25 januari 1968.

Dijkgraaf en Dijkraden van het
Waterschap de Dijkring Hoekse Waard,
Rijksstraatweg 3a,
K L A A S W A A L.

W.724/5/Co/LS

Kruising gasleiding
met Kildijk.

Mijne Heren,

./. Onder verwijzing naar Uw brief d.d. 7 december 1967, Uw kenmerk 13.669 doen wij U in 8-voud een memorandum betreffende de berekening van de in hoofde dezer genoemde kruising toekomen. Gezien de in het memorandum gesignaleerde physische tegenstrijdigheden betwijfelen wij de juistheid van de input-gegevens, en derhalve ook van de waarden der uitkomsten.

Doordat in de correctie-berekening ter reductie van de kritieke waarden niet alle van invloed zijnde factoren zijn opgenomen, kan geen uitspraak worden gedaan omtrent de juistheid van de gereduceerde uitkomsten. De verwaarloosde invloed kan n.l. zowel ten gunste als ten ongunste werken. Wordt de oplossing ter reductie der kritieke waarden middels een glaswoldeken gehandhaafd, dan kan slechts een computer-berekening de zekerheid verschaffen omtrent de juistheid der betreffende uitkomsten, mits alle van invloed zijnde factoren als input zijn ingevoerd.

In verband met het bovenstaande adviseren wij U belanghebbende de definitieve vergunning ter uitvoering van dit werk te onthouden, totdat middels een computer-berekening voorzien van gewaarmerkte inputgegevens en de daarbij behorende output is aangetoond, dat de geëiste breukveiligheid in de gehele constructie aanwezig is.

Vertrouwend U naar genoegen van advies te hebben gediend verblijven wij,

Hoogachtend,
Raadgevend Ingenieursbureau
BISH EN PARTNERS N.V.

(Ir. J.F. Bish).-

Bijlagen. 8 stuks.

RAADGEVEND INGENIEURSBUREAU Bish & Partners n.v.

KONINGINNEGRACHT 84 – TELEFOON (070) 650833 – 's-GRAVENHAGE
BANKIER: NEDERLANDSCHE CREDIETBANK N.V., GIRO 747904, TELEGRAMADRES: BIPAR HAAG

Memorandum betreffende de berekening ener Ø 12 $\frac{3}{4}$". hogedruk-leiding, toebehorend aan de N.V. Nederlandse Gasunie, met de Dordtse Kil. Annex dijken aan zowel de west als de oostzijde.

Inhoud :

Hoofdstuk I	Blz.	1	tot	6
Algemene opmerkingen.				
Hoofdstuk II	"	6	"	10
Toegelaten spanning, buisgegevens en bochtkarakteristieken volgens de A.S.A. Code				
Hoofdstuk III	"	10	"	12
De grenzen van verplaatsing bij het optreden van de max. wrijving W_{max}.				
Hoofdstuk IV	"	12		
Verlaging van de computer-uitkomsten door de toepassing van een glaswoldeken.				
Hoofdstuk V	"	13	"	21
Spanningsberekeningen.				
Hoofdstuk VI	"	21	"	22
Eindconclusies.				

's-Gravenhage, 25 januari 1968.

(Ir. W.J. Comijs).-

Hoofdstuk I. Algemene opmerkingen.

1). Het ontbreken van de voor een controle benodigde gegevens.

De controle ener computerberekening is niet goed mogelijk, zonder de output- en de daarbij behorende en gewaarmerkte input-gegevens.
Teneinde in elk gewenst punt der constructie de spanningen te kunnen berekenen, dienen behalve de computeruitkomsten, tevens de neutrale en passieve grondbelastingen op de constructie bekend te zijn.
Voor een overzicht van de belastingen wordt in de berekening naar tekening H-34-3258-1 verwezen. Deze is echter niet bij de ontvangen tekeningen aangetroffen.
Afgaande op de in tekening H-34-3256-2II weergegeven resultaten van de laterale reacties, over ± 35 m. van het zettende deel der constructie tussen de punten 117 en 235, is slechts een passieve grondbelasting met een maximum van 0,757 t/m' nodig over een lengte van 3,5 m. Deze waarden komen ons gezien de te volgen maximum zetting van 20 cm onwaarschijnlijk voor.
Zo geeft tekening H-34-3256-2III van het punt 173, een axiale verplaatsing aan van -49,92 m.m. aan bij een nul-waarde van de wrijving. Daar voor de wrijving een beddingsconstante k_w is aangenomen, zal bij een verplaatsing de bijbehorende wrijving moeten worden geregistreerd.
Aan deze physische voorwaarde is in punt 173 derhalve niet voldaan.

Conclusie 1 : Ervan uitgaande dat de computeruitkomsten juist in beeld zijn gebracht, moet betwijfeld worden of de opzet van de berekening wel juist is. Een inzicht van deze opzet kan alleen middels de input gegevens worden verkregen.

2). Het in rekening brengen van uitsluitend axiale wrijving.

Daar de grondwrijving niet alleen weerstand biedt tegen axiale verplaatsingen doch ook tegen wringende momenten, is het een inconsequentie, uitsluitend de axiale wrijving in de berekening te verdisconteren.
Indien wel met torsiewrijving zou zijn rekening gehouden, zouden hogere uitkomsten der wringmomenten zijn verkregen, die echter over een kortere afstand zijn uitgedempt dan de invloedslengten behorende bij de wringmomenten volgens de berekening. Deze kunnen zonder het optreden van een torsiewrijving slechts als zodanig uitdempen door de vele in de constructie voorkomende ruimtelijke bochten.

In dit verband zij opgemerkt, dat de als een ruimtelijke constructie berekende leiding wellicht had kunnen worden berekend als 3 van elkaar onafhankelijke constructies, t.w. de zinker en de 2 dijkskruisingen ter weerszijden ervan.

Conclusie 2 : De verkregen uitkomsten der wringmomenten zijn t.g.v. het niet in rekening brengen der torsiewrijving te laag, en daarmede de τ_{max} - waarden in de betreffende drsn, alsmede de buigende momenten in drsn. van de betreffende ruimtelijke bocht.

3). De gasbuisgedeelten voorzien van een mantelbuis.

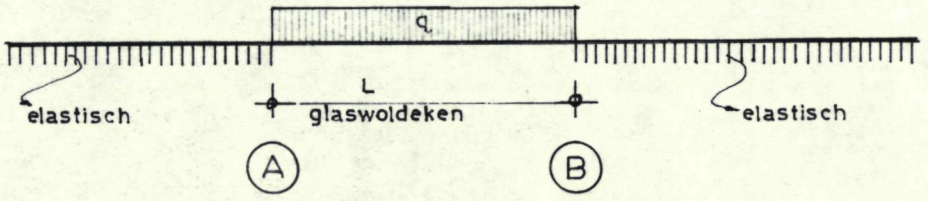
Door voor deze gedeelten $k_L = 0$ te stellen, is uitgegaan van een onafhankelijke werking van gas- en mantelbuis. Een bewijs van de juistheid van dit uitgangspunt is echter niet gegeven.

In de berekening is gerekend met een speling $S = \frac{D_{i.m} - D_{u.g}}{2} = 3{,}253$ cm.
Om metalisch contact tussen beide buisen i.v.m. de kathodische bescherming te voorkomen, wordt echter gebruik gemaakt van om de gasbuis geschoven thinsulators, waarbij de speling gewoonlijk wordt gesteld op :
$S_{gemidd} = 1{,}25$ cm rondom, resp. $S_{max} = 2{,}50$ cm, bij geen, resp. wel contact tussen thinsulators en mantelbuis.
Is v_m resp. V_g de laterale verplaatsing van de mantel- resp. gasbuis, dan kunnen de 2 buizen onafhankelijk van elkaar werkend worden beschouwd, en voor deze gedeelten $k_L = 0$ worden gesteld, indien $V_m - V_q < S_{gemid} - \frac{1}{2}\ \delta_m$.
Hierin is δ_m = de indrukking van D_m t.g.v. de Spangler belastingen.
Is echter $V_m - V_q > S_{gemidd} - \frac{1}{2} S_m$, dan zal voor de ommantelde gedeelten gerekend moeten worden met een constructiegedeelte van 2 samenwerkende buizen, met een veerconstante $k_L \neq 0$, behorende bij de veldlengte en de uitwendige diameter van de mantelbuis.
Voor de desbetreffende "staven" dient verder een aannemelijke buigingsstijfheid als input te worden ingevoerd.

Conclusie 3 : Zonder meer is de aanname $k_L = 0$ voor de ommantelde gedeelten onjuist.

4). De Toelichting op de berekening voor de toepassing van glaswoldekens.

Door voor de betreffende gedeelten $k_L = 0$ te stellen, heeft men het geval van een onderbroken elastisch gefundeerde constructie :



Is q de belasting per lengte eenheid over de afstand AB, dan geldt volgens Hetényi voor de punten A en B :

$$y_A = y_B = \frac{\lambda . Q}{k\ D_u}\ (1-\alpha).$$

$$O_A = -\ O_B = \frac{\lambda^2\ Q}{k\ D_u}\ (1-2\alpha).$$

$$M_A = M_B = \frac{Q}{2\lambda} \cdot \alpha.$$

$$D_A = -\ D_B = \frac{1}{2}\ Q.$$

Hierin is $Q = qL$; $\lambda = \left(\frac{D_u\ k}{4\ EI}\right)^{0,25}$ en $\alpha = \frac{6-\lambda^2\ L}{6\ (2 + \lambda . L)}$.

Naast de gegeven zettingen, dienen de puntlasten $P = \frac{1}{2}\ Q$ in de punten A en B als input worden ingevoerd.
Hoewel $k_L = 0$, zou men veiligheidshalve voor q kunnen nemen de neutrale grondbelasting + het e.g. van de buis.

In de toelichting op de berekening der momenten in de gedeelten waar een glaswoldeken zal worden toegepast, is gebruik gemaakt van de uitkomsten behorende bij een ononderbroken elastisch gefundeerde ligger. Terwijl o.i. zowel voor de laterale als de axiale reacties correctiebelasting systemen hadden moeten worden ingevoerd, is zulks uitsluitend voor de laterale reacties gebeurd. In hoofdstuk III, wordt op het e.e.a. nader ingegaan.

5). De ondersteuningshoek φ_B voor in sleuven gelegde buizen.

Hiervoor rekent Spangler met ten hoogste $\varphi_B = 30^\circ$ en slechts voor doorgeperste buizen met $\varphi_B = 120^\circ$.
Deze φ_B - waarden worden door de Provinciale Waterstaat in Zuid Holland aangehouden, tenzij kan worden aangetoond, dat de optredende grondreacties $\geqq 0{,}9\ P_{w.e.}$

Verplaatsingen hebben slechts plaats in het elastische gebied, indien $\sigma_{gr.} \leqq 0{,}5\ P_{w.e}$, zodat de toepassing van een beddingsconstante k_L niet meer geldig zou zijn voor $\sigma_{gr} > 0.5\ P_{w.e.}$
Ter vereenvoudiging der berekeningen wordt echter gesteld, dat de toepassing van k_L geldig is tot een waarde van $\sigma_{gr} = 0{,}9\ P_{w.e}$, in welk geval dan gerekend mag worden met $\varphi_B = 120^\circ$.
Voor $0.5\ P_{w.e} < \sigma_{gr} < 0.9\ P_{w.e}$ mag rechtlijnig worden geïnterpoleerd.

In de berekeningen is gerekend met $\varphi_B = 120^\circ$ bij $\sigma_{gr} < 0{,}9\ P_{w.e}$, zodat de tangentiële spanningsuitkomsten te gunstig zijn.

6). De spanningsberekening in bochten.

Door de Provinciale Waterstaat in Zuid Holland worden hiervoor de formules volgens de A.S.A. code aangehouden.
Afwijkende berekeningsmethoden zijn slechts toegestaan, indien hiermede tenminste de zelfde waarden worden verkregen als met de A.S.A. code formules
Ter vergelijking van de spanningsuitkomsten zijn voor het punt 221 de max. spanningen berekend volgens de A.S.A. code (zie hoofdstuk V).

7). De vergelijkingsspanning.

Deze kan alleen worden toegepast indien geen der toelaatbare normale trek- of druk-, alsmede schuifspanningen worden overschreden.
Volstaan kan derhalve worden met de eis dat $\sigma < \bar{\sigma}$ en $\tau < \bar{\tau}$.

8). Het ontbreken van de afpersdrukken.

Het is een eis van de Provinciale Waterstaat in Zuid Holland, dat de afpersdrukken waarbij $\bar{\sigma}_{afp.} \leqq 0{,}9\ \sigma_{vloei}$, worden bepaald en in de berekening vermeld. E.e.a. is in de berekening niet aangetroffen.

Hoofdstuk II : Toegelaten spanning, buisgegevens, en bochtkarakteristieken volgens de A.S.A. Code.

Toegelaten spanning :

De toegepaste staalsoort is $\frac{\sigma_{vl}}{\sigma_{br}} = \frac{2460 \text{ kg/cm}^2}{4220 \text{ kg/cm2}}$

De geeiste breukveiligheid $n_{br} = 3{,}5$, zodat $\bar{\sigma} = \frac{4220}{3.5} = 1206 \text{ kg/cm}^2$.

Buisgegevens.

1). Ø 12 3/4"; met $t_1 = 0{,}952$ cm. (de dijkskruisingen).

$\emptyset_u = 32{,}385$ cm. ; $r_u = 16{,}1925$ cm.

$\emptyset_i = 30{,}481$ " ; $r_i = 15{,}2405$ "

$\emptyset = 31{,}433$ " ; $r = 15{,}7165$ "

$F = \pi\,(16{,}1925^2 - 15{,}2405^2) = 94 \text{ cm}^2$

$I = \frac{1}{4}\,\pi\,(16{,}1925^4 - 15{,}2405^4) = 11615 \text{ cm}^4$; $I_p = 23230 \text{ cm}^4$.

per cm' buiswand.

$F_1 = 1 \cdot 0{,}952 = 0{,}952 \text{ cm}^2$

$I_1 = \frac{1}{12} \cdot 0{,}952^3 = 0{,}0719 \text{ cm}^4$.

Voor buiging : $EI = 2{,}1 \cdot 10^6 \cdot 11615 = 24392 \cdot 10^6$ kgcm^2

$W = 16{,}1925^{-1} \cdot 11615 = 717$ cm^3.

per cm' buiswand.

$EI_1 = 2{,}1 \cdot 10^6 \cdot 0{,}0719 = 0{,}151 \cdot 10^6$ kgcm^2

$W_1 = \frac{1}{6} \cdot 0{,}952^2 = 0{,}151$ cm^3.

Voor wringing: $GI_p = 0{,}808 \cdot 10^6 \cdot 23230 = 18770 \cdot 10^6$ kgcm^2

$W_W = 2\,W = 1414$ cm^3.

e.g. = $q_1 = 94.7850 \cdot 10^{-4} = 75$ kg/m'

opw. druk = $- \pi.16{,}1925^2 \cdot 1000.10^{-4} = -\ 80$ "

Onder water $q_{1.o.w.} = -\ 5$ kg/m'.

2). Ø 12 ¾". met t = 0,714 cm. (de zinker).

$Ø_u$ = 32,385 cm : r_u = 16,1925 cm.

$Ø_i$ = 30,957 " · r_i = 15,4785 "

$Ø$ = 31,671 " r = 15,8355 "

$F = \pi \quad (16{,}1925^2 - 15{,}4785^2) = 71 \text{ cm}^2$

$I = \frac{\pi}{4} \quad (16{,}1925^4 - 15{,}4785^4) = 8907 \text{ cm}^4$; $I_p = 17814 \text{ cm}^4$.

per cm' buiswand.

$F_1 = 1 \cdot 0{,}714 = 0{,}714 \text{ cm}^2$

$I_1 = \frac{1}{12} \cdot 0{,}714^3 = 0{,}0303 \text{ cm}^4$.

Voor buiging : $EI = 2{,}1 \cdot 10^6 \cdot 8907 = 18705 \cdot 10^6$ kgcm^2

$W = 16{,}1925^{-1} \cdot 8907 = 550$ cm^3

per cm' buiswand.

$EI_1 = 2{,}1 \cdot 10^6 \cdot 0{,}0303 = 0{,}064 \cdot 10^6$. kgcm^2.

$W_1 = \frac{1}{6} \cdot 0{,}714^2 = 0{,}085$ cm^3.

Voor wringing: $GI_p = 0{,}808 \cdot 10^6 \cdot 17814 = 14394 \cdot 10^6$ kgcm^2

$W_w = 2\,W = 1100$ cm^3.

e.g. buis = $q_2 = 71 \cdot 7850 \cdot 10^{-4} = 55$ kg/m'

opw. druk = =- 80 "

Onder water $q_{2.o.w.}$ =- 25 kg/m'

Bochtkarakteristieken volgens de A.S.A. Code.

De flexibiliteits karakteristiek : $h = tR.r^{-1}$

De flexibiliteits factor : $k = 1{,}65\ h^{-1} \geq 1$:

De intensiteits factor : $i = 0{,}9 \cdot h^{-\frac{2}{3}}$; $i_x \geq 1$; $i_y \geq 0$.

In de formule is : r = de gemiddelde straal.
R = de straal van de bocht.
t = de wanddikte.

1). t_1 = 0,952 cm. ;

a). De 5D bocht. R_{1a} = 5D = 10r.

$h_{1.a}^{-1} = \frac{r_1}{10t_1} = \frac{15,7165}{9,52} = 1,65$; $h_{1.a}^{-\frac{2}{3}} = 1,65^{\frac{2}{3}} = 1.3963.$

$k_{1.a} = 1,65 \cdot 1,65 = 2,72 > 1.$ Deze bocht is 2,72 maal zo flexibel als de rechte buis. De bochtstijfheid $K_{1.a} = \frac{1}{2,72} = 0,368.$

$i_{1.a} = 0,9 \cdot 1,3963 = 1,257 > 1$; $\pm i_{x.1a} = \pm i_{y.ia} = 1,257.$

b). De 10D bocht. $R_{1.b}$ = 10D = 20 r.

$h_{1\ b} = 0,5 \cdot 1,65 = 0,825$; $h_{1.b}^{-\frac{2}{3}} = 0,825^{\frac{2}{3}} = 0,8796.$

$k_{1.b} = 1,65 \cdot 0,825 = 1,36 > 1.$ De bochtstijfheid $K_{1.b} = \frac{1}{1,36} = 0,736.$

$i_{1.b} = 0,9 \cdot 0,8796 = 0,792 < 1$; $\pm i_{x.1b} = 1$; $\pm i_{y.1.b} = 0,792.$

c). De 40D bocht. $R_{1.c}$ = 40D = 80 r.

$h_{1.c}^{-1} = \frac{1,65}{8} = 0,2065$; $h_{1c}^{-\frac{2}{3}} = 0,2065^{\frac{2}{3}} = 0,3491.$

$k_{1.c} = 1,65 \cdot 0,2065 = 0,34 < 1$; Deze bocht dient even stijf in rekening gebracht als de rechte buis. $K_{1.c} = 1,00$

$i_{1.c} = 0,9 \cdot 0,3491 = 0,314 < 1$; $\pm i_{x.1c} = 1$; $\pm i_{y.1c} = 0,314.$

2). t_2 = 0,714 cm.

Voor de zinker zijn uitsluitend 40 D bochten toegepast. R = 80 r.

$h_2^{-1} = \frac{r_2}{80\ t_2} = \frac{15,835}{57,12} = 0,2772$; $h_2^{-\frac{2}{3}} = 0,2772^{\frac{2}{3}} = 0,4251.$

$k_2 = 1,65 \cdot 0,4251 = 0,761 < 1.$ Deze bocht dient even stijf in rekening te worden gebracht als de rechte buis ; $K_2 = 1,00$

$i_2 = 0,9 \cdot 04251 = 0,3826. < 1$; $\pm i_{x.z} = 1$; $\pm i_{y.z} = 0,383.$

Vergelijking der in rekening te brengen bochtstijfheden K resp. $\varkappa$ volgens de A.S.A. Code, resp. E. Reissner.

R. van de bocht	t in cm	K	$\varkappa = 1 - \frac{q}{\alpha - \beta}$
5 D	0,952	0,368	0,436
10 D	"	0,792	0,734
40 D	"	1,000	0,976
40 D	0,714	1,000	0,971

Bij het gebruik van de K-waarden, zou doordat de 5D-bocht met $K < \varkappa$ slechts eens in de constructie voorkomt, over het geheel een stijvere constructie in rekening zijn gebracht dan waarmede is gerekend. Daarbij zouden dan grotere uitkomsten der momenten zijn verkregen.

Vergelijking der i-factoren volgens de A.S.A. code en de $f_{2\ max}$ en $f_{3\ max}$-factoren volgens E. Reissner.

R_{bocht}	t in m.m.	i_x	i_y	axiaal		tangentiëel			
				$f_{2\ max}$	φ	$f_{3\ max}$	φ	$f_{3\ min}$	φ
5 D	9,52	1,257	1,257	0,9887	0,25π	1,8787	0,en π	-1,5646	$\frac{1}{2}\pi$ en $\frac{3}{4}\pi$
10 D	"	1,000	0,792	0,8824	0,5 π	0,9876	"	-0,9417	" en "
40 D	"	1,000	0,314	0,9993	0,5 π	0,2620	"	-0,2613	" en "
40 D	7,14	1,000	0,383	-	-	-	-	-	-

Is M_x de verkregen uitkomst met de K-waarden als stijfheden van de bochten in het rekenprogramma ingevoerd, dan zijn de maximale waarden der axiale en tangentiële spanningen :

$$\sigma_{x.totaal} = \frac{N}{F} + i_x \cdot \frac{M_x}{W}$$

$$\sigma_{y.totaal} = \sigma_{yp} + f_{rr} \cdot \left(\pm\ i_y \cdot \frac{M_x}{W} + \frac{M_Q}{W_1} \right).$$

Het + resp.-teken voor $i_y \frac{M_x}{W}$, geldt indien t.g.v. M_x en de Spangler belastingen Q, gelijke- resp. tegengestelde ovalisatie der ringvorminge doorsneden optreden.

Het verschil in uitkomsten van de 2 berekeningsmethoden is het beste te illustreren aan de hand van een getallen-voorbeeld.
Gekozen is het punt 221 van de 40D bocht.

Hoofdstuk III. De grenzen van verplaatsing bij het optreden van de max. wrijving W_{max}.

Deze zijn in de berekening gekozen van 1 tot 5 cm. Voor klei geeft het L.G.M. grenzen aan van 0,2 tot 0,4 cm.

1). De N_{min} - waarde, waarbij het lineair verband $W = \lambda u$ nog geldig is.

$N = 0{,}2\ \sigma_r \cdot F = 0{,}2 \cdot 676 \cdot 94 = 12710$ kg.

Op het moment dat de max. wrijving optreedt is $u_{max} = \frac{W_{max}}{\lambda}$, en de bijbehorende normaalkracht $N_o = \frac{W_{max}}{\alpha}$.

Slechts indien $N_o < N = 12710$ kg, kan het verband $W = \lambda u$ worden gehandhaafd.

De opgegeven wrijvingswaarde voor de op de constructie aansluitende gedeelten aan zowel de west- als oostzijde is 0,1 kg/cm^2. $W_{max} = 10$ kg/cm'.

Met de grenzen voor de verplaatsing van 0,2 tot 0,4 cm is

$$\lambda_{max} = \frac{10}{0.2} = 50 \text{ kg/cm}^2 \quad \text{en} \quad \lambda_{min} = \frac{10}{0.4} = 25 \text{ kg/cm}^2.$$

$$\alpha_{max} = \left(\frac{50}{94 \cdot 2{,}1 \cdot 10^6} \right)^{0.5} = 50 \cdot 10^{-5} \text{ cm}^{-1} ; \quad \alpha_{min} = 50{,}2^{0.5} \cdot 10^{-5} \text{ cm}^{-1} =$$

$$= 35{,}3 \cdot 10^{-5} \text{ cm}^{-1}.$$

$$N_{o\,min} = \frac{10}{50} \cdot 10^5 = 20000 \text{ kg.} > N = 12710 \text{ kg.}$$

De opgegeven max. wrijvingswaarden variëren van 0,1 tot 0,35 kg/cm^2 zodat W_{max} varieert van 10 kg/cm' tot 35 kg/cm'.

Voor $W_{max} = 35$ kg/cm', is $\lambda_{max} = 175$ kg/cm^2 en $\alpha_{max} = \left(\frac{175}{94.2{,}1.10^6} \right)^{0{,}5} =$

$$= 9{,}4 \cdot 10^{-4} \cdot \text{cm}^{-1}.$$

$$N_{o.min} = \frac{35}{9{,}4} \cdot 10^4 = 37200 \text{ kg.}$$

$N = 12710$ kg zal bij verplaatsingen van 0,2 tot 0,4 cm derhalve beneden de minimum grenzen van 20000 kg resp. 37200 kg liggen, bij waarden van W_{max} = = 10 resp. 35 kg/cm'.

2). De beëindigingen van de constructie.

a) De invloed van de axiale wrijving.

In de berekening is bij W_{max} = 10 kg/cm' voor de op de constructie aansluitende gedeelten aan de west- zowel als aan de oostzijde een flexibiliteit $\frac{\alpha}{\lambda} = 2 \cdot 10^{-5}$ kg^{-1} cm. aangehouden.

$$\frac{\alpha}{\lambda} = \frac{u_{max}}{10} \cdot \left(\frac{10}{u_{max} \cdot 94 \cdot 2{,}1 \cdot 10^{6}} \right)^{0,5} = 2 \cdot 10^{-5}.$$

$$u_{max} = 2 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{94 \cdot 2{,}1 \cdot 10^{6}}{10} = 0{,}8 \text{ cm.}$$

De aan de constructie toe te voegen beëindigingslengten zijn zowel aan de oost- als de westzijde gelijk, en wel

$$L = \frac{3}{\alpha} = 3 \cdot \left(\frac{94 \cdot 2{,}1 \cdot 10^{6}}{\frac{10}{0{,}8}} \right)^{0,5} = 3 \cdot 4 \cdot 10^{3} = 12000 \text{ cm}$$

Wordt uitgegaan van u_{max} = 0,2 cm, dan is

$$L_1 = 3 \left(\frac{94 \cdot 2{,}1 \cdot 10^{6}}{\frac{10}{0{,}2}} \right)^{0,5} = 3 \cdot 0{,}63 \cdot 10^{3} = 1990 \text{ cm.}$$

b) De invloed van laterale belastingen.

Voor een elastisch gefundeerde ligger zijn de invloeden van laterale vervormingen van de op de constructie aansluitende gedeelten op de momenten, dwarskrachten en reacties uitgedempt op een afstand $\beta L > 7$ '. Hierin is

$$\beta = \left(\frac{k \cdot D_u}{4 E I} \right)^{0,25}.$$

Voor k_{min} = 0,05 resp. 0,10 kg/cm^3 komt men in de berekening op L = 32 resp. 27 m voor de 's-Gravendeelse resp. Dordtse oever.

Conclusie : Men is aan de veilige kant door de beëindigingen der constructie buiten de kruising te stellen op 32 resp. 27 m aan de west- resp. oostzijde.

Hoofdstuk IV : Verlaging van de computer-uitkomsten door de toepassing van een glaswoldeken.

Doordat voor het betreffende deel $k_L = 0$, wordt de invloed van de glaswoldeken in de berekening verdisconteerd door de invoer van een correctie - belasting-systeem zodanig, dat in elk punt van het betreffende leidinggedeelte de algebraïsche som van dit belastingsysteem en de reacties nul, of nagenoeg nul is.
De berekeningen tonen wel aan dat de reacties zijn gereduceerd, echter niet teruggebracht tot nul, n.l. in punt 413 van 1,24 t/m' tot 0,30 t/m' en in punt 189, van 0,757 t/m' tot 0,19 t/m'.
Uitgegaan is echter van een $k_L = 0$, zodat in de betreffende gedeelten laterale reacties geacht worden niet te kunnen optreden.

Opgemerkt zij dat wel een correctie voor de laterale reacties is berekend echter niet voor de axiale. O.i. zijn zowel de laterale als de axiale reacties van invloed geweest op de grootte der waarden van de buigende momenten. Behalve $k_L = 0$, had men derhalve tevens $k_w = 0$ moeten stellen.

Slechts een herhaalde computerberekening maar dan met $k_L = k_w = 0$ voor de gedeelten waar een glaswoldeken wordt toegepast, zal, uitgaande van de veronderstelling dat de leiding de zetting volgt, een inzicht geven in de grootte van de optredende momenten en reacties in de eindphase, en derhalve de breukveiligheid in deze gedeelten.

Nog afgescheiden van het bovenstaande achten wij de oplossing, middels een glaswoldeken weinig elegant.

Hoofdstuk V : Spanningsberekeningen.

a) Spanningen t.g.v. de werkdruk p = 40 kg/cm^2.

Als gemiddelde ringspanning wordt σ_{max} volgens Lamé aangehouden.

1) De buisgedeelten met t = 0,952 cm.

$$\sigma_{ring} = \frac{16,1925^2 + 15,2405^2}{16,1925^2 - 15,2405^2} \cdot 40 = \frac{494,4699}{29,9242} \cdot 40 = 16,9096 \cdot 40 =$$

$$= 676 \text{ kg/cm}^2.$$

Voor rechte buisgedeelten is $\sigma_{y.p} = 1 \cdot \sigma_{ring} = 676$ kg/cm^2

$\sigma_{x.p} = 0,5 \cdot \sigma_{ring} = 338$ "

Voor een bocht met straal R is :

de Toeslagfactor voor de binnenbocht : $f_t = \frac{R - 3^{-1} \cdot r_i}{R - r_i}$, en

de reductiefactor voor de buitenbocht: $f_r = \frac{R + 3^{-1} r_i}{R + r_i}$.

1a) De 5 D. bocht : $R_{1a} = 5 \cdot 30,481 = 152,405$ cm.

$$f_{t.1a} = \frac{152,405 - 5,082}{152,405 - 15,2405} = 1,0741 \; ; \quad f_{r.1a} = \frac{152,405 + 5,082}{152,405 + 15,2405} = 0,9394.$$

Toeslagen : tangentiëel : $t_{y.1a} = 0,0741 \cdot 676 = 50$ kg/cm^2

axiaal : $t_{x.1a} = 0,3 \cdot 50 = 15$ "

Reducties : tangentiëel : $r_{y.1a} = -0,0606.767 = -41$ kg/cm^2

axiaal : $r_{x.1a} = -0,3 \cdot 41 = -12$ "

Spanningen :

In de binnenbocht : $\sigma_{y.p} = 676 + 50 = 726$ kg/cm^2

$\sigma_{x.p} = 338 + 15 = 353$ "

In de buitenbocht : $\sigma_{y.p} = 676 - 41 = 635$ kg/cm^2

$\sigma_{x.p} = 338 - 12 = 326$ "

1b). De 10 D-bocht.

$R_{1.b} = 304,81$ cm.

$$f_{t.1.b} = \frac{304,81 - 5,082}{304,81 - 15,2405} = 1,0350 \; ; \quad f_{r.1.b} \frac{304,81 + 5,082}{304,81 + 15,2405} = 0,9683.$$

Toeslagen : tangentiëel : $t_{y.1b} = 0,065 \cdot 676 = 44$ kg/cm^2
radiaal : $t_{x.1b} = 0,3 \cdot 44 = 13$ "

Reducties : tangentiëel : $r_{y.1b} = - 0,0317 \cdot 676 = - 21$ kg/cm^2
$r_{x.1b} = - 0,3 \cdot 21 = - 6$ "

Spanningen :

In de binnenbocht : $\sigma_{y.p} = 676 + 44 = 720$ kg/cm^2
$\sigma_{x.p} = 338 + 13 = 351$ "

In de buitenbocht : $\sigma_{y.p} = 676 - 21 = 655$ ".
$\sigma_{x.p} = 338 - 6 = 332$ "

1c). De 40 D. bocht :

$R_{1.c} = 1219,24$ cm ;

$$f_{t.1c} = \frac{1219,24 - 5,082}{1219,24 - 15,2405} = 1,0084 \; ; \quad f_{r.1c} = \frac{1219,24 + 5,082}{1219,24 + 15,2405} = 0,9918.$$

Toeslagen : tangentiëel : $t_{y.1c} = 0,0084 \cdot 676 = 6$ kg/cm^2
radiaal : $t_{x.1c} = 0,3 \cdot 6 = 2$ "

Reducties : tangentiëel : $r_{y.1c} = - 0,0082 \cdot 676 = - 6$ kg/cm^2
$r_{x.1c} = - 0,3 \cdot 6 = - 2$ "

Spanningen :

In de binnenbocht : $\sigma_{y.p} = 676 + 6 = 682$ kg/cm^2
$\sigma_{x.p} = 338 + 2 = 340$ "

In de buitenbocht : $\sigma_{y.p} = 676 - 6 = 670$ "
$\sigma_{x.p} = 338 - 2 = 336$ "

2). De buisgedeelten met t_2 = 0,714 cm

$$\sigma_{ring} = \frac{16,1925^2 + 15,4785^2}{16,1925^2 - 15,4785^2} \cdot 40 = 22,19 \cdot 40 = 888 \text{ kg/cm}^2$$

Voor de rechte buisgedeelten is : $\sigma_{y.p} = 888$ kg/cm^2
$\sigma_{x.p} = 444$ "

De 40 D-bocht. ; $R_2 = 40 \cdot 30.957 = 1238,28$ cm.

$$f_{t.2} = \frac{1238,28 - 5,1595}{1238,28 - 15,4785} = 1,0084 \; ; \quad f_{r.2} = \frac{1238,28 + 5,1595}{1238,28 + 15,4785} = 0,9918$$

Toeslagen : tangentiëel : $t_{y.2} = 0,0084 \cdot 888 = 7$ kg/cm^2
axiaal : $t_{x.2} = 0.3 \cdot 7 = 2$ "

Reducties : tangentiëel : $r_{y.2} = -0,0082.888 = -7$ kg/cm^2
axiaal : $r_{x.2} = -0.3 \cdot 7 = -2$ "

Spanningen :

In de binnenbocht : $\sigma_{y.p} = 888 + 7 = 895$ kg/cm^2
$\sigma_{x.p} = 444 + 2 = 446$ "

In de buitenbocht : $\sigma_{y.p} = 888 - 7 = 881$ kg/cm^2
$\sigma_{x.p} = 444 - 2 = 442$ "

A. Controle der max. dekkingen op de Zinker.

Omdat een tekening met de neutrale- en passieve grondbelastingen op de constructie ontbreekt, moge hieronder een berekening volgen van de toelaatbare klei- en zanddekkingen op de zinker.

1). In het recht midden gedeelte van de zinker.

Axiaal

Buigende momenten treden niet op, zodat

$\sigma_{x.max} = \sigma_{x.p} = 444 \text{ kg/cm}^2$.

Tangentiëel :

$\sigma_y = \sigma_{y.p} + \sigma_{M.y}$ of $\bar{\sigma}_{M.y} = 1206 - 888 = 318 \text{ kg/cm}^2$

Voor $\alpha = 180^\circ$ en $\varphi_B = 180^\circ$ is $k_{max} = k_B = 0{,}235$; voorts is $k_y = 0{,}113$

zodat

$$f_{rr} = \frac{1}{1 + \frac{80}{0{,}064} \cdot 0{,}158355^3 \cdot 0{,}113} = \frac{1}{1 + 4{,}964 . 0{,}113} = \frac{1}{1{,}56} = 0{,}641$$

Is de neutrale grondbelasting Q kg/cm' dan is

$$\bar{\sigma}_{M.y} = 318 = f_{rr} \cdot \frac{M_B}{W_1} = 0{,}641 \cdot \frac{0{,}235\ Q . 15{,}8355}{0{,}085}, \text{ zodat}$$

$$Q = 318 \cdot \frac{0{,}085}{0{,}641 . 0{,}235 . 15{,}8355} = \frac{27{,}03}{2{,}38} = 11{,}35 \text{ kg/cm'} = 1135 \text{ kg/m'}.$$

De dekking $h = \frac{Q}{\gamma \cdot D_u}$.

Voor zand wordt gesteld $\gamma_z = 1800 \text{ kg/m}^3$.

$$h_{z.o.w} = \frac{1135}{800 . 0{,}32385} = 4{,}40 \text{ m.} \; ; \; h_{z.dr} = \frac{8}{18} \cdot 4{,}40 = 1{,}95 \text{ m}$$

Voor klei wordt gesteld $\gamma_{kl} = 1600 \text{ kg/m}^3$

$$h_{kl.o.w} = \frac{800}{600} \times 4{,}40 = 5{,}85 \text{ m} \; ; \; h_{kl.droog} = \frac{6}{16} \cdot 5{,}85 = 2{,}20 \text{ m}$$

2). In de 40-D bochten van de zinker.

Van de 2 bochten is de bocht aan de 's-Gravendeelse oever het ongunstigst belast. Het vlak van de bocht is verticaal. Tekening H.34-3256-2I geeft : M_x = + 79500 kgcm, werkend in het vlak van de bocht.

Axiaal :

$\sigma_{x.max}$ treedt op in de buitenbocht

$$\sigma_{x.max} = \sigma_{x.p} + i_x \sigma_{M.x} = 442 + 1 . \frac{79500}{550} = 442 + 1.145 = 597 \text{ kg/cm}^2.$$

Tangentiëel :

De invloed van M_x op $\sigma_{y.max}$ is $+ i_{y.z} \cdot \sigma_{M.x} = + 0,383.145 = + 56$ kg/cm^2

Is Q kg/cm' de grondbelasting, dan is :

a) voor de top : $\bar{\sigma}_{y.T.} = 1206 = 895. + f_{rr} . (\frac{0,148.Q.15,8355}{W_1} + 56) =$

$$= 895 + 0,641.56 + \frac{0,641.0,148.15,8355}{0,085} Q =$$

$$= 895 + 36 + 17,67. Q = 931 + 17,67 Q.$$

$$Q_a = \frac{275}{17.67} = 15,56 \text{ kg/cm'}$$

b) voor de bodem : $\sigma_{y.B} = 1206 = 881 + 36 + \frac{0,235}{0,148} . 17,67 Q = 917 +$

$$+ 28,06 Q.$$

$$Q_B = \frac{298}{28,06} = 10,62 \text{ kg/cm'}.$$

Boven de bocht is deze toelaatbare dekking :

voor zand: $\bar{h}_{z.o.w.} = \frac{10,62}{11,35} . 4,40 = 4,10$ m ; $\bar{h}_{z.dr} = \frac{8}{18} . 4,10 = 1,80$ m.

voor klei: $\bar{h}_{kl.o.w.} =$ " $. 5,85 = 5,45$ " ; $\bar{h}_{kl.dr} = \frac{6}{16} . 5,45 = 2,05$ m.

Conclusie IV B : Maatgevend is in dit geval de toelaatbare dekkingshoogte t.p.v. de bocht waarin volgens de berekening een buigend moment optreedt dat de ovalisatie der drsn. t.g.v. de Spangler belasting versterkt.

B. De max. spanningen in de 40 D in het punt 221.

Deze bocht ligt in een verticaal vlak. De hoek die de momentvector met de referentie y'-as maakt $\varphi = 180^{\circ}$, zodat $M_x = M_{221} = -305200$ kgcm. Voorts is $N_x = N_{221} = 37820$ kg.

Axiaal :

De max. spanning treedt op in de binnenbocht aan de onderzijde van de leiding.

$$\sigma_{x.max} = t_{x.1c} + \frac{N}{F} + i_{x.1c} \cdot \frac{M_x}{W} \cdot =$$

$$= 6 + \frac{37820}{94} + 1 \cdot \frac{305200}{717} = 6 + 402 + 426 = 834 \text{ kg/cm}^2.$$

Tangentiëel :

De grondtegendruk $\sigma_{gr} = 1044$ kg/m' = 10,44 kg/cm'

$P_{we.min} = 2$ kg/cm^2 = 2 . 32,385 = 62,67 kg/cm' $> 2\,\sigma_{gr} = 20,88$ kg/cm^2

Voor de spanglerbelastingen geldt derhalve

$\alpha = 180^{\circ}$ $\varphi_B = 30^{\circ}$, $k_{max} = k_B = 0,235$ en $k_y = 0.113$.

$$f_{rr} = \frac{1}{1 + \frac{80}{0,151} \cdot 0,157165^3 \cdot 0,113} = \frac{1}{1 + 2,057 . 0,113} = \frac{1}{1,232} = 0,812.$$

$Q = 14$ kg/cm' (zie blz. 47 van de berekening).

$$M_B = 0,235 \cdot 14 \cdot 15,7165 = 71,5 \text{ kgcm/cm}' : \sigma_{M_B} = \frac{71,5}{0,151} = 474 \text{ kg/cm}^2.$$

$$\sigma_{y.max} = \sigma_{y.B} = \sigma_{yp} + f_{rr} \left(i_{y.1c} \cdot \sigma_{Mx} + \sigma_{M_B} \right) =$$

$$= 682. + 0,812. (0,314 . 426 + 474) =$$

$$= 682 + 0,812 (134 + 474) = 682 + 494 = 1176 \text{ kg/cm}^2$$

De berekening geeft voor dit punt op blz. 85 en 88.

$\sigma_{x.max} = 930,21$ kg/cm^2 < 834 kg/cm^2

$\sigma_{y.max} = 939,34$ " > 1176 "

Conclusie V B : Uitgaande van computer-uitkomst en dezelfde Spangler belasting, is voor de maximum tangentiële spanning, berekend volgens de A.S.A. Code, in dit geval een 25 % hogere waarde verkregen dan volgens de berekening.

C). De dynamische belasting t.g.v. verkeersbelastingen.

Volgens Spangler is $Q_{dyn} = \frac{I_c \, C_t \, P}{A}$.

In verband met het Smith diagram wordt gerekend met v. Q_{dyn}, waarin v = = de vergrotingsfactor. In de vergelijking voor Q_{dyn} is :

I_c = de schokcoëfficient = 2

P = de wiellast.

C_t = f (n,m) waarin $n = \frac{A}{2H}$ en in $= \frac{D_u}{2H}$.

A = de spreiding per m' buis = 91 cm = constant.

H = de diepte van de buis onder het aangrijpingspunt van de last.

$v = \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_s}$, waarin $\sigma_S = \frac{0,5 \, . \, 0,8 . 0,6 . \, \sigma_{br} + \bar{\sigma}}{2} = \frac{0,24 + 0,286}{2} \, \sigma_{br} =$

$= 0,263 \; \sigma_{br}$

$v = \frac{0,286 \; \sigma_{br}}{0,263 \; "} = 1,0875.$

De als een statische belasting in te voeren belasting is dan

$vQ_{dyn} = 1,0875 \, . \, 2 \, . \, \frac{P}{91} \; C_t = 2,175 \, . \, \frac{P}{91} \, . \, C_t .$

Uitgegaan wordt van een 10 t. aslast, of een 5 t. wiellast als puntlast, zodat P = 5000 kg.

Met H = 110 cm. en D_u = 40,64 cm is

$n = \frac{91}{220} = 0,41$ en $m = \frac{40,64}{220} = 0,18$

De tabel van Spangler geeft de bijbehorende waarde C_t = 0,120.

De in rekening te brengen belasting is

$Q_{dyn} = \frac{2,175 \, . \, 5000}{91} \, . \, 0,12 = 14,35 \; kg/cm'.$

$Q + vQ_{dyn} = 19,57 + 14,35 = 33,92$ kg/cm'

$\alpha = 180^{\circ}$; $\varphi_B = 30^{\circ}$; $k_{max} = k_B = 0,235$

$D_{u\ m} = 40,640$ cm.

$t_m = 0,874$ " ;

$r = \frac{1}{2} D = \frac{1}{2} (40,64 - 0,874) = 19,883$

$W_1 = \frac{1}{6} . 0,874^2 = 0,127\ cm^3$

$M_B = 0,235 . 33,92 . 19,883 = 158,5$ kgcm/cm'

$\sigma_B = \frac{158,5}{0,127} = 1248$ kg/cm' of $\pm$ 3,4 % $\bar{\sigma} = 1206$ kg/cm^2

Berekend is $\sigma_B = 638,97$ kg/cm'.

Conclusie : Bij de berekening van Q_{dyn}, anders dan die volgens Spangler wordt een gunstiger waarde verkregen, en kan derhalve niet worden toegestaan.
Bij niet doorgeperste mantelbuizen dient gerekend te worden met $\alpha = 180^{\circ}$ en $\varphi_B = 30^{\circ}$.

Hoofdstuk IV : Eindconclusies.

1). Betwijfeld wordt, of gezien de uitkomsten, de inputgegevens juist zijn. Controles van spanningen gebaseerd op de uitkomsten en de bepaling van de in de constructie kleinst aanwezige breukveiligheid hebben in dit geval dan ook weinig zin.

2). Daar spanningsberekeningen anders dan volgens de A.S.A. code zijn toegestaan, mits met de afwijkende methode een hogere spanning wordt verkregen, zal de hoogst berekende spanning maatgevend zijn voor de bepaling van de kleinst aanwezige breukveiligheid in de constructie. Berekeningen volgens de A.S.A. Code blijken in het punt 221 voor identieke belastingsgevallen hogere tangentiële spanningsuitkomsten te geven dan de in de berekening gevolgde methode.

3). Voor de gasbuis-gedeelten voorzien van een mantelbuis kunnen zowel de laterale als axiale beddingsconstanten nul worden gesteld, mits kan worden aangetoond dat gas- en mantelbuis geen samenwerkende constructie vormen. De grootte der speling in de mantelbuis wordt mede bepaald door de dikte van de toe te passen thinsulators. E.e.a. dient in de berekening dan ook vermeld te worden.

4). Voor in sleuven gelegde buizen dient in het algemeen te worden gerekend met $\alpha = 180^{\circ}$ en $\varphi_B = 30^{\circ}$, tenzij kan worden aangetoond dat de grondtegendruk $\sigma_{gr} > 0{,}5\ P_{w.e.}$ Gerekend mag worden met $\varphi_{B.max} = 120^{\circ}$ indien $\sigma_{gr} = 0{,}9\ P_{w.e.}$

5). In de uit de hand gemaakte correctie-berekeningen t.p.v. gedeelten van de constructie waar de geëiste breukveiligheid niet wordt gehaald, is verzuimd tevens een correctie voor de langswrijving aan te brengen. Alle van invloed zijnde factoren op de uitkomsten zullen worden verdisconteerd middels een computer-berekening, indien voor de betreffende gedeelten $k_L = 0$ en $k_w = 0$ als input gegeven worden ingevoerd.

6). In verband met het onder punten 1 tot en met 5 vermelde kan omtrent de wel of niet aanwezigheid van de geëiste breukveiligheid geen oordeel worden gegeven.