}$$

De hier berekende verplaatsingen treden op bij een statische belasting, voor de dynamische verplaatsingen moeten ze nog met de dynamische amplificatie factor vermenigvuldigd worden.

Uitkraging : = -1.1 mm

Veld : = +0.3 mm

(iii) : zakking in het midden bij deelbelasting



$$I = 7.2927 \cdot 10^7 \text{ mm}^4$$

$$E = 210000 \text{ N/mm}^2$$

$$\psi = \frac{2}{3} \cdot M \cdot \frac{1}{2} \cdot L / EI$$

$$\delta_m = \psi \cdot \frac{1}{2} \cdot L - \frac{2}{3} \cdot M \cdot \frac{1}{2} \cdot L \cdot \left(\frac{3}{8} \cdot \frac{L}{2} \right) / EI$$

$$\delta_m = 1.1 - 0.4$$

$$\delta_m = 0.7 \text{ mm}$$

Ook nu moet deze zakking met de amplificatiefactor vermenigvuldigd worden .

$$\delta_m = 1.1 \text{ mm}$$

Gesteld kan worden dat onder welke belasting dan ook de verplaatsing klein zijn .

Ook mede gezien het gebruik van de constructie (een trillingsamplitude van 0.55mm kan hinderlijk zijn voor mensen) kan gesteld worden dat de constructie voldoende stijf is .

(3) : Stabiliteit - plooi

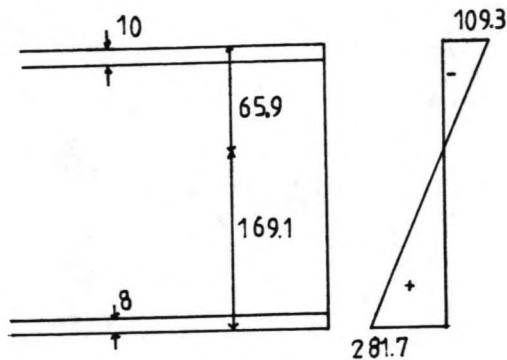
De controle dient op een tweetal plaatsen te gebeuren :

- het steunpunt bij volbelasting
- het veld bij deelbelasting

Een ander aspect is de lengte waarover een zekere spanning constant verondersteld mag worden .

T.p.v. het steunpunt wordt verondersteld dat de maximale spanning over een lengte van 400 mm constant is , in het veld wordt deze lengte op 700 mm gesteld .

* Veld bij deelbelasting



Spanning in hart plaat

$$\sigma_h = 60.9 / 65.9 \times 109.3$$

$$\sigma_h = 101.0 \text{ N/mm}^2$$

(i) - drukflens

$$b'/t \leq 10 \sqrt{[\sigma_r / \sigma_d]}$$

Bij gesteunde flens

$$\sigma_r = 4600 * K_d / 4$$

$$\sigma_d = \sigma_h = 101.0 \text{ N/mm}^2$$

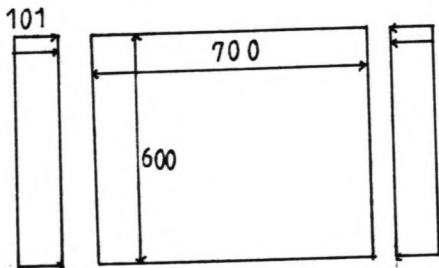
Voor $0 \leq \psi \leq +1$ geldt

$$\sigma_r = 4600 * K_d / 4$$

Hier is

$$\alpha = 700 / 600 = 1.17$$

$$\text{En dus } K_d = 4$$



$$b/t \leq 10 (4600 / 101.0)^{1/2} = 67.5$$

Met $b = 600$ mm en $t = 10$ mm volgt : $b/t = 60$

En geldt dus : $b/t \leq 67.5$

(ii) - lijven

Voor de controle op plooi wordt de belastingsfactor, conform de TGB-Staal, met 0.85 vermenigvuldigd.

- Normalkrachten

$$\sigma_i \leq \sigma_{kr}$$

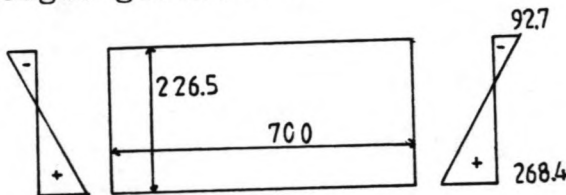
$$\sigma_{kr} = \min[K_d \times \sigma_E, \sigma_p]$$

$$\sigma_E = 19 \times (100 \times t / b)^2$$

Met $t = 8$ mm en $b = 226.5$ mm (zie onderstaande schets)

$$\sigma_E = 237.0 \text{ N/mm}^2$$

Rekening houdend met het feit dat de lijven schuin staan ($h = 226.5$ mm), een 8 mm dikke onderplaat en een 10 mm dikke bovenplaat wordt de volgende spanningsverdeling over de hoogte gevonden.



$$\alpha = 700 / 226.5 = 3.1$$

$$\psi = -268.4 / 92.7 = -2.90$$

$$K_d = 54$$

$$\sigma_E \times K_d = 54 \times 237.0 = 12800 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{kr} = \sigma_E = 360 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_i = 0.85 \times 92.7 = 78.8 \text{ N/mm}^2$$

- Dwarskracht

Hier wordt gedaan alsof in dezelfde doorsnede het maximale buigend moment en de maximale dwarskracht overgebracht worden. De dwarskracht wordt geacht t.p.v. de lijven te werken. De hier te berekenen dwarskracht is een gemiddelde dwarskracht.

$$\tau = 0.85 \times 1.5 \times 1.6 \times 178.72 \times 10^3 \times 0.6 / (2 \times 226.5 \times 8)$$

$$\tau = 60.4 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau = 0.85 \times \text{DLF} \times D_{\max} \times b / (2 \times h \times t_w)$$

$$\tau_{kr} = \min(K_S \times \sigma_E, \tau_e)$$

$$\tau_e = 0.58 \sigma_E = 208.8 \text{ N/mm}^2$$

$$K_S = 5.35 + 4 / \alpha^2 = 5.77$$

$$\sigma_E = 237.0 \text{ N/mm}^2$$

$$K_S \times \sigma_E = 1367.5$$



$$\tau_{kr} = 208.8 \text{ N/mm}^2$$

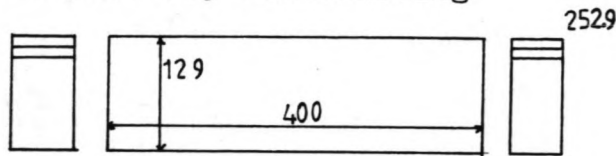
Controle :

$$\sqrt{(\sigma/\sigma_{\text{ult}})^2 + (\tau/\tau_{\text{ult}})^2} \leq 1$$

$$((78.8/360)^2 + (60.4/208.8)^2)^{1/2} = 0.36$$

Dit was de controle berekening voor het veld bij de deelbelasting en een ongunstige aanname t.a.v. lengte en spanningen. Bij volbelasting zijn zowel de buig- als schuifspanningen kleiner zodat dit zeker geen maatgevend geval op kan leveren.

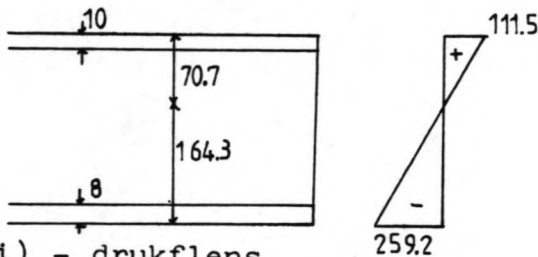
- Steunpunt bij volbelasting



Spanning in hart plaat

$$\sigma_{\text{m}} = 160.3/164.3 \times 259.2$$

$$\sigma_{\text{m}} = 252.9 \text{ N/mm}^2$$



(i) - drukflens

$$b/t = 10 \sqrt{(\sigma_r/\sigma_d)}$$

$$\sigma_r = 4600 \times K_d / 4$$

$$\alpha = 400 / 129 = 3.1$$

$$\psi = -252.9 / -252.9 = +1 \rightarrow K_d = 4$$

$$b/t \leq 10 \sqrt{(4600 / 252.9)} = 42.6$$

Met $b = 129 \text{ mm}$ en $t = 8 \text{ mm}$

$$b/t = 16.1$$

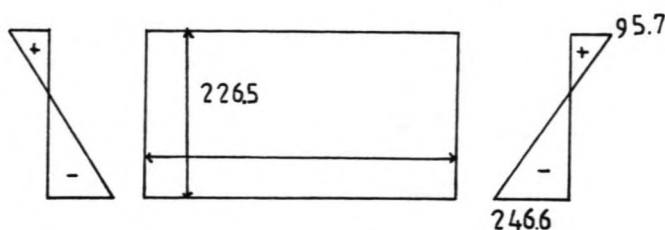
$$\sigma_r = 4600 \text{ N/mm}^2$$

$$b/t \leq 42.6$$

(ii) - lijven

De belastingsfactor moet met 0.85 vermenigvuldigd worden.

Ook nu weer geldt hetzelfde i.v.m. de lijven.



Normaalkracht

$$\sigma_1 \leq \sigma_{\text{ker}}$$

$$\sigma_{\text{ker}} = \min(\sigma_e \cdot K_d, \sigma_e)$$

$$\sigma_e = 19 * (100 * t / b)^2$$

Met $b=226.5$ mm en $t=8$ mm

$$\sigma_e = 237.0 \text{ N/mm}^2$$

$$\alpha = 400 / 226.5 = 1.8$$

$$\psi = -246.6 / 95.7 = -2.58$$

$$\left. \begin{array}{l} \\ \\ \end{array} \right\} K_d > 54$$

$$\sigma_{\text{ker}} = \sigma_e = 360 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_1 = 0.85 * 246.6 = 209.6 \text{ N/mm}^2$$

Dwarskracht

T.p.v. het steunpunt is de maximale dwarskracht :

$$D_{\text{max}} = 0.6 * 352.2 = 211.3 \text{ kN}$$

$$\tau = 0.85 * 1.5 * 1.6 * 211.3 \cdot 10^3 / (2 * 226.5 * 8)$$

$$\tau = 118.9 \text{ N/mm}^2$$

$$\tau_{\text{kr}} = \min(\sigma_e \cdot K_s, 0.58 \sigma_e)$$

$$K_s = 5.35 + 4 / \alpha^2 = 6.58$$

$$\sigma_e = 237.0 \left. \begin{array}{l} \\ \\ \end{array} \right\}$$

$$\tau_e = 208.8 \left. \begin{array}{l} \\ \\ \end{array} \right\}$$

$$\tau_{\text{ker}} = 208.8 \text{ N/mm}^2$$

Controle :

$$\sqrt{(\sigma_1 / \sigma_{\text{ker}})^2 + (\tau / \tau_{\text{ker}})^2} = 1$$

$$\left((209.6 / 360)^2 + (118.9 / 208.8)^2 \right)^{1/2} = 0.81 \leq 1$$

De gekozen oplossing voldoet aan de tot nog toe gestelde criteria .

Opm.

Dit is de berekening voor de drukflens van het onverstijfde profiel , aangenomen mag worden dat het aangelaste schot voldoende stijf is om de lengte van het op druk belaste onderdeel te halveren.

Dit speelt echter onder deze omstandigheden geen rol .

Dimensionering Dwarsdrager

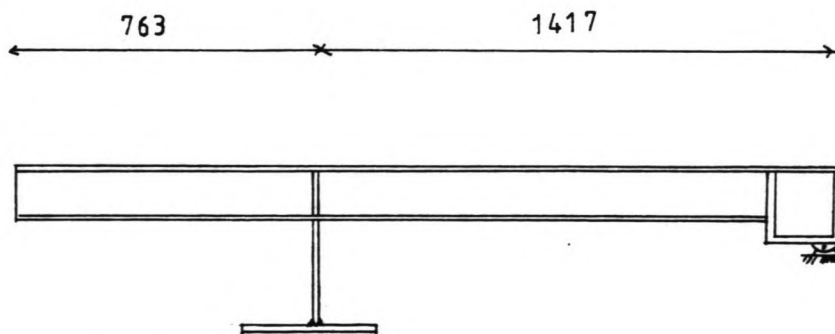
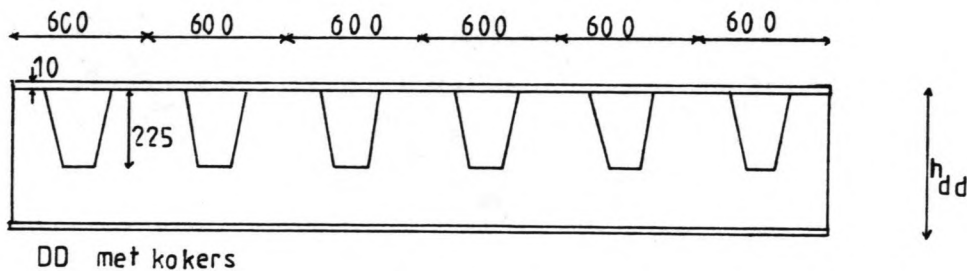
De lengte van de dwarsdrager is binnen zekere grenzen vrij te kiezen . Het is de vraag of een groot element voordelen biedt boven een kleiner element .

Zo zal de kering bestaande uit grote elementen minder afsluitingsvoorzieningen hebben en kan de totale opzettijd van de gehele kering minder zijn .

Dit vereist een zwaardere uitvoering en een grotere capaciteit van het hijswerktuig .

De zwaardere uitvoering uit zich niet alleen in een zwaardere dwarsdrager maar ook in zwaardere profielen om de krachten af te voeren , alsook de fundering hiervan .

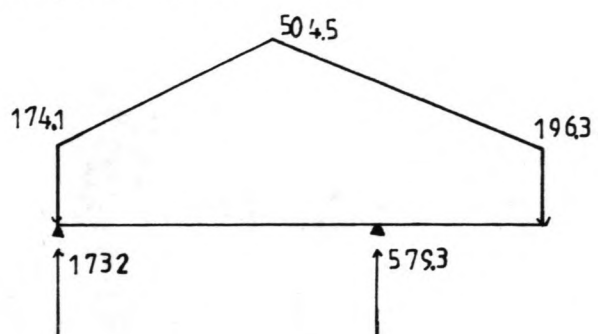
Met al deze factoren rekening houdend wordt gekozen voor een 6 troggen breed element (3.6 m) , dit aantal behoort altijd een even aantal te zijn omdat door het verzonken aanbrengen van de troggen anders t.p.v. M_{max} het profiel verzwakt zou kunnen worden als de schotten niet goed meewerken .



OPBOUW ELEMENT

- Belasting op de dwarsdrager

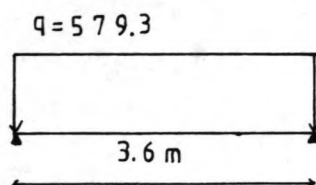
De belasting van de troggen op de dwarsdrager kan als volgt voorgesteld worden :



Doordat het steunpunt in werkelijkheid een ligger is met een zekere buigstijfheid wordt de situatie t.a.v. de dynamica alleen maar gunstiger .

Voor de dimensionering van de D.D. wordt de amplificatie factor op 1 gesteld .

Bovenstaande belasting wordt als gelijkmatig verdeeld over de breedte van de dwarsdrager aangenomen .



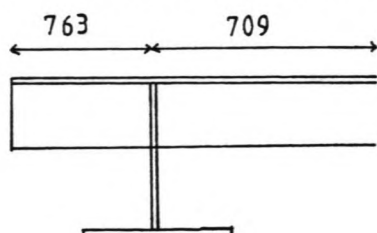
$$M_{\max} = 1/8 * (1.5 * 579.34) * (3.6)^2 = 1408 \text{ kNm}$$

$$D_{\max} = 1/2 * (1.5 * 579.34) * (3.6) = 1564 \text{ kN}$$

Gezien de grootte van M en D is het niet raadzaam om nog een steunpunt in het midden te plaatsen , aangezien dan het maximale buigend moment en dwarskracht in één doorsnede bij een komen . Ook de keuze van het aantal kokers hangt hier nauw mee samen , een even aantal zorgt ervoor dat het midden van de ligger onverzwakt blijft .

- Meewerkende breedte

Het zal duidelijk zijn dat niet de gehele plaat als bovenflens dienst zal doen , hoeveel dan wel wordt in het vervolg bepaald



m.b.v. het eerder vermelde artikel van ir De Jong in Bouwen met staal 69 .

Voor parabolische momentenlijnen geldt :

$$B_m = \lambda * B$$

$$\text{Met } \lambda = 0.9 \text{ Log } (L/B) + 0.1$$

$$\text{Er moet gelden : } L_f \geq B \quad \text{met} \quad L_f = 0.25 * L$$

Dit kan als volgt geïnterpreteerd worden :

$$\text{Met } L = 3600 \text{ mm moet } B \leq 900 \text{ mm zijn .}$$

Beide eerder vermelde lengtes voldoen hieraan :

$$B_1 = 763 \text{ mm} \qquad B_2 = 709 \text{ mm} \quad (= \frac{1}{2} * 1417)$$

$$L/B_1 = 4.72 \qquad L/B_2 = 5.08$$

$$\lambda_1 = 0.71 \qquad \lambda_2 = 0.74$$

De totale meewerkende breedte is dan :

$$B_m = \lambda_1 * B_1 + \lambda_2 * B_2 = 542 + 525 = 1067 \text{ mm}$$

- Het profiel

Bij het ontwerpen van de dwarsdrager moet rekening worden gehouden met de vrij forse dwarskracht t.p.v. de opleggingen . Het eigenlijke probleem is gelegen in het feit dat de D.D. t.p.v. het trogprofiel verzwakt is . Uit zeer globale berekeningen is gebleken dat een D.D. hoogte van ongeveer 500 mm voldoende is om ervoor te zorgen dat de drukspanningen in de bovenflens niet te hoog worden , deze plaat wordt namelijk in 2 richtingen belast .

Echter t.p.v. de buitenste troggen , waar de D.D. verzwakt is , wordt de dwarskracht maatgevend en is een hoogte van 500 mm onvoldoende . De volgende twee alternatieven staan ter beschikking :

- Een D.D. hoogte van 600 mm , deze ligger voldoet t.a.v. momenten en dwarskrachten
- Een D.D. hoogte van 500 mm waarbij de oplegreacties d.m.v. verstijvingen opgenomen kunnen worden .

Getracht wordt om de oplossing d.m.v. een zeer globale extra-kosten berekening te vinden .

(1) : Een 100 mm hoger lijf

extra hoogte = 0,1 m

t = 0.02 m

L = 150 m

$$V_{\text{extra}} = 0.1 \times 0.02 \times 150$$

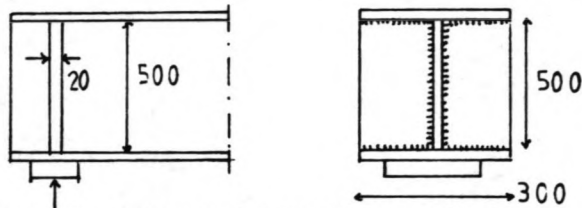
$$= 0.3 \text{ m}^3 \text{ staal}$$

Stel de staalprijs op f 2,- / kg

Extra kosten : $0.3 \times 7800 \times 2$

f 4700,-

(2) : Verstijvingen t.p. v. de oplegging



Veronderstel dat per uiteinde slechts een stel schotten nodig is .

Per element : $4 \times (0.5 \times 0.02 \times 0.15) = 0.006 \text{ m}^3$

De kering : $42 \times 0.006 = 0.25 \text{ m}^3 \text{ staal}$

Laslengte/el.: $2 \times (4 \times 0.5 + 8 \times 0.14) = 6.24 \text{ m}'$

De kering : $42 \times 6.24 = 262 \text{ m}'$

Lassnelheid : $\pm 2 \text{ m}'/\text{hr}$

Tijdsbest. : 131 hr

Loon \pm f 40,- / hr

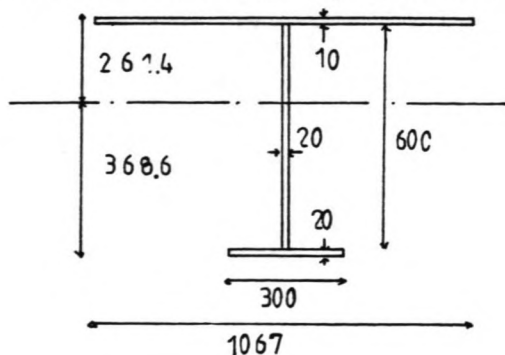
Kosten arbeid: f 5200,-

Totale kosten: $K_{\text{mat}} + K_{\text{loon}} = \text{f } 3900,- + \text{f } 5200,- = \text{f } 9100,-$

Hier zijn nog niet in rekening gebracht :

- lasmateriaal
- voorberekingskosten
- langere totale tijdsduur fabricage kering

De keuze valt dus op een iets hoger profiel .



Profiel gegevens :

Ligging neutrale lijn t.o.v. hart bovenplaat :

$$NL = 20 \times 600 \times 305 + 20 \times 300 \times 615 / (12000 + 6000 + 10670) \\ = 256.4 \text{ mm}$$

Traagheidsmoment samengesteld profiel

$$I = 1/12 \times 1067 \times 10^3 + 10670 \times (256.4)^2 + 1/12 \times 20 \times 600^3 + 12000 \times (48.6)^2 \\ + 1/12 \times 300 \times 20^3 + 6000 \times (358.6)^2 \\ = 1.8617 \cdot 10^9 \text{ mm}^4$$

Het verzwakte profiel

Door het toepassen van een gelast schot t.p.v. de kruising D.D. - trogprofiel , met dezelfde dikte als het lijf van de dwarsdrager zou in principe gesteld kunnen worden dat de DD niet verzwakt is en hiermee verder dimensioneren . Dit is een gevaarlijke aanname die een geheel element (klep) zou kunnen laten bezwijken .

Het trogprofiel wordt in de weggebrande ruimte in de dwarsdrager aangebracht en verbonden met de DD . Binnen in het trogprofiel wordt dan het schot vastgelast . Er zijn nu echter een aantal verbindingsmiddelen tussen het schot en de DD .

Het kan gebeuren dat er kleine fouten in deze constructie zitten die onder normale omstandigheden best acceptabel kunnen zijn . Een golfklap echter is een niet goed definieerbaar verschijnsel dat gepaard gaat met grote drukstoten .

De aanname dat de DD onverzwakt is en hierop ontworpen , gegeven een foutje in de verbinding DD-trog $\frac{1}{2}$ plaat , kan tot het bezwijken van dit onderdeel leiden en daarmee het gehele element .

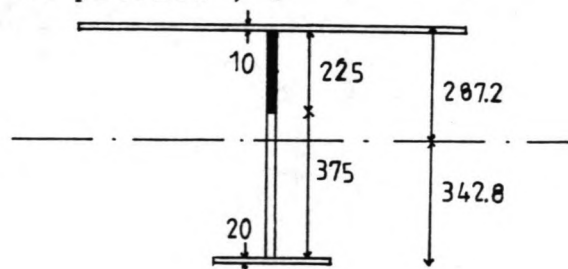
Uit de golfoverslagberekeningen , gemaakt bij het hoofdontwerp van de hoogwaterkering , volgt dat bij een kerende hoogte van + 5.00 (basishoogte) en een lengte van de kering van 150 m , er een overslagvolume van meer dan 1000.000 m³ verwacht mag worden . Voor alle duidelijkheid , de elementen vormen het bovenste deel van de hoogwaterkering en moeten dus in staat zijn om de belastingen , voortvloeiende uit de ontwerp storm , op te kunnen nemen . Verder is het totale overslagvolume gelimiteerd tot 15.000 m³ . Daarboven wordt de constructie geacht functioneel te zijn bezwijken .

Bij een element breedte van 3.60 m hoort een overslagvolume van $3.60/150 \times 1000000 = 24000 \text{ m}^3$.

Dit element alleen overtreft het toelaatbaar volume waarbij opgemerkt moet worden dat 1000000 m^3 bij een kerende hoogte van + 5.40 (het ontwerpstormvloedpeil) hoort , de grafiek en de theorie zijn hieronder niet toepasbaar .

Een ontwerp gebaseerd op een verzwakte DD bezwijkt niet , gesteld dat de randvoorwaarden kloppen . Het enige dat kan gebeuren is dat het betreffende trogprofiel ontoelaatbaar vervormt en desnoods bezwijkt . De naastliggende profielen nemen t.g.v. grote vervormingen de belasting op , het belangrijkste is dat dit niet tot een "progressive collapse " situatie leidt. Een constructie die dynamisch belast wordt is voor lassen ongunstig (kerven , piekspanningen , heat affected zone , etc). Als al deze factoren meegenomen worden in de overweging en daarbij het grote risico dat men accepteert t.o.v. het relatief kleine economisch voordeel , kan gesteld worden dat bij het ontwerp rekening moet worden gehouden met een verzwakte dwarsdrager .

Gegevens (verzwakt profiel) :



Ligging neutrale lijn t.o.v. hart bovenplaat :

$$NL = 7500 \times 417.5 + 20 \times 300 \times 615 / (7500 + 6000 + 10670)$$

282.2 mm

Traagheidsmoment samengesteld profiel :

$$I = 1/12 \times 1067 \times 10^3 + 10670 \times (282.2)^2 + 1/12 \times 20 \times 375^3 + 7500 \times (135.3)^2$$

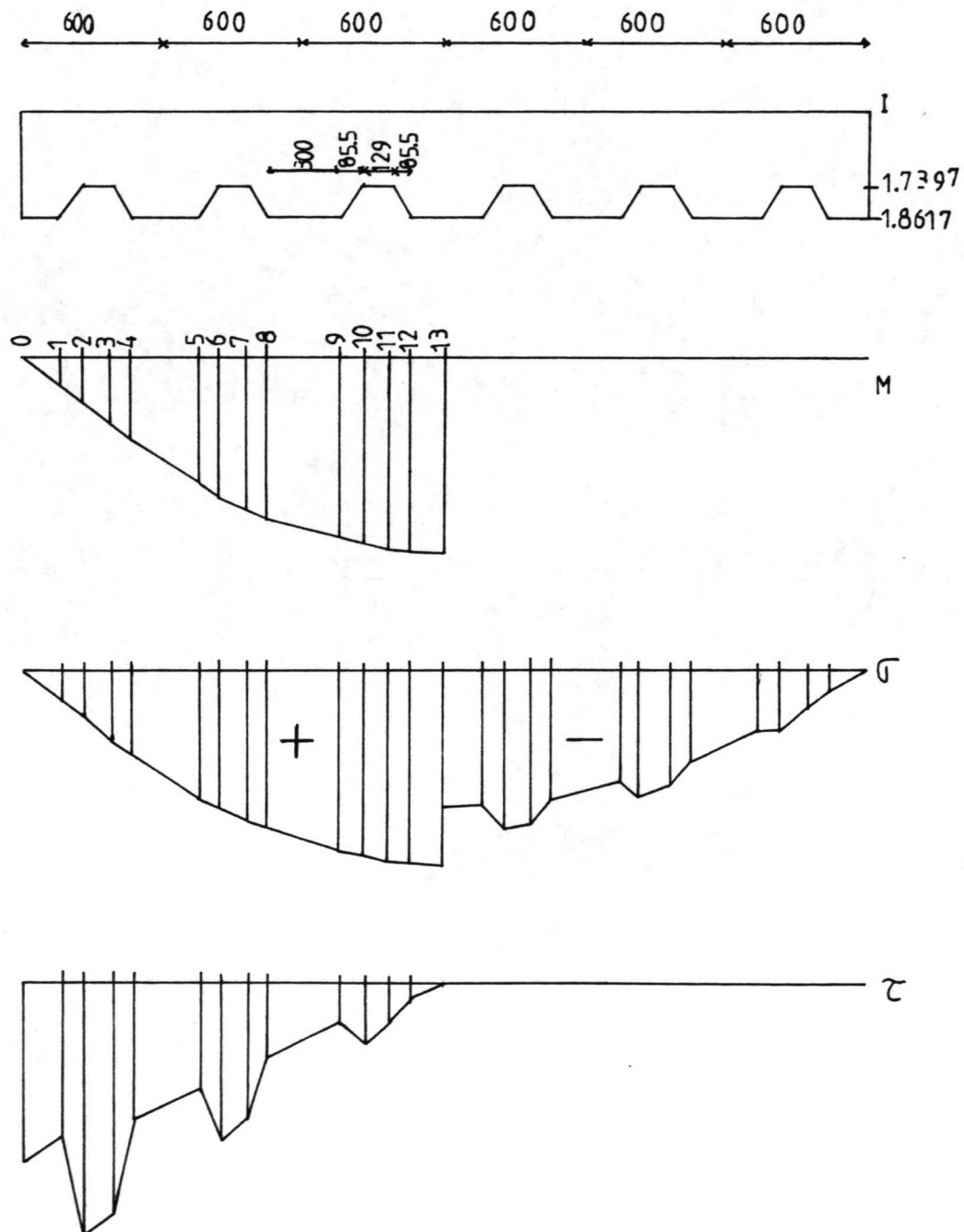
$$+ 1/12 \times 300 \times 20^3 + 6000 \times (332.8)^2$$

$$= 1.7397 \cdot 10^9 \text{ mm}^4$$

Controle berekeningen dwarsdrager

1 - Sterkte

Bij deze dwarsdrager is het traagheidsmoment en het oppervlak niet constant over de lengte . Voor de controle berekening zal de constructie in 14 punten bekeken worden op spanningen .

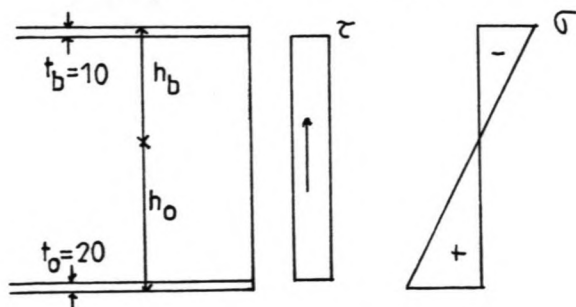


Punt	M (kNm)	σ_+ (N/mm ²)	σ_-	τ
0	0	0	0	130.3
1	224.8	44.5	31.6	130.3
2	344.2	68.2	56.8	181.3
3	512.3	101.6	84.6	166.3
4	615.8	121.9	86.5	97.8
5	928.6	183.9	130.4	76.0
6	1003.4	198.9	165.6	111.7
7	1104.3	218.9	182.3	96.8
8	1163.2	230.3	163.3	54.3
9	1319.5	261.2	185.3	32.6
10	1349.8	267.6	222.8	42.2
11	1383.4	274.3	228.4	27.3
12	1397.7	276.7	196.3	10.9
13	1407.4	278.7	197.6	0

Het sprongsgewijze gedrag van drukspanningen wordt door het traagheidsmoment veroorzaakt, de schuifspanningen door de verandering in oppervlak.

De genoemde spanningen zijn niet zondermeer met elkaar te combineren aangezien de buigspanningen in de uiterste vezel optreden terwijl de schuifspanningen in het lijf optreden. Ook moet nog vermeld worden dat de spanningstoestand in de plaat 2-assig is, de plaat fungeert als bovenflens voor zowel de DD als de trogprofielen.

Allereerst zal het lijf gecontroleerd worden, er moet gelden:



$$\sigma_c \geq \sigma_r = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2}$$

$$\sigma_c = 1.2 \times \sigma_e$$

Eerst moeten de uiterste vezel spanningen (buigspanning) omgezet worden naar uiterste spanningen in het lijf middels een factor $(h_b - t_b) / h_b$ of $(h_o - t_o) / h_o$

Punt	τ (N/mm ²)	σ_+	σ_-	σ_r
0	130.3	0	0	225.7
1	119.5	43.3	-30.4	211.5
2	181.3	66.2	-54.8	320.9
3	166.3	98.7	-81.7	304.5
4	97.8	118.6	-83.2	206.8
5	76.0	178.9	-125.4	222.1
6	111.7	193.1	-159.8	273.3
7	96.8	212.6	-176.0	270.8
8	54.3	224.1	-157.1	243.0
9	32.6	254.1	-178.2	260.3
10	42.2	259.9	-215.0	270.0
11	27.3	266.4	-220.4	270.6
12	10.9	269.2	-188.8	269.9
13	0	271.1	-190.0	271.1

Overal in het lijf geldt :

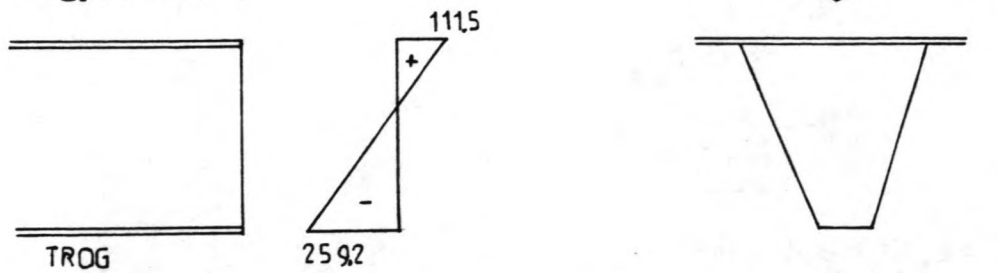
$$\sigma_r < \sigma_e$$

$$\sigma_+ < \sigma_e$$

$$\sigma_- < \sigma_e$$

$$\tau < \tau_e = 0.58 \sigma_e$$

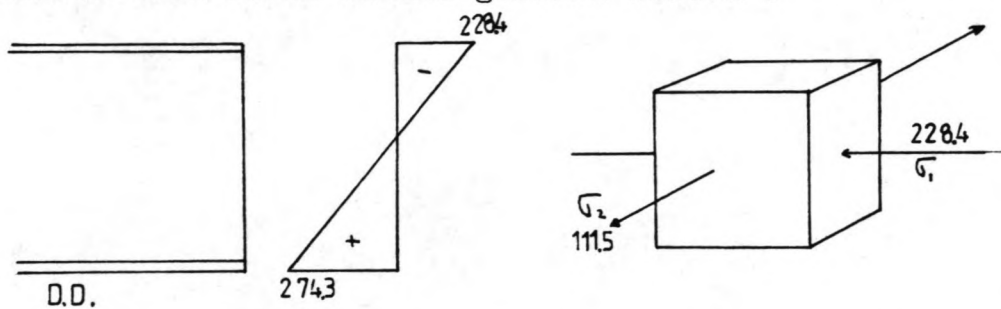
De plaat fungeert als bovenflens voor de dwarsdrager en het trogprofiel .



De spanningsverdeling in dwarsrichting is niet constant , volgens het eerder vermeld artikel geldt :

$$\bar{\sigma}_p = \bar{\sigma}_{max} \quad \sigma_r = 1.25 \bar{\sigma}_p (\lambda - 0.2) \geq 0$$

De beide maximale spanningen vallen exact gezien niet samen (verschil van 150 mm) , echter gezien het feit dat de max. momenten bij de DD over een grote afstand weinig verschillen zullen toch beide maxima genomen worden .



Voor de plaat controle wordt de grootste drukspanning in de bovenflens gekozen .

Gegeven de veronderstelling dat de flensen v.d. profielen (de beschouwde plaat dus) niet meedoen t.a.v. de dwarskracht overdracht , geldt ($\tau = 0$) :

$$\sigma_c = \sqrt{(\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1 \cdot \sigma_2)} = \sigma_r$$

$$\sigma_c = 1.2 * \sigma_e = 432 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_r = ((-228.4)^2 + (111.5)^2 + 111.5 * 228.4)^{1/2}$$

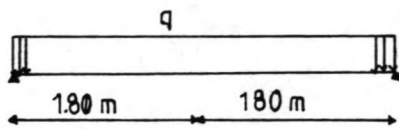
$$\sigma_r = 300.1 \text{ N/mm}^2$$

T.a.v. de sterkte voldoet de gekozen oplossing .

2 - Stijfheid

De stijfheidscontrole , om te bepalen of de zakkingen toelaatbaar zijn , is niet eenvoudig exact uit te voeren daar EI niet constant is over de lengte .

Om het probleem te vereenvoudigen wordt de minimale EI , van de verzwakte ligger dus , aangehouden als zijnde constant over de lengte . Mocht dit problemen opleveren i.v.m. de zakkingen dan kan alsnog rekening worden gehouden met de werkelijke EI . De gedane veronderstelling leidt tot een ondergrens , dit houdt in dat de werkelijke toestand gunstiger zal zijn .



$$q = 579.34 \text{ kN/m}$$

$$L = 3.6 \text{ m}$$

$$E = 210000 \text{ N/mm}^2 \quad I_{\text{min}} = 1.7397 \cdot 10^9 \text{ mm}^4$$

Maximale zakking in het midden :

$$\delta = 5/384 * q * L^4 / EI$$

$$\delta = 5 * 579.34 * (3600)^4 / (384 * 210000 * 1.7397 \cdot 10^9)$$

$$\delta = 3.5 \text{ mm} = 1/1000 L$$

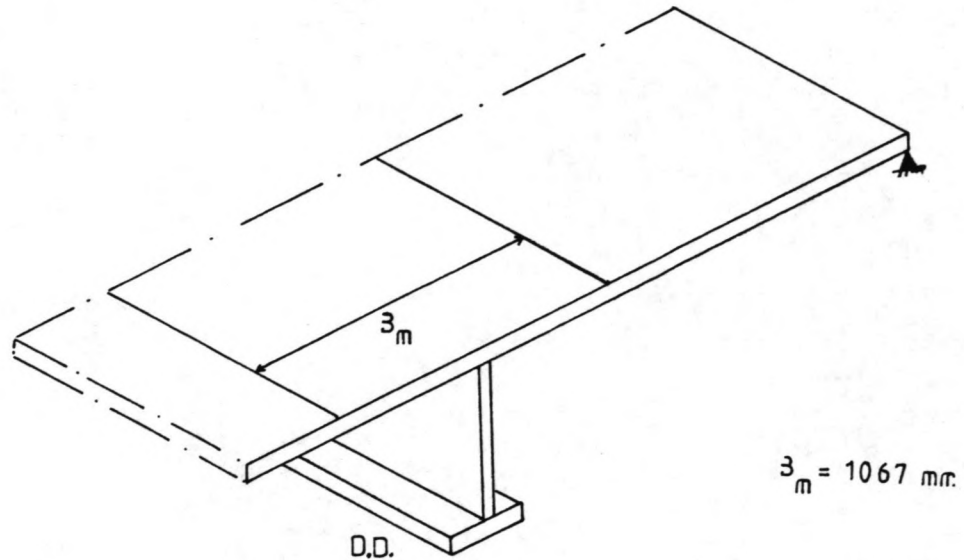
Dit is zondermeer en bij dit gebruik van de constructie in het bijzonder voldoende stijf .

3 - Stabiliteit

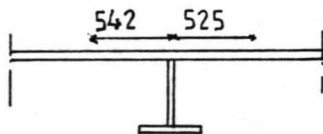
De stabiliteitscontrole (plooi) moet op een tweetal onderdelen uitgevoerd worden , te weten :

- de drukflens
- het lijf

* De drukflens van de dwarsdrager



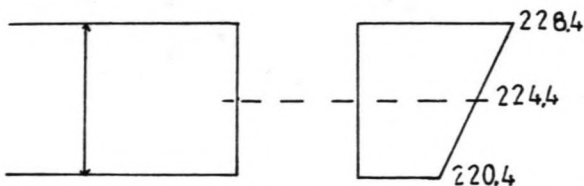
De ingevoerde meewerkende breedte van de dwarsdrager is slechts een rekgrootheid . De plaat wordt aan weerszijde van B_m nog steeds ondersteund .



Referentie spanning :

$$\sigma_r = 4600 \text{ N/mm}^2$$

Grootste drukspanning halverwege de plaatdikte :



$$\sigma_d = 224.4 \text{ N/mm}^2$$

Met $b = 542 \text{ mm}$ en $t = 10 \text{ mm}$: $b/t = 54.2$

$$b/t \leq 10 \sqrt{(\sigma_r / \sigma_d)}$$

$$= 45.3$$

De plaat is plooig gevoelig .

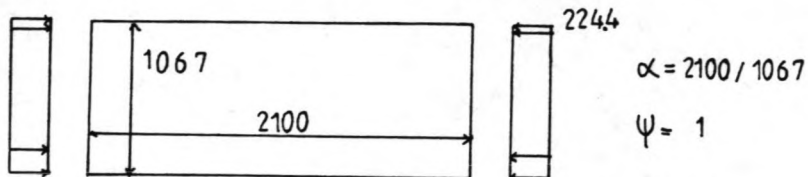
Oplossing (1) : plaatselijk verstijven

Verstijvingen moeten over een zekere lengte aangebracht worden
deze is :

De plaat is niet meer gevoelig voor plooi als

$$\bar{\sigma} = \bar{\sigma}_r / (b/10t)^2 = 156.6 \text{ N/mm}^2$$

Uit de sterkte berekeningen volgt dat de benodigde lengte 2100 mm
bedraagt , 750 mm uit de buitenste randen .



$$\bar{\sigma}_e = 19 * (100 * 10 / 1067)^2 = 16.7 \text{ N/mm}^2$$

$$K_d = \bar{\sigma} / \bar{\sigma}_e = 224.4 / 16.7 = 13.4$$

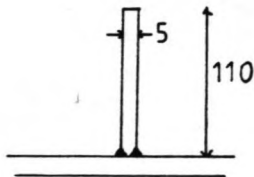
TGB 2.6.8. fig 21 voor $A/b't = 0.05$ volgt $\mu = 18$

Dit houdt in :

$$I_g = \mu * 0.092 * b * t^3 = 18 * 0.092 * 1067 * 10^3 = 1.7670 \cdot 10^6 \text{ mm}^4$$

$$A = 0.05 * b * t = 533.5 \text{ mm}^2$$

Keuze



Strip : $5 * 110 * 2100$

$$I = 1/12 * 5 * 110^3 + 550 * (55)^2$$

$$= 2.218 \cdot 10^6 \text{ mm}^4$$

$$I > I_g$$

Oplossing (2) : een dikkere plaat

Stel $t = 12 \text{ mm}$:

$$b/t = 10 * (4600 / 224.4)^{1/2} = 45.3$$

$$b/t = 542 / 12 = 45.2$$

De plaat voldoet .

Nu moet nog een keuze gedaan worden tussen de beide oplossingen , dit kan o.a. door naar de extra kosten te kijken .

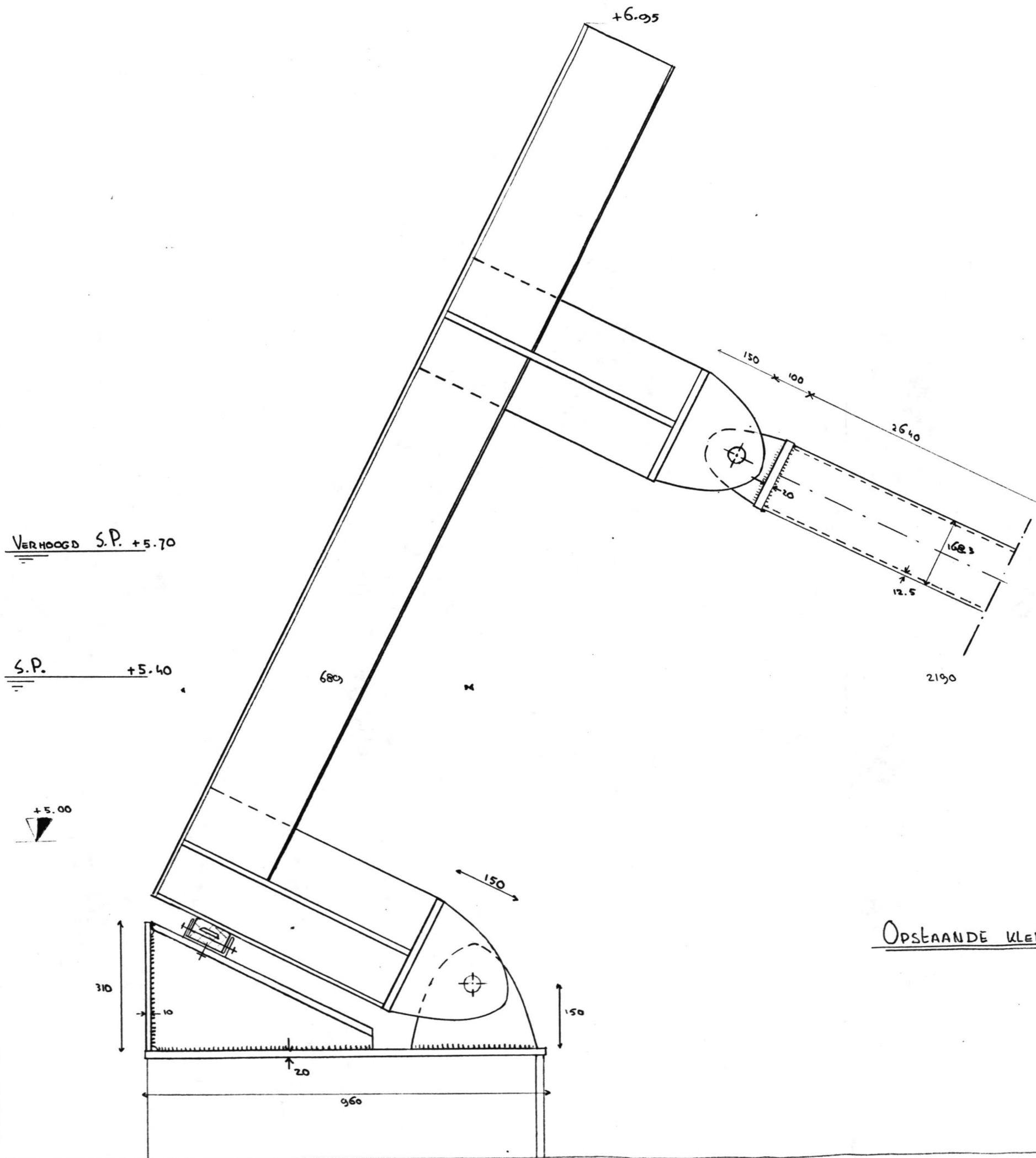
Oplossing (1)

Extra staal per element : $0.110 * 0.005 * 2.1 = 1.155 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3$

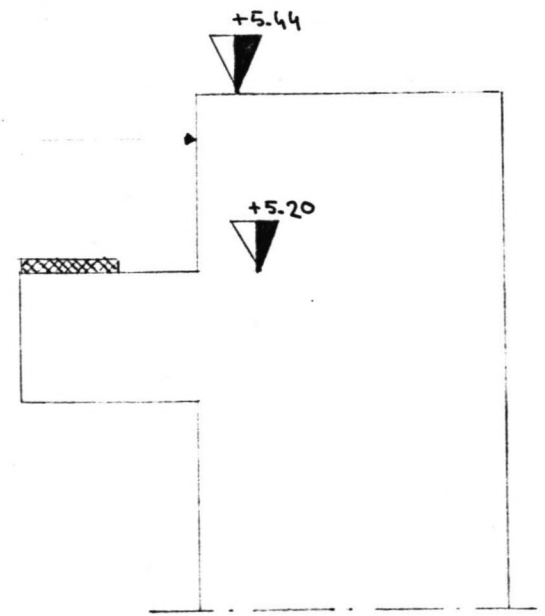
Totaal (42 el.) : $42 * 1.155 \cdot 10^{-3} = 4.851 \cdot 10^{-2} \text{ m}^3$

Prijs : $2 * 7800 * 4.85 \cdot 10^{-2} = f 760,-$

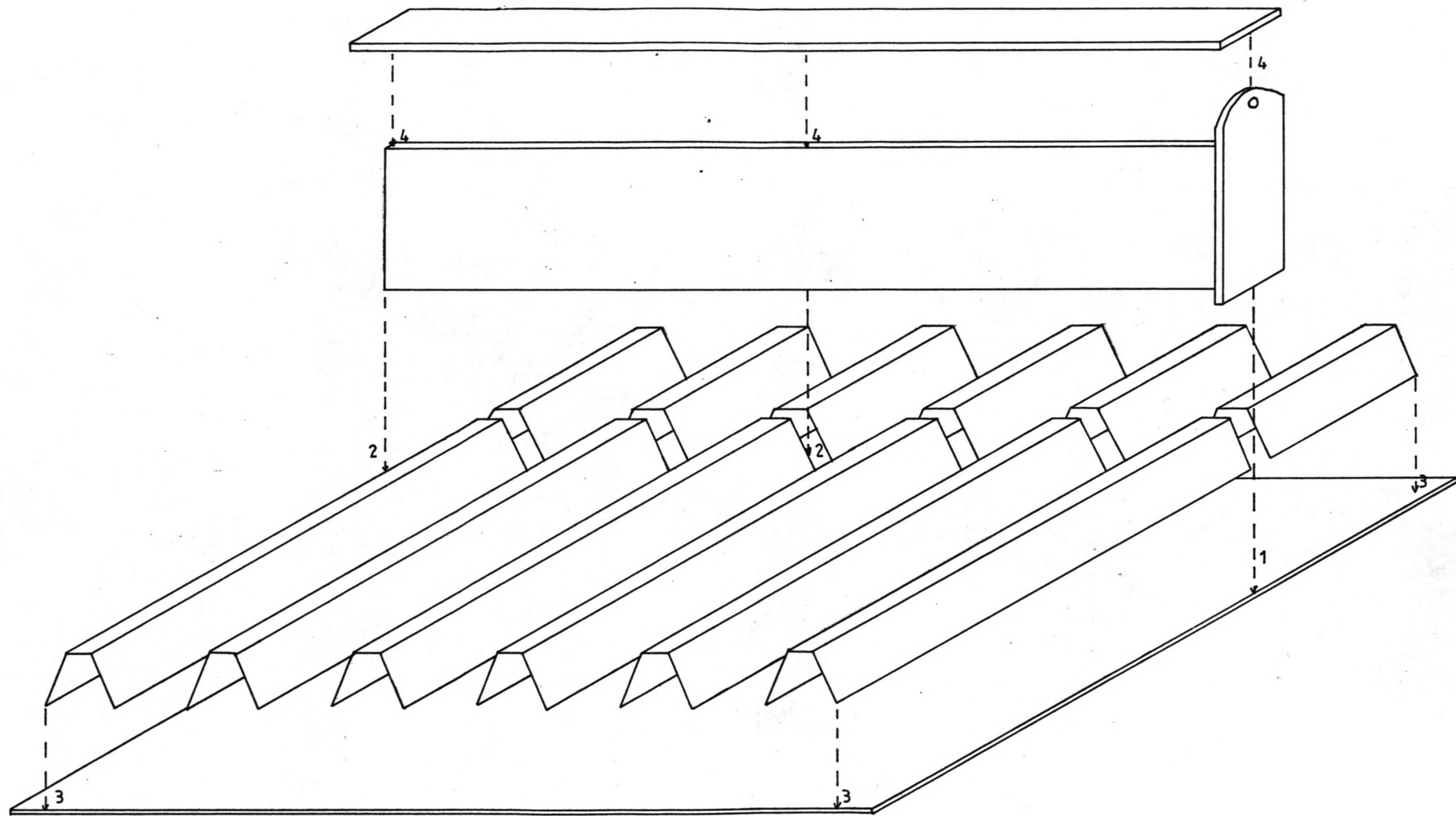
Te lassen : $42 * 2.1 * 2 = 176.4 \text{ m}$



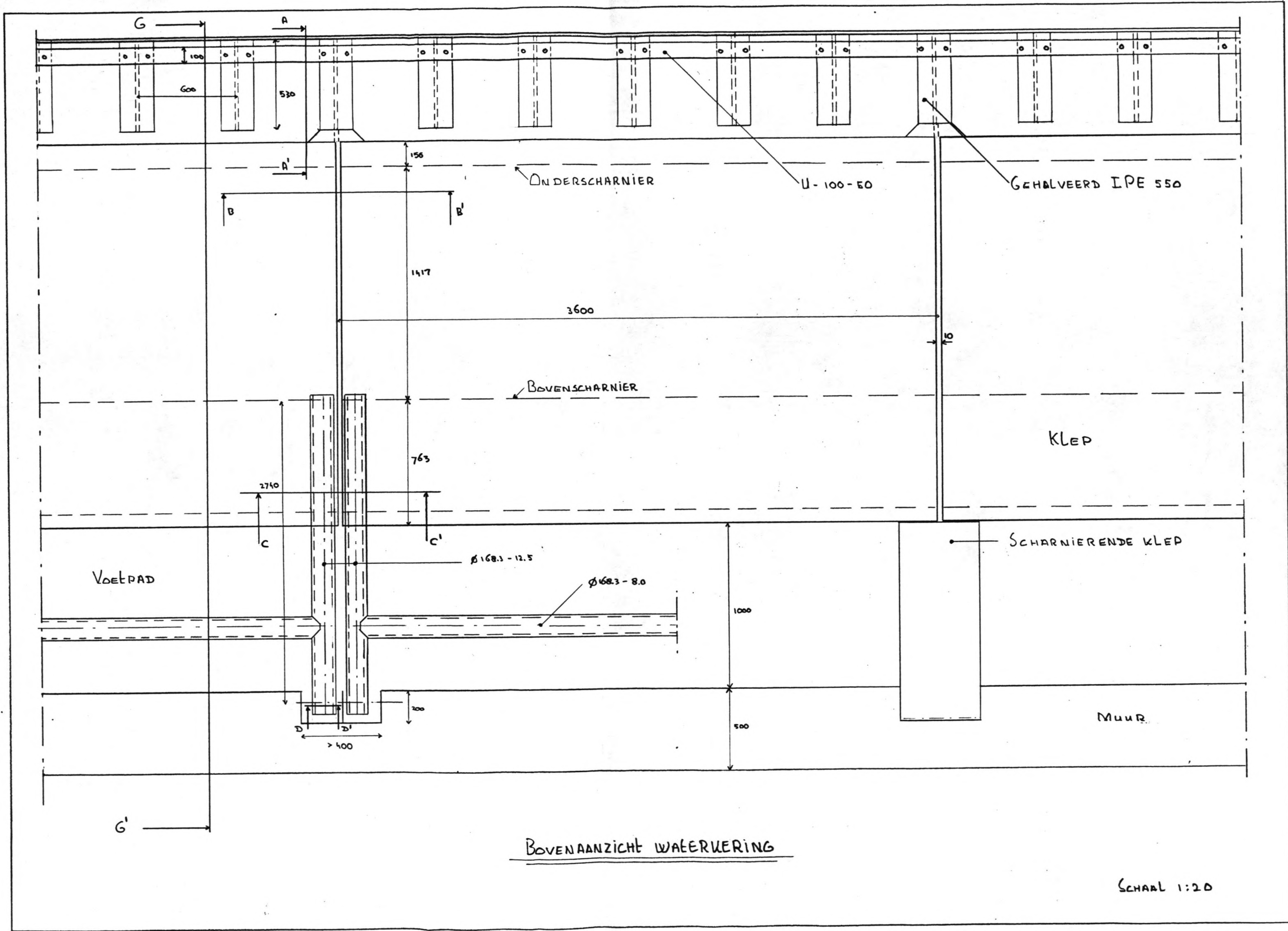
OPSTAANDE KLEP



SCHAAL 1:10

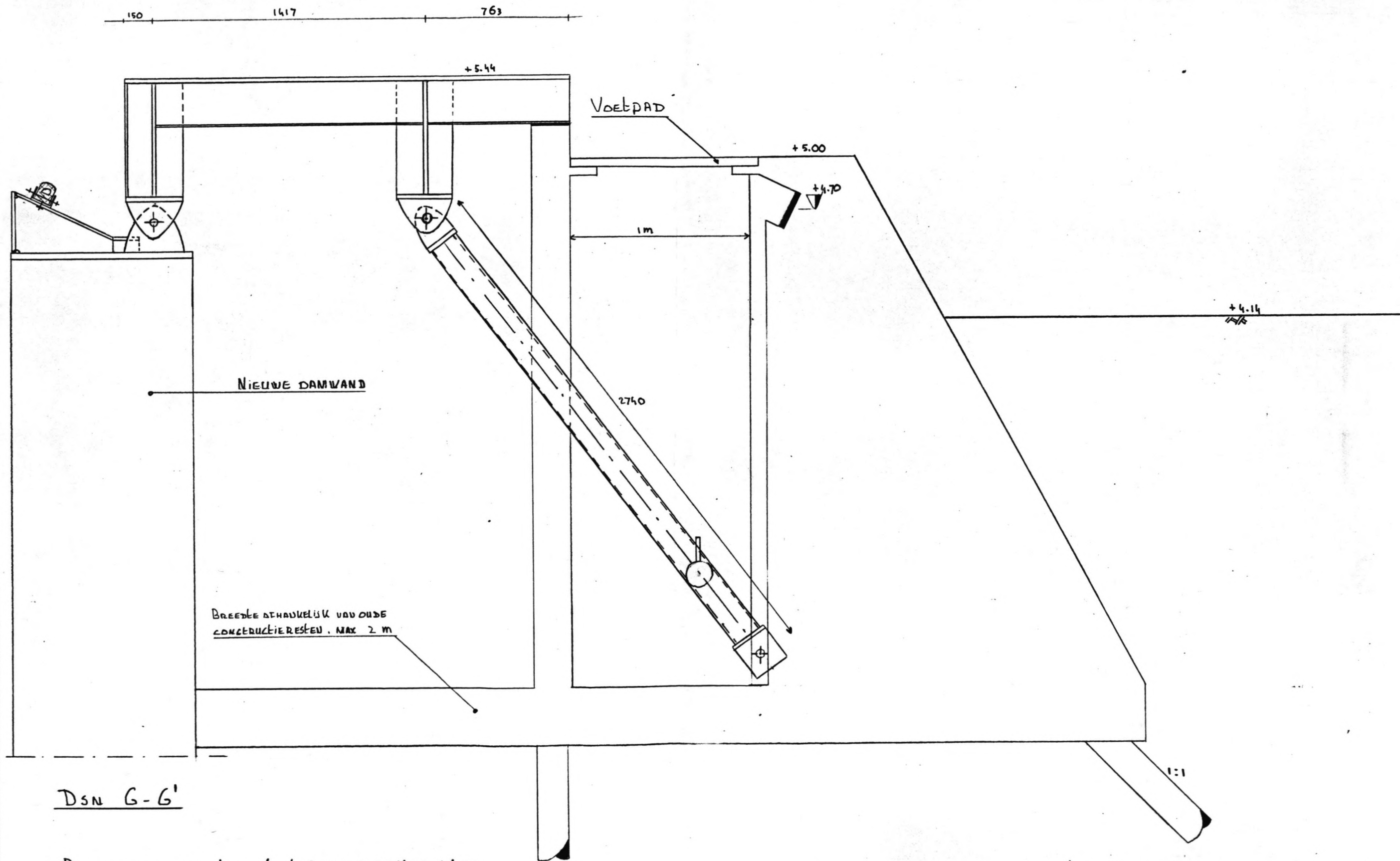


Assemblage v.e. deel v.d. kering



BOVENAANZICHT WATERKERING

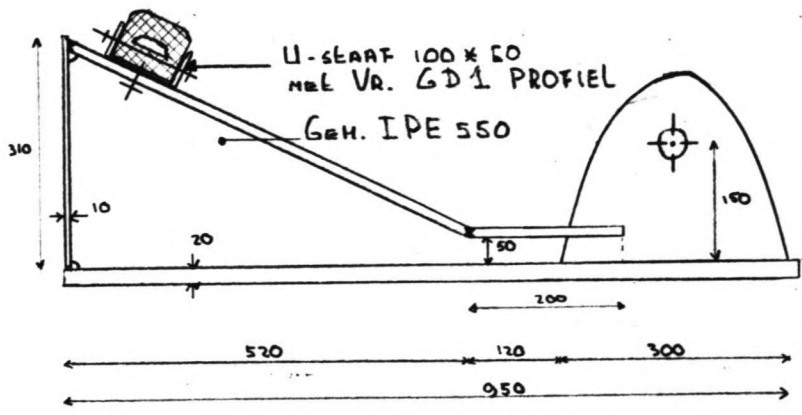
SCHAAL 1:20



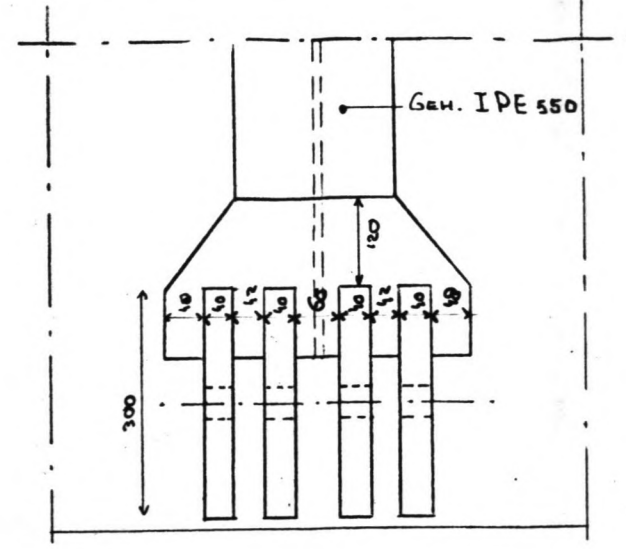
Dsn G-G'

DOORSNEDE OVER DE BREEDTE BIJ WESGEHAALDE KLED

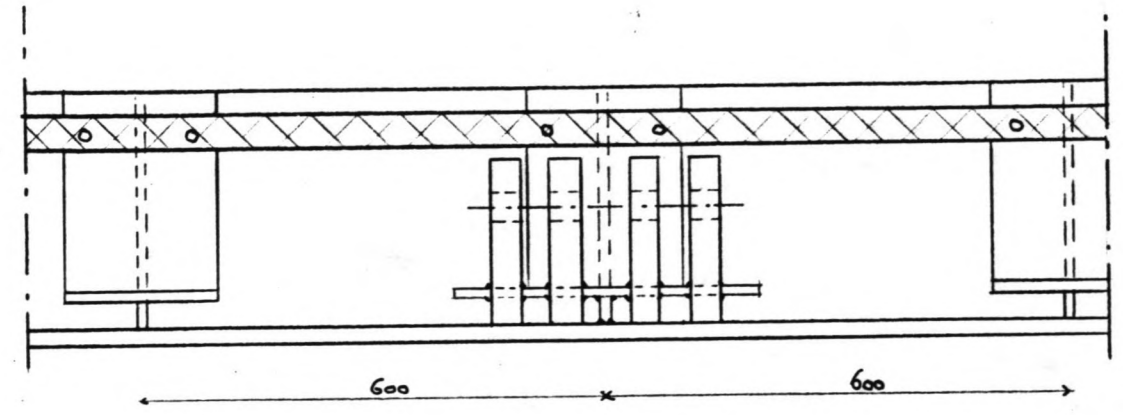
SCHAAL 1:20



DSN A-A'

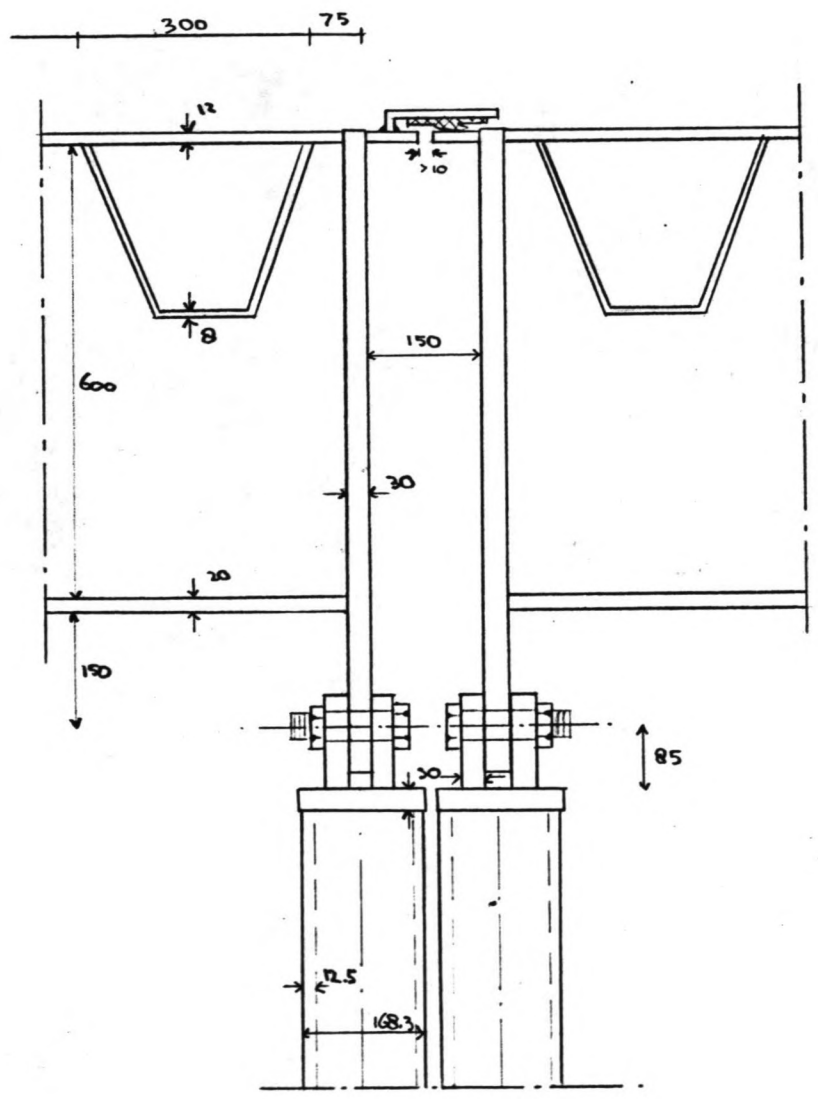


BOVENAANZICHT ONDERSCHARNIER



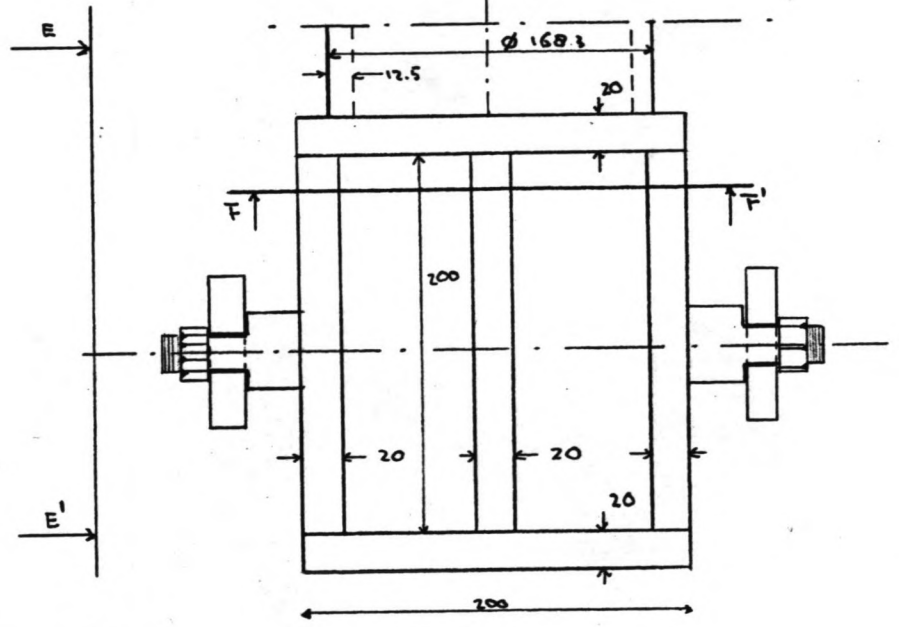
DSN B-B'

SCHAAL 1:10



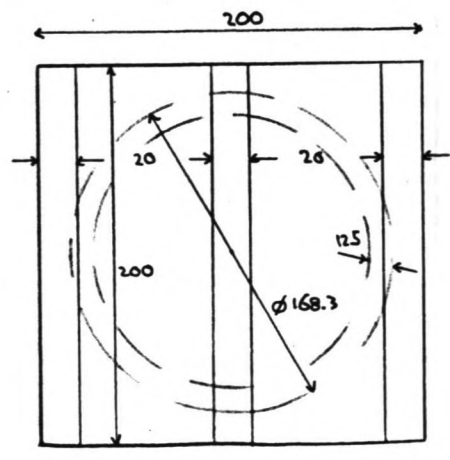
DSN C-C'

SCHAAL 1:10

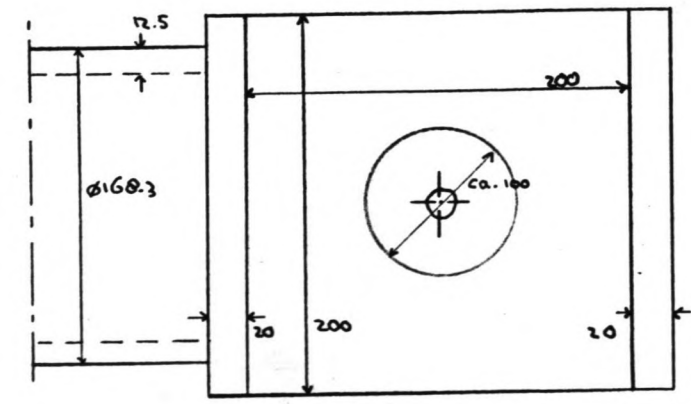


DSN D-D'

SCHAAL 1:4



DSN F-F'



DSN E-E'

Lassnelheid : 2 m' / hr
 Arbeidsloon : f 40,-/hr
 Totale laskosten : 176.4 * 40 / 2 = f 3530,-
 Totaal extra kosten : f 4300,-
 Dit bedrag is exclusief lasmateriaal en voorberekingskosten .

Oplossing (2)

Extra staal / el. : $2.18 \times 3.6 \times 0.002 = 1.5696 \cdot 10^{-2} \text{ m}^3$
 Totaal (42 el.) : $42 \times 1.5696 \cdot 10^{-2} = 0.659 \text{ m}^3$
 Staalprijs : f 2,- / kg
 Totaal extra kosten : f 10.200,-

De situatie echter is niet zo ongecompliceerd dat de keuze eenvoudig d.m.v. een globale economische overweging gemaakt zou kunnen worden .

Als alle kosten bij (1) betrokken worden zal toch een prijs - voordeel van ongeveer f 4000,- blijven bestaan .

Daar tegenover staan een aantal nadelen .

Door de 2 - assige spanningstoestand treedt druk in de ene en trek in de andere richting op . De verstijving loopt over de gehele breedte , juist daar veroorzaakt de belasting die door de trogprofielen wordt opgenomen trekspanningen .

Een dynamisch belaste constructie met lassen in het gebied waar hoge trekspanningen optreden is niet optimaal te noemen .

Verder kan gesteld worden dat de strip een obstakel op de plaat vormt , maar het belangrijkste van allemaal is dat het element op deze manier gevoelig is voor vandalisme , een vastgelaste plaat , 5mm dik en 110 mm hoog kan vrij simpel beschadigd worden .

Hoewel economisch onvoordelig wordt de voorkeur gegeven aan een iets dikkere plaat (t = 12 mm) .

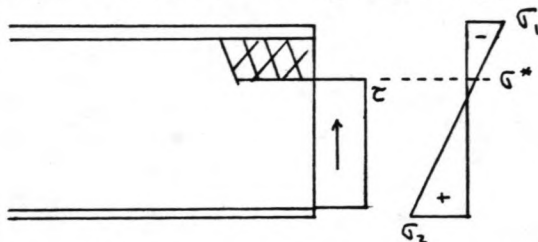
Alle berekeningen verder worden met de oude I gedaan , er wordt gesteld dat de nieuwe situatie eveneens voldoet .

* Het lijf van de dwarsdrager

Deze controle berekening moet op een zevental punten uitgevoerd worden daar I en A niet constant zijn over de lengte . Zo moet het gebied waar groot is , alsook onderzocht worden , evenals de tussen liggende gebieden (zie sterkte , de intervallen 12/13 , 9/12 , 8/9 , 5/8 , 4/5 , 1/4 , 0/1) .

Zie verder de tabel op de volgende bladzijde .

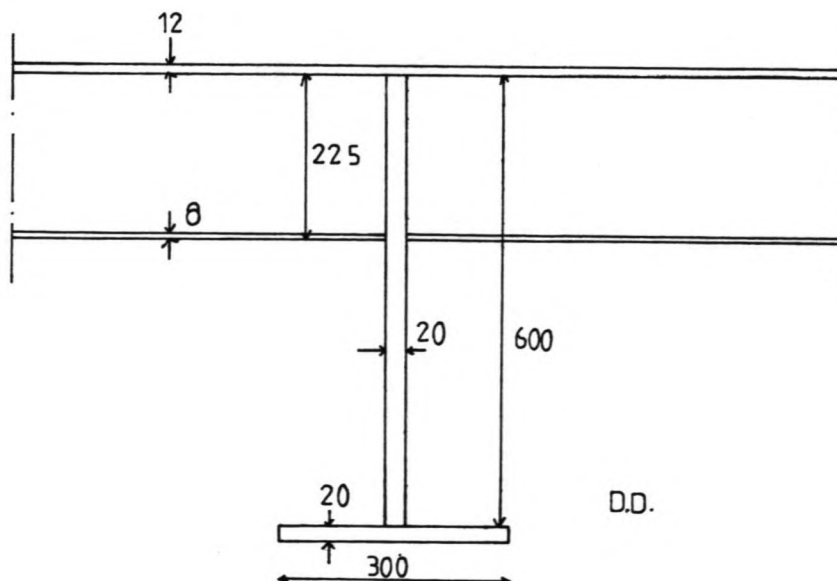
Deze controle berekening stelt de situatie wel erg negatief voor , vooral bij de verzwakte plaatsen (die er in werkelijkheid niet zijn) . Bij de berekening worden τ en σ gecombineerd , terwijl in werkelijkheid τ en σ^* optreden . Desalniettemin voldoet het gekozen profiel .



Dit profiel doet enigszins overgedimensioneerd aan , dit heeft een tweetal oorzaken .

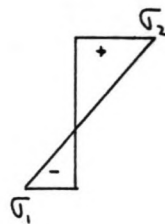
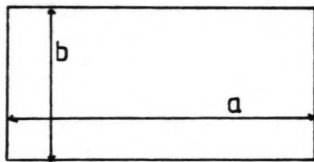
De plaat fungeert als bovenflens voor D.D. en trogprofielen dus de drukspanningen mogen niet te hoog oplopen .

Een ander aspect is geweest om de oplegkracht zonder verstijvingen op te laten nemen . Het benodigde materiaal (extra) is er in de hoogte bijgekomen , wat de spanningen nog meer verlaagde .



Intervallen

	0 - 1	1 - 4	4 - 5	5 - 8	8 - 9	9 - 12	12 - 13	
a	150	300	300	300	300	300	300	(mm)
b	600	375	600	375	600	375	600	"
σ_1	-30.4	-83.2	-125.4	-176.0	-178.2	-220.4	-190.0	N/mm ²
σ_2	43.3	118.6	178.9	224.1	254.1	269.2	271.1	"
τ	130.3	166.3	97.8	111.7	54.3	42.2	10.9	"
ψ	-1.42	-1.43	-1.43	-1.27	-1.43	-1.22	-1.43	-
α	0.25	0.80	0.50	0.80	0.50	0.80	0.50	-
K_d	45	34	35	32	35	30	35	-
K_s	89.6	12.4	25.5	12.4	25.4	12.4	25.4	-
σ_e	211.1	540.4	211.1	540.4	211.1	540.4	211.1	N/mm ²
σ_{KR}	360	360	360	360	360	360	360	"
τ_{KR}	208.8	208.8	208.8	208.8	208.8	208.8	208.8	"
c	0.54	0.71	0.50	0.62	0.48	0.55	0.45	-



$$\psi = \sigma_1 / \sigma_2$$

$$\alpha = a / b$$

$$K_s = 4 + 5.35 / \alpha^2$$

$$\sigma_e = 19(100t/b)^2$$

$$\sigma_{KR} = \min[K_d \cdot \sigma_e, \sigma_c]$$

$$\tau_{KR} = \min[K_s \cdot \tau_e, \tau_c]$$

$$c = \sqrt{(0.85 \sigma_1 / \sigma_{KR})^2 + (0.85 \tau / \tau_{KR})^2}$$

Belastingsfasen

In het ontwerp tot nog toe is slechts naar een belastingsfase gekeken , te weten de operationele fase . Er zijn bij deze constructie nog twee fasen meer te onderscheiden , te weten : de Passieve fase en de in werking te stellen fase . Elke fase heeft zijn specifieke belasting en spanningen in de constructie . Samenvattend :

- 1 : OPERATIONELE FASE
- 2 : PASSIEVE FASE
- 3 : IN WERKING STELLEN FASE

Ad 1 :

M.b.t. deze fase kan niets nieuws gezegd worden , daarom wordt naar het voorafgaande verwezen voor meer informatie

Ad 2 :

Om iets over de belastingen in de Passieve toestand , dus als de klep weggeklaapt wordt , te kunnen zeggen moet de functieervulling in deze toestand bekend zijn .

Als de klep niet overeind staat wordt deze opgeborgen in een inkassing en vervult verder geen enkele functie . Dit houdt in dat de enige mogelijke belasting afkomstig is van het eigen gewicht . Dit zal per onderdeel weergegeven worden .

E.G. - constructie per element

Troeg : KRUPP 1 / 225 / 8

G = 36.6 kg/m²

L = 2.18 m

Aantal : 6

Totaal Gewicht = 6 * 2.18 * 36.6 = 478.7 kg

Plaat : Dik 0.012 m

Breed 3.60 m

Lang 2.18 m

S.G. 7800 kg/m³

Totaal Gewicht Plaat : 734.6 kg

Dwarsdrager : Lijf

Hoog 0.60 m

Dik 0.02 m

Lang 3.60 m

S.G. 7800 kg/m³

Onderflens

Dikte 0.02 m

Breed 0.30 m

Lang 3.60 m

S.G. 7800 kg/m³

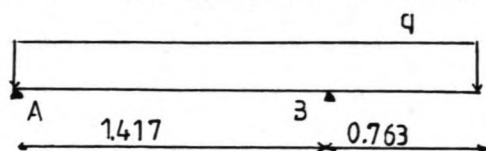
Totaal gewicht dwarsdrager : 505.4 kg

Hoofdliggers : deze zijn nog niet ontworpen , echter gezien de lichte belasting (EG + opheffen) mag verwacht worden dat ze niet al te zwaar zullen zijn , veronderstel 1.2 * Gewicht dwarsdraager , voor de beide hoofdliggers .

Gewicht hoofdliggers $1.2 * 505.4 = 606.5 \text{ kg}$

Een ander aspect is de wijze waarop de klep in de inkassing wordt opgelegd , dit kunnen 2 of 3 steunpunten zijn . Dit zal nader onderzocht worden .

(i) : Twee steunpunten A & B

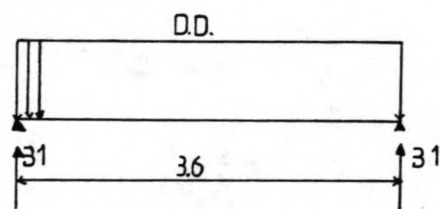


$$q = G_{\text{trog}} + G_{\text{plaat}} + G_{\text{hoofd}} \\ = 8.3 \text{ KN/m}$$

Oplegreacties :

$$B = q * 2.18^2 * 0.5 / 1.417 = 13.9 \text{ KN}$$

$$A = 4.2 \text{ KN}$$



$$B_1 = 1/2 G_{\text{dd}} + 13.1 / 2 \\ = 9.5 \text{ KN}$$

Moment in trogprofiel t.g.v. EG :

$$M_{\text{max}} = M_b = 1/2 * q * L^2 \\ = 1/2 * 8.3 * 0.763^2 \\ = 2.4 \text{ KNm}$$

Spanningen t.g.v. EG :

$$\sigma = \sigma * M_{\text{max}} / W \\ = 1.5 * 2.4 * 10^{16} / 4.2494 * 10^{15} \\ = 8.5 \text{ N/mm}^2$$

Moment in dwarsdraager t.g.v. EG :

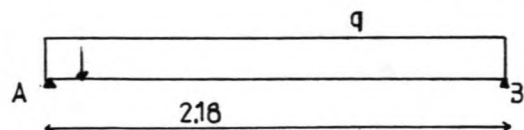
$$q = 13.9 / 3.6 + 505.4 * 10 / 1000 * 1/3.6 \\ = 5.27 \text{ KN/m}$$

$$M_m = 1/8 q L^2 \\ = 1/8 * 5.27 * 3.6^2 \\ = 8.5 \text{ KNm}$$

Spanningen t.g.v. EG :

$$\sigma = \sigma * M_m * h_o / I_{\text{min}} \\ = 1.5 * 8.5 * 10^{15} * 342.8 / 1.7397 * 10^{19} \\ = 2.5 \text{ N/mm}^2$$

(ii) : Twee steunpunten A & B



$$q = (G_t + G_p + G_h + G_{\text{dd}}) / 2.18 \\ = 10.7 \text{ KN/m}$$

$$\begin{aligned}
 M_{\max} &= 1/8 \cdot q \cdot L^2 \\
 &= 1/8 \cdot 10.7 \cdot 2.18^2 \\
 &= 6.4 \text{ KNm}
 \end{aligned}$$

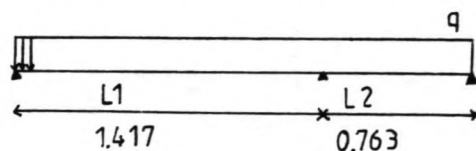
$$\begin{aligned}
 \sigma &= \sigma \cdot M_{\max} / W_{\min} \\
 &= 1.5 \cdot 6.4 \cdot 10^{16} / 4.2494 \cdot 10^{15} \\
 &= 22.6 \text{ N/mm}^2
 \end{aligned}$$

Oplegreacties t.g.v. EG :

$$\begin{aligned}
 A = B &= 1/2 \cdot q \cdot L \\
 &= 1/2 \cdot 10.7 \cdot 2.18 \\
 &= 11.7 \text{ KN}
 \end{aligned}$$

$$B_1 = 1/2 B = 5.9 \text{ KN}$$

(iii) : Drie steunpunten A , B & C



$$\begin{aligned}
 q &= (G_t + G_p + G_h) / 2.18 \\
 &= 8.3 \text{ KN/m}
 \end{aligned}$$

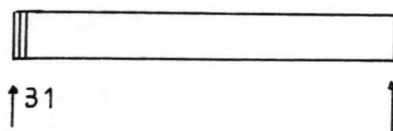
Momenten t.g.v. EG :

$$\begin{aligned}
 M_b &= 1/8 \cdot q \cdot ((L_1 + L_2) / (1+12)) \\
 &= 1.6 \text{ KNm} \\
 M_c &= 1/8 \cdot q \cdot L_1 - 1/2 \cdot M_b \\
 &= 1.3 \text{ KNm}
 \end{aligned}$$

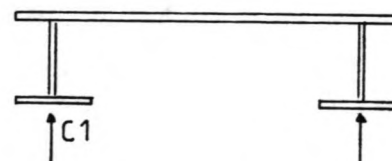
De spanningen zijn zelfs lager dan bij de voorgaande gevallen .

Oplegreacties :

$$\begin{aligned}
 A &= 1/2 \cdot q \cdot L_1 - M_b / L_1 \\
 &= 4.8 \text{ KN} \\
 B &= 1/2 \cdot q \cdot L_1 + m_b / L_1 + 1/2 \cdot q \cdot L_2 + M_b / L_2 \\
 &= 11.9 \text{ KN} \\
 C &= 1/2 \cdot q \cdot L_2 - M_b / L_2 \\
 &= 1.5 \text{ KN}
 \end{aligned}$$



$$\begin{aligned}
 B_1 &= 1/2 \cdot G_{dd} + 11.9/2 \\
 &= 8.5 \text{ KN}
 \end{aligned}$$



$$\begin{aligned}
 C_1 &= 1/2 \cdot C \\
 &= 0.8 \text{ KN}
 \end{aligned}$$

Conclusies :

De spanningen t.g.v. het eigen gewicht zijn dermate klein dat geen van de drie voorgestelde oplossingen problemen kan geven .

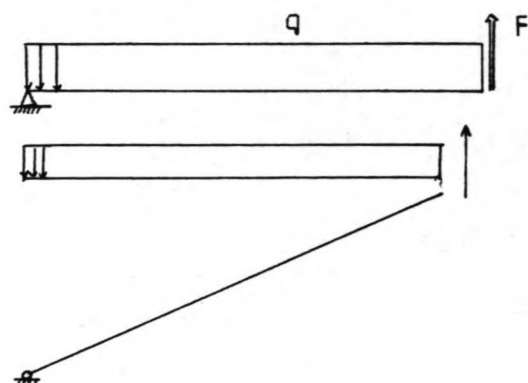
Bij de driepunts-oplegging wordt het middensteunpunt het zwaarst van allen belast .

Gekozen wordt voor een '2-Punts' oplegging , geval (ii) omdat op deze manier B het kleinst is en de beide randen zijn dan opgeleid .

Ad 3 :

De krachten die ontstaan tijdens het aanbrengen van de Kering zijn moeilijk aan te geven , hiervoor moet de gehele klep ontworpen zijn , wat niet het geval is (hoofdlijger en de oplegconstructies nog)
Wat hier wel gezegd kan worden is iets over het benodigde vermogen van het hefwerktuig dat nodig is om de klep op zijn plaats te zetten .

Uit 2 is gebleken dat de kleinste oplegkrachten optreden bij een oplegging aan de randen , dit geldt dan eveneens voor het ophissen .

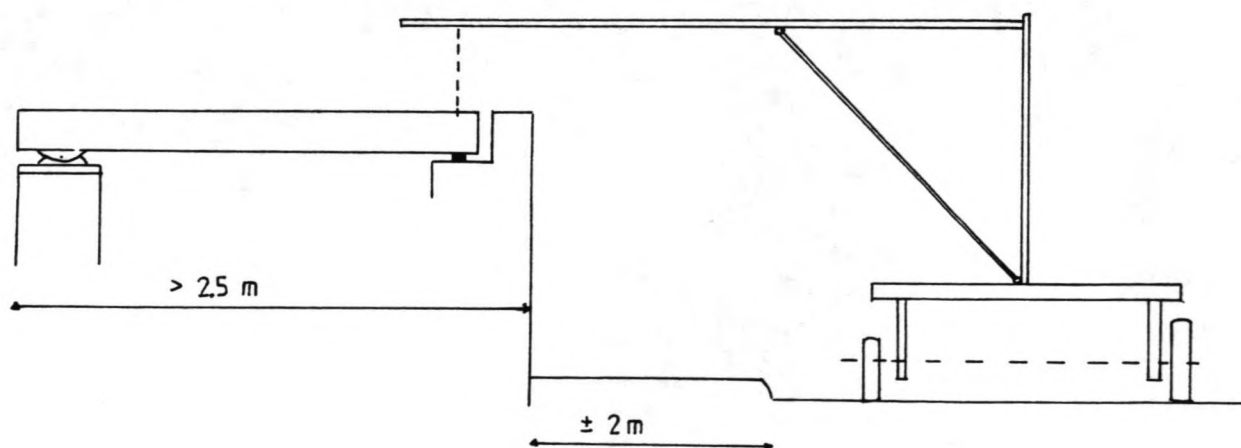


$$q = 10.7 \text{ KN/m}$$
$$F = 12 \text{ KN}$$

Met een kleine toeslag voor het gewicht , stel 1.2 is de benodigde hefkracht
 $1.2 * 12 = 15 \text{ KN}$
Als laatste moet de afstand nog bepaald worden , uitgaande van een of een

vrachtwagen gemonteerde kraan .

De benodigde kracht (15 KN) moet over een afstand van ongeveer 6 m geleverd kunnen worden (zie onderstaande schets) .

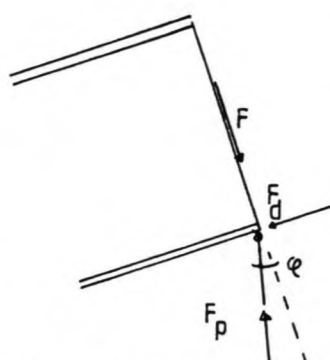


De ondersteuningsconstructie

Tot nog toe is het ondersteuningspunt bij de dwarsdraager voor de eenvoud geschematiseerd tot een scharnieroplegging die de benodigde oplegkracht kon leveren. In werkelijkheid ziet het er heel anders uit. D.m.v. een Pendelstaaf moet de kracht naar de fundering afgevoerd worden. Een ander aspect is de plaats waar deze pendelstaaf aan de klepconstructie wordt vastgemaakt, stel dat dit aan de dwarsdraager of aan de hoofdlijger kan gebeuren.



Dwarsdraager : Indien de Pendelstaaf niet loodrecht op de onderflens staat moet rekening worden gehouden met een bijkomend wringend moment in de dwarsdraager. Door zijn vorm (een soort I) heeft de dwarsdraager een klein vermogen om wringing op te nemen. Dus bij plaatsing op de dwarsdraager is een loodrechte Pendelstaaf min of meer nodig.

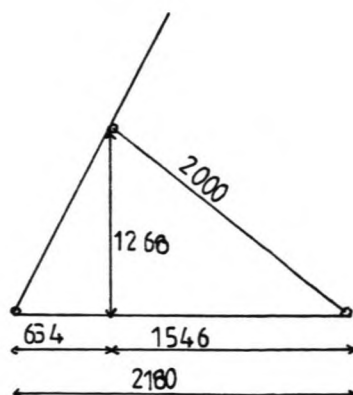
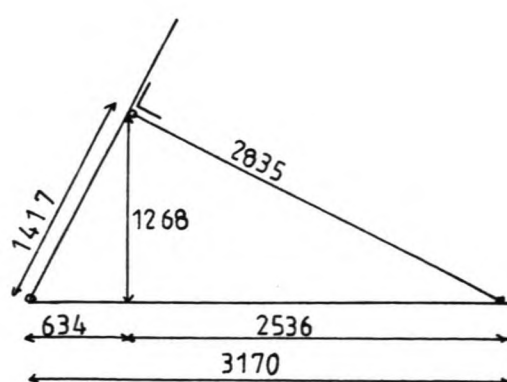


Hoofdlijger : Indien nu de Pendelstaaf niet loodrecht op de onderflens staat levert de kracht minder problemen op omdat in dit geval buiging ontstaat. Verwacht mag worden dat dit moment niet klein zal zijn, aangezien de zwaartelijns bij de hoofdlijger door de grote plaatbreedte vrij hoog zal liggen, de arm is groot terwijl de oplegkracht ongeveer 1500 kN bedraagt. De kracht die dit bijkomend buigend moment veroorzaakt is uiteraard afhankelijk van de schuinstand van de Pendelstaaf.

Het zal duidelijk zijn dat indien er gekozen wordt voor een niet loodrechte Pendelstaaf, het aanheppingspunt zich op de hoofdlijger moet bevinden, tenzij er voorzieningen op de dwarsdraager worden aangebracht. Hoe groot dan ook een I Profiel kan veel beter buiging dan wringing opnemen.

Om de voor- en nadelen van een niet loodrechte Pendelstaaf te kunnen afwegen moet de constructie in zijn geheel bekeken worden.

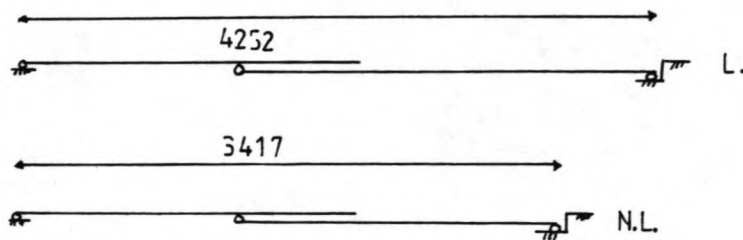
Aangezien de maatgevende krachten optreden tijdens de operationele fase zal de constructie, om te beginnen, in opgezette toestand bekeken worden (alleen de hartlijnen worden getekend).



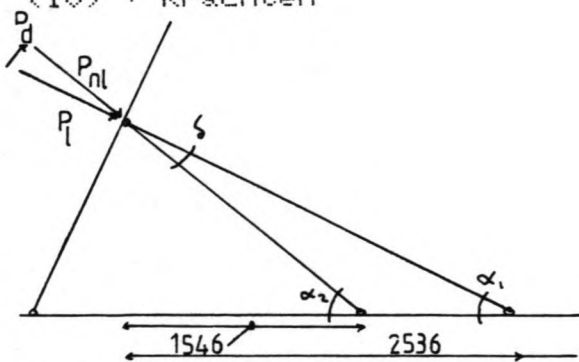
De opzet van de loodrechte Pendelstaaf spreekt voor zich .
 Uitgangspunt bij de niet loodrechte Pendelstaaf is geweest om het
 steunpunt niet dichterbij dan 2180 mm vanaf het linker scharnier te
 plaatsen . Dit is gedaan om indien er reparaties nodig mochten zijn ,
 geen hinder te ondervinden van de neergehaalde klep .

Afweging :

- (i) : Ruimtebeslag
 Loodrecht L : 3170 mm Niet loodrecht L : 2180 mm
- (ii) : Lengte Pendelstaaf
 LP : 2835 mm LP : 2000 mm
- (iii) : Indirect ruimtebeslag
 Stel dat als de klep neergehaald is het rechter steunpunt
 zich horizontaal verplaatst .
 Loodrecht : 1417 + 2825 = 4252 mm
 Niet Loodrecht : 1417 + 2000 = 3417 mm



(iv) : Krachten



$$\alpha_1 = \arctan(1268/2536) = \arctan 0.5$$

$$\alpha_2 = \arctan(1268/1546) = \arctan 0.82$$

$$\delta = \alpha_1 - \alpha_2$$

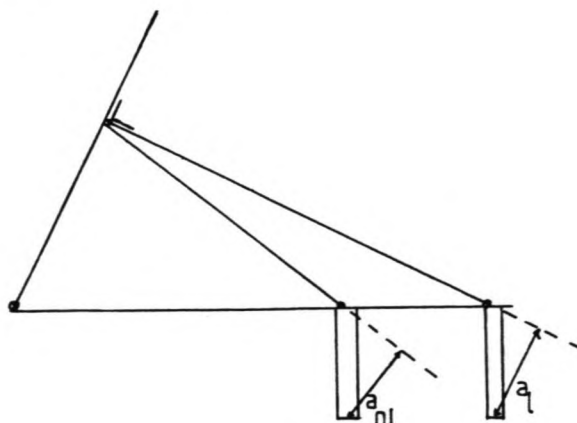
$$\delta = 12.79$$

$$P_1 = D_{max} = 1564 \text{ kN (incl. } \gamma \text{)}$$

$$P_{nl} = P_1 / \cos \delta = 1604 \text{ kN}$$

$$P_d = P_1 * \tan \delta = 355 \text{ kN}$$

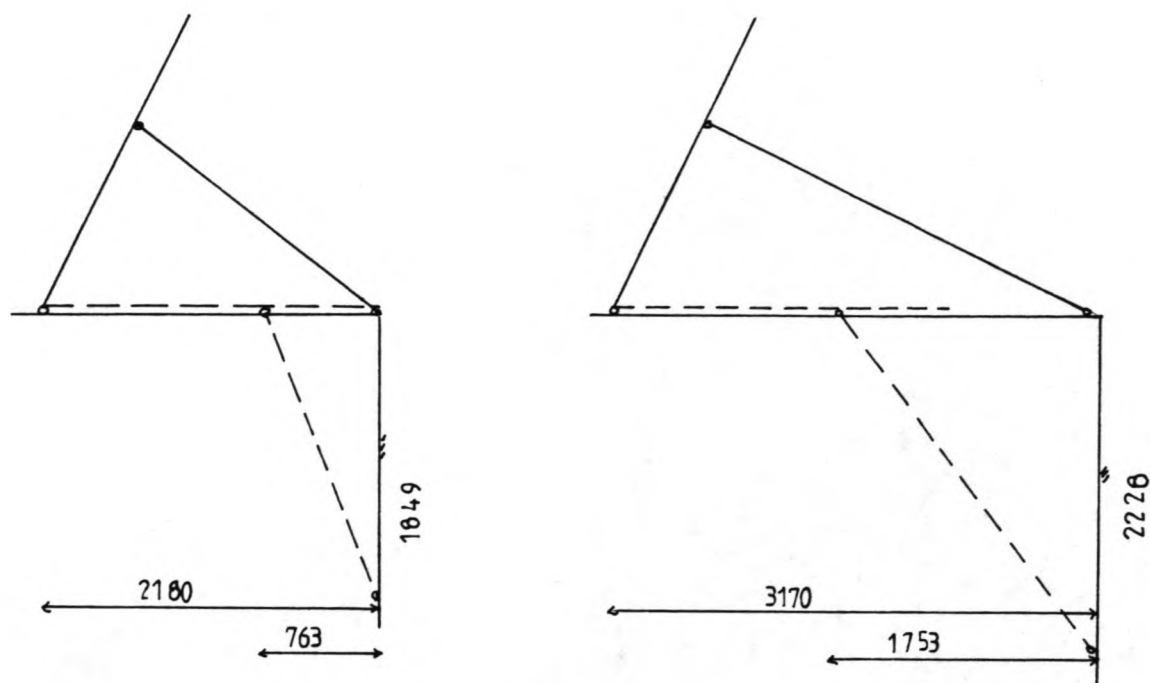
(v) : Oplegging



T.o.v. het funderingsniveau is de loodrechte afstand tussen werklijn van de kracht en dit niveau kleiner bij de niet loodrechte pendelstaaf .

Het is moeilijk om zo te zeggen welke van de twee oplossingen een kleiner moment zal geven omdat de kracht in de niet loodrechte staaf groter is en verder hangt het van de funderingsdiepte af .

(vi) : Flexibiliteit



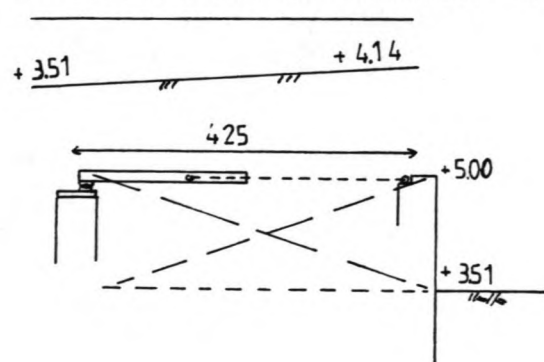
Dit is min of meer een ruimte beslag criterium . Gesteld wordt dat de Pendelstaaf uit de Kelder wordt opgehesen . Bij een niet loodrechte oplossing is het ruimtebeslag en de aanlegdiepte kleiner .

Loodr.	Ruimtebeslag	: 3170 mm	Diepte	: 2228 mm
N Loodr.	" "	: 2180 mm	" "	: 1849 mm

Op haast alle punten is de niet loodrechte oplossing beter , terwijl de kracht slechts met 2.6% is toegenomen t.o.v. de loodrechte stand .

Een ander aspect is de wijze van oplegging , wordt het steunpunt horizontaal of vertikaal weggeklapt .

Om een antwoord hierop te vinden moet naar de onmiddellijke omgeving gekeken worden . Het maaiveld verloopt van NAP + 3.51 naar + 4.14 . Het is de bedoeling om niets aan de omgeving te veranderen , terwijl er een Kering op ongeveer NAP + 5.00 moet komen .

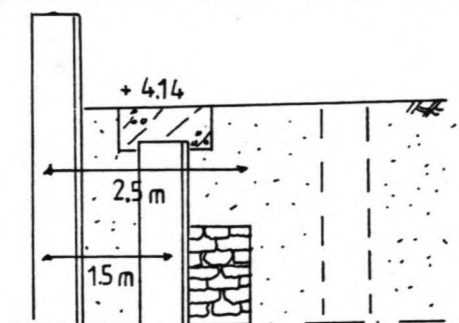


Dit houdt in dat er over een grote lengte toch iets toegepast zal moeten worden om het nivo verschil te overbruggen .

Een oplossing met een horizontaal verplaatsbare Pendelstaaf leidt tot een vrij groot volume grond dat nodig is om het gat op te vullen .

Aangezien de afscheiding toch moet worden aangebracht is het toepassen van een wegzakkende Pendelstaaf een goede oplossing .

Nu de keuze op een wegzakkend steunpunt is gevallen moet gekeken worden of dit ook gemaakt kan worden . Het blijkt namelijk dat over grote stukken van de kering oude constructie resten in de ondergrond zitten . Deze resten zijn gelijk achter de oude damwand gelegen . Het is de bedoeling om de nieuwe damwand op ongeveer 1 a 1.5 m voor de oude te zetten .



Het wegzakkend steunpunt moet op minsten 2.5 m vanaf de rand geplaatst worden .

Dit houdt in dat de niet loodrechte stand gunstiger uitvalt dan de 1604 kN .

Een ander aspect is de functie van de hoofdlijger , deze vervult bij de voorgestelde opbouw geen enkele functie meer . De belasting gaat via de plaat en de verstiijvingen naar de dwarsdraager

en vandaar naar de fundering .

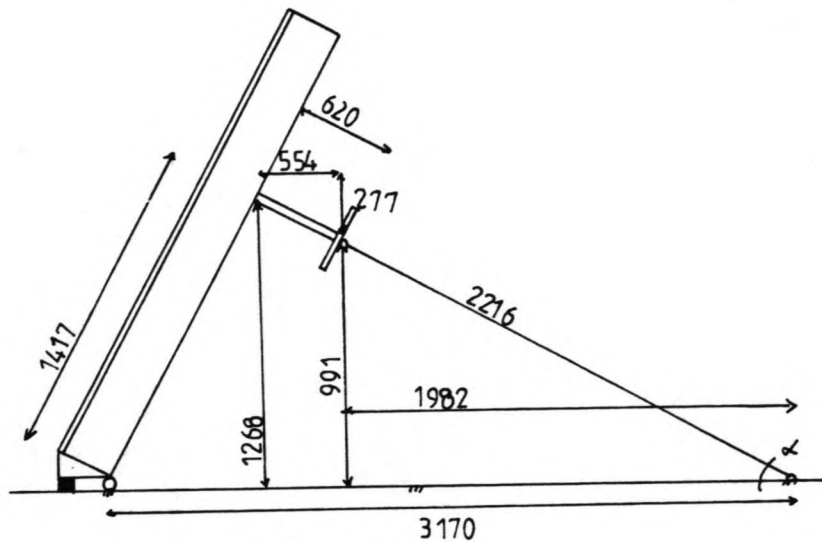
Als gekozen wordt voor een loodrechte stand van de pendelstaaf dan hoeft de dwarsdraager geen wringend moment meer op te nemen . Als verder de dwarsdraager nog direct aangedreven wordt (bij de plaatsing) dan verliest de hoofdlijger zelfs zijn laatste functie .

KEUZE

Er zal gekozen worden voor een loodrechte pendelstaaf waarbij het rechter steunpunt in een kelder wegzakt , er zal geen hoofdlijger toegepast worden .

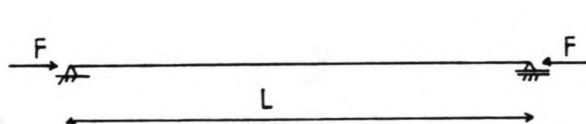
Dimensionering Pendelstaaf

In het voorgaande is door het uitgaan van hartlijnen i.p.v. de werkelijke constructie een min of meer vertekend beeld ontstaan. Er wordt gesteld dat de Pendelstaaf aan de dwarsdrager verbonden is. De hoogte van de dwarsdrager bedraagt 620 mm en dit is bijna 1/4 van de voorgestelde lengte van de Pendelstaaf. Onderstaande schets geeft het een en ander beter weer, de Pendelstaaf wordt voor het gemak direct aan de dwarsdrager getekend, dit zal in werkelijkheid niet zo zijn.



$$\alpha = \arctan(991/1982) = 26.6'$$

Schematisatie Pendelstaaf :



$$F = 1564 \text{ kN}$$

$$Lk = L = 2216 \text{ mm}$$

Volgens TGB 2.5.1 moet aangetoond worden dat :

$$\omega * F / A = \sqrt{\sigma_e}$$

Knikcoëfficiënt ω wordt volgens Tabel 4 bepaald, hier voor Fe 510

$$\omega = \omega(\lambda) \quad \lambda = Lk / i$$

Traagheidsstraal i wordt door het gekozen Profiel bepaald.

Uit de grote hoeveelheid onderzochte buizen zijn de volgende drie profielen als besten overgebleven :

Rfm. (mm)	t(mm)	A(mm ²)	i				L.M.
d = 168.3	12.5	6118	55.3	40.1	1.20	306.8	48.0
d = 193.7	10	5771	65.0	34.1	1.13	306.2	45.3
□ 160*160	10	5850	60.6	36.6	1.16	310.1	45.9

In het voorgaande is nog geen rekening gehouden met het eigen gewicht van de constructie . Om geen ingewikkelde berekeningen te hoeven maken (welk gewicht van de onder een hoek geplaatste constructie komt de Pendelstaaf ten goede) wordt de meest ongunstige situatie gekozen , dus als de constructie horizontaal staat (weggeklaapt) . De kracht die dan op een Pendelstaaf zou werken bedraagt 5.9 KN (dit komt door de keuze van de oplegging).

De optredende spanningen zijn :

$$\sigma_1 = 1.08 * 5900 / 4973 = 1.3 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_2 = 1.04 * 5900 / 4667 = 1.3 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_3 = 1.03 * 5900 / 4595 = 1.3 \text{ N/mm}^2$$

Deze extra spanningen zijn zo klein dat alle profielen dit zondermeer kunnen hebben .

Een keuze kan mede op de volgende overwegingen gebaseerd zijn .

Totale laslengte : de staven moeten aan een plaat gelast worden waarna het scharnier gemaakt wordt , dit gebeurt zowel bij de klep als bij het steunpunt , hiertoe is de omtrek van belang (de omtrek van de vierkante buis is iets kleiner dan $4 * 160 \text{ mm}$) .

Verder kan opgemerkt worden dat er 42 kleppen toegepast moeten worden , dit houdt in dat er 84 pendelstaven nodig zijn .

In het verdere verloop zullen de verschillende buizen als volgt genoteerd worden :

- 1 - ronde buis , $d = 168.3 \text{ mm}$
- 2 - ronde buis , $d = 193.7 \text{ mm}$
- 3 - vierkante buis , $160 * 160 \text{ mm}$

Laslengte :

Type	Laslengte/buis(m')	Totale laslengte(m')	Perc. (%)
1	1.057	88.8	100
2	1.217	102.2	115
3	1.280	107.5	121

Verfoppervlak : een regelmatig terugkerend onderhoud aan de constructie , vooral voor constructies aan zee .

Type	Verfopp./buis(m ²)	Totaal verfopp.(m ²)	Perc.(%)
1	1.172	98	100
2	1.348	113	115
3	1.418	119	121

*OPM. bij type 3 moet extra aandacht aan de hoeken besteed worden

Door onbekendheid met de prijzen van de verschillende profielen is een verdere economische afweging niet zinvol en zal dus verhoudingsgewijs gewerkt moeten worden .

Gewicht : het gewicht van de pendelstaaf bedraagt

Type	Gewicht/buis(kg)	Totaal gewicht(kg)	Perc.(%)
1	106.4	8938	100
2	100.4	8434	94
3	101.7	8534	96

De verhouding materiaalkosten / arbeid is ongeveer 0.05 , zodat een kleine besparing bij het profiel teniet gedaan wordt bij de andere twee posten (lassen & verf) .

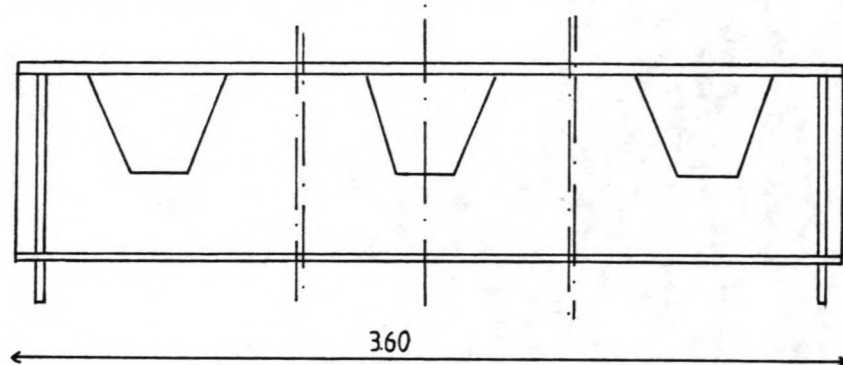
KEUZE

Warmgevormd rond buisprofiel volgens normblad ISO 657/XIV-1977(E)

$d = 168.3 \text{ mm}$ $t = 12.5 \text{ mm}$ $A = 6118 \text{ mm}^2$ $i = 55.3 \text{ mm}$

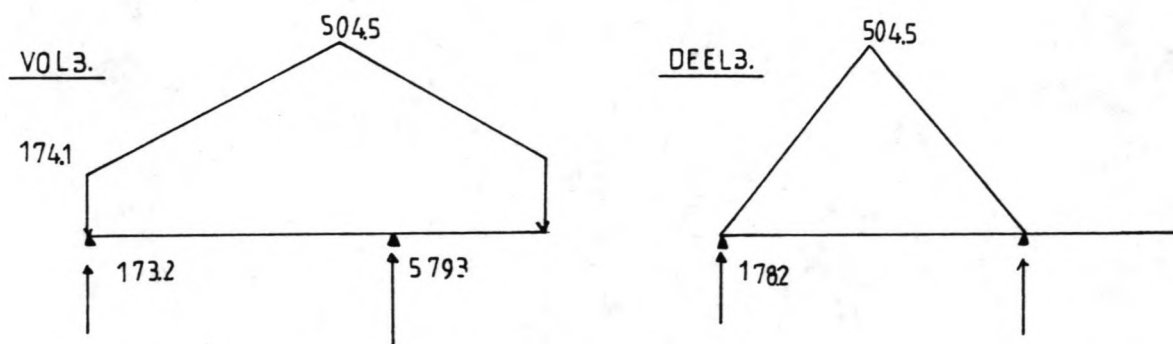
Deze keuze is gebaseerd op een min of meer evenwicht prijsbeleid voor de profielen , leverbaarheid en bewerkings mogelijkheden .

De opbouw van de onderdwarsdraager is vrijwel identiek aan de andere dwarsdraager, met als enig verschil dat hier de Plaat met de verstijvingsprofielen wordt beëindigd.

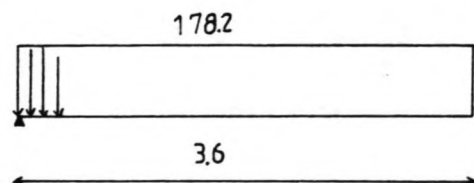


Bovenstaande keuzes zullen nader toegelicht worden.

1 : Belastingen



Dit is de belasting die door de Plaat wordt afgedragen. Er wordt ook hier voor een '2-Punts' oplegging gekozen.



$$M_{max} = 1/8 * (1.5 * 178.72) * (3.6)^2$$

$$= 434 \text{ KNm}$$

$$D_{max} = 1/2 * (1.5 * 178.72) * 3.6$$

$$= 483 \text{ KN}$$

Moment en dwarskracht zijn ongeveer 1/4 van die van de bovendwarsdraager

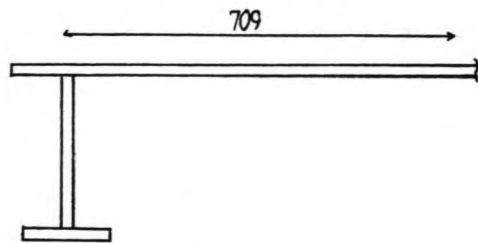
toch zal hier hetzelfde profiel toegepast worden uit een continuïteits oogpunt bij de fabricage.

Er worden 42 kleppen toegepast, met in totaal 84 dwarsdraagers, dit zijn dan zowel onder- als boven dwarsdraagers.

Daarvan zijn er dus de helft onderdwarsdragers . Eerder vermelde 1/4 geeft een vertekend beeld omdat nu slechts eenzijdig een Plaat aanwezig is , dit is van belang bij de bepaling van de meewerkende breedte . I.o.m. de afsluiting en scharnieren is het van belang dat de dwarsdrager stijf is . Ook bij het vervaardigen van de kleppen is het aan te raden om zoveel mogelijk gelijke onderdelen toe te passen .

Daar tegenover staan hogere materiaalkosten , echter er zijn ook tijd gebonden kosten zodat het niet goed mogelijk is om aan te geven hoe (on)voordelig de gekozen oplossing is .

2 : Meewerkende breedte



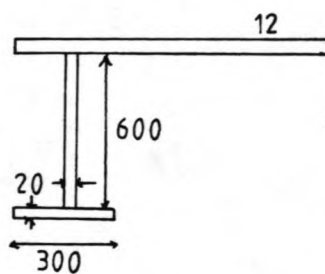
$$B_m = \lambda * B$$

$$\lambda = 0.9 \log (L/B) + 0.1$$

$$L_f = B \text{ met } L_f = 0.25 * L$$

Met $L = 3600$ mm moet $B = 900$ mm zijn
 Dus $B = 709$ mm is acceptabel
 $B = 709$ mm $L/B = 5.08$ $= 0.74$
 $B_m = \lambda * B = 0.74 * 709 = 525$ mm

3 : Traagheidsmoment



$$N_L = (20 * 600 * 306 + 20 * 300 * 616) / (12000 + 6000 + 12 * 525)$$

$$= 303.2 \text{ mm}$$

$$I = 1/12 * 525 * 12^3 + 525 * 12 * 303.2^2 +$$

$$1/12 * 20 * 600^3 + 20 * 600 * 2.8^2 +$$

$$1/12 * 300 * 20^3 + 20 * 300 * 312.8^2$$

$$= 1.5266 * 10^{19} \text{ mm}^4$$

$$W_b = 4.9372 * 10^{16} \text{ mm}^3$$

$$W_o = 4.8804 * 10^{16} \text{ mm}^3$$

4 : Spanningen

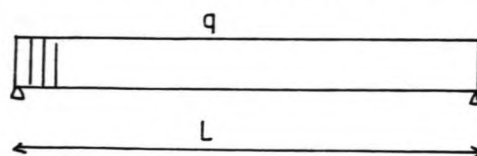
Drukspanning : $\sigma = 434 * 10^6 / 4.9372 * 10^{16} = 87.9 \text{ N/mm}^2$

Trekspanning : $\sigma = 434 * 10^6 / 4.8804 * 10^{16} = 88.9 \text{ N/mm}^2$

Schuifspanning bij de oplegging : $\tau = 483000 / (20 * 600) = 40.3 \text{ N/mm}^2$

Voor controle berekeningen wordt verwezen naar de bovendwarsdrager waar het profiel onder veel grotere spanningen goed voldoet . Verder kan opgemerkt worden dat de plaat hier slechts in een richting wordt belast , in de andere richting zijn de spanningen bijna nul .

5 : Vervormingen bij de opleggingen



$$q = 178.72 \text{ kN/m}$$

$$L = 3600 \text{ mm}$$

$$E = 210000 \text{ N/mm}^2$$

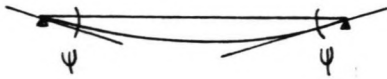
$$I = 1.5266 * 10^{19} \text{ mm}^4$$

Maximale zakking in het midden :

$$\delta = 5/384 * q * L^4 / EI$$

$$= 1.2 \text{ mm}$$

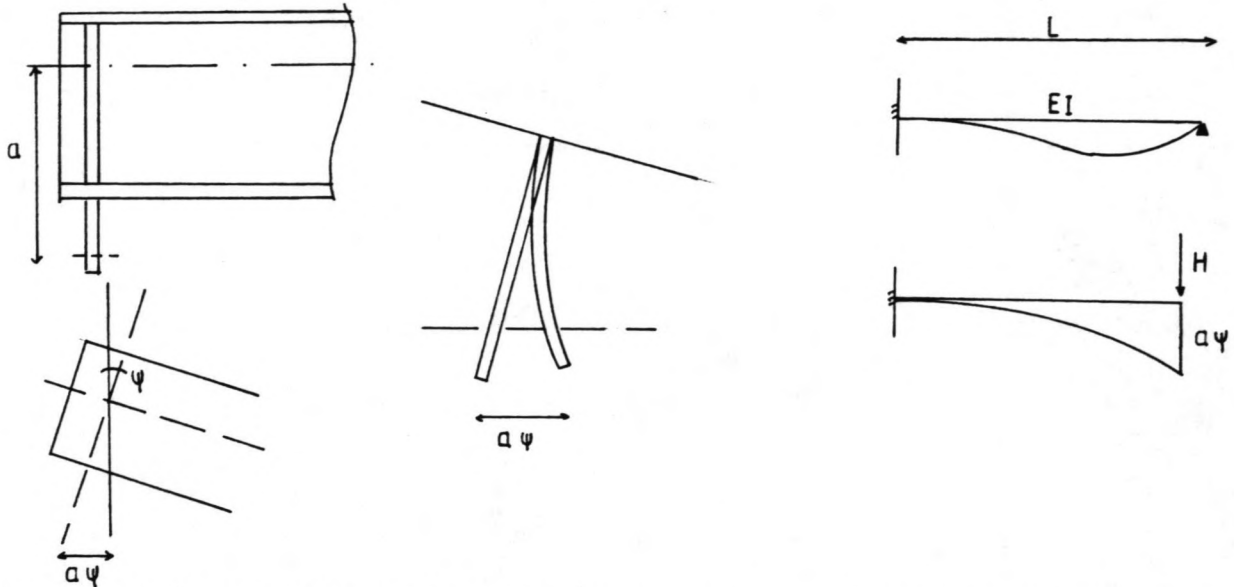
Hoekverdraaiing bij de oplegging



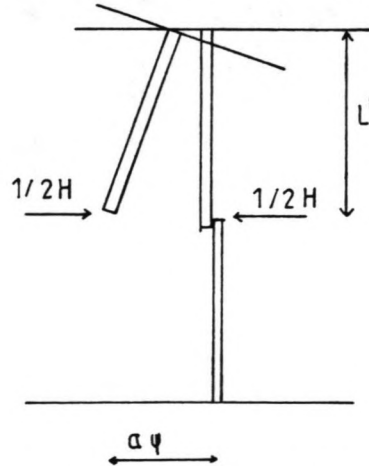
$$\psi = \frac{1}{24} * q * L^3 / EI$$

$$= 1.0837 * 10^{-3} \text{ rad}$$

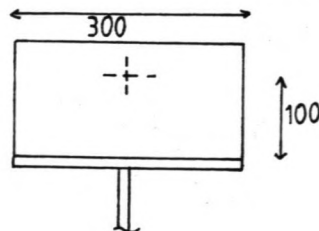
Secundaire spanningen : de ligger is veel stijver dan de strip die de oplegging vormt , deze zal dus vervormen .



Als de strippen even stijf zijn dan is er weer aansluiting als op elke strip een kracht $1/2 H$ werkt : $H = 3 * \psi * a * EI / L^3$ KN

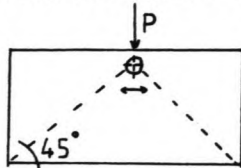


Gezien het feit dat later nog de afsluitmiddelen vastgemaakt moeten worden , wordt voor een afstand van 100 mm tussen draaipunt en ligger gekozen .



Lengte vanaf NL : $a = 320 + 100 = 420 \text{ mm}$
 Hoekverdraaiing : $\psi = 1.0837 * 10^{-3} \text{ rad}$
 Verplaatsing : $\delta = a * \psi = 0.455 \text{ mm}$
 Traagheidsm.strip : $I = 1/12 * 300 * 30^3 = 6.75 * 10^5 \text{ mm}^4$
 Hor. kracht : $H = 3 * EI / 100^3 = 193 \text{ kN}$
 Buisend moment : $M = 1/2 * H * 100 = 9.7 \text{ kNm}$
 Buigspanning : $\sigma_b = 1.5 * 9.7 * 10^6 * 15 / 6.75 * 10^5 = 321.7 \text{ N/mm}^2$
 Schuifspanning(gem) : $\tau = 1.5 * 193000 / 2 / (300 * 30) = 16.1 \text{ N/mm}^2$

Daarnaast moet er nog een zekere oplegkracht overgebracht worden :



$$\begin{aligned}
 P &= 483 \text{ kN} \\
 &= P / (0 * t) \quad (0 \geq 45 \text{ mm}) \\
 \text{Spanning onderin} : \\
 \sigma_p &= 483000 / (30 * 300) = 53.7 \text{ N/mm}^2
 \end{aligned}$$

Maximale spanning onderin (buiging & normaalkracht) :

$$\sigma = M * 1/2 * t / EI + P / A = 375.4 \text{ N/mm}^2$$

Zonder nog rekening te houden met de optredende schuifspanningen kan gesteld worden dat de optredende situatie niet voldoet .

Er wordt een andere plaat gekozen voor het scharnier :

Dikte : $t = 40 \text{ mm}$
 Hoogte : $l' = 150 \text{ mm}$

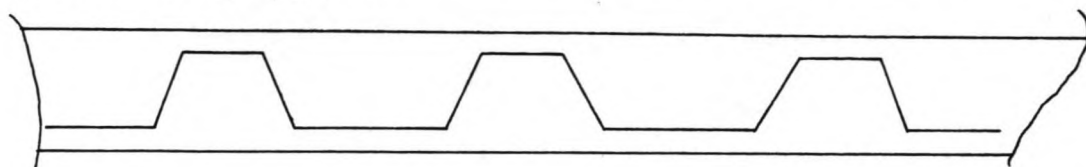
Traagheidsmoment	:	$I = 1/12 * 300 * (40)^3 = 1.6 * 10^6 \text{ mm}^4$
Buigend moment	:	$M = 10.2 \text{ kNm}$
Hor. kracht	:	$H = 135.9 \text{ kN}$
Buigspanning	:	$\sigma_b = 191.3 \text{ N/mm}^2$
Schuifspanning	:	$\tau = 8.5 \text{ N/mm}^2$
Oplegkracht	:	$P = 483 \text{ kN}$
Spanning onderin	:	$\sigma = 483000 / (300 * 40) = 40.3 \text{ N/mm}^2$
Tot.SP. onder	:	$\sigma_b = 191.3 + 40.3 = 231.6 \text{ N/mm}^2$
VergelijkSP.	:	$\sigma_c = ((231.6)^2 + 3 * (8.5)^2) = 232.1 \text{ N/mm}^2$

De gekozen oplossing voldoet .

6 : De afsluiting bij de onderduansdrager

De afsluiting aan de onderzijde kan op vele wijzen uitgevoerd worden , de nader uit te werken uitvoering is er slechts een van , toch zitten er een aantal aardige aspecten aan .

Allereerst wordt gebruik gemaakt van het feit dat de onderliggende constructie een stalen damwand is . Er moet dus iets aan de rand bevestigd worden om als basis te fungeren voor alle voorzieningen die nodig zijn voor de klep .



De gekozen oplossing wordt als volgt uitgewerkt (zie de schetsen) : Alle Platen hoeven amper iets te dragen , terwijl bij de aanslaPlaten slechts een rubber Profiel ingedrukt hoeft te worden .

Wat de opstaande Platen betreft kan gesteld worden dat deze van groot belang is omdat anders waterdrukken op de onderkant van constructie kunnen werken en de belasting op de klep vergroten , het kan zelf aanleiding geven voor onvoorziene golfklappen .

Onderafsluiting

	t (mm)	h (mm)	b (mm)
Opstaande Plaat	10	350	3600
Onderliggende Plaat	10	600	3600
Aanslag 'Platen'	Warmgewalste U staaf		
Verstijvingen	5	350/50	3600

Uitvoering afsluiting :

Zoals al eerder is gesteld wordt de afsluiting verzorgd door het indrukken van een rubber Profiel (zie ook de schets) :

Rubber Profiel : Vredestein GD 1 (80 x 70 mm)

Bevestiging : d.m.v. bouten aan U-staaf

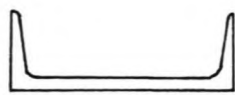
U - staaf : 100 x 50

Deze manier van bevestiging is uitermate geschikt als het Profiel om welke reden dan ook vervangen moet worden .

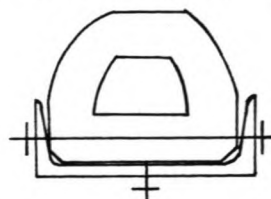
Voor meer informatie zie bijgevoegde gegevens en de schetsen .

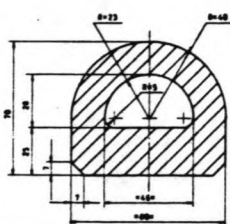
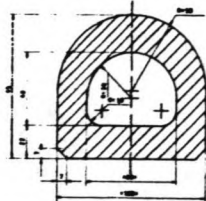
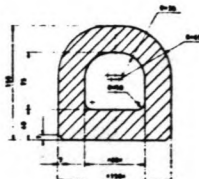
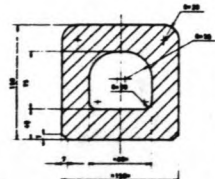
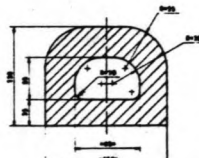
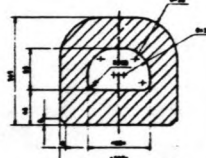
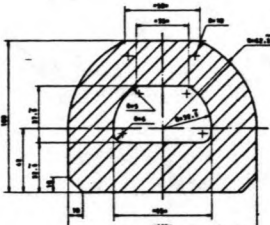

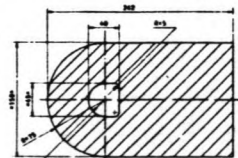
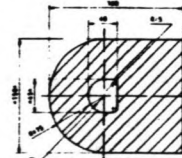
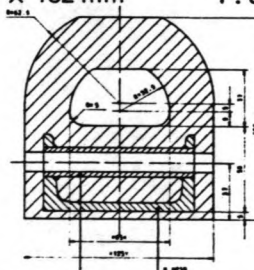
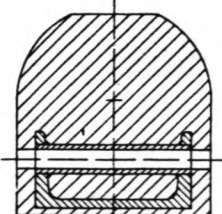
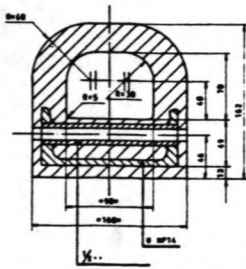
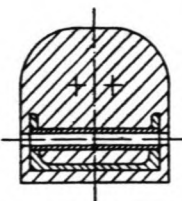
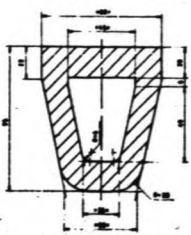
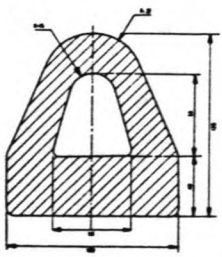


GD 1



U 100x50



<p>GD 1 80 × 70 mm 1 : 4</p> 	<p>GD 2 100 × 95 mm 1 : 5</p> 	<p>GD 3a 150 × 150 mm 1 : 10</p> 	<p>GD 3b 150 × 150 mm 1 : 10</p> 
<p>GD 4a 157 × 130 mm 1 : 10</p> 	<p>GD 4b 157 × 141 mm 1 : 10</p> 	<p>GD 5 125 × 100 mm 1 : 5</p> 	<p>REDESTEIN </p>
<p>GD 6a 242 × 150 mm 1 : 10</p> 	<p>GD 6b 180 × 150 mm 1 : 10</p> 	<p>GD 7a 125 × 132 mm 1 : 5</p> 	<p>GD 7b 125 × 132 mm 1 : 5</p> 
<p>GD 8a 160 × 162 mm 1 : 8</p> 	<p>GD 8b 160 × 162 mm 1 : 8</p> 	<p>GD 9 95 × 80 mm 1 : 5</p> 	<p>GD 10 120 × 109 mm 1 : 5</p> 

Bevestigings methoden

In het algemeen zijn berghoutfenders eenvoudig te bevestigen. De onderstaande schetsen geven een aantal mogelijkheden. De bevestigingsgaten kunnen bij de fabricage worden aangebracht, doch ook eenvoudig op het werk door de gebruiker. Om het uitscheuren van de boutgaten te voorkomen moet de rubberdikte onder het boutgat zijn:

GD 1	10 mm	GD 4b	20 mm
GD 2	10 mm	GD 5	15 mm
GD 3	18 mm	GD 6	25 mm
GD 4a	15 mm	GD 9	15 mm
		GD 10	15 mm

Technische specificaties

Naast de in dit overzicht vermelde specificaties zijn van de genoemde typen de voor een juist ontwerp noodzakelijke gegevens verkrijgbaar in de vorm van productschetsen op schaal 1 : 2 en Kracht-Indrukkingsgrafieken.

Methods of fixing

On the whole wale-fender can be fixed easily. The sketches below show a number of possibilities. The fixing-holes can be made during the manufacture but can also simply be made by the user during the work. In order to prevent the bolt-holes from tearing, the thickness of the rubber underneath the bolt-hole must be:

GD 1	10 mm	GD 4b	20 mm
GD 2	10 mm	GD 5	15 mm
GD 3	18 mm	GD 6	25 mm
GD 4a	15 mm	GD 9	15 mm
		GD 10	15 mm

Technical specifications

Apart from the specifications mentioned in this survey, the data required for a correct design of the types mentioned may be obtained in the form of production-sketches to a scale of 1 to 2 and force reflection diagrams.

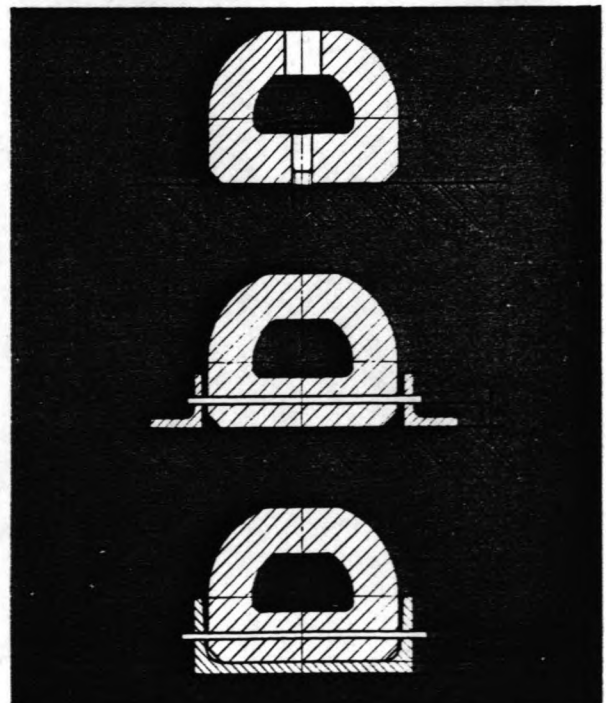
Befestigungs weise

Im allgemeinen sind die Bergholzfelder einfach anzubringen. In den untenstehenden Zeichnungen geben wir einige Beispiele. Die befestigungslöcher können bereits bei der Herstellung in der Fabrik, jedoch auch ohne Schwierigkeiten vom Bauunternehmen selbst auf dem Bauplatz angebracht werden. Um Einreißen der Löcher zu vermeiden, muss unter dem Loch Gummi verwendet werden mit einer Stärke von:

GD 1	10 mm.	GD 4b	20 mm.
GD 2	10 mm.	GD 5	15 mm.
GD 3	18 mm.	GD 6	25 mm.
GD 4a	15 mm.	GD 9	15 mm.
		GD 10	15 mm.

Technische Einzelheiten

Ausser den in dieser Übersicht erwähnten Spezifizierungen sind die für die Anfertigung von Entwürfen erforderlichen Daten in Form von Produktzeichnungen im Massstab 1 : 2 sowie Kräfteindrückungslinien erhältlich.



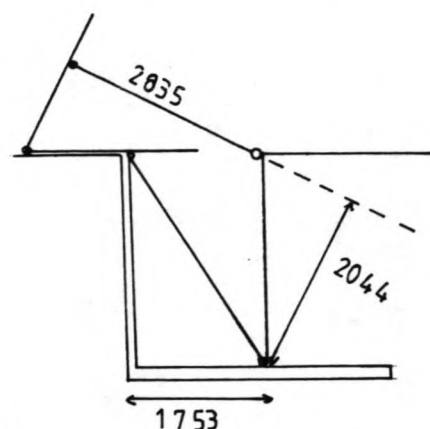
De funderingsconstructie van het rechter oplegpunt

Hoewel dit onderdeel niet echt geschikt is om in staal uitgevoerd te worden, moet er toch enige aandacht, zij het sumier, aan besteed worden.

Dit oplegpunt moet de belastingen afkomstig uit twee gebruikstoestanden op kunnen nemen, te weten:

- In opgezette toestand
- In weggeklapte toestand

In weggeklapte toestand vervult de klep geen enkele functie meer, de belastingen zo die er zijn, zullen verwaarloosbaar zijn t.o.v. de krachten uit de gebruiksfase.



Opgezette toestand

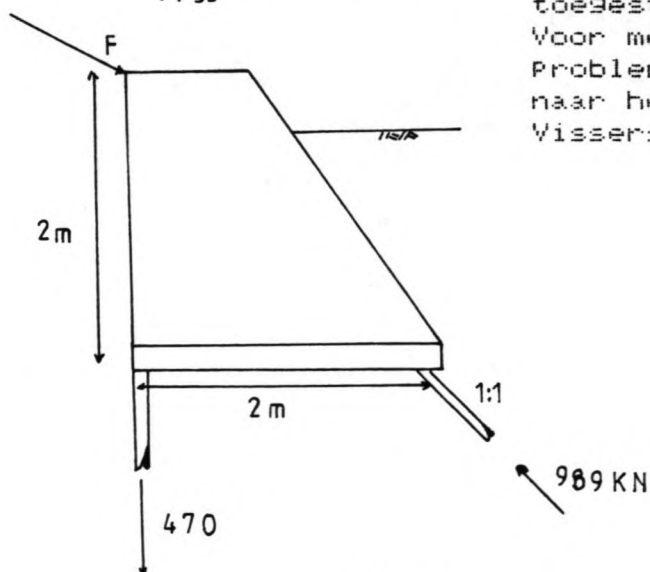
De kracht in de pendelstaaf is 1564 kN

Het moment op de funderingsplaat is dan 3197 kNm

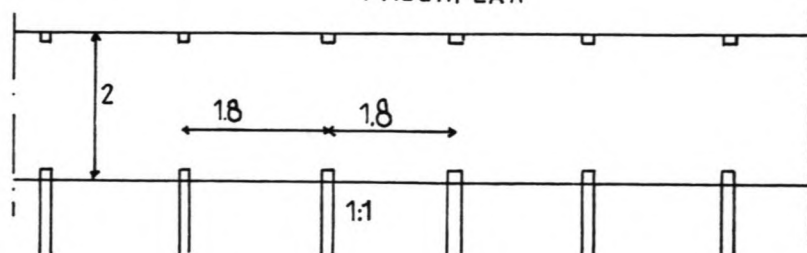
Kies een palenplan als volgt (zie ook de onderstaande schets):

De keuze van een 1:1 staande schoorpaal houdt in dat deze als geschroefde paal uitgevoerd moet worden omdat heipalen niet flauwer dan 3:1 seheid kunnen worden. Vooropgesteld dat in een bebouwde omgeving heien toegestaan is.

Voor meer informatie over de problematiek van de fundering wordt naar het deelontwerp: Hoogwaterkering Vissershaven verwezen.



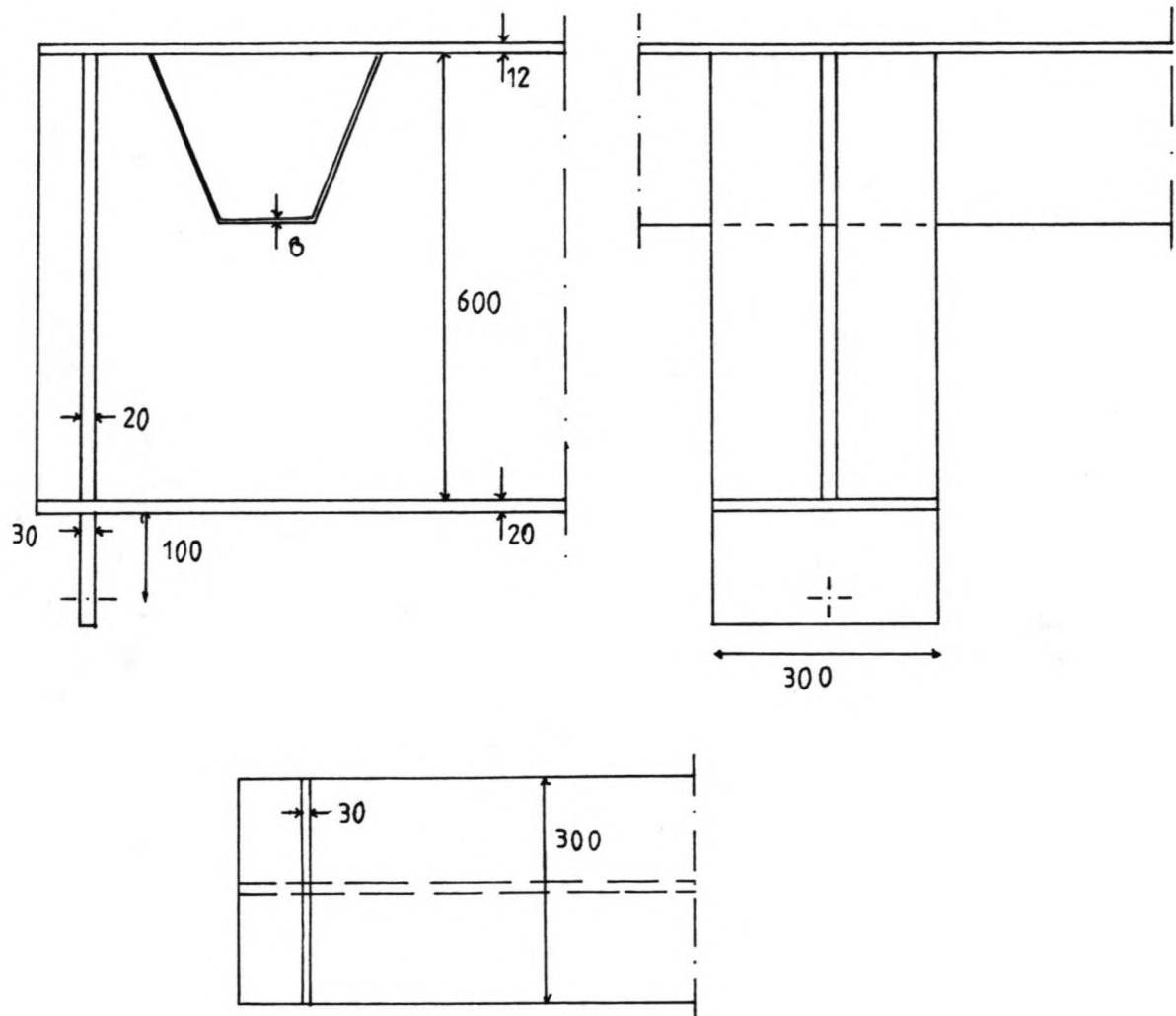
PALENPLAN



Het invoeren van de oplegkracht

T.P.v. de aansluiting dwarsdraager-Pendelstaaf moeten een aantal voorzieningen aangebracht worden om het scharnierend knooppunt als zodanig te laten functioneren.

Eerst zal de invoer van de oplegkracht in de dwarsdraager bekeken worden. Er wordt voor de volgende constructie gekozen.



Door de scharnieren en aanliggende constructies moet een kracht van 1564 kN overgebracht worden.

Het scharnier hier zal niet zo 'stijf' zijn als bij de onderdwarsdraager daar de andere kant niet aan een 'vaste' constructie vastzit maar aan de Pendelstaaf, die op zijn beurt weer d.m.v. scharnieren aan de geleidings vast zit.

Verondersteld wordt dat de vervormingen t.g.v. de hoekverdraaiing spanningeloos opgenomen kunnen worden, echter hiermee wordt een kleine excentriciteit gecreëerd en dus een secundair buigend moment.

De nu te gebruiken gegevens zijn bepaald bij het ontwerp van de bovendwarsdrager .

De hoekverdraaiing bedraagt :

$$\psi = 1/24 * q * L^3 / EI = 1/24 * 579.34 * 3600^3 / 210000 * 1.7397 * 10^9$$
$$= 3.0827 * 10^{-3} \text{ rad}$$

Ligging neutrale lijn t.o.v. de onderkant : $h_0 = 450 \text{ mm}$

Horizontale verplaatsing : $\delta = h_0 * \psi = 1.4 \text{ mm}$



Kies de volgende Plaat : $t = 30$ $b = 300$ $h = 100 \text{ mm}$

$$I = 1/12 * b * t^3 = 6.75 * 10^{15} \text{ mm}^4$$

$$M = F * \delta = 1564 * 1.4 * 10^{-3} = 2.2 \text{ kNm}$$

$$\sigma_c = M * 1/2 t / I = 2.2 * 10^6 * 15 / 6.75 * 10^{15} = 48.9 \text{ N/mm}^2$$

Door het aanbrengen van de verstijvingsschotten aan weerszijde van het lijf wordt de kracht zonder problemen ingeleid , de gehele scharnierplaat werkt dan mee , de spanning bedraagt dan :

$$\sigma_p = 1564000 / (30 * 300) = 173.8 \text{ N/mm}^2$$

Bovenstaande dikte is vrij willekeurig gekozen , de dikte wordt mede bepaald door de afmetingen van de as , daar ook deze kracht in de plaat moet worden ingeleid .

De totale maximale spanning in de scharnier plaat wordt als volgt bepaald :

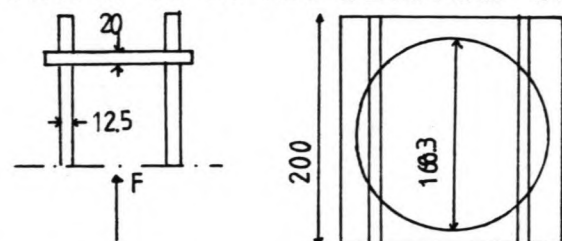
$$\sigma = F/A + M/W$$
$$= 173.8 + 48.9 = 222.7 \text{ N/mm}^2$$

De voorgestelde scharnier oplossing voldoet .

De scharnieren van de Pendelstaaf

De Pendelstaaf is aan de ene zijde met de dwarsdraager verbonden , aan de andere zijde met de geleidingsconstructie .

Bekijk eerst het scharnier bij de dwarsdraager .



Verondersteld wordt dat de oplegkracht zich gelijkmatig over beide strippen verdeelt .

$$F = 1564 \text{ kN}$$

$$\sigma_{\tau} = (F/2) / (200 * 20) = 195.5 \text{ N/mm}^2$$

Dit wordt verkregen door uit te gaan van een 20 mm dikke plaat .

Ook deze kracht moet overgebracht kunnen worden zodat bij de vastlegging van de plaatdikte er een minimale maat voor de as diameter volgt :

$$\sigma = (F/2) / (20 * D) \leq 360 \text{ N/mm}^2$$

$$D \geq 109 \text{ mm}$$

Ook hier geldt dat de afmetingen van de as mede bepalend zijn voor de dikte van de platen en omgekeerd , dit houdt in dat de keuze van een van beide niet losgezien kan worden van de ander .

Scharnier t.p.v. het wegzakkend oplegpunt :

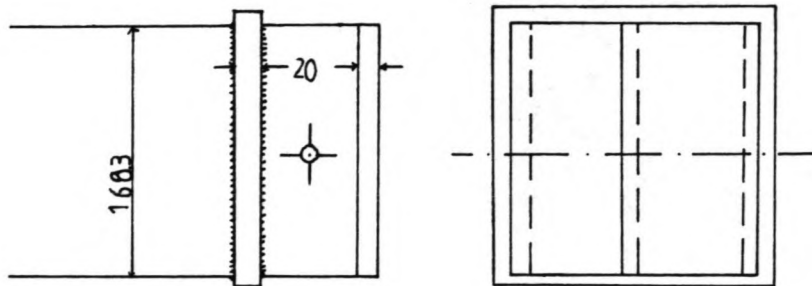
Van de drie scharnieren is deze de minst belaste . Verondersteld wordt dat dit scharnier alleen de geleiding tijdens het ophijzen verzorgt . Als later de klerp wordt opgezet is het de bedoeling dat een zo groot mogelijk oppervlak deelneemt aan de krachtsoverdracht . Hiertoe zakt de pendelstaaf in een soort inkassing weg , waarbij de geleiding geen rol meer speelt bij de krachtsoverdracht , hoogstens nog om de vergrendeling te bewerkstelligen .

Het eigen gewicht is zo klein (bij ophijzen 5.9 kN per pendelstaaf) dat hieruit geen bruikbare eisen gehaald kunnen worden .

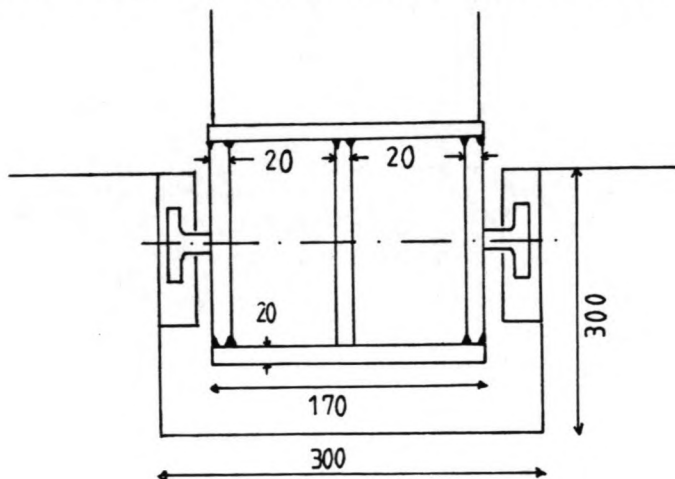
Er wordt verder naar de geleiding van het wegzakkend oplegpunt verwezen .

De geleiding van het wegzakkend oplegpunt

Als de klep opgezet is, bevindt het oplegpunt zich op de voorgeschreven plaats in een inkassing. Als de klep weggehaald wordt, bevindt dit oplegpunt zich ongeveer 2 m onder de eerder genoemde plaats, maar nu vervult het geen functie als zodanig. Het is duidelijk dat voor het plaatsingsproces dit oplegpunt geleid moet kunnen worden. De volgende oplossing wordt voorgesteld:



De as kan op volgende wijze geleid worden:

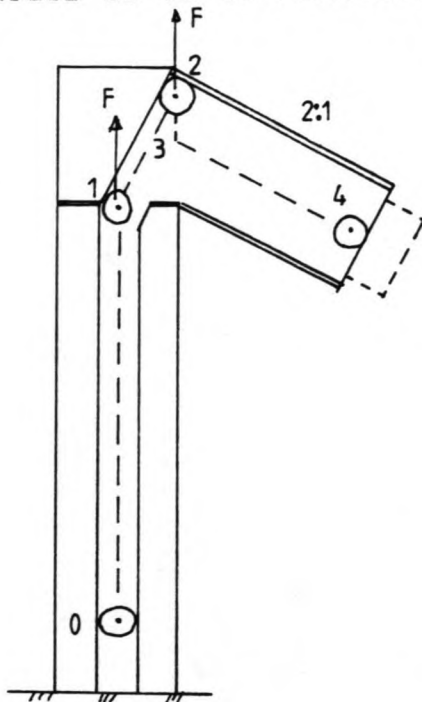


De bedoeling van de strip in het midden is om te voorkomen dat de spanning aan de randen te hoog oploopt waardoor het midden van de plaat amper mee zou doen aan de krachtsoverdracht als de staaf uiteindelijk op zijn plaats staat.

Als de spanningen aan de rand te hoog zouden worden dan zou of het materiaal dat ervoor gezet wordt (in de inkassing) beschadigd kunnen worden.

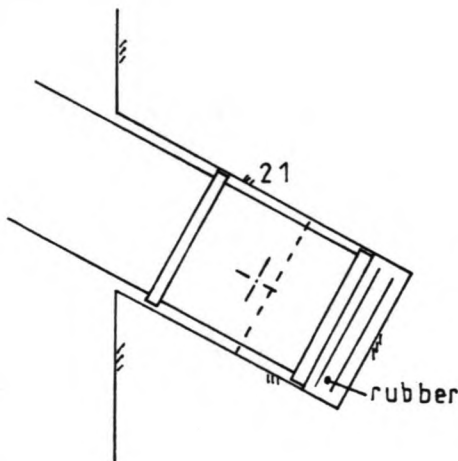
Bovenstaande gegevens zijn vrij willekeurig gekozen en dienen meer als een indicatie gezien te worden. De uiteindelijke maten hangen af van de diameter van de as en de geleidingsprofielen.

Een volgend aspect van de geleiding is het aantal handelingen dat nodig is om de Pendelstaaf in zijn inkassing te krijgen .



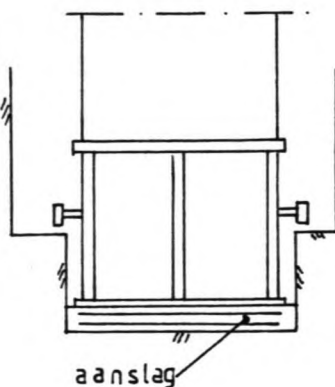
Het opzetten van de Kering :

- 0 : Begin hijsproces , het oplegpunt komt in beweging
- 1 : Tot hier was de baan van de as loodrecht omhoog gericht , vanaf dit punt buigt de baan af terwijl de as (en dus de gehele constructie die eraan vastzit) nog stijgt
- 2 : Dit is het hoogste punt van de as - baan . Dit punt moet zo gelegen zijn dat bij een verticale zakkings van de as deze niet meer direct in de verticale geleiding kan komen
- 3 : Tussen 2-3 moet de kraan de last iets laten zakken terwijl dan een persoon de constructie in de inkassing duwt
- 4 : Nadat de Pendelstaaf voorbij punt 3 is getrokken gaat de rest eigenlijk vanzelf . Het voorbij de as uitstekende constructie deel , komt dan in een speciale inkassing waar voorzieningen zijn aangebracht voor de krachts overdracht . Het is belangrijk dat de as hoogstens punt 4 bereikt omdat anders bij belasting de as kromgebogen zou kunnen worden . Voorbij punt 3 wordt niet meer de as , maar de opleg constructie in zijn geheel geleid door de inkassing , die onder een hoek van 2:1 staat :

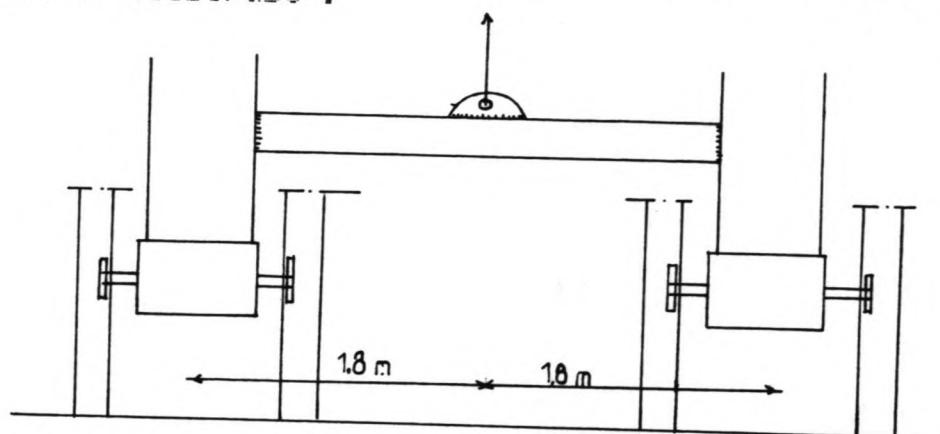


Het weghalen van de Kering :

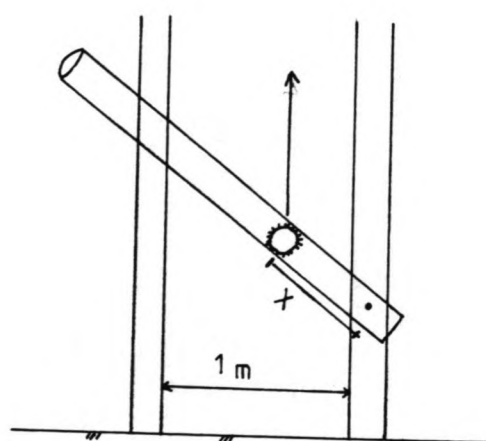
- Dit is ongeveer het tegenovergestelde van het vorige . Om de klep weg te halen wordt er aan de Pendelstaaf getrokken . Doordat de inkassing schuin gezet is , kan de Pendelstaaf eruit getrokken worden . Uiteraard moet ervoor gezorgd worden dat de te overwinnen wrijvingskrachten klein blijven . Op een zeker ogenblik is de Pendelstaaf vrij en zorgt de as weer voor de geleiding .
- Er wordt doorgeslagen met opheffen totdat punt 2 bereikt wordt , voorzichtig wordt de klep omlaag gelaten . Het is de bedoeling om de Pendelstaaf in dit traject iets weg te duwen zodat de as in de verticale geleiding valt . Eenmaal in dit traject kan de klep verder weggeklapt worden .
- Het proces wordt gestopt als de klep op zijn bovenoplegging valt , het wegzakkend scharnier hoeft niet helemaal tot op de grond te komen .



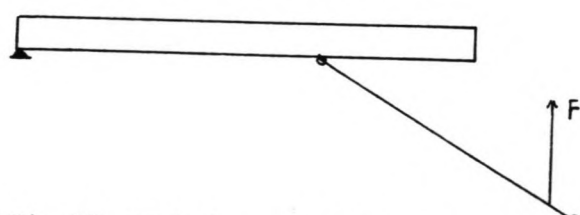
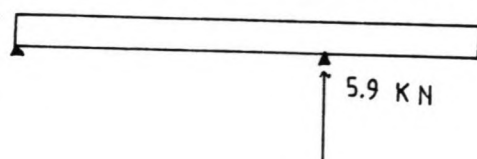
Als laatste nog het ophijzen van de klep. De volgende oplossing wordt toegepast.



De afstand vanaf het draaipunt, x , waar de dwarsligger wordt aangebracht hangt van de afmetingen hiervan af. De dwarsligger mag niet verhinderen dat de pendelstaaf in de inkassing glijdt maar mag eveneens niet tegen de tegenoverliggende wand komen tijdens het ophijzen, omdat anders het geheel vastloopt.

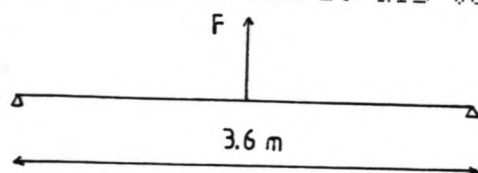


In het voorgaande is het gewicht van de klep bepaald.



Het gewicht van de buizen bedraagt 48 kg/m^2 , lengte 2.216 m , gewicht per buis 106 kg .

De dwarsligger wordt als volgt geschematiseerd:



$$M_{\max} = 1/4 * F * l$$

$$F = 2 * (5.9 + 1.06) = 13.92 \text{ KN}$$

Stel dat er een hefvermogen nodig is van ongeveer 20 KN (er moet naast het gewicht nog een zekere wrijvingskracht overwonnen worden, ook moet tijdens het ophijzen rekening worden gehouden met windbelasting).

Het maximale buigend moment tijdens ophijzen :

$$M_{\max} = 1/4 * F * L = 18 \text{ KNm}$$

Om de vloeispanning niet te overschrijden is het weerstandsmoment :

$$W \geq 50000 \text{ mm}^3$$

Kies een rond buis profiel : 101.6 / 8.0

$$W = 51083 \text{ mm}^3 \quad I = 2595 * 10^3 \text{ mm}^4$$

Vervormingen t.g.v. het ophijzen :

$$\delta = P * L^3 / (48 * EI)$$

$$= 35.7 \text{ mm}$$

Dit is te groot , stel dat een vervorming van $1/500 L$ acceptabel is .

$$I \geq 500/48 * P * L^2 / E = 12857 * 10^3 \text{ mm}^4$$

KEUZE

Ronde buis : $d = 101.6 \text{ mm}$ $t = 8.0 \text{ mm}$

Stel dat deze buis op ongeveer 500 mm van het draaiingspunt geplaatst zal worden .

Afsluiting tussen de Kleppen

De Kleppen kunnen niet zo gemaakt worden dat ze zonder bijkomende voorzieningen voldoende waterdicht zijn. Eerder is de onderafsluiting besproken, nu zal de afsluiting over de hoogte aan de orde komen.

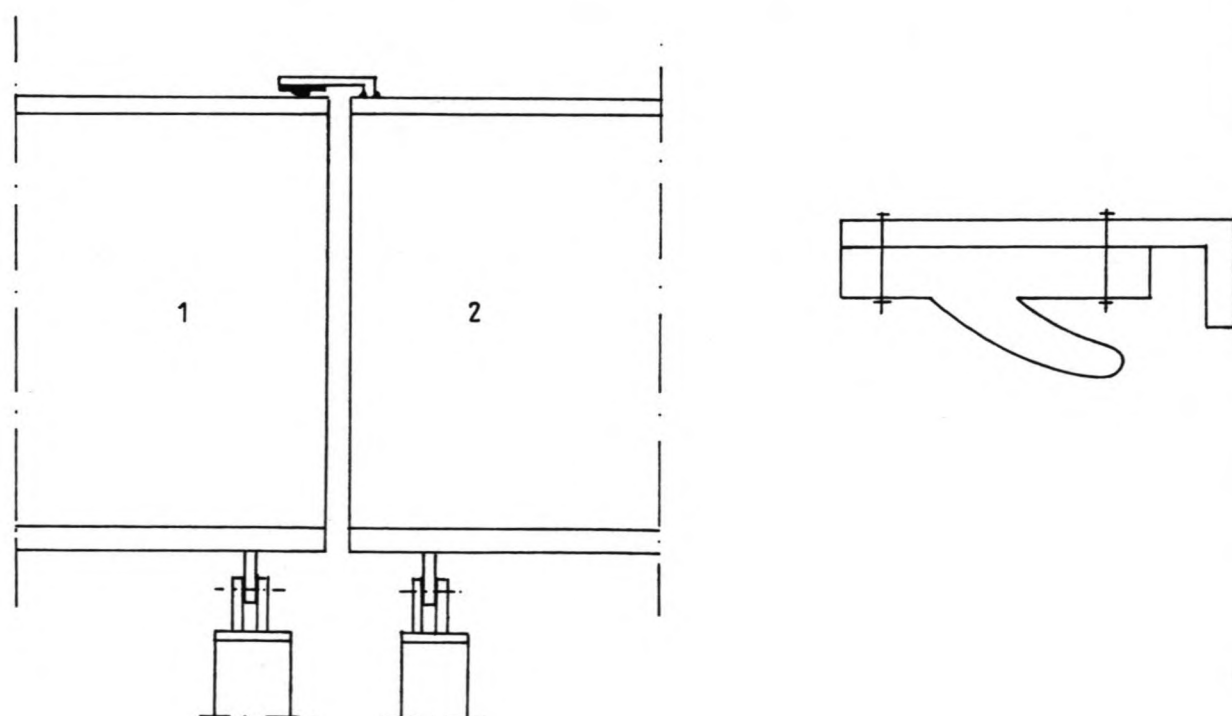
Een methode is om de waterdruk te gebruiken bij het vervormen van een dunne strip waaraan een kleine rubberen strook is bevestigd. Dit rubberen profiel heeft een bijzondere vorm zodat het vrij eenvoudig is om het in te drukken, zie verder de schets. Dit systeem heeft een tweetal bezwaren.

Ten eerste gaat men er bij de vervormingen van de strip vanuit dat de kleppen links en rechts even zwaar belast worden. Bij golfaanvallen is dit niet zo, dit is een erg lokaal verschijnsel zodat het voor kan komen dat de strip niet vervormt. Dit kan een beetje gecompenseerd worden door de kleppen (1) iets steiler op te zetten waardoor ze zonder waterdrukken al tegen de strip aangedrukt worden. De bijzondere vorm van het rubberen profiel maakt het mogelijk om bij een kleine vervorming de afsluiting te verzorgen. De afsluiting tussen de kleppen blijft een moeilijk punt maar kan op deze manier goed opgevangen worden.

Ten tweede kan gesteld worden dat deze vorm van afdichting eisen stelt aan de wijze van opzetten van de kering.

Over de volle aaneengesloten lengte moeten eerst de kleppen (2) opgezet worden om dit proces daarna nogmaals te herhalen voor de kleppen (1).

Dit probleem is niet eenvoudig op te lossen, echter gezien de vrij makkelijke hijsprocedure zal het opzetten van de kering snel verlopen.



Ververvaardiging van de Klep

Tot zover is nog geen enkele aandacht besteed aan de wijze waarop de Klep gemaakt zal worden. Geheel los van elkaar zijn alle onderdelen ontworpen en men is er daar vanuit gegaan dat dit geheel wel gemaakt kan worden en op de voorgeschreven wijze met elkaar verbonden. Sommige 'eisen' kunnen de constructie als geheel onnodig duur maken, omdat de voorgestelde oplossing moeilijk realiseerbaar is of wel omdat de oplossing erg arbeidsintensief is.

Hier komt dan het tweede belangrijke en tot nog toe verwaarloosd aspect naar voren, te weten: de Kosten.

Beide aspecten zijn nauw met elkaar verbonden en kunnen eigenlijk niet los van elkaar bekeken worden. Beide aspecten zullen in het nu volgende uitvoerig aan de orde komen waarbij vooral de nadruk op de Kosten gelegd zal worden.

Niet dat de assemblage van de Klep niet belangrijk zou zijn, maar als eenmaal duidelijkheid bestaat over de wijze waarop dan vormt dit a.h.w. een solide basis voor een Kosten beschouwing.

Zoals al uit het ontwerp duidelijk is geworden zijn er naast het staalontwerp nog andere disciplines van belang.

Als alleen naar de hoogwaterkering t.p.v. de Koopmanshaven gekeken wordt (dus waar de Klep toegepast zal worden) dan zijn er naast de Klep nog nodig:

- * Damwanden over de volle lengte (150 m)
- * Betonconstructies voor het overbruggen van het nivo verschil in mv en voor de geleiding van het wegzakkend oplegpunt
- * De Paal fundering voor bovenstaande betonconstructie
- * Inrichting van het bouwterrein

Dit zijn er een aantal om duidelijk te maken dat de Klep slechts een onderdeel daarvan is, toch is het belangrijk om er een uitspraak over te kunnen doen.

Op deze wijze komt men niet voor al te onvoorziene uitgaven te staan, maar het zij nogmaals gezegd de Kosten berekening voor de Klep hebben alleen betrekking op het staaldeel van het Project met uitzondering van de damwanden.

Assemblage Kering:

De nu te bespreken assemblage wijze moet meer als een indicatie gezien worden dan een min of meer voorgeschreven wijze. Als ontwerper is het moeilijk om in te zien hoe iets later in een fabriek gemaakt zal worden. Getracht zal worden om het geheel zo simpel mogelijk te laten verlopen.

(1) : De waterkerende Plaat

Dit is het belangrijkste element uit de waterkering, het bezorgt de benodigde kerende hoogte. Het is in dit stadium niet bekend op welke wijze deze Platen van de fabriek betrokken zullen worden, al op maat of dat ze later op maat gesneden moeten worden. Vandaar dat hier een soort van verliezen factor ingevoerd zal worden. In deze factor zijn een aantal aspecten verwerkt zoals voorbereidingskosten en materiaalverliezen. Deze factor zal aan de totale benodigde hoeveelheid gerelateerd worden. In de later uit te voeren Kosten-gevoeligheds berekeningen zullen een aantal alternatieven met verschillende factoren doorgerekend worden.

(2) : De VerstijvingsProfielen

Eerder genoemde Plaat moet op sommige Plaatsen verstijfd worden , dit wordt gedaan d.m.v. z.g. trogProfielen , KRUPP 1/225/8 . Per Klep worden een zestal van deze Profielen toegepast , hier is eigenlijk geen verliesfactor nodig omdat verwacht mag worden dat dit Product op maat wordt afgeleverd . Toch zal in het verdere verloop een verliesfactor ingevoerd worden , dit komt omdat de Prijs van de Profielen op dit Punt nog niet bekend is en er met het gewicht van zo'n Profiel gewerkt moet worden .

De verstijvingsschotten die t.p.v. de kruising met de dwarsdragers nodig zijn worden vooraf aangebracht en op de bestemde Plaats d.m.v. lassen bevestigd.

(3) : dwarsdrager

Dit heeft betrekking op zowel de onder - als boven dwarsdrager . Deze dwarsdragers worden pas in een laat stadium aan de Plaat bevestigd , als alle benodigde voorzieningen zijn aangebracht . Zoals de schotten om de oplegkrachten in te kunnen voeren en de strippen die het scharnier vormen .

Deze dwarsdragers moeten vooraf aan de trogProfielen aangepast worden , daar deze Profielen a.h.w. verzonken uitgevoerd zullen worden . Dit houdt in dat de vorm van de Profielen weggebrand zal worden , dit kan niet als verlies aangemerkt worden daar deze stukken later als verstijving t.p.v. de kruising aangebracht zullen worden . Hoewel de verliezen klein zijn , de bewerkingskosten zijn dit niet vandaar dat hier een 'hoge' verliesfactor toegepast zal worden . Verder moeten nog de flensen aan het lijf van de dwarsdrager bevestigd worden , dit kan eenvoudig gebeuren .

(4) : de Klepscharnieren

Hier wordt onderscheid gemaakt tussen de scharnieren die aan de Klep vastzitten en die van het wegzakkend oplegpunt , deze laatste zijn heel verschillend .

De scharnieren t.p.v. de Klep zijn op zich eenvoudig van vorm en makkelijk te bevestigen , er zal echter iets aan de rechthoekige Plaatvorm gedaan moeten worden omdat anders het hoekpunt tegen de onderkant komt (bij de voorgestelde afmetingen in het ontwerp) , dit houdt in dat de bewerkingskosten hoger zullen uitvallen . Verder moet opgemerkt worden dat deze Platen voorgewoond moeten worden opdat later er een as doorgevoerd kan worden , de afmetingen van deze assen zijn niet exact bepaald , wel zijn er minimum maten aangegeven .

(5) : de Pendelstaven

De schuinstand van de Klep wordt verzorgd door een tweetal Pendelstaven die aan de ene kant met de Klep verbonden zijn en aan de andere kant met het wegzakkend oplegpunt .

Aan beide uiteinden wordt een z.g. spreidplaat toegepast die het mogelijk maakt om de benodigde oplegkracht te leveren . De buizen worden aan deze spreidplaat bevestigd evenals een tweetal strippen , aan de Klep zijde , gezamenlijk vormen ze het bovenscharnier . Wat het onderscharnier betreft wordt naar de geleiding van het oplegpunt verwezen en de hierna te behandelen onder aanslag .

Wat de materiaalverliezen betreft kan gesteld worden dat deze hier minimaal zullen zijn , het aantal voor bewerkingen zal ook niet groot zijn zodat gesteld kan worden dat de verliesfactor klein zal zijn.

(6) : de onderaanslag

De feitelijke uitvoering hiervan staat nog niet geheel vast , deze hangt van vele factoren af , de wijze van oplegging en de geleiding ervan , om er een aantal te noemen .

Zoals het voorstel nu is bestaat de aanslagconstructie (wat de staal zijde betreft) uit een drietal Platen die later aan een spreidplaat bevestigd worden . De voorgestelde wijze van uitvoeren geeft problemen omdat er in een soort kleine koker gewerkt moet worden , aan de andere kant moet gezeigd worden dat de afmetingen van de koker klein zijn (200 mm) zodat het wel makkelijk toegankelijk blijft . De materiaalverliezen zijn klein , evenals de voorbereidingen . De lassen echter niet , hier wordt een andere factor ingevoerd , de z.g. lasfactor . Dit brengt de moeilijkheid van een las tot uitdrukking . Deze lasfactor hangt ook heel sterk af van de wijze waarop een werkstuk toegankelijk is .

(7) : de afsluiting tussen de kleppen

De afsluiting tussen de kleppen wordt verzorgd door een klein en slap rubber profiel dat ingedrukt wordt . Er dient een dunne stalen plaat als draager toegepast te worden , de strip stelt geen hoge eisen , zodat verliezen - en lasfactor gering zullen zijn .

(8) : de onderafsluiting

Dit is een wat bijzondere constructie die uit een groot aantal samengevoegde platen bestaat . Deze constructie stelt niet al te hoge eisen , maar vooral bij de opstaande verstijvingsschotten zijn er nogal wat voorbereidingen nodig (afschuiven) zodat de verliezen factor hoger zal zijn , de lasfactor zal vrij klein zijn . Naast al deze platen wordt er nog een U-staaf toegepast die dienst doet als draager van het rubber profiel (Vredestein GB 1) dat de afsluiting verzorgd .

(9) : beëindiging klep

Aan de onderzijde moet nog een soort aanslag constructie gemaakt worden om de afdichting te kunnen verzorgen . Dit zal in een schot geïntegreerd worden dat de gehele klep aan de zeezijde afsluit . De las - en verliezen factor is niet hoog , daar er weinig eisen gesteld worden .

(10) : bevestiging aan de damwand

De eerdere beschreven onderaanslag zal op de een of andere manier aan de onderliggende damwand bevestigd moeten worden evenals het onderscharnier bij de klep . Hier wordt gekozen voor een brede plaat die later d.m.v. lassen met de damwand verbonden zal worden . Deze plaat kan gelijk dienst doen als draager voor de onderafsluiting en het scharnier .

Het is de bedoeling dat vooraf alle voorzieningen op de plaat zullen worden aangebracht , waarna de plaat aan de damwand bevestigd zal worden .

De verliesfactor zal hier wel klein zijn , door de verbinding aan de damwand ter plaatse kan dit niet van de lasfactor gezeigd worden .

Het assemblage Proces Kan als volgt samengevat worden :

De Plaat wordt op maat aangevoerd of gebrand . Hierop worden de trogprofielen aangebracht waarin eerst de verstijvingen zijn geplaatst . Hier over heen wordt de dwarsdraager aangebracht die vantevoren elders in elkaar is gezet . Dit wordt voor zowel de onder als de bovendwarsdraager gedaan .

Op een andere plaats zijn de pendelstaven met de daar aan vastzittende constructies vervaardigd evenals de onderaanslag . Dit zijn globaal gezien de drie onderdelen die op het werk met elkaar verbonden zullen worden .

De onderaanslag wordt met de geplaatste nieuwe damwand verbonden , de pendelstaaf met de geleidings constructies .

Als laatste wordt dan nog de klep met beide verbonden , het wegneembaar deel van de hoogwaterkering is dan gereed .

In het nu volgende zal m.b.v. een z.g. spread sheet computer programma een schatting van de kostprijs voor de staal constructie gemaakt worden , hierbij zal tevens naar de gevoeligheid van de gekozen oplossing gekeken worden bij kleine veranderingen . Dit zou in werkelijkheid overeen kunnen komen met een ander alternatief .

Daar de ruimte voor het vermelden van text binnen het programma erg beknopt is , zullen de verschillende elementen gecodeerd worden , om de latere resultaten beter te kunnen begrijpen wordt er apart een lijst met de gebruikte codes bijgevoegd .

GEBRUIKTE CODES

TR - TrogProfielen
VST - Verstijvings-schot trog
PL - Plaat
DDL - Dwarsdrager lijf
DDF - Dwarsdrager flens
VPS - VerstijvingsPlaat bij scharnier
KAP - Klep afdichtings Plaat
KSO - Klep onder scharnier
KSB - Klep boven scharnier
PBU - Pendelbuis
DBU - Dwarsbuis voor ophijsing
GPL - GeleidingsPlaten bij wegzakKend Punt
APL - AanslagPlaat bij wegzakKend Punt
VAS - Vertikale afdichtingsPlaat tussen de kleppen
OAP - Opstaande onder afdichtings Plaat
OVE - Opstaand onder verstijvings schot
RPD - Rubber Profiel drager (U - staaf)
OPD - Onder afdichtings Plaat op de damwand
SPP - Spreid Plaat bij de Pendelstaaf
GPR - GeleidingsProfiel

STAAL / KG 1.5 LASSNELH/HR 2
 LOONK./HR 40 SOORT.GEW. 7800

STAAL

Element	Dikte (m)	Breedte	Hoogte	Rantal	V.F.
PL	.012	3.6	2.18	42	1
DDL	.02	3.6	.6	84	1
DDF	.02	3.6	.3	84	1
TR	8e-03	2.33	3.6	252	1
VPS	.02	.14	.6	336	1
KSO	.04	.3	.2	252	1
KSB	.03	.3	.15	252	1
PBU	.0125	.53	2.216	84	1
DBU	8e-03	.53	3.6	42	1
SPP	.02	.2	.2	168	1
GPL	.02	.17	.17	252	1
APL	.02	.2	.2	84	1
GPR	5e-03	5	.3	42	1
OAP	.01	3.6	.35	42	1
OVE	5e-03	3.6	.35	294	1
KAP	5e-03	3.6	.6	42	1
RPD	8e-03	3.6	.2	42	1
VAS	5e-03	2.33	.1	42	1
OPD	.01	3.6	.7	42	1

LASSEN*

Element	Langte (m)	las:1/2	Rantal	Lasfct	langte
TR - PL	2.33	1	504	1	1174.32
VST - TR	.582	2	504	1	586.656
DDL - PL	.88	2	504	1	889.056
DDL - DDF	3.6	2	84	1	604.8
VPS - DDL	.88	2	336	1	591.36
KAP	3.6	2	42	1	302.4
KSO & KSB	.3	2	504	1	302.4
PBU	.53	1	168	1	89.04
DBU	.53	1	84	1	44.52
GPL	.2	2	252	1	100.8
APL	.4	2	84	1	67.2
VAS	2.33	1	42	1	97.86
OAP	3.6	2	42	1	302.4
OVE	.95	2	294	1	558.6
RPD	.1	2	294	1	58.8
OPD	7.2	2	42	1	604.8

Staal m³ 34.539078 laslgt m' 6375.012
 Tot.staalk. 404107.21 Tot.lask 127500.24 Tot.klep 531607.453

BEREKENING 1

STAAL / KG	2	LASSNELH/HR	2
LOONK./HR	40	SOORT.GEW.	7800

STAAL

Element	Dikte (m)	Breedte	Hoogte	Rantal	V.F.
PL	.012	3.6	2.18	42	1
DDL	.02	3.6	.6	84	1
DDF	.02	3.6	.3	84	1
TR	8e-03	2.33	3.6	252	1
VPS	.02	.14	.6	336	1
KSO	.04	.3	.2	252	1
KSB	.03	.3	.15	252	1
PBU	.0125	.53	2.216	84	1
DBU	8e-03	.53	3.6	42	1
SPP	.02	.2	.2	168	1
GPL	.02	.17	.17	252	1
APL	.02	.2	.2	84	1
GPR	5e-03	5	.3	42	1
OAP	.01	3.6	.35	42	1
OVE	5e-03	3.6	.35	294	1
KAP	5e-03	3.6	.6	42	1
RPD	8e-03	3.6	.2	42	1
VAS	5e-03	2.33	.1	42	1
OPD	.01	3.6	.7	42	1

LASSEN*

Element	Lengte (m)	las:1/2	Rantal	Lasfct	lengte
TR - PL	2.33	1	504	1	1174.32
VST - TR	.582	2	504	1	586.656
DDL - PL	.88	2	504	1	887.04
DDL - DDF	3.6	2	84	1	604.8
VPS - DDL	.88	2	336	1	591.36
KAP	3.6	2	42	1	302.4
KSO & KSB	.3	2	504	1	302.4
PBU	.53	1	168	1	89.04
DBU	.53	1	84	1	44.52
GPL	.2	2	252	1	100.8
APL	.4	2	84	1	67.2
VAS	2.33	1	42	1	97.86
OAP	3.6	2	42	1	302.4
OVE	.95	2	294	1	558.6
RPD	.1	2	294	1	58.8
OPD	7.2	2	42	1	604.8

Staal m13	34.539078	laslgt m'	6372.996		
Tot.staalk.	538809.61	Tot.lask	127500.24	Tot.klep	666309.857

BEREKENING 2

STAAL / KG	1.5	LASSNELH/HR	2
LOONK./HR	45	SOORT.GEW.	7800

STAAL

Element	Dikte (m)	Breedte	Hoogte	Rantal	V.F.
PL	.012	3.6	2.18	42	1
DDL	.02	3.6	.6	84	1
DDF	.02	3.6	.3	84	1
TR	8e-03	2.33	3.6	252	1
VPS	.02	.14	.6	336	1
KSO	.04	.3	.2	252	1
KSB	.03	.3	.15	252	1
PBU	.0125	.53	2.216	84	1
DBU	8e-03	.53	3.6	42	1
SPP	.02	.2	.2	168	1
GPL	.02	.17	.17	252	1
RPL	.02	.2	.2	84	1
GPR	5e-03	.5	.3	42	1
OAP	.01	3.6	.35	42	1
OVE	5e-03	3.6	.35	294	1
KAP	5e-03	3.6	.6	42	1
RPD	8e-03	3.6	.2	42	1
VAS	5e-03	2.33	.1	42	1
OPD	.01	3.6	.7	42	1

LASSEN*

Element	Lengte (m)	las:1/2	Rantal	Lasfct	lengte
TR - PL	2.33	1	504	1	1174.32
VST - TR	.582	2	504	1	586.656
DDL - PL	.88	2	504	1	887.04
DDL - DDF	3.6	2	84	1	604.8
VPS - DDL	.88	2	336	1	591.36
KAP	3.6	2	42	1	302.4
KSO & KSB	.3	2	504	1	302.4
PBU	.53	1	168	1	89.04
DBU	.53	1	84	1	44.52
GPL	.2	2	252	1	100.8
RPL	.4	2	84	1	67.2
VAS	2.33	1	42	1	97.86
OAP	3.6	2	42	1	302.4
OVE	.95	2	294	1	558.6
RPD	.1	2	294	1	58.8
OPD	7.2	2	42	1	604.8

Staal m ³	34.539078	laslgt m'	6372.996		
Tot.staalk.	404107.21	Tot.lask	143437.77	Tot.Klep	547544.983

BEREKENING 3

STAAL / KG	1.5	LASSNELH/HR	3
LOONK./HR	45	SOORT.GEW.	7800

STAAL

Element	Dikte (m)	Breedte	Hoogte	Rantal	V.F.
PL	.012	3.6	2.18	42	1
DDL	.02	3.6	.6	84	1
DDF	.02	3.6	.3	84	1
TR	8e-03	2.33	3.6	252	1
VPS	.02	.14	.6	336	1
KSO	.04	.3	.2	252	1
KSB	.03	.3	.15	252	1
PBU	.0125	.53	2.216	84	1
DBU	8e-03	.53	3.6	42	1
SPP	.02	.2	.2	168	1
GPL	.02	.17	.17	252	1
APL	.02	.2	.2	84	1
GPR	5e-03	5	.3	42	1
QAP	.01	3.6	.35	42	1
OVE	5e-03	3.6	.35	294	1
KAP	5e-03	3.6	.6	42	1
RPD	8e-03	3.6	.2	42	1
VAS	5e-03	2.33	.1	42	1
OPD	.01	3.6	.7	42	1

LASSEN*

Element	Lenste (m)	las:1/2	Rantal	Lasfct	lenste
TR - PL	2.33	1	504	1	1174.32
VST - TR	.582	2	504	1	586.656
DDL - PL	.88	2	504	1	887.04
DDL - DDF	3.6	2	84	1	604.8
VPS - DDL	.88	2	336	1	591.36
KAP	3.6	2	42	1	302.4
KSO & KSB	.3	2	504	1	302.4
PBU	.53	1	168	1	89.04
DBU	.53	1	84	1	44.52
GPL	.2	2	252	1	100.8
APL	.4	2	84	1	67.2
VAS	2.33	1	42	1	97.86
QAP	3.6	2	42	1	302.4
OVE	.95	2	294	1	558.6
RPD	.1	2	294	1	58.8
OPD	7.2	2	42	1	604.8

Staal m ³	34.539078	laslgt m ²	6372.996		
Tot.staalk.	404107.21	Tot.lask	95625.18	Tot.kleP	499732.393

BEREKENING 4

STAAL / KG 1.5 LASSNELH/HR 2
 LOONK./HR 40 SOORT.GEW. 7800

STAAL

Element	Dikte (m)	Breedte	Hoogte	Rantal	V.F.
PL	.012	3.6	2.18	42	1.05
DDL	.02	3.6	.6	84	1.25
DOF	.02	3.6	.3	84	1
TR	8e-03	2.33	3.6	252	1.5
VPS	.02	.14	.6	336	1
KSO	.04	.3	.2	252	1
KSB	.03	.3	.15	252	1
PBU	.0125	.53	2.216	84	1
DBU	8e-03	.53	3.6	42	1.1
SPP	.02	.2	.2	168	1
GPL	.02	.17	.17	252	1
RPL	.02	.2	.2	84	1
GPR	5e-03	5	.3	42	1.5
OAP	.01	3.6	.35	42	1
OVE	5e-03	3.6	.35	294	1.25
KAP	5e-03	3.6	.6	42	1
RPD	8e-03	3.6	.2	42	1
VAS	5e-03	2.33	.1	42	1
OPD	.01	3.6	.7	42	1

LASSEN*

Element	Lengte (m)	las:1/2	Rantal	Lasfct	lengte
TR - PL	2.33	1	504	1	1174.32
VST - TR	.582	2	504	1	586.656
DDL - PL	.88	2	504	1.1	975.744
DDL - DOF	3.6	2	84	1	604.8
VPS - DDL	.88	2	336	1.1	650.496
KAP	3.6	2	42	1	302.4
KSO & KSB	.3	2	504	1	302.4
PBU	.53	1	168	1	89.04
DBU	.53	1	84	1.1	48.972
GPL	.2	2	252	1	100.8
RPL	.4	2	84	1.2	80.64
VAS	2.33	1	42	1	97.86
OAP	3.6	2	42	1	302.4
OVE	.95	2	294	1	558.6
RPD	.1	2	294	1.1	64.68
OPD	7.2	2	42	1.15	695.52

Staal m³ 44.7838104 laslgt m' 6635.328
 Tot.staalk. 523970.58 Tot.lask 132706.56 Tot.klep 656677.142

BEREKENING 5

STAAL / KG	2	LASSNELH/HR	2
LOONK./HR	40	SOORT.GEW.	7800

STAAL

Element	Dikte (m)	Breedte	Hoogte	Rantal	V.F.
PL	.012	3.6	2.18	42	1.05
DDL	.02	3.6	.6	84	1.25
DDF	.02	3.6	.3	84	1
TR	8e-03	2.33	3.6	252	1.5
VPS	.02	.14	.6	336	1
KSO	.04	.3	.2	252	1
KSB	.03	.3	.15	252	1
PBU	.0125	.53	2.216	84	1
DBU	8e-03	.53	3.6	42	1.1
SPP	.02	.2	.2	168	1
GPL	.02	.17	.17	252	1
AFL	.02	.2	.2	84	1
GPR	5e-03	5	.3	42	1.5
OAP	.01	3.6	.35	42	1
OVE	5e-03	3.6	.35	294	1.25
KAP	5e-03	3.6	.6	42	1
RPD	8e-03	3.6	.2	42	1
VAS	5e-03	2.33	.1	42	1
OPD	.01	3.6	.7	42	1

LASSEN*

Element	Lengte (m)	las:1/2	Rantal	Lasfct	lengte
TR - PL	2.33	1	504	1	1174.32
VST - TR	.582	2	504	1	586.656
DDL - PL	.88	2	504	1.1	975.744
DDL - DDF	3.6	2	84	1	604.8
VPS - DDL	.88	2	336	1.1	650.496
KAP	3.6	2	42	1	302.4
KSO & KSB	.3	2	504	1	302.4
PBU	.53	1	168	1	89.04
DBU	.53	1	84	1.1	48.972
GPL	.2	2	252	1	100.8
AFL	.4	2	84	1.2	80.64
VAS	2.33	1	42	1	97.86
OAP	3.6	2	42	1	302.4
OVE	.95	2	294	1	558.6
RPD	.1	2	294	1.1	64.68
OPD	7.2	2	42	1.15	695.52

Staal m13	44.7838104	laslgt m'	6635.328		
Tot.staalk.	698627.44	Tot.lask	132706.56	Tot.kleP	831334.003

BEREKENING 6

STAAL / KG	1.5	LASSNELH/HR	2
LOONK./HR	45	SOORT.GEW.	7800

STAAL

Element	Dikte (m)	Breedte	Hoogte	Rantal	V.F.
PL	.012	3.6	2.18	42	1.05
DDL	.02	3.6	.6	84	1.25
DDF	.02	3.6	.3	84	1
TR	8e-03	2.33	3.6	252	1.5
VPS	.02	.14	.6	336	1
KSO	.04	.3	.2	252	1
KSB	.03	.3	.15	252	1
PBU	.0125	.53	2.216	84	1
DBU	8e-03	.53	3.6	42	1.1
SPP	.02	.2	.2	168	1
GPL	.02	.17	.17	252	1
RPL	.02	.2	.2	84	1
GPR	5e-03	5	.3	42	1.5
QAP	.01	3.6	.35	42	1
OVE	5e-03	3.6	.35	294	1.25
KAP	5e-03	3.6	.6	42	1
RPD	8e-03	3.6	.2	42	1
VAS	5e-03	2.33	.1	42	1
OPD	.01	3.6	.7	42	1

LASSEN*

Element	Lengte (m)	las:1/2	Rantal	Lasfct	lengte
TR - PL	2.33	1	504	1	1174.32
VST - TR	.582	2	504	1	586.656
DDL - PL	.88	2	504	1.1	975.744
DDL - DDF	3.6	2	84	1	604.8
VPS - DDL	.88	2	336	1.1	650.496
KAP	3.6	2	42	1	302.4
KSO & KSB	.3	2	504	1	302.4
PBU	.53	1	168	1	89.04
DBU	.53	1	84	1.1	48.972
GPL	.2	2	252	1	100.8
RPL	.4	2	84	1.2	80.64
VAS	2.33	1	42	1	97.86
QAP	3.6	2	42	1	302.4
OVE	.95	2	294	1	558.6
RPD	.1	2	294	1.1	64.68
OPD	7.2	2	42	1.15	695.52

Staal m ³	44.7838104	laslgt m ²	6635.328		
Tot.staalk.	523970.58	Tot.lask	149294.88	Tot.kleP	673265.462

BEREKENING 7

STAAL / KG	1.5	LASSNELH/HR	3
LOONK./HR	40	SOORT.GEW.	7800

STAAL

Element	Dikte (m)	Breedte	Hoogte	Rantal	V.F.
PL	.012	3.6	2.18	42	1.05
DDL	.02	3.6	.6	84	1.25
DDF	.02	3.6	.3	84	1
TR	8e-03	2.33	3.6	252	1.5
VPS	.02	.14	.6	336	1
KSO	.04	.3	.2	252	1
KSB	.03	.3	.15	252	1
PBU	.0125	.53	2.216	84	1
DBU	8e-03	.53	3.6	42	1.1
SPP	.02	.2	.2	168	1
GPL	.02	.17	.17	252	1
RPL	.02	.2	.2	84	1
GPR	5e-03	5	.3	42	1.5
QAP	.01	3.6	.35	42	1
OVE	5e-03	3.6	.35	294	1.25
KAP	5e-03	3.6	.6	42	1
RPD	8e-03	3.6	.2	42	1
VAS	5e-03	2.33	.1	42	1
OPD	.01	3.6	.7	42	1

LASSEN*

Element	Lengte (m)	las:1/2	Rantal	Lasfct	lengte
TR - PL	2.33	1	504	1	1174.32
VST - TR	.582	2	504	1	586.656
DDL - PL	.88	2	504	1.1	975.744
DDL - DDF	3.6	2	84	1	604.8
VPS - DDL	.88	2	336	1.1	650.496
KAP	3.6	2	42	1	302.4
KSO & KSB	.3	2	504	1	302.4
PBU	.53	1	168	1	89.04
DBU	.53	1	84	1.1	48.972
GPL	.2	2	252	1	100.8
RPL	.4	2	84	1.2	80.64
VAS	2.33	1	42	1	97.86
QAP	3.6	2	42	1	302.4
OVE	.95	2	294	1	558.6
RPD	.1	2	294	1.1	64.68
OPD	7.2	2	42	1.15	695.52

Staal m ³	44.7838104	laslgt m'	6635.328		
Tot.staalk.	523970.58	Tot.lask	88471.04	Tot.klep	612441.622

BEREKENING 8

STAAL / KG	1.5	LASSNELH/HR	3
LOONK./HR	45	SOORT.GEW.	7800

STAAL

Element	Dikte (m)	Breedte	Hoogte	Rantal	V.F.
PL	.012	3.6	2.18	42	1.05
DDL	.02	3.6	.6	84	1.25
DDF	.02	3.6	.3	84	1
TR	8e-03	2.33	3.6	252	1.5
VPS	.02	.14	.6	336	1
KSO	.04	.3	.2	252	1
KSB	.03	.3	.15	252	1
PBU	.0125	.53	2.216	84	1
DBU	8e-03	.53	3.6	42	1.1
SPP	.02	.2	.2	168	1
GPL	.02	.17	.17	252	1
APL	.02	.2	.2	84	1
GPR	5e-03	5	.3	42	1.5
OAP	.01	3.6	.35	42	1
OVE	5e-03	3.6	.35	294	1.25
KAP	5e-03	3.6	.6	42	1
RPD	8e-03	3.6	.2	42	1
VAS	5e-03	2.33	.1	42	1
OPD	.01	3.6	.7	42	1

LASSEN*

Element	Lengte (m)	las:1/2	Rantal	Lasfct	lengte
TR - PL	2.33	1	504	1	1174.32
VST - TR	.582	2	504	1	586.656
DDL - PL	.88	2	504	1.1	975.744
DDL - DDF	3.6	2	84	1	604.8
VPS - DDL	.88	2	336	1.1	650.496
KAP	3.6	2	42	1	302.4
KSO & KSB	.3	2	504	1	302.4
PBU	.53	1	168	1	89.04
DBU	.53	1	84	1.1	48.972
GPL	.2	2	252	1	100.8
APL	.4	2	84	1.2	80.64
VAS	2.33	1	42	1	97.86
OAP	3.6	2	42	1	302.4
OVE	.95	2	294	1	558.6
RPD	.1	2	294	1.1	64.68
OPD	7.2	2	42	1.15	695.52

Staal m ³	44.7838104	laslgt m ²	6635.328	
Tot.staalk.	523970.58	Tot.lask	99529.92	Tot.Klep 623500.502

BEREKENING 9

STAAL / KG 1.5 LASSNELH/HR 2
 LOONK./ HR 40 SOORT.GEW. 7800

STAAL

Element	Dikte (m)	Breedte	Hoogte	Rantal	V.F.
PL	.012	3.6	2.33	42	1.05
DDL	.02	3.6	.6	84	1.2
DDF	.02	3.6	.3	84	1
TR	8e-03	2.18	3.6	252	1.5
VPS	.02	.14	.6	336	1
KSO	.04	.3	.2	252	1
KSB	.03	.3	.15	252	1
PBU	.0125	.53	2.69	84	1.5
DBU	8e-03	.53	3.6	42	1.5
SPP	.02	.2	.2	168	1
GPL	.02	.2	.2	252	1
APL	.02	.2	.2	84	1
GPR	5e-03	5	.3	42	1.5
OAP	.01	3.6	.31	42	1
OVE	5e-03	.53	.31	294	1.2
KAP	5e-03	3.6	.6	42	1.05
RPD	8e-03	3.6	.2	42	1.05
VAS	5e-03	2.33	.1	42	1
OPD	.01	3.6	.96	42	1

LASSEN*

Element	Lengte (m)	Las : 1/2	Rantal	Lasfct	Tot. lgt
TR - PL	2.18	1	504	1	1098.72
VST - TR	.582	2	252	1	293.328
DDL - PL	.882	2	504	1.1	977.9616
DDL - DDF	3.6	2	84	1	604.8
VPS - DDL	.88	2	336	1.1	650.496
KAP	3.6	2	42	1	302.4
KSO & KSB	.3	2	504	1	302.4
PBU	.53	1	168	1	89.04
DBU	.53	1	84	1.1	48.972
GPL	.2	2	252	1	100.8
APL	.2	2	84	1.2	40.32
VAS	2.33	1	42	1	97.86
OAP	3.6	2	42	1	302.4
OVE	.53	2	294	1	311.64
RPD	.1	2	294	1.1	64.68
OPD	7.2	2	42	1.15	695.52

Staal m³ 42.9218223 Laslgt m' 5981.3376
 Tot.staalk. 502185.321 Tot.lask. 119626.752 Tot kering 621812.073

BEREKENING 10

Tot. laslgt 5981.3376 Tot.Prijs 621812.073

Tot. staal 42.9218223

***STAAL**

Element	Staal %	Prijs %
PL	10.3418946	8.35227854
DDL	10.1453288	8.19352893
DDF	4.22722034	3.41397038
TR	55.292042	44.6547326
VPS	1.31513522	1.06212412
KSO	1.40907345	1.13799013
KSB	.792603813	.640119447
PBU	5.23155211	4.2250847
DBU	2.24042678	1.8094043
SPP	.313127432	.252886695
GPL	.469691148	.379330043
RPL	.156563716	.126443348
GPR	1.10083863	.889054788
OAP	1.09203192	.881942349
OVE	.675239737	.545334352
KAP	1.10964534	.896167226
RPD	.591810847	.477955854
VAS	.113997956	.0920665624
OPD	3.38177627	2.73117631

LASSEN

Element	Las lgt %	Prijs %
TR - PL	18.3691354	3.53392945
VST - TR	4.90405357	.943461901
DDL - PL	16.3502157	3.14552143
DDL - DDF	10.1114507	1.94528227
VPS - DDL	10.8754269	2.09225915
KAP	5.05572533	.972641135
KSO & KSB	5.05572533	.972641135
PBU	1.48863024	.286388779
DBU	.81874663	.157513828
GPL	1.68524178	.324213712
RPL	.674096711	.129685485
VAS	1.63608889	.314757478
OAP	5.05572533	.972641135
OVE	5.21020583	1.00236073
RPD	1.08136347	.208037132
OPD	11.6281683	2.23707461

BEREKENING 10

STAAL / KG	1.5	LASSNELH/HR	2
LOONK./ HR	40	SOORT.GEW.	7800

STAAL

Element	Dikte (m)	Breedte	Hoogte	Rantal	V.F.
PL	.012	3.6	2.33	42	1.05
DDL	.02	3.6	.5	84	1.2
DDF	.02	3.6	.3	84	1
TR	8e-03	2.18	3.6	252	1.5
VPS	.02	.14	.6	504	1
KSO	.04	.3	.2	252	1
KSB	.03	.3	.15	252	1
PBU	.0125	.53	2.69	84	1.5
DBU	8e-03	.53	3.6	42	1.5
SPP	.02	.2	.2	168	1
GFL	.02	.2	.2	252	1
APL	.02	.2	.2	84	1
GPR	5e-03	5	.3	42	1.5
QAP	.01	3.6	.31	42	1
OVE	5e-03	.53	.31	294	1.2
KAP	5e-03	3.6	.6	42	1.05
RPD	8e-03	3.6	.2	42	1.05
VAS	5e-03	2.33	.1	42	1
OPD	.01	3.6	.96	42	1

LASSEN*

Element	Langte (m)	Las : 1/2	Rantal	Lasfct	Tot. lgt
TR - PL	2.18	1	504	1	1098.72
VST - TR	.582	2	252	1	293.328
DDL - PL	.882	2	504	1.1	977.9616
DDL - DDF	3.6	2	84	1	604.8
VPS - DDL	.78	2	504	1.1	864.864
KAP	3.6	2	42	1	302.4
KSO & KSB	.3	2	504	1	302.4
PBU	.53	1	168	1	89.04
DBU	.53	1	84	1.1	48.972
GFL	.2	2	252	1	100.8
APL	.2	2	84	1.2	40.32
VAS	2.33	1	42	1	97.86
QAP	3.6	2	42	1	302.4
OVE	.53	2	294	1	311.64
RPD	.1	2	294	1.1	64.68
OPD	7.2	2	42	1.15	695.52

Staal m ³	42.4783023	Laslgt m'	6195.7056		
Tot.staalk.	496996.137	Tot.lask.	123914.112	Tot Kering	620910.249

BEREKENING 11

Tot. laslgt 6195.7056 Tot.Prijs 620910.249

Tot. staal 42.4783023

***STAAL**

Element	Staal %	Prijs %
PL	10.4498753	8.36440958
DDL	8.54271429	6.83785782
DDF	4.27135715	3.41892891
TR	55.8693515	44.7195901
VPS	1.9933	1.59550016
KSO	1.42378572	1.13964297
KSB	.800879465	.641049171
PBU	5.28617524	4.23122131
DBU	2.26381929	1.81203232
SPP	.316396826	.253253993
GPL	.474595238	.37988099
APL	.158198413	.126626997
GPR	1.11233259	.89034607
OAP	1.10343393	.883223301
OVE	.68228998	.546126408
KAP	1.12123125	.897468839
RPD	.59799	.478650047
VAS	.115188219	.0922002819
OPD	3.41708572	2.73514313

LASSEN*

Element	Las lgt %	Prijs %
TR - PL	17.7335734	3.53906221
VST - TR	4.73437601	.944832206
DDL - PL	15.7845073	3.15009005
DDL - DDF	9.76160003	1.94810764
VPS - DDL	13.959088	2.78579393
KAP	4.88080002	.97405382
KSO & KSB	4.88080002	.974053821
PBU	1.43712445	.286804736
DBU	.790418447	.157742605
GPL	1.62693334	.324684607
APL	.650773336	.129873843
VAS	1.57948112	.315214639
OAP	4.88080002	.97405382
OVE	5.02993558	1.00381658
RPD	1.04394889	.208339289
OPD	11.22584	2.24032379

BEREKENING 11

STAAL / KG 1.5 LASSNELH/HR 2
 LOONK./ HR 40 SOORT.GEW. 7800

STAAL

Element	Dikte (m)	Breedte	Hoogte	Rantal	V.F.
PL	.012	3.6	2.33	42	1.05
DDL	.02	3.6	.6	84	1.2
DDF	.02	3.6	.3	84	1
TR	8e-03	2.18	3.6	252	1.5
VPS	.02	.14	.6	336	1
KSD	.04	.3	.2	252	1
KSB	.03	.3	.15	252	1
PBU	.0125	.53	2.89	84	1.5
DBU	8e-03	.53	3.6	42	1.5
SPP	.02	.2	.2	168	1
GPL	.02	.2	.2	0	1
RPL	.02	.2	.2	0	1
GPR	5e-03	5	.3	42	1.5
OAP	.01	3.6	.31	42	1
OVE	5e-03	.53	.31	294	1.2
KAP	5e-03	3.6	.6	42	1.05
RPD	8e-03	3.6	.2	42	1.05
VAS	5e-03	2.33	.1	42	1
OPD	.01	3.6	.96	42	1

LASSEN*

Element	Lenste (m)	Las : 1/2	Rantal	Lasfct	Tot.lgt
TR - PL	2.18	1	504	1	1098.72
VST - TR	.582	2	252	1	293.328
DDL - PL	.882	2	504	1.1	977.9616
DDL - DDF	3.6	2	84	1	604.8
VPS - DDL	.88	2	336	1.1	650.496
KAP	3.6	2	42	1	302.4
KSD & KSB	.3	2	504	1	302.4
PBU	.53	1	168	1	89.04
DBU	.53	1	84	1.1	48.972
GPL	.2	2	0	1	0
RPL	.2	2	0	1.2	0
VAS	2.33	1	42	1	97.86
OAP	3.6	2	42	1	302.4
OVE	.53	2	294	1	311.64
RPD	.1	2	294	1.1	64.68
OPD	7.2	2	42	1.15	695.52

Staal m³ 42.8199723 Laslgt m³ 5840.2176
 Tot.staalk. 500993.676 Tot.lask. 116804.352 Tot Kering 617798.028

BEREKENING 12

Tot. laslgt 5840.2176 Tot.Prijs 617798.028

Tot. staal 42.8199723

***STAAL**

Element	Staal %	Prijs %
PL	10.3664934	8.40654615
DDL	10.1694601	8.24676508
DDF	4.23727505	3.43615212
TR	55.4235576	44.9448697
VPS	1.31826335	1.0690251
KSO	1.41242501	1.14538404
KSB	.794489071	.644278522
PBU	5.63388384	4.56871024
DBU	2.24575577	1.82116062
SPP	.313872226	.254529786
GPL	0	0
AFL	0	0
GPR	1.10345704	.89483128
OAP	1.09462939	.88767263
OVE	.676845837	.548877576
KAP	1.1122847	.90198993
RPD	.593218506	.481061296
VAS	.114269107	.0926647503
OPD	3.38982004	2.74892169

LASSEN

Element	Las lgt %	Prijs %
TR - PL	18.8129976	3.5568906
VST - TR	5.02255258	.949591895
DDL - PL	16.7452939	3.16595896
DDL - DDF	10.3557785	1.95792143
VPS - DDL	11.1382151	2.10585327
KAP	5.17788926	.978960717
KSO & KSB	5.17788926	.978960717
PBU	1.52460073	.288249544
DBU	.8385304	.158537249
GPL	0	0
AFL	0	0
VAS	1.6756225	.316802565
OAP	5.17788926	.978960717
OVE	5.33610255	1.00887341
RPD	1.10749298	.20938882
OPD	11.9091453	2.25160965

BEREKENING 12

STAAL / KG	1.5	LASSNELH/HR	2
LOONK./ HR	40	SOORT.GEW.	7800

STAAL

Element	Dikte (m)	Breedte	Hoogte	Rantal	V.F.
PL	.012	3.6	2.33	42	1.05
DDL	.02	3.6	.5	84	1.2
DDF	.02	3.6	.3	84	1
TR	8e-03	2.18	3.6	252	1.5
VPS	.02	.14	.6	504	1
KSO	.04	.3	.2	252	1
KSB	.03	.3	.15	252	1
PBU	.0125	.53	2.89	84	1.5
DBU	8e-03	.53	3.6	42	1.5
SPP	.02	.2	.2	168	1
GPL	.02	.2	.2	0	1
APL	.02	.2	.2	0	1
GPR	5e-03	5	.3	42	1.5
OAP	.01	3.6	.31	42	1
OVE	5e-03	.53	.31	294	1.2
KAP	5e-03	3.6	.6	42	1.05
RPD	8e-03	3.6	.2	42	1.05
VAS	5e-03	2.33	.1	42	1
OPD	.01	3.6	.96	42	1

LASSEN

Element	Langte (m)	Las : 1/2	Rantal	Lasfct	Tot.lgt
TR - PL	2.18	1	504	1	1098.72
VST - TR	.582	2	252	1	293.328
DDL - PL	.882	2	504	1.1	977.9616
DDL - DDF	3.6	2	84	1	604.8
VPS - DDL	.78	2	504	1.1	864.864
KAP	3.6	2	42	1	302.4
KSO & KSB	.3	2	504	1	302.4
PBU	.53	1	168	1	89.04
DBU	.53	1	84	1.1	48.972
GPL	.2	2	0	1	0
APL	.2	2	0	1.2	0
VAS	2.33	1	42	1	97.86
OAP	3.6	2	42	1	302.4
OVE	.53	2	294	1	311.64
RPD	.1	2	294	1.1	64.68
OPD	7.2	2	42	1.15	695.52

Staal m ³	42.3764523	Laslgt m'	6054.5856	
Tot.staalk.	495804.492	Tot.lask.	121091.712	Tot Kering 616896.204

BEREKENING 13

Tot. laslgt 6054.5856 Tot.Prijs 616896.204

Tot. staal 42.3764523

***STAAL**

Element	Staal %	Prijs %
PL	10.4749911	8.41883546
DDL	8.56324634	6.88235067
DDF	4.28162317	3.44117533
TR	56.0036311	45.0105734
VPS	1.99809081	1.60588182
KSO	1.42720772	1.14705845
KSB	.802804345	.645220375
PBU	5.69284914	4.57538912
DBU	2.26926028	1.82382293
SPP	.317157272	.254901877
GPL	0	0
RPL	0	0
GPR	1.11500603	.89613941
OAP	1.10608599	.888970294
OVE	.683929835	.549679965
KAP	1.12392608	.903308525
RPD	.599427244	.481764547
VAS	.115465069	.0928002145
OPD	3.42529854	2.75294027

LASSEN

Element	Las lgt %	Prijs %
TR - PL	18.1469067	3.56209033
VST - TR	4.84472463	.950980078
DDL - PL	16.1524118	3.17058719
DDL - DDF	9.98912296	1.96078367
VPS - DDL	14.2844458	2.80392064
KAP	4.99456148	.980391833
KSO & KSB	4.99456148	.980391833
PBU	1.47062088	.288670929
DBU	.808841484	.158769011
GPL	0	0
RPL	0	0
VAS	1.61629559	.31726569
OAP	4.99456148	.980391833
OVE	5.14717308	1.01034825
RPD	1.06828121	.20969492
OPD	11.4874914	2.25490121

BEREKENING 13

OPMERKINGEN

Er zijn 13 verschillende berekeningen uitgevoerd om een schatting te maken van de kosten. De eerste 9 berekeningen zijn gebaseerd op de gegevens zoals die uit het ontwerp van de klep volgen. Er is wel rekening gehouden met het feit dat niet meer met hartlijnen gewerkt kan worden, maar veel verder ging dit niet.

Hierbij is vooral gekeken naar de invloed van een verandering in de uitgangspunten, zoals de staalprijs, de loonkosten en de lassnelheid. Hiermee kan bepaald worden hoe gevoelig een bepaald alternatief is voor een verandering, dit is erg nuttig in een ontwerp fase als er een afweging tussen alternatieven gemaakt moet worden.

Om dit programma echter optimaal te benutten moet veel meer inzicht in de constructie verkregen worden om het benodigd materiaalverbruik en laslengtes te kunnen bepalen. Dit inzicht wordt vooral verkregen door de constructie te tekenen. Dan pas worden de echte maten min of meer bepaald, dit houdt niet in dat er afgeweken wordt van hetgeen in het ontwerp gesteld wordt, hier wordt meer de aansluiting tussen de verschillende onderdelen bewerkstelligd. De berekeningen vanaf 10 zijn dan ook op de tekeningen gebaseerd, dit merkt men vooral aan de lengte van de verstijvingsprofielen die aanvankelijk over de volle lengte (2.18) plus een klein stuk doorgevoerd zouden worden. Bij het tekenen bleek dit overbodig te zijn, dit is dan ook ingevoerd.

De vier uitgevoerde berekeningen zijn op de volgende gegevens gebaseerd.

Berekening tien is uitgevoerd door de uitgangspunten constant te houden (dit geldt eveneens voor de volgende berekeningen) maar met invulling van de gegevens zoals ze uit de tekeningen volgen.

Berekening 11 is een alternatief die bij het ontwerpen van de kening (de dwarsdraager) snel werd verworpen, dit alternatief ging uit van een lager lijf van de DD, waarbij de dwarskracht door schotten t.p.v. de 'oplegging' opgenomen kon worden. Hier is men er verder van uit gegaan dat de rest van de constructie zo gemaakt kan worden, dus dat spanningen en vervormingen acceptabel zijn. Dit lijkt twijfelachtig, maar de consequenties van deze veronderstelling zijn niet eenvoudig aan te geven.

Berekening 12 gaat uit van een simpel wegzakkend oplegpunt, de pendelstaaf wordt verlengd t.o.v. de voorgaande alternatieven terwijl de geleiding direct op de buis wand gebeurt. De aanslagplaat wordt gevormd door een plaat die aan de buis wordt vastgelast. Het is zeer de vraag of bij deze opbouw de aanslagplaat zal werken volgens het bedoelde model van gelijkmatige spreiding.

Berekening 13 is gebaseerd op een combinatie van 11 en 12.

De resultaten zijn uiterst teleurstellend. Tussen het meest ongunstigste alternatief (10) en het gunstigste bedraagt het verschil nog geen f 5000,-.

Als er echter naar de procentuele bijdragen tot de prijs van de verschillende onderdelen wordt gekeken, dan kan het bovenstaande eenvoudig verklaard worden. Een onderdeel, de troggen, zijn gewoon overheersend en bedragen bijna de helft van de hier vermelde kosten. De andere helft wordt dan tussen de andere onderdelen verdeeld, waarbij de grootste bijdrage nog geen 9% bedraagt. Dit houdt in dat tenzij er iets aan de trogprofielen gedaan wordt, de rest van de voorgestelde alternatieven weinig invloed zal hebben op de uiteindelijke uitkomst.

Verder blijkt nog dat de verhouding tussen materiaalkosten en laskosten ongeveer 4:1 bedraagt .
 Hieruit kan geconcludeerd worden dat een optimaal ontwerp zal bestaan uit een constructie die arbeidsintensiever is en waarbij het materiaalverbruik , vooral van de verstijvingsprofielen , minder is .

Het hier voorgestelde ontwerp gaat hier geheel tegenin , het is een ontwerp waarbij relatief veel materiaal wordt toegepast , hiermee worden de extra bewerkingen minder .

Er zou vooral uitgekeken moeten worden naar een goedkoper verstijvingsprofiel daar dit het dominerend onderdeel is uit de kening .

Hieronder volgt nog een grafische indruk van de berekende prijs bij de verschillende berekeningen .

```

[-          #
[-          #
[-          #
[- #        # #
[- #        # # #
[- #        # # # # # # # # # #
[- # #      # # # # # # # # # #
[-# # # # # # # # # # # # # #
[-# # # # # # # # # # # # # #
[-# # # # # # # # # # # # # #
[-# # # # # # # # # # # # # #
[-# # # # # # # # # # # # # #
[-# # # # # # # # # # # # # #
[-# # # # # # # # # # # # # #
[-# # # # # # # # # # # # # #
[-# # # # # # # # # # # # # #
[-# # # # # # # # # # # # # #
[-# # # # # # # # # # # # # #
[-# # # # # # # # # # # # # #
[-# # # # # # # # # # # # # #

```

1-2-3-4-5-6-7-8-9-0-1-2-3

Errata

De volgende fouten in het globale ontwerp zijn opgemerkt :

- het inleiden van de kracht in de verstijvingsprofielen
- het onderbreken van van het lijf van de dwarsdraager
- een plaat van 20 mm dikte onderbreken en aan een van 8 mm lassen

De volgende veranderingen moeten doorgevoerd worden :

Blz. 74 t/m 79

In het verslag staat het inleiden van de kracht in het verstijvingsprofiel vermeld voor een gestapelde opbouw van de constructie. Hier is de keus gevallen op een aan de dwarsdraager verbonden verstijvingswijze, en wordt dan geen kracht meer via de onderkant van het profiel ingevoerd, dit gebeurt dan over de hoogte van het lijf van het verstijvingsprofiel. De gehele controle berekening zoals in het verslag is opgenomen heeft dan geen zin meer, het verstijvingsprofiel moet als volgt onderzocht worden :

$$\begin{aligned} \text{BuijsPanning} & : \sigma_b = 259.2 \text{ N/mm}^2 \\ \text{Schuifspanning} & : \tau = 139.9 \text{ N/mm}^2 \\ \text{Vergelijkspanning} & : \sigma_c = \sqrt{(259.2)^2 + 3 \cdot (139.9)^2} \\ & = 354.8 \text{ N/mm}^2 \leq 1.2 \cdot \sigma_e \end{aligned}$$

Blz. 87

Bij de opbouw van het element is er sprake van een onderbroken dwarsdraager lijf en een ononderbroken trogprofiel, dit wordt dan net omgekeerd, een ononderbroken dwarsdraager lijf en een onderbroken trogprofiel, zie verder de tekeningen.

Blz. 90

Er wordt hier gesteld dat de staalprijs f 2,-/kg bedraagt, dit moet echter f 1.50 /kg zijn, zodat de totale extra kosten f 3510,- bedragen.

Blz. 91-92

De gehele paragraaf die betrekking heeft op het verzwakte profiel heeft dan geen betekenis meer, de dwarsdraager wordt nu niet meer verzwakt, in plaats van de dwarsdraager wordt nu het verstijvingsprofiel onderbroken.

Blz. 93 t/m 102

Alle controle berekeningen zijn gebaseerd op een deels verzwakte deels onverzwakte doorsnede van de dwarsdraager, daar de dwarsdraager nu onverzwakt is, is de optredende toestand gunstiger dan de vermelde die op zich al voldoet. Nu zullen de optredende spanningen kleiner zijn.

Blz. 119

Het verstijvingsschot en het scharnier zullen een geheel vormen, zie verder de tekeningen.

